

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI
FAKULTA STROJNÍ

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

DIPLOMOVÁ PRÁCE

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

Autor: **Peter FEDOR**

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

Akademický rok 2013/2014

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI

Fakulta strojní

Akademický rok: 2013/2014

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

(PROJEKTU, UMĚLECKÉHO DÍLA, UMĚLECKÉHO VÝKONU)

Jméno a příjmení: **Ing. Peter FEDOR**
Osobní číslo: **S13N0008P**
Studijní program: **N2301 Strojní inženýrství**
Studijní obor: **Stavba jaderně energetických zařízení**
Název tématu: **Návrh a výpočet výměníku tepla sůl - sůl 570 MW v primárním okruhu MSR (max. teplota 720 °C) včetně tlakových ztrát, typ se segmentovými přepážkami typu Helix se šroubovitými přepážkami v mezitrubkovém prostoru. Fluoridové sole dle ALISIE. Konstrukční materiál MONICR.**
Zadávací katedra: **Katedra energetických strojů a zařízení**

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

Máte za úkol:

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

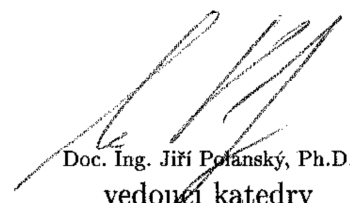
Rozsah grafických prací: 1 - 2 výkresy
Rozsah pracovní zprávy: 50 - 70 stran A4
Forma zpracování diplomové práce: tištěná/elektronická
Seznam odborné literatury:

- 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: 1. listopadu 2013
Termín odevzdání diplomové práce: 23. května 2014


Doc. Ing. Jiří Staněk, CSc.
děkan




Doc. Ing. Jiří Polanský, Ph.D.
vedoucí katedry

V Plzni dne 25. října 2013

ANOTAČNÍ LIST DIPLOMOVÉ PRÁCE

AUTOR	Příjmení Fedor	Jméno Peter	
STUDIJNÍ OBOR	2302T041 Stavba jaderně energetických zařízení		
VEDOUcí PRÁCE	Příjmení (včetně titulů) Ing. Valenta, CSc..	Jméno Václav	
PRACOVIŠTĚ	ZČU – FST – KKE		
DRUH PRÁCE	DIPLOMOVÁ	BAKALÁŘSKÁ	Nehodící se škrtněte
NÁZEV PRÁCE	Návrh a výpočet výměníku tepla sůl – sůl 570 MW v primárním okruhu MSR (max. teplota 720 °C) včetně tlakových ztrát, typ se segmentovými přepážkami typu Helix se šroubovitými přepážkami v mezitrubkovém prostoru. Fluoridové sole dle ALISIE. Konstrukční materiál MONICR.		

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

POČET STRAN (A4 a ekvivalentů A4)

CELKEM	76	TEXTOVÁ ČÁST	74	GRAFICKÁ ČÁST	2
---------------	----	---------------------	----	----------------------	---

STRUČNÝ POPIS (MAX 10 ŘÁDEK) ZAMĚŘENÍ, TÉMA, CÍL POZNATKY A PŘÍNOSY	Diplomová práce řeší problematiku vysokoteplotního výměníku typu Helix z konstrukčního materiálu MoNiCr, přičemž jako teponosné médium jsou použity fluoridové soli. Práce shrnuje důležité materiálové parametry uvedených materiálů. Je proveden tepelný výpočet výměníku
KLÍČOVÁ SLOVA ZPRAVIDLA JEDNOSLOVNÉ POJMY, KTERÉ VYSTIHUJÍ PODSTATU PRÁCE	Výměník tepla, šroubovicové obtékání, fluoridové soli, korekční faktory, MoNiCr, Matlab

SUMMARY OF DIPLOMA SHEET

AUTOR	Surname Fedor	Name Peter	
FIELD OF STUDY	2302T041 Nuclear Power Equipment Design		
SUPERVISOR	Surname (Inclusive of Degrees) Ing. Valenta, CSc..	Name Václav	
INSTITUTION	ZČU – FST – KKE		
TYPE OF WORK	DIPLOMA	BACHELOR	Delete when not applicable
TITLE OF THE WORK	Design and calculation of heat exchanger salt - salt 570 MW in the primary circuit MSR (max. temperature 720 ° C) including pressure loss type with segmental baffles type Helix spiral partitions in the space between the pipes. Fluoride salts by Alisia. Construction material MONICR		

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

POČET STRAN (A4 a ekvivalentů A4)

TOTALLY	76	TEXT PART	74	GRAPHICAL PART	2
----------------	----	------------------	----	-----------------------	---

BRIEF DESCRIPTION TOPIC, GOAL, RESULTS AND CONTRIBUTIONS	This thesis addresses the issue of high heat Helix type of construction material MoNiCr, pricy as the heat transfer medium used fluoride salts. The paper summarizes the important material properties of these materials. It made heat exchanger calculation
KEY WORDS	Heat exchanger, helical wrapping, fluoride salts, correction factors, MoNiCr, Matlab

Prohlášení o autorství

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

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

V Plzni dne:

.....
podpis autora

Obsah

Zoznam obrázkov a tabuliek	8
Zoznam symbolov a skratiek	10
Úvod	11
1 Výmenník tepla so skrutkovicovými prepážkami	14
2 Materiály vhodné pre použitie v reaktoroch IV generácie.....	17
2.1 Nikel a jeho zliatiny.....	19
2.1.1 Zliatiny na bázy niklu	19
2.2 Metalurgia niklových zliatin.....	21
2.3 Korózna odolnosť niklových zliatin	22
2.4 Creepové vlastnosti	22
2.5 Vlastnosti zliatiny MoNiCr (vývoj spoločnosti Škoda JS).....	24
3 Materiálové vlastnosti fluoridových solí.....	28
3.1 Fluoridové soli.....	30
3.1.1 Termofyzikálne vlastnosti soli LiF-NaF-BeF ₂ (15-58-27% .mol).....	31
3.1.2 Termofyzikálne vlastnosti soli NaF-NaBF ₄ (8-92% mol)	34
3.1.3 Použité Termofyzikálne vlastnosti vo výpočte	37
4 Návrhový výpočet.....	38
4.1 Súčiniteľ prestupu tepla v trubkovom priestore	44
4.1.1 Súčiniteľ prestupu tepla pri laminárnom prúdení.....	45
4.1.2 Súčiniteľ prestupu tepla pri prechodovom a turbulentnom prúdení	45
4.2 Súčiniteľ prestupu tepla v medzitrubkovom priestore.....	46
4.2.1 Súčiniteľ prestupu tepla pri šikmom respektíve skrutkovicovom obtekaní trubiek	47
4.2.2 Kontrolný výpočet výmenníku	53
4.2.3 Numerické riešenie diferenciálnych rovníc pre zdieľanie tepla.....	55
4.3 Tlakové straty	58
4.3.1 Tlakové straty v trubkovom priestore	59
4.3.2 Tlakové straty v medzitrubkovom priestore pri šikmom resp. skrutkovicovom otekaní trubiek	61
5 Príklad výpočtu	65
5.1 Tepelný výpočet	65

5.1.1	Výpočet súčiniteľa prestupu tepla v trubkovom priestore	65
5.1.2	Súčiniteľ prestupu tepla v medzitrubkovom priestore	66
5.1.3	Tepelný výpočet výmenníku metódou NTU.....	68
5.2	Výpočet tlakových strát	71
5.2.1	Tlakové straty v trubkovom priestore	71
6	Záver.....	74
	Zoznam použitej literatúry	75

Zoznam obrázkov a tabuliek

Obrázky:

Obr. 1	Generácie vývoja jadrových reaktorov	12
Obr. 2	Typ výmenníku vyvíjaný v USA	14
Obr. 3	Navrhovaná koncepcia výmenníku so skrutkovicovými prepážkami	15
Obr. 4	Navrhovaná koncepcia výmenníku so skrutkovicovými prepážkami	15
Obr. 5	Prúdenia vo výmenníkoch s kolmými a skrutkovicovými prepážkami	16
Obr. 6	Obtokové prúdy	16
Obr. 7	Krivka tečenia [13]	24
Obr. 8	Tepelná závislosť medze pevnosti a medze klzu na teplote	25
Obr. 9	Ťažnosť a kontrakcia pri zvýšených teplotách.....	25
Obr. 10	Špecifické teplo MoNiCr	26
Obr. 11	Závislosť tepelnej difúzie	27
Obr. 12	Závislosť tepelnej vodivosti.....	27
Obr. 13	Meranie hustoty zmesi A	33
Obr. 14	Experimentálne údaje kinematickej viskozity solí Na, Li, Be/F	33
Obr. 15	Tepelná vodivosť pre rôzne fluoridy	33
Obr. 16	Rovnovážny binárny fázový diagram zmesi NaF-NaBF ₄ [19]	34
Obr. 17	Tlak sýtej pary fluoridovej soli NaF-NaBF ₄	35
Obr. 18	Závislosť hustoty na teplote pre soľ NaF-NaBF ₄	35
Obr. 19	Merná tepelná kapacita niektorých solí	36
Obr. 20	Závislosť dynamickej viskozity na teplote pre soľ NaF-NaBF ₄	36
Obr. 21	Závislosť súčiniteľa tepelnej vodivosti na teplote pre soľ NaF-NaBF ₄	37
Obr. 22	Krivky priebehov teplôt vo výmenníku	39
Obr. 23	Teplotný profil pracovnej látky pri protiprúdom usporiadaní	39
Obr. 24	Prestup tepla z TP do MP	40
Obr. 25	Laminárne a turbulentné prúdenie v trubke	42
Obr. 26	Rádový prehľad hodnôt Prandtlova kritéria.....	43
Obr. 27	Hydrodynamická a teplotná stabilizačná dĺžka.....	44
Obr. 28	Skrutkovicové obtekanie trubiek	47
Obr. 29	Určenie rozteče trubiek	49
Obr. 30	Usporiadanie trubkového zväzku.....	50
Obr. 31	Usporiadanie prietochného prierezu a zaplneného priestoru	51
Obr. 32	Činná dĺžka trubiek	52

Obr. 33	Metóda ε – NTU	55
Obr. 34	Metóda Θ – NTU	55
Obr. 35	Tepelná bilancia vytknutého elementu pri protiprúdom výmenníku.....	56
Obr. 36	Schéma numerického výpočtu teplôt v protiprúdom výmenníku.....	57
Obr. 37	Priebeh teplôt vo výmenníku	70
Obr. 38	Priebeh súčiniteľa prestupu tepla.....	70

Tabuľky:

Tab. 1	Teplotná závislosť hustoty zliatiny MoNiCr	26
Tab. 2	Špecifické teplo zliatiny MoNiCr	26
Tab. 3	Tepelná vodivosť zliatiny MoNiCr.....	27
Tab. 4	Všeobecné požiadavky na reaktory IV. generácie.....	28
Tab. 5	Porovnanie vlastností chladív [17]	29
Tab. 6	Použitie rôznych typov roztavených solí v rôznych projektoch.....	30
Tab. 7	Vhodné zloženia fluoridových solí [15]	32
Tab. 8	Vlastnosti soli LiF-NaF-BeF ₂ [15].....	32
Tab. 9	Povrchové napätie [23]	37
Tab. 10	Hodnoty vlastností solí použitých vo výpočte	37
Tab. 11	Vzťahy pre výpočet prične obtekaných radov trubiek n_{rc} [1]	50
Tab. 12	Vzťahy pre výpočet prietochného prierezu zaplneného priestoru [1]	51
Tab. 13	Vzťah pre výpočet stratového súčiniteľa prične obtekania trubiek [1].....	62

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		Medzitrubkový 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
TP		Trubkový priestor
T	[K]	termodynamická teplota
u	[m.s ⁻¹]	rýchlosť prúdenia
x	[-]	bezrozmerná súradnica v smere prúdenia
X	[m]	stabilizační dĺžka
α	[W.m ⁻² .K ⁻¹]	súčiniteľ prestupu tepla
ε	[-]	účinnosť výmenníku
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

Úvod

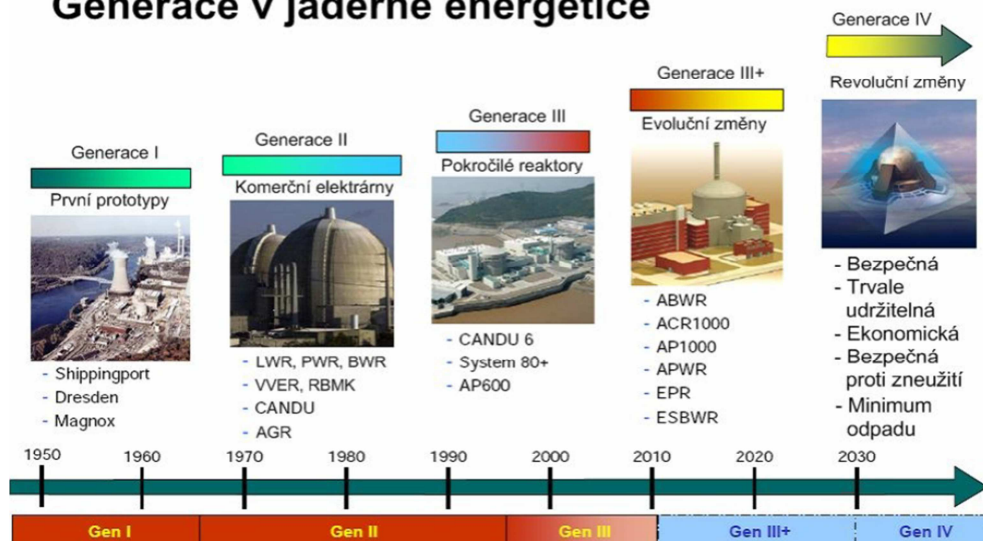
Jadrové elektrárne v súčasnosti vyrábajú asi jednu tretinu elektrickej energie a pokrývajú 14 % spotreby energie v EÚ. Jadrová energia je nízkouhlíková alternatíva k fosílnym palivám a predstavuje dôležitú súčasť štruktúry energetických zdrojov mnohých členských štátov. V dôsledku černobyľskej katastrofy v roku 1986 a jadrovej katastrofy v japonskej Fukušime v roku 2011 sa však jadrová energia stala veľmi kontroverznou. Rozhodnutie Nemecka postupne upustiť od využívania jadrovej energie do roku 2020, ako aj dočasné zatvorenie dvoch belgických reaktorov po tom, čo boli minulý rok objavené trhliny v ich nádržiach, vystupňovali nátlak na skončenie využívania jadrovej energie v Európe. Výlučnú zodpovednosť za rozhodnutie, či jadrovú energiu využívať alebo nie, však majú samotné členské štáty. Napriek tomu sa na úrovni EÚ vynakladá väčšie úsilie o zlepšenie bezpečnostných noriem jadrových elektrární a zaistenie bezpečnej manipulácie s jadrovým odpadom a jeho likvidácie.

Pri riešení všeobecného nedostatku tzv. konvenčnej energie v 50. rokoch 20. storočia sa šesť zakladajúcich štátov zameralo na jadrovú energiu, ako na prostriedok na dosiahnutie energetickej nezávislosti. Pretože náklady na investície do jadrovej energetiky presahovali možnosti jednotlivých krajín, zakladajúce členské štáty sa spojili, aby vytvorili Európske spoločenstvo pre atómovú energiu. Všeobecným cieľom Zmluvy o Euratome je prispieť k vytvoreniu a rozvoju jadrového priemyslu v Európe, aby všetky členské štáty mohli ťažiť z rozvoja atómovej energie, a zaistiť bezpečnosť dodávok energie. Zmluva zároveň zaručuje vysoké bezpečnostné normy pre verejnosť a zabraňuje tomu, aby sa na vojenské účely zneužili jadrové materiály, ktoré sú určené hlavne na civilné využitie. Právomoci Euratomu sú obmedzené na mierové civilné využitie jadrovej energie.

Nielen EÚ sa snaží o rozvoj jadrovej energetiky, ale taktiež celý svet. Snaha je nahradiť súčasné jadrové elektrárne novšími, lepšími a hlavne bezpečnejšími. Jadrová energetika počíta s nasadením reaktorov 4 generácie. Je známych 6 ambiciózných projektov, vybraných zoskupením GIF (Generation IV International Forum) z mnohých ďalších k dôkladnejšiemu vývoju s tým, že by mali nahradiť dnešné reaktory generácie 3. Reaktory by mali využívať jednak podstatne vyššiu teplotu než existujúce projekty, jednak sa počíta s uzavretím palivového cyklu. Hlavným cieľom

je však aspoň čiastočný prechod na Tórium – Uránový palivový cyklus a využitie množivých zón s produkciou štiepateľného Plutónia Pu239 z neštíepateľného uránu U238. vývoj jadrových reaktorov stručne vystihuje (Obr.1).

Generace v jaderné energetice



Obr. 1 Generácie vývoja jadrových reaktorov

Spomínaná šesťica jadrových reaktorov 4. generácie je nasledovná:

- Sodíkom chladený rýchly reaktor SFR (Sodium cooled Fast Reactor),
- Plynom chladený rýchly reaktor GFR (Gas cooled Fast Reactor),
- Olovo chladený rýchly reaktor LFR (Lead cooled Fast Reactor),
- Superkritickou vodou chladený reaktor SCWR (Super Critical Water cooled Reactor),
- Vysokoteplotné reaktor VHTR (Very High Temperature Reactor),
- Reaktor s roztavenými soľami MSR (Molten Salt Reactor).

Niektoré z týchto projektov počítajú s teplotami až 1000 ° C.

Ďalším intenzívne vyvíjaným projektom je AHTR (Advanced High Temperature Reactor), ktorý v podstate nadväzuje na projekt VHTR chladený héliom. Na rozdiel od neho používa projekt AHTR ako chladivo roztavenej fluoridovej soli, ktoré majú značne lepšie termofyzikálne vlastnosti (predovšetkým vysokú objemovú tepelnú kapacitu a pracovné tlaky blízke atmosférickému), vďaka ktorým je primárny okruh odvodu tepla reaktora AHTR kompaktnější a výkonnejší. Tekutými soľami a ich vlastnosťami pre systém odvodu tepla sa zaoberajú ďalšie kapitoly tejto práce. Projekt počíta s dosiahnutím teplôt až 1000 °C, ktoré budú využité pri vysoko efektívnej výrobe elektrickej energie. Očakáva sa účinnosť výroby elektrickej energie takmer 50%. Viac informácií je v prácach [10] a [11].

Významný je tiež projekt reaktora s roztavenými soľami MSR, ktorý bol veľmi dobre preskúmaný v 60. rokoch na projekte MSRE (Molten Salt Reactor Experiment). Projekt MSR má mnoho špecifických vlastností, ktoré ho odlišujú od ostatných reaktorov 4. generácie, vid' [21]. Z uvedeného je zrejmé, že pre moderné vysokoteplotné výkonné reaktory bude treba vyvinúť výkonný systém odvodu tepla, ktorý bude spoľahlivo pracovať pri teplotách okolo 1000 °C. Evidentne tu nájdú svoje uplatnenie roztavené soli, ktoré majú pre tieto účely veľmi výhodné vlastnosti. Neodmysliteľne s tým tiež súvisí výber vhodného konštrukčného materiálu, ktorý by v prostredí roztavených solí za vysokých teplôt vykazoval trvanlivosť a spoľahlivosť. Pritom tiež musí mať vhodné materiálové fyzikálne vlastnosti, aby bol schopný využiť vynikajúcich vlastností tekutých solí. Samostatným problémom je posúdenie správania oboch materiálov v neutrónovej a radiačným poli reaktorov.

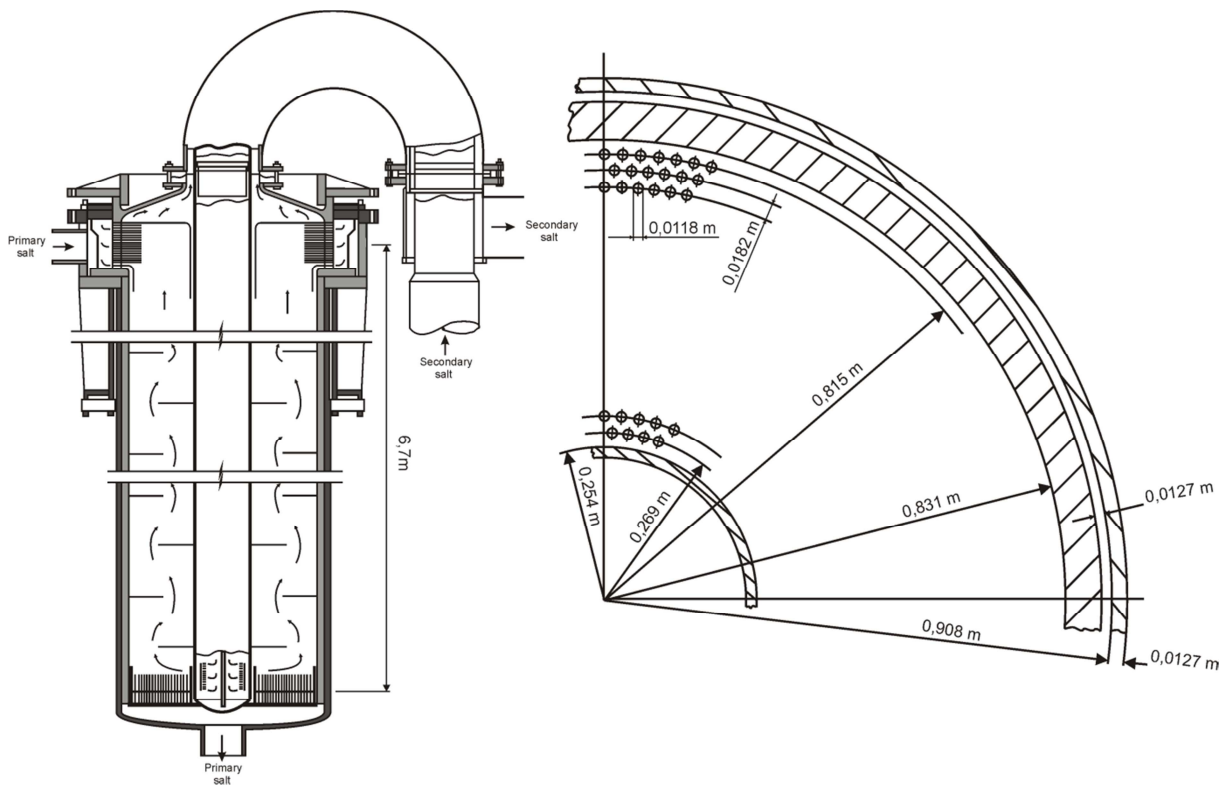
V tejto práci sú postupne zhodnotené materiálové vlastnosti roztavených fluoridových solí a konštrukčného materiálu MoNiCr z pohľadu vhodnosti k realizácii vysokoteplotného výmenníka pre systém odvodu tepla budúcich reaktorov

Ďalšia časť práce sa venuje tepelnému výpočtu, určeniu tlakových strát a výpočtu korekčných faktorov výmenníka z vyššie uvedených materiálov. Rozmery výmenníku boli určené podľa podobného výmenníku vyvinutého v USA. Podrobne je vykonaná teoretická príprava určovania súčiniteľa prestupu tepla pri vnútornom prúdení a korekčných faktorov. Ďalej je vykonaný tepelný výpočet výmenníka metódou $\varepsilon - NTU$, metóda $\Theta - NTU$ a metódou numerického riešenia rovníc zdieľania tepla.

Účelom tejto práce nie je kompletný návrh, výpočet a podrobné rozpracovanie konštrukcie výmenníka, pretože neboli zadané konkrétne požiadavky. Práca skôr ukazuje možnosti z hľadiska materiálu, zníženia tlakových strát v medzitrubkovom priestore použitím skrutkovicového obtekania trubiek a výpočtových postupov pri ďalšom riešení podobných úloh.

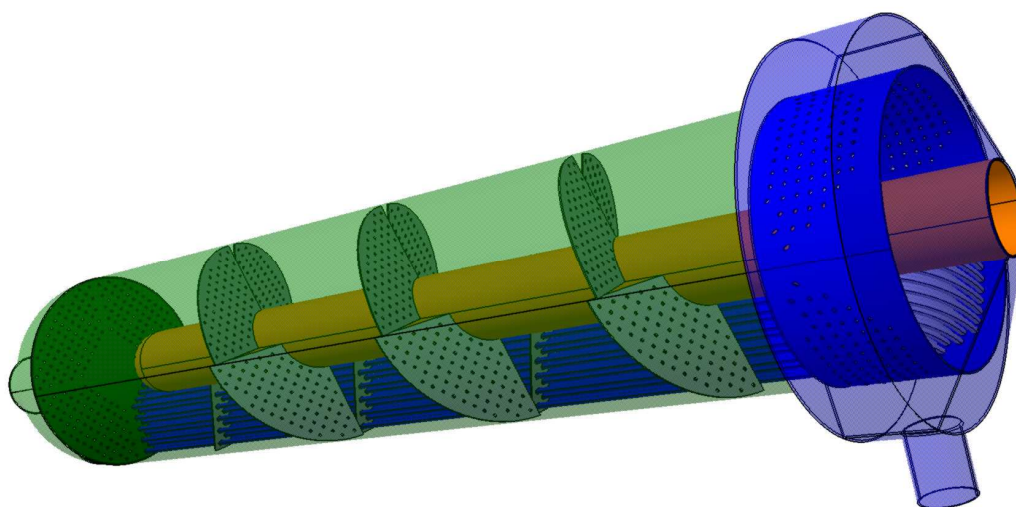
1 Výmenník tepla so skrutkovicovými prepážkami

Pre návrh výmenníka so skrutkovicovým usporiadaním prepážok v práci poslužil obdobný výmenník s kolmými prepážkami vyvíjaný pre MSBR reaktory (molten salt breeder reactor) v USA, vid' v [4].

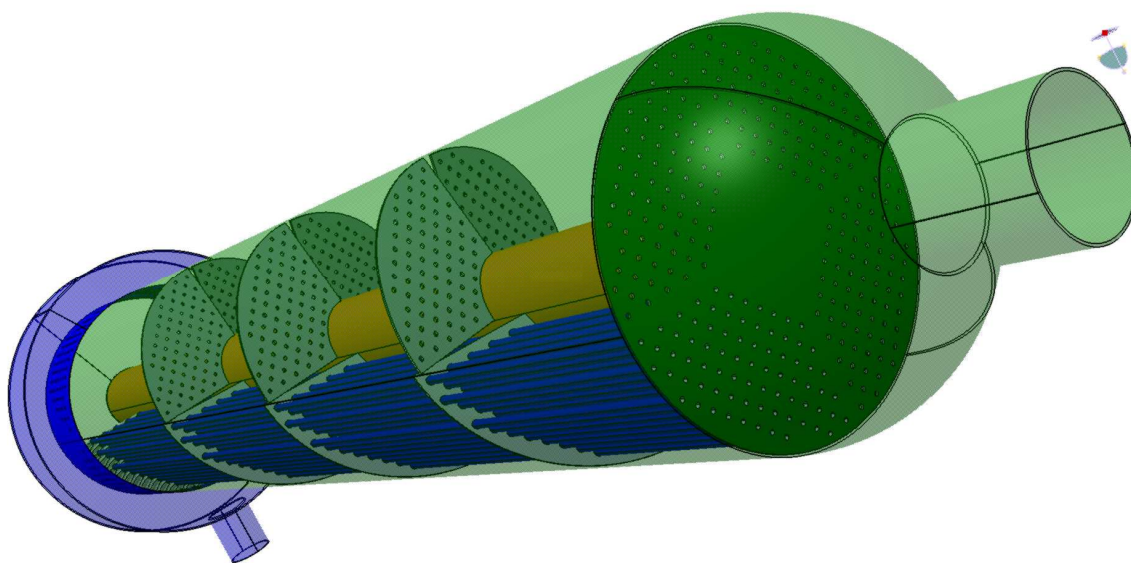


Obr. 2 Typ výmenníku vyvíjaný v USA

Typ vyvíjaný v USA, ktorý je zobrazený na obrázku 2 má usporiadanie prepážok kolmé. Navrhovaná koncepcia výmenníka sa líši v tom, že segmenty prepážok sú usporiadané do skrutkovice. Ostatné konštrukčné usporiadania boli zachované z pôvodnej konštrukcie, ako napríklad celková dĺžka a priemer výmenníku, veľkosť a rozloženie trubiek a smer toku horúceho a studeného prúdu. Ako konštrukčný materiál pri použití fluoridových solí je navrhovaný materiál MoNiCr vyvinutý spoločnosťou Škoda JS. Celková koncepcia je viditeľná na nasledujúcom obrázku 3 a 4, podrobnejšie je rozkreslená v priloženej výkresovej dokumentácii v prílohe 2.

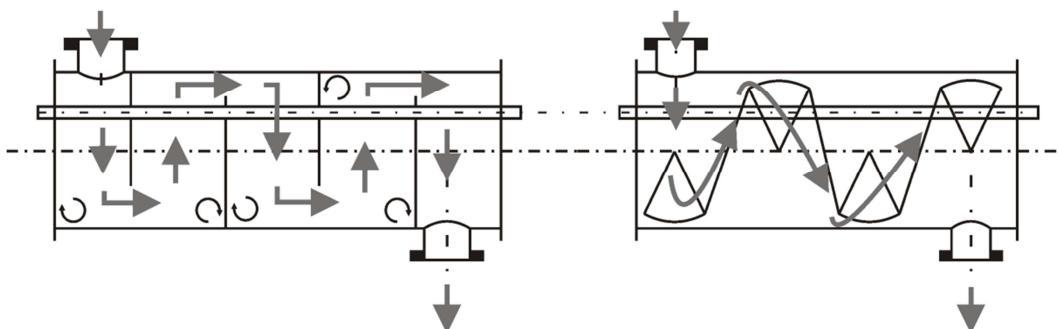


Obr. 3 Navrhovaná koncepcia výmenníku so skrutkovicovými prepážkami



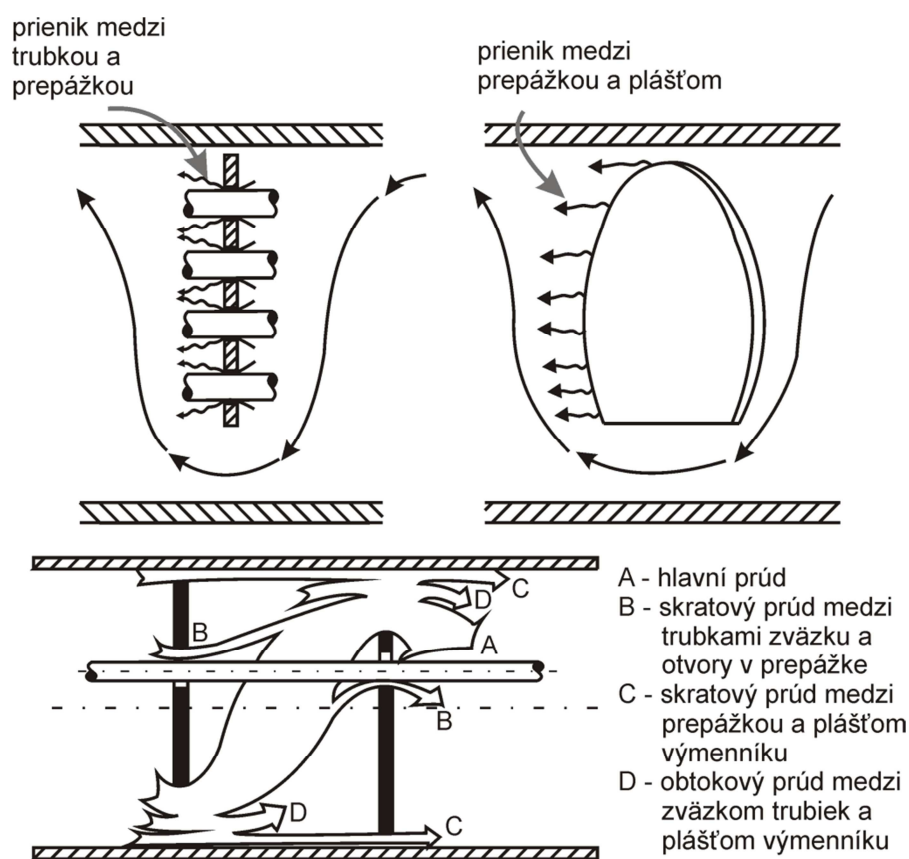
Obr. 4 Navrhovaná koncepcia výmenníku so skrutkovicovými prepážkami

Výmenník so skrutkovicovým obtekaním trubiek (typ Helix) by mal ponúknuť nasledujúce výhody, ako sú zvýšenie rýchlosti prenosu tepla, pokles podielu tlakových strát v medzitrubkovom priestore, zníženie obtokového efektu, znížiť vibrácie spôsobené pri prúdení média a zníženie nákladov na údržbu ako pri klasickom usporiadaní kolmých prepážok [6]. Odlišnosti v prúdení média cez výmenník je vidno na nasledujúcom obrázku 5:



Obr. 5 Prúdenia vo výmenníkoch s kolmými a skrutkovicovými prepážkami

Obtokové prúdy, ktoré vznikajú pri kolmých prepážkach priamym nárazom média na kolmú prepážku sa pri type Helix eliminujú práve skrutkovicovým obtekaním trúbek kedy náraz média na prepážku je sklonený o uhol sklonu prepážok, čo tieto obtokové prúdy znižuje. Niektoré obtokové prúdy vznikajúce pri prúdení média okolo kolmých prepážok sú znázornené na nasledujúcom obrázku 6 [6]:



Obr. 6 Obtokové prúdy

Všetky tieto rozdiely pri prúdení média cez výmenník nám vo výpočte zahrňujú korekčné faktory, ktoré sa v niektorých prípadoch líšia od korekčných faktorov pri výpočte klasického výmenníku s kolmým usporiadaním prepážok a niektoré sa úplne zanedbávajú. Korekčnými faktormi sa v tejto práci budeme ďalej zaoberať a popisovať ich bližšie.

2 Materiály vhodné pre použitie v reaktoroch IV generácie

Pre stavbu reaktorov IV generácie sú potrebné nové materiály, ktoré musia vyhovovať vysokým nárokom na koróziuodornosť v prostredí roztavených fluoridových solí, creepovú odolnosť a odolnosť proti degradácii v dôsledku ožiarenia neutrónmi.

V súčasnosti je predovšetkým v Spojených štátoch, v Japonsku, v Európskej únii, teoreticky aj experimentálne skúmaných niekoľko systémov transmutácie založených na využití štípných reakcií alebo na záchytech tepelných neutrónu. Jednou z najnádejnejších metód sa javí systém označovaný ako ADTT (Accelerator Driven transmutation Technology). ADTT systém musí byť doplnený priebežným odstraňovaním premenených zložiek vyhoreného paliva z transmutačného reaktora a navrátením zatiaľ netransmutovaných častí paliva späť do reaktora. To možno najlepšie zaistiť použitím transmutačného reaktora s kvapalným palivom. Jednou z možností je použitie kvapalného paliva na báze fluoridových a boridových solí. Tento prístup v súčasnosti predstavuje českú koncepciu transmutácie vyhoreného paliva [8].

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 600 - 700 °C. Takéto prostredie je však korózne silne agresívne. Z bežných materiálov dané požiadavky spĺňajú len niektoré niklové zliatiny. Požadovaná vysoká korózna odolnosť voči prostrediu roztavených fluoridových solí musí byť tiež podopretá dostatočnými creepovými vlastnosťami a vysokou odolnosťou voči radiačnému skrehtnutiu. [8]

Korózna odolnosť niklových zliatin v prostredí fluoridových solí

Ako základné cirkulujúce médium v reaktore pri technológii ADTT sa používajú prípravky roztavených fluoridov obsahujúce LiF, BeF₂, UF₄, ZrF₄, PuF₃ a ThF₄ v rôznych koncentráciách. V týchto zmesiach roztavených fluoridov sa uskutočňuje jednak štípná reakcia a zároveň slúži ako teplovýmenné médium. Teplota roztavených solí je obvykle v rozmedzí 500 - 750 °C. V chladiacom okruhu sa využívajú zmesi roztavených solí NaBF₄ a NaF [12]. Používané 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 výraznému vzniku vodíku.

Z hľadiska korózie musia byť použité materiály korózne 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 vznikajúci v taveninách fluoridu za prítomnosti vlhkosti. [12]

Bola vykonaná rada laboratórnych a prevádzkových korózných skúšok s roztavenými fluoridovými soľami. Boli sledované klasické austenitické nehrdzavejúce ocele typu AISI 304 (CrNi 18-10) a AISI 316 (CrNiMo 18-10-3) 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 zliatinou na báze Ni. Najbežnejšie používaná niklová zliatina je Hasteloy N (alebo jeho modifikovaná forma s Ti) a ako alternatíva je uvádzaná zliatina Hasteloy B. U typu zliatin Hasteloy B existuje niekoľko 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. Obecné 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]

2.1 Nikel a jeho zliatiny

Ako najvhodnejšie materiály sa nám javia niklové zliatiny. Nikel kryštalizuje v kubickej plošne stredenej mriežke. Je feromagnetický, má dosť vysokú pevnosť, ktorá tvárnením za studena stúpa až na 1000 MPa. Vyniká dobrými mechanickými vlastnosťami. Pri teplotách pod 0 °C dobre odoláva korózii v priemyselnej atmosfére. Dobré sa spracováva za studena i za tepla, dá sa dobre leštiť a povrchovo opracovať. Má taktiež dobrú zvarateľnosť. Prevažná časť niklu sa spotrebuje do zliatinových ocelí, na výrobu zliatin so zvláštnymi fyzikálnymi vlastnosťami a na ponikovanie.

U bežne používaného niklu je čistoty nad 99 %. Ešte vyššia čistota potláča precipitáciu na hraniciach zŕn pri dlhodobom ohreve na vyššie teploty, umožňuje zváranie a zvyšuje jeho odolnosť proti korózii. Nikel nie je náchylný ani ku koróznemu praskaniu pod napätím v lúhoch, ani v chloridoch. Technicky čistý nikel v oxidačnom prostredí odoláva korózii, pokiaľ nie je porušený pasivačný oxidačný film.

V redukčnom prostredí je jeho korózna odolnosť veľmi dobrá.

Stálosť niklu je daná väčšinou jeho elektrochemickou ušľachtilosťou, aj keď za určitých podmienok dochádza u neho k pasivácii oxidačného charakteru. Oxidačné činidlá v koróznom prostredí však koróziu niklu skôr urýchľujú, pretože elektrochemická ušľachtilosť niklu znemožňuje koróznym procesom s vodíkovou depolarizáciou. [12]

2.1.1 Zliatiny na bázy niklu

Koróziivzdorné zliatiny na báze niklu majú prevažne austenitickú štruktúru. Nadväzujúcu na austenitickej chrómniklovej oceli s obsahom 8-29% Ni, ktorý v zliatinách niklu stúpa až do 80% Ni. Obsah chrómu nad 15% zabezpečuje ich pasiváciu.

Zliatiny Ni – Mo – Fe bývajú modifikované pre zvýšenie koróznej odolnosti a zlepšenie ostatných vlastností ďalšími prvkami vrátane niekoľkých percent molybdénu a medi.

Skupina Ni – Mo – Cr má vyšší obsah molybdénu (15-30%), čo zvyšuje odolnosť aj v redukčnom prostredí. Pri vyššom obsahu chrómu je zaistená odolnosť aj v prostredí oxidačnom.

Zliatiny na báze Ni – Cu sú reprezentované Monelovým kovom, najstaršou niklovou zliatinou používanou pre vysoko agresívne prostredie v chemickom priemysle, ktorá má významnú pevnosť.

K niklovým zliatinám patrí aj čistý nikel, ktorý má veľmi dobré antikoročné aj mechanické vlastnosti, ale v niektorých prostrediach je cenou a dostupnosťou menej výhodný.

Zliatiny niklu majú vynikajúcu odolnosť proti lokálnym koróziám, ako je korózne praskanie, bodová a štrbinová korózia, v oxidačných kyselinách s obsahom halogenidov bežne vzdorujú niekoľkým typom korózie súčasne. Tieto zliatiny sú už dlho používané a overené ich prvou generáciou. Zlepšenie ich vlastností sa dosiahlo znižovaním obsahu uhlíka až pod 0,02 % C, čo spôsobuje, že pri ohreve na kritickú teplotu scitlivenia sa začne na hraniciach vylučovať uhlík vo forme karbidov chrómu až po dlhších časoch držanie na teplote a to v užšom rozmedzí teplôt a v menšom množstve. Nové zliatiny typu 01NiCr16Mo16Fe5Ti (alloy C – 4), 02NiCr22Mo9Nb3 (alloy 625), 02NiCr28Fe9 (alloy 690), 01NiCr23Mo16Al (alloy 59), 01Ni31Cr28Mo4Cu (alloy28) sa preto vyznačujú zvýšenou odolnosťou proti medzikryštalickej korózii. Taktiež obsah kremíka je nižšia, pod 0,05 % Si, čím sa potláča precipitácia intermetalických fáz pri vysokých teplotách. Zvary týchto zliatin sú potom menej citlivé na korózne napadnutie. Zliatiny vysokej čistoty bolo možné ekonomicky vyrábať až zavedením novej kyslíkovej mimopecnej metalurgia. Zliatiny II. generácie, u ktorých sa dosahuje zníženie uhlíka aj pod 0,01 % C a vyššej čistoty chemického zloženia a mikroštruktúry zliatin, vrátane ich zvaru, vykazujú z hľadiska mechanického aj korózneho významné prednosti.

Aj keď najväčšie množstvo niklových zliatin sa spotrebuje v leteckom priemysle, stúpa ich uplatnenie v priemysle chemickom, petrochemickom, v jadrovej energetike a pri použití v morskej vode. Početné progresívne chemické technológie pri vysokých teplotách a tlakoch v náročnom koróznom prostredí by sa nezaobišli bez niklových zliatin. Ťažba kyslej ropy a kyslých plynov z hĺbok až 12 km, z mora pri teplote až 400 °C a tlaku až 200 MPa, v prostredí H₂S, SO₂, CO₂, chloridov a kyselín, vyžaduje materiály vysoko pevné a korózne odolné aj s ohľadom na zvýšené nebezpečenstvo praskania koróziou pri napätí za týchto podmienok.

Použitie kvalitnejšie materiály podmieňujú ďalšiu životnosť a spoľahlivosť výrobného zariadenia. Ide o zníženie počtu opráv, prestojov, oddialenie generálnej opravy, čo má priaznivý vplyv na zníženie nákladov na opravy, na zvýšenie ročnej výroby a na zníženie investičných nákladov na obnovu zariadenia. Progresívne

materiály umožňujú i využitie vyšších teplôt a tlakov vo výrobe. Znižovanie váhy zariadenia vzhľadom k vyšším pevnostným vlastnostiam.

Obdobne sa uplatňujú tieto materiály aj v početných zariadeniach pracujúcich s morskou vodou, ako sú závody na morskom pobreží, odsolovanie morskej vody na pitnú a úžitkovú, v chladičoch (národný priemysel, plavidlá, platformy pre ťažbu ropy a plynov z morských šelfov).

Doterajšia skúsenosť jasne preukazuje, že cenovo drahšie vysoko legované nehrdzavejúce materiály, použité na patričných miestach sú vysoko ekonomické. [12]

2.2 Metalurgia niklových zliatin

Základné niklové zliatiny sú najviac používané pre tepelne namáhané časti. Používajú sa pri homologickej teplote a zahŕňajú vyše 50% materiálov v leteckom priemysle. Ich fyzikálna metalurgia je prepracovaná a náročná. Avšak vzťah vlastností k štruktúre v týchto systémoch je určite dobré poznať pre všetky materiály pre použitie na teploty 650-1100 ° C.

V rokoch 1940-1965 sa vlastnostiam priradzovala väčšiu pozornosť pre aplikácie ako napríklad lopatky pre letecké motory, pre vysokoteplotné pevnosť v ťahu, krátkodobé medzi pevnosti a odolnosti voči korózii. Naopak navrhované priemyselné plynové turbíny požadovali hnané a zliatinové rozdeľovacie lopatky s dlhým časom lomových vlastností (požadujúce postupne vysoký stupeň stability) a dobrou vysokoteplotnú odolnosť proti korózii.

Teraz s príchodom leteckého inžinierstva požadujúce materiály pre dlhé obdobie prevádzky a priemyselné plynové turbíny pri vrcholiacej výrobe elektrickej energie, potrebujú kombináciu týchto požiadaviek na vlastnosti s odolnosťou proti únave, tepelnej odolnosti proti únave, nízkou teplotnou rozťažnosťou. Čiže stroje ako letecké motory pre pokročilých dopravných systémov zamerané na 5000-40000 hodín životnosti a priemyselné turbíny zamerané na 5000-100000 hodín životnosti, vyžadujú primárnu pozornosť z mnohých faktorov pre zabezpečenie vysokého výkonu a spoľahlivosti v prevádzke.

K zhode s týmito problémami nových nástrojov a nové metalurgické stratégie sú vyvíjané a študované základné charakteristiky austenitických pevných systémov. [12]

2.3 Korózna odolnosť niklových zliatin

V jadrovej energetike pri technológii ADTT (Acceleration Driver transmutation Technology) sú používané ako teplonosné a chladiace médium roztavenej fluoridy, ktoré môžu napádať koróziou kovové materiály. Okrem rovnomerného napadnutia môžu vznikáť aj lokálne formy korózie ako je selektívna napadnutie, pitting a korózne praskanie pod napätím. Medzi taveninou a kovovým materiálom prebiehajú elektrochemické reakcie, ktoré sú výrazne ovplyvňované teplotným gradientom pri prenose hmoty. Všeobecne platí, že rozpustnosť korózných produktov v prostredí roztavených fluoridových solí sa výrazne mení s teplotou.

Produkty oxidácie kovov v taveninách fluoridov sú úplne rozpustné v prostredí používanom v jadrovej energetike v technológii ADTT. V taveninách fluoridov nedochádza k pasivácii a korózna rýchlosť závisí na iných faktoroch vrátane termodynamickej hnacej sily korózných reakcií. Korózne napadnutie kovových materiálov závisí od typu roztavených fluoridov ako je LiF, BeF₂, UF₄ a ThF₄. Tieto roztavené fluoridy výrazne nenapadajú vhodné konštrukčné kovy a zliatiny, ale môžu byť napádané ich zložky (Fe, Ni, Cr).

Ako základné cirkulujúcej médium v reaktore pri technológii ADTT sa používajú zmesi roztavených fluoridov obsahujúce LiF, BeF₂, UF₄, ZrF₄, PuF₃ a ThF₄ v rôznych koncentráciách. V týchto zmesiach roztavených fluoridov sa uskutočňuje jednak štiepna reakcia a súčasne slúži ako teplovýmenné médium. Teplota roztavených solí je 500-750 °C. V chladiacom okruhu sa využíva zmes roztavených solí NaBF₄ a NaF. Rztavené používané fluoridové soli nereagujú so vzduchom a vodou, tlak pár je nízka, čo umožňuje systém ADTT prevádzkovať beztlakovo. Používané fluoritové soli sú vysoko agresívne za vyšších teplôt (nad používanú operačnú teplotou 750 °C), hlavne nad 850 °C, kedy dochádza k výraznému vzniku vodíka. [12]

2.4 Creepové vlastnosti

Pevnostné vlastnosti konštrukčných materiálov sú pri normálnej teplote nezávislé na čase. Pri zvýšenej teplote, všeobecne pri homologických teplotách sa bude materiál deformovať, bude tiecť, aj keď pôsobiace napätie bude nižšie ako medza klzu tohto materiálu. Bude dochádzať k tečeniu (creepu). Homologická teplota je pomer teploty deja k teplote tavenie daného materiálu

Tečenia je časovo výrazne závislá plastická deformácia materiálu pri konštantnom napätí a pri konštantnej teplote, ktorá môže za určitých podmienok viesť k lomu. Rýchlosť tečenia je všeobecne tým väčšia a čas do lomu je tým kratší, čím je vyššia teplota a napätie. Tečenia sa vyznačuje v súradniciach pomerné predĺženie ε a čas t (Obr. 7).

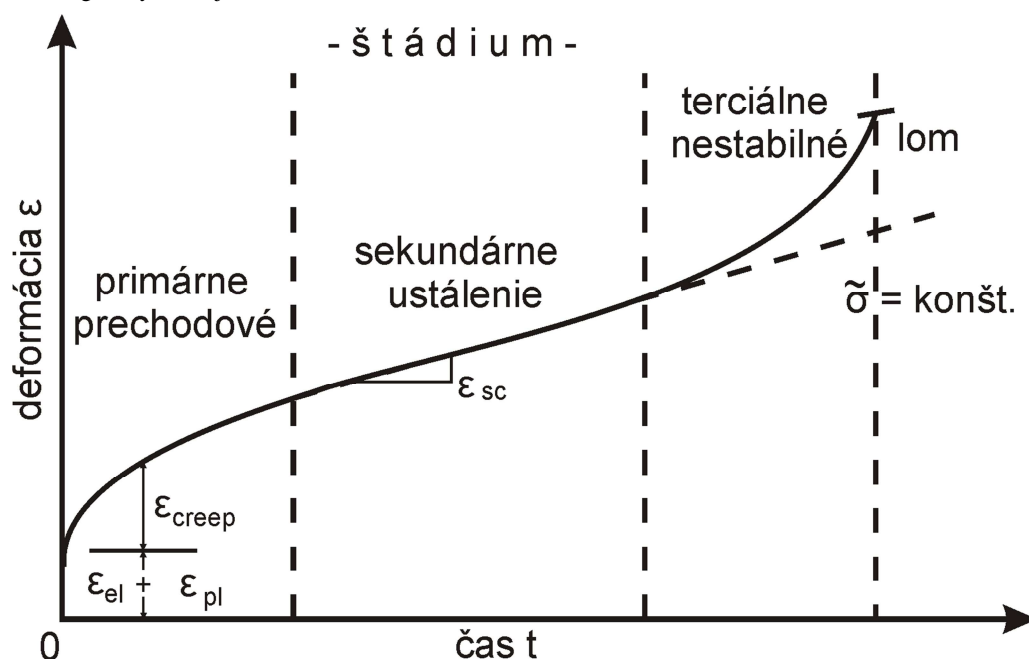
Tvar kriviek tečenia závisí na druhu materiálu, teplote skúšky a veľkosti pôsobiaceho napätia. Základným faktorom, ktorý ovplyvňuje tečenia a rozhoduje o mechanizme deformácia pri tečení, je teplota. Podľa teploty, pri ktorej tečenia prebieha, sa tečenie rozdeľuje na nízkotepelné, vysokotepelné a difúzne.

Primárne tečenie je možno veľmi zjednodušene charakterizovať ako úsek prevažujúceho vplyvu spevňovacích pochodov nad opevňovacím, tepelne aktivovanými procesy. Rozhodujúci je klzný pohyb dislokácie a spevňovanie vznikom ťažko pohyblivých hranových stupňov na skrutkových dislokáciách pri pretínaní dislokáciou. Rastie dislokačná hustota a postupne vznikajú stabilné dislokačné siete.

V sekundárnom tečení sa vplyv spevňovacích pochodov a tepelne aktivovaných spevňovacích pochodov vyrovnáva a vytvára sa medzi nimi dynamická rovnováha. Charakteristickými mechanizmami, ktoré kontrolujú tečenie v tomto úseku, sú nekonzervatívne pohyby hranových stupňov na skrutkových dislokáciách a zotavovanie dislokačnej siete. Pri vysokých napätiach štádium sekundárneho tečenia mizne, redukujú sa na inflexné body a po primárnej oblasti rovno nasleduje oblasť terciárna.

Terciárne tečenie, pri ktorom sa rýchlosť deformácie zväčšuje, je dôsledkom rastu napätia daného buď zmenšovaním prierezu kontrakcií a vznikom lokálnych defektov (mikroskopických dutín a trhliniek), alebo spojeného so zmenami štruktúry. Prvé defekty vznikajú väčšinou už v druhom štádiu tečenia, tretím štádiom tečenia je ukončené lomom.

Z hľadiska životnosti súčastí, pracujúcich za podmienok tečenia, i z teoretických hľadísk je najvýznamnejšou úsek sekundárneho tečení [13].



Obr. 7 Krivka tečenia [13]

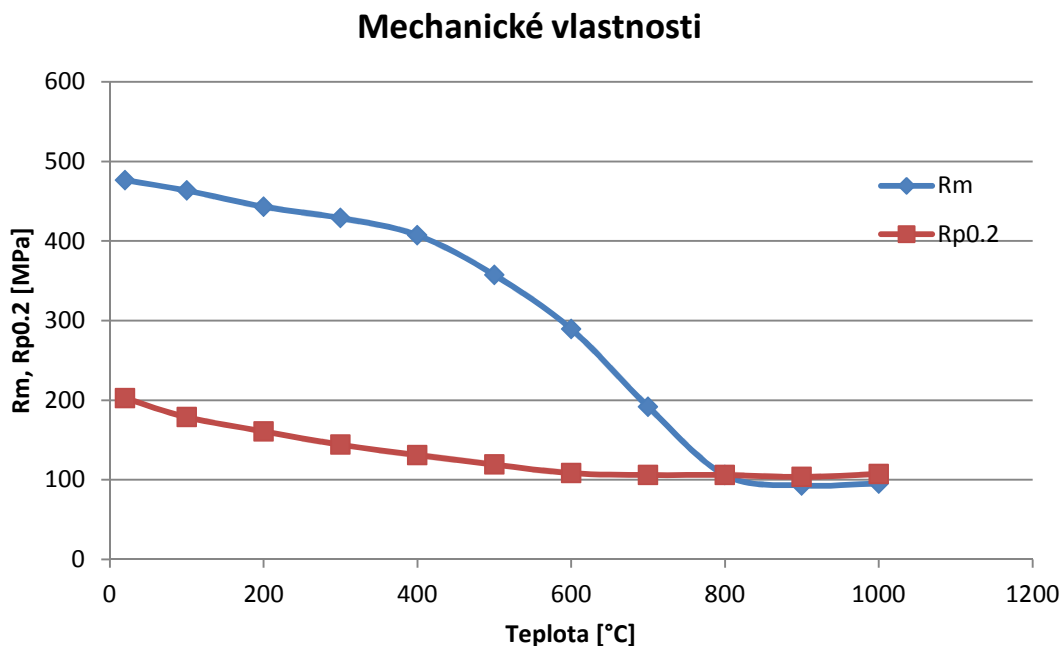
Tečenie je sprevádzané štrukturálnymi zmenami ako je kryštalografickej sklz, pohyb dislokáciou v klzových rovinách, tvorba subštruktúry, pohyb dislokáciou mimo klzové roviny, tečenie po hraniciach zrn alebo difúzia vakancií a intersticiálnych atómov.

Rýchlosť tečenia je zásadne riadená pohybom dislokácií. Okrem teploty a napätia ovplyvňuje vysokoteplotné tečenie štruktúru materiálu (prísady v tuhom roztoku brzdia pohyb dislokácií), predchádzajúce plastická deformácia za studena (vzniknuté spleti dislokáciou zväčšujú odolnosť proti tečeniu) a prostredie (prednostné napadnutia hraníc zrn urýchľuje tečenie). [14]

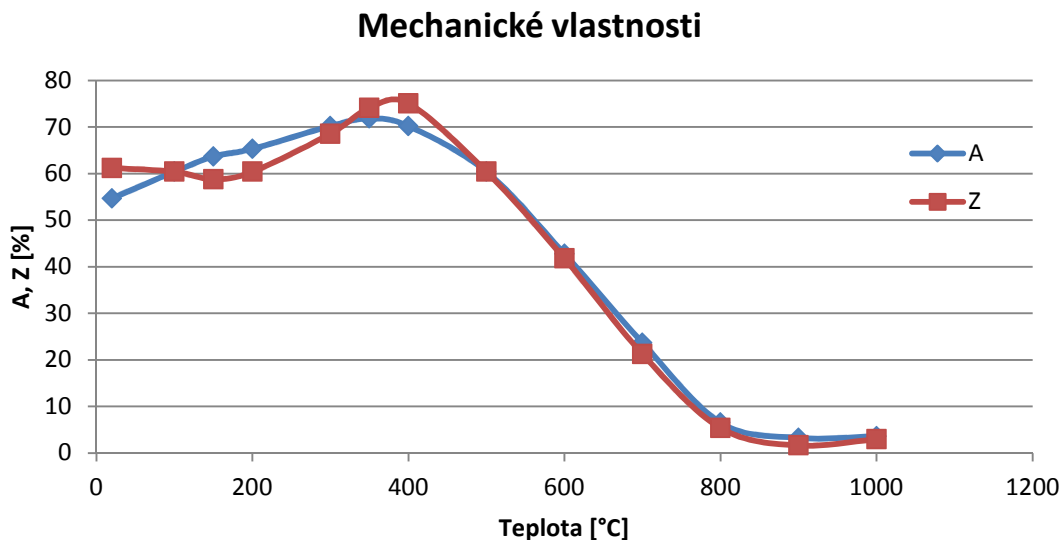
2.5 Vlastnosti zliatiny MoNiCr (vývoj spoločnosti Škoda JS)

Jednou z najvhodnejších zliatin pre výrobu súčastí reaktorov IV generácie a navrhovaného tepelného výmenníku obsahujúci ako nosné médium roztavené soli je niklová zliatina MoNiCr, vyvinutá spoločnosťou Škoda JS a.s.. Prehľad jej základných vlastností je na nasledujúcich obrázkoch. [25]

Mechanické vlastnosti



Obr. 8 Tepelná závislost' medze pevnosti a medze klzu na teplotě



Obr. 9 Ťažnosť a kontrakcia pri zvýšených teplotách

Tepelná závislost' hustoty zliatiny MoNiCr

Pre výpočet izotropického správania sa zliatiny použijeme nasledujúci vzťah.

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

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.

Tab. 1 Teplotná závislosť hustoty zliatiny MoNiCr

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

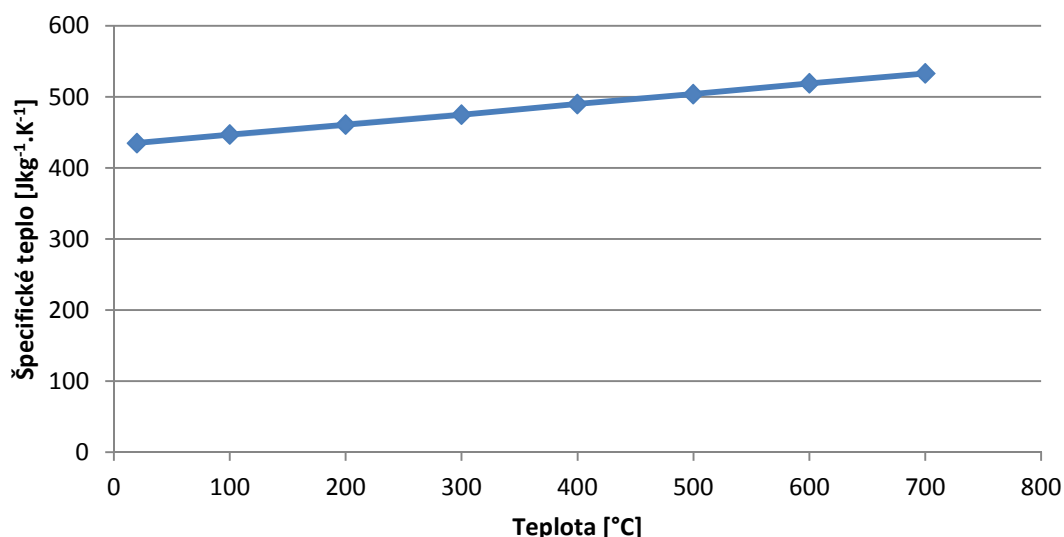
Špecifické teplo zliatiny MoNiCr

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

Tab. 2 Špecifické teplo zliatiny MoNiCr

T [°C]	20	100	200	300	400	500	600	700
$c_p [\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}]$	435	447	461	475	490	504	519	533

Špecifické teplo

**Obr. 10 Špecifické teplo MoNiCr**

Tepelná vodivosť zliatiny MoNiCr

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

$$\lambda = a \cdot c \cdot \rho, \quad (2)$$

kde a je tepelná difúzia, c je špecifické teplo a ρ je hustota zliatiny MoNiCr pri danej teplote. Tepelná difúzia bola meraná "flash" metódou. 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:

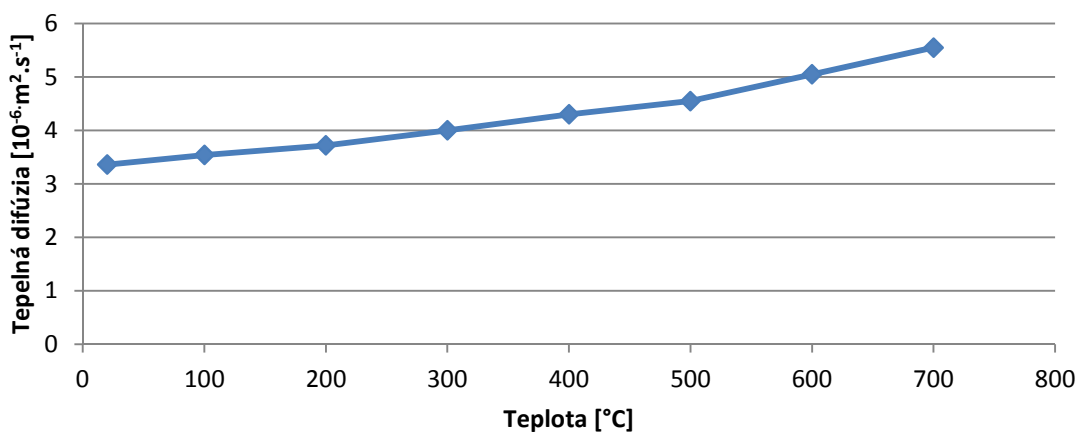
$$a = 0,139 \cdot \frac{l^2}{t_{1/2}}, \quad (3)$$

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. [25]

Tab. 3 Tepelná vodivosť zliatiny MoNiCr

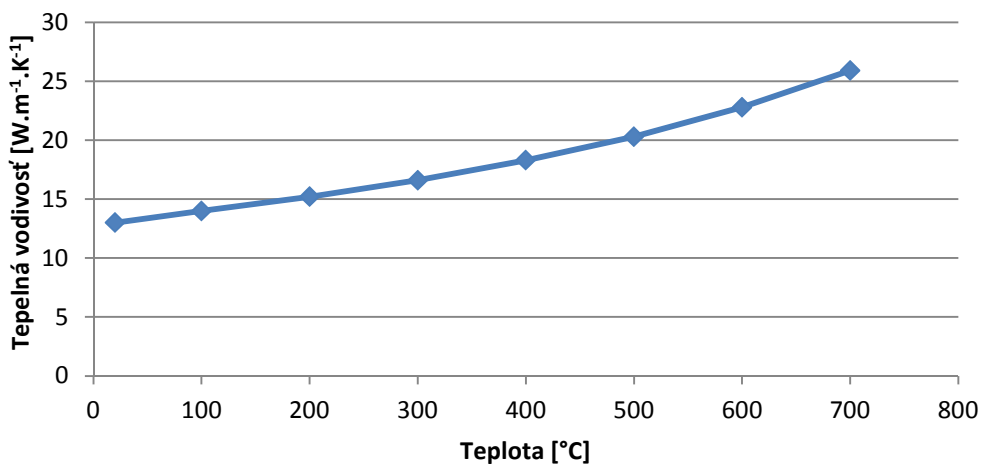
T [°C]	20	100	200	300	400	500	600	700
a [$10^{-6} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$]	3,36	3,54	3,72	4	4,3	4,55	5,05	5,55
λ [$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$]	13	14	15,2	16,6	18,3	20,3	22,8	25,9

Tepelná difúzia



Obr. 11 Závislosť tepelnej difúzie

Tepelná vodivosť



Obr. 12 Závislosť tepelnej vodivosti

3 Materiálové vlastnosti floridových solí

Vývoj reaktorov IV. generácie prináša vysoké nároky ako na materiály, z ktorých budú zariadení konštruovaná, tak na materiály pracovných médií. Šesť typov v úvode spomínaných reaktorov sú orientované na rozdielne pracovné médiá, čo je možné odvodiť z názvov. Podľa ich funkčných princípov sa odvodzujú požiadavky na médiá, a to od schopnosti moderácie neutrónov, cez možnosti rozpúšťanie paliva v médiu, až po toxicitu alebo bezpečnú prevádzku médií v konštrukciách z rôznych materiálov. Všeobecné požiadavky pre všetky reaktory možno zhrnúť do niekoľkých bodov [16]

Tab. 4 Všeobecné požiadavky na reaktory IV. generácie

Fyzikálne vlastnosti: <ul style="list-style-type: none"> • vysoká tepelná kapacita • nízka teplota tavenia • vysoká teplota varu • hustota látky 	Fyzika aktívnej zóny: <ul style="list-style-type: none"> • reaktivita pracovného média • schopnosť moderácie • stabilita v rádioaktívnom prostredí • malý účinný absorpčný prierez • nízka aktivácia od toku neutrónov
Ekonomičnosť: <ul style="list-style-type: none"> • cena • možnosti údržby • dostupnosť zdrojov • kompatibilita s dostupnými materiálmi • životnosť 	Bezpečnosť: <ul style="list-style-type: none"> • zbytková reaktivita • toxicita • optické vlastnosti • možnosť kontroly pri odstávkach
Chemické vlastnosti: <ul style="list-style-type: none"> • chemická stálosť • reaktivita (s vodou, so vzduchom, s konštrukčnými materiálmi) • korózna agresivita • rozpustnosť aktinoidov 	

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 chladív ako je sodík, olovo, hélium alebo voda v nadkritickej 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 chladiva, 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 sýtej pary pri vysokých teplotách. To umožňuje použitie chladiva pri teplotách okolo 1000 °C za takmer atmosférického tlaku, čo výrazne uľahčuje konštrukcii systému odvodu tepla z AZ.

Porovnanie niektorých vlastností s ostatnými chladivami je v (5).

Tab. 5 Porovnanie vlastnosti chladív [17]

Materiál	Podmienky určenia	Teplota tavenia [°C]	Teplota varu [°C]	Hustota [kg.m ⁻³]	Objemová tep. Kapacita $\rho \cdot C_p$ [kJ.m ⁻³ .K ⁻¹]	Tepelná vodivosť [W.m ⁻³ .K ⁻¹]	Kinematická viskozita v.10 ⁶ [m ² .s ⁻¹]
⁷ Li ₂ BeF ₄ (Flibe)	700°C	459	1430	1940	4540	1	2,9
0,58NaF-0,42ZrF	700°C	500	1290	3140	3670	1	0,53
Sodík	700°C	98	883	790	1000	62	0,25
Olovo	700°C	328	1750	10540	1700	16	0,13
Hélium	700°C 7,5 MPa			4	20	0,29	11
Voda	290°C 7,5 MPa			732	4040	0,56	0,13

Použitie roztavených solí v technológii jadrových reaktorov je možné rozdeliť do troch skupín podľa funkcie, ktorú zastávajú:

- chladivo primárneho okruhu,
- chladiaca zmes primárneho okruhu s rozpusteným palivom,
- teplonosné médium ďalších okruhov (napr. sekundárny okruh).

Ako je vidieť v tabuľke 6, používajú sa roztavené soli prakticky vždy ako zmes aspoň dvoch zložiek. Je to preto, že samotné soli majú značne vyššiu teplotu tavenia, ako napríklad binárna zliatina eutektického zloženia. Napríklad zložky binárnej zliatiny fluoridové soli LiF-BeF₂ majú teploty tavenia 845 °C (LiF) a 555 °C (BeF₂), ale spomínaná zliatina pri eutektickej koncentrácii 33 - 67% (mol) má teplotu tavenia len 460 °C. Použitie len jednozložkových solí bolo teda zložité až nemožné. Použitie tretej zložky už spôsobí len podstatne menší pokles teploty tavenie zmesi (≈ 50 °C)

Tab.6 ukazuje použitia rôznych zmesí solí v rôznych projektoch.

Tab. 6 Použitie rôznych typov roztavených solí v rôznych projektoch

Typ reaktoru	Spektrum neutrónov	Funkcia soli	Referencie	Alternatíva
MSR-množivý	Tepelné	palivo	${}^7\text{LiF-BeF}_2\text{-ThF}_4$	
		Chladivo	NaF-NaBF ₄	LiF-BeF ₂
MSR-množivý	Rýchle	palivo	LiF-ThF ₄	LiF-CaF ₂ -ThF ₄ NaCl-UCl ₃ -PuCl ₃
		Sekundárny okruh	NaF-NaBF ₄	
MSR-transmutor	Rýchle	palivo	NaF-LiF-BeF ₂ -AnF ₃ LiF-(NaF)-ThF ₄ -AnF ₃	NaF-LiF-KF-AmF ₃ NaF-LiF-RbF-AmF ₃
AHTR	Tepelné	Primárne chladivo	${}^7\text{LiF-BeF}_2$	
CHTR	Tepelné	Medzi okruh	LiF-NaF-KF	LiCl-KCl-MgCl ₂
FR	Rýchle	Chladivo	LiCl-NaCl-MgCl ₂	Na-KF-ZrF ₄
SFR	Rýchle	Medzi okruh	NaNO ₃ -KNO ₃	

¹ Predstavitelia aktinoidov Pu, Am a Cm

3.1 Fluoridové soli

V tejto časti práce sa venujeme konkrétnym vlastnostiam fluoridových solí.

V aplikáciách MSBR (Molten Salt Breeder Reactor) je potrebné používať v primárnom okruhu chladivo, ktoré bude obsahovať v tekutej soli štiepne a množivé materiály.

V tomto prípade teda soľ slúži ako chladivo aj ako palivo. Pre túto zmes chladiva je nutnou podmienkou kvalita rozpustnosti U a Th. naproti tomu napríklad v koncepte AHTR (Advanced High Temperature Reactor) používa pevné palivo a je pre neho nutná tekutá soľ bez štiepných materiálov. Vlastnosti rôznych solí vhodných pre rôzne aplikácie sa môžu líšiť.

Pre chladivo je nutné používať zložky, ktoré majú malé účinné prierezy pre záchyt neutrónov konkrétne menšie než 1.10^{-28} m^2 [18] z dôvodu zamedzenia prílišnej absorpcie neutrónov. Neutronické vlastnosti rôznych zmesí sú uvedené v práci [18], rovnako ako hodnotenie ich jadrových zložiek z hľadiska moderačných pomerov a krátkodobých a dlhodobých aktivácií.

Pre použitie v primárnom okruhu MSBR reaktora je veľmi vhodné použitie fluoridových solí ľahkých prvkov (Li, Be) pre palivo - chladiacu zmes práve pre ich schopnosť rozpúšťať U a Th. Soli ľahkých prvkov sú všeobecne vhodné pre použitie kvôli ich termofyzikálnim a jadrovým vlastnostiam. Avšak práve kvôli týmto vlastnostiam je potrebné dbať na obohatenie týchto zmesí vhodnými izotopmi (napríklad LiF by mal byť obohatený izotopom ${}^7\text{Li}$ na najmenej 99,9 %). Bez tohto obohatenia by existujúce ${}^6\text{Li}$ v zmesi disponoval 1000x väčším účinným prierezom pre

záchyt neutronů, čo by spôsobilo problém v neutronovej bilancii aktívnej zóny. Mnohé ďalšie informácie o jadrových vlastnostiach jednotlivých zložiek solí je možné nájsť v práci [18].

Na stanovenie termofyzikálnych vlastností solí sa využívajú dva prístupy: experimentálne merania alebo interpolačná metóda. Presné merania sú použiteľné pre určenie teploty tavenie, viskozity, hustoty alebo tlaku nasýtených pár. Z týchto veličín však môže byť uspokojivo extrapoláciou určená iba hustota. Pre naše potreby dôležité hodnoty ako je tepelná kapacita alebo tepelná vodivosť sú bohužiaľ doposiaľ určované len veľmi sporadicky a navyše pomerne neurčito. Empirické odhady sa ukázali byť len málo užitočnými. Odhady pre tepelnú vodivosť fluoridových solí boli vykonávané napríklad Kholokovovou koreláciou alebo Rao - Turnbullová predikciou, avšak pri porovnaní s nameranými hodnotami pre zmes FliBe nedosahovali príliš uspokojivých výsledkov. pre naše potreby je však možné sa s týmito hodnotami uspokojiť, ak predpokladáme aspoň rádovú presnosť hodnôt.

Za dôležitejšie môžeme považovať skúsenosti z MSR projektov strán kompatibility fluoridových solí s grafitovými konštrukčnými materiálmi, kedy boli testy vykonávané pri teplote 650 ° C bez znaku korózie alebo erózie. [16]

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

Pri výbere zmesi solí pre primárnu časť výmenníku bola požiadavka na teplotu tavenia < 500 °C. Minimálna prevádzková teplota sa uvažuje $T_{\min} = T_{\text{tav.}} + 100$ °C a bola určená na základe skúseností z projektov rýchlych sodíkových reaktorov i priebehov rozpustnosti PuF₃. V projekte reaktoru MSBR pracujúceho v Tóriovom cykle bola pre rozdiel minimálnej prevádzkovej teploty a teploty tavenie použitá hodnota 66 °C. To môže priaznivo ovplyvniť návrh výmenníka, ale zníženie minimálnej prevádzkovej teploty zníži aj rozpustnosť tri – fluoridov. Maximálna teplota dlhodobej prevádzky $T_{\max} < 710$ ° C bola stanovená na základe vlastností materiálu typu Hastelloy N.

Pre použitie solí je dôležitá ich čistota. Jej nedodržanie sa vypomstí zvýšenou koróziou konštrukčných materiálov. Požiadavky sú aj na čistotu inertného plynu. Pri použití hélia by obsah nečistôt (O, N, C, CO₂, vodnej pary) mal byť menší ako 0,01%.mol., Ako vyplýva zo skúseností z prevádzky reaktorov chladených He.

Je potrebné riešiť bilanciu aktinoidov a štiepných produktov v soliach aj ich čistenie počas prevádzky, pre problémy 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 berylia.

Vhodné zloženia zmesi fluoridových solí pre trasmutor aktinoidov sú uvedené v nasledujúcej tabuľke 7.

Tab. 7 Vhodné zloženia fluoridových solí [15]

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

V našom prípade do zmesi A pridávame 0,6% ²³⁵UF₄. Výsledné percentuálne rozloženie zmesi bude LiF=14,9%, NaF=57,7%, BeF₂=26,8%, UF₄=0,6.

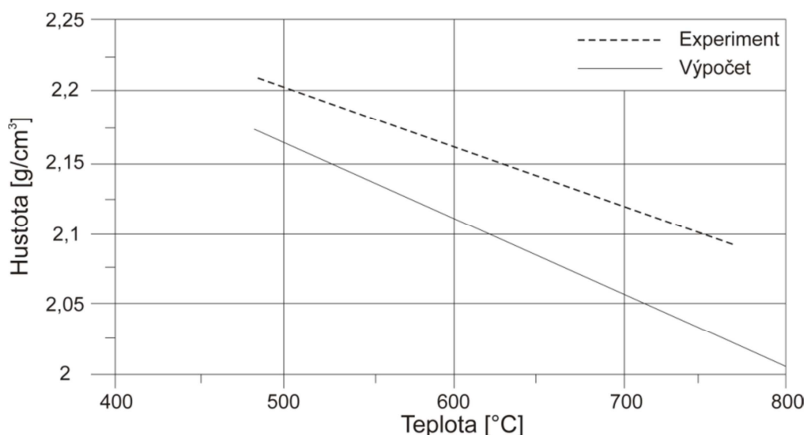
Vlastnosti soli LiF-NaF-BeF₂ sú v nasledujúcej tabuľke 8:

Tab. 8 Vlastnosti soli LiF-NaF-BeF₂ [15]

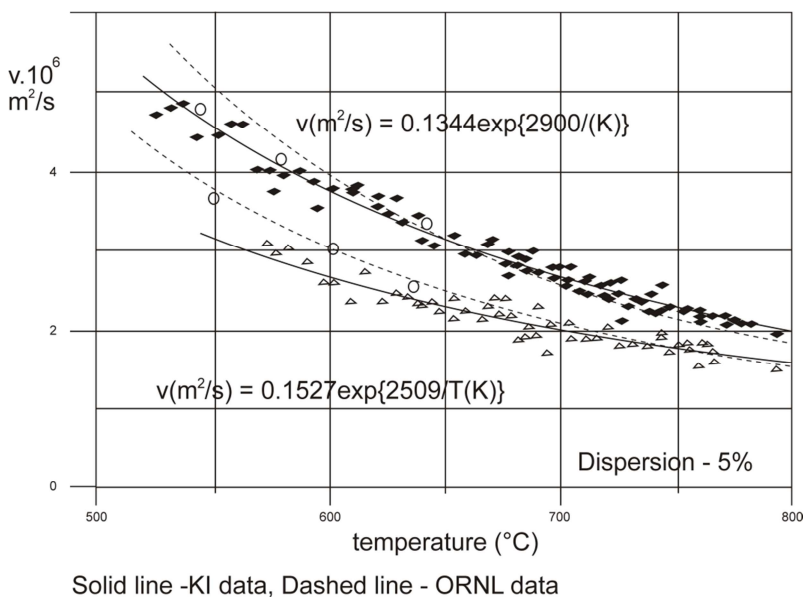
	Vzorec	Vyp. hodnota
Hustota ρ [g/cm³]	Relatívna chyba ± 0,9%	
800K= 527°C	ρ=1,9801+0,00421 M	2,159229641
1000K=727°C	ρ=1,8106+0,00578 M	2,056530956
Viskozita η [cP]	Relatívna chyba ± (4až6)%	
800K= 527°C	η=-24,606+0,85068 M	11,58925015
900K= 627°C	η=-9,041+0,37085 M	6,738151407
1000K=727°C	η=-4,949+0,22002 M	4,412544809
Tepelná kapacita c_p [kJ.kg⁻¹ K⁻¹]	Relatívna chyba ± (10až20)%	
800-1000K(527-724°C)	c _p =3,73-0,037 M	2,155701491
Tepelná vodivosť λ [W.m⁻¹ K⁻¹]	Relatívna chyba ±15% (celková)	
800K= 527°C	λ=1,58-0,01796 M	0,815826994
900K=627°C	λ=1,63-0,01796 M	0,865826994

Kde M je molárna hmotnosť zmesi daná súčtom molárnej hmotnosti zložiek vážených molárnym podielom v zmesi ($\sum_i X_i \cdot M_i$). Pre soľ LiF-NaF-BeF₂ je M=42,55 g.mol⁻¹.

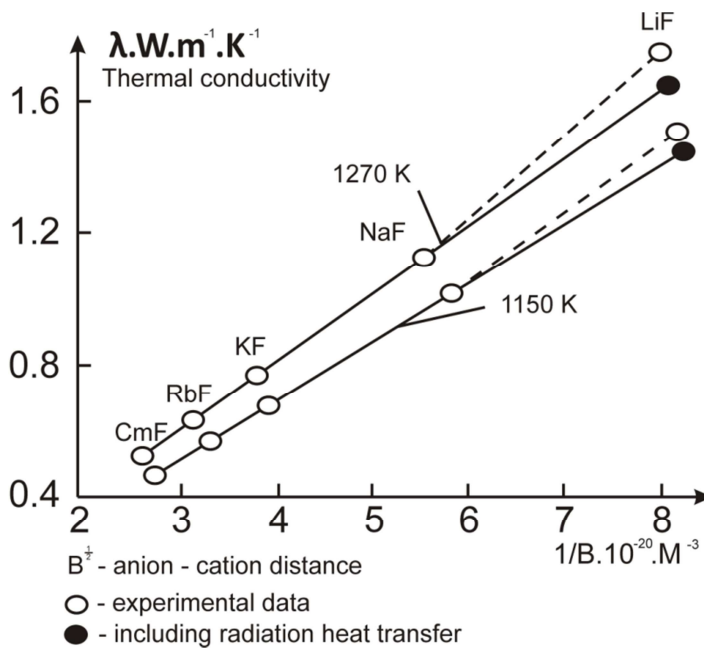
Prehľad vlastností solí Li, Be, Na sú v nasledujúcich grafoch podľa experimentálnych výsledkov uvedených v [15].



Obr. 13 Meranie hustoty zmesi A



Obr. 14 Experimentálne údaje kinematickej viskozity solí Na, Li, Be/F

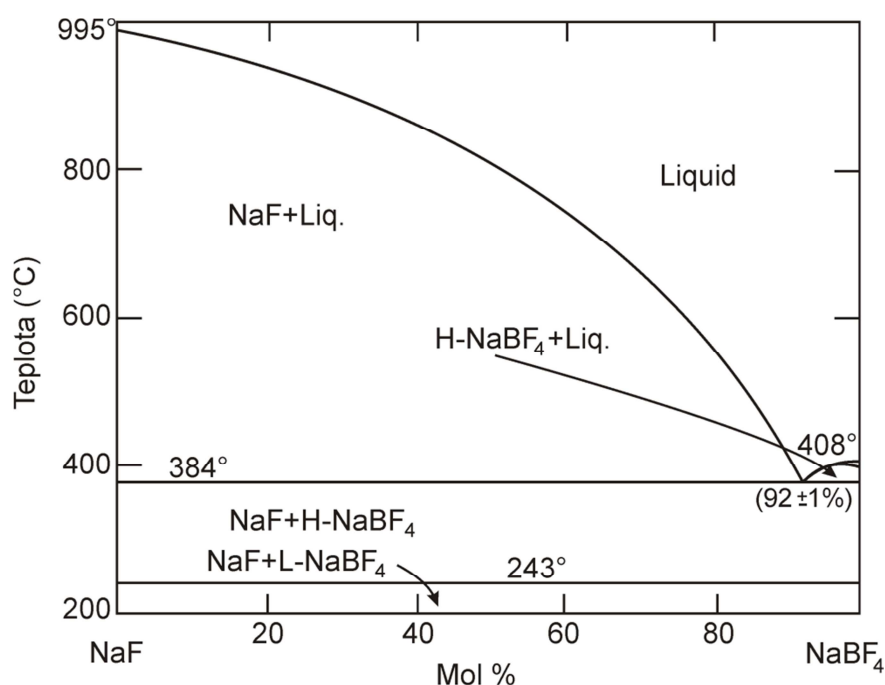


Obr. 15 Tepelná vodivosť pre rôzne fluoridy

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

Túto zmes nie je možné použiť ako chladivo v primárnom okruhu, môže sa ale využiť vo funkciu vysokoteplotného teplotnosného média ďalších okruhov. Špecifikom tejto soli je však veľmi vysoký tlak sýtej pary, ktorý zrejme zabráni jej väčšiemu rozšíreniu pri realizácii budúcich vysokoteplotných projektov. Konkrétne hodnoty sú uvedené nižšie.

Teplota tavenia na obrázku 16 môžeme vidieť teplotu tavenia, ktorú znázorňuje binárny fázový diagram pre soľ NaFNaBF₄. Je zrejmé, že táto soľ má jeden eutektický bod pri koncentrácii $\approx 8\%$ NaF (mol) a teplote 384 ° C. To je o ≈ 70 ° C nižšia hodnota, než v prípade soli 0,67 LiF-0,33BeF₂, čo je v súlade s predpokladaným nasadenie v sekundárnom okruhu.

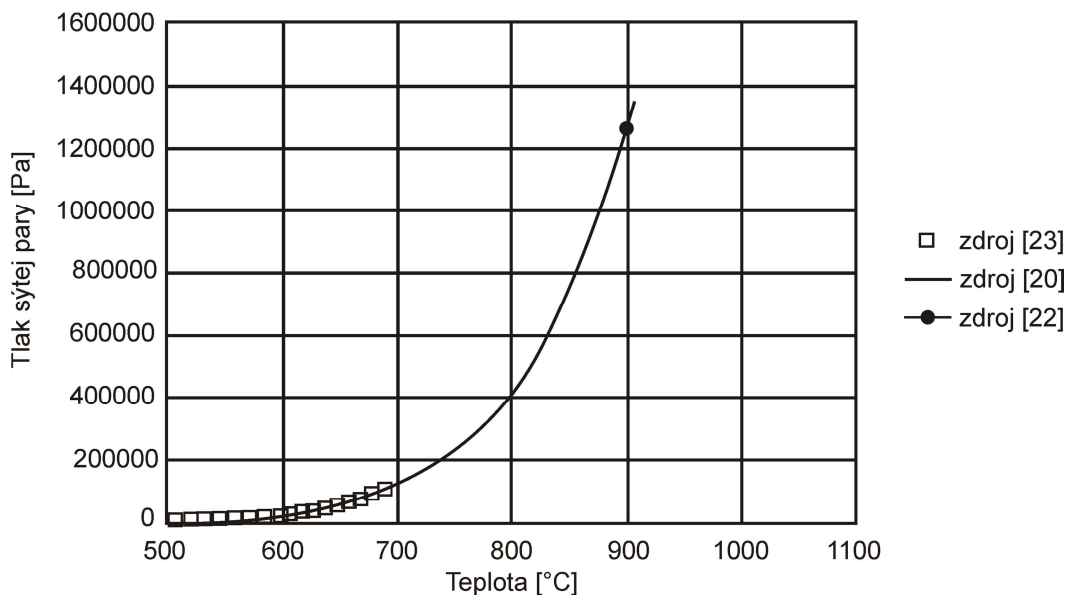


Obr. 16 Rovnovážny binárny fázový diagram zmesi NaF-NaBF₄ [19]

Teplota varu. Literatúra uvádza hodnotu teploty varu 694 ° C [23], [19].

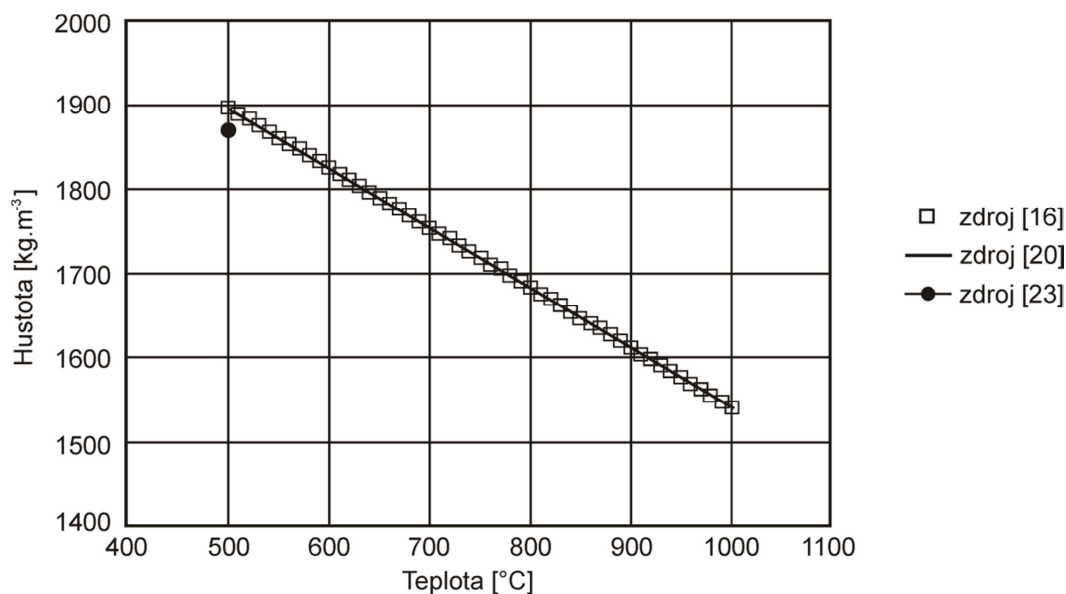
Tlak nasýtenej pary 8NaF-92NaBF₄ je vysoký. Ako uvádza prameň [19], je teplota sýtosti tiež teplotou dekompozícia NaBF₄ → NaF + BF₃, pričom BF₃ je vysoko prchavý plyn. Túto zlú vlastnosť majú všetky soli obsahujú zložky BF₃ alebo UF₆. Na obrázku 17 je závislosť tlaku nasýtenej pary od teploty podľa vzťahu uvedeného v [20].

$$p_{syt} = 123,32 \cdot 10^{9,024 - \frac{5920}{T(K)}} \quad [10^{-2} Pa] \quad (4)$$

Obr. 17 Tlak sýtej pary fluoridovej soli NaF-NaBF₄

Zobrazené sú tiež hodnoty uvedené v [22]. Prameň [19] uvádza ako vhodnejšie alternatívu pre sekundárny okruh soli založené na fluoroboritanu draslíka KF₄, napríklad 25KF-75KBF₄, ktorá má podstatne nižší tlak nasýtených pár, konkrétne 13 300 Pa pri teplote 900 °C [22]. Ostatné tepelno-fyzikálne vlastnosti sú porovnateľné s NaF-NaBF₄.

Hustota. Závislosť hustoty na teplote je znázornená na obrázku 18.

Obr. 18 Závislosť hustoty na teplote pre soľ NaF-NaBF₄

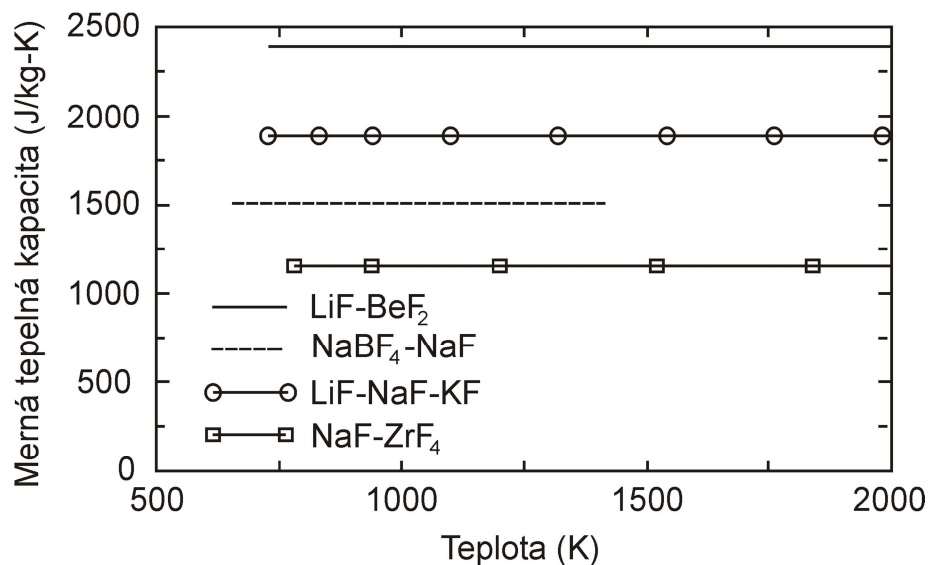
Priebehy sú získané zo vzťahov uvedených v príslušných prameňoch:

$$\rho = 2446,3 - 0,711 \cdot T(K) \quad [kg \cdot m^{-3}] \quad (5)$$

$$\rho = -0,711 \cdot [T(K) - 273,15] + 2252,1 \quad [kg \cdot m^{-3}] \quad (6)$$

Prameň [23] uvádza hodnotu 1870 kg.m⁻³ pri teplote 500 °C, pozri obrázok 18.

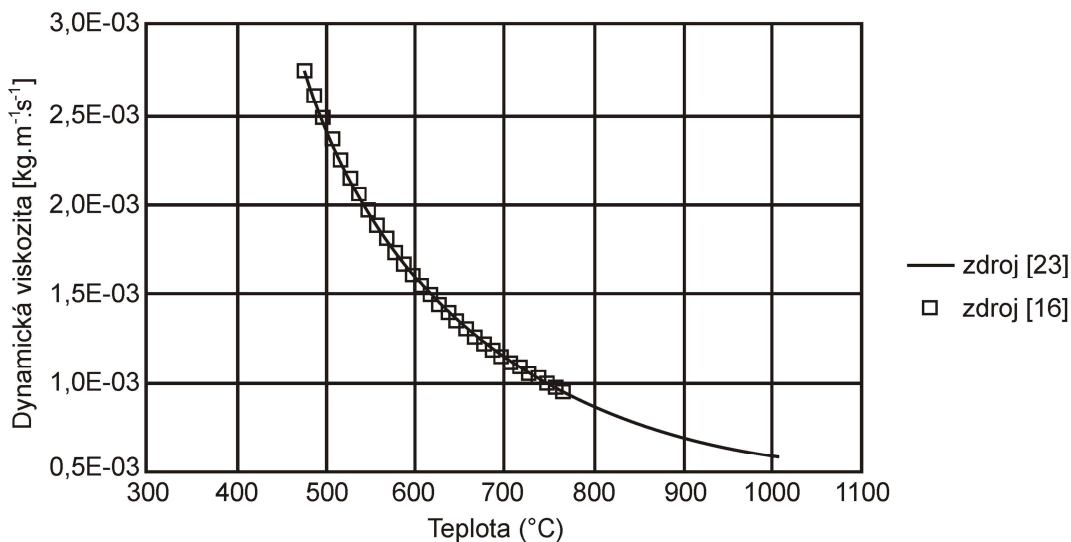
Merná tepelná kapacita. Väčšina autorov predpokladá zanedbateľnú zmenu mernej tepelnej kapacity s teplotou, preto sa uvádzajú len konštanty, vid' obrázok 19.



Obr. 19 Merná tepelná kapacita niektorých solí

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

Dynamická viskozita. Závislosť dynamickej viskozity na teplote ukazuje obrázok 20.

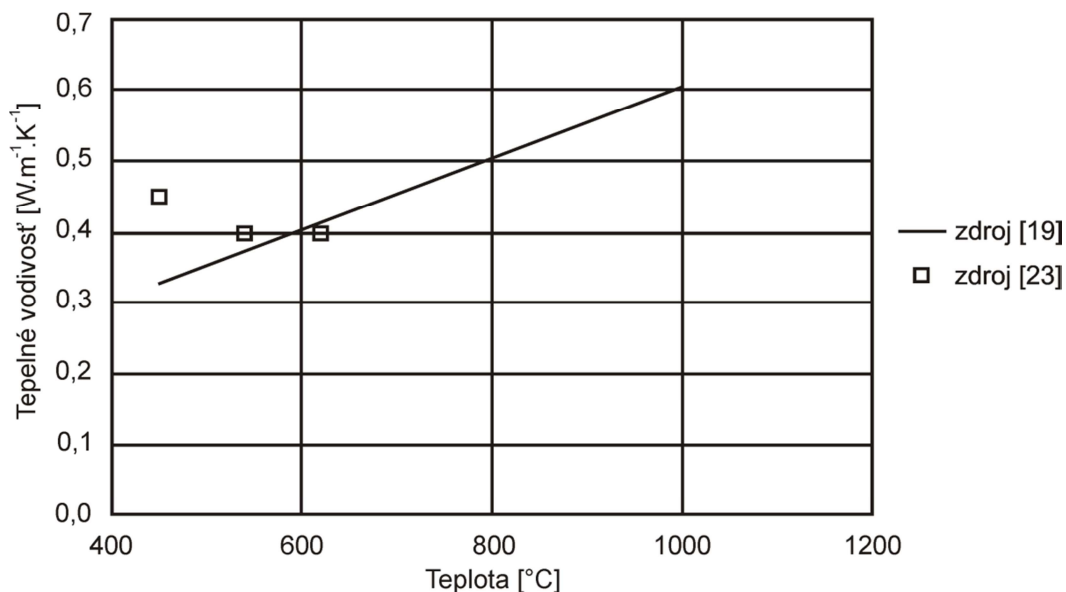


Obr. 20 Závislosť dynamickej viskozity na teplote pre soľ NaF-NaBF₄

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

$$\mu = 0,0877 \cdot e^{\frac{2240}{T(K)}} \quad [\text{mPa} \cdot \text{s}] \quad (7)$$

Tepelná vodivosť. Teplotná závislosť súčiniteľa tepelnej vodivosti je znázornená na obrázku 21.

Obr. 21 Závislost' súčiniteľa tepelnej vodivosti na teplote pre soľ NaF-NaBF₄

Priebeh bol nakreslený zo vzťahu uvedeného v [19]:

$$\lambda = 0,0005 \cdot T(K) + \frac{32}{M} - 0,34 \quad [W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}] \quad (8)$$

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

Obrázok 21 ukazuje taktiež hodnoty uvedené v [23].

Povrchové napätie. Hodnoty povrchového napätia [23] sú v tabuľke 9

Tab. 9 Povrchové napätie [23]

Teplota [°C]	Povrchové napätie $\sigma \cdot 10^{-2}$ [N.m ⁻¹]
400	1,00
500	0,92

Tab. 6 Hodnoty povrchového napätia soli NaF-NaBF₄

3.1.3 Použité Termofyzikálne vlastnosti vo výpočte

Hodnoty materiálových vlastností solí NaF-NaBF₄ a LiF-NaF-BeF₂ použitých k výpočtu v tejto práci sú zhrnuté v nasledujúcej tabuľke 10:

Tab. 10 Hodnoty vlastností solí použitých vo výpočte

	LiF-NaF-BeF ₂	NaF-NaBF ₄
Výpočtová teplota [°C]	685,5	532,5
Teplota tavenia [°C]	457	384
Hustota [kg.m ⁻³]	2091,2	1873,5
Merná tepelná kapacita [J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	2155,7	1510
Kinematická viskozita [m ² .s ⁻¹]	$2,86 \cdot 10^{-6}$	$7,55 \cdot 10^{-7}$
Súčiniteľ tep. Vodivosti [W.m ⁻¹ .K ⁻¹]	0,882	0,369

4 Návrhový výpočet

V tejto časti budú uvedené vzťahy pre výpočet súčiniteľov prestupu tepla v trubkovom priestore a v medzitrubkovom priestore, so skrutkovicovými prepážkami. Ako je známe, týchto vzťahov existuje celý rad (podľa rôznych autorov) a výsledné hodnoty pre daný výmenník a prevádzkové podmienky, vypočítané podľa rôznych vzťahov, sa v niektorých prípadoch pomerne značne líšia. Výpočtové vzťahy uvedené v nasledujúcich kapitolách boli vybrané z [1] na základe konfrontácie výsledkov výpočtov a meraní uskutočnených na skúšobných trubkových výmenníkoch tepla. Jedná sa teda o vzťahy ktoré dávajú výsledky najviac zodpovedajúce nameraným hodnotám.

Predpoklad jednofázovej výmeny tepla u veľkej časti zariadení na výmenu tepla, s ktorými sa možno v praxi môžeme stretnúť, vychádza každý prúd pracovnej látky zo zariadenia v rovnakej fázy, s akou do neho vstupoval (plyn vystupuje ako plyn, kvapalina ako kvapalina). Výsledkom je, že sa teplo preniesie z teplejšej pracovnej látky do chladnejšej, pričom teplota prvej klesne a druhej stúpne, často je teplotná zmena úmerná prenesenému teplu. Tento prípad je analyzovaný najčastejšie. [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:

$$\dot{Q}_1 = \dot{Q}_2 + \dot{Q}_z \quad [\text{W}] \quad (9)$$

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

$$\dot{Q}_1 = \dot{Q}_2 = \dot{Q} \quad (10)$$

kde \dot{Q} je výkon výmeny tepla (tepelný výkon)

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

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

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

Rovnica výmeny tepla

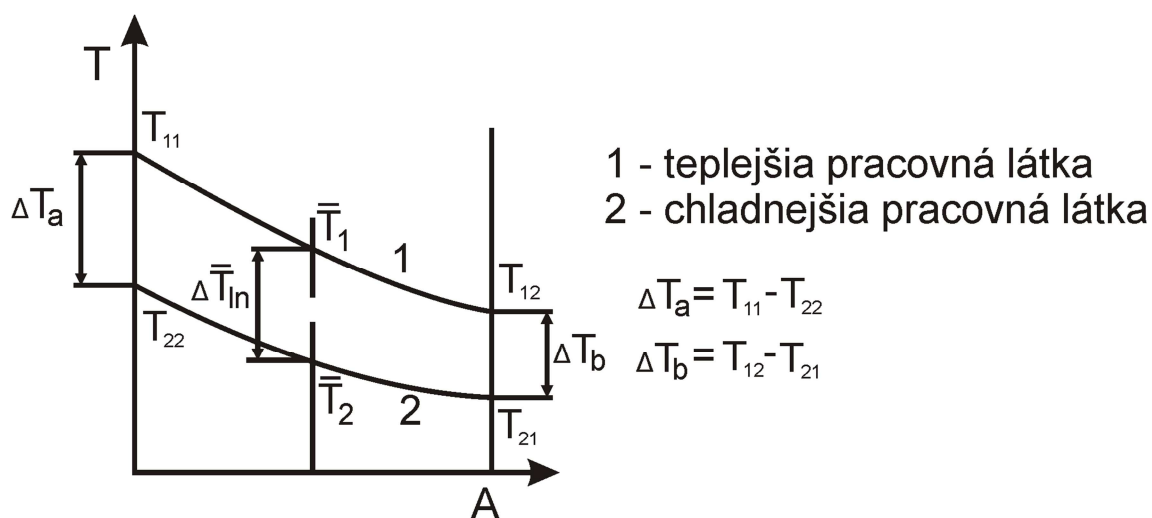
Pre celkový prenos tepelného výkonu výmenníka (výkonu výmeny tepla) platí rovnica výmeny tepla v tvare:

$$\dot{Q} = A \cdot k \cdot \overline{\Delta T} \quad [\text{W}] \quad (12)$$

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

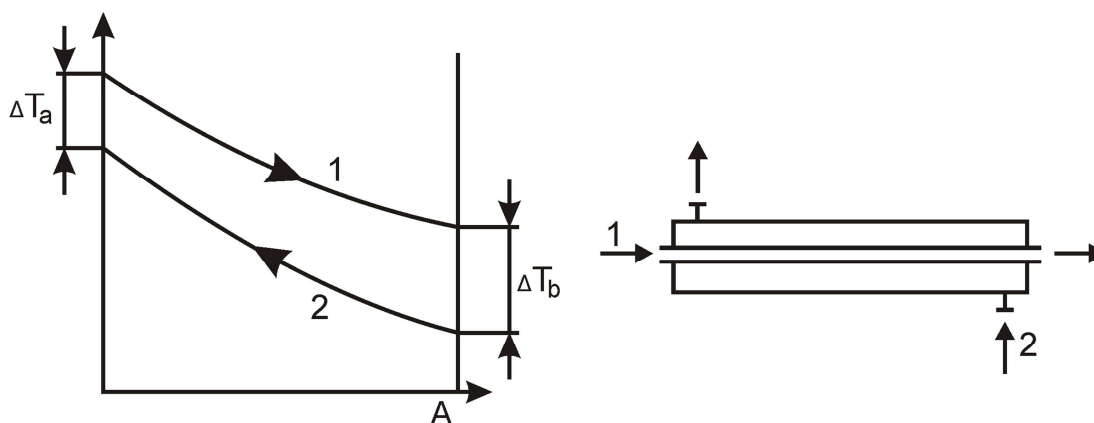
Stredný teplotný rozdiel

Teplotné profily pracovných látok pri ich prietoku výmenníkom. Pri prietoku pracovnej látky výmenníkom s jedným chodom v TP aj MP dochádza k plynulej zmene jej teploty pozdĺž plochy výmeny tepla, pričom krivka tohto priebehu je v skutočnosti krivkou logaritmickou. Na obrázku 22 sú znázornené krivky priebehov teplôt oboch pracovných látok vo výmenníku. Rozdiel medzi ich strednými hodnotami je definovaný ako stredný logaritmický teplotný rozdiel pracovných látok vo výmenníku tepla $\Delta \overline{T}_{ln}$.



Obr. 22 Krivky priebehov teplôt vo výmenníku

Teplotný profil pracovnej látky pri protiprúdom usporiadaní jeho toku vo výmenníku, ktorý je schematicky znázornený na obrázku 23. [1]



Obr. 23 Teplotný profil pracovnej látky pri protiprúdom usporiadaní

Pri protiprúdnom usporiadaní, ako je znázornené na obrázku 23, 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 i hodnoty vyššej ako je výstupná teplota chladnejšieho prúdu T_{12} . To znamená, že pri protiprúdnom usporiadaní môže dôjsť, za určitých podmienok k prekríženiu koncových teplôt. Ak sú známe teplotné rozdiely ΔT_{max} a ΔT_{min} dá sa vypočítať stredný logaritmickej teplotný rozdiel zo vzťahu:

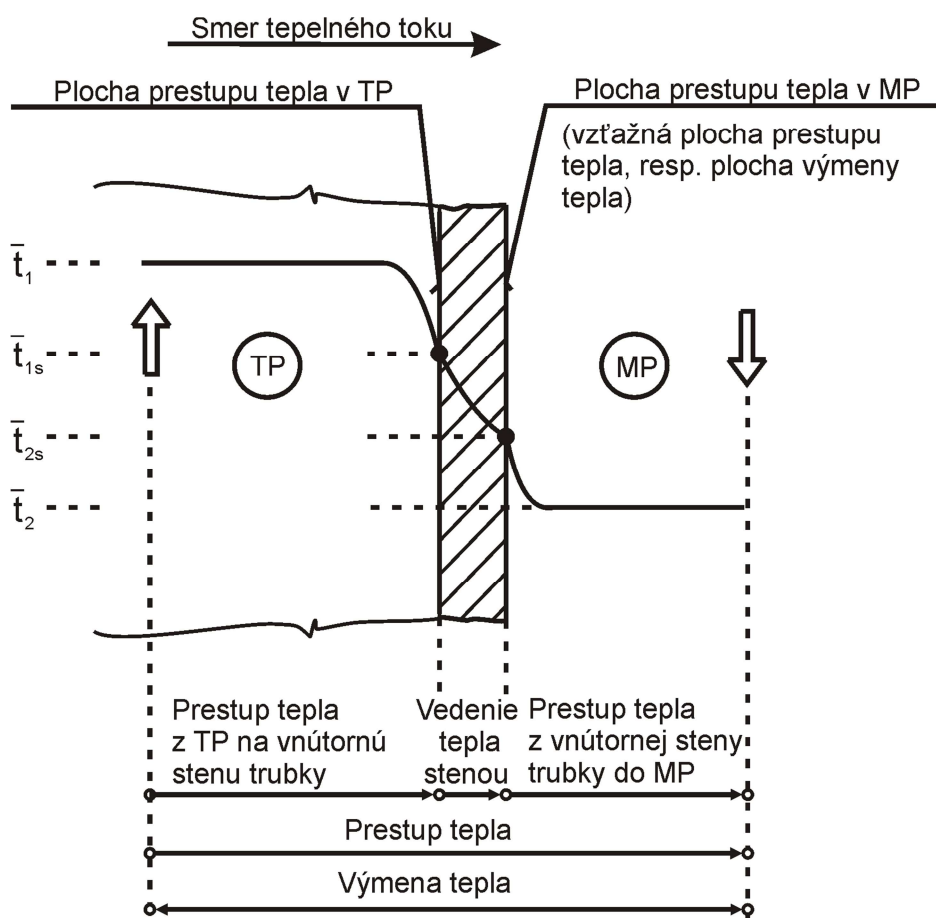
$$\overline{\Delta T}_{ln} = \frac{\Delta T_{max} - \Delta T_{min}}{\ln \frac{\Delta T_{max}}{\Delta T_{min}}} \quad [^{\circ}\text{C}] \quad (13)$$

Súčiniteľ prestupu tepla charakterizuje prenos tepla z TP do MP resp. obrátene, ako už bolo povedané v časti predtým a znázornené na obrázku 24.

Rovnicu (12) možno rozpísať (za predpokladu, že teplejšia pracovná látka je v TP a nie je uvažované zanášanie) nasledujúcim spôsobom

$$\dot{Q} = A_1 \cdot \alpha_1 \cdot (\bar{T}_1 - \bar{T}_{1s}) \quad [\text{W}] \quad (14)$$

$$\dot{Q} = A_2 \cdot \alpha_2 \cdot (\bar{T}_2 - \bar{T}_{2s}) \quad [\text{W}] \quad (15)$$



Obr. 24 Prestup tepla z TP do MP

Pri trubkových výmenníkoch s hladkými trúbkami môžeme použiť nasledujúci vzťah pre výpočet celkového súčiniteľa prestupu tepla k určíme vzťahom: [1]

$$k = \frac{1}{\frac{d_2}{d_1} \cdot \frac{1}{\alpha_1} + \frac{d_2}{2 \cdot \lambda_t} \cdot \ln \frac{d_2}{d_1} + \frac{1}{\alpha_2}} \quad [\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}] \quad (16)$$

Pri výpočte musíme uvažovať aj druhy prúdenia, ktoré nám môžu nastať počas prechodu média trubkovým aj medzitrubkovým 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.

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

$$Nu = \frac{\alpha \cdot d}{\lambda} = f(Re, Pr, Gz) \quad (17)$$

kde d je charakterizované ako rozmer kanála (pri kruhovom priereze kanála je rovný priemeru).

Taktiež je potrebné si definovať nasledujúce bezrozmerné kritéria, ktoré sú funkciou Nusseltova kritéria:

$$\text{Reynoldsovo kritérium} \quad Re = \frac{u \cdot d}{\nu} \quad [-] \quad (18)$$

$$\text{Prandlovo kritérium} \quad Pr = \frac{\nu}{a} = \frac{\nu \cdot \rho \cdot c_p}{\lambda} \quad [-] \quad (19)$$

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

$$a = \frac{\lambda}{\rho \cdot c_p} \quad [\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}] \quad (20)$$

Reynoldsovo kritérium nám udáva 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 to priamo úmerne. V závislosti na veľkosti Reynoldsovho čísla sa rozlišujú tri základné režimy, pre kruhové tvary prierezu kanála môžeme tieto režimy definovať nasledovne:

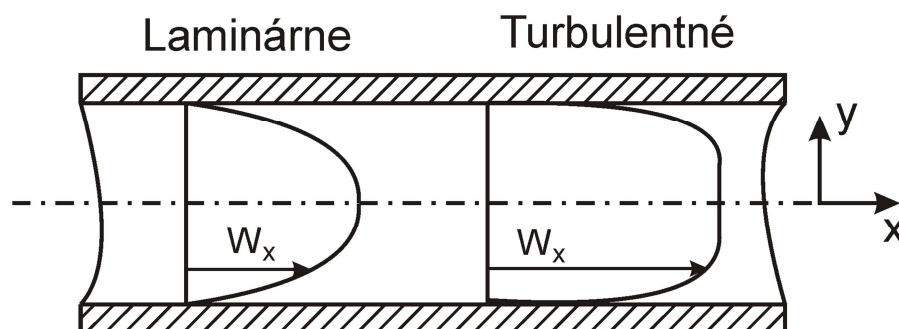
- laminárne prúdenie $Re < Re_{krit}$,
- prechodové prúdenie $Re_{krit} < Re < 2320$,
- turbulentné prúdenie $Re > 2320$.

Pri hodnotách Reynoldsovho kritéria pod Re_{krit} prevládajú v tekutine viskózne sily, ktoré tlmia náhodné fluktuácie rýchlosti a prúdenie je laminárne. Tekutina sa pohybuje

takmer výhradne v smere pozdĺžnej osi kanála a to vo forme valcových vrstiev, ktoré sa po sebe posúvajú za pôsobenie laminárneho viskózneho trenia. Laminárny rýchlostný profil je parabolický, daný profil je zobrazený na obrázku 25.

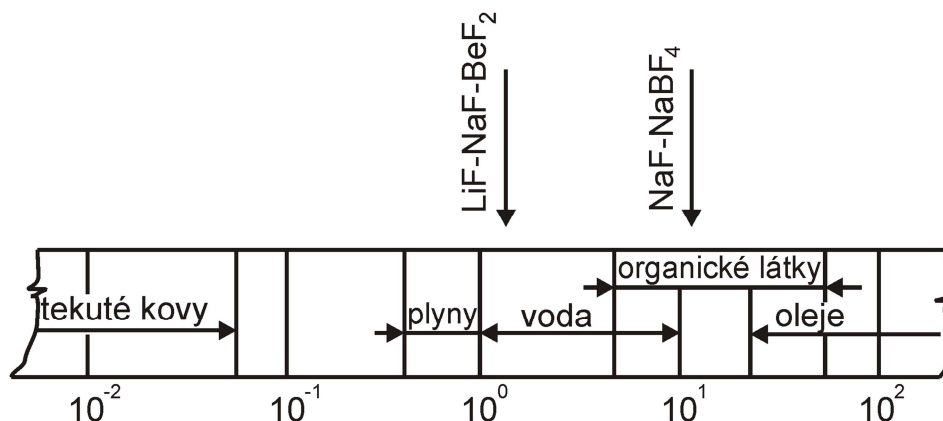
V prechodnej oblasti, kedy $Re_{krit} < Re < 2320$, nie je jednoznačne definovaný charakter prúdenia. Podľa podmienok sa môže vyskytovať laminárne, turbulentné alebo sa oba druhy môžu striedať. Záleží napríklad na spôsobe vstupu tekutiny do kanála. Ak je vstup vykonaný v tvare konfuzoru s hladkými stenami, 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 $<0,1>$. Vyššia hodnota znamená vyššiu podiel turbulentných úsekov prúdenia. Horná hranica rozsahu nie je pevne daná a môže sa podľa okolností meniť, najčastejšie k nižším hodnotám.

Ak je $Re > 2320$, 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. Turbulentné rýchlostný profil je na obrázku 25. 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. Mocninový zákon v oblasti pri stene nahrádza tzv. viskóznou pod vrstvou.



Obr. 25 Laminárne a turbulentné prúdenie v trubke

Prandtlovo kritérium udáva podobnosť medzi rýchlostným a teplotným profilom pri prúdení tekutiny v kanáli. Z definície (19) vyplýva, že Pr závisí iba na fyzikálnych vlastnostiach tekutiny. Rádový prehľad hodnôt Pr pre tekutiny používané ako nositeľ a tepla v tepelných systémoch podáva obrázok 26.

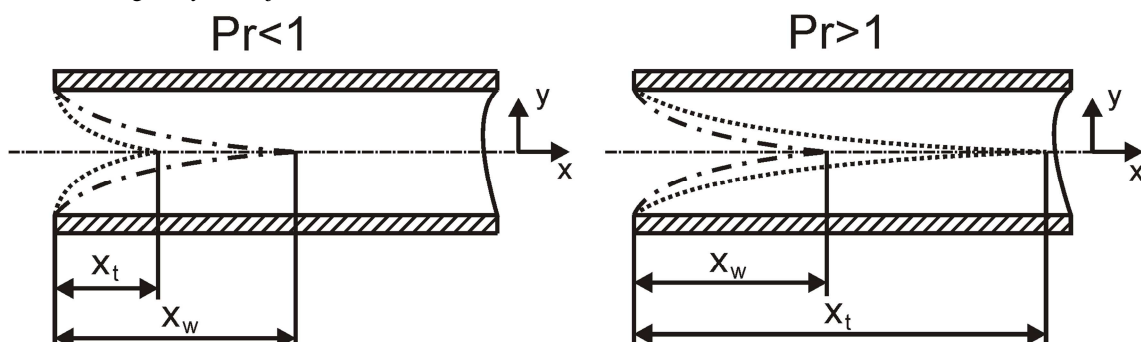


Obr. 26 Rádový prehľad hodnôt Prandtlova kritéria

Ak tekutina vstupuje do kanála s konštantnou rýchlosťou po priereze, dochádza k vývinu rýchlostného a teplotného profilu v tzv. vstupnej dĺžke o veľkosti $X = \max(X_w, X_t)$, kde X_w je hydrodynamická stabilizačná dĺžka a X_t tepelná stabilizačná dĺžka. Rozlišuje sa teda vstupná oblasť prúdenia ($x < X$) a oblasť plne vyvinutého prúdenia ($x > X$).

Prípád konštantnej vstupnej rýchlosti môže nastať napríklad vtedy, keď je kanálu predradená komora o relatívne veľkého prierezu, kde je nízka rýchlosť. Naopak pri požiadavke, aby do kanála vstupovala tekutina s už vyvinutým rýchlostným profilom, zhotoví sa plynulý vstup v tvare konfuzora alebo sa kanál pretiahne ešte pred začiatok úseku pre prestup tepla.

Na obrázku 27 je znázornená hydrodynamická a teplotná stabilizačná dĺžka v závislosti na hodnote Pr v prípade, že prenos tepla začína už na vstupe do kanála. Prandtlovo kritérium možno tiež chápať ako pomer molekulárnej hybnosti a tepelnej difúzie. Pri $Pr > 1$ prevažuje hybnostná difúzia nad tepelnou, rýchlostná medzná vrstva sa vytvára rýchlejšie ako teplotná a preto je tiež hydrodynamická stabilizačná dĺžka menšia ako teplotná. Pri $Pr < 1$ je to naopak.



Obr. 27 Hydrodynamická a teplotná stabilizačná dĺžka

Približnú veľkosť hydrodynamickej a teplotnej stabilizačnej dĺžky pre laminárne prúdenie udávajú vzťahy:

$$X_w = 4 \cdot 10^{-2} \cdot Re \cdot d \quad [\text{m}] \quad (21)$$

$$X_t = 10^{-2} \cdot Pr \cdot Re \cdot d \quad [\text{m}] \quad (22)$$

a pre turbulentné prúdenie:

$$\frac{X}{d} \cong 10 \cong \frac{X_T}{d} \quad [-] \quad (23)$$

Vo vstupnej oblasti je menšia hrúbka rýchlostnej a teplotnej medznej vrstvy, ako v oblasti vyvinutého prúdenia, preto je tu vyšší gradient rýchlosti a teploty pri stene (teoreticky dosahujú na vstupnej hrane nekonečne veľkých hodnôt). Vyšší gradient rýchlosti má za následok vyššie prúdne napätia v tekutine a tým aj vyššie trecie a tlakové straty. Podstatnejší je však vplyv zvýšeného gradientu teplôt pri stene na kvalitu prestupu tepla.

Uvedené rozdelenie prúdenia na vstupnú a vyvinutú oblasť so všetkými popísanými efektmi má význam iba u laminárneho prúdenia, v turbulentnom režime je vplyv vzdialenosti prúdenia voči vstupu zanedbateľný.

4.1 Súčiniteľ prestupu tepla v trubkovom priestore

Prestup tepla v trubkovom priestore (TP) trubkového výmenníka tepla sa deje výhradne nútenou konvekciou a je obyčajne vyjadrená rovnicou bezrozmerných podobnostných kritérií. V najobecnejšej podobe má táto rovnica tvar:

$$Nu_1 = f(Re_1, Pr_1, y_1, y_2, \dots, y_n) \quad (24)$$

kde Nu_1 je Nusseltovo číslo dané vzťahom:

$$Nu_1 = \frac{\alpha_1 \cdot d_1}{\lambda_1} \quad [-] \quad (25)$$

Re_1 Reynoldsovo číslo:

$$Re_1 = \frac{u_1 \cdot d_1}{\nu_1} = \frac{u_1 \cdot L \cdot \rho}{\eta} \quad [-] \quad (26)$$

a Pr_1 Prandlovo číslo v tvare:

$$Pr_1 = \frac{c_{p1} \cdot \eta_1}{\lambda_1} \quad [-] \quad (27)$$

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

Rýchlosť pracovnej látky v trubke vyplýva z rovnice kontinuity:

$$u_1 = \frac{m_1}{\rho_1 \cdot S_1} \quad [\text{m} \cdot \text{s}^{-1}] \quad (28)$$

a celkový prietochný prierez v TP je daný vzťahom:

$$S_1 = \frac{\pi \cdot d_1^2}{4} \cdot \frac{n_t}{n_{CH1}} \quad [\text{m}^2] \quad (29)$$

kde n_t je počet trubiek a n_{CH1} počet priechodov v trubkovom priestore.

Pokiaľ nie je stanovené inak sú všetky termofyzikálne vlastnosti pracovnej látky vtiahnuté ku strednej teplote prúdu v TP

$$\bar{T}_1 = \frac{T_{11} + T_{12}}{2} \quad [^\circ\text{C}] \quad (30)$$

v niektorých prípadoch potom k strednej teplote steny trubky T_{1S} , ktorá sa najlepšie určuje zo vzťahu $Q = A_1 \cdot \alpha_1 \cdot (\bar{T}_1 - \bar{T}_{1S})$ [W] (31)

Pre jednotlivé prípady prúdenia, tj. laminárne, prechodové a turbulентné boli určené vzťahy podľa [1] v kapitole 4.1.1 a 4.1.2.

4.1.1 Súčiniteľ prestupu tepla pri laminárnom prúdení

Pre laminárne prúdenia ($Re \leq 2320$) a pre trubku kruhového prierezu sa dá odporučiť Kausenov vzťah v tvare:

$$Nu_1 = \left[\frac{0,19 \cdot (Re_1 \cdot Pr_1 \cdot y_1)^{0,8}}{1 + 0,117 \cdot (Re_1 \cdot Pr_1 \cdot y_1)^{0,457}} + 3,65 \right] \cdot y_2 \quad (32)$$

kde súčiniteľ y_1 zohľadňuje vplyv nátok pracovnej látky do trubky

$$y_1 = \frac{d_1}{l_t} \quad (33)$$

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

$$y_2 = \left(\frac{Pr_1}{Pr_{1S}} \right)^{0,11} \quad (34)$$

4.1.2 Súčiniteľ prestupu tepla pri prechodovom a turbulентnom prúdení

Pre prechodové a turbulентné prúdenie ($Re > 2320$) v trubke kruhového prierezu najlepšie vyhovuje Gnielinského vzťah v tvare:

$$Nu_1 = \frac{x_5 \cdot (Re_1 - 1000) \cdot Pr_1}{1 + 12,7 \sqrt{x_5} (Pr_1^{2/3} - 1)} \cdot (1 + y_1^{2/3}) \cdot y_2 \quad (35)$$

$$\text{kde:} \quad x_5 = \frac{1}{8} \cdot (1,82 \cdot \log Re_1 - 1,64)^{-2} \quad (36)$$

$$y_1 = \frac{d_1}{l_t} \quad (37)$$

a korekčný faktor y_2 je:

$$\text{kde } a=0,11, \quad y_2 = \left(\frac{Pr_1}{Pr_{1S}} \right)^a \quad (38)$$

4.2 Súčiniteľ prestupu tepla v medzitrubkovom priestore

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

$$Nu_2 = f(Re_2, Pr_2, y_1, y_2, \dots, y_n) \quad (39)$$

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

Trubkové zväzky v MP trubkových výmenkoch tepla môžu byť obtekané:

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

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

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

$$\bar{T}_2 = \frac{T_{21} + T_{22}}{2} \quad [^\circ\text{C}] \quad (40)$$

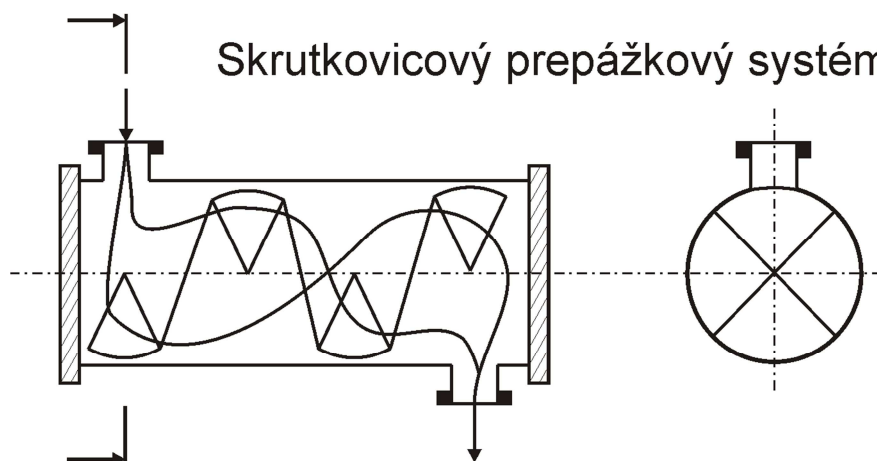
Jednak stredná teplota na stene trubky MP, ktorú možno určiť najlepšie so vzťahom:

$$Q = A_2 \cdot \alpha_2 \cdot (\bar{T}_{2S} - \bar{T}_2) \quad [\text{W}] \quad (41)$$

V nasledujúcom texte bude uvedený postup pri výpočte súčiniteľa prestupu tepla pre skrutkovicový prepážkový systém so stredovou trúbkou. [1]

4.2.1 Súčiniteľ prestupu tepla pri šikmom respektíve skrutkovicovom obtekaní trúbiek

K šikmému resp. skrutkovicovému obtekanie trúbiek dochádza pri použití prepážkových systémov skrutkovicových ktorý je zobrazený na obrázku 28.



Obr. 28 Skrutkovicové obtekanie trúbiek

Existujú v podstate dve varianty vyhotovenia skrutkovicového systému a to;

- so stredovou trúbkou;
- bez stredovej trúbky.

Prednostne sa používa zväzkov so skrutkovicovými prepážkami bez stredovej trúbky. Prevedenie so stredovou trúbkou sa používa iba v prípadoch malého uhlu nátok (5° až 10°), nezáleží tak na veľkosti tlakovej straty, a u protiprúdych prevedeniach s dvoma a viac chodmi v MP. Výmenníky môžu byť v MP:

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

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

Súčiniteľ prestupu tepla pri skrutkovicovom prepážkovom systéme s jedným chodom v MP so stredovou trúbkou.

Obecnou rovnicou (39) je možné vyjadriť daný prípad vydreným vzťahom:

$$Nu_2 = 0,62 \cdot \left[0,3 + \sqrt{Nu_{lam}^2 + Nu_{turb}^2} \right] y_2 y_3 y_4 y_7 y_8 y_9 y_{10} \quad (42)$$

kde:
$$Nu_2 = \frac{\alpha_2 \cdot l}{\lambda_2} \quad [-] \quad (43)$$

pričom pre charakteristický rozmer, ktorý je v danom prípade dĺžka prúdnice l ,

$$\text{platí:} \quad l = \frac{\pi \cdot d_2}{2} \quad [\text{m}] \quad (44)$$

$$\text{Ďalej platí:} \quad Nu_{lam} = 0,664 \sqrt{Re_2} \cdot \sqrt[3]{Pr_2} \quad (45)$$

$$Nu_{turb} = \frac{0,037 \cdot Re_2^{0,7} \cdot Pr_2}{1 + 2,443 \cdot Re_2^{-0,1} \cdot (Pr_2^{2/3} - 1)} \quad (46)$$

Reynoldsovo kritérium Re_2 je dané vzťahom:

$$Re_2 = \frac{u_2 \cdot l}{\nu_2} \quad [-] \quad (47)$$

Rýchlosť u_2 v trubkovom zväzku sa dá získať zo vzťahu:

$$u_2 = \frac{1}{2} \cdot \frac{m_2}{S_{2N} \cdot \rho_2 \cdot \psi} \quad [\text{m} \cdot \text{s}^{-1}] \quad (48)$$

Veľkosť voľného nezaplneného priestoru S_{2N} na jednom stúpaní skrutkovice H_S je daný vzťahom:

$$S_{2N} = \left(H_S - \frac{s_p}{\cos \varphi_S} \right) \cdot \left(\frac{D_1}{2} - \frac{D_{mt}}{2} \right) \quad [\text{m}^2] \quad (49)$$

kde n'_{rc} určíme z obrázku 30 a S'_{2Z} určíme z obrázku 31.

a stúpanie skrutkovice sa určí zo vzťahu:

$$H_S = \pi \cdot D_1 \tan \varphi_S \quad [\text{m}] \quad (50)$$

Medzerovitosť trubkového zväzku ψ sa dá určiť so vzťahu:

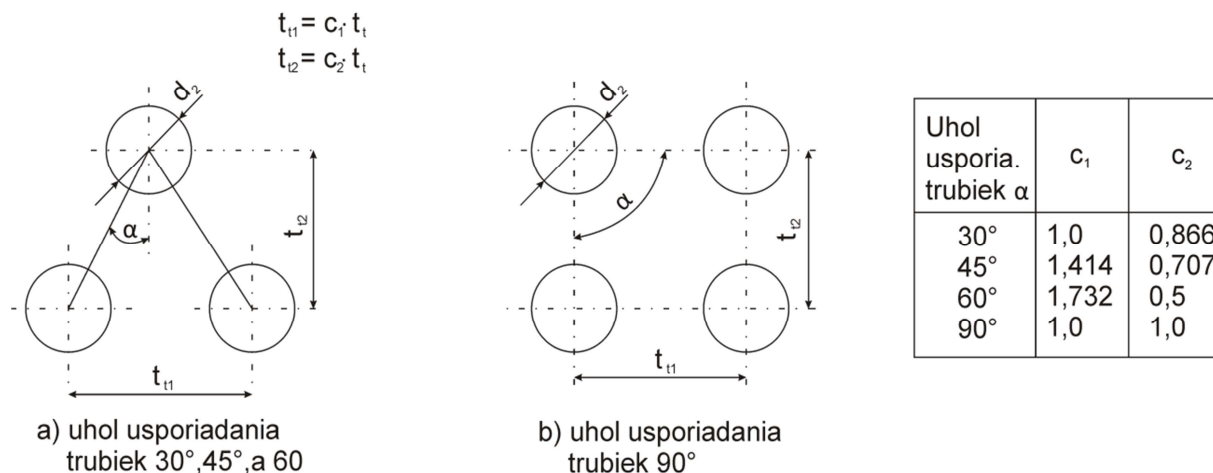
$$\psi = 1 - \frac{\pi}{4 \cdot x_6} \quad \text{pre } x_7 \geq 1 \quad (51)$$

$$\psi = 1 - \frac{\pi}{4 \cdot x_6 \cdot x_7} \quad \text{pre } x_7 < 1 \quad (52)$$

$$\text{Pre } x_6 \text{ a } x_7 \text{ platia vzťahy:} \quad x_6 = \frac{t_{t1}}{d_2} \quad (53)$$

$$x_7 = \frac{t_{t2}}{d_2} \quad (54)$$

kde t_{t1} predstavuje priečnu a t_{t2} predstavuje pozdĺžnu rozteč trubiek s ohľadom na zmysel prúdenia pracovnej látky v MP. Určia sa podľa obrázku 29.



Obr. 29 Určenie rozteče trubiek

Pre Prandtlovo číslo platí vzťah:

$$Pr_2 = \frac{c_{p2} \cdot \eta_2}{\lambda_2} \quad [-] \quad (55)$$

Výpočet korekčných faktorov:

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

$$y_2 = \left(\frac{Pr_2}{Pr_{2S}} \right)^a \quad (56)$$

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

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

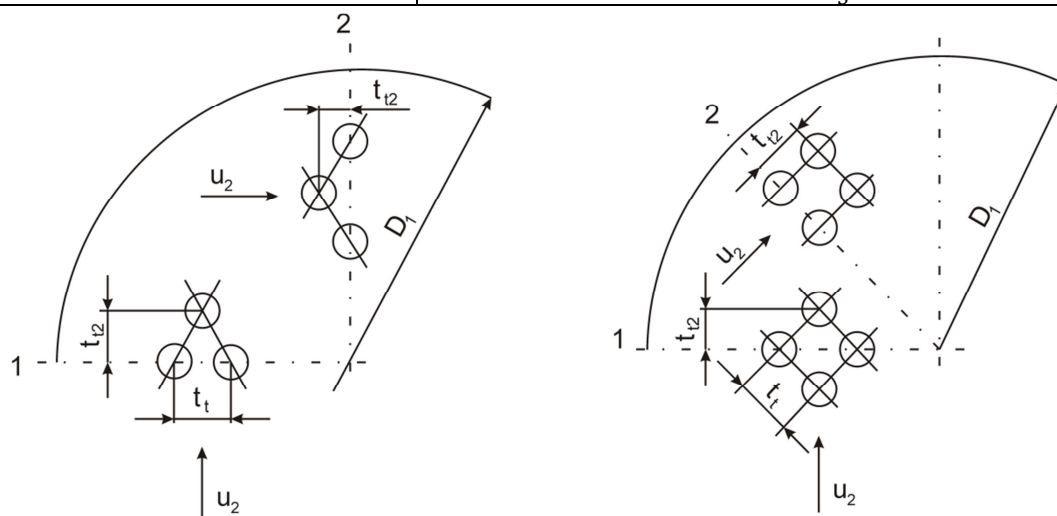
y_3 – zohľadňuje prevod súčiniteľa prestupu tepla z rady na zväzok trubiek a platí nasledujúci vzťah (54) vrátane výrazu (57) potrebného pre určenie x_7 . Ako uvádza literatúra [1] použitie usporiadania trubiek v uhle 90° je pri skrutkovicových prepážkach bezpredmetné.

$$y_3 = 1 + \frac{2}{3 \cdot x_7} \quad (57)$$

y_4 – zohľadňuje nepriaznivý tvar teplotného profilu v prúde pracovnej látky pri laminárnom prúdení a platia nasledujúce vzťahy. Celkový počet prične obtekaných radov trubiek n_{rc} je pre daný prípad uvedený v obrázku 30 a tabuľke 11.

Tab. 11 Vzťahy pre výpočet priechne obtekaných radov trubiek n_{rc} [1]

Uhol usporiadania trubiek	30° a 60°	45° a 90°
v ose 1 platí	$t_{t2} = \frac{t_t}{2} \cdot \sqrt{3}$	$t_{t2} = \frac{t_t}{2} \cdot \sqrt{2}$
v ose 2 platí	$t_{t2} = \frac{t_t}{2}$	$t_{t2} = t_t$
stredná hodnota	$\bar{T}_{t2} = \frac{1}{4} \cdot t_t (\sqrt{3} + 1)$	$\bar{T}_{t2} = \frac{1}{2} \cdot t_t \left(\frac{1}{2} \sqrt{2} + 1 \right)$
počet priechne obtekaných radov trubiek jedného stúpania celkového počtu priechne obtekaných radov	$n_r^{1'} = \frac{\pi \cdot (D_s + D_{mt})}{4 \cdot 0,683 \cdot t_t}$	$n_r^{1'} = \frac{\pi \cdot (D_s + D_{mt})}{4 \cdot 0,854 \cdot t_t}$
$n'_{rc} = n_r^{1'} \cdot \frac{l_{tc}}{H_S}$		



a) uhol usporiadania trubiek 30° a 60°

b) uhol usporiadania trubiek 45° a 90°

Obr. 30 Usporiadanie trubkového zväzku

$$\text{pre } Re \leq 20 \quad y_4 = \frac{1,51}{(n_{rc})^{0,18}} = y'_4 \quad (58)$$

$$\text{pre } Re \in (20; 100) \quad y_4 = y'_4 + \frac{20 - Re_2}{80} \cdot (y'_4 - 1) \quad (59)$$

$$\text{pre } Re > 100 \quad y_4 = 1 \quad (60)$$

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

$$y_7 = \exp \left[-c_1 \cdot \frac{S_{SS}}{S_{ZZ}} \cdot \left(1 - \sqrt[3]{\frac{2 \cdot n_{pt}^3 \cdot t_t}{\pi \cdot D_1}} \right) \right] \quad (61)$$

$$y_7 = 1 \quad \text{pre } (D_1 - D_s) < s_{tt} \quad \text{resp. pre } n_{pt} \geq \frac{D_1}{6t_t}.$$

Konštanta $c_1 = 1,5$ pre $Re_2 < 100$,
 $c_1 = 1,35$ pre $Re_2 \geq 100$.

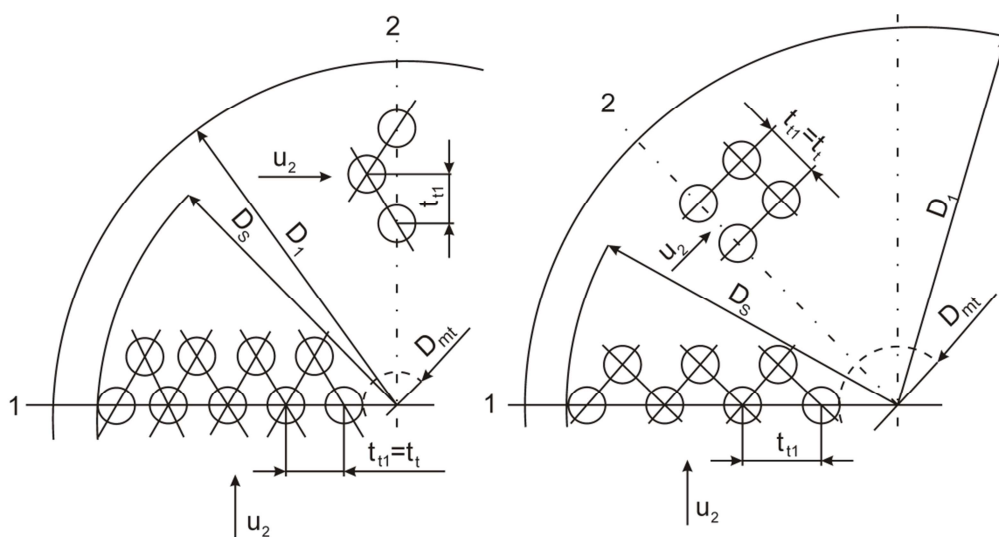
Prietočný prierez obtokového prúdu medzi jednou roztečou prepážky v osi výmenníka, ktorý je daný vzťahom:

$$S_{sS} = \frac{1}{2} \cdot (D_1 - D_S - s_{tt}) \cdot \left(H_S - \frac{s_p}{\cos \varphi_S} \right) \quad [\text{m}^2] \quad (62)$$

a prietochný prierez zaplneného priestoru medzi jednou roztečou prepážok v osi výmenníku (viď obrázok 31 a tabuľku 12) sa určí zo vzťahu:

Tab. 12 Vzťahy pre výpočet prietochného prierezu zaplneného priestoru [1]

Uhol usporiadania trubiek	30° a 60°	45° a 90°
v osi 1 platí	$t_{t1} = t_t$ $\Sigma S_{tt} = \frac{D_S - d_2}{t_t} \cdot (t_t - d_2)$	$t_{t1} = \frac{t_t}{2} \cdot \sqrt{2}$ $\Sigma S_{tt} = \frac{D_S - d_2}{\frac{t_t}{2} \cdot \sqrt{3}} \cdot (t_t - d_2)$
v osi 2 platí	$t_{t1} = \frac{t_t}{2} \cdot \sqrt{3}$ $\Sigma S_{tt} = \frac{D_S - d_2}{\frac{t_t}{2} \cdot \sqrt{3}} \cdot (t_t - d_2)$	$t_{t1}' = t_t$ $\Sigma S_{tt} = \frac{D_S - d_2}{t_t} \cdot (t_t - d_2)$
stredná hodnota	$\Sigma \bar{S}_{tt}' = \frac{1}{2t_t} \cdot (D_S - D_{mt} - 2d_2) \cdot (t_t - d_2) \cdot \left(1 + \frac{2}{\sqrt{3}} \right)$	$\Sigma \bar{S}_{tt}' = \frac{1}{2t_t} \cdot (D_S - D_{mt} - 2d_2) \cdot (t_t - d_2) \cdot \left(1 + \frac{2}{\sqrt{2}} \right)$
veľkosť zaplneného prierezu	$S_{2Z}' = \frac{1}{2} \cdot (S_{tt} + \Sigma \bar{S}_{tt}') \cdot \left(H_S - \frac{S_p}{\cos \varphi_S} \right)$	



a) uhol usporiadania trubiek 30° a 60°

b) uhol usporiadania trubiek 45° a 90°

Obr. 31 Usporiadanie prietochného prierezu a zaplneného priestoru

$$S_{2Z} = \frac{1}{2} \cdot (s_{ts} + \Sigma S_{tt}) \cdot \left(H_S - \frac{s_p}{\cos \varphi_S} \right) \quad [\text{m}^2] \quad (63)$$

uvedené platí za predpokladu: $\frac{S_{sS}}{S_{2Z}} \leq 0,5$

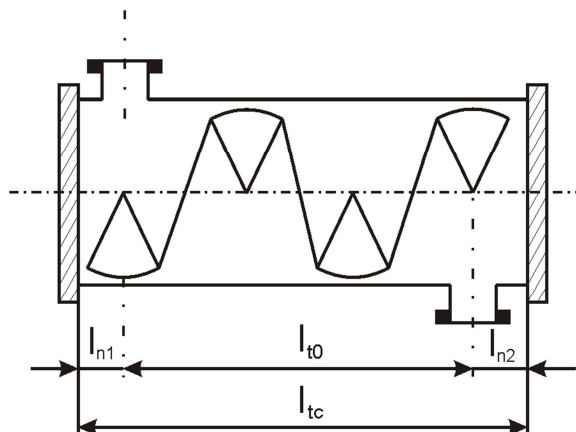
y_8 – zohľadňuje vplyv neoprepážkovaného priestoru ktorý má pre skrutkovicové

prepážky tvar:
$$y_8 = \frac{\frac{l_{t0} + 2 \cdot \left[\frac{(l_{tc} - l_{t0})}{2 \cdot H_S} \right]^{(1-a)}}{H_S}}{\frac{l_{tc}}{H_S}} \quad (64)$$

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

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

Činná dĺžka trubiek l_{tc} a oprepážkovaná dĺžka trubiek l_{t0} sú zrejme z obrázku 32



Obr. 32 Činná dĺžka trubiek

y_9 – opravný súčiniteľ na zmenu uhla nátku resp. na zmenu uhla skonu prepážok má tvar:
$$y_9 = 0,974 + 0,004415 \cdot \varphi_S - 0,0001786 \cdot \varphi_S^2 \quad (65)$$

y_{10} = opravný súčiniteľ na anomálny nárast súčiniteľa prestupu tepla a je určený vzťahmi: pre $Re_2 \leq 100$ $y_{10} = 1$

pre $Re_2 \geq 5000$

$$y_{10} = 1 + 0,6726 \cdot \exp[-0,01443(\varphi_S - 42,59)^2] \quad (66)$$

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

Vzťah (42) upravený do tvaru:

$$Nu_{2,i} = 0,62 \left[0,3 + \sqrt{Nu_{lam}^2 + Nu_{turb}^2} \right] \cdot y_2 \cdot y_3 \cdot y_4 \cdot y_9 \cdot y_{10} \quad (67)$$

odpovedá ideálnemu súčiniteľovi prestupu tepla v MP výmenníku so skrutkovicovými prepážkami. Pomer $(Nu_2/Nu_{2,i})$ vyjadruje, do akej miery sa reálny súčiniteľ ideálnemu približuje.

4.2.2 Kontrolný výpočet výmenníku

V nasledujúcom texte budeme uvažovať iba dvojlátkové rekuperačné výmenníky tepla so zdielaním tepla medzi dvoma prúdmi. [2] **Tepelnú kapacitu oboch prúdov** určuje ich hmotnostný prietok a merná tepelná kapacita:

$$W_i = \dot{M}_i \cdot c_{pi} \quad i = 1,2 \quad (68)$$

Ak v niektorom prúde dochádza k zmene fázy, predpokladáme, že sa jeho teplota nemení a tepelnú kapacitu uvažujeme nekonečne veľkú. O správaní výmenníka rozhoduje predovšetkým slabší prúd, ktorého tepelná kapacita je menšia (W_{\min}) - u výmenníka s nekonečne veľkou teplovýmennou plochou a ideálnym (protiprúdnym alebo krížovým) usporiadaním toku je totiž tento slabší prúd možné zahriať (alebo ochladiť) až na vstupnú teplotu druhého, silnejšieho, prúdu s väčším W . V tomto prípade by tepelný výkon výmenníka bol maximálny a určený len vstupnými teplotami prúdov:

$$\dot{Q}_{\max} = W_{\min} \cdot (T'_{\min} - T'_{\max}) \quad [\text{W}] \quad (69)$$

kde T'_{\min} je vstupná teplota slabšieho a T'_{\max} vstupná teplota silnejšieho prúdu. Štyri vstupné / výstupné teploty oboch prúdov sú so skutočným výkonom výmenníka viazané integrálne tepelnou bilanciou:

$$\dot{Q} = W_1 \cdot |T_{11} - T_{12}| = W_1 \cdot |T_{21} - T_{22}| \quad [\text{W}] \quad (70)$$

Veľkosť výmenníka charakterizuje bezrozmerné kritérium NTU (Number of Transfer Units, počet prevodových jednotiek)

$$NTU = \frac{k \cdot S}{W_{\min}} \quad [-] \quad (71)$$

kde k je súčiniteľ prestupu tepla, S je teplozmenná plocha a W_{\min} je tepelná kapacita slabšieho prúdu.

Riešenie výmenníkov tepla pomocou závislostí medzi bezrozmerným veličinami

Pre výpočet výmenníkov tepla doplníme entalpickú bilanciu (70) všeobecnú rovnicou prenosu, platnú pre ľubovoľnú geometrickú konfiguráciu konštrukcia výmenníka:

$$\dot{Q} = k \cdot S \cdot \overline{\Delta T} \quad [\text{W}] \quad (72)$$

kde $\overline{\Delta T}$ je charakteristická stredná hodnota teplotného spádu definovaná integrálom:

$$\overline{\Delta T} = \frac{1}{2} \int (T_1 - T_2) dS \quad [^\circ\text{C}] \quad (73)$$

kde $T_1 - T_2$ je hypotetická lokálna hodnota teplotnej diferencie medzi oboma médiami. V osobitnom prípade čisto protiprúdového výmenníka je to hodnota tzv. strednej logaritmickej diferencie (spádu) ΔT_{ln} označovaná tiež ako LMTD (Logarithmic mean temperature difference) definovaná vzťahom:

$$\Delta T_{ln} = \frac{\Delta' - \Delta''}{\ln \frac{\Delta'}{\Delta''}} \quad [^{\circ}\text{C}] \quad (74)$$

kde: $\Delta' = T_{11} - T_{22} \quad \Delta'' = T_{12} - T_{21}$

Z rovníc (70) a (72) plynie:

$$\dot{Q} = k \cdot S \cdot \overline{\Delta T} = W_1 \cdot |T_{11} - T_{12}| = W_2 \cdot |T_{21} - T_{22}| \quad (75)$$

Normalizuje si rovnicu (75) súčinom maximálnej teplotnej diferencie v systéme $T_1 - T_2$ a tepelnej kapacity W_1 resp. W_2 , obdržíme nasledujúce veľmi dôležité bezrozmerné veličiny:

Pomer tepelných kapacít oboch prúdov:

$$W = \frac{W_{min}}{W_{max}} \quad [-] \quad (76)$$

Bezrozmerná stredná teplotná diferencia Θ :

$$\Theta = \frac{\overline{\Delta T}}{T_{11} - T_{21}} \quad [-] \quad (77)$$

Počet prevodových jednotiek NTU:

$$NTU = \frac{k \cdot A_2}{W_{min}} \quad [-] \quad (78)$$

Účinnosť výmenníku s protiprúdom usporiadaním:

$$\varepsilon = \frac{1 - e^{-NTU \cdot (1-W)}}{1 - W \cdot e^{-NTU \cdot (1-W)}} \quad [-] \quad (79)$$

Korekčný faktor logaritmickej teplotnej diferencie F (platí pre všetkých výmenníkoch okrem čistého protiprúdneho, vtedy platí $F=1$)

$$F = \frac{\overline{\Delta T}}{\Delta T_{ln}}; \quad 0 \leq F \leq 1 \quad [-] \quad (80)$$

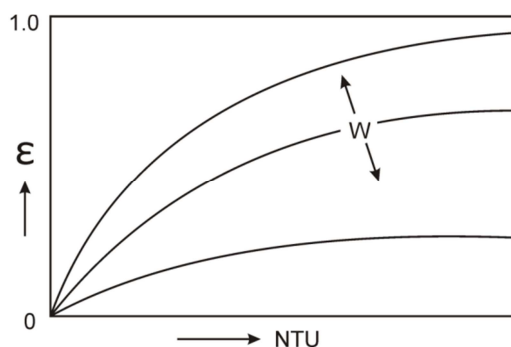
Metóda LMTD, Bowman et al (1940)

V tejto metóde z historického hľadiska je najstaršou metódou, tepelný výkon sa počíta z rovnice prenosu: $\dot{Q} = k \cdot S \cdot F \cdot \Delta T_{ln} \quad [\text{W}] \quad (81)$

Metóda $\varepsilon - NTU$, Kays a London (1964)

Tepelný výkon sa počíta z rovnice:

$$\dot{Q} = \varepsilon \cdot W_{min} \cdot (T_{11} - T_{21}) \quad [\text{W}] \quad (82)$$

Obr. 33 Metóda ϵ – NTU

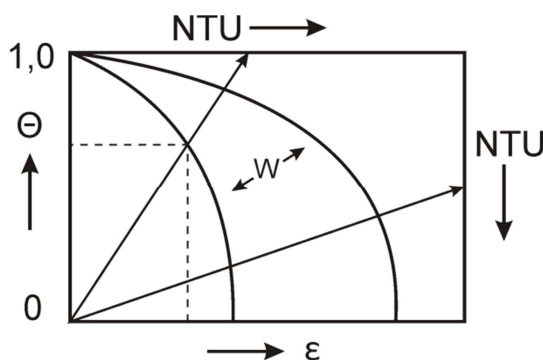
Grafické znázornenie funkcie ϵ (ϵ , NTU, W , geometrie) = 0 je schematicky znázornené v obrázku 33. Táto metodika bola vypracovaná predovšetkým preto, aby sa odstránila nutnosť iteratívnych postupov v prípade kontrolného výpočtu, kedy nie sú známe výstupne teploty a entalpická bilancia je neurčitá.

Metóda Θ – NTU, Mueller (1973)

Tepelný výkon sa počíta z rovnice

$$\dot{Q} = k \cdot S \cdot \Theta \cdot (T_{11} - T_{21}) \quad [\text{W}] \quad (83)$$

kde Θ je definované v rovnici (77). Závislosť Θ (Θ , ϵ , W , geometria) je znázornená na obrázku 34. Tento typ kombinácie F a Θ závislosti uvádza pre radu konstrukcií Taborek (1983) v známej príručke HEDH (Heat Echanager Design Handbook). [2]

Obr. 34 Metóda Θ – NTU

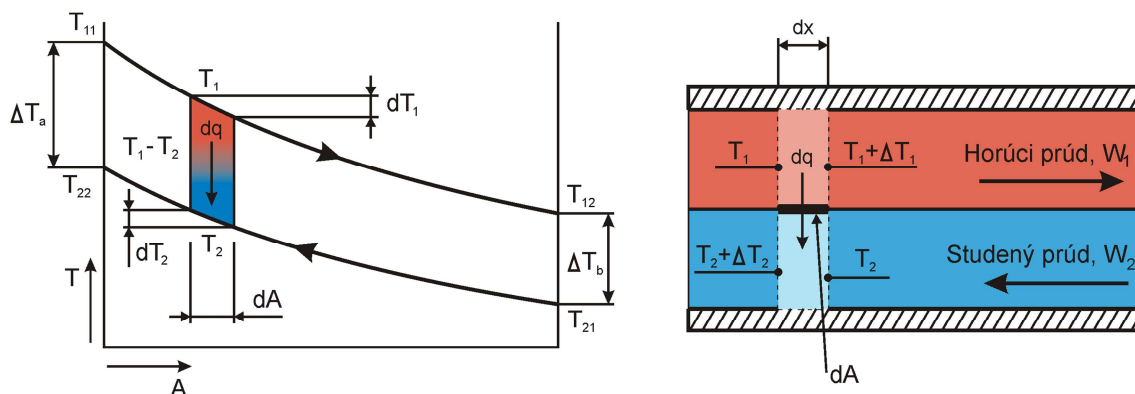
4.2.3 Numerické riešenie diferenciálnych rovníc pre zdielanie tepla

Táto metóda bola vytvorená z postupu naznačeného pre výpočet Nu .

Na obrázku 35 je schematicky znázornená tepelná bilancia vytknutého elementu protiprúdeho výmenníku. Tepelnú bilanciu je možné zapísať dvoma algebrickými rovnicami:

$$\text{primárny prúd:} \quad q = W_1 \cdot dT_1 = k \cdot dA \cdot (T_1 - T_2) \quad [-] \quad (84)$$

$$\text{sekundárny prúd:} \quad q = W_2 \cdot dT_2 = k \cdot dA \cdot (T_2 - T_1) \quad [-] \quad (85)$$



Obr. 35 Tepelná bilancia vytknutého elementu pri protiprúdom výmenníku

Zavedenie bezrozmerných súradníc x_1 a x_2 v tvare:

$$x_1 = \frac{k \cdot A}{W_1} \rightarrow dx_1 = \frac{k \cdot dA}{W_1} \quad [-] \quad (86)$$

$$x_2 = \frac{k \cdot A}{W_2} \rightarrow dx_2 = \frac{k \cdot dA}{W_2} \quad [-] \quad (87)$$

môžeme napísať teplotnú bilanciu v tvare dvoch obyčajných lineárnych

diferenciálnych rovniciach:
$$\frac{dT_1}{dx_1} = T_1 - T_2 \quad [^{\circ}\text{C}] \quad (88)$$

$$\frac{dT_2}{dx_2} = T_2 - T_1 \quad [^{\circ}\text{C}] \quad (89)$$

Rovnice (88) a (89) je možné zapísať v diferenciálnom tvare:

$$\Delta T_1 = T_1 \cdot (x_1) - T_1 \cdot (x_1 - \Delta x_1) = \Delta x_1 \cdot [T_1 \cdot (x_1) - T_2 \cdot (x_1)] \quad [\text{K}] \quad (90)$$

$$\Delta T_2 = T_2 \cdot (x_2) - T_2 \cdot (x_2 - \Delta x_2) = -\Delta x_2 \cdot [T_1 \cdot (x_2) - T_2 \cdot (x_2)] \quad [\text{K}] \quad (91)$$

kde:
$$\Delta x_1 = \frac{k \cdot \Delta A}{W_1} \quad [-] \quad (92)$$

$$\Delta x_2 = \frac{k \cdot \Delta A}{W_2} \quad [-] \quad (93)$$

sú diferenciáli bezrozmerných súradníc x_1 a x_2 .

Pri uvažovaní výmenníku rozdeleného na dostatočne vysoký počet n elementov, je možné pre teploty $T_1(i)$ a $T_2(i)$ napísať v zmysle rovníc (90 – 93) vzťahy:

$$T_1(i) = \frac{T_1 \cdot (i-1) + Dx_1 \cdot T_2(i)}{1 + Dx_2} \quad [^{\circ}\text{C}] \quad (94)$$

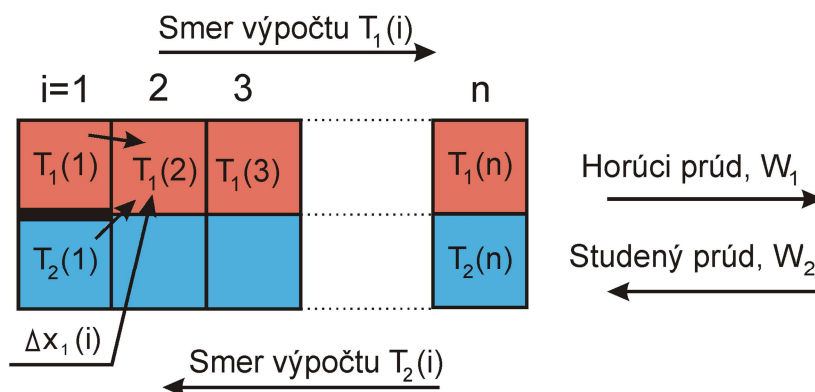
$$T_2(i) = \frac{T_2 \cdot (i-1) + Dx_2 \cdot T_1(i)}{1 + Dx_1} \quad [^{\circ}\text{C}] \quad (95)$$

kde:
$$Dx_1 = DA \cdot \frac{k \cdot (i-1) + k(i)}{2 \cdot W_1} \quad [-] \quad (96)$$

$$Dx_2 = DA \cdot \frac{k \cdot (i-1) + k(i)}{2 \cdot W_2} \quad [-] \quad (97)$$

Kde DA je veľkosť teplo smenej plochy jedného elelmentu:

$$DA = \text{obvod kanálu [m]} \cdot \frac{\text{celková dĺžka teplosmennej plochy [m]}}{n}$$



Obr. 36 Schéma numerického výpočtu teplôt v protiprúdom výmenníku

Výhodou tohto postupu je skutočnosť, že vektor súčiniteľa prestupu tepla k môže obsahovať prvky určené priamo pre polohu x_a teplotu T daného elementu, t.j. že je možné uplatniť znalosť napríklad funkcií $\alpha = f(x, T)$ a $\lambda = f(x, T)$.

Vyššie popísaný postup bol realizovaný v programe MATLAB. Výpis kódu je v prílohe (1). Výmenník celkovej dĺžky $H = 6700$ mm bol rozdelený na $n = 2000$ elementov. Vektor súčiniteľa prestupu tepla je počítaný zo vzťahu (16) bez uvažovania teplotnej závislosti dynamickej viskozity. Tepelná vodivosť MoNiCr bola uvažovaná teplotne nezávislá (teda $\alpha_{\text{MoNiCr}} = \text{konšt.}$). Vektory teplôt t_1 a t_2 o rozmere n sú pred výpočtom naplnené vstupnými teplotami jednotlivých prúdov. Potom prebieha výpočet týchto vektorov iteračným postupom zo vzťahov (94) až (97). Ako je zrejme z vývojového diagramu programu, v prvom výpočte sa najprv spočíta vektor teplôt horúceho prúdu. Pretože sú pritom teplotné rozdiely medzi prúdmi $T_1(i) - T_2(i)$ väčšie, než skutočné, je po prvom prebehnutí výpočtu vektor t_1 naplnený nižšími teplotami, než ktoré má horúci prúd v skutočnosti. Nasleduje výpočet vektora teplôt studeného prúdu, a to v opačnom smere (v smere prúdenia studeného prúdu). Pretože sú v tomto momente teploty horúceho prúdu vo vektore t_2 nižšie, než skutočné, je pri prvom výpočte vektora teplôt studeného prúdu tento naplnený tiež teplotami nižšími, než skutočnými, pretože teplotný rozdiel medzi prúdmi $T_1(i) - T_2(i)$ sú tiež menšie, než skutočné. Tým je ukončený prvý cyklus výpočtu. Na začiatku ďalšieho výpočtu (1. iterácie) obsahujú vektory teplôt hodnoty z predchádzajúcej iterácie. Teraz znovu prebieha výpočet horúceho prúdu, avšak už s menšími rozdielmi $T_1(i) - T_2(i)$, pretože vektor studeného prúdu už obsahuje teploty vyššie, než pri inicializačnom naplnení pred

výpočtom (teda vyššia než T_{1i}), hoci zatiaľ menšie, než skutočné. Po tomto druhom výpočtu teda vektor teplôt horúceho prúdu obsahuje teploty vyššie ako v prvom výpočte, ale stále ešte nižšie, než skutočné. V priebehu iterácií sa teda hodnoty vektorov rastú, až sa limitne priblíži skutočným hodnotám teplôt, ktoré zodpovedajú rovniciam (84) a (85). Algoritmus rýchlo konverguje, preto je počet iterácií zvolený na 100.

Celkový tepelný výkon výmenníka sa určuje vzťahom

$$Q = \sum_{i=1}^n k(i) \cdot DA \cdot [T_1(i) - T_2(i)] \quad [\text{W}] \quad (98)$$

Vektor teploty steny t_s (T_S) je počítaný bez uvažovania tepelného odporu steny ($\lambda_{\text{monier}} \rightarrow$ nekonečno; jedná sa teda o strednú hodnotu steny v danom mieste) z tepelnej bilancie na stene:

$$\alpha_1(T_1 - T_S) = \alpha_2(T_S - T_2) \quad [\text{W}] \quad (99)$$

$$\text{Odtiaľ:} \quad T_S = \frac{\alpha_1 \cdot T_1 + \alpha_2 \cdot T_2}{\alpha_1 + \alpha_2} \quad [^\circ\text{C}] \quad (100)$$

Výstupom tohto výpočtu sú graf závislosti súčiniteľa prestupu tepla k po dĺžke výmenníka, graf priebehu teplôt prúdov a strednej teploty steny vo výmenníku pozri kapitolu 5.1.3.

4.3 Tlakové straty

Rovnako ako v predchádzajúcej časti, týkajúcej sa súčiniteľa prestupu tepla, budú v tejto časti uvedené vybrané vzťahy pre výpočet tlakových strát v trubkovom a medzitrubkovom priestore výmenníka tepla so skrutkovicovými prepážkami. [1]

Pre ustálené prúdenie viskózných tekutín, akými pracovne látky v trubkových výmenníkoch tepla prakticky sú, platí rovnica kontinuity:

$$\dot{m} = S \cdot u \cdot \rho = \text{konšt.} \quad [\text{kg}] \quad (101)$$

Ďalej platí rovnica Bernoulliho, podľa ktorej pre celkový tlak medzi dvoma ľubovoľnými prierezmi 1 a 2 platí:

$$p_c = p_1 + \frac{\rho_1 \cdot u_1^2}{2} + h_1 \cdot \rho_1 \cdot g = p_2 + \frac{\rho_2 \cdot u_2^2}{2} + h_2 \cdot \rho_2 \cdot g + \Delta p_{zc} \quad (102)$$

Člen p_1 vyjadruje statickú zložku celkového tlaku, člen $\frac{\rho_1 \cdot u_1^2}{2}$ dynamickú zložku a člen $h_1 \rho_1 g$ gravitačnú zložku celkového tlaku. Člen Δp_{zc} predstavuje celkové tlakové straty, ktoré sa navonok prejavujú zvýšením tzv. vnútornej energie tekutiny, teda zvýšením obsahu tepla v príslušnom prúde.

Ako je zo vzťahu (101) vidno, je rovnica kontinuity vhodná najmä pre určovanie rýchlostí prúdov pracovnej látky. Tieto rýchlosti sú potrebné pre účely výpočtov

súčiniteľov prestupu tepla a tlakových strát. Bernoulliová rovnica slúži predovšetkým pre výpočet tlakových strát.

Úpravou rovnice kontinuity môžeme získať vzťah:

$$u = \frac{\dot{m}}{S \cdot \rho} \quad [\text{m} \cdot \text{s}^{-1}] \quad (103)$$

Pri výpočtoch rýchlosti u v TP resp. MP sa predpokladá, že hmotnostný prietok \dot{m} a prietokový prierez S sú konštantné a ρ sa určí pre príslušnú strednú teplotu prúdu v TP resp. MP. Keď je však veľkosť hustoty na vstupe a výstupe z výmenníka natoľko rozdielna, že rýchlosť u by sa menila v jednotkách svojej veľkosti, je nutné výmenník rozdeliť na niekoľko čiastkových častí. [1]

Úpravou rovnice (102) možno získať vzťah pre výpočet tlakových strát medzi bodmi 1 a 2 vo výmenníku (napr. medzi vstupným a výstupným hrdlom) v tvare:

$$\Delta p_{zc} = (p_1 - p_2) + \frac{\rho_1 \cdot u_1^2}{2} - \frac{\rho_2 \cdot u_2^2}{2} + g \cdot (h_1 \cdot \rho_1 - h_2 \cdot \rho_2) \quad (104)$$

Člen $(p_1 - p_2)$ značí straty statickej zložky celkového tlaku, člen $\frac{\rho_1 \cdot u_1^2}{2} - \frac{\rho_2 \cdot u_2^2}{2}$ sa týka strát v dynamickej zložke a člen 3 vyjadruje straty gravitačnej zložky celkového tlaku.

Člen $(p_1 - p_2)$ rovnice (104) predstavuje podstatnú časť tlakových strát vo výmenníku, členmi $\frac{\rho_1 \cdot u_1^2}{2} - \frac{\rho_2 \cdot u_2^2}{2}$ a $g(h_1 \rho_1 - h_2 \rho_2)$ nadobúdajú na význame iba pri väčších zmenách hustoty ρ . Člen $g(h_1 \rho_1 - h_2 \rho_2)$ sa podstatnejšie prejaví tiež v prípade väčších rozdielov medzi výškami h_1, h_2 , čo platí najmä u stojatých výmenníkov, v nich je pracovnou látkou kvapalina. Za normálnych okolností je teda možné tieto zložky tlakových strát zanedbať.

Najväčší význam má zložka tlakových strát, tj. straty statickej zložky celkového tlaku, ďalej sa dá rozdeliť táto zložka na straty trením Δp_t a na straty miestne Δp_m . [1]

Označme: $p_1 - p_2 = \Delta p_z$; [Pa] (105)

potom platí: $\Delta p_z = \Delta p_t + \Delta p_m$. [Pa] (106)

4.3.1 Tlakové straty v trubkovom priestore

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

$$\Delta p_{z1} = \Delta p_{t1} + \Delta p_{m1} \quad [\text{Pa}] \quad (107)$$

kde Δp_{t1} sú tlakové straty vyvolané trením a

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

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

$$\Delta p_{m1} = \xi \cdot \frac{\rho \cdot u_{h1}^2}{2} \quad [\text{Pa}] \quad (108)$$

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

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

Termofyzikálne vlastnosti pracovných látok sú opäť vzťahnuté k strednej teplote prúdu pracovnej látky \bar{T}_1 (viď vzťah (30)), v niektorých prípadoch potom k strednej teplote na stene trubky TP \bar{T}_{1S} .

4.3.1.1 Tlakové straty trením

Tlakové straty trením v trubkách kruhového priemeru majú tvar:

$$\Delta p_{t1} = \lambda_{11} \cdot \frac{\rho_1 \cdot u_1^2}{2} \cdot n_{CH1} \cdot z_1 \cdot z_2 \quad [\text{Pa}] \quad (109)$$

kde λ_{11} je stratový súčiniteľ, pre neho platí:

$$\text{pre } Re \leq 2320 \quad \lambda_{11} = \frac{64}{Re_1} \quad (110)$$

$$\text{pre } Re > 2320 \quad \lambda_{11} = 8 \cdot \left[\left(\frac{8}{Re_1} \right)^{12} + \frac{1}{(x_9 + x_{10})^{\frac{3}{2}}} \right]^{\frac{1}{12}} \quad (111)$$

Reynoldsovo kritérium je dané vzťahom (26), rýchlosť pracovnej látky v trubke je určená vzťahom (28) a prietokový prierez v TP je daný vzťahom (29). Substitučné faktory určíme podľa nasledujúcich vzťahov:

$$x_9 = \left\{ 2,457 \cdot \ln \left[\frac{1}{\left(\frac{7}{Re_1} \right)^{0,9} + 0,27 \cdot k_{r1}} \right] \right\}^{16} \quad (112)$$

$$x_{10} = \left(\frac{37\,530}{Re_1} \right)^{16} \quad (113)$$

pre relatívnu drsnosť steny trubky platí:

$$k_{r1} = \frac{k}{d_1} \quad (114)$$

kde k je stredná absolútna drsnosť steny.

$$\text{Súčiniteľ } z_1 \text{ je daný vzťahom: } z_1 = \frac{l_t}{d_1} \quad (115)$$

a korekčný faktor z_2 je súčiniteľ zohľadňujúci zmenu dynamickej viskozity v medznej vrstve s ohľadom na smer tepelného toku. Platí vzťah:

$$z_2 = \left(\frac{\eta_{1S}}{\eta_1} \right)^a \quad (116)$$

pre $Re \leq 2320$ $a = 0,5$ pre smer tepelného toku z TP,
 $a = 0,58$ pre smer tepelného toku do TP,
 pre $Re > 2320$ $a = 0,24$ pre smer tepelného toku z TP,
 $a = 0,14$ pre smer tepelného toku do TP.

4.3.1.2 Tlakové straty miestne

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

$$\Delta p_{m1} = [\xi_{11} \cdot n_{CH1} + \xi_{12} \cdot (n_{CH1} - 1)] \cdot \frac{\rho_1 \cdot u_1^2}{2} \quad [\text{Pa}] \quad (117)$$

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

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

Rýchlosť u_1 a jej odpovedajúci prietochný prierez S_1 sú dané vzťahmi (28) resp. (29).

4.3.2 Tlakové straty v medzitrubkovom priestore pri šikmom resp. skrutkovicovom otekaní trubiek

Podobne ako v prípade TP, je možnosť použiť obecnú rovnicu v tvare pre tlakové straty v MP. [1]

$$\Delta p_{z2} = \Delta p_{t2} + \Delta p_{m2} \quad [\text{Pa}] \quad (118)$$

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

Δp_{m2} sú tlakové straty vyvolané miestnymi odpormi.

Na strane MP sú (mimo použitia tyčového prepážkového systému) miestnymi odpormi iba odpory na vstupe a výstupe z MP, tj. v hrdlách MP. Platí teda tiež čo v prípade TP, to znamená straty spôsobené týmito odpormi sa započítavajú do strát v potrubí. tlakové straty v MP budú teda rovné iba stratám ktoré sú vyvolané trením, takže môžeme napísať vzťah: $\Delta p_{z2} = \Delta p_{t2}$ [Pa] (119)

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

Tlakové straty pri skrutkovicových prepážkových systémoch s jedným vchodom v MP a so stredovou trubkou.

Rovnicu (4.13) môžeme prepísať do tvaru:

$$\Delta p_{z2} = \Delta p_{t2} = \Delta p_{t0} + \Delta p_{tn} \quad [\text{Pa}] \quad (120)$$

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

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

Pre stanovenie určovacích teplôt a miestnych tlakových stratách v hrdle platia zásady uvedené na začiatku kapitoly 3.3.2.

4.3.2.1 Tlakové straty trením pri skrutkovicovom obtekaní trubiek v oprepážkovanom priestore

V oprepážkovanom priestore platí:

$$\Delta p_{t0} = \Delta p_{t0}^1 \cdot \frac{l_{t0}}{H_S} \quad [\text{Pa}] \quad (121)$$

$$\text{kde} \quad \Delta p_{t0}^1 = 2\lambda_{22} n_r^1 \cdot \rho_2 \cdot u_2^2 \cdot z_2 \cdot z_3 \cdot z_6 \cdot z_7 \quad [\text{Pa}] \quad (122)$$

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

$$\lambda_{22} = f\left(Re_2, \frac{t_t}{d_2}, \text{usporiadanie trubiek}\right) \quad (123)$$

Presný vzťah je uvedený v tabuľke 13

Tab. 13 Vzťah pre výpočet stratového súčiniteľa priečného obtekania trubiek [1]

$\lambda_{22} = c_1 \cdot \left(\frac{1,33}{t_t/d_2}\right)^a \cdot Re_2^{a_1}$			$a = \frac{c_2}{1 + 0,14 \cdot Re_2^{a_2}}$		
uhol usporiadania trubiek	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		

n_r^1 – je počet radov trubiek na strednej prúdnici jedného stúpania a platí vzťah:

$$n_r^1 = \frac{\pi \cdot (D_S + D_{mt})}{t_t \cdot c_1} \quad (124)$$

kde: $c_1 = 1,366$ pre uhol usporiadania trubiek 30° alebo 60° ,
 $c_1 = 1,707$ pre uhol usporiadania trubiek 45° alebo 90° .

(vid' tiež obrázok 32)

u_2 je rýchlosť v najužšom prietočnom priereze zaplneného priestoru na jednom stúpaní skrutkovice podľa vzťahu:

$$u_2 = \frac{m_2}{S_{2Z} \cdot \rho_2 \cdot \cos \varphi_S} \quad (125)$$

S_{2Z} je prietočný prierez zaplneného priestoru medzi prepážkami v osi výmenníka a platí vzťah:

$$S_{2Z} = \left[\frac{D_1 - D_S}{2} + \frac{D_S - D_{mt} - 2d_2}{4 \cdot t_t} \cdot \left(1 + \frac{1}{c_2} \right) \cdot (t_t - d_2) \right] \cdot \left(H_S - \frac{s_p}{\cos \varphi_S} \right) \quad (126)$$

kde: $c_2 = 0,866$ pre uhol usporiadania trubiek 30° alebo 60° ,
 $c_2 = 0,707$ pre uhol usporiadania trubiek 45° alebo 90° .

(vid' obrázok 31)

Výpočet korekčných faktorov:

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

$$z_2 = \left(\frac{\eta_{2S}}{\eta_2} \right)^{0,14} \quad (127)$$

bez ohľadu na smer tepelného toku.

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

$$z_3 = y_7 \quad (128)$$

$$z_3 = y_7 = \exp \left[-c_1 \cdot \frac{S_{SS}}{S_{2Z}} \cdot \left(1 - \sqrt[3]{\frac{2 \cdot n_{pt}^3 \cdot t_t}{\pi \cdot D_1}} \right) \right] \quad (129)$$

$y_7 = 1$ pre $(D_1 - D_S) < s_{tt}$ resp. pre $n_{pt} \geq \frac{D_1}{6t_t}$.

Konštanta $c_1 = 4,5$ pre $Re_2 < 100$,

$c_1 = 3,7$ pre $Re_2 \geq 100$.

Prietočný prierez obtokového prúdu medzi jednou roztečou prepážky v osi výmenníka, ktorý je daný vzťahom:

$$S_{SS} = \frac{1}{2} \cdot (D_1 - D_S - s_{tt}) \cdot \left(H_S - \frac{s_p}{\cos \varphi_S} \right) \quad [\text{m}^2] \quad (130)$$

uvedené platí za predpokladu: $\frac{S_{SS}}{S_{ZZ}} \leq 0,5$

z_6 – opravný súčiniteľ na zmenu uhla nátoku resp. zmenu uhla sklonu prepážok má tvar:
$$z_5 = 1,242 \cdot c_3 \cdot \exp \left\{ -0,478 \cdot \left[\frac{\pi}{180} \cdot (90 - \varphi_S) \right]^{-1,733} \right\} \quad (131)$$

z_7 – opravný súčiniteľ na anomálny nárast tlakových strát

pre $Re_2 \leq 100$ $z_7 = 1$

pre $Re_2 \geq 5000$ $z_7 = -5,589 + 0,3848 \cdot \varphi_S - 0,004044 \cdot \varphi_S^2$ (132)

pričom musí platiť $z_7 \geq 1$.

V prípade, kedy $Re_2 \in (100; 5000)$ je možno hodnotu z_7 získať interpoláciou medzi hodnotami v danom intervale.

4.3.2.2 Tlakové straty trením pri skrutkovicovom obtekaní trubiek v neoprepážkovanom priestore

V neoprepážkovom priestore platí:

$$\Delta p_{tn} = \Delta p_{t0}^1 \cdot z_5 \quad [\text{Pa}] \quad (133)$$

Δp_{t0}^1 sa určí zo vzťahu (4.16).

Výpočet korekčného faktora:

z_5 – súčiniteľ vyjadrujúci pomery v neoprepážkovanom priestore a vyjadríme ho

vzťahom:
$$z_5 = \left(\frac{2H_S}{l_{tc} + H_S - l_o} \right)^{(2-a)} \quad (134)$$

pričom platí $a = 1$ pre $Re_2 < 100$,

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

5 Příklad výpočtu

Počítaný tepelný výměnník má mať požadovaný výkon 570 MW. Dané sú vstupné teploty horúceho a studeného prúdu, $T_{11}=720^{\circ}\text{C}$ a $T_{21} = 484^{\circ}\text{C}$. Vlastnosti solí sú uvedené v tabuľke 10, rozmery konštrukcia vychádza z výmenníku navrhovaného pre MSBR reaktor.

Hmotnostné prietoky boli vypočítané z rovnice tepelných bilancií:

$$Q = \dot{m}_1 \cdot c_{p1} \cdot \Delta T_1 = \dot{m}_2 \cdot c_{p2} \cdot \Delta T_2 \quad [\text{W}] \quad (135)$$

$$\dot{m}_1 = \frac{Q}{c_{p1} \cdot \Delta T_1} = \frac{570\,000\,000}{2155,7 \cdot 121} = 2185 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}$$

$$\dot{m}_2 = \frac{Q}{c_{p2} \cdot \Delta T_2} = \frac{570\,000\,000}{1510 \cdot 97} = 3891 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}$$

5.1 Tepelný výpočet

Vlastnosti všetkých termofyzikálnych vlastností pracovnej látky boli vzťahnuté k strednej teplote, podľa vzťahu:

$$\bar{T}_1 = \frac{T_{11} + T_{12}}{2} = \frac{720 + 599}{2} = 659,5^{\circ}\text{C}$$

$$\bar{T}_2 = \frac{T_{21} + T_{22}}{2} = \frac{484 + 581}{2} = 532,5^{\circ}\text{C}$$

5.1.1 Výpočet súčiniteľa prestupu tepla v trubkovom priestore

Celkový prietochný prierez v TP je daný nasledujúcim vzťahom, kde $d_1=10\text{mm}$, $n_t=5549$ (počet trubiek, určené podľa americkej predlohy výmenníku [4]), $n_{CH1}=1$.

$$S_1 = \frac{\pi \cdot d_1^2}{4} \cdot \frac{n_t}{n_{CH1}} = \frac{3,14 \cdot 0,01^2}{4} \cdot \frac{5549}{1} = 0,436 \text{ m}^2$$

Rýchlosť pracovnej látky v trubke je daná nasledujúcim vzťahom, kde $\rho_1=2091,2 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$:

$$u_1 = \frac{\dot{m}_1}{\rho_1 \cdot S_1} = \frac{2518,2}{2091,2 \cdot 0,436} = 2,40 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$$

Prandlovo kritérium je dané vzťahom, kde $c_{p1}=2155,7 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$, $\eta_1=5,98 \cdot 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s}$ a $\lambda_1=0,882 \text{ m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$.

$$Pr_1 = \frac{c_{p1} \cdot \eta_1}{\lambda_1} = \frac{2155,7 \cdot 5,98 \cdot 10^{-3}}{0,882} = 14,620$$

Reynoldsovo kritérium je dané vzťahom:

$$Re_1 = \frac{u_1 \cdot d_1}{\nu_1} = \frac{2,77 \cdot 0,01}{2,86 \cdot 10^{-6}} = 8384,9$$

$$\nu_1 = \frac{\eta}{\rho} = \frac{5,98 \cdot 10^{-3}}{2091,2} = 2,86 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 \cdot \text{s}$$

Nusseltovo kritérium je dané vzťahom:

$$Nu_1 = \frac{\alpha_1 \cdot d_1}{\lambda_1} \Rightarrow \alpha_1 = \frac{Nu_1 \cdot \lambda_1}{d_1}$$

$$\alpha_1 = \frac{Nu_1 \cdot \lambda_1}{d_1} = \frac{86,210 \cdot 0,882}{0,01} = 7604,350 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$$

Reynoldsovo kritérium nám ukázalo že sa nachádzame v turbulentnej oblasti prúdenia preto použijeme vzťah (35) pre výpočet súčiniteľa prestupu tepla nasledovný:

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

$$= \frac{0,00413 \cdot (8384,9 - 1000) \cdot 14,620}{1 + 12,7 \sqrt{0,00413} (14,620^{2/3} - 1)} \cdot \left(1 + 0,0014^{2/3}\right) \cdot 0,967 = 86,210$$

kde:

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

$$= \frac{1}{8} \cdot (1,82 \cdot \log 8384,9 - 1,64)^{-2} = 0,00413$$

kde $l_t = 10,5 \text{ m}$

$$y_1 = \frac{d_1}{l_t} = \frac{0,01}{7} = 0,0014$$

kde $a=0,11$,

$$y_2 = \left(\frac{Pr_1}{Pr_{1S}}\right)^a = \left(\frac{14,620}{19,913}\right)^{0,11} = 0,967$$

5.1.2 Súčiniteľ prestupu tepla v medzitrubkovom priestore

Rýchlosť u_2 v trubkovom zväzku získame zo vzťahu (48):

$$u_2 = \frac{1}{2} \cdot \frac{m_2}{S_{2N} \cdot \rho_2 \cdot \psi} = \frac{1}{2} \cdot \frac{3891}{2,518 \cdot 1873,5 \cdot 0,370} = 3,474 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$$

kde veľkosť voľného nezaplneného priestoru S_{2N} na jednom stúpaní skrutkovice H_S , kde $D_1=1,6637 \text{ m}$, $D_{mt} = 0,508 \text{ m}$, $s_p=0,02$ a $\varphi_s = 40^\circ$

$$S_{2N} = \left(H_S - \frac{s_p}{\cos \varphi_s}\right) \cdot \left(\frac{D_1}{2} - \frac{D_{mt}}{2}\right) = \left(4,384 - \frac{0,02}{\cos 40}\right) \cdot \left(\frac{1,6637}{2} - \frac{0,508}{2}\right) = 2,518 \text{ m}^2$$

$$H_S = \pi \cdot D_1 \tan \varphi_s = 3,14 \cdot 1,6637 \cdot \tan 40 = 4,384 \text{ m}$$

Medzerovitosť trubkového zväzku ψ , kde $t_{t1} = 0,0182 \text{ m}$, $t_{t2} = 0,0095 \text{ m}$ a $d_2 = 0,0118 \text{ m}$

$$\psi = 1 - \frac{\pi}{4 \cdot x_6 \cdot x_7} = 1 - \frac{3,14}{4 \cdot 1,543 \cdot 0,807} = 0,370$$

$$x_6 = \frac{t_{t1}}{d_2} = \frac{0,0182}{0,0118} = 1,543$$

$$x_7 = \frac{t_{t2}}{d_2} = \frac{0,0095}{0,0118} = 0,807$$

Reynoldsovo kritérium je dané vzťahom (47):

$$Re_2 = \frac{u_2 \cdot l}{\nu_2} = \frac{1,115 \cdot 0,0185}{7,548 \cdot 10^{-7}} = 27365,6$$

pričom pre charakteristický rozmer, ktorý je v danom prípade dĺžka prúdnice l , platí vzťah (44), kde $d_2 = 0,0118$ m.

$$l = \frac{\pi \cdot d_2}{2} = \frac{3,14 \cdot 0,0118}{2} = 0,0185 \text{ m}$$

$$\nu_2 = \frac{\eta}{\rho} = \frac{1,42 \cdot 10^{-3}}{1873,48} = 7,548 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2 \cdot \text{s}$$

Pre Prandtlovo číslo platí vzťah (55), kde $\lambda_2 = 0,369 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$:

$$Pr_2 = \frac{c_{p2} \cdot \eta_2}{\lambda_2} = \frac{1510 \cdot 1,42 \cdot 10^{-3}}{0,369} = 5,782$$

Obecnou rovnicou (39) je možné vyjadriť daný prípad výsledným vzťahom:

$$Nu_2 = 0,62 \cdot \left[0,3 + \sqrt{Nu_{lam}^2 + Nu_{turb}^2} \right] y_2 y_3 y_4 y_7 y_8 y_9 y_{10} =$$

$$= 0,62 \cdot \left[0,3 + \sqrt{197,15^2 + 92,5^2} \right] \cdot 0,954 \cdot 1,826 \cdot 1 \cdot 0,997 \cdot 1,220 \cdot 0,865 \cdot 1,611 =$$

$$Nu_2 = 461,43$$

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

$$\alpha_2 = \frac{Nu_2 \cdot \lambda_2}{l} = \frac{461,43 \cdot 0,369}{0,0185} = 17778,65 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$$

Platí:

$$Nu_{lam} = 0,664 \sqrt{Re_2} \cdot \sqrt[3]{Pr_2} = 0,664 \sqrt{27365,6} \cdot \sqrt[3]{5,782} = 197,15$$

$$Nu_{turb} = \frac{0,037 \cdot Re_2^{0,7} \cdot Pr_2}{1 + 2,443 \cdot Re_2^{-0,1} \cdot (Pr_2^{2/3} - 1)} = \frac{0,037 \cdot 27365,6^{0,7} \cdot 5,782}{1 + 2,443 \cdot 27365,6^{-0,1} \cdot (5,782^{2/3} - 1)} = 92,5$$

Výpočet korekčných faktorov:

y_2 podľa vzťahu (56):

$$y_2 = \left(\frac{Pr_2}{Pr_{2S}} \right)^a = \left(\frac{5,78}{6,98} \right)^{0,25} = 0,954$$

y_3 podľa vzťahu (57):

$$y_3 = 1 + \frac{2}{3 \cdot x_7} = 1 + \frac{2}{3 \cdot 0,807} = 1,826$$

y_4 podľa vzťahu (58):

$$y_4 = 1$$

y_7 podľa vzťahu (61), kde $n_{pt} = 5$ a $t_t = 0,0182$ m:

$$y_7 = \exp \left[-c_1 \cdot \frac{s_{SS}}{s_{2Z}} \cdot \left(1 - \sqrt[3]{\frac{2 \cdot n_{pt}^3 \cdot t_t}{\pi \cdot D_1}} \right) \right] = \exp \left[-1,35 \cdot \frac{0,056}{1,088} \cdot \left(1 - \sqrt[3]{\frac{2 \cdot 5^3 \cdot 0,0182}{3,14 \cdot 1,6637}} \right) \right] = 0,997$$

kde S_{SS} je určené vzťahom (62) a S_{ZZ} určené vzťahom (63). Hodnoty sú určené podľa obrázku (29) $s_{ts}=0,032$ m, $\sum s_{tt}=0,468$ m a $s_{tt}=0,0064$ m:

$$S_{SS} = \frac{1}{2} \cdot (D_1 - D_S - s_{tt}) \cdot \left(H_S - \frac{s_p}{\cos \varphi_S} \right) = \\ = \frac{1}{2} \cdot (1,6637 - 1,6317 - 0,0064) \cdot \left(4,38 - \frac{0,02}{\cos 40} \right) = 0,056 \text{ m}^2$$

$$S_{ZZ} = \frac{1}{2} \cdot (s_{ts} + \sum s_{tt}) \cdot \left(H_S - \frac{s_p}{\cos \varphi_S} \right) = \frac{1}{2} \cdot (0,032 + 0,468) \cdot \left(4,38 - \frac{0,02}{\cos 40} \right) = 1,088 \text{ m}^2$$

y_8 podľa vzťahu (64), kde $l_{t0}=6,575$ m a $l_{tC}=6,7$ m:

$$y_8 = \frac{\frac{l_{t0}}{H_S} + 2 \cdot \left[\frac{(l_{tC} - l_{t0})}{2 \cdot H_S} \right]^{(1-a)}}{\frac{l_{tC}}{H_S}} = \frac{\frac{6,575}{4,38} + 2 \cdot \left[\frac{(6,7 - 6,575)}{2 \cdot 4,38} \right]^{(1-0,6)}}{\frac{6,7}{4,38}} = 1,220$$

y_9 podľa vzťahu (65):

$$y_9 = 0,974 + 0,004415 \cdot \varphi_S - 0,0001786 \cdot \varphi_S^2 = \\ = 0,974 + 0,004415 \cdot 40 - 0,0001786 \cdot 40^2 = 0,865$$

y_{10} podľa vzťahu (66):

$$y_{10} = 1 + 0,6726 \cdot \exp[-0,01443(\varphi_S - 42,59)^2] = \\ = 1 + 0,6726 \cdot \exp[-0,01443(40 - 42,59)^2] = 1,611$$

5.1.3 Tepelný výpočet výmenníku metódou NTU

Celkový súčiniteľ prestupu tepla

Pri trubkových výmenníkoch s hladkými trubkami môžeme použiť nasledujúci vzťah pre výpočet celkového súčiniteľa prestupu tepla k:

$$k = \frac{1}{\frac{d_2}{d_1} \cdot \frac{1}{\alpha_1} + \frac{d_2}{2 \cdot \lambda_t} \cdot \ln \frac{d_2}{d_1} + \frac{1}{\alpha_2}} = \\ k = \frac{1}{\frac{0,0118}{0,01} \cdot \frac{1}{7604,4} + \frac{0,0118}{2 \cdot 22,8} \cdot \ln \frac{0,0118}{0,01} + \frac{1}{9199,2}} = 3260,41 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$$

Tepelnú kapacitu oboch prúdov sa určí podľa vzťahu (68):

$$W_1 = \dot{M}_1 \cdot c_{p1} = 2185 \cdot 2155,7 = 4,71 \cdot 10^6 \text{ W} \cdot \text{K}^{-1} \Rightarrow W_{min}$$

$$W_2 = \dot{M}_2 \cdot c_{p2} = 3891 \cdot 1510 = 5,88 \cdot 10^6 \text{ W} \cdot \text{K}^{-1} \Rightarrow W_{max}$$

Maximálny výkon výmenníku a výkony prúdov sa určia podľa vzťahov (69):

$$\dot{Q}_{max} = W_{min} \cdot (T'_{min} - T'_{max}) = 4,71 \cdot 10^6 \cdot (720 - 484) = 1111,61 \cdot 10^6 \text{ W}$$

$$\dot{Q} = W_1 \cdot |T_{11} - T_{12}| = 4,71 \cdot 10^6 \cdot |720 - 599| = 569,94 \cdot 10^6 \text{ W}$$

$$\dot{Q} = W_2 \cdot |T_{21} - T_{22}| = 5,88 \cdot 10^6 \cdot |581 - 484| = 569,92 \cdot 10^6 \text{ W}$$

$$NTU = \frac{k \cdot S}{W_{min}} = \frac{3260,41 \cdot 1377,53}{4,71 \cdot 10^6} = 0,954$$

Riešenie výmenníka tepla pomocou závislostí medzi bezrozmernými veličinami

$$\dot{Q} = k \cdot S \cdot \overline{\Delta T} = 3260,41 \cdot 1377,5 \cdot 126,62 = 568,695 \cdot 10^6 \text{ W}$$

$$\Delta T_{ln} = \frac{\Delta' - \Delta''}{\ln \frac{\Delta'}{\Delta''}} = \frac{139 - 115}{\ln \frac{139}{115}} = 126,62 \text{ } ^\circ\text{C}$$

$$\Delta' = T_{11} - T_{22} = 720 - 581 = 139 \text{ } ^\circ\text{C}$$

$$\Delta'' = T_{12} - T_{21} = 599 - 484 = 115 \text{ } ^\circ\text{C}$$

nasledujúce dôležité bezrozmerné veličiny:

Pomer tepelných kapacít oboch prúdov určíme podľa vzťahu (76):

$$W = \frac{W_{min}}{W_{max}} = \frac{4,71 \cdot 10^6}{5,88 \cdot 10^6} = 0,802$$

Bezrozmerná stredná teplotná diferencia Θ určíme podľa vzťahu (77):

$$\Theta = \frac{\overline{\Delta T}}{T_{11} - T_{21}} = \frac{126,62}{720 - 484} = 0,537$$

Počet prevodových jednotiek NTU:

$$NTU = \frac{k \cdot S}{W_{min}} = \frac{3260,41 \cdot 1377,53}{4,71 \cdot 10^6} = 0,954$$

Účinnosť výmenníku s protiprúdom usporiadaním určíme podľa vzťahu (79):

$$\varepsilon = \frac{1 - e^{-NTU \cdot (1-W)}}{1 - W \cdot e^{-NTU \cdot (1-W)}} = \frac{1 - e^{-0,954 \cdot (1-0,802)}}{1 - 0,802 \cdot e^{-0,954 \cdot (1-0,802)}} = 0,512$$

Korekčný faktor logaritmickej teplotnej diferencie F (platí pre všetkých výmenníkoch okrem čistého protiprúdneho, vtedy platí $F=1$)

$$F = \frac{\overline{\Delta T}}{\Delta T_{ln}} = 1$$

Overenie metódou LMTD, Bowman et al (1940)

$$\dot{Q} = k \cdot S \cdot F \cdot \Delta T_{ln} = 3260,41 \cdot 1377,5 \cdot 1 \cdot 126,62 = 568,695 \cdot 10^6 \text{ W}$$

Overenie metódou $\varepsilon - NTU$, Kays a London (1964)

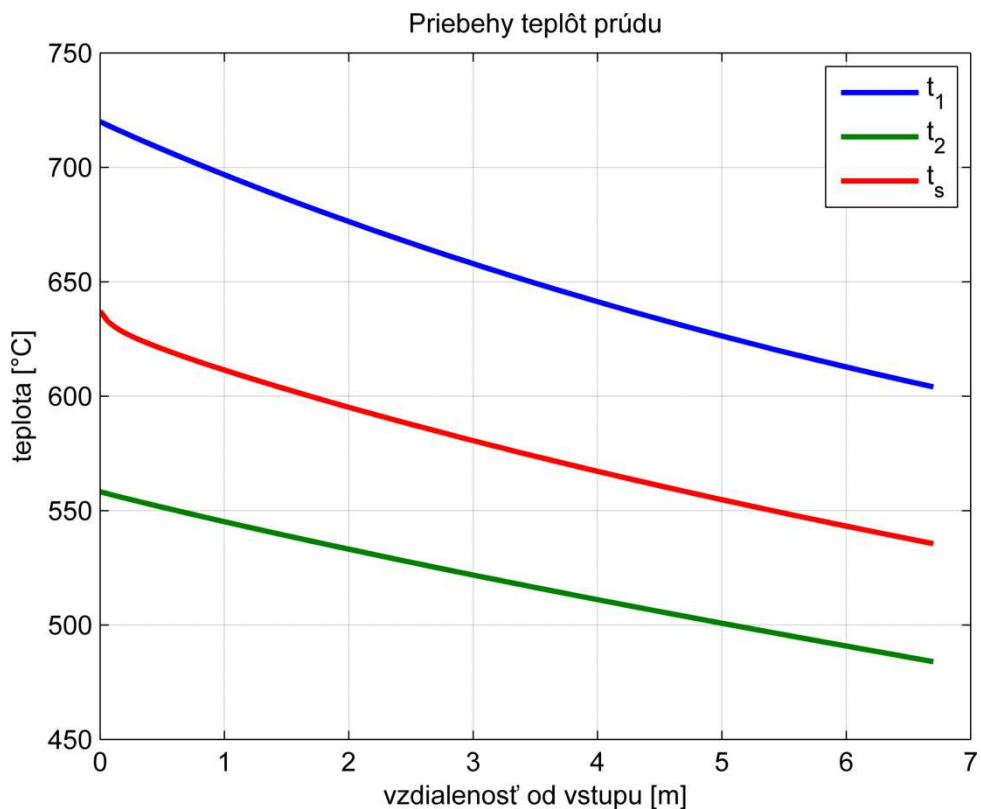
$$\dot{Q} = \varepsilon \cdot W_{min} \cdot (T_{11} - T_{21}) = 0,512 \cdot 4,71 \cdot 10^6 \cdot (720 - 484) = 569,27 \cdot 10^6 \text{ W}$$

Overenie metódou $\Theta - NTU$, Mueller (1973)

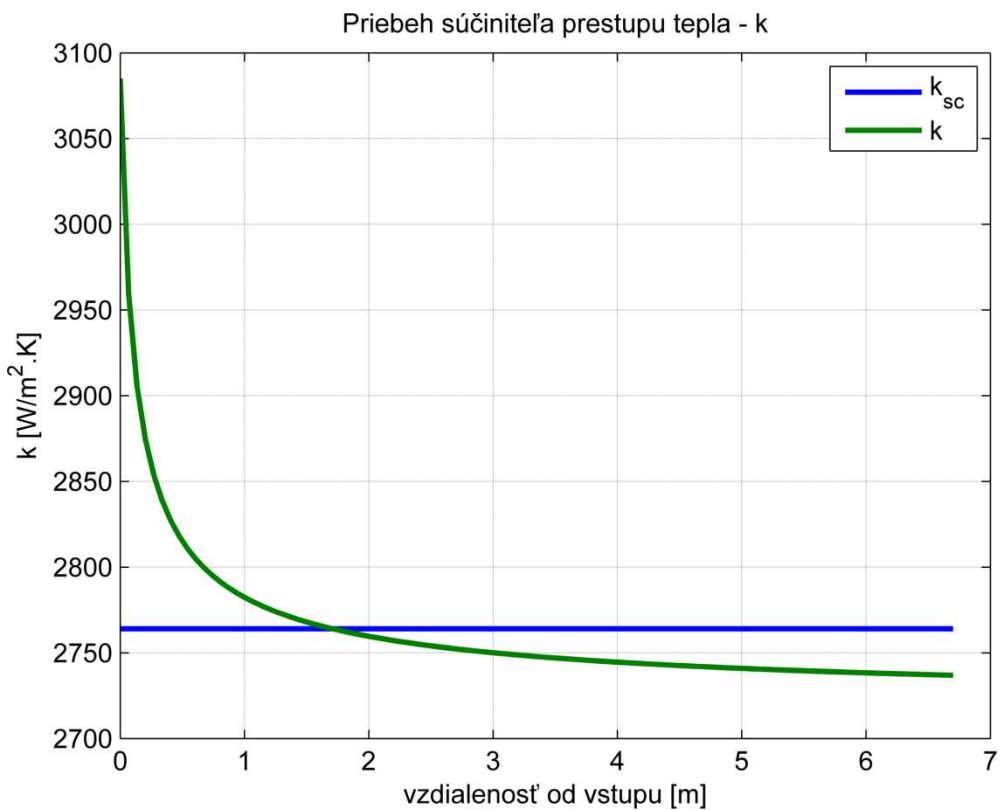
$$\dot{Q} = k \cdot S \cdot \Theta \cdot (T_{11} - T_{21}) = 3260,41 \cdot 1377,5 \cdot 0,537 \cdot (720 - 484) = 568,695 \cdot 10^6 \text{ W}$$

Vidíme, že výsledné hodnoty výkonu sú v podstate zhodné pri použití rôznych metód.

Grafický výstup:



Obr. 37 Priebeh teplôt vo výmenníku



Obr. 38 Priebeh súčiniteľa prestupu tepla

5.2 Výpočet tlakových strát

Rovnako ako v predchádzajúcej časti, týkajúcej sa súčiniteľa prestupu tepla, budú v tejto časti uvedené vybrané vzťahy pre výpočet tlakových strát v trubkovom a medzitrubkovom priestore výmenníku tepla so skrutkovicovými prepážkami.

5.2.1 Tlakové straty v trubkovom priestore

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

$$\Delta p_{z1} = \Delta p_{t1} + \Delta p_{m1}$$

$$\Delta p_{z1} = 146,54 \cdot 10^3 + 4211,2 = 150,75 \cdot 10^3 \text{ Pa}$$

kde Δp_{t1} sú tlakové straty vyvolané trením a

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

Tlakové straty vyvolané trením

Tlakové straty vyvolané trením v trubkách kruhového priemeru sú dané vzťahom (109):

$$\Delta p_{t1} = \lambda_{11} \cdot \frac{\rho_1 \cdot u_1^2}{2} \cdot n_{CH1} \cdot z_1 \cdot z_2 = 0,0326 \cdot \frac{2091,19 \cdot 2,40^2}{2} \cdot 1 \cdot 700 \cdot 1,069 = 146,54 \cdot 10^3 \text{ Pa}$$

kde pre λ_{11} platí vzťah (111):

$$\lambda_{11} = 8 \cdot \left[\left(\frac{8}{Re_1} \right)^{12} + \frac{1}{(x_9 + x_{10})^{\frac{3}{2}}} \right]^{\frac{1}{12}} = 8 \cdot \left[\left(\frac{8}{8384,9} \right)^{12} + \frac{1}{(1,33 \cdot 10^{19} + 25,95 \cdot 10^9)^{\frac{3}{2}}} \right]^{\frac{1}{12}} = 0,0326$$

Substitučné faktory sú dané vzťahmi (112):

$$x_9 = \left\{ 2,457 \cdot \ln \left[\frac{1}{\left(\frac{7}{Re_1} \right)^{0,9} + 0,27 \cdot k_{r1}} \right] \right\}^{16} = \left\{ 2,457 \cdot \ln \left[\frac{1}{\left(\frac{7}{8384,9} \right)^{0,9} + 0,27 \cdot 0} \right] \right\}^{16} = 1,33 \cdot 10^{19}$$

$$x_{10} = \left(\frac{37 \ 530}{Re_1} \right)^{16} = \left(\frac{37 \ 530}{8384,9} \right)^{16} = 25,95 \cdot 10^9$$

Relatívna drsnosť steny trubky je odvodená vzťahom (114), kde $k = 0$ pretože zatiaľ neboli presne zmerané drsnosti trubiek vyrobených z daného materiálu:

$$k_{r1} = \frac{k}{d_1} = \frac{0}{0,01} = 0$$

Výpočet korekčných faktorov z_1 podľa vzťahu (115) a z_2 podľa vzťahu (116), kde $a = 0,24$:

$$z_1 = \frac{l_t}{d_1} = \frac{7}{0,01} = 700$$

$$z_2 = \left(\frac{\eta_{1S}}{\eta_1} \right)^a = \left(\frac{0,00789}{0,00598} \right)^{0,24} = 1,069$$

Tlakové straty miestne

Tlakové straty miestne zostávajú z tlakovej straty na vstupe a výstupe pracovnej látky z trubiek trubkového zväzku a tlakové straty ohybom prúdu pracovnej látky v komorách TVT, ak je jeho TP dvoj alebo viac chodý. V danom prípade je pre ich výpočet použitý vzťah (117):

$$\begin{aligned}\Delta p_{m1} &= [\xi_{11} \cdot n_{CH1} + \xi_{12} \cdot (n_{CH1} - 1)] \cdot \frac{\rho_1 \cdot u_1^2}{2} = \\ &= [0,7 \cdot 1 + 0,4 \cdot (1 - 1)] \cdot \frac{2091,2 \cdot 2,40^2}{2} = 4211,2 \text{ Pa}\end{aligned}$$

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

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

Tlakové straty v medzitrubkovom priestore pri šikmom resp. skrutkovicovom obtekaní trubiek

Pre tlakové straty v medzitrubkovom priestore môžeme napísať vzťah (120):

$$\begin{aligned}\Delta p_{z2} &= \Delta p_{t2} = \Delta p_{t0} + \Delta p_{tn} = \\ &= 68,917 \cdot 10^3 + 152,105 \cdot 10^3 = 121,022 \cdot 10^3 \text{ Pa}\end{aligned}$$

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

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

Tlakové straty trením v oprepážkovanom priestore

V oprepážkovanom priestore platí vzťah (121):

$$\Delta p_{t0} = \Delta p_{t0}^1 \cdot \frac{l_{t0}}{H_S} = 45944,6 \cdot \frac{6,575}{4,38} = 68,917 \cdot 10^3 \text{ Pa}$$

kde $\Delta p_{t0}^1 = 2\lambda_{22} n_r^1 \cdot \rho_2 \cdot u_2^2 \cdot z_2 \cdot z_3 \cdot z_6 \cdot z_7 =$

$$= 2 \cdot 0,0763 \cdot 216,12 \cdot 1873,5 \cdot 1,12^2 \cdot 1,019 \cdot 0,893 \cdot 0,197 \cdot 3,33 = 45944,6 \text{ Pa}$$

λ_{22} je stratový súčiniteľ priečného obtekania trubiek a platí pre neho vzťah uvedený v tabuľke 13:

$$\lambda_{22} = 0,0763$$

Pre n_r^1 platí vzťah (124), kde $c_1 = 1,707$:

$$n_r^1 = \frac{\pi \cdot (D_S + D_{mt})}{t \cdot c_1} = \frac{3,14 \cdot (1,6317 + 0,508)}{0,0182 \cdot 1,707} = 216,12$$

u_2 je rýchlosť v najužšom prietochom priereze zaplneného priestoru na jednom stúpaní skrutkovice podľa vzťahu (125):

$$u_2 = \frac{m_2}{S_{2Z} \cdot \rho_2 \cdot \cos \varphi_S} = \frac{3891}{0,968 \cdot 1873,5 \cdot \cos 40} = 1,12 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$$

Pre S_{2Z} platí vzťah (126), kde $c_2 = 0,866$:

$$S_{2Z} = \left[\frac{D_1 - D_S}{2} + \frac{D_S - D_{mt} - 2d_2}{4 \cdot t_t} \cdot \left(1 + \frac{1}{c_2} \right) \cdot (t_t - d_2) \right] \cdot \left(H_S - \frac{s_p}{\cos \varphi_S} \right) =$$

$$= \left[\frac{1,6637 - 1,6317}{2} + \frac{1,664 - 0,508 - 2 \cdot 0,0118}{4 \cdot 0,0182} \cdot \left(1 + \frac{1}{0,866} \right) \cdot (0,0182 - 0,0118) \right] \cdot \left(4,38 - \frac{0,02}{\cos 40} \right) =$$

$$S_{2Z} = 0,968 \text{ m}^2$$

Výpočet korekčných faktorov

z_2 podľa vzťahu (127):

$$z_2 = \left(\frac{\eta_{2S}}{\eta_2} \right)^{0,14} = \left(\frac{0,00162}{0,00141} \right)^{0,14} = 1,02$$

z_3 podľa vzťahu (129), kde $c_1 = 3,7$:

$$z_3 = y_7 = \exp \left[-c_1 \cdot \frac{S_{SS}}{S_{2Z}} \cdot \left(1 - \sqrt[3]{\frac{2 \cdot n_{pt}^3 \cdot t_t}{\pi \cdot D_1}} \right) \right] =$$

$$= \exp \left[-3,7 \cdot \frac{0,0558}{0,928} \cdot \left(1 - \sqrt[3]{\frac{2 \cdot 5^3 \cdot 0,0182}{3,14 \cdot 1,6637}} \right) \right] = 0,893$$

Pre S_{SS} platí vzťah (130):

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

$$= \frac{1}{2} \cdot (1,6637 - 1,6317 - 0,0064) \cdot \left(4,38 - \frac{0,02}{\cos 40} \right) = 0,0558 \text{ m}^2$$

z_6 podľa vzťahu (131), kde $c_3 = 0,291$:

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

$$= 1,242 \cdot 0,291 \cdot \exp \left\{ -0,478 \cdot \left[\frac{3,14}{180} \cdot (90 - 40) \right]^{-1,733} \right\} = 0,197$$

z_7 podľa vzťahu (132):

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

$$= -5,589 + 0,3848 \cdot 40 - 0,004044 \cdot 40^2 = 3,33$$

Tlakové straty trením v neoprepážkovanom priestore

V neoprepážkovom priestore platí vzťah (133):

$$\Delta p_{tn} = \Delta p_{t0}^1 \cdot z_5 = 45944,6 \cdot 3,311 = 152,105 \cdot 10^3 \text{ Pa}$$

Výpočet korekčných faktorov

z_5 podľa vzťahu (134), kde $a = 0,2$:

$$z_5 = \left(\frac{2H_S}{l_{tc} + H_S - l_o} \right)^{(2-a)} = \left(\frac{2 \cdot 4,38}{6,7 + 4,38 - 6,575} \right)^{(2-0,2)} = 3,311$$

6 Závěr

V tejto práci sa bolo cieľom vysvetliť si problematiku riešenia výmenníku tepla typu Helix a oboznámiť sa s korekčnými faktormi, ktoré sa pri výpočte skrutkovicového obtekania trubiek zohľadňujú. Práca nerieši kompletne konštrukčné riešenie výmenníku ani pevnostnú analýzu častí, táto problematika je ponechaná pre budúcich riešiteľov.

Práca predpokladá použitie niklovej zliatiny (MoNiCr) ako konštrukčný materiál častí výmenníku. Daná zliatina má požadované materiálové vlastnosti v rozhraní teplôt s ktorými má pracovať výmenník. Zliatina MoNiCr je technologicky zvládnutá a taktiež splnila radu testov aj po radiačnom zaťažení, je teda vhodná pre použitie v radiačnom prostredí. Pri požiadavke na vyššie pracovné teploty výmenníku už daná zliatina je nepostačujúca, vtedy už do úvahy pripadajú uhlíkové kompozitné materiáli.

O roztavených soliach boli získané v publikáciách kvalitnejšie informácie. Fluoridová soľ LiF-NaF-BeF_2 sa ukázala ako vhodná pre použitie vo funkcii primárneho chladiča a taktiež splnila požiadavku rozpustnosti aktinoidov. Ako sekundárna soľ bola zvolená NaF-NaBF_4 jej vlastnosti sú postačujúce v rozmedzí operačných hodnôt výmenníku. Problém však nastáva, ak by bola požiadavka pracovať pri vyšších teplotách kedy soľ NaF-NaBF_4 sa stretáva s problémom zvyšovania tlaku sýtej pary a tým zvyšuje nároky na konštrukciu.

Vlastný výpočet vychádzal z koncepcie amerického výmenníku pre reaktory MSBR (vid'. [4]), ktorý bol upravený na možnosť použitia skrutkovicových segmentových prepážok. Najskôr bol vykonaný „ručný“ výpočet poloempirického charakteru, ktorý bol následne naprogramovaný v MS EXCEL. Následne nasledoval tepelný výpočet metódou numerického riešenia rovníc zdieľania tepla v protiprúdom výmenníku v programe MATLAB, ktorého výstupom sú priebehy teplôt a priebeh súčiniteľa tepla.

Z výpočtu sme dospeli k tomu, že požadovaný výkon výmenníku bol dosiahnutý pri sklone prepážok 40° . Taktiež ako bolo uvádzané v zdroji [1] a [4] najväčší súčiniteľ prestupu tepla a najnižšie tlakové straty dosahoval výmenník práve pri uhle sklonu prepážok 40° .

Ako ďalší postup po úspešnom tepelnom návrhu je nutné vykonať pevnostnú analýzu najmä na namáhanie od teplotnej rozťažnosti, to však už je nad rámec rozsahu práce a ponechávam ho pre nasledujúcich riešiteľov.

Zoznam použitej literatúry

- [1] STEHLÍK .P, KOHOUTEK J., NĚMČANSKÝ J. *Tepelné pochody Výpočet výměníku tepla*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, 1991.
- [2] ŠESTÁK, J. *Tepelné pochody II*. Praha: ČVUT, 2000.
- [3] SOHAL M. S., EBNER M. A., SABARWALL P., SHARPE P. *Engineering Database of Liquid Salt Thermophysical and Thermochemical Properties*. Idaho: Idaho National Laboratory Idaho Falls, 2010.
- [4] TALLACKSON J. R. *Thermal radiation transfer of afterheat in MSBR heat exchangers*. Oak ridge national laboratory, 1971.
- [5] GENERAL ENGINEERING AND CONSTRUCTION DIVISION *Design study of heat-exchange system for one MSBR concept*. Oak ridge national laboratory, 1967.
- [6] HEWITT G.F., SHIRES G.L., BOTT T.R., *Shell and tube heat exchangers*. New York: CRC Press, Boca Raton, 1994.
- [7] INCROPERA, DeWITT, BERGMAN, LAVINE, *Fundamentals of Heat and Mass Transfer, sixth edition*.
- [8] BRENNER, O., CIZNER, J., KASL, J., JANDOVÁ, D. Korozní odolnost niklových slitin v prostředí roztavených fluoridových solí. In *Metal 2008*. Hradec nad Moravicí, 2008.
- [9] PETERSON, P.F. *Status and Progress for the Pebble-Bed Advanced High Temperature Reactor (AHTR)*. University of California, Berkeley, 2009.
- [10] INGERSOLL, D.T., FORSBERG, C.W., OTT, L. J., WILLIAMS, D. F., RENIER, J. P., WILSON, D. F., BALL, S. J., REID, L., CORWIN, W. R., DEL CUL, G. D., PETERSON, P. F., ZHAO, M., PICKARD, P. S., PARMA, E. J., VERNOM, M. Status of Preconceptual Design of the Advanced High-Temperature Reaktor (AHTR). In *ORNL/(TM)-2004/104*. Oak Ridge: Oak Ridge National Laboratory, 2004.
- [11] SUCHOPÁR, M. *Príprava merení vlastností neutronového pole v okolí solného kanálu umísteného v aktivní zóne reaktoru LR-0 pomocí neutronové aktivační analýzy*. Praha: Diplomová práce FJFI CVUT, 2010.
- [12] MATĚJKA P., *Mikrostruktura a vlastnosti niklové superslitiny MoNiCr*, Plzeň: Diplomová práce KMSM ZCU, 2009.
- [13] PLUHAŘ, J., BENEŠ, V., MACEK, K. *Fyzikální metalurgie a mezní stavy materiálu*, ČVUT, Praha, 1981.
- [14] SKÁLOVÁ, J., KOVAŘÍK, R., BENEDIKT, V. *Základní zkoušky kovových materiálů*, Plzeň, 1990.
- [15] VALENTA V. *Návrh vhodné směsi fluoridových solí pro trasmutor PuF₃ a vyšších aktinidů*. Praha: Ústav jaderné fyziky Řež, 2005.
- [16] BENEŠ, O., CABET, C., DEPLECH, S., *et all. Review report on liquid salts for various application*. In *Alisia-deliverable-d50_V4*, 2009.

- [17] PETERSON, P.F. *Status and Progress for the Pebble-Bed Advanced High Temperature Reactor (AHTR)*. University of California, Berkeley, 2009.
- [18] D. F. Williams, L. M. Toth, K. T. Clarno - Assessment of Candidate Molten Salt Coolants for the Advanced High-Temperature Reactor (AHTR)
- [19] WILLIAMS, D. F. Assessment of Candidate Molten Salt Coolants for the NGNP/ NHI Heat-Transfer-Loop. Oak Ridge: Oak Ridge National Laboratory, 2006.
- [20] DAVIS, C.B. *Implementation of Molten Salt Properties into RELAP5-3D/ATHENA*. Idaho National Engineering and Environmental Laboratory Idaho Falls, Idaho, 2005.
- [21] VALENTA, V. *Podklady pro projektové zadání transmutoru vyšších aktinidů na bázi fluoridových solí*. In *Report NPI ASCR*. Rež, 2003.
- [22] SAMUEL, D. *Molten Salt Coolants for High Temperature Reactors, A literature summary of R&D activities and challenges*. Intern, NEPT-TDS/INPRO, IAEA, 2009.
- [23] NOVIKOV, V. M., IGNATIEV, V. V., FEDULOV, V. I., CEREDNIKOV, V. N. *Židkosolevye JaEU: Perspektivy i problemy*. Moskva: Energoizdat, 1990.
- [24] http://aladin.elf.stuba.sk/Katedry/KMECH/slovakversion/Predmety/ELEKTRAR NE_I/prednasky/prednaska6/prednaska6.htm
- [25] HOSNEDL, P., BLAHUT, O., JAKŠ, R. a kol.: *Experimentální ověření vybraných variant transmutační technologie a vydání podkladů pro projektování základních komponent demonstračního reaktoru LA-10*. 2003

Zoznam príloh:

Viazané v práci:

PRÍLOHA č. 1 – Výpis zdrojového kódu skriptu tepelného výpočtu

Priložené v doskách:

PRÍLOHA č. 2 – Výkres výmenníku

PRÍLOHA č. 1

Výpis zdrojového kódu skriptu tepelného výpočtu

```

%*****TEPELNÝ VÝPOČET VÝMENÍKA TEPLA*****
%% ===== inicializácia =====
clc; clear all; close all;

%% ===== zadavane hodnoty =====
Tvstup_1=720; %vstupna teplota horuceho prudu [°C]
Tvstup_2=484; %vstupna teplota studeneho prudu [°C]
dlzka=6.7; %celkova dlzka kanala [m]
n=100; %pocet elementov
Re_1=8384.877984; %Reinoldsovo cislo horuceho prudu
Re_2=27365.55468; %Reinoldsovo cislo studeneho prudu
Pr_1=14.62017057; %Prandtlovo cislo horuceho prudu
Pr_2=5.781608365; %Prandtlovo cislo studeneho prudu
Pr_1s=19.91256309; %Prandtlovo cislo horuceho prudu stredne
Pr_2s=6.975569904; %Prandtlovo cislo studeneho prudu stredne
lambda_1=0.882076994; %tepelna vodivost soli LiF-NaF-BeF2 [W/m.K]
lambda_2=0.36933841; %tepelna vodivost soli NaF-NaBF4 [W/m.K]
lambda_monicr=22.8; %tepelna vodivost MoNiCr [W/m.K]
d_1=0.01; %Vnutorny priemer trubky
l_t=6.7; %celkova dlzka vymenniku
t_t2=0.0095; %pozdlzna roztec trubiek
d_2=0.0118; %vonkajsi priemer trubky
S_ss=0.056; %Prietocny prierez obtokoveho prudu
S_2z=1.088; %prietocny prierez zaplneneho priestoru
n_pt=5; %pocet tesniacich list
t_t=0.0182; %roztec trubiek
D_1=1.6637; %priemer vymenniku
l_to=6.575; %dlzka neoprepazkovaneho priestoru
l_tc=6.7; %dlzka vymenniku
H_s=4.38; %dlzka skrutkovice
fi_s=40; %uhol sklonu prepazok
pocet_kanalov=5549; %celkovy pocet kanalu
W_1=4710207.76; %tepelna kapacita horkeho proudu [W/K]
W_2=5875410; %tepelna kapacita studeneho proudu [W/K]
%% ===== pomocne hodnoty =====
y_2=(Pr_1/Pr_1s)^0.11; %korekcny faktor
x_5=(1/8)*(1.82*log(Re_1-1.64)^(-2)); %korekcny faktor
l=(pi*d_2)/2;
y_22=(Pr_2/Pr_2s)^(0.25); %korekcny faktor
x_7=t_t2/d_2; %korekcny faktor
y_3=1+(2/(3*x_7)); %korekcny faktor
y_4=1; %korekcny faktor
y_7=exp(-1.35*(S_ss/S_2z)*(1-((2*n_pt^3*t_t)/(3.14*D_1))^(1/3))); %korekcny faktor
y_8=((l_to/H_s)+2*((l_tc-l_to)/(2*H_s))^(1-0.6))/(l_tc/H_s); %korekcny faktor
y_9=0.974+0.004415*fi_s-0.0001786*fi_s^2; %korekcny faktor
y_10=1+0.6726*exp(-0.01443*(fi_s-42.59)^2); %korekcny faktor
obvod_kanal=pi*d_1;
DS=obvod_kanal*pocet_kanalov*(dlzka/n); %plocha povrchu elementu
t_1=linspace(Tvstup_1,Tvstup_1,n); %naplnenie vektoru teplot horuceho prudu
pociatocnymi teplotami
t_2=linspace(Tvstup_2,Tvstup_2,n); %naplneni vektoru teplot studeneho prudu
pociatocnymi teplotami
x=linspace(0,dlzka,n); %delzkova souradnica vymenniku
k=linspace(0,0,n); %vynulovanie vektoru suc. prestupu tepla
t_s=linspace(0,0,n); %vynulovanie vektoru teploty steny
alfa_1=linspace(0,0,n); %vynulovanie vektoru suc. prestupu tepla horuceho prudu
alfa_2=linspace(0,0,n); %vynulovanie vektoru suc. prestupu tepla studeneho prudu
%% ===== vypocet vektoru suc. prestupu tepla =====
for i=1:n
    if Re_1>2300

```

```

        y_1=d_1/((l_t/n)*i); %korekcný faktor
        Nu_1=((x_5*(Re_1-1000)*Pr_1)/(1+12.7*(x_5^(1/2))*(Pr_1^(2/3)-1))*(1+y_1^(2/3))*y_2;
    else
        y_1=d_1/((l_t/n)*i); %korekcný faktor
        Nu_1=((0.19*(Re_1*Pr_1*y_1)^0.8)/(1+0.117*((Re_1*Pr_1*y_1)^0.467))+3.65)*y_2;
    end
    alfa_1(i)=(Nu_1*lambda_1)/d_1;
    Nu_lam=0.664*(Re_2^(1/2))*Pr_2^(1/3);
    Nu_turb=(0.037*(Re_2^(0.7))*Pr_2)/(1+2.443*(Re_2^(-0.1))*((Pr_2^(2/3))-1));
    Nu_2=0.62*(0.3+((Nu_lam^2+Nu_turb^2)^(1/2)))*y_2^2*y_3*y_4*y_7*y_8*y_9*y_10;
    alfa_2(i)=(Nu_2*lambda_2)/l;
    k(i)=1/((d_2/d_1)*(1/alfa_1(i))+(d_2/(2*lambda_monacr))*log(d_2/d_1)+(1/alfa_2(i)));
end

%% ===== vypočet vektoru teplot =====
for i=2:n
    Dx_1=DS*(k(i-1)+k(i))/(2*W_1);
    t_1(i)=(t_1(i-1)+Dx_1*t_2(i))/(1+Dx_1);
end

for i=n-1:-1:1
    Dx_2=DS*(k(i+1)+k(i))/(2*W_2);
    t_2(i)=(t_2(i+1)+Dx_2*t_1(i))/(1+Dx_2);
end

%% vypočet tepelného výkonu, vektoru teploty steny a strednej hodnoty součiniteľa prestupu tepla
Q=0;
sum=0;

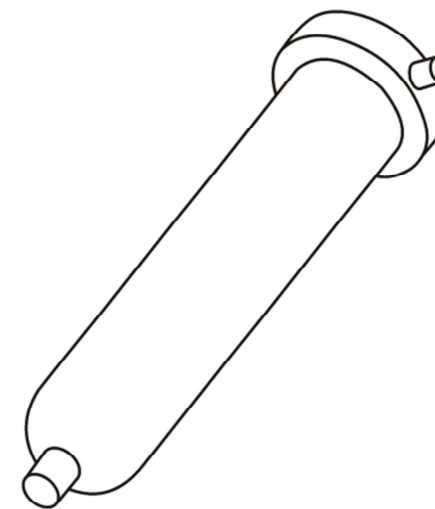
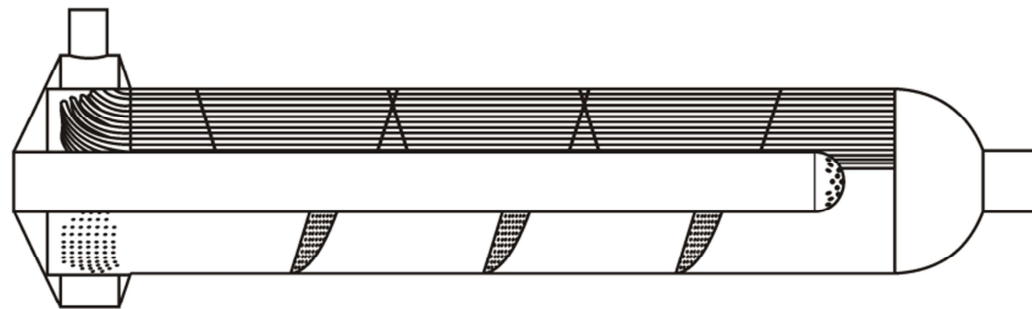
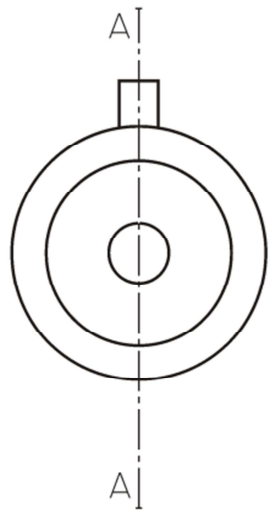
for i=1:n
    q=k(i)*DS*(t_1(i)-t_2(i)); %tepelný výkon prenesený jedným elementom
    Q=Q+q; %celkový tepelný výkon
    t_s(i)=(alfa_1(i)*t_1(i)+alfa_2(i)*t_2(i))/(alfa_1(i)+alfa_2(i));

    %teplota steny
    sum=sum+k(i);
    k_s=sum/n; %stredná hodnota súč. prestupu tepla
    k_sc=linspace(k_s,k_s,n); %vektor strednej hodnoty súč. prestupu tepla
end

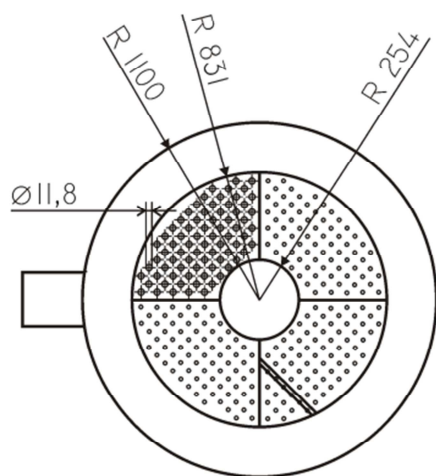
%% ===== grafický výstup =====
figure(1)
plot(x,t_1,x,t_2,x,t_s,'LineWidth',2)
grid on
title('Priebehy teplôt prúdu')
xlabel('vzdialenosť od vstupu [m]')
ylabel('teplota [°C]')
legend('t_1','t_2','t_s')
set(gcf, 'Color', 'w');
export_fig graf1.png -m4.5

figure(2)
plot(x,k_sc,x,k,'LineWidth',2)
grid on
title('Priebeh súčiniteľa prestupu tepla - k')
xlabel('vzdialenosť od vstupu [m]')
ylabel('k [W/m^2.K]')
legend('k_{sc}','k')
set(gcf, 'Color', 'w');
export_fig graf2.png -m4.5

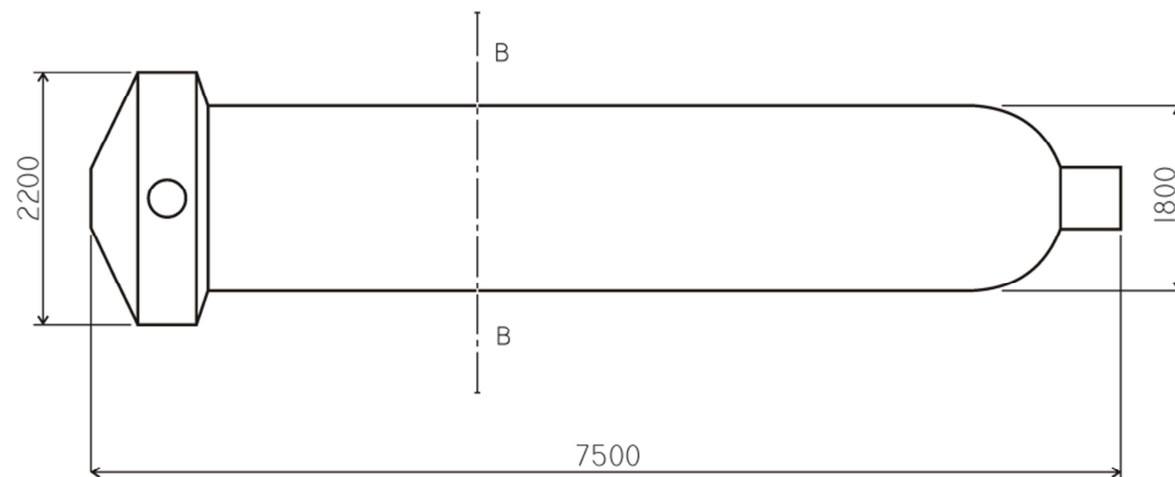
```

ISOMETRIC VIEW
SCALE: 1:60



SCALE: 1:30



		KATEDRA ENERGETICKÝCH STROJŮ A ZAŘÍZENÍ	
FIRST ISSUED		TITLE	
DEAWN BY	FEDOR	VÝMENNÍK TYPU HELIX	
CHECKED BY			
APPROVED BY		SIZE	DRG NO
		A3	DP - PF - 01
		SCALE 1:50	SHEET 1 OF 1