

# ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI

## **FAKULTA STROJNÍ**

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

# **DIPLOMOVÁ PRÁCE**

Návrh experimentálního reaktoru do 50 MW<sub>t</sub>. Chlazený tekutými solemi do teploty 850°C s pevným palivem.

Autor: **Bc. Jaroslav Vejvoda**

Vedoucí práce: **Ing. Miloslav Hron, CSc.**

Akademický rok 2013/2014

## **Prohlášení o autorství**

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

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

V Plzni dne: .....

.....

podpis autora

## **Autorská práva**

Podle Zákona o právu autorském. č.35/1965 Sb. (175/1996 Sb. ČR) § 17 a Zákona o vysokých školách č. 111/1998 Sb. je využití a společenské uplatnění výsledku bakalářské práce, včetně uváděných vědeckých a výrobně-technických poznatků nebo jakékoliv nakládání s nimi možné pouze na základě autorské smlouvy za souhlasu autora a Fakulty strojní Západočeské univerzity v Plzni.

## **Poděkování**

Tímto bych chtěl poděkovat panu Ing. Miloslavu Hronovi za odborné vedení práce, Ing. Miroslavu Jílkovi za poskytnuté odborné konzultace a za věnovaný čas při realizaci této práce. Dále bych chtěl poděkovat panu Ing. Miroslavu Mikískovi , Ph.D, Ing. Dr. Janu Šikovi za pomoc s výpočty a poskytnutí veškerých potřebných informací. Tato práce by nemohla být nikdy realizována bez přispění potřebných znalostí zmíněných osob.

## ANOTAČNÍ LIST DIPLOMOVÉ PRÁCE

<b>AUTOR</b>	<b>Příjmení</b> Bc. Vejvoda	<b>Jméno</b> Jaroslav	
<b>STUDIJNÍ OBOR</b>	FST/2302T041/0 „Stavba jaderných zařízení“		
<b>VEDOUCÍ PRÁCE</b>	<b>Příjmení (včetně titulů)</b> Ing. Hron, CSc.	<b>Jméno</b> Miloslav	
<b>PRACOVIŠTĚ</b>	ZČU – FST – KKE		
<b>DRUH PRÁCE</b>	<b>DIPLOMOVÁ</b>	<del><b>BAKALÁŘSKÁ</b></del>	<b>Nehodící se škrtněte</b>
<b>NÁZEV PRÁCE</b>	Návrh experimentálního reaktoru do 50 MWt. Chlazený tekutými solemi do teploty 850°C s pevným palivem.		

<b>FAKULTA</b>	strojní	<b>KATEDRA</b>	KKE	<b>ROK ODEVZD.</b>	2014
----------------	---------	----------------	-----	--------------------	------

### POČET STRAN (A4 a ekvivalentů A4)

<b>CELKEM</b>	89	<b>TEXTOVÁ ČÁST</b>	2	<b>GRAFICKÁ ČÁST</b>	2
---------------	----	---------------------	---	----------------------	---

<b>STRUČNÝ POPIS (MAX 10 ŘÁDEK)</b>  <b>ZAMĚŘENÍ, TÉMA, CÍL POZNATKY A PŘÍNOSY</b>	Tématem diplomové práce je návrh experimentálního reaktoru do 50 MW <sub>t</sub> , chlazený tekutými solemi. Práce zahrnuje porovnání všech možných dostupných chladiv, které se využívají pro systém chlazení primárního okruhu. Detailní popis a následný výběr vhodné fluoridové soli použité pro chlazení. Ve výpočtové části je popsán princip a následně realizován výpočet rozměrů a tlakových ztrát jádra výměníku. Dále je zde uveden numerický výpočet kritičnosti $k_{ef}$ aktivní zóny. Na základě vypočtených hodnot je proveden návrh konstrukce primárního okruhu a je zpracován ve dvou výkresech.
<b>KLÍČOVÁ SLOVA ZPRAVIDLA JEDNOSLOVNÉ POJMY, KTERÉ VYSTIHUJÍ PODSTATU PRÁCE</b>	FHR, jaderný reaktor, aktivní zóna, tekuté fluoridové soli, jaderné palivo, výměník, chladivo

**SUMMARY OF DIPLOMA SHEET**

<b>AUTHOR</b>	<b>Surname</b> Bc. Vejvoda	<b>Name</b> Jaroslav	
<b>FIELD OF STUDY</b>	FST/2302T041/0 „Nuclear power Equipment design“		
<b>SUPERVISOR</b>	<b>Surname (Inclusive of Degrees)</b> Ing. Hron, CSc.	<b>Name</b> Miloslav	
<b>INSTITUTION</b>	ZČU – FST – KKE		
<b>TYPE OF WORK</b>	<b>DIPLOMA</b>	<b>BACHELOR</b>	<b>Delete when not applicable</b>
<b>TITLE OF THE WORK</b>	Design of experimental reactor of 50 MW cooled with liquid salt of max. temperature 850 °C with solid fuel		

<b>FACULTY</b>	Mechanical Engineering	<b>DEPARTMENT</b>	Power system Engineering	<b>SUBMITTED IN</b>	2014
----------------	------------------------	-------------------	--------------------------	---------------------	------

**NUMBER OF PAGES (A4 and eq. A4)**

<b>TOTALLY</b>	89	<b>TEXT PART</b>	2	<b>GRAPHICAL PART</b>	2
----------------	----	------------------	---	-----------------------	---

<b>BRIEF DESCRIPTION TOPIC, GOAL, RESULTS AND CONTRIBUTIONS</b>	The diploma work topic is design of experiment reactor up to 50MW <sub>t</sub> cooled by liquid salt. The work includes cooperation of all possible achievable coolants that are convenient for system of cooling of the primary circuit. There is given detailed description and further selection of suitable fluoride salts used for cooling. There is description of principally and successively performed computation of dimensions and pressure losses of the heat transfer core. There is description of numerical computation of the active zone criticality on the bases of the computer values. There is executed design of the primary circuit structure and worked in two drawings.
<b>KEY WORDS</b>	FHR, nuclear reactor, reactor core, liquid fluoride salt, nuclear fuel, heat exchanger, coolant

**Seznam značení veličin, indexů a použitých zkratk**

Veličina	rozměr	název
a	[m]	šířka kanálu
A	[m <sup>2</sup> ]	plocha průřezu
b	[m]	výška kanálu
C	[-]	poměr tepelných kapacit
c <sub>p</sub>	[J · kg <sup>-1</sup> · K <sup>-1</sup> ]	měrná tepelná kapacita
d	[m]	výška stěny desky bez výšky žebra
D	[m]	charakteristický rozměr
D <sub>h</sub>	[m]	ekvivalentní rozměr
H	[m]	délka výměníku
k	[W · m <sup>-2</sup> · K <sup>-1</sup> ]	součinitel prostupu tepla
k	[-]	korekční součinitel pro nekruhový průřez
k	[-]	počet kanálů
$\dot{m}$	[kg · s <sup>-1</sup> ]	průtočná hmotnost
M	[g · mol <sup>-1</sup> ]	molární hmotnost
m	[-]	počet kanálů na šířku
n	[-]	počet kanálů na výšku
n	[-]	celkový počet žeb
NTU	[-]	počet převodových jednotek
o	[m]	obvod
p	[Pa]	statický tlak
Q	[W]	tepelný výkon
q	[W · m <sup>-2</sup> ]	měrný tepelný tok
S	[m]	šířka jádra výměníku
S	[m <sup>2</sup> ]	plocha průřezu
t	[m]	tloušťka
T	[K]	teplota
V	[m]	výška
$\dot{V}$	[m <sup>3</sup> /s]	průtočný objem
W	[W · K <sup>-1</sup> ]	tepelná kapacita
w	[m/s]	rychlost proudění
x	[m]	tloušťka stěny
x	[m]	určení místa
$\alpha$	[W · m <sup>-2</sup> · K <sup>-1</sup> ]	koeficient přestupu tepla
$\varepsilon$	[-]	účinnost výměníku
$\rho$	[kg · m <sup>-3</sup> ]	hustota
$\lambda$	[W · m <sup>-1</sup> · K <sup>-1</sup> ]	tepelná vodivost materiálu
$\lambda$	[-]	součinitel tření
x	[-]	ztrátový součinitel
$\vartheta$	[m <sup>2</sup> · s <sup>-1</sup> ]	kinematická viskozita
$\mu$	[kg · m <sup>-1</sup> · s <sup>-1</sup> ]	dynamická viskozita

$\Delta$  [-] difference

### Podobnostní kritéria

Reynoldsovo kritérium

$$Re = \frac{W \cdot D}{\vartheta}$$

Nusseltovo kritérium

$$Nu = \frac{\alpha \cdot D}{\lambda}$$

Graetzovo kritérium

$$Gz = \frac{Re \cdot Nu \cdot D}{x}$$

Prandtlovo kritérium

$$Pr = \frac{\vartheta \cdot \rho \cdot C_p}{\lambda}$$

### Indexy

C	studený proud
c	celkový
H	horký proud
i	vstupní
krit	kritický
o	výstupní
PR	jeden proud
z	zóna
1	jeden kanál
1	pořadí
2	pořadí
Ar	argon

## Obsah

1	Úvod .....	11
2	Cíl diplomové práce .....	13
3	Vývoj .....	13
4	Popis vysokoteplotního reaktoru .....	15
5	Technické řešení reaktoru .....	17
5.1	Vlastní popis FHR .....	17
5.2	Konstrukční materiály .....	19
5.3	Materiál pro primární okruh .....	20
5.3.1	Vybraný materiál - zhodnocení .....	21
5.4	Palivo .....	21
5.4.1	Vybrané palivo .....	22
5.5	Konstrukční řešení .....	22
5.5.1	Palivo TRISO - kulovitý tvar .....	23
5.5.2	Palivo TRISO - tyčový tvar .....	24
5.5.3	Tekuté palivo .....	25
5.5.4	Vybrané provedení .....	26
5.6	Rozložení paliva v AZ .....	27
5.7	Technologie výměny paliva .....	28
5.8	Reflektor .....	30
5.8.1	Obecné předpoklady pro reflektory .....	30
5.8.2	Zvolený reflektor .....	31
5.9	Moderátor .....	31
5.9.1	Vyhodnocení moderátoru .....	32
5.10	Chladiva .....	33
5.10.1	Obecné vlastnosti chladiv: .....	33
5.10.2	Možné alternativy chladiva .....	33
5.10.3	Plynná chladiva .....	33
5.10.4	Kapalná chladiva .....	34
5.10.5	Tekuté kovy .....	34
5.10.6	Fluoridové soli .....	35
6	Požadavky na soli .....	37



6.1	Požadavky termofyzikálních vlastností.....	38
6.1.1	Vhodné neutronové vlastnosti .....	38
	Nízký účinný průřez pro absorpci .....	38
6.1.2	Nízký bod tání .....	38
6.1.3	Vysoký bod varu .....	38
6.1.4	Vysoká měrná tepelná kapacita $C_p$ .....	39
6.1.5	Vysoká hustota .....	39
6.1.6	Nízká kinetická viskozita .....	39
6.1.7	Dobra tepelná vodivost .....	39
6.1.8	Nízká toxicita chladiva .....	40
6.1.9	Chemická stálost.....	40
6.1.10	Nízká tenze par .....	40
6.2	Jaderné vlastnosti.....	41
6.2.1	Parazitní záchyt neutronů .....	41
6.2.2	Aktivace krátkodobá.....	41
6.2.3	Aktivace dlouhodobá.....	42
6.2.4	Zhodnocení výběru chladiva.....	43
6.3	Bezpečnost FRS.....	43
6.4	Výběr solí.....	44
7	Popis fluoridových solí vybraných pro chladicí systém .....	45
7.1	Rozbor soli FLIBE .....	45
7.1.1	Termofyzikální vlastnosti FRS LiF-Be <sub>2</sub> (67-33%mol) .....	46
7.2	Rozbor fluoridové soli FLINAK .....	50
7.3	Termofyzikální vlastnosti FRS LiF- NaF-KF (46,5 -11,5- 42%mol) .....	51
8	Návrh výpočtu výměníku tepla.....	51
8.1	Popis výměníku.....	51
8.2	Stanovení součinitele tepla .....	53
8.2.1	Zásady pro výběr Nusseltova kritéria .....	54
8.2.2	Návrh Nusseltova kritéria .....	55
8.2.3	Návrh výpočtu účinnosti výměníku .....	59
8.3	Kontrola provedeního výpočtu délky výměníku programem Teplo. ....	61
8.4	Výpočet tlakový ztrát ve výměníku .....	62
9	Návrh tepelné izolace nádoby.....	64
9.1	Vlastnosti tepelné izolace sibal.....	65

10	Kontrola rozměru AZ .....	66
11	Výpočtová část .....	67
11.1	Výpočet výměníku .....	67
11.1.1	Výpočet průtočného množství aktivní zónou.....	67
11.1.2	Návrh výpočtu koeficientu přestupu tepla $\alpha_H$ pro FRS FLIBE (LiF-Be <sub>2</sub> ).....	69
11.1.3	Návrh výpočtu koeficientu přestupu tepla $\alpha_2$ pro FLINAK ( LiF-NaF-KF).....	72
11.1.4	Výpočet součinitele prostupu tepla - $k$ vypočtené hodnoty dosadíme do vztahu (2.02).....	74
11.1.5	Návrh výpočtu délky výměníku .....	74
11.1.6	výpočet účinnosti deskového výměníku .....	75
11.2	Kontrola vypočtené délky výměníku numerickou metodou .....	76
11.2.1	Předpoklady výpočtu .....	76
11.2.2	Grafické výsledky.....	79
12	Výpočet teplotního pole zaizolované nádoby (numerickou metodou).....	80
12.1	Předpoklady výpočtu:.....	80
12.2	Grafický výsledky .....	81
13	Výpočet tlakový ztrát výměníku .....	82
13.1	předpoklady.....	82
14	Návrh výpočtu dimenze potrubí.....	83
15	Závěr .....	84
16	Seznam použité literatury .....	85
17	Seznam tabulek .....	87
18	Seznam obrázků .....	88
19	Seznam příloh.....	89

# 1 Úvod

Každým dnem, doslova před očima každého z nás, roste spotřeba energie a narůst poptávky neustále stoupá. Tempo, jakým roste každodenní spotřeba energie, ať už ve formě tepelné nebo elektrické, není zatím pro společnost nebezpečně vysoké. Nicméně, dle světové rady pro energii (wec), která zveřejnila své odhady nárůstu spotřeby energie na zemi, se předpokládá, že v následujících 25 letech se spotřeba vyšplhá na dvojnásobek v porovnání s dnešní celosvětovou spotřebou. Na toto ne příliš skromné tvrzení je nutné již dnes začít reagovat a na vznikající situaci se dopředu kvalitně připravit.

Jednou z možností, jak se s touto vznikající situací vypořádat, je jaderná energetika. Tento směr v získávání energie bude, dle mého osobního názoru, rozhodující. Obnovitelné zdroje v této chvíli a v daleké budoucnosti nedokážou pokrýt celosvětovou poptávku po energii a jejich použití slouží zejména k doplnění deficitu spotřeby energie, která se získává různým způsobem, jako jsou například elektrárny a teplárny na fosilní paliva. Bohužel tento směr skrývá mnoho obecně známých nevýhod. Nebezpečné látky se vypouští do ovzduší (popílek, síra a jiné), drancování krajiny kvůli těžbám fosilních paliv a našli bychom jistě ještě mnoho další záporů, ale ten nejpodstatnější ze všech se nachází jinde. Zásoby fosilních paliv nejsou bezedné a budou nám sloužit už jen určitou dobu. Tento zásadní negativní faktor žene vývoj v energetice neustále kupředu.

Jedna z nejdynamičtější se rozvíjejících oblastí v energetiky je jaderná energetika. Od spuštění prvního jaderného reaktoru (The Chicago Pile number one, označení CP-1) dne 2. prosince roku 1942, který navrhl a následně sám zkonstruoval Enrico Fermi, uběhla celá řada let. Během tohoto uplynulého období se vyvinulo spousta různých konceptů jaderných reaktorů. Některé zůstaly pouze ve fázi výzkumů a některé z nich se překlenuly až ke komerčnímu využití v podobě jaderných elektráren nebo jaderných tepláren. Tyto první krůčky lidstva, ve využívání jaderné energie pro nevojenské účely skrze jaderné elektrárny, se označují jako reaktory I. generace. Tato generace se vyvíjela hlavně v Americe a ve Velké Británii. Jako příklad můžeme uvést jadernou elektrárnu Shippingport a Dresden, jež jsou vybudovány v na americkém kontinentě. Na evropském kontinentě se stavěly elektrárny typu Magnox. K těmto prvním prototypům se připojily zanedlouho i další vyvíjené v evropských státech (Německo, Francie a jiných). V tomto expanzním období nešlo ani tak o energetické využití, nýbrž o ověření principů a metod, zda bude možné dlouhodobě získávat z těchto zdrojů dostatečně velké množství energie, které bude následně využíváno ke komerčním účelům. Na toto významné období navazuje další vývoj jaderných reaktorů. Tyto jaderné reaktory spadají již do generace druhé. Ta již nebyla zaměřena pouze na výzkum a ověřování funkčnosti zařízení, ale již na získávání a následnou produkci elektrické energie. Do této generace se přenesly nově nabyté vědomosti a zkušenosti z předešlé generace reaktorů. Musíme zmínit jeden důležitý fakt, že některé tyto reaktory pracují dodnes. Zde je uvedeno několik příkladů: BWR, Candu, LWR a nejpoužívanější typ na světě PWR neboli také VVER (Dukovany, Temelín). Vývoj jde neustále kupředu a neustále se nachází oblasti, kde je potřeba něco zdokonalovat, proto na sebe nenechala III. generace reaktorů dlouho čekat. Tato generace dovedla projekty jaderných reaktorů a následně jaderných elektráren samotných, ještě na vyšší úroveň. Vyšší úroveň lze vypořádat zejména v porovnání bezpečnosti

provozu JE s předcházejícími generacemi a vyšší účinností využívání získávané energie od JE I. a II. generace. Dalším výrazným posunem mezi těmito generacemi je prodloužení životnosti JE. Poslední dvě zmíněná pozitiva kladně působí na celkovou ekonomii JE.

Na tuto generaci bezprostředně navazuje generace III+. Tato generace zaměřovala a nyní neustále zaměřuje pozornost na bezpečnost JE. Tyto jaderné elektrárny obsahují vylepšené pasivní prvky. Pasivní bezpečnostní prvky skýtají velkou výhodu. V případě havárie se samy bez vnějšího zásahu personálu nebo jiných aktivních prvků spustí a danou havárii uvedou do bezpečného stavu.

Těmito pasivními prvky se vývoj JE a reaktorů samotných zdaleka nezastavil, pouze se do jisté míry vyřešil jeden z mnoha problémů. V dnešní době se klade důraz na větší využití energetického potenciálu obsaženého v palivu. I když lidstvo udělalo v jaderné energetice za pár let svého vývoje velký pokrok, stále není dostatečně vyřešena otázka jaderného odpadu vznikajících v JE. V dnešní době existuje několik způsobů, jak naložit s jaderným odpadem, například se využívá metoda hlubinného uložení. Jaderného odpadu každým dnem neustále přibývá. Pokud změníme úhel pohledu, dostaneme se k závěru, že jaderný odpad není pouze životu nebezpečný, ale uchovává v sobě stále velké množství potenciální energie, kterou již nevyužíváme. Tato skutečnost zapříčinila vznik nového a zásadního požadavku na dokonalejší využití jaderného paliva, dříve než bude dále zpracováváno.

Nové typy reaktorů by měly umožnit „spálení“ co nejvíce vznikajících transuranů, následkem toho by se značně snížilo množství jeho aktivity a ukládaného nebezpečného jaderného odpadu, který by v ideálním případě obsahovalo jen štěpné produkty. Výsledkem by bylo zvýšení bezpečnosti vůči možnému vzniku štěpné řetězové reakce při dlouhodobém uložení, které může nastat díky usazování těžkých prvků na dně nádoby. Dále zajistit snížení míry pravděpodobnosti nenadálého poškození AZ. Tyto zmíněné požadavky měly za následek, že se roku 2002 sešli členové mezinárodního fóra GIF společně s několika státy, které byly díky své průmyslové vyspělosti také přizváni a vedly mezi sebou debatu o budoucnosti vývoje JE viz [4]. Tento den se stal milníkem, neboť se ze všech, do té doby známých konceptů reaktorů, vybralo pouze šest a těm se bude nadále věnovat vývoj. Těchto šest typů reaktorů, se základním požadavkem na uzavřený cyklus, jsou označovány již jako reaktory IV. generace. Vybrané reaktory:

- Sodíkem chlazený rychlý reaktor (*Sodium – cooled Fast Reactor*, označení SFR)
- Plynem chlazený rychlý reaktor (*Gas – cooled Fast Reactor*, označení GFR)
- Olovem chlazený rychlý reaktor (*Lead cooled Fast Reactor*, označení LFR)
- Superkritickou vodou chlazený reaktor (*Super critical Water cooled Reactor*, označení SCWR)
- Vysokoteplotní reaktor (*Very high Temperature Reactor*, označení VHTR)
- Solný reaktor (*Molten Salt Reactor*, označení MSR)

Tyto koncepce jednotlivých reaktorů budou vyžadovat mnoho let důkladných výzkumů a bádání, než se dostanou na požadovanou úroveň.

Proto vzniká i tato práce, která je zaměřena na jeden typ ze šesti oficiálních vybraných konceptů podle GIF, a to na vysoko teplotní reaktor chlazený fluoridovými roztavenými solemi (FRS). Roztavená sůl je zde použita pouze jako primární chladivo.

Hrubý předpoklad časového horizontu, pro výstavbu nových jaderných reaktorů IV. generace, se odhaduje již po roce 2030. Dle mého osobního názoru je tento termín až příliš optimistický. V tomto roce bude ještě patrně příliš brzy pro začlenění těchto reaktorů do komerčního využití v rozsahu, jaký je prozatím znám u reaktorů III a III+ generace. Nahrazování stávajících reaktorů za reaktory IV. generace také není pravděpodobně v tento termín dosažitelné z hlediska prodloužení životnosti JE. Dalším v řadě faktorů, které neblaze působí na tuto myšlenku, je těžba plynů z břidlicových ložisek. Tento fenomén poslední doby odsouvá nutnost náhrady energie získávanou z fosilních paliv částečně do pozadí. Mírné pozitivum v tomto odklonu přeci jenom naleznout lze, jelikož se pro vývoj reaktorů IV. generace získal nějaký ten čas navíc.

## 2 Cíl diplomové práce

Cílem této práce není důsledné propracování tepelných a rozměrových výpočtů veškerých součástí námi vybraného vysokoteplotního reaktoru, který díky svým neobvykle vysokým parametrům využívá roztavených solí jako chladivo, určené pro odvod tepla z AZ reaktoru. Kompletní projekt takového rozsahu a složitosti, jakým bezpochyby námi řešený typ reaktoru je, a reaktory obecně, vyžadují díky svému rozsahu mnoho let výzkumů, testování vypočtených hodnot, simulací, v neposlední řadě mnoho konstrukčních úprav a dalších potřebných úkonů, které vedou k bezpečnému a ekonomicky výhodnému projektu. V tomto řešeném případě se jedná o předběžný návrh rozmístění komponent a stanovení jejich základních rozměrů v reaktoru. Samotné tepelné výpočty se budou týkat tepelného prostupu tepla z paliva do chladiva a následně z chladiva přes výměníky do soli sekundárního okruhu. Vypočtené hodnoty budou sloužit pro ověření předběžných návrhů a principů. Zda cesta, kterou se daný návrh ubírá, není pouze projekt bez reálného využití. V práci je nutné provést výpočet aktivní zóny. Tento výpočet vychází z námi požadovaného výkonu 50 MWt. Dle tohoto výpočtu se následovně navrhnu základní rozměry aktivní zóny. Stanovení rozměrů AZ je základním kamenem pro řešení jednotlivých částí reaktoru. Počínaje vhodným výběrem materiálu pro jednotlivé úseky, částí JR. Různé části jaderného reaktoru bývají i různě namáhané, je tedy potřeba přistoupit k výběru materiálu zodpovědně. Pečlivě zvážit veškeré faktory ovlivňující jeho pevnost, chemickou a teplotní stálost a jiné omezující aspekty působící v daném místě. V této práci je proveden návrh jaderné nádoby reaktoru JNR. Tato nádoba je zatížena vnitřním přetlakem od plynu Ar.

## 3 Vývoj

V době, kdy se hledaly různé možnosti využití jaderné energie, vznikaly naprosto odlišné koncepce reaktorů. Od naprosto bez konce vyhlížejících projektů, po dnešní projekty jaderných elektráren, které se využívají ke komerčním účelům. V těchto expanzních dobách vznikl i koncept reaktoru chlazený na principu roztavených solí, na které, nepřímo, navazuje i tato práce. Vysokoteplotní reaktor nevznikl ze dne na den, prošel svým osobitým vývojem a

vedly k němu různé vývojové směry. První směr pocházel z Ameriky, kde se této problematice věnovali již v padesátých letech[1]. Druhý směr přispěl do vývoje tohoto typu reaktoru až o několik let později, a to ze SSSR.

ARE (*Aircraft reactor Experiment*) byl první jaderný reaktor s využitím roztavených solí, který byl postaven a provozován již v roce 1954 v USA. Tento projekt byl zamýšlen pro letecké motory s jaderným pohonem. Sloužil pouze pro ověření různých myšlenek a experimentálních principů, které se na něm testovaly. Stal se výjimečný hned z několika hledisek. Byl provozován necelých 12 let od historicky prvního reaktoru, který sestrojil Fermi. Dalším primátem byla pracovní teplota palivové soli, která ani dnes není plně zvládnutelná. Dosáhla neuvěřitelných 860°C. Materiálem pro konstrukci byla použita slitina s niklem- Inconel. Z tohoto materiálu byla zkonstruována celá nádoba reaktoru a také 66 trubek procházející aktivní zónou. Nesmíme opomenout celý primární okruh, kde proudí sůl, ten byl také z Inconelu. K cirkulaci palivové soli se využívala oběhová čerpadla[1].

Na tento experiment navazovaly další projekty, u kterých se zkoumaly různé úlohy (zkoumala se mimo jiné i možnost, zdali je možné touto cestou obohacovat uran).

Ruský vývoj byl, oproti západu, poněkud systematictější. Na tento směr přešel až o několik desítek let později, když se postupným zvyšováním nároků na získávání energie z paliva pro docílení vyšší účinnosti dostal tak daleko, že přechod na reaktory chlazené FRS logickým vyústěním, vzhledem k jejich vynikajícím vlastnostem. Na rozdíl od amerických konceptů, kde se odstartoval rovnou samotný vývoj reaktorů s použitím solí, bez předchozího navazujícího vývoje.

Předchůdcem reaktorů vyvíjených v SSSR s roztavenými solemi používaných jako chladivo, byly reaktory chlazené plynem (He, CO<sub>2</sub>). Tyto plyny byly nuceně, kvůli správné funkci chladiva, drženy pod vysokým tlakem. Použití plyných chladiv, zejména CO<sub>2</sub>, není příliš bezpečné. Tento negativní aspekt se bohužel projevil i u nás v tehdejší Československu na JE A1, kde se využíval ke chlazení v PO plyn CO<sub>2</sub>. Tento systém stál život dvou pracovníků, kteří se při havárii nadýchali nebezpečného plynu a nestačili již opustit prostor JE. Dále se ukázalo, že pro zvyšování pracovní teploty chladiva nejsou optimální. Navíc například helium se nedá dokonale těsně udržet ve smyčkách reaktoru a musí se poměrně často doplňovat. Následkem by bylo značné prodražování provozu JE. Přešlo se tedy na jinou alternativu, a to na reaktory chlazené tekutým olovem v projektu Dionisos. Ty se zpočátku jevily jako vhodné, jelikož pracují za poměrně nízkých tlaků a nerozkládají se zářením. Na druhé straně tekuté olovo vyvolává poměrně velkou korozi konstrukčního materiálu. Většina solí dosahuje nižšího teleného účinného průřezu, než je možné dosáhnout u Pb [1]. Olovo oproti roztaveným solím disponuje jednou velkou výhodou, která se z jiného pohledu jeví jako nevýhoda. Olovo dosahuje nízké teploty tavení. Tato vlastnost, z hlediska uvádění reaktoru do provozu, je zajisté velmi vítaná. Pokud se na tuto fyzikální vlastnost podíváme z pohledu bezpečnosti, objevuje se jeden zásadní problém. V případě havárie se chladivo může dostat i do míst, kde může značně narušit bezpečnost prostředí, díky nachytaným štěpným produktům v palivu. Tyto aspekty vedly k vývoji nového směru v systému chlazení, který využívá roztavené soli.

Tento negativní efekt je výrazně omezen u FRS, kde v případě havárie roztavená sůl jednoduše zatuhne ve velice krátkém časovém intervalu a sama o sobě zamezí dalšímu šíření nebezpečných produktů vzniklých ze štěpení. Roztavené soli touto vlastností zvyšují vnitřní bezpečnost provozu reaktorů. Další výhodou solí vůči olovu je možnost ve využití tekutého paliva, kdy se do solí rozptýlí palivo a tím odpadá použití paliva v pevné formě a chladiva zároveň.

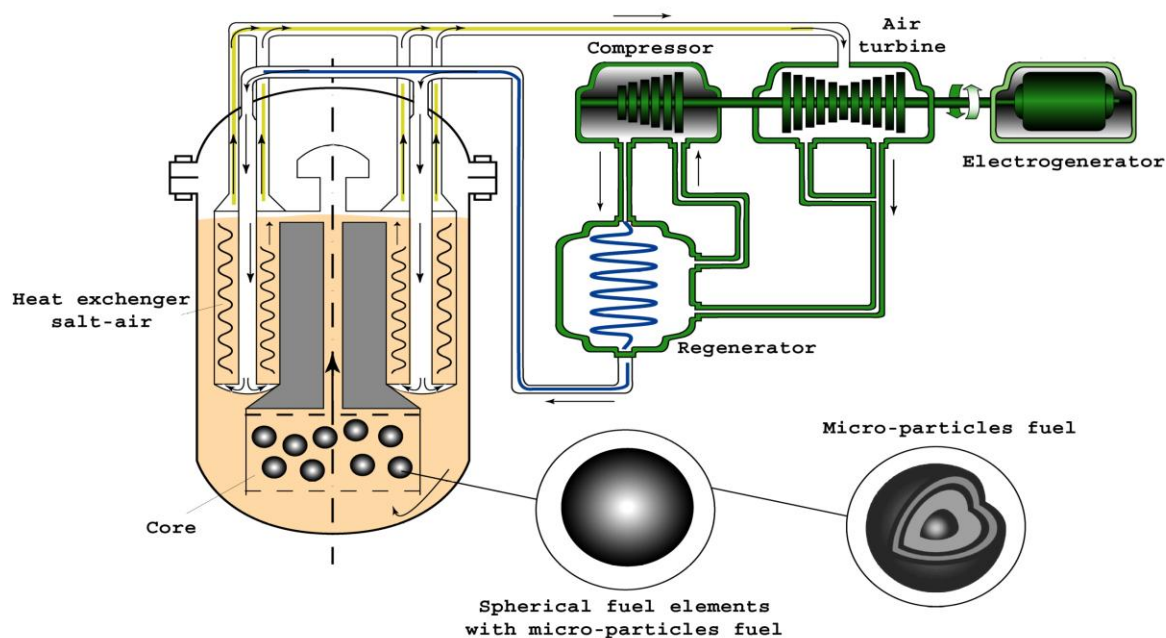
## 4 Popis vysokoteplotního reaktoru

Reaktor, kterým se zabývá tato práce, pracuje za velmi vysokých teplot chladiva. Není tedy žádným tajemstvím, že název reaktoru se odvíjí právě od zmíněné nezvykle vysoké teploty chladiva-vysokoteplotní reaktor. Tento koncept patří mezi šestici vybraných reaktorů 4. generace, které byly vybrány mezinárodním fórem GIF. Při důkladnějším rozboru použité technologie této šestice vyplývá, že reaktor, který je zde řešen, neodpovídá zcela konkrétně popsaným požadavkům jednoho nebo druhého směru. Dochází zde ke kombinaci dvou konceptů, solného reaktoru- MSR a vysokoteplotního plynem chlazeného reaktoru- VHTR. Ze MSR reaktoru je zde použita roztavená sůl, ale ne ve formě palivové soli, nýbrž pouze jako chladivo primárního okruhu (PO), které je aplikováno do vysokoteplotního reaktoru namísto plynu. Pro moderování byl zvolen grafit. Dnes se tato kombinace dvou částečně odlišných směrů označuje jako FHR (Fluorid salt cooled high temperature reactor). Ve starších literaturách je možno nalézt ještě jedno označení, a to AHTR (Advanced high temperature reactor)[14].

Přechod z helia na roztavené soli se zde uvažuje z bezpečnostních a konstrukčních důvodů. Při použití roztavených solí, na místo helia, se dosahuje výrazně nižších provozních tlaků. Pokud srovnáme tato používaná chladiva důkladněji, výčet výhod pro roztavené soli zdaleka nekončí (transportní charakteristiky, zlepšení odvodu pasivního tepla AZ a jiné).

Tento typ plně využívá nabitých zkušeností z osvědčených systémů, osvědčených technologií, které jsou už otestovány na jiných typech reaktorů. Například kombinace pevného paliva o různém tvaru s roztavenou solí se jeví jako jedna z možných alternativ do budoucna.

FHR disponuje výjimečnou schopností dodávat tepelnou energii o teplotě přesahující  $700^{\circ}\text{C}$ . To má za následek vyšší účinnost cyklu. Navíc je nutné zmínit, že tato dosahovaná tepelná hodnota není zdaleka konečná. Limitující faktor roztavených solí je bod varu. Tento bod se bohužel prozatím nachází daleko za hranicemi využitelnosti dnešní známou technologií, jelikož teplota varu se pohybuje kolem  $1400^{\circ}\text{C}$ . Pokud si dovolíme pohled do budoucnosti s tím, že se vyvinou materiály, které dokážou odolat teplotním vlivům o takto vysokých parametrech, může se tento teplotní potenciál využívat pro další průmyslové odvětví. Pro představu můžeme uvést výrobu vodíku, a to lze provést hned dvojím způsobem, buď vysokoteplotní elektrolýzou vodní páry, nebo stejného výsledku dosáhneme termochemickým rozkladem vody. Obrázek 1 popisuje elementární prvky a také základní princip jaderné elektrárny s reaktorem FHR.



Obr. 1 schematický popis JE s vysokoteplotním reaktorem chlazeným FRS a s palivem TRISO [12]



## 5 Technické řešení reaktoru

V nadcházejících kapitolách této práce se budeme zabývat pouze vysokoteplotním reaktorem (FHR). Konstrukce celého reaktoru bude navržena s ohledem na zadané parametry a také dle technických požadavků schválené koncepce VHTR dle zasedání GIF. Tento koncept nečerpá zkušenosti a inspiraci pouze z předcházejících projektů, ale obsahuje i prvky, které jdou napříč spektrem používaných reaktorů. Můžeme předpokládat, že konstrukční řešení, se kterým přichází tento projekt, se mohou dále rozvíjet i v následujících projektech. V případě úspěchu při řešení veškerých otázek a problémů, které sužují tento koncept, můžeme přinést světu nástroj na bezpečné a ekologické získávání energie s vysokým stupněm využití energetického potenciálu paliva.

### 5.1 Vlastní popis FHR

Reaktor popisovaný v této práci se od standardní koncepce VHTR, která je schválená GIF, příliš neliší. To ale neznamená, že zde není prostor pro různé variace konstrukčního uspořádání nebo jednotlivých elementů. Takřka na každé části konceptů je možné něco zlepšit nebo dokonce vyřešit úplně jinak.

Základním kamenem pro řešení FHR v této práci je AZ. Ta se skládá z disperzního paliva rozptýleného v grafitových tyčích s podstavou do tvaru šestistranného polygonu. Palivo zde bylo zvoleno ve formě oxidu uranu  $U^{235}$ , které dosahuje vysokého stupně obohacení, pohybující se kolem 20%. V palivu jsou vyhotoveny otvory pro volný průchod chladiva, které slouží pro odvod vyvíjeného tepla. Tyto palivové elementy jsou s minimální tolerancí vyskládány jeden vedle druhého do maximálního využití válcového prostoru AZ. Podobnou analogii v rozmístění můžeme nalézt u Temelína nebo Dukovan, kdy palivové kazety těchto elektráren jsou také šestistranné hranoly. Palivové tyče by samy o sobě těžko zůstaly v přesně definovaném rozložení. K tomuto účelu zde slouží rošt s přivařeným válcem, ve kterém jsou palivové tyče naskládány. Nevyužitý prostor, který se nachází mezi palivem a válcem, je zcela vyplněn grafitem. Grafit je umístěn také na pod i nad AZ. Zde plní ještě funkci moderátoru a reflektoru. Optimální množství grafitu se volí s ohledem na výslednou váhu AZ a ta je omezená pevností nosného materiálu. Tím využití grafitu ještě nekončí, jelikož je zde použit pro moderování rychlých neutronů. Tento typ moderace není nejúčinnější systém, ale z konstrukčního hlediska je grafit ideální.

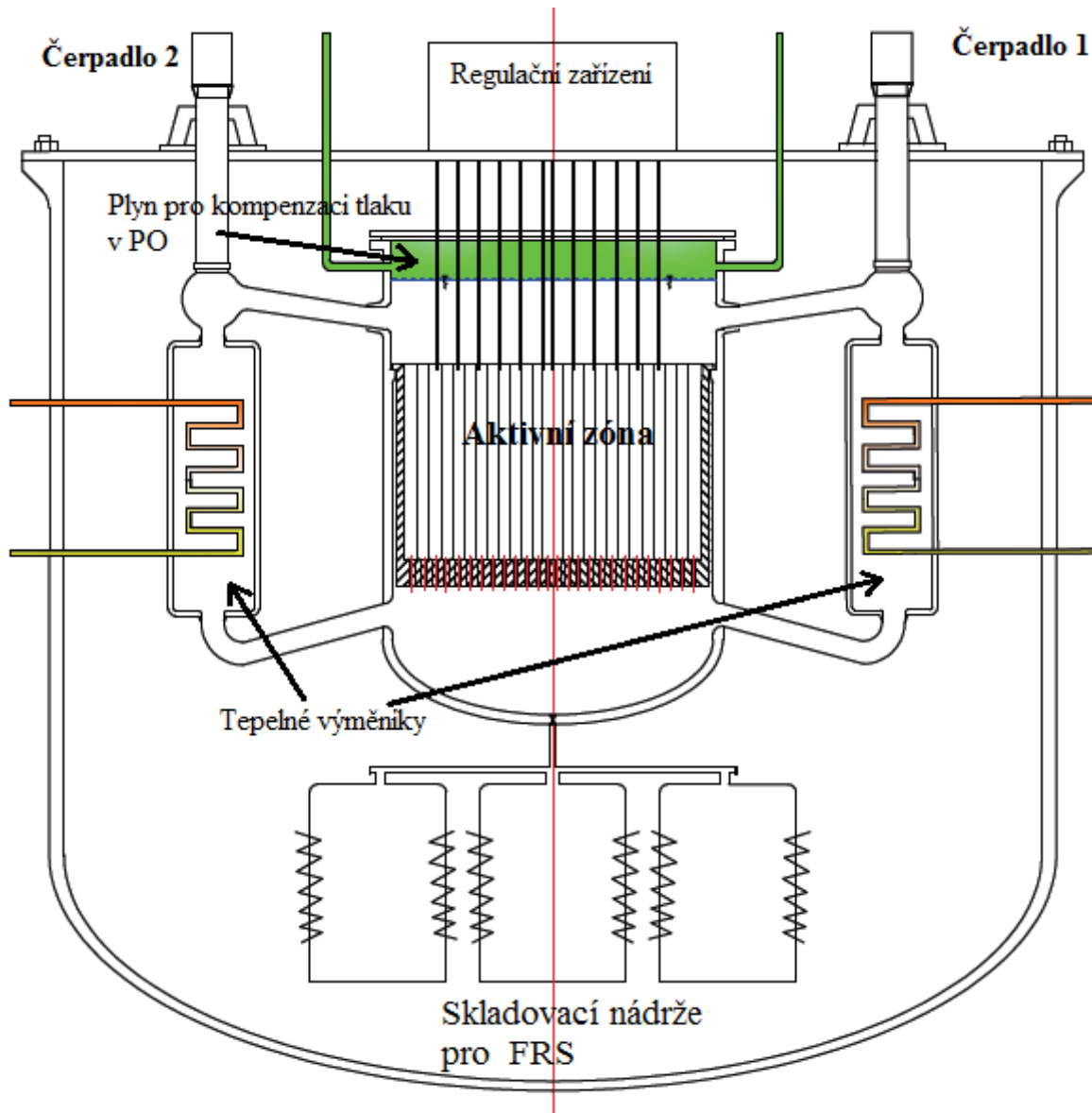
Jako chladicí médium je zde použita FRS směs FLIBE-  $LiF-BeF_2$ . Díky vysokým parametrům, které se uvnitř primárního okruhu budou vyskytovat, je volba FRS vhodná varianta. FRS hravě odolá námi stanoveným podmínkám. Podrobnější rozbor vybrané soli je popsán v jedné z následujících kapitol. V případě nižších provozních teplot, pohybujících se okolo  $550^{\circ}C$ , bychom byli nuceni dané médium nahradit jiným chladivem, neboť by mohlo docházet k zatuhnutí soli a tím i k zastavení odvodu tepla z AZ.

Pod palivovými tyčemi (AZ) se nachází uklidňovací část, ta slouží k uklidnění proudu proudícího chladiva a k diverzifikaci množství chladiva do kanálů AZ. V případě, že by tato část zde nebyla umístěna, docházelo by k velké turbulenci. To by nemělo jen negativní dopad na samotné proudění, které by bylo nerovnoměrné, ale také na přestup tepla z paliva do

chladiwa. Tento děj by mohl vysoce ovlivňovat ohřátí chladiwa na námi požadovanou hodnotu a sled návazností by neustále pokračoval, což by ve výsledku špělo ke zhoršení účinnosti, ale také ke zkrácení životnosti všech komponent. V této části se dělí PO na dvě identické smyčky. Na uklidňovací prvek navazuje část primárního okruhu (horká smyčka) ve formě propojovacího potrubí, které vede k výměníkům tepla. Zde chladiwo předá svou tepelnou energii sekundárnímu médiu, kterou absorbovalo při průtoku aktivní zónou. Od výstupu výměníku je vedeno primární potrubí (studená smyčka), až k čerpadlům, kde ústí. Tato čerpadla dodávají chladičímu médiu rychlost, potřebnou pro optimální průtok celým primárním okruhem. Vyústění čerpadel je poté spojeno s posledním úsekem potrubí primárního okruhu, který vede až k další uklidňovací části umístěné nad AZ. Ta je charakterizována shodnými funkcemi jako má uklidňovací část pod AZ. K těmto funkcím přibývá ještě jedna zásadní a to vyrovnávání tlakových rozdílů v PO. Plní tedy funkci kompenzátoru objemu. FRS nevyplňuje celý prostor této části, ale jen do určité úrovně. Nad hladinou se nachází kompenzační plyn argon, který svým tlakem působí na hladinu FRS a tím udržuje médium v optimálních provozních podmínkách. Pro srozumitelnější popsání je zde uvedeno schéma reaktoru viz Obr. 2. Tento úsek PO je již propojen s válcovou částí, kde je uložena AZ a tím se nám celý primární okruh uzavřel.

Celý primární okruh je uložen v nádobě reaktoru s malou výjimkou čerpadel. Čerpadla, respektive jejich motory jsou uchyceny vně nádoby na víku, ale jejich hnaná část je zavedena až do PO, kde se stává jeho nedílnou součástí. Hnanou částí se rozumí hřídel, která vede od motoru do útrob PO, na jejímž konci jsou nainstalovány lopatky určené k pohánění chladiwa.

Podobné konstrukční uspořádání, jako bylo využito u čerpadel, je instalováno i u regulačního členu reaktoru. Pohon regulační tyče se nachází na víku, vně NR, a samotná regulační tyč disponuje možností pohybu až na dno AZ. Tím je zaručen rychlý a bezpečný zásah v případě nutnosti. Regulační tyč obsahuje prvek na pohlcování volných neutronů vzniklých ze štěpení. V našem případě byl použit bor, který oplývá výbornou absorpcí rychlých neutronů. Pod spodní uklidňovací zónou jsou aplikovány tři nádrže s elektroohříváky, které se uplatňují při výměně paliva. FRS se jednoduše vypustí do těchto připravených nádrží a uchovají se zde až do té doby, než bude reaktor připraven pro další spuštění.



Obr. 2 Schéma řešeného reaktoru

## 5.2 Konstrukční materiály

Pro vhodný výběr materiálu je nejprve nutné důkladně vyhodnotit několik aspektů, které budou nepřímo nebo i přímo ovlivňovat konstrukci jednotlivých komponent. Dalším důležitým faktorem, který působí na volbu materiálu, je bezpochyby účel využití dané části reaktoru. Tím je míněno, že každý konstrukční prvek obsažený v tomto nebo i jiném reaktoru splňuje určitou úlohu. Proto je tedy nutné volit materiály přímo určené pro konkrétní oblast, kde budou aplikovány.

V první řadě se musí zjistit, v jakém prostředí se bude daný materiál vyskytovat. Ne každý materiál se hodí pro použití v aktivní zóně a ne každý materiál je vhodný pro mechanicky namáhané zařízení. Zejména se musí brát zřetel na agresivní prostředí, které je způsobeno několika zdroji. První agrese, se kterou se setkáme i na jiných typech reaktorů, se objevuje přímo v aktivní zóně. V AZ vzniká díky jaderné štěpné reakci značný neutronový

tok. Neutronové záření mění významně radiační stabilitu materiálu a vede ke křehnutí, změně geometrických tvarů apod. Druhá agrese, která je neméně důležitá pro vhodný výběr materiálu, se vyskytuje v celém primárním okruhu. Jak již bylo dříve zmíněno, pro chlazení se využije fluoridová roztavená sůl. Ta působí se značnou agresí na určité materiály, které přijdou s touto látkou do styku.

V JNR se nevyskytují pouze materiály, které se používají pro provoz reaktoru na jmenovitém výkonu. V reaktoru se musí nacházet i zařízení, které slouží k regulaci nebo i k havarijnímu odstavení. Tyto materiály se například diametrálně liší od ostatních tím, že mají vysoký makroskopický účinný průřez pro záchyt neutronů.

Jedno z nejdůležitějších hledisek je především nezvykle vysoká teplota. Konkrétní hodnoty v primárním okruhu se budou pohybovat při nominálním provozu v rozmezí 800 – 850°C. Takto vysoké parametry nejsou do dnešní doby plně zvládnutelné, neboť žádná firma na trhu zatím nedokáže podložit teplotní stálost vlastností nabízeného kovového materiálu za takto vysokých teplot. Z tohoto poznatku jasně vyplývá, že požadované materiály nejsou odlicencovány podle normy ASME. Nabízí se možná alternativa v podobě kompozitních nebo grafitových materiálů. Ty jsou schopny odolat teplotám převyšující 1200°C. U těchto materiálu je velmi obtížná výroba přesně definovaného tvaru.

Požadavky na tyto materiály nejsou jen z hlediska teplotní odolnosti, ale také je vyžadována dlouhodobá životnost za nominálního provozu reaktoru. Životnost by se měla pohybovat kolem 50 let provozu. Dle tohoto údaje je zřejmé, že největším limitujícím prvkem ve vývoji FHR je bezesporu materiál.

### 5.3 Materiál pro primární okruh

Výše bylo uvedeno, že určité materiály budou vystaveny teplotě pohybující se od 800 do 850°C. Zvolený materiál by měl mít i v těchto nepříznivých podmínkách stále stejné vlastnosti i v dlouhodobém časovém horizontu.

Na tyto extrémní podmínky se zaměřila laboratoř *Oak Ridge National Laboratory*. Tato laboratoř vyvinula speciální slitinu s niklem, která by teoreticky měla odolat námi stanoveným podmínkám a to z toho důvodu, že již v minulosti byly v provozu jiné projekty, které se testovaly za mnohem vyšších teplot. Je možné zde uvést například jaderný reaktor ARE (*Aircraft Reactor Experimental*). Tato, pro nás vlastnostmi přijatelná slitina, se nazývá HASTELLOY-N. Z hlediska životnosti je její použití za takto vysokých teplot otázkou. Garantované podmínky jsou pouze do teploty 720°C. Tento druh materiálu byl vyvinut přímo pro výrobu komponent reaktorů s tekutými solemi. Splňuje současně i požadavky na odolnost proti fluoridovým i jiným solím, které svým působením na konstrukční materiál vyvolávají oxidaci a tím i jeho následnou degradaci. Netečnost této slitiny vůči solím je iniciována nízkým obsahem chromu, jelikož chrom vzájemně reaguje se solemi[6]. Bohužel tento materiál je v dnešní době prakticky nedostupný. Existují i další alternativy ve výběru materiálu, ale žádná z nich není na tak vysoké úrovni jako HASTELLOY-N. Jako nejideálnější alternativa, kterou je možné na trhu objevit je Monicer vyvinut ve Škoda JS., dále slitina vyvinuta společností Speciál Metals Corporation, nazývaná INCONEL. Ten je na

trhu mnohem dostupnější a lze ho pořídit od této společnosti v mnoha různých variantách s odlišným procentuálním zastoupením jednotlivých prvků. Jedná se zejména o niklové chrom-niklové slitiny[7].

### 5.3.1 Vybraný materiál - zhodnocení

Kombinace prvků chromu a niklu je pro řešený koncept reaktoru v této práci velmi prospěšný, jelikož se vyznačuje výbornou korozi vzdorností a to i za působení FRS. Při vhodné koncentraci prvků se dá dosáhnout velmi ucházejících teplofyzikálních vlastností. Bohužel teploty pro tento typ materiálu jsou prozatím příliš vysoké.

Pouze pro návrh konstrukčního materiálu tohoto reaktoru byl vybrán materiál INCONEL alloy 622. Ten disponuje vynikající odolností v prostředí kyselin a fluoridů. Dále jeho vlastnost uchování si pevnostní stálosti je za působení teplot do 850°C ucházející. Jeho dostupnost oproti slitině HASTELLOY-N je mnohonásobně snazší. Tuto slitinu dodává firma BIBUS s.r.o., která je výhradním distributorem těchto speciálních materiálů pro Českou republiku.

Pro názornou ukázkou je zde uvedeno porovnání slitin HASTELLOY-N a INCONEL alloy 622 viz Tab. 1

Slitina	Nikl	Chrom	Molybden	Železo	Uhlík
HASTELLOY-N	71	7	16	5	0,08
INCONEL 622	56-64	20-22	12,5-14,5	2.6	0,015

Tab. 1 porovnání složení slitin HASTELLOY-N a INCONEL 622 [2,3]

## 5.4 Palivo

Pro umožnění vzniku štěpné jaderné reakce se v AZ nachází vhodné palivo určené pro daný typ reaktoru. Samotné palivo neboli aktivní materiály používané pro palivové články, se dělí na dvě skupiny.

- Materiál zajišťující štěpnou reakci - štěpné materiály
- Materiál zajišťující vznik nového štěpného paliva – množivé materiály

První skupině materiálů náleží následující izotopy  $U^{233}$ ,  $U^{235}$ ,  $Pu^{239}$ ,  $Pu^{241}$ . Tyto izotopy se používají pro tepelné reaktory. Pro rychlé reaktory náleží izotop  $U^{238}$ . Z těchto zmíněných izotopů se nachází v přírodě jen dva  $U^{235}$ ,  $U^{238}$ ,  $Pu^{239}$ . Výskyt naposledy zmíněného prvku se takřka rovná nule. V určitých neoborných literaturách se uvádí, že se získává pouze cestou ozařováním.  $U^{235}$  se sice v rudě uranu vyskytuje, ale jeho množství není nijak velké. Dosahuje pouze 0,712 %. Není žádným tajemstvím, že jaderné elektrárny tlakovodního (PWR, VVER) typu využívají palivo s nízkým obohacením  $U^{235}$ , které se pohybuje kolem hodnot 5 %. Těchto zvýšených hodnot se nedosáhne žádným jiným způsobem nežli procesem obohacování. Jeden ze způsobů, jakým lze obohacovat, je za pomoci plynové odstředivky.

Do druhé skupiny materiálů patří například prvek Th<sup>232</sup>. Izotop Th<sup>232</sup> není sice štěpitelný, ale pokud bude vystaven neutronovému záření, vznikne po pohlcení neutronu jádrem izotop Th<sup>223</sup>, který se beta rozpadem změní na prvek Protactinium (Pa<sup>233</sup>) a dalším beta rozpadem na prvek U<sup>233</sup>. Tento prvek je již štěpitelný. Obdobným Stejným způsobem vznikají i další prvky jako Pu<sup>241</sup> a jiné.

Štěpné materiály, které již obsahují potřebnou úroveň obohacení, jsou produkovány v několika formách.

- Kovový uran
- Jako slitiny s kovy nebo sloučeniny s prvky málo pohlcujícími neutrony, zejména kysličníky uranu. Také ve slitině se zirkonem Zr z důvodů zvětšené tepelné odolnosti.
- Kovové plutonium.

#### 5.4.1 Vybrané palivo

Ne každé provedení paliva se hodí pro každý reaktor. Bez předcházejícího vyhodnocení nelze vybrat vhodné zpracování paliva. Kovový uran nebo kovové plutonium není pro použití ve vysokoteplotním reaktoru příhodné, a to hned z několika závažných důvodů. Teplota tavení těchto kovových paliv se nachází podstatně níž, než je vyžadovaná teplota za provozu námi řešeného reaktoru. Konkrétní teplota tání se pohybuje kolem 665°C. Tím jsme nuceni hledat další alternativu vhodnou pro FHR. Příznivé vlastnosti se objevují u slitin nebo sloučenin s uranem. Existují slitiny nebo sloučeniny, které hravě odolají i teplotám vyšším, než jsou požadovány.

Zvolená sloučenina slitina je UO<sub>2</sub> o velikosti disperzních částic 200 mikronů, která je obohacena na 19,9% U<sup>235</sup>[2], [5].

### 5.5 Konstrukční řešení

Konstrukcí jednotlivých paliv pro reaktory FHR se vyrábí několik variant. Nelze přesně vyjádřit, která idea konstrukce paliva je horší nebo lepší. Každá disponuje klady a zápory. Proto se musí předem důkladně zvážit celý projekt reaktoru a až poté, na základě analýz, rozhodnout, která možnost bude tou správnou.

Jako první projekt v SSSR byl MSGR (*Molten Salt Cooled, Coated Particle Fuel, Graphite Reactor*). Reaktor dosahoval výkonu 1000 MW<sub>el</sub>, na který bylo potřeba vyvinout tepelný výkon o 2268 MW<sub>t</sub>. Dosahovaný tepelný výkon zatěžoval palivo více, než tomu bylo u jiných reaktorů. Vysoký výkon znamená vyšší radiaci a vyšší radiace zapříčiní nižší životnost grafitu, a proto bylo navrženo řešení konstrukce paliva na bázi disperzních elementů rozprostřených v matrici grafitu. Jednotlivé segmenty paliva byly zhotoveny do tvaru koule. Systém výměny paliva byl proveden následovně. V horní části nádoby bylo umístěno zařízení, které mělo za úkol vyjmát již použité palivo z AZ. V dolní části reaktoru, aby byl zajištěn stálý počet palivových elementů, se nacházelo zařízení pro doplňování čerstvého paliva. Výhoda takto uzpůsobeného principu výměny paliva byla v kontinuální výměně za plného provozu reaktoru [1].

Další návrh konstrukce paliva pro MSGR byl vyhotoven v ústavu INET (*Institut Nuclear Energo-Technology*), kde byl zpracován návrh na palivo ve formě šestiúhelníkových tyčí s disperzními částicemi. Tyto částice byly rozptýleny v celém objemu tyče. Uprostřed palivových tyčí byly vyhotoveny díry, které sloužily pro proudění chladiva, pro zasunutí regulační a havarijní tyče v případě potřeby. Bezpečnost byla zaručena tím, že regulační a havarijní elementy plavaly na AZ a při ztrátě proudění se automaticky zasunuly do AZ. U tohoto konceptu byla na první pohled patrná nevýhoda, jelikož se nad AZ nacházel obrovský objem roztavených solí, který sebou přiváděl řadu negativ (velká nádoba reaktoru atd.)[1].

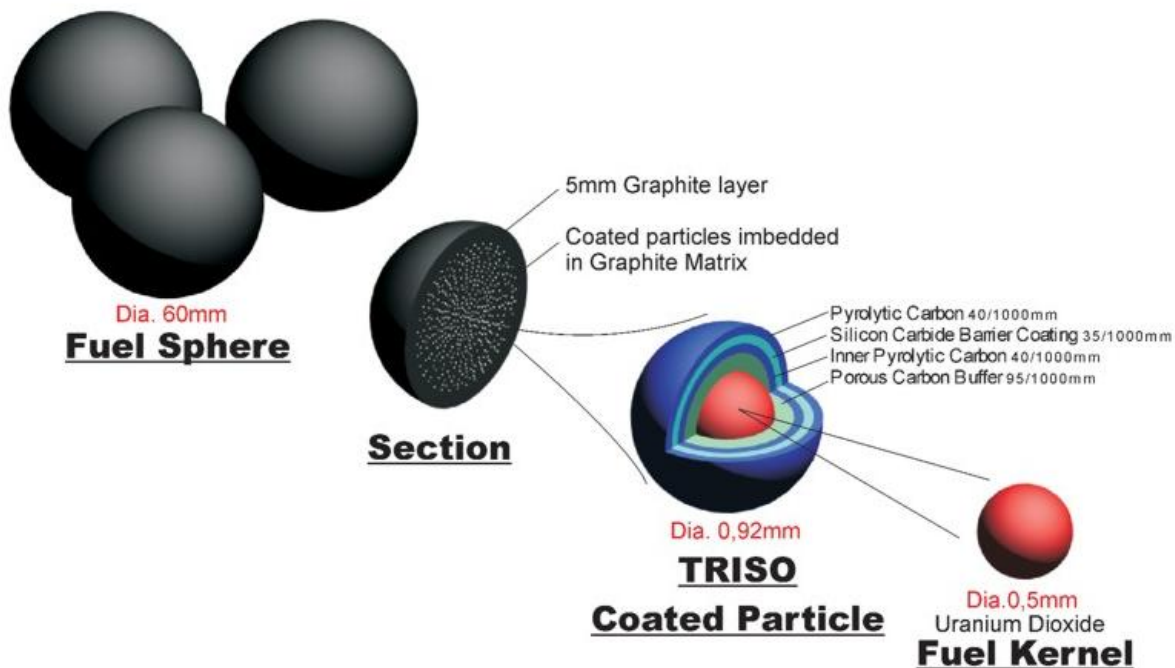
S dalším návrhem pro uspořádání a tvar paliva přišel *Kurčatovský* institut Moskva, který se držel již ozkoušeného kulového tvaru. S tím rozdílem, že nebude použito palivo ve formě disperzních částic roztroušených grafitů, ale v tomto případě bude grafit sloužit jako obálka o průměru 6 cm, která v sobě skrývá vnitřní část s mikropalivem o průměru 1 cm [1].

Palivo, které prošlo výrazným evolučním pokrokem a je v dnešní době využíváno, se nazývá TRISO. Bylo vyvinuto pro reaktory FHR (AHTR). Jedná se o palivo, které je složeno z několika vrstev a je vyhotoveno buď v kulovitěm tvaru, nebo ve formě prizmatických tyčí.

### 5.5.1 Palivo TRISO - kulovitý tvar

TRISO kulovitého tvaru má vnější průměr 30 mm. Tato koule v sobě skrývá tři vrstvy. Na výrobu jádra o průměru 1.6 mm je použit grafit. Kolem jádra se nachází prstencová mezivrstva grafitové matrice o přibližné tloušťce 4, 5 mm, která již obsahuje palivo TRISO. TRISO, které je hustě rozptýleno v mezivrstvě, je obaleno dalšími 4 ochrannými vrstvami, které zabraňují, díky svému složení, únikům nebezpečných štěpných produktů. Samotné palivo, které je složeno z karbidu uranu  $UC_{0,5}O_{1,5}$ , dosahuje průměru 0,425 mm a úroveň obohacení okolo 10%. Pro bližší porozumění je zde umístěn Obr. 3, kde jsou popsány jednotlivé vrstvy paliva.

Výhoda tohoto provedení se nachází v nižší spotřebě paliva na jednotku energie. Díky několika vrstvám se snižuje možnost zneužití štěpných produktů ( $Pu^{241}$  a jiné) obsažených v palivu. Tím se zvyšuje celková bezpečnost konceptu reaktoru. V porovnání s lehkovodními reaktory obsahuje vyhořelé palivo nižší úroveň plutonia, které má navíc menší izotopické složení. V případě důkladného rozboru bezpečnosti paliva TRISO, zejména v oblasti dlouhodobého ukládání již vyhořelého paliva, je ověřeno, že částičky paliva jsou neobyčejně rezistentní vůči okolí (voda, vzduch)[9].

**FUEL ELEMENT DESIGN FOR PBMR**

Obr. 3 Palivo TRISO kulový tvar [24]

**5.5.2 Palivo TRISO - tyčový tvar**

Kulovitý tvar paliva TRISO v reaktorech FHR není jedinou možnou variantou. Existuje koncept paliva ve tvaru prizmatických tyčí. Zásadním rozdílem mezi těmito tvary je možnost uspořádání paliva v AZ. U koulí vzniká spousta hluchých míst v AZ, kde rozmístění palivových elementů je provedeno pouze nasypáním do prostoru kulové lóže. Oproti koulím je u prizmatických tyčí rozložení mnohonásobně lepší. U tohoto systému lze lépe vyladit poměry mezi chladivem, palivem a moderátorem. Také proudění skrz palivo je příznivější pro výměnu tepla mezi palivem a chladivem, a díky tomuto provedení se dosáhne vyšší účinnosti v PO. Nevýhoda, která se zde vyskytuje, je technologicky náročný systém výměny paliva. Pokud řešíme plynem chlazený reaktor, tyče se zasouvají díky gravitaci. Na rozdíl u reaktoru s roztavenými solemi je ještě potřeba využít nějaké jiné technologie k zasunutí, neboť sole dosahují velmi vysoké hustoty a v důsledku toho jsou tyče nadlehčovány. Vzniklý problém lze řešit několika způsoby. Jeden z nich je zvýšit hustotu tyčí, kdy na povrch nanese SiC. Odlišný způsob je navrhnout podpůrný mechanismus, který tyče dopraví do potřebných míst. Další podmínkou při řešení systému výměny paliva je nutné zajistit výměnu za kapalného stavu chladicího média. Například u fluoridových solí se teplota pohybuje kolem 600°C. Rozměry palivových tyčí jsou také omezené, a to na 2 m. Při řešení AZ vyššího výkonu platí pravidlo, čím větší výkon požadujeme, tím větší rozměry AZ nám vychází a při omezené délce paliva jsme nuceni paliva skládat v blocích nad sebe. Samotné bloky se slinováním jednotlivých látek do sebe a na povrchu vytvoří tepelně a mechanicky odolný sklo grafit[10].





Obr. 4 Palivo TRISO – tyčové provedení [10]

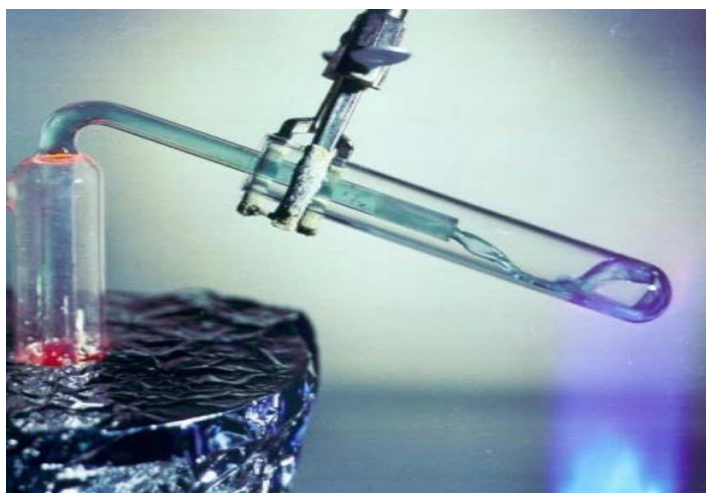
### 5.5.3 Tekuté palivo

Naposledy uvedený návrh paliva se nepochobá ani jednomu již zmíněnému systému. Nelze mluvit ani o konstrukci tvaru paliva, nýbrž se stalo součástí chladícího média. Mluví se zde o palivových roztavených solích. Fluoridové soli sehrávají v konceptu, který tento systém využívá, důležitou úlohu. Plní hned několik funkcí. Hlavní funkce jsou tři. První z nich je, že FRS umožňují dokonale rozložení paliva v médiu a slouží jako jeho nosič. Do druhé funkce jsou zahrnuty neutronové vlastnosti, kdy FRS zastupuje úlohu moderátoru. Třetí funkce vyplývá z přenosu tepla, kdy FRS odvádí tepelnou energii vzniklou v AZ sekundárnímu okruhu. Tyto tři zmíněné charakteristiky FRS nejsou zdaleka jediné. Měli by splňovat další konkrétní požadavky na ně kladené, které se vztahují k chemickým, hydraulickým, tepelným a neutronovým vlastnostem. Palivový systém solných reaktorů MSR (Molten Salt Reactor) je postaven nejčastěji na využití fluoridových solí, protože jejich úroveň absorpce je velice příznivá. Paliva pro MSR musí splňovat důležitou podmínku, aby byly složeny z prvků, které disponují velmi malým účinným průřezem pro záchyt neutronů. Médium musí být schopno pojmout (rozpustit) více jak potřebné množství paliva využívané pro dosažení kritického stavu a to i za teplot, které jsou výrazně nižší než teplota na výstupu z výměníku. Směsi FRS by měly být charakterizovány svou vysokou tepelnou stabilitou. Následují vhodné hydraulické a tepelné vlastnosti pro teplotnosnou látku. Důležitá konstrukční podmínka pro bezpečný provoz reaktoru je, aby FRS byly chemicky netečné vůči moderátoru, palivu a konstrukčním materiálům objevující se v PO. Štěpná reakce také nesmí nějak ovlivnit FRS, proto je vyžadována vysoká tepelná radiační odolnost. Štěpnou reakcí se emitují neutrony, které aktivují prvky ve FRS a dále se při reakci uvolňují štěpné produkty, které dostávají do

složení FRS. Medium musí být schopno se s tímto záporným jevem s dostatečnou rezervou vyrovnat a s nahromaděnými štěpnými produkty pracovat bez výrazné změny nezbytných vlastností pro bezpečný provoz MSR [12].

FRS s rozpuštěným palivem se skládá z matrice roztavených solí, ve které je rovnoměrně rozptýlen štěpný materiál, například izotopy  $^{233}\text{U}$ ,  $^{235}\text{U}$ ,  $^{239}\text{Pu}$  nebo aktinidy vyššího řádu a v podobě tetrafluoridů nebo trifluoridů. Tento systém skrývá jednu nespornou výhodu oproti ostatním konceptům. Dokáže relativně snadno odfiltrovat vzniklé nežádoucí produkty a tím palivo udržovat kontinuálně čisté. V důsledku toho je neustále udržovaná vysoká efektivita provozu JR.

Tento koncept reaktoru se prováděl již kolem roku 1960 v Oak Ridge National Laboratory v USA a nazýval se Molten-Salt Reactor Experiment (MSRE). Tento reaktor pracoval s kapalným fluoridovým palivem, které bylo složeno ze  $\text{LiF}$ ,  $\text{BeF}_2$ ,  $\text{ZrF}_4$  a  $\text{UF}_4$ . Celá AZ se skládala z několika částí, uvnitř se nacházeli grafitové tyče, které měly v sobě otvor pro obíhající tekuté palivo  $\text{U}^{235}$  v podobě  $\text{UF}_4$ . Reaktor sloužil pouze jako výzkumný, pro ověření nové metody, zdali je schopna energetického provozu a také jestli navrhnutá konstrukce vydrží. Dále se jednalo o zkoušky, které měly potvrdit nebo vyvrátit, zdali tento systém, využívající roztavené soli s anorganickými fluoridy, bude schopen dlouhodobého provozu s velkou mírou stability. Výsledky, které byly v průběhu testování dosaženy, byly více než uspokojivé[11].



Obr. 5 Fluoridová sůl [25]

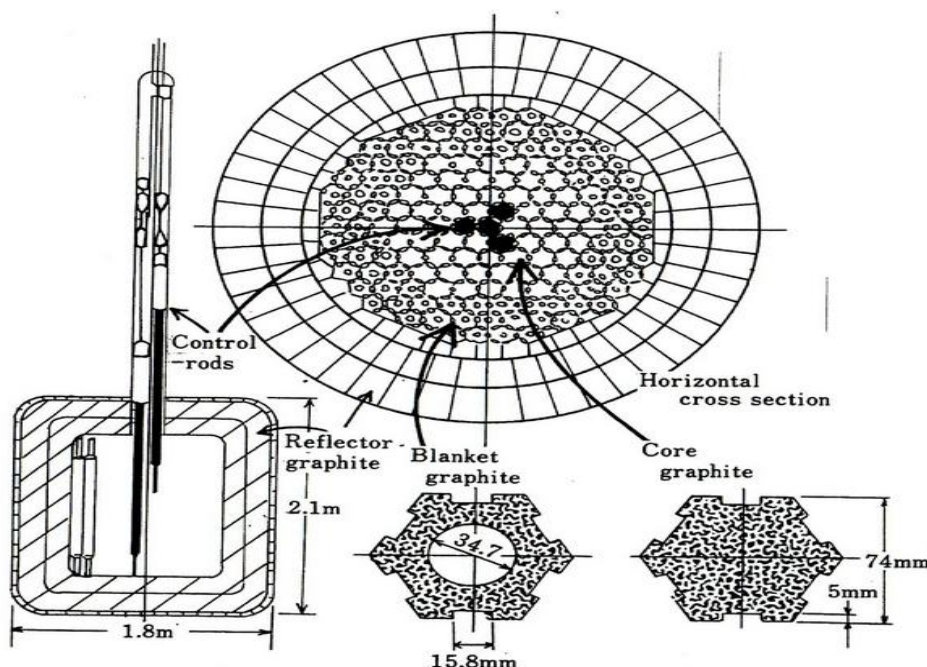
#### 5.5.4 Vybrané provedení

V tomto zpracovávaném projektu byla vybrána koncepce paliva tyčového provedení s pravidelnou šestiúhelníkovou podstavou. Tyto tyče se skládají z grafitu, do kterého jsou v celém objemu rozptýleny TRISO částice. Každá TRISO částice obsahuje uran  $\text{U}^{235}$  o velikosti 0,35 mm, který dosahuje úrovně obohacení 19,9%  $\text{U}^{235}$ . Uprostřed palivové tyče se nachází kruhová díra o průměru 20 mm, která slouží k průchodu chladiva, kde dochází k výměně tepla mezi palivem a chladivem nebo zastává úlohu bezpečnosti tím, že se do ní zasouvá v případě potřeby regulační nebo havarijní tyč. K rovnoměrnému předání tepla

z paliva do cirkulující soli je nutné přidat ještě nějaké otvory. Ty se nachází na každé stěně ve formě drážky, která je uzpůsobena do obdélníkového charakteru. Vnitřní rohy těchto drážek jsou zaobleny do rádiusů  $r = 0,5 \text{ mm}$ . Ty napomáhají k rovnoměrnějšímu proudění chladiva skrz palivo a také ke kvalitnější výměně tepla. Jejich rozměry nejsou voleny bezúčelně. První faktor je, jak již bylo zmíněno výše, kvůli dokonalejšímu přenosu tepla z paliva do chladiva. Další limitující faktor je průtočnost chladiva AZ. Aktivní zóna by neměla způsobovat velký odpor, proto rozměry otvorů jsou navrženy ve vhodné velikosti. Návrh velikosti otvorů, pro dosažení co nejmenšího odporu, zahrnuje vyhodnocení vlastnosti chladiva (vazkost) při provozní teplotě a rychlost proudění chladiva. Výpočet rychlosti proudění je uveden ve výpočtové části této práce. Prvky, vybrané pro výrobu paliva, jsou takřka k solím chemicky netečné. Grafit se solemi nereaguje a to platí i za vysokých teplot. Z této schopnosti grafitu odolávat nepříznivým podmínkám je možné usoudit, že vybraná koncepce pro tento projekt je vhodná.

## 5.6 Rozložení paliva v AZ

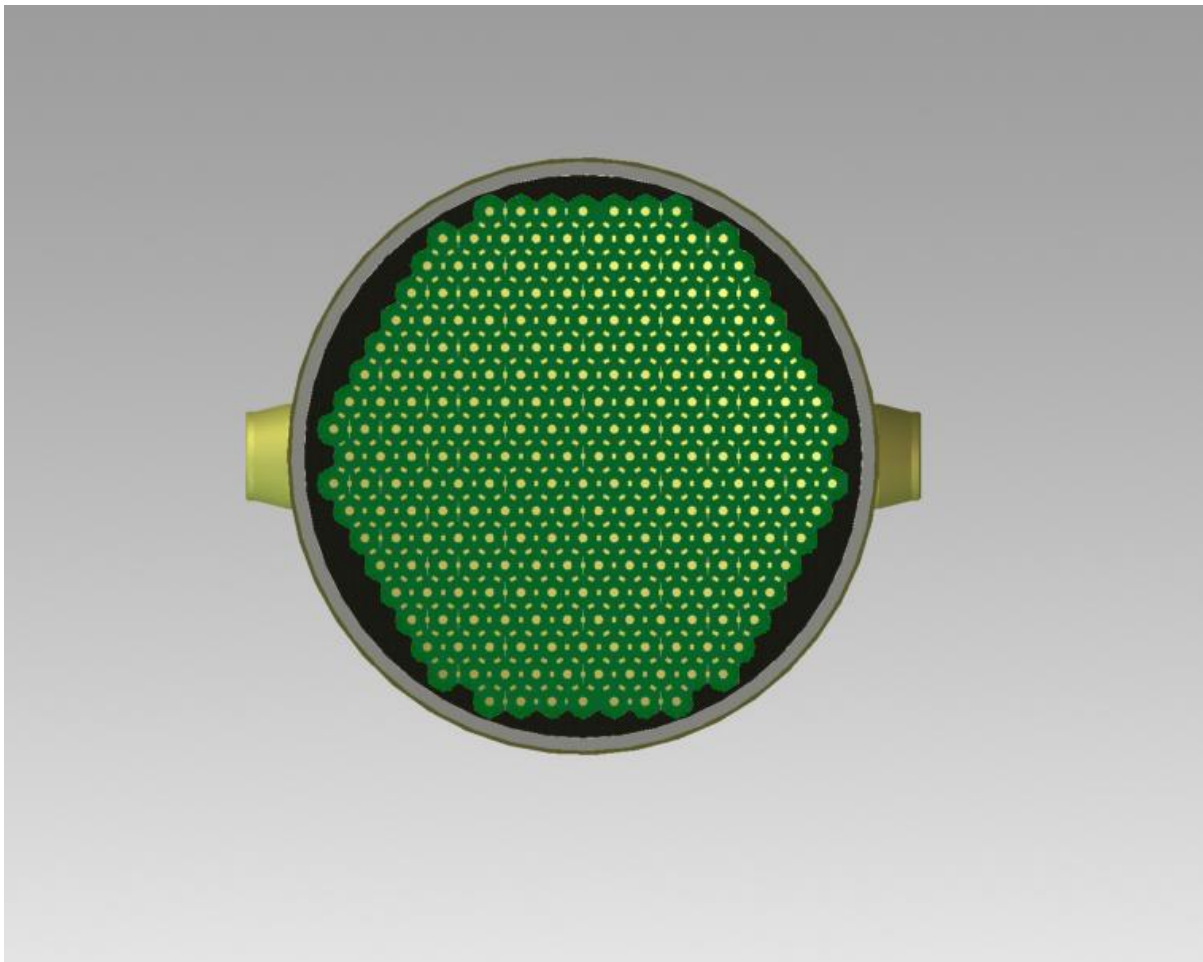
Vnitřní uspořádání AZ je jedna velká nezodpovězená otázka. Neustále se hledají nové a nové návrhy pro příznivější rozložení paliva z hlediska využití potenciální energie. Každé koncepci reaktoru odpovídá odlišné uspořádání aktivní zóny. Nelze ani říci, že shodný typ reaktoru obsahuje shodnou konstrukci AZ. V dnešní době se naskytuje mnoho již prověřených možností. V tomto projektu byl zvolen tvar paliva a to v podobě šestistranných tyčí. Tím se naskytnuté možnosti značně ztenčily. Jako vhodná alternativa pro uspořádání se jeví rozložení AZ podle *Furukavi*, které svým charakterem dosahuje vynikající účinnosti. Pro ukázkou zde uveden obrázek 6.



Obr. 6 Tvar palivových tyčí – *Furukava* [26]

Palivové tyče budou uloženy v AZ, která bude mít kruhový charakter. Dle tvaru tyčí (šestistranné) ji nelze dokonale zaplnit. Její zaplnění bude realizováno dle Obr. 7. Prázdna

místa kolem palivových tyčí se vyplní grafitem pro zdokonalení moderace a také pro plnění funkce reflektoru.

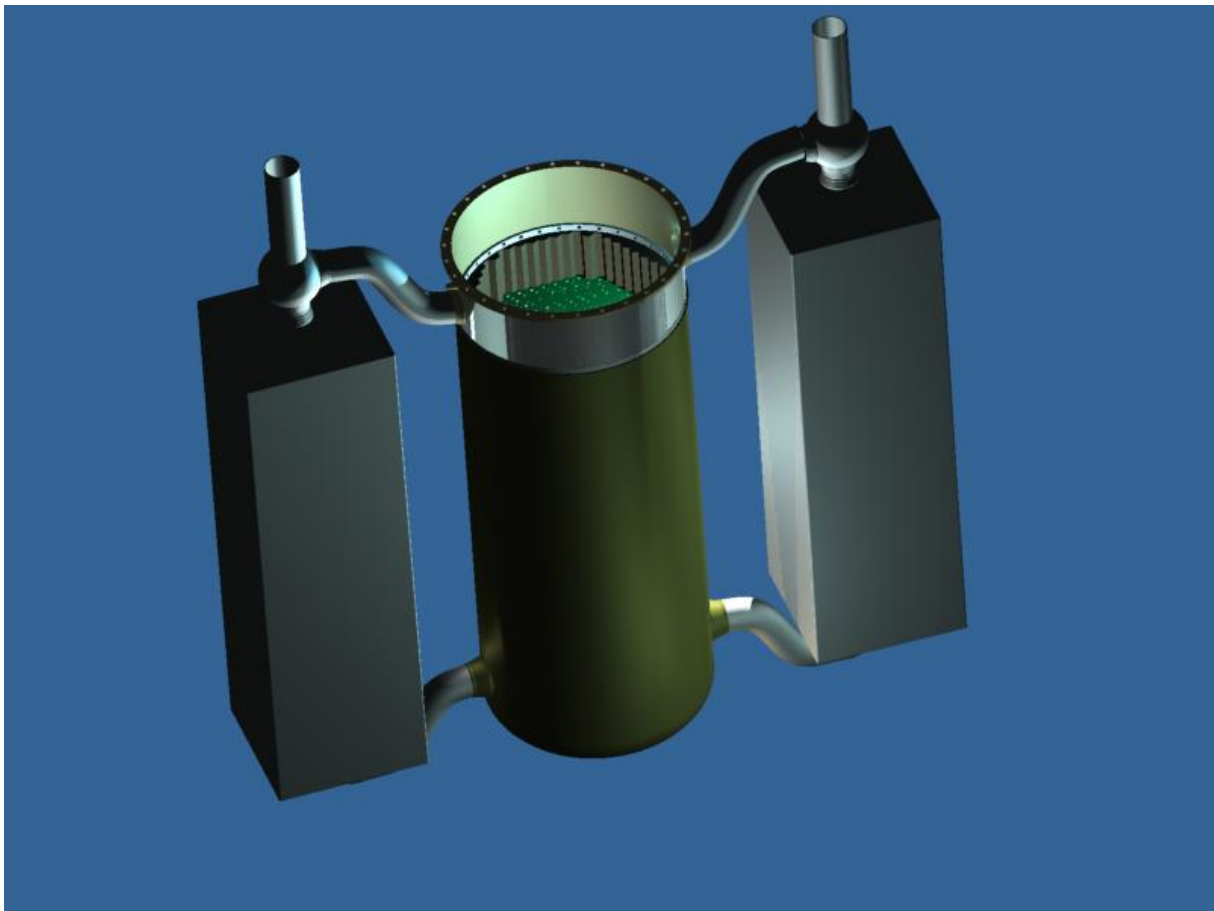


Obr. 7 Zaplnění aktivní zóny

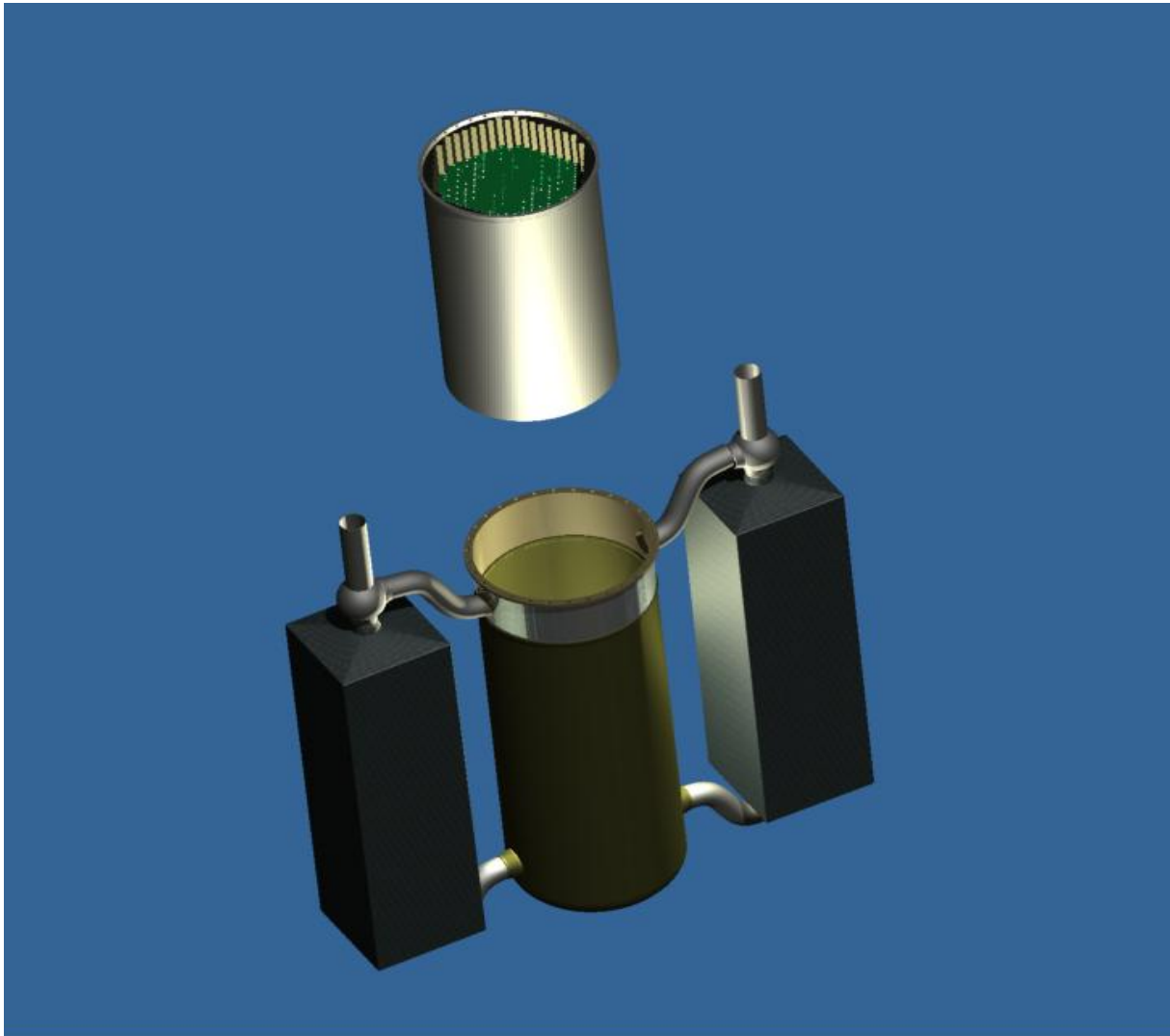
## 5.7 Technologie výměny paliva

Systém výměny paliva je projektován na kompletní výměnu paliva po uplynutí provozní kampaně. Délka kampaně bude, dle návrhu, trvat 8 let. Takto nezvykle dlouhá kampaň v porovnání s JE v České Republice a jinde ve světě, které se nyní pohybují kolem délky 4 let, může být uskutečněna díky vysokému stupni obohacení paliva. V zásadě platí pravidlo, čím více obohacené palivo používáme, tím déle jsme schopni využívat potenciální energii, obsaženou v jaderném palivu. Samozřejmě, že tento pohled nezahrnuje několik dalších faktorů, například rozložení reaktivity v AZ po několika letech provozu a mnoho dalších. Lidstvo ve vývoji reaktorů s vysokým obohacením paliva již získalo mnoho zkušeností. Tento typ paliva se používá mimo jiné mnoho let v jaderných ponorkách a letadlových lodích. Doba trvání kampaně 8 let přináší s sebou další otázku, jestli grafit odolá působení záření a neustálému ataku neutronů. Jak již bylo zmíněno v jedné z předcházejících kapitol, v grafitu nastává radiační poškození, které díky hromadění energie vyvolá tzn. *Wignerův jev*. Dochází ke změnám struktury v krystalické mřížce a to vede ke změnám rozměru paliva (nabobtnávání paliva). V důsledku toho nelze využít osvědčený systém

výměny paliva, jaký se nachází na standardních reaktorech typu PWR a VVER, kdy při odstávkách se mění jednotlivé palivové kazety za nové nebo se pouze přeskládají. Částečná geometrická změna rozměrů palivových tyčí brání v jakémkoliv rozebrání AZ. Na tento negativní stav, lze reagovat tím, že po skončení kampaně bude celá AZ vyndána a nahrazena za novou. K této technologii výměny je navržnuta optimální kombinace konstrukce koše a tlakové vnitřní nádoby AZ, která umožňuje proces výměny paliva kdykoliv opakovat viz Obr. 8, 9. Koš s palivovými tyčemi je pouze položen na elementech vnitřní tlakové nádoby a v horní části koše se nachází vnitřní vybrání viz příloha výkres koše 1-001, které slouží pro vnitřní uchopení manipulačními čelisti. Tyto dva prvky zaručují bezproblémovou manipulaci AZ a bez použití náročné technologie.



Obr. 8 Reaktor zavezený palivovými tyčemi



Obr. 9 Reaktor v průběhu výměny paliva

## 5.8 Reflektor

Při provozu reaktoru vzniká velké množství neutronů, které by volně unikaly z AZ nebýt jednoho vloženého elementu, který se nazývá reflektor. Tento prvek se vkládá kolem AZ z toho důvodu, že odráží štěpnou jadernou reakcí vzniklé zpět do míst AZ. Tímto jednoduchým principem se využívá prakticky maximum vzniklých neutronů. Díky tomuto systému se řádově zvýšilo využití energetického potenciálu paliva. Vyskytuje se několik prvků, které se díky svým vlastnostem dají použít jako reflektor, ale jak již bylo několikrát zmíněno, každý prvek není vhodný pro určitý reaktor.

### 5.8.1 Obecné předpoklady pro reflektory

- dosahují velkého účinného průřezu pro rozptyl  $\Sigma_s = 1/\lambda$
- dosahují malého účinného průřezu pro absorpci neutronů  $\Sigma_a = 1/\lambda_a$
- dosahují velké hodnoty středního logaritmického dekrementu energie

$\lambda_\sigma$  – dráha neutronu

$\lambda$  – střední volná dráha pro rozptyl

U reflektoru se v zásadě využívá stejných materiálů jako u moderátoru (Be, grafit, BeO) [2]

### 5.8.2 Zvolený reflektor

V našem případě zde vyčnívají dvě omezující hlediska, která je nezbytně nutné brát na vědomí. První z nich je vysoká provozní teplota reaktoru a druhé hledisko je chemická agrese roztavené soli. Těmto omezujícím faktorům nejlépe odolá grafit. Další výhodou použití grafitu pro reflexi je jeho snadná obrobitelnost, díky které se snadno aplikuje do veškerých potřebných míst v NR.

## 5.9 Moderátor

Prvky používané pro moderaci jsou výjimečné tím, že s malými ztrátami zpomalují rychlé neutrony, vzniklé při štěpení. Rychle letící neutrony ztrácí svou energii při interakci s jádrem moderátoru. Účinnost zpomalování neutronů je dána atomovou hmotností jádra. Čím lehčí jádro obsahuje daný prvek, tím lépe odebírá kinetickou energii rychle letícím neutronům. Nejvhodnější prvek k moderaci by byl takový, který zpomalí rychle letící neutron během první srážky s jádrem moderátoru na požadovanou úroveň (tepelná úroveň). Tato idea není zcela splnitelná, proto se využívá prvků, které zpomalí neutrony na co nejkratší dráze od doby vzniku v AZ.

**Moderátor musí splňovat několik důležitých vlastností.**

- Moderátor má mít velkou pravděpodobnost pro rozptylovou srážku neutronů, musí mít velký účinný průřez  $\Sigma_r$
- Dobrý logaritmický úbytek na jednu srážku  $\xi$  tzn. velká ztráta energie neutronů na jednu srážku s jádrem moderátoru
- Musí mít dobrou zpomalovací schopnost. Ta se dá vyjádřit pomocí součinu  $\Sigma_r \cdot \xi$
- Požaduje co nejmenší účinný průřez pro absorpci
- Musí mít požadovanou hustotu

Prvky vhodné pro moderaci a jejich vlastnosti popisuje tabulka 2

Moderátor	logaritmický	účinný průřez	zpomalovací	účinný průřez	koeficient
-----------	--------------	---------------	-------------	---------------	------------

	dekrement $\xi$ [l]	rozptylu $\sum r$ [m <sup>-1</sup> ]	schopnost $K1 = \xi \sum r$ [m <sup>-1</sup> ]	absorbce $\sum a$ [m <sup>-1</sup> ]	zpomalení $K2 = K1/\sum a$ [l]
H <sub>2</sub> O	0,925	164	150	2,2	70
D <sub>2</sub> O	0,504	35	18	$9,5 \cdot 10^{-3}$	21 000
Be	0,206	74	16	$1,1 \cdot 10^{-1}$	150
BeO	0,173	66	11	$6,2 \cdot 10^{-2}$	180
grafit	0,148	39	6,3	$3,7 \cdot 10^{-2}$	170
polyfenoly	0,4 - 0,5	150	64	$6,4 \cdot 10^{-1}$	cca 100

Tab. 2 Vlastnosti vybraných moderátorů [2]

Před konkrétním zvolením prvku moderátoru se musí zvážit všechny aspekty, které ovlivňují řadu vlastností reaktoru. Různé prvky disponují různými fyzikálními, mechanickými a jinými vlastnostmi. Pokud se zaměříme na kapalné moderátory (H<sub>2</sub>O, D<sub>2</sub>O) a jak se dané prvky chovají za zvýšených teplot, zjistíme, že nastává negativní jev odpařování. Tento nepříznivý jev vyžaduje výraznější chlazení. Další negativní vliv na kapalné moderátory se objevuje díky probíhající radiaci. Rozsah kritérií, která jsou potřeba při volbě zvážit, není málo. Navíc se požadavky na moderátor mění typ od typu reaktoru. Je tedy nezbytné stanovit požadavky na každý koncept reaktoru zvlášť [2].

### 5.9.1 Vyhodnocení moderátoru

Požadavky na námi vybraný typ reaktoru se odvíjí od vysoké požadované teploty, která se bude nacházet v AZ. Dále musíme zhodnotit reakce zvoleného chladiwa s moderátorem. Toto hledisko vyřazuje hned několik variant. Roztavená sůl negativně reaguje s kapalnými moderátory a díky vzájemné interakci dochází ke korozi ostatních materiálů. Další negativní stránka kapalných moderátorů se objevuje za zvýšených teplot, kdy se při zvýšení teploty zvýší také tenze par chladiwa. Na tento vzniklý jev se reaguje zvýšením intenzity chlazení moderátoru. Další možností jsou polyfenolové moderátory, které nedosahují za provozu velké tenze par. Bohužel, i tato možnost není vhodná hned z několika hledisek. Polyfenoly jsou poškozovány díky působení radiačního a tepelného rozkladu. Vzhledem k délce kampaně, která bude dosahovat 8 let, by se polyfenoly značně poškodily. Teplota provozu reaktoru se nachází daleko za hranicí možností polyfenolů. S ohledem na bezpečnost provozu jsou tyto možnosti vyřazeny.

Zbývají již pouze pevné moderátory. Dle Tab. 2 je zřejmé, že Beryllium značně převyšuje svými hodnotami v tomto výčtu vlastností ostatní prvky. Pokud by se vybral tento prvek, celý projekt by byl značně prodražen.

Zůstala poslední možnost, která vyhovuje požadovaným parametrům, využít pro moderaci grafit. Tento prvek je mnohem cenově dostupnější nežli beryllium, díky jeho častějšímu výskytu v přírodě. Dále vyniká svou dobrou tepelnou vodivostí, mechanickou odolností a dobrou obrobiteľností. Díky jeho dobré obrobiteľnosti se snadno vyrobí i komplikovaný tvar moderátoru. Zadaným provozním parametrům dokáže grafit hravě odolat.



Grafit skrývá i negativní vlastnosti, na první pohled nevýrazné. Při ozařování grafitu neutrony a gama zářením, dochází ke změně krystalické struktury a následkem toho se změní i parametry buňky krystalu. Tento nežádoucí jev, který se nazývá radiační růst, se pojí s částečnou změnou rozměrů moderátoru. Tento problém je vyřešen tím, že po uplynutí kampaně se celá aktivní zóna, včetně moderátoru, vymění za úplně novou. V tom případě nám malé změny rozměrů příliš nevadí.

## 5.10 Chladiva

Chladiva slouží pro odvod tepla vzniklé jadernou reakcí z AZ, popřípadě i jiných částí, které za chodu reaktoru absorbují část vzniklé tepelné energie (moderátoru, regulačních tyčí atd). Aby médium bylo použito pro chlazení AZ, musí splňovat určité předpoklady typické pro chladiva.

### 5.10.1 Obecné vlastnosti chladiv:

- Dobré tepelné vlastnosti (vysoké měrné teplo a dobrou tepelnou vodivost)
- Pro pohyb v chladicím systému je vyžadována nízká spotřeba energie
- Vysoká úroveň tepelné stability
- Vysoká odolnost média proti vlivu radiačnímu záření
- Kombinace vysokého bodu varu s nízkou teplotou tavení média
- Nízký absorpční průřez
- Nízká korozní agresivita
- Nízká cena

Tyto zmíněné vlastnosti, v odlišných hodnotách, splňují různá média, která mohou mít rozdílné skupenské fáze. Samozřejmě nelze brát zcela v úvahu skupenství pevné. Tento systém chlazení by nedostatečně odváděl teplo z AZ.

### 5.10.2 Možné alternativy chladiva

#### 5.10.3 Plynná chladiva

Na světě již existuje mnoho reaktorů, které využívají pro odvod tepla kapaliny, a dále se také nalézají mnoho reaktorů, které jsou chlazeny plyny. Každý chladicí element má své výhody a nevýhody. Plynná chladiva (He, CO<sub>2</sub>) oplývají dobrou korozivzdorností, mezi tyto plyny nemůžeme řadit vzduch. Tato směs plynů za vyšších teplot se vyznačuje vysokou agresí na většinu materiálů, používaných v reaktoru. Další negativní vlastností objevující se u plynů je vysoký provozní tlak. Plyny hůře odvádějí teplo, aby se předcházelo velkým energetickým ztrátám, je potřeba plyn výrazně stlačit a ohřát. Tyto vlastnosti kladou zvýšený vliv na konstrukci reaktoru, kde jednotlivé komponenty a části zařízení musí být na dané tlaky dimenzovány, aby dokázaly odolat nejen samotným provozním podmínkám, ale i mimořádným situacím. Do těchto neplánovaných stavů spadají i projektované havárie a těm by se měl samotný reaktor také vyrovnat. To vede k mohutnějším konstrukcím, které jsou následně mnohem nákladnější a tedy ekonomicky nevýhodné. Na základě zjištění těchto negativních faktů se pro chlazení AZ, u námi řešeného případu plyny nevybraly [2].

### 5.10.4 Kapalná chladiva

Kapalná chladiva oproti plyným chladivům se vyznačují všeobecně lepší schopností odvádět teplo. Naopak plyná chladiva na rozdíl od kapalných jsou prakticky bez korozního působení na materiály konstrukce. Mezi kapalná chladiva řadíme vodu (lehkou H<sub>2</sub>O a těžkou D<sub>2</sub>O) a organické sloučeniny. Voda vykazuje velmi dobré tepelné vlastnosti a je možné jí také použít v podobě moderátoru. Tepelná vodivost se nachází přibližně uprostřed mezi tekutými kovy a plyny. U každého použitého média je snahou dosáhnout co nejvyšší možné účinnosti. V případě vody je nutné pro dosažení vyšší účinnosti pracovat za vysokých teplot a tlaků, kde při rostoucí teplotě roste i úroveň tenze par. V důsledku toho je potřeba úměrně dimenzovat PO a tento efekt se nepříznivě projeví ve vynaložených nákladech na výstavbu. V průběhu provozu reaktoru dochází vlivem tvořící se radioaktivního prvku N<sup>16</sup> k výrazné aktivaci vody. Tab. 3 jsou uvedeny kritické parametry vody.

Parametr	D <sub>2</sub> O	H <sub>2</sub> O
Kritická teplota [°C]	371,5	374,2
Kritický tlak [Mpa]	22,438	22,129
Kritická hustota [kg·m <sup>-3</sup> ]	338	307

Tab.3 Kritické parametry D<sub>2</sub>O a H<sub>2</sub>O [2]

Organické sloučeniny nemají totožné vlastnosti jako voda. Výrazně se liší v korozní agresivitě vůči materiálům PO a také ve tvorbě tenze par, kde dosažené hodnoty jsou řádově nižší. Avšak organické sloučeniny se nedají použít za teplot převyšující 400°C kvůli pyrolýze [2].

### 5.10.5 Tekuté kovy

FRS není jediný druh média, který se dokáže vypořádat s takto nepříznivými podmínkami. Lze také použít tekuté kovy, které umožňují dlouhodobější provoz reaktoru. Tento koncept s tekutým kovem jako chladivo dokonce již byl v minulosti úspěšně provozován a byl vybrán mezinárodním forem GIF mezi šestici reaktorů, u kterých bude nadále probíhat vývoj. U těchto chladiv je obecně známo několik výhod: vynikající odvod tepla, nerozkládají se zářením, vysoký bod varu, možnost provozu do vysokých teplot, pohybující se kolem 800°C až 1600 °C, za relativně nízkých tlaků. Tento rozptyl nesplňují samozřejmě všechny prvky, ale jen vybrané.

Tekuté kovy neoplývají jen kladnými vlastnostmi. Způsobují značnou korozi materiálů, se kterými přijdou do styku. Navíc některé kovy obsahují prvky, které při absorpci neutronů se stávají aktivními a jsou zdrojem radioaktivity. Na tento negativní efekt musí reagovat patřičně konstrukce PO, u které se komplikuje stínění. Dalším záporným jevem vyskytujícím se u TK, je částečná moderace neutronů, která přispívá do tvorby kritického stavu reaktoru, nutné s tímto jevem počítat při hlavně při spouštění. Jako poslední uvedená nevýhoda je, že v důsledku poklesu teploty tekutý (k bodu tání) kov tuhne.

V případě volby TK pro chladicí systém reaktoru je nutno brát důkladný zřetel na dokonalou čistotu kovu, jelikož většina chtěných nebo nechtěných příměsí zvyšuje jejich korozní agresivitu. Kromě koroze se při provozu projeví také přenos hmoty chladivem z míst,

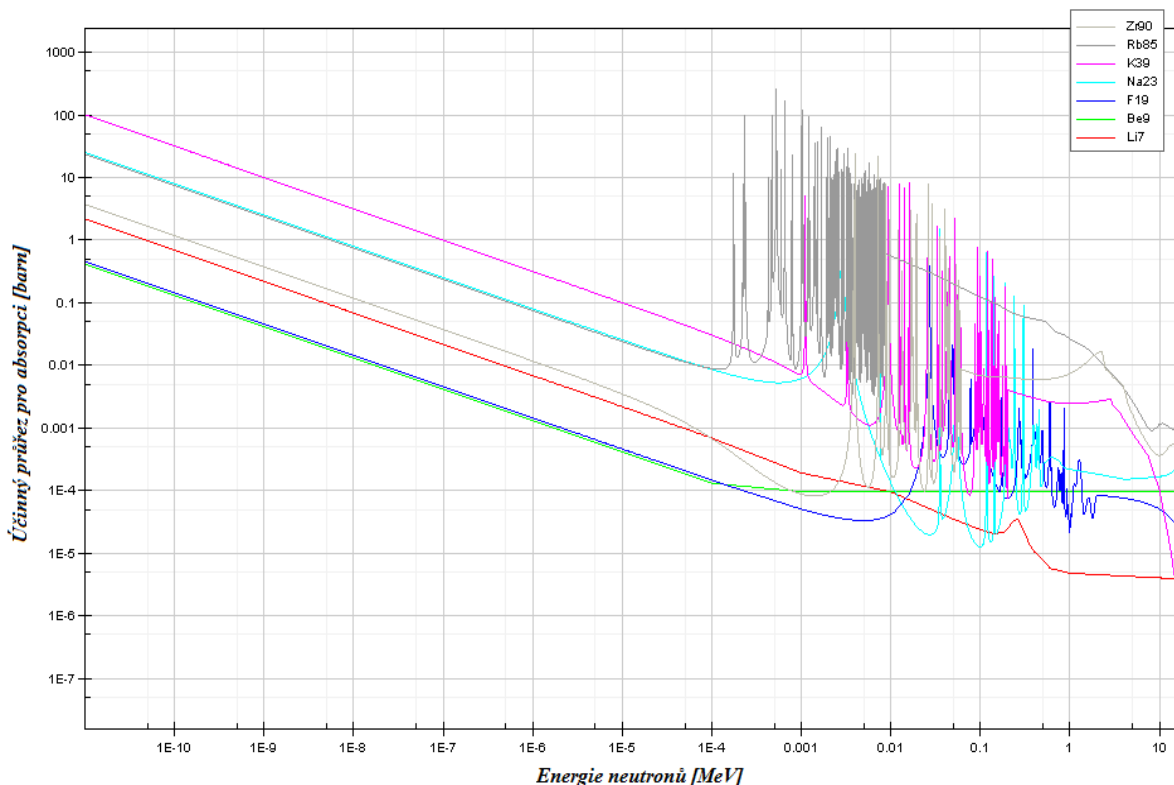
kde jsou teploty vyšší, do míst chladnějších. V důsledku tohoto přenosu nastává zmenšování užitečného průměru potrubí, dále je vyvoláno oduhlíkování oceli, spojování pohyblivých částí a jiné [2].

Cladivo	NaK 78	Pb	Bi	Pb - 55,5 Bi	Hg
Hustota [kg m <sup>-3</sup> ]	847 (100°C) 703 (700°C)	10510 (400°C) 10270 (600°C)	10030 (300°C) 9660 (600°C)	10460 (200°C) 9640 (800°C)	13350 (100°C) 12800 (300°C)
Měrné teplo [J· kg <sup>-1</sup> · K <sup>-1</sup> ]	146,5 (144 - 358 °C)	154,9 (400 - 500°C)	148,2 (400 °C) 166,2 (800 °C)	879,2 -921,1 (200 - 800 °C)	137,3 (100 °C) 136,1 (200°C)
Tepelná vodivost [w· kg <sup>-1</sup> · K <sup>-1</sup> ]	247,0 (200 °C) 263,8 (400 °C)	15,9 (400°C) 15,1 (600°C)	15,5 (400 °C)	-	10 (100°C) 12,6 (200°C)
Teplota tavení [°C]	-11	327,4	271	125	38,87
Bod varu [°C]	784	1737	1447	1670	357

Tab. 4 Tepelné fyzikální vlastnosti kovových chladiv [2]

### 5.10.6 Fluoridové soli

Tuto zvláštní skupinu tvoří zejména směsi lehkých prvků fluoridu lithného a fluoridu berylnatého. Směsi s vhodnými kombinacemi prvků nabývají velice příznivých vlastností a schopností. Dosahují vysoké radiační a tepelné stability s nízkou tenzí par, ale vlastnostmi podobné vodě. Navíc mají velmi dobrou rozpustnost štěpných materiálů U a Th, určené jako palivo pro MSR. Směsi lehkých prvků (prvky s nízkým atomovým číslem) disponují lepšími jadernými, termofyzikálními a chemickými vlastnostmi než soli s těžšími. Soli se dají rozdělit do tří základních skupin FRS. Soli s berylliem BeF, alkalické soli LiF, NaF, RbF a soli zirkonia ZrF. Zvláštní pozornost se musí věnovat zejména alkalickým solím, protože se v jejich směsi objevují dva izotopy <sup>7</sup>Li a <sup>6</sup>Li. Tyto izotopy byť stejného prvku ovlivňují zcela odlišně reaktorovou fyziku. Izotop <sup>6</sup>Li výrazným způsobem pohlcují neutrony kvůli velkému účinnému průřezu pro absorpci a tento aspekt značně ovlivňuje neutronovou bilanci. Oproti tomu <sup>7</sup>Li má účinný průřez řádově nižší. Na základě tohoto jednoduchého rozboru požadujeme co nejnižší procentuální zastoupení <sup>6</sup>Li ve fluoridové směsi. Nelze tedy použít přírodní lithium bez předešlého zpracování, jelikož obsahuje před zpracování 7,5 % <sup>6</sup>Li. Je snahou toto množství snížit na úroveň nižší než 0,1 %. Pro názornost je zde uveden graf, kde jsou porovnány účinné průřezy pro záchyt neutronů prvků vyskytujících se ve FRS.



Obr. 10 Účinné průřezy FRS pro radiální záchyt neutronů [15]

Když se porovnají vlastnosti chladiva  $\text{LiF-BeF}_2$  s nejpoužívanějším chladivem vůbec- vodou ( $\text{H}_2\text{O}$ ), vyplývá, že  $\text{LiF-BeF}_2$  má výrazně (kolem 8x) nižší záchyt neutronu než voda, ale i přesto má voda 4x vyšší moderační schopnost.

Nevýhody spojené s použitím roztavených solí. V případě volby těžkých prvků ve směsi soli se vystavuje reaktor a jeho okolí nebezpečí dlouhodobé radiální zátěže i několik dní po odstávce. Díky vysokým atomovým číslům mají nižší tepelné kapacity, nízkou tepelnou vodivost, velmi významné transmutační a hlavně aktivační produkty. Pokud prvky ve směsi disponují velkým účinným průřezem pro záchyt tepelných neutronů, který přesahuje 1 barn ( $1 \times 10^{-28} \text{ m}^2$ ) dochází k přílišné absorpci neutronů. Koróze způsobená roztavenými solemi na konstrukční materiály je ovlivněna zejména složením soli. Každý jednotlivý prvek se chová odlišně v různém prostředí. U všech solí se zvyšuje korozní působení na materiály, se kterými přichází soli do styku, obzvláště pak u teplot nad  $750^\circ\text{C}$ .

Níže je uvedena tabulka Tab. 5 s několika druhy chladiv, která slouží pro porovnání jednotlivých typů mezi sebou na základě dosahovaných hodnot určitých vlastností.

Coolant	T <sub>melt</sub> (°C)	T <sub>boil</sub> (°C)	Density (kg/m <sup>3</sup> )	Specific Heat (kJ/kg°C)	Volumetric Heat Capacity (kJ/m <sup>3</sup> °C)	Thermal Conductivity (W/m°C)	Kinematic Viscosity (10 <sup>6</sup> m <sup>2</sup> /s)
Li <sub>2</sub> BeF <sub>4</sub> (Flibe)	459	1430	1940	2.42	4670	1	2.9
59.5NaF-40.5ZrF <sub>4</sub>	500	1290	3140	1.17	3670	0.49	2.6
26LiF-37NaF-37ZrF <sub>4</sub>	436		2790	1.25	3500	0.53	
31LiF-31NaF-38BeF <sub>2</sub>	315	1400	2000	2.04	4080	1	2.5
8NaF-92NaBF <sub>4</sub>	385	700	1750	1.51	2640	0.5	0.5
Sodium	97.8	883	82	1.27	1040	62	0.1
Lead	328	1750	10540	0.15	1700	18	0.1
Lead-Bismuth	125	1737	10000	0.14	1400	13	<0.1
Helium, 7.5 Mpa			3.8	5.2	20	0.29	11.0
Water, 7.5 Mpa	0	290	732	5.5	4040	0.56	0.1

7 Managed by UT-Battelle  
for the U.S. Department of Energy

  
S. R. Greene, 20 Sept 10

Tab 5. Porovnání vlastností chladiv PO[16]

Různé druhy chladiv u všech typů reaktorů spojuje téměř ten samý požadavek. Teplo vzniklé štěpnou jadernou reakcí odvádět z reaktoru a předávat ho dál. Nesmí se, ale zapomenout na možnost kombinace paliva a chladiva. Popis tohoto specifické systému je uveden v kapitole paliva.

## 6 Požadavky na soli

Vzhledem k tomu, že chladicí systém, využívající roztavené soli, prochází v této době neustálým vývojem, není doposud ještě známo přesné složení teplosměnné soli pro

aplikaci do primárního nebo sekundárního okruhu. Před zvolením vhodné roztavené soli pro chlazení je nejprve nutné znát její termofyzikální vlastnosti, jejich perfektní znalost je podmínkou pro návrhové výpočty odvodu tepla. Sůl může zastávat v PO dvojí funkci. První možností je kombinace chladiva s rozpuštěným palivem a druhá možnost, která je pro náš řešený případ aktuální, je funkce pouze chladiva. Před samotným výběrem a důkladnou analýzou termofyzikálních vlastností, je nezbytně nutné vyhodnotit obecné předpoklady, které musí daná sůl ve formě chladiva v konkrétním případě splňovat.

Pro libovolnou směs, která je u reaktoru použita pro chlazení AZ, platí skoro téměř stejné požadavky:

## **6.1 Požadavky termofyzikálních vlastností**

### **6.1.1 Vhodné neutronové vlastnosti**

Chladiva by neměla negativně ovlivňovat reakce probíhající v AZ. Neutronová bilance systému by měla zůstat neměnná. Vhodných neutronových vlastností lze dosáhnout ze dvou směrů.

#### **Nízký účinný průřez pro absorpci**

Po soli je vyžadováno, aby co nejméně pohlcovала neutrony. V případě výraznějších ztrát se tento efekt nepříznivě projeví v nutném nárůstu paliva v AZ, aby byl zajištěn požadovaný výkon. Pohlcení má negativní vliv i na samotnou sůl, kde nastává izotopická přeměna původní soli. Díky které se zhoršují neutronické, chemické a v konečném důsledku i provozní schopnosti.

#### **Nízký účinný průřez pro rozptyl**

Nejvhodnějším energetickým spektrem pro transmutaci je epitermální oblast. Nad potřebnou míru velké moderace neutronu není žádoucí.

### **6.1.2 Nízký bod tání**

Pracovní látka musí být v každém možném provozním stavu, do kterého se může jakýmkoliv způsobem dostat, pouze v kapalném stavu. Jedná se o běžné provozní stavy až po havarijní. Pokud médium vyžaduje vysoký bod tání, zároveň je nutné zajistit vysoké provozní teploty. To má za následek zvýšené požadavky na konstrukční materiály, které musí odolat i zvýšeným teplotám. Dále se nesmí připustit zatuhnutí média, proto musí být zajištěn v celém PO ohřev.

### **6.1.3 Vysoký bod varu**

V předcházejících kapitolách již několikrát zaznělo, že vysoký bod varu je prospěšný v mnoha ohledech. Při docílení dvoufázového proudění v PO dochází ke ztrátě funkčnosti systému chlazení. Vyžaduje se tedy v PO pouze jedna fáze. Pokud používáme roztavenou sůl, chceme ji udržet do co nejvyšší teploty kapalnou. Vysoký bod varu umožňuje dosažení vyšší

teploty chladiva a dále snížení hmotnostního průtoku při stejném tepelném výkonu. Navíc s vzrůstajícím bodem varu roste i bezpečnost.

#### 6.1.4 Vysoká měrná tepelná kapacita $C_p$

V případě, že  $C_p$  dosahuje vysokých hodnot, docílíme toho, že při stejném výkonu a ohřevu AZ snížíme potřebný hmotnostní průtok. Tento jev platí i v obrácené formě, pro stejný hmotnostní průtok za stejného výkonu je potřeba nižšího ohřátí chladiva. Fluoridové soli v kapalném stavu dosahují poměrně vysokých hodnot tepelné kapacity. Mohou se porovnávat s vodou při měření schopnosti přenášet teplo. Součin hustoty a tepelné kapacity tekutých solí je téměř srovnatelný se shodným součinem vody. Při srovnání jednotlivých členů se ukáže, že hustota solí (za teploty 850°C – 1862 Kg/M<sup>3</sup>) je prakticky dvojnásobná a tepelná kapacita naopak dvakrát nižší než u vody. Hodnota tepelné kapacity se s měnící se teplotou příliš neliší a v mnoha případech se s touto změnou ani neuvažuje.

#### 6.1.5 Vysoká hustota

Dle vztahu  $\dot{m} = \rho * w * s$  hustota a průřez kanálu určují k hodnotě hmotnostního toku rychlost proudění. V případě, že hustota nabude vyšších hodnot, sníží se rychlost proudění média v PO. Vyšší rychlost chladiva není v FHR reaktorech zapotřebí, jelikož sůl získanou tepelnou energií při průtoku AZ výrazně neztrácí, na rozdíl od plyných chladiv. Nižší rychlost poskytuje několik výhod v neutronice AZ, dynamiky celého PO a pro minimalizaci tlakových ztrát v PO. Důležitým rozhodovacím kritériem při výběru soli je závislost na hustotě média a tlaku. Se zvyšující teplotou chladiva se hustota snižuje. Velká změna hustoty solí zapříčiněná změnou teploty přispívá k lepšímu odvodu tepla přirozenou konvekcí a zlepšuje vlastnosti chlazení. Při vyšší závislosti ( $dp/dp$ ) dochází při vhodném dispozičním uspořádání PO a potřebném směru proudění ke kladnému tlakovému působení, které snižuje tlakové ztráty. S hustotou se pojí nároky pro návrh oběhového čerpadla. Pokud sole dosahují vysoké hustoty, při návrhu čerpadel se musí tento aspekt zohlednit [14].

#### 6.1.6 Nízká kinetická viskozita

Viskozitu ze všeho nejvíc ovlivňuje teplota. Jako další faktor, se kterým se mění její hodnota, změna složení soli. Na charakter proudění má výrazný vliv viskozita. Zda-li bude proudění laminární nebo turbulentní, dále jak bude vypadat rychlostní nebo teplotní profil proudící soli. Pro jejich takřka vyrovnanost se nejvíce hodí silně vybuzené turbulentní proudění. Povahu rychlostního profilu zjišťujeme za pomoci Reynoldsova čísla. Dle jeho definice se snadno dokáže, že pro shodný charakteristický rozměr a shodnou rychlost je lepší docílit co nejnižší kinematické viskozity. Na ztráty třením má snížení kinematické viskozity podobný účinek. Soli, které dosahují nízkého bodu tání, se vyznačují nízkou viskozitou hodnotami od 0,001 přibližně do 5 [14].

#### 6.1.7 Dobra tepelná vodivost

Je vlastnost soli, která se velmi obtížně dá detekovat, ale je naprosto nezbytná pro tepelné výpočty. Při chybně stanoveném součiniteli tepelné vodivosti může docházet

k výrazným chybám, které značně zkreslí výsledky. S určitou nadsázkou lze prohlásit, že se vzrůstající molární hmotností solí se snižuje součinitel tepelné vodivosti. Dále můžeme říci, že sole složené z nižšího počtu prvků s vyšším atomovým číslem například zirkon a rubidium, dosahují kvalitnějšího přestupu než v případě solí těžších. Toto tvrzení nemůže považovat za přesné, pokud se objeví v dané části při přirozené konvekci laminární proudění. V našem případě se, ale vyskytuje pouze proudění turbulentní.

#### **6.1.8 Nízká toxicita chladiva**

Proudící chladivo by nemělo být chemicky agresivní vůči konstrukci, ve které se bude nacházet. V případě, že toto kritérium je z nějakého důvodu do určité míry zanedbáno, je nezbytně nutné nainstalovat v PO detekční systémy na včasné odhalení poruchy. V konečném důsledku by použité médium mělo být co nejméně nebezpečné životnímu prostředí, jak při provozu, tak následnému uložení po odstavení.

#### **6.1.9 Chemická stálost**

Po solích, proudících v PO, je vyžadována chemická stálost. Médium se během provozu v reaktoru nesmí chemicky ani radiačně měnit. V případě výskytu nějakých změn, je nutné vzniklé změny detekovat a odstranit. Tento negativní jev s sebou přináší nárůst výdajů na provoz. teplotněstabilní látka by měla být vyrobena pokud možno v naprosté izotopické čistotě s ekonomickou dostupností.

#### **6.1.10 Nízká tenze par**

Tlak nasycených par ovlivňuje nejvíce složením směsi. Téměř všechny roztavené fluoridové soli se vyznačují více než přijatelnými hodnotami tlaků nasycených par. Jen několik směsí solí s vyšším oxidačním stavem kationové složky, dosahují vysoké úrovně tlaků nasycených par. Existuje pouze několik výjimek ( $ZrF_4$ ,  $BeF_2$ ) roztavených solí, které se přímo hodí pro chlazení PO a nabývají tlaků sytých par více než 140 Pa při 850 °C. Při nízkém tlaku nasycených par se směs zároveň dostává do vyšších hodnot teploty varu. Nízký tlak v PO snižuje nároky na dimenzi potrubí při navrhování. Není tedy žádným tajemstvím, že se hledají při návrhu takové soli, které splňují požadované rozmezí.

Zmíněná kritéria, na základě kterých se navrhuje chladící médium v PO, nejsou vyjmenována všechna. Konkrétní řešení takto závažného úkolu vyžaduje mnohem detailnější rozbor a výzkumy věnované jen této oblasti. Vypsání jednotlivé body nemají stejnou prioritu, některé jsou zcela zásadní a některé méně. Ze zmíněných požadovaných vlastností jasně vyplývá, že návrh soli svou podstatou zahrnuje několik oborů: jaderná fyzika, termomechanika, hydromechanika, chemie, materiálové inženýrství a jiné.



## 6.2 Jaderné vlastnosti

### 6.2.1 Parazitní záchyt neutronů

Při důkladném vyhodnocování veškerých vlivů solí na jednotlivé režimy provozu reaktoru, se nesmí zanedbat jaderné vlastnosti těchto solí. Každá sůl disponuje jinými neutronovými vlastnostmi a také různými dlouhodobými nebo krátkodobými aktivacemi RS v PO. RS je využita pro odvod tepla z AZ a tím její úkol, z hlediska provozu na výkonu, končí. Některá media, která jsou zvolena pro stejný úkol, plní i moderační úkol. Moderátory protékající nebo umístěné v AZ se využívají pro zpomalování neutronů, které následně vyvolají štěpnou reakci. U všech neutronů, ale nedochází jen k moderaci, určitá část neutronů je zachycena někde jinde v AZ (parazitický záchyt) a další část neutronů dokonce z AZ uniká. Záchyt neutronů se uskutečňuje taky v chladicím mediu. Tento negativní efekt se zvětšuje s modernizační schopností daného moderátoru. Například grafit, v AZ jako moderátor v porovnání pravděpodobnosti absorpce s ostatními moderátory nedosahuje takových kvalit jako například voda, a proto dochází k velkému záchytu neutronu v RS a to následně vyvolá její aktivaci. U konceptu využívající grafit a RS, je RS největším parazitním absorberem v AZ. Zvýšenou absorpci je nutné vyrovnat zvýšením paliva v AZ, aby nedocházelo ke ztrátě kritického stavu. Tento děj vedl ke stanovení moderačního poměru – koeficient zpomalení. Tento koeficient je definován jako podíl efektivity zpomalení neutronu v moderátoru ku parazitické absorpci neutronu v daném energetickém rozsahu. Výsledný vztah nabývá na důležitosti při přechodových nebo havarijních stavech, kdy může dojít ke ztrátě chladiva, k varu chladiva, zamezení průtočnosti chladiva a jiné možné stavy. Když dojde k havárii nebo k přechodnému procesu, sníží se výrazně hustota chladiva a ta sebou vede zvýšení reaktivity, proto je snahou co nejrychleji a nejefektivněji zvyšující se reaktivitu eliminovat[14].

$$K = \frac{\xi \Sigma_s \Phi(\Delta E)}{\Sigma_a \Phi(\Delta E)} \quad (1.1)$$

### 6.2.2 Aktivace krátkodobá

Neutron vyzářený při štěpení v AZ, který se zachytí v RS (parazitní záchyt) při průtoku, aktivuje materiály chladiva. Tento proces způsobuje přídavný tok radioaktivních izotopů v PO. Radioaktivní izotopy, které cirkulují v PO, jsou především vysokoenergetické gama zářiče. Zářiče alfa a beta nejsou schopni protékat PO bez toho, aby se podstatná část jejich záření absorbovala v materiálech PO. Aktivační produkty, které jsou obsažené v chladivu, dosáhnou velice krátké doby života s poločasem rozpadu  $T_{1/2} \leq 1$  s. Jejich význam je zanedbatelný, jelikož se již rozpadnou během jejich putování PO, většinou ještě dříve než opustí TNR. Ne malé množství těchto aktivovaných izotopů se odfiltruje během provozu reaktoru. Různá chladiva se skládají z různých prvků a tedy i různých prvků, které se během provozu aktivují a dosahují různě dlouhé doby života v PO. Pokud se při návrhu chladiva rozhodne pro využití vody ( $H_2O$ ), tak nejvýznamnější prvek, který se aktivuje, je dusík  $^{16}N$  s poločasem rozpadu  $T_{1/2} = 7$  s. Mezi roztavenými solemi se vyjímá jedna s nejnižší aktivací -  $LiF-BeF_2$ , přesto ale k aktivaci, s následnou produkcí vysokoenergetických kvat gama záření, jejich prvků dochází -  $^{20}F$  ( $T_{1/2} = 11$  s) a  $^{19}O$  ( $T_{1/2} = 27$  s). Díky tomu, že se

v této RS nenachází žádné střednědobé aktivační izotopy, již po pouhém jednom dni odstávky se nenachází hladina aktivace skoro na nulové hodnotě, podobně je tomu tak i v porovnání s vodou. Je nezbytně nutné zmínit, že hodnota velmi krátké doby aktivace na jednotku hmotnosti se pohybuje kolem pěti řádu výš než v případě vody. Soli se sodíkem, kde se aktivuje  $^{24}\text{Na}$  s poločasem rozpadu  $T_{1/2} = 15$  hod. Takto dlouhý poločas rozpadu značně komplikuje a prodlužuje výměnu paliva. Nebezpečné záření se udržuje v chladivu i po několika dnech odstávky. Dalším prvek, který bývá v RS obsažen, je draslík K. Tento prvek se vyznačuje svojí přirozenou radiací izotopu  $^{40}\text{K}$ . V průběhu provozu se aktivuje velké množství  $^{42}\text{K}$  s  $T_{1/2} = 12,5$  hod. a tento nepříznivý aspekt opět vede k závěru, že nalezneme v RS i po několika dnech odstávky stále vysokou úroveň aktivace.

Téměř zvláštní kategorie, která stále patří do sekce krátkodobých aktivací, jsou soli zirkonové, které se skládají z několika významných aktivačních prvků  $^{97}\text{Zr}$   $T_{1/2} = 16,9$  hod,  $^{95}\text{Nb}$   $T_{1/2} = 35$  dní,  $^{95}\text{Zr}$   $T_{1/2} = 64$  dní, kde je možné naměřit radiaci i po 10 dnech odstávky. Ještě o několik řádu vyšší aktivaci po 10 dnech, kdy není sůl již ozařována, nalezneme u prvků  $^{86\text{m}}\text{Rb}$   $T_{1/2} = 1$  min,  $^{88}\text{Rb}$   $T_{1/2} = 17,8$  min,  $^{86}\text{Rb}$   $T_{1/2} = 18,6$  dní, které vyzářují gama fotony o značně velké energii 0,3 MeV.

Z popsaných prvků jasně vyplývá, že při volbě RS z hlediska krátkodobé aktivace, se jeví jako nejvhodnější kandidát LiF-BeF<sub>2</sub>. V případě volby jiných solí, které neobsahují zirkonovou ani rubidiovou složku, je prodleva, kdy se objevují v chladivu aktivované prvky, jen o pár dní delší. Pokud se z nějakého důvodu zvolí soli s rubidiem anebo zirkoniem, je nutné při odstávce s vysokou a dlouhou aktivací počítat [14].

### 6.2.3 Aktivace dlouhodobá

Při dlouhodobém provozu reaktoru jsou prvky v chladivu vystaveny značnému ozařování. Některé z nich následně dosahují dlouhodobé aktivace. S těmito prvky, které emitují záření alfa, beta, gama, se po skončení projektované životnosti reaktoru musí nakládat velmi opatrně s ohledem na vysokou bezpečnost. Nestabilní prvek  $^{40}\text{K}$  produkuje vysokoenergetické gama fotony o energii 1,76 MeV, stále ještě po deseti letech po odstavení reaktoru. Největší aktivitou disponuje  $^{36}\text{Cl}$ , ale ten se dá poměrně snadno ze soli odseparovat a předat k dalšímu zpracování. Prvků s dlouhodobou aktivací se dá najít ještě celá řada. Pro názornou ukázkou a porovnání několika vypsanych prvků slouží tabulka 4.

Radioaktivní izotopy	Typ přeměny	Energie gama [MeV]	Poločas přeměny
$^{10}\text{Be}$	$\beta^-$	-	1,51.106 r
$^{36}\text{Cl}$	$\beta^-$	-	3,01.105 r
$^{40}\text{K}$	$\beta^-,\gamma$	1,46	1,28.109 r
$^{22}\text{Na}$	$\beta^+,\gamma$	1,27	2,6 r
$^{93\text{m}}\text{Nb}$	$\beta^-,\gamma$	0,03	16,1 r
$^{95}\text{Nb}$	$\beta^-,\gamma$	0,76	35,0 d
$^{95\text{m}}\text{Nb}$	$\beta^-,\gamma$	0,23	86,6 h
$^{84}\text{Rb}$	$\beta^-,\gamma$	0,88	32,8 d

<sup>86</sup> Rb	$\beta$ -, $\gamma$	1,08	18,6 d
<sup>87</sup> Rb	$\beta$ -	-	4,75.1010 r
<sup>89</sup> Sr	$\beta$ -, $\gamma$	0,91	50,5 d
91Y	$\beta$ -, $\gamma$	1,2	58,5 d
93Zr	$\beta$ -, $\gamma$	0,03	1,53.106 r
<sup>95</sup> Zr	$\beta$ -, $\gamma$	0,75	64,0 d

Tab. 6 produkty aktivace roztavených fluoridových solí [17].

#### 6.2.4 Zhodnocení výběru chladiva

Pro definované hodnoty našeho reaktoru lze použít jen několik druhů chladiv a to takových, které snadno odolají vysoké teplotě pohybující se kolem 850°C. Chladivo bude vystaveno značně vysoké radiační zátěži a musí se s tímto nepříznivým stavem bez jakýchkoliv potíží vyrovnat, zejména pak s velmi zvýšenou hodnotou neutronového toku v AZ. Ten je způsoben vysokým obohacením paliva (20% U<sup>235</sup>). Další požadavky na chladivo byly již zmíněny ve stati chladiva. Po důkladném vyhodnocení všech možných variant se vybraly pro chlazení PO FRS, zejména sůl LiF-Be<sub>2</sub>-odůvodnění tohoto výběru a její podrobnější popis se nachází níže. Do výběru vhodného kandidátu se nezahrnula jen hlediska fyzikální, chemická nebo tepelná. Svou důležitou roli hrály následný provoz reaktoru a schopnost vyrovnat se s náhlým havarijním stavem. Soli pracují za velmi nízkých tlaků a také rychlost proudění nemusí být nikterak vysoká. To vede k subtilnějšímu návrhu konstrukce PO. Za působení takto vysoké teploty dosahují soli více než přijatelné hodnoty tepelné kapacity, tepelné vodivosti a viskozity. Koeficient přestupu tepla ze stěny do soli má hodnotu téměř shodnou té pro vodu. Těmto nepříznivým podmínkám hravě odolávají některé fluoridové roztavené soli. Jejich tepelné provozní maximum, kdy jsou stále ještě soli udrženy ve stavu kapalném a zároveň nehrozí var, se pohybuje kolem 1400°C. Tento údaj nám nyní ukazuje, že se prozatím možný energetický potenciál roztavených solí nachází daleko za hranicemi našich možností, vzhledem k potřebným materiálům sloužící k vedení proudu chladiva ohřátého na takto vysokou teplotu. Přičemž, kdyby se v blízké době vynalezla technologie, jak zvýšit provozní teplotu nad 1000°C a bezpečně s ní pracovat po delší dobu provozu, dokázala by se zvýšit účinnost cyklu až na 50%. Tento údaj značně převyšuje veškeré doposud spuštěné nebo plánované reaktory.

### 6.3 Bezpečnost FRS

Bezpečnost FRS je na velmi vysoké úrovni, jelikož v případě havárie (například prasknutí PO), kdy dojde k úniku solí mimo PO, dochází takřka k okamžitému zatuhnutí vyplaveného media. Tento jev je dán poměrně vysokou teplotou tání. Pro udržování FRS neustále čisté a zároveň bezpečné, aby byly počáteční vlastnosti soli na pořád stejné úrovni jako na počátku kampaně, se dají, speciální technologií, odfiltrovat během provozu nebezpečné štěpné produkty. Ty jsou neustále vnášeny do media jaderným štěpením paliva. Důležitým aspektem zvyšující bezpečnost je téměř chemická netečnost FRS za provozu v PO, kdy nedochází ke korozi nebo jiným nebezpečným reakcím.

## 6.4 Výběr solí

Zvolení vhodné chladicí FRS není jednoduchou záležitostí. Výběr kandidáta zahrnuje velmi mnoho aspektů, které je nezbytně nutné nejprve odborně zvážit a vyhodnotit. Fyzikální a chemické faktory se diametrálně liší, dle způsobu využití dané soli. Prioritou je si stanovit všechny možné konkrétní děje, které mohou při práci s FRS nastat. Tato složka je nejdůležitější ze všech, neboť zásadně ovlivňuje bezpečnost JR.

Po celém světě již proběhlo mnoho experimentů a výzkumů, které zdokumentovaly chování anorganických sloučenin (uhličitany, dusičnany, hydroxidy a halogenidy) v odlišných prostředích. Jejich získané informace a zkušenosti jasně potvrzují, že právě fluoridové soli disponují v porovnání s ostatními sloučeninami příznivější neutronovou bilanci, zlepšení moderační schopnosti, výbornou chemickou stabilitou, vysokým specifickým teplem a do 1000°C zanedbatelnou úrovní tenzí par.

Jak již bylo zmíněno výše, FRS se mohou rozdělit na směsi s lehkými prvky (nízké atomové číslo) a směsi s těžšími prvky (vysoké atomové číslo). Směsi s lehkými prvky se vyznačují zlepšenými vlastnostmi přenosu tepla. Toto tvrzení nesmí být vzato pro návrh FRS jako základní stavební kámen. Prvky těžší jsou také poměrně vhodná chladiva, ale je nutné již brát zřetel na jejich specifické chování.

Důkladným rozбором jednotlivých složek směsi FRS se zpravidla objevuje několik negativních vlastností: vysoká teplota tání a jiné fyzikální vlastnosti, které zamezují využití dané směsi. Obecně výborné vlastnosti mají alkalické fluoridy. Bohužel jejich teploty tavení se pohybují kolem 800°C. Tento parametr značně převyšuje požadavky kladené na reaktor řešený v této práci. S touto teplotou se objevuje další problém a to velmi náročné uvádění reaktoru do provozu. Naskytuje se zde možnost kombinace dvou nebo více prvků. Jednotlivé prvky dosahující vysokých teplot tání, při vhodné koncentraci se teplota tání může markantně snížit až na hodnoty, které jsou již pro daný případ uspokojivé. Navíc se nemění jen charakteristické vlastnosti týkající se teplot, ale je možné pozorovat i změny i u viskozity (Be<sub>2</sub>) nebo tenze par (ZrF<sub>4</sub>).

Dalším rozhodujícím faktorem je úroveň aktivity FRS vzniklé během provozu reaktoru. Dostupné hodnoty naměřené v několika zdrojích se jeví jako velmi příznivé, jak z krátkodobého tak z dlouhodobého hlediska. Existují směsi složené z LiF-BeF<sub>2</sub>, které jsou charakterizované, velmi nízkou aktivací vyžadující sníženou úroveň stínění. Ostatní uvažované soli se vyznačují charakteristikou blízkou těm, jako jsou používány v reaktorech chlazeném tekutým sodíkem. Po předpokládaných 60 letech provozu se musí tyto soli ještě 10 let skladovat, než jejich aktivita klesne na bezpečnou úroveň a ani toto kritérium není často u některých směsí postačující.

Po zhodnocení veškerých možných aspektů byly zvoleny tyto soli. FLIBE – 67LiF33 BeF<sub>2</sub> FRS bude použita ve formě primárního chladiva. Pro sekundární okruh byla vybrána sůl FLINAK- 46,5LiF - 11,5 - NaF42KF

## 7 Popis fluoridových solí vybraných pro chladicí systém

### 7.1 Rozbor soli FLIBE

Z velmi omezené tabulky 5 se jeví jako nejvhodnější kandidát směs fluorové soli LiF-BeF<sub>2</sub>, která bývá často označovaná jako FLIBE. Přesný poměr této směsi je 67 molových %LiF a 33 molových % BeF<sub>2</sub>.

Jedna z mnoha výborných schopností FLIBE je velmi nízká absorpce neutronů. Musí se brát na zřetel i druh použitého izotopu u jednotlivých prvků. Při porovnání izotopů Lithia <sup>6</sup>Li a <sup>7</sup>Li vyplývá, že izotop <sup>7</sup>Li dosahuje nižší absorpce neutronů o dva řády. Tato informace poukazuje na jeden zásadní problém. Tím je doposud nedokonale zvládnutá metoda pro oddělování jednotlivých izotopů lithia. Metod, kterých se využívá pro oddělování izotopů, není prozatím mnoho. Navíc se pojí s nebezpečným používáním rtuti, která dosahuje vysoké hodnoty toxicity. Tato metoda získávání potřebných izotopů je z hlediska dlouhodobého používání nevhodná. FLIBE je charakterizována poměrně dobrou moderační schopností, díky ní je možné použít méně moderátoru v AZ. FRS se vyznačují jednou zvláštností, která ovlivňuje jejich vlastnosti. Směsi, na rozdíl od samostatného prvku, snižují hodnotu bodů tání. Tento jev je velice příznačný, neboť ulehčuje proces uvádění reaktoru do provozu. Pro názornost je zde v tabulce 6 uvedeno několik směsí a k nim příslušné teploty tání.

Směs	teplota tání [°C]
BeF <sub>2</sub>	555
RbF	775
KF	856
LiF	845
ZrF <sub>4</sub>	903
NaF	995

Tab. 7 Teploty tání směsi[19]

Při vhodné koncentraci směsí LiF a Be<sub>2</sub> se dosáhne bodu tání při 457 °C. I přes to, že se podařilo výrazně tuto hodnotu snížit, nachází se stále poměrně vysoko, a proto je nutné promítnout do konstrukce PO i bezpečnost provozu reaktoru tímto systémem chlazení.

Teplota varu FLIBE dosahuje 1430°C. Bohužel se doposud využívala pouze do teplot 750°C a to z důvodu zaručení bezpečnosti. FLIBE a FRS obecně se vyznačují lepší bezpečností oproti standardně používanému chladivu v PWR - VVER. Při náhlé havárii PO, kde uniká chladivo, se FRS nevypařuje, ale pouze vytéká z otvoru ven, kde po krátké době zatuhne.

Další nezanedbatelnou výhodou směsi FLIBE je její netečnost se vzduchem a s CO<sub>2</sub>. S vodou reaguje směs velmi mírně. V porovnání s reaktorem chlazeným sodíkem je reakce s vodou takřka zanedbatelná, a tím se opět navyšuje bezpečnost reaktoru typu FHR. Směs FLIBE je v neustálém kontaktu s grafitem, kde by případná vzájemná reakce nebyla

vhodná. V tomto případě se dá čerpat ze zkušeností u reaktorů MSRE, jelikož roztavené soli byly u těchto konceptů již v minulosti dlouhodobě používány bez zjištění vzájemného poškozování. Pokud se ponoříme hlouběji, do dob již minulých, zjistíme, že při výrobě hliníku se grafit a roztavená sůl používala takřka před sto lety. Výsledky byly velmi uspokojivé.

Vysoká objemová tepelná kapacita směsi FLIBE umožňuje dobrý odvod zbytkového tepla vytvářeném při odstavení reaktoru. Díky této schopnosti se sám reaktor chrání po určitou dobu při případné havárii, kde je časová prodleva náběhu chladicího systému. Takřka izotermické prostředí v reaktoru je zajištěno několika faktory-vysokou tepelnou vodivostí, vnitřním sdílením tepla v roztavené soli, sáláním, které je uskutečněno díky průhlednosti soli. Pokud srovnáme tepelnou vodivost solí s plynem (He), postačí pro přenos shodného tepelného výkonu nižší teplotní gradient. Z tohoto poznatku jasně vyplývá, že při stejné teplotě chladicího média na výstupu z primárního okruhu, dosáhneme nižší teploty paliva, a to vede ke zvýšení bezpečnosti a také ke zvýšení účinnosti reaktoru. Neboť pro ohřev chladicího média v AZ zmaříme méně tepelné energie. Tento fyzikální jev platí i pro výměnu tepelné energie mezi primárním a sekundárním okruhem ve výměníku. V konečném důsledku se lepší přenos tepelné energie mezi AZ, primárním a sekundárním chladivem projeví v konstrukci AZ. Neboť je potřeba méně paliva pro výrobu stejného výkonu.

Směs FLIBE nepřekypuje pouze pozitivními vlastnostmi. Pro zmínku je potřeba uvést značnou toxicitu beryllia. Na základě této negativní vlastnosti byly navrhovány různé eventuální náhrady za beryllium. Zjistilo se, že vhodným prvkem je zirkon resp. izotopy zirkonia  $^{90}\text{Zr}$  a  $^{96}\text{Zr}$ . První zmíněný izotop je obsažen v zirkoniu z 51,46%. Druhý zmíněný izotop je na tom o poznání hůře, jelikož se objevuje v prvku pouze ze 2,8% z celkového objemu. Izotop  $^{96}\text{Zr}$  je v porovnání se  $^{90}\text{Zr}$  výhodnější. Bohužel v dnešní době není dokonale zvládnutá metoda v získávání tohoto izotopu. Při jeho separaci dochází k velké spotřebě samotné suroviny, to vede k prodražení výroby chladiva a dále k plýtvání surovin[18].

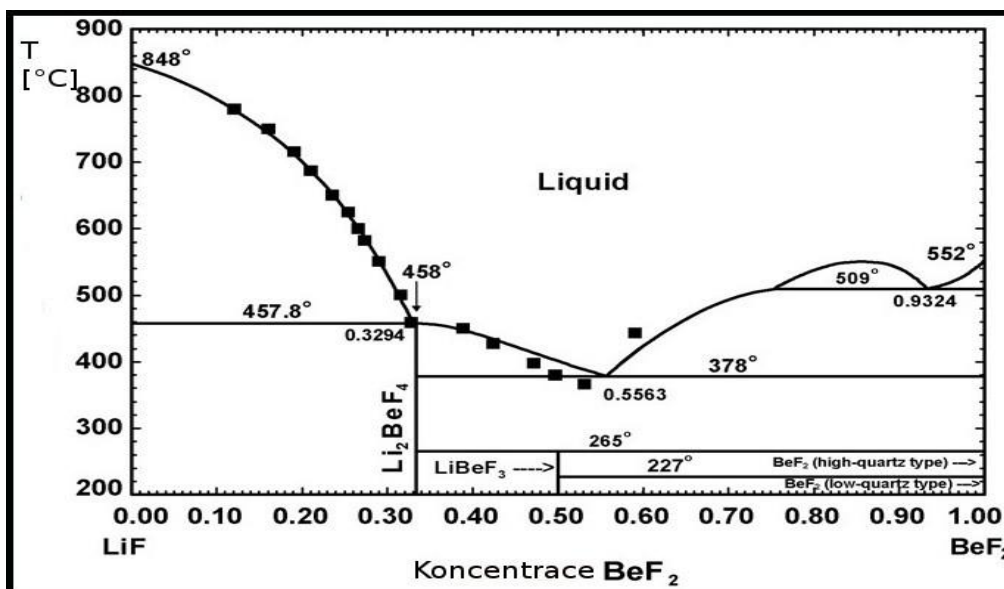
### 7.1.1 Termofyzikální vlastnosti FRS LiF-Be<sub>2</sub> (67-33%mol)

Tato směs FRS patří mezi nejvhodnější možnou alternativu pro eventuální použití v podobě chladiva. Řadí se mezi ty, které byly již mnohokrát podrobně zdokumentované a provedlo se na ní mnoho experimentů a měření. Podle dosažených výsledků byla volba této směsi pro chlazení AZ naprosto oprávněná.

#### Teplota tavení

Teplota tavení směsi LiF-Be<sub>2</sub> se stanoví odečtením z binárního diagramu obrázku 11. Na diagramu jsou zobrazeny dva eutektické body, které svým charakterem značí přechod tuhé fáze na fázi kapalnou. První eutektický bod se nachází při koncentraci 33% Be<sub>2</sub> (mol), která značí teplotu tavení (TT) přibližně 457°C. Druhý eutektický bod leží v poněkud vyšší koncentraci a to na 55% Be<sub>2</sub>(mol), která značí TT přibližně 378°C. V této chvíli se musí stanovit priority, které pomohou zvolit vhodnou koncentraci. Pokud se rozhodneme na základě vynaložených nákladů, je jasným favoritem koncentrace 55%, protože odpadá drahé

obohacování izotopem  $^7\text{Li}$ . Nicméně tato alternativa není výhodná z několika důvodů. Při poklesu zastoupení složky  $\text{LiF}$  ve směsi dochází k výraznému snížení neutronových vlastností. Navíc se zvýší toxicita směsi díky vyšší koncentraci beryllia, proto je volena směs se 33% zastoupením  $\text{Be}_2$ . TT do rozhodování nebyla téměř zahrnuta díky požadované vysoké teplotě provozu reaktoru.



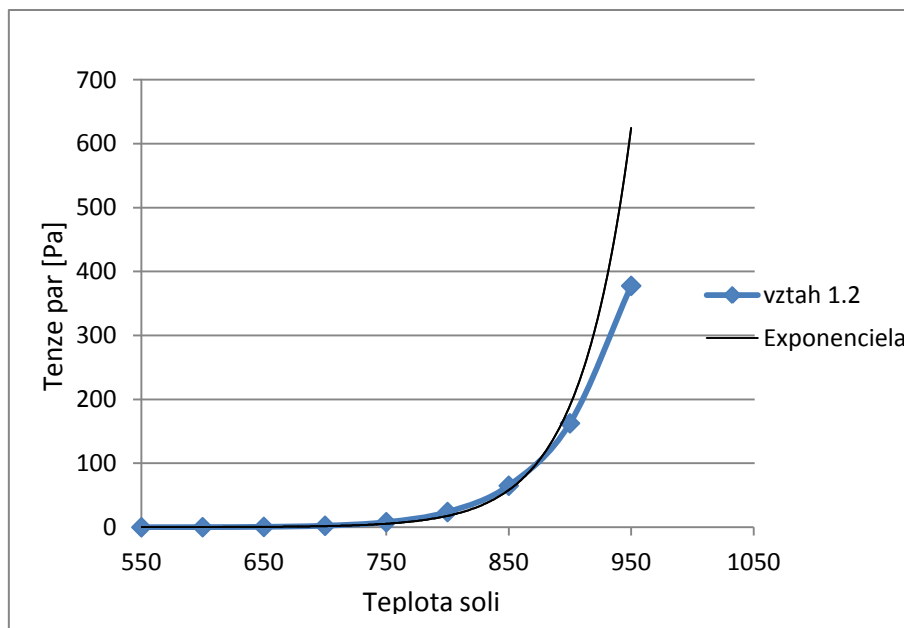
Obr. 11 Binární diagram  $\text{LiF}-\text{BeF}_2$  [20]

### Teplota varu

Teplota varu této směsi se v mnoha literaturách liší. Pro tento druh výpočtu není nepřesná znalost teploty varu nijak limitující, jelikož i ten nejskromnější nalezený údaj, který činí  $1400^\circ\text{C}$ , značně převyšuje provozní parametry řešeného reaktoru.

### Tlak sytých par

Z podkladů uvedených v pramenu [21] byl použit vztah (1.2) určující závislost mezi teplotou a tlakem.



Obr. 12 Závislost teploty směsi FLIBE na tenzi par

$$P_{syt.par} = 133,32 \cdot 10^{9,04 \cdot \frac{10500}{T(K)}} \quad [\text{Pa}] \quad 1.2$$

Z Obr. 12 jasně vyplývá, že hodnota tenze par, které je za provozu reaktoru dosaženo, není příliš významná. Dosahuje pouze několika Pascalů. Pro konstrukci PO nebude mít tento údaj potřebnou váhu, slouží pouze jako informativní. Z grafu lze dále vydedukovat, že závislost má téměř exponenciální charakter, proto při provozech, kde teplota převyšuje 1000°C si již nemůže dovolit tento údaj zanedbat.

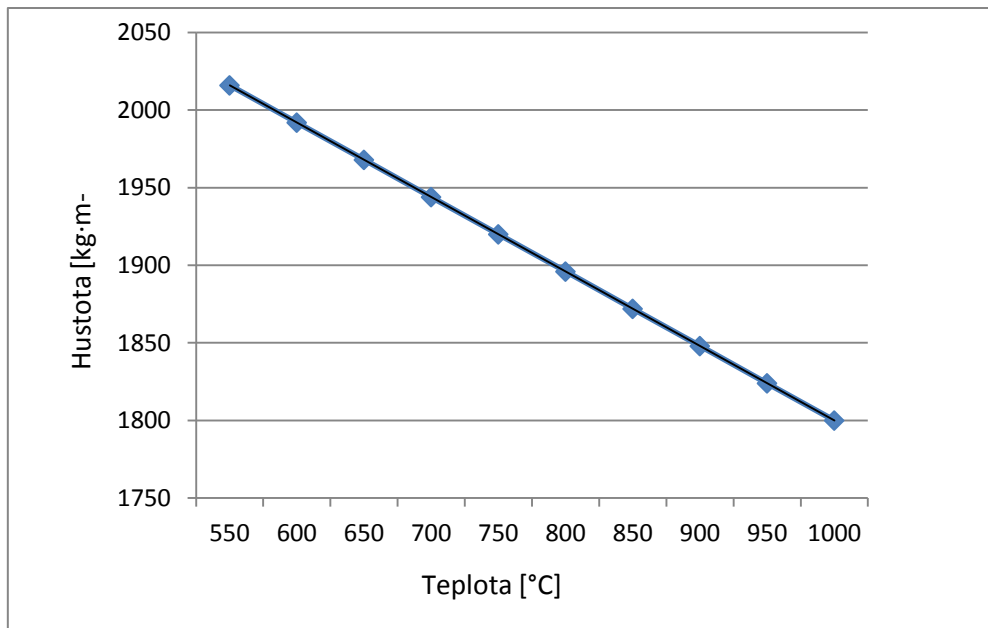
### Hustota

Ke stanovení hustoty směsi byl využit vztah (1.3), který byl použit z pramene[20].

$$\rho = 2,28 - 0,000488 \cdot T(^{\circ}\text{C}) \quad [\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}] \quad 1.3$$

Dle tohoto vztahu byly vypočteny hodnoty hustot za různých teplot. Tyto hodnoty byly následně vyneseny do grafu Obr. 13.





Obr. 13 Závislost teploty směsi FLIBE na hustotě

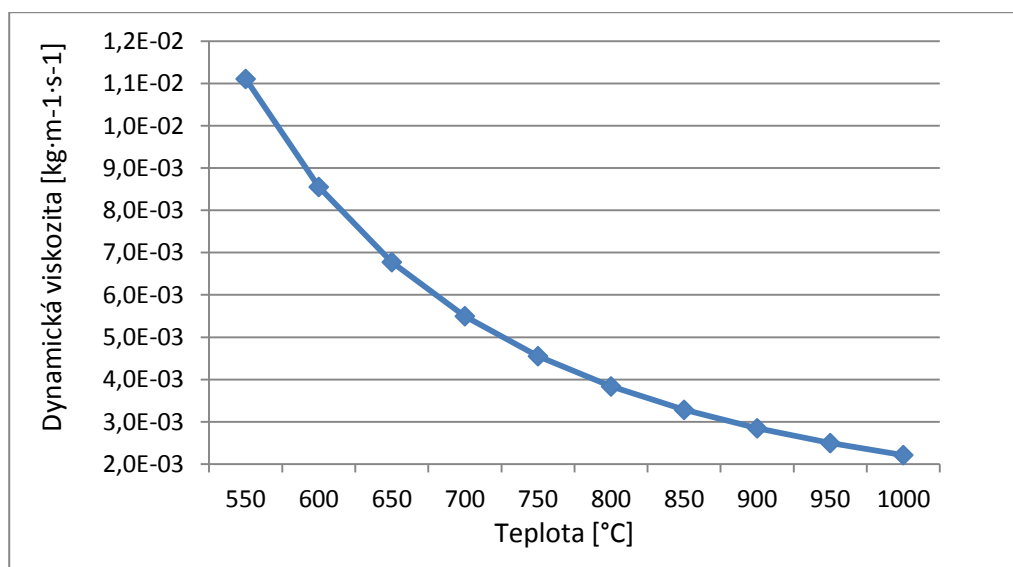
### Měrná tepelná kapacita

Na základě porovnání několika hodnot měrné tepelné kapacity z různých zdrojů vyplývá, že se výrazně s teplotou nemění a v některých pramenech se vliv teploty zcela zanedbává. Pro tento případ byla využita hodnota na základě dokumentu [21].

$$c_p = 2340 \quad [\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}] \quad 1.4$$

### Dynamická viskozita

Na Obr. 14 je znázorněná závislost teploty na dynamické viskozitě, kde průběh byl stanoven pomocí korelačního vztahu (1.5). Ten byl využit ze zdroje [21].

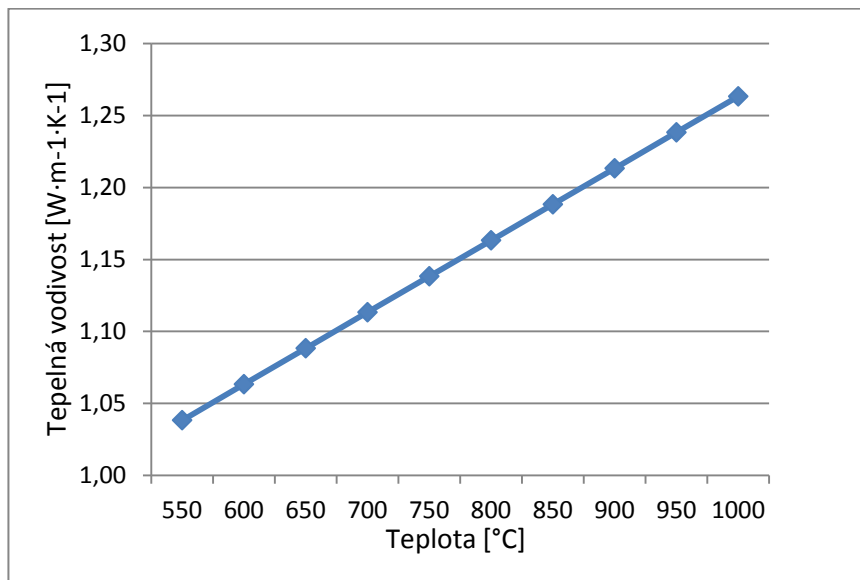


Obr. 14 Závislost teploty směsi FLIBE na dynamické viskozitě

$$\mu = 0,0116 \cdot e^{\frac{3755}{T(K)}} \quad [10^2 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{s}^{-1}] \quad 1.5$$

### Součinitel tepelné vodivosti

Vývoj součinitele tepelné vodivosti v závislosti na teplotě je vykreslen na obrázku 15, kde tohoto průběhu bylo dosaženo korelačním vztahem (1.6) ze zdroje [20].



Obr. 15 Závislost teploty směsi FLIBE tepelná vodivost

$$\lambda = 0,0005 \cdot T(K) + \frac{32}{M} - 0,34 \quad [\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}] \quad 1.6$$

Uvedená veličina M je molární hmotnost směsi, která je složená z molárních hmotností jednotlivých složek. Molární hmotnost pro směs FLIBE je  $M = 33,1 \text{ g} \cdot \text{mol}^{-1}$ .

## 7.2 Rozbor fluoridové soli FLINAK

Tato práce není zaměřena na sekundární okruh, proto rozbor sekundárního chladiva nebyl uveden v takovém rozsahu, jako byl zpracován u chladiva primárního. Neboť není přímo znám konkrétní druh technologie, která bude na SK navazovat. Sekundární chladivo musí být voleno přesně na míru daného využití, kde jednu z hlavních rolí hraje cena FRS.

Zvolená FLINAK je jedna z mnoha FRS, které by mohly být vhodným kandidátem pro sekundární okruh SK. Neboť na chladiva SK nejsou vyžadována při návrhu tak rozsáhlá limitující kritéria jako je tomu u chladiv PO. Přesto se FLINAK vyznačuje velmi příznivými vlastnostmi. Zejména teplotou tání, která se pohybuje kolem  $454^\circ\text{C}$ . Nízká teplota tání je nezbytná pro SK, protože provozní teploty jsou nižší než je tomu u PO a při vysoké teplotě tání by mohlo docházet k částečnému zatuhnutí media.

Mohlo by se zdát, že zásadním nedostatkem je složení FRS, jelikož obsahuje draslík-K. Jak již bylo zmíněno v oddíle jaderné vlastnosti, draslík je velmi snadno aktivován v reaktoru a to na poměrně dlouho dobu. V důsledku aktivace vzniká vysokoenergetický zářič gama fotonů  $^{40}\text{K}$  a to není jediný produkovaný negativní prvek. Největší možná aktivita je

zapříčiněna od izotopu chloru  $^{36}\text{Cl}$ , produkovaného reakcí  $(n,\alpha)$  na  $^{39}\text{K}$ . Konsekvence této reakce zapříčiní chemickou reakci mezi potrubím a tvořeným chlorem. Tento jev může vést až k rozsáhlé korozi materiálu. Tyto negativní vlastnosti se objevují především, když byla FLINAK aplikována do PO. Díky absenci AZ v SK se mohou tyto nebezpečné charakteristiky téměř zanedbat[14].

### 7.3 Termofyzikální vlastnosti FRS LiF- NaF-KF (46,5 -11,5- 42%mol)

Sekundární okruh v této práci není řešen, proto hodnoty směsi FLINAK nebyly stanoveny z empirických vzorců, jako tomu bylo u směsi FLIBE. Technologie, která zpracovává tepelnou energii sekundárního okruhu, může být velmi komplikovaná a různorodá. V důsledku toho se může volba FRS se zadanými podmínkami radikálně měnit. Pro následující výpočet postačí hodnoty převzaté z pramene [21], které odpovídají provozním parametrům řešeného reaktoru.

#### Hodnoty směsi FLINAK

veličina	hodnota	jednotky
Měrná tepelná kapacita-Cp	1850	$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$
Dynamická viskozita- $\mu$	2,667	$10^{-3}kg \cdot m^{-1} \cdot s^{-1}$
Hustota- $\rho$	2165	$kg \cdot m^{-3}$
Molární hmotnost-M	41,291 g · mol <sup>-1</sup>	g · mol <sup>-1</sup>

Tab. 8 Použitých hodnot směsi FLINAK pro výpočet[21]

## 8 Návrh výpočtu výměníku tepla

### 8.1 Popis výměníku

Výměník použitý v tomto projektu je koncipován složením několika desek na sebe. Tyto desky slouží jako teplosměnné elementy, které jsou jedinou vrstvou mezi

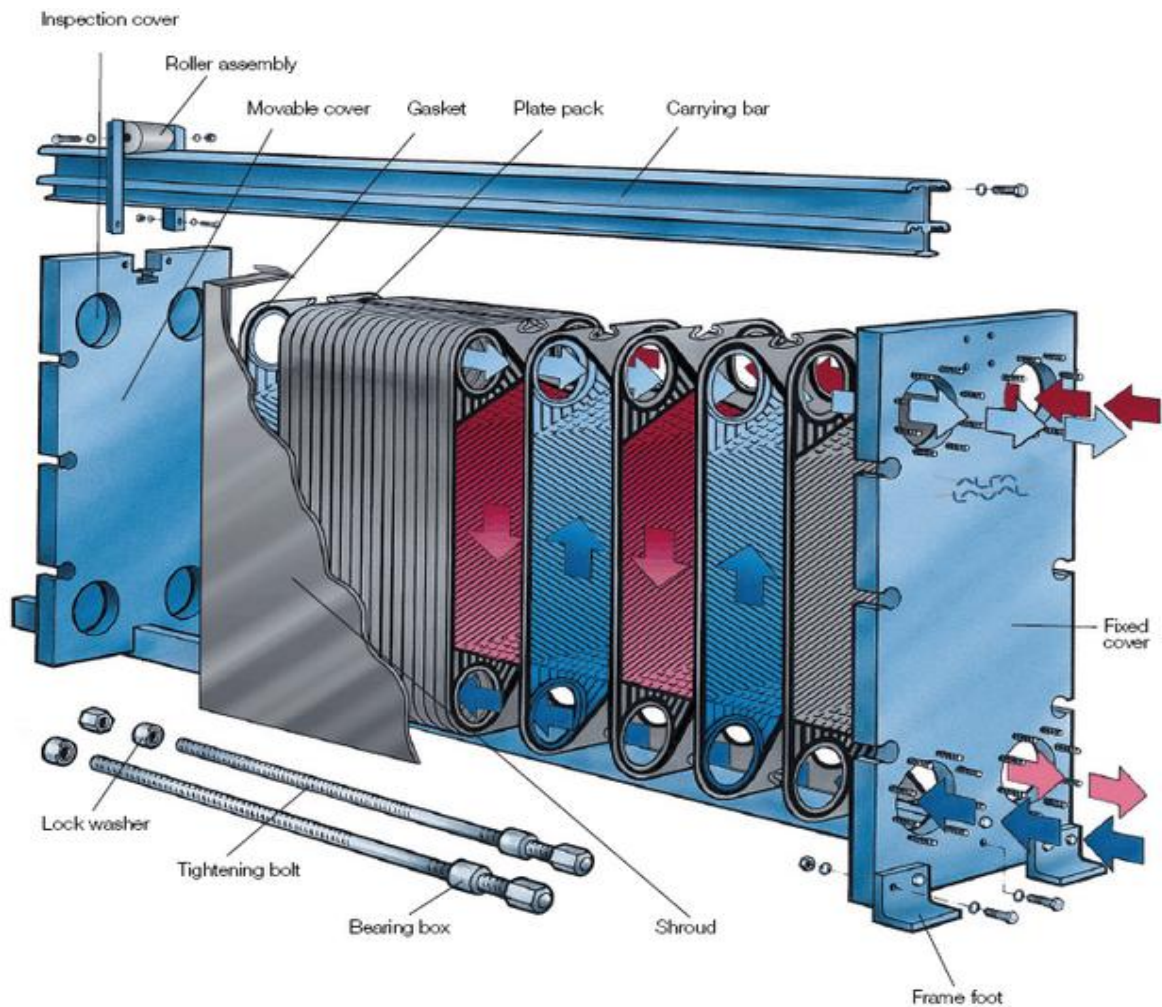
jednotlivými medii. Termický výkon 50 MW reaktoru je rozdělen do dvou 25MW výměníků. Výměníky musí být schopny odolat agresivitě FRS a velmi vysokým teplotám, které se v PO vyskytují.

Jednotlivé desky jsou navrženy s hladkým povrchem na spodní straně a s rovným podélným žebrováním na straně horní. Na horní stranu desky se žebrováním se přiloží deska druhá stranou hladkou. Tím dojde k vytvoření kanálů, kde bude proudit FRS. Rozdělení proudu do jednotlivých kanálů je navrženo pro intenzivnější přestup tepla mezi medii. Bližší pohled na konstrukci desek výměníku je uveden na obrázku 16.

Díky sériové výrobě desek je dosažena potřebná přesnost všech elementů. Přesto se vyskytuje jeden zásadní problém s dostatečným utěsněním desek, proto je potřebná těsnost dosahována umístěním těsnění, lepením desek nebo v některých případech svařováním. Výměník je koncipován jako protiproudý, kde díky konstrukci se jednotlivá media FRS střídají po deskách. Na základě této konstrukce se docílí kvalitnějšího rozložení tepla, které nevyvolá teplotní rozdíly a následné rozdílné teplotní dilatace v celém objemu výměníku.

Deskový výměník byl zvolen na základě charakteristiky tohoto typu. V detailním srovnání jednotlivých možných typů výměníků deskový výměník jasně převládá nad spirálovými nebo trubkovými. Vhodnost tohoto typu je zapříčiněna především nízkými provozními tlaky, protože deskové výměníky je možné provozovat pouze do určitých tlaků, které jsou omezené maximální možnou těsností mezi díly.

Výměníky určené pro běžné koncepty elektráren (tepelné, ale i jaderné typu PWR, VVER) jsou použity konvekční výměníky. Ty se skládají zpravidla z plechových perforovaných desek nebo z teplosměnných trubiček. Bohužel materiály, ze kterých jsou tyto návrhy vyrobeny, nevyhovují parametrům tohoto projektu. V dnešní době se již na trhu nalézají několik firem například: ALFA – LAVAL, které se zabývají grafitovými výměníky. Ty hravě odolávají požadovaným vysokým teplotám a jsou vůči agresivitě FRS netečné, proto jsou vhodným kandidátem pro tento koncept reaktoru.

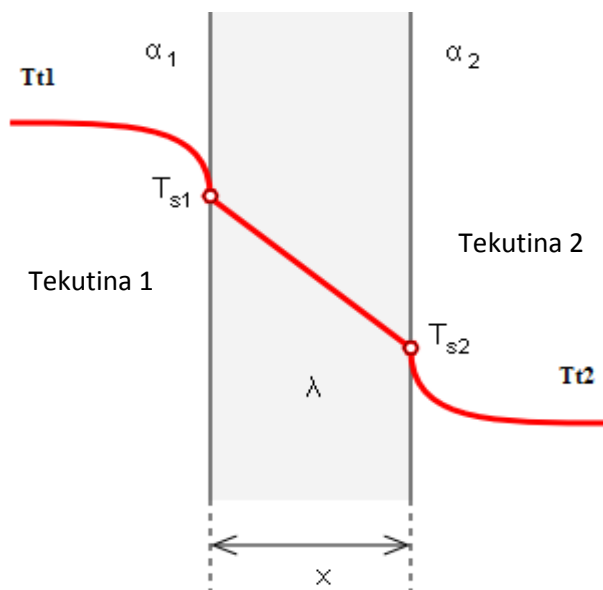


Obr. 16 Konstrukce deskového výměníku [23]

## 8.2 Stanovení součinitele tepla

Návrh výpočtu rozměru výměníku (délky) vychází z termálních výpočtů. Rovnice, které se u tohoto typu výpočtu užívají, obsahují součinitel prostupu tepla ( $k$ ) materiálem mezi dvěma proudy medií. Hodnota tohoto součinitele výrazným způsobem ovlivňuje veškeré rozměry výměníků a naopak. Základní rovnice, kde se vyskytuje součinitel  $k$ , je rovnice měrného toku stěnou (2.01).

$$q = k \cdot \Delta T \quad [\text{W} \cdot \text{m}^{-2}] \quad 2.01$$



Obr.17 Prostup tepla stěnou

Součinitel  $k$ , respektive jeho převrácená hodnota, zahrnuje souhrnný kladený tepelný odpor materiálu, který je složen z dílčích tepelných odporů.

$$k = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_1} + \frac{x}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_2}} \quad [\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}] \quad 2.02$$

První člen pravé strany součinitel přestupu  $\alpha_1$  charakterizuje převrácenou hodnotu konvektivního tepelného odporu tekutiny 1. Součinitel přestupu tepla  $\alpha_2$  charakterizuje také konvektivní odpor, ale tekutiny 2. Poslední člen vyjadřuje konduktivní tepelný odpor  $\lambda$  určitého materiálu stěny o tloušťce  $x$ .

Stanovení všech tří zmíněných součinitelů není snadné. Aby bylo možné tyto součinitele určit, musí být známy kompletní údaje týkající se použitých materiálů, provozní podmínky a kladené požadavky, dané funkcí systému.

V případě, že jsou dané informace známy, je možné konkrétní hodnoty součinitelů získat z kritériálních rovnic, které jsou uvedeny v následující kapitole. Jedná se o součinitele přestupu tepla  $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$ . Součinitel  $\lambda$  se přes kritériální rovnice nepočítá, jeho hodnoty se získávají z empirických vztahů, které jsou exaktně definované pro konkrétní látku.

Znázorněný případ na Obr. 17 se dá využít k výpočtům se značně omezenými okrajovými podmínkami. Teplo určitého média přestupuje přirozenou konvekcí z nekonečně velkého prostoru do stěny, kde je vedeno materiálem. Vedení tepla je časově nezávislé, tzn. stacionární s neměnicím se součinitelem tepelné vodivosti  $\lambda = \text{konst}$  a následným přestupem tepla ze stěny do média.

### 8.2.1 Zásady pro výběr Nusseltova kritéria

Okrajové podmínky zmíněné výše se nenachází ve výměníku a je tedy nezbytné uvažovat děje, které ve skutečnosti probíhají ve výměníku a přihlížet k nim ve výpočtech.

Nusseltovo číslo se skládá ze zlomku, kde v čitateli se vyskytuje součinitel přestupu  $\alpha$  násobeným charakteristickým rozměrem  $D$  (pro trubku) a ve jmenovateli se nachází součinitel tepelné vodivosti  $\lambda$ . Vztah (2.03) je obecně platný pro všechny možné případy.

$$Nu = \frac{\alpha \cdot D}{\lambda} \quad 2.03$$

Součinitel  $\alpha$  závisí na prostředí, kde médium proudí a na druhu proudění, termodynamických parametrech média a na geometrii tělesa. První dvě zmíněná kritéria zásadně ovlivňují hledané hodnoty  $\alpha$  i za předpokladu, že daná látka nebude měnit termofyzikální vlastnosti a bude zachována i naprosto shodná geometrie tělesa. Tyto aspekty jsou zakomponovány v Nusseltově čísle  $Nu$ .

Podobnostní číslo  $Nu$  není možné stanovit neutrálním vzorcem, který lze aplikovat na všechny eventuální stavy. Konkrétní hodnoty  $Nu$  jsou stanoveny kritériální rovnicí, která je výsledkem naměřených hodnot určitého experimentu. V dnešní době existuje široké spektrum kritériálních rovnic, podle kterých se dají získat určité hodnoty  $Nu$ . Vyskytuje se zde jeden podstatný problém. Jak už bylo řečeno, každá rovnice pro  $Nu$  je výsledkem zpracování naměřených hodnot experimentu, který byl uskutečněn za přesně definovaných podmínek. Základem, který předbíhá výpočet, je podrobně identifikování všech dějů, které mohou během prostupu tepla v řešeném případě nastat. Při následném návrhu výpočtu je tedy nutné aplikovat kritériální rovnici pro  $Nu$ , která byla stanovena za podobných, nejlépe shodných, podmínek.

### 8.2.2 Návrh Nusseltova kritéria

Volba kritériální rovnice  $Nu$  pro nucenou konvekci je zřejmá, neboť médium, které protéká výměníkem, je poháněno čerpadly. Tato rovnice pro konvektivní přenos tepla je explicitně vyjádřena ve vztahu (2.04) pro nucenou konvekci.

$$Nu = \frac{\alpha \cdot D}{\lambda} = f(Gr, Pr, Re) \quad 2.04$$

Kde pravá strana obsahuje dalších několik podobnostních kritérii.

Re - Reynoldsovo kritérium

Pr - Prandtlovo kritérium

Gr - Graetzovo kritérium

#### Reynoldsovo kritérium

Vyjadřuje poměr setrvačných sil ku třecím silám v proudící tekutině. Ze vztahu (2.05) vyplývá, že hodnota  $Re$  závisí, za konstantních tepelných podmínek, jen na rychlosti.

$$Re = \frac{w \cdot D}{\vartheta} \quad 2.05$$

D – hydraulicky průměr

w – rychlost proudění

$\vartheta$  – kinematická viskozita média

Pokud počítaný kanál nemá kruhový charakter, je nutné daný profil přepočítat na ekvivalentní průměr  $D_h$  dle vztahu (2.06).

$$D_h = \frac{4 \cdot O}{A} \quad 2.06$$

$D_h$  – Ekvivalentní hydraulicky průměr [m]

A – Plocha průřezu kanálu [m<sup>2</sup>]

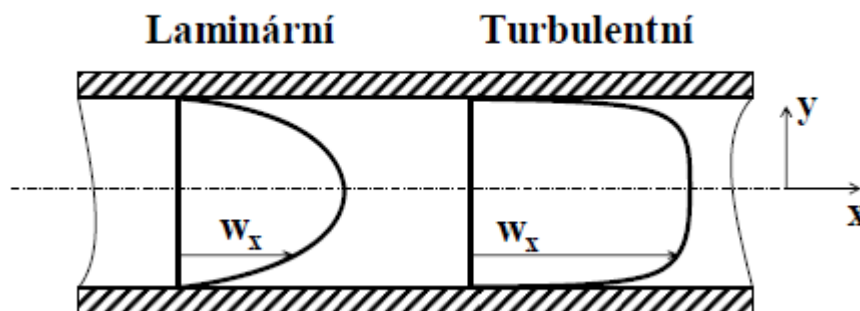
O – Obvod průřezu kanálu [m]

Hodnota Reynoldsova čísla významně ovlivňuje charakter proudění. Rozlišují se tři základní druhy proudění:

- Proudění laminární  $Re < Re_{krit}$
- Proudění přechodové  $Re_{krit} < Re < Re \cdot 10^5$
- Proudění turbulentní  $Re > Re \cdot 10^5$


Pohyb tekutiny v oblasti laminárního proudění je výhradně v soustavě rovnoběžných válcových vrstev. Tyto vrstvy se po sobě posouvají ve směru podélné osy a vytvářejí parabolický rychlostní profil. Profil laminární proudění je zobrazen na Obr. 18. Při zvýšení průtoku přes určitou mez dochází k fluktuacím v určitých úsecích kapaliny, která je do jisté míry tlumena vazkostí. V této oblasti dochází k intermitenci laminárního proudu (bez víření) a turbulentního proudění (s vířením). Při zvyšování rychlosti proudění a blížení se k hodnotě  $Re \cdot 10^5$  se laminární úseky zkracují. Turbulence je možné dosáhnout i předčasně a to vibracemi daného potrubí nebo tvarem potrubí. Při dovršení hodnot nad  $Re \cdot 10^5$  nastává trvale turbulentní proudění, které je tvořeno soustavou stochastických vírů. Rychlostní profil se mění z laminárního na turbulentní viz Obr. 18, který se vyznačuje plochou střední částí a velmi strmou částí u stěn. Plochá část profilu popisuje, že se rychlosti proudění po této části vyrovnávají na rozdíl od stěn, kde je možné pozorovat velmi velký rychlostní spád. Fluktuace iniciují turbulentní výry, které způsobují značný hmotnostní, hybnostní a tepelný přenos uvnitř proudu.





Obr. 18 Rychlostní profily v trubce [13]

Odlíšné tvary potrubí vedou také ke změnám hodnot  $Re_{krit}$ , kdy hodnota  $Re = 2300$  pro kruhový průřez přestává platit. Tabulka 9 uvedená níže uvádí hodnoty  $Re_{krit}$  na základě poměru stran  $b/a$  určitého potrubí. Při stanovování  $Re_{krit}$  nejsme omezení jen na tvaru profilu, ale i na druhu vstupu kapaliny do výměníku. Jedná-li se o hladký vstup, kde se nevyskytuje žádná hrána, přes kterou se musí daný proud lámat, dosahuje se vyšších hodnot  $Re_{krit}$ . Naopak tomu je při ostrém vstupu. Druh vstupu je zahrnut ve výsledném  $Re_{krit}$  viz Tab 9.

Pravoúhlý kanál	Poměr stran $b/a$	Vstup	$Re_{krit}$
	1:1	hladký	4300
	1:1	ostrý	2200
	3:1	hladký	6000
	5:1	hladký	7000
	5:1	ostrý	2500
	10:1	hladký	4400
	10:1	ostrý	2500

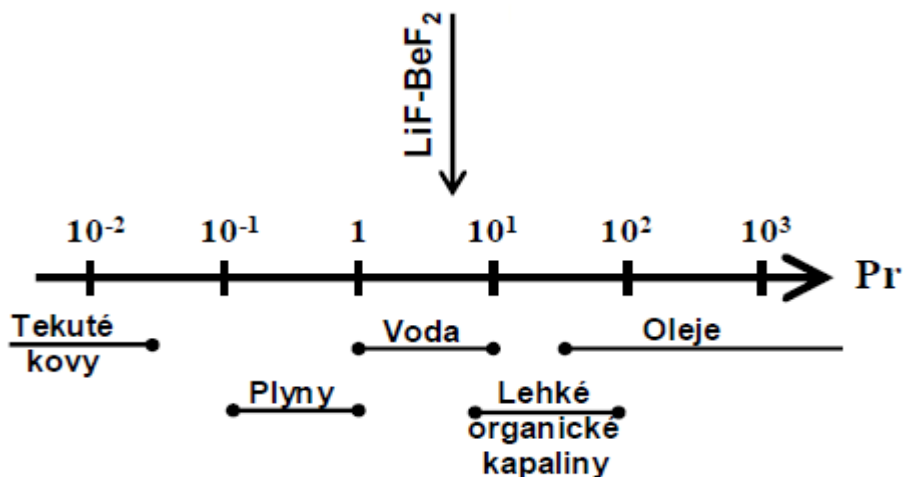
Tab. 9 Závislost  $Re_{krit}$  na poměru stran[22]

Na základě popsaných informací s ohledem na konstrukční návrh výměníku se bude uvažovat hodnota  $Re_{krit} = 2200$ .

#### Prandtlovo kritériu Pr

Toto kritérium udává podobnost mezi teplotním a rychlostním profilem při proudění tekutiny v daném potrubí (kanále). Z definice (2.7) vyplývá, že hodnota Pr závisí zejména na fyzikálních vlastností určité kapaliny. Na Obr. 19 je na ose vyjadřující velikost Pr vyneseno několik hodnot, které popisuje chování látek v potrubí (kanálu). Toto přibližné vymezení hodnot pomáhá určit charakter i těm látkám, kde není obecně známo, jak se budou za daných podmínek chovat. Prandtlovo číslo je jedním z předběžných výpočtů při určení vhodné kritériální rovnice vyjadřující Nu.

$$Pr = \frac{\vartheta \cdot \rho \cdot c_p}{\lambda} \quad 2.7$$



Obr. 19 Hodnoty Prandtlova čísla

### Graetzovo kritérium $Gz$

Graetzovo číslo lze určit součinem  $Re, Pr$  a simplexem  $\frac{D}{H}$ . V případě nekruhového průřezu se dosazuje ekvivalentní průměr  $D_h$ .

Za pomoci vypočtených hodnot těchto podobnostních čísel lze určit chování kapaliny v kanálu, zdali bude pro výpočet koeficientu přestupu tepla  $\alpha$  využito Nusseltovo kritérium pro laminární nebo turbulentní proudění.

### Laminární proudění

Pro komplexnější rozbor v případě laminárního proudění je nutné ještě znát chování kapaliny po celé délce. V případě, že vstupuje tekutina do kanálu s konstantní rychlostí po průřezu, dochází k tvorbě rychlostního a teplotního profilu, které se vyvinou po určité délce. Přesné pojmenování těchto délek je hydrodynamická stabilizační délka a tepelná stabilizační délka. V oblasti těchto délek dochází k výraznému ovlivnění teplotního gradientu u stěny, který má vliv na kvalitu přestupu tepla.

U laminárního proudění se vyskytují tři základní druhy okrajových podmínek:

- Konstantní teplota stěny kanálu
- Konstantní tepelný tok na stěně kanálu  $wq$  ve směru proudění a neměnnou teplotou stěny po jejím obvodě (platí u materiálů stěny s velkou tepelnou vodivostí)
- Konstantní tepelný tok na stěně kanálu  $wq$  ve směru proudění a neměnnou teplotou stěny po jejím obvodě (platí u materiálů stěny s nízkou tepelnou vodivostí)

Okrajovou podmínku konstantní teploty stěny kanálu můžeme vyloučit, jelikož tento případ není koncipován pro protiproudé výměníky, ale pro výměníky s kondenzací či varem.

Další nevhodná okrajová podmínka je s konstantním tepelným tokem na stěně kanálu u materiálu stěny s nízkou tepelnou kapacitou, jelikož ve výměníku dochází k velkému vývinu tepla, které daný výměník výrazně ohřívá. Pokud se v kanálu projeví laminární proudění, je možné uvažovat jen jednu okrajovou podmínku. Pro tuto podmínku platí upravený vztah (2.8), který je uvedený v publikaci [8].

$$Nu = \begin{cases} 1,953 \cdot x_*^{-1/3} & x_* \leq 0,3 \\ 4,364 + \frac{0,0722}{x_*} & x_* \geq 0,3 \end{cases} \quad 2.08$$

Koeficient  $x_*$  se vypočte pomocí podobnostních čísel  $Re$ ,  $Pr$  nebo s  $Gz$  ze vztahu (2.9).

$$\sqrt{\frac{x/D}{Re \cdot Pr}} - \sqrt{\frac{1}{Gz}} = \sqrt{x_*} \quad 2.09$$

### Turbulentní proudění

Na rozdíl od laminárního proudění se turbulentní proudění vyznačuje tím, že vzdálenost proudění od vstupu do kanálu má výrazně nižší vliv na přestup tepla, proto se téměř u všech vztahů Nusseltova kritéria nevyskytuje simplex typu  $L/D$  a neobjevuje se také exaktní vymezení platnosti do oblastí vstupního a vyvinutého proudění. Většina vztahů je stanovena za pomoci  $Re$ ,  $Pr$ . Vztahů pro turbulentní proudění se vyskytuje velmi mnoho. Pro tento koncept výměníku jsou vhodná Nusseltova kritéria (2.1) a (2.11). Tyto vztahy byly porovnány s experimentálními daty pro různé FRS včetně  $LiF-BeF_2$  v daných rozsazích  $Re$  a dosahují maximální chyby 20%.

$$Nu = 0,116 \cdot (Re^{2/3} - 125) \cdot Pr^{1/3} \cdot \left(\frac{\mu}{\mu_w}\right)^{0,14} \quad \begin{array}{l} \text{Platnost korelace} \\ \text{[Hausen]-} 2200 < Re < 10^4 \end{array} \quad 2.10$$

$$Nu = 0,116 \cdot Re^{4/5} \cdot Pr^{1/3} \quad \text{[Sieder] - } 10^4 < Re < 5 \cdot 10^4 \quad 2.11$$

Vliv teplotní závislosti viskozity tekutiny je vyjádřen poměrem viskozity v jádře proudu k viskozitě u stěny.

### 8.2.3 Návrh výpočtu účinnosti výměníku

Každý výměník je schopen pracovat s určitou účinností, která je ovlivněna několika faktory: geometrické uspořádání výměníku, profil kanálů pro horký i studený proud, charakter chování proudu uvnitř kanálu a termofyzikální vlastnosti materiálu, ze kterého jsou vyrobeny teplosměnné plochy. Pro návrh výpočtu účinnosti výměníku existuje několik metod. Aby bylo možné ověřit správnost použité metody, bude účinnost spočtená dvěma na sebe nezávislými metodami – LMTD a NTU.

#### Metoda LMTD

Tato metoda vychází z předpokladu, že výměník s nekonečně velkou teplosměnnou plochou a s naprosto ideálním geometrickým uspořádáním je teoreticky schopen předat

takové potřebné množství tepelné energie, aby se teplota horkého proudu na vstupu rovnala studenému proudu také na vstupu.

Nejvýznamnější vliv na účinnost výměníku má proud s nižší tepelnou kapacitou  $w_{min}$ , protože tato veličina je zásadní při výpočtu maximálního tepelného toku definovaným vztahem 2.10.

$$Q_{max} = w_{min} \cdot (T_{Hi} - T_{Ci}) \quad 2.12$$

Poměr maximálního tepelného výkonu ke skutečnému značí účinnost výměníku.

$$\varepsilon = \frac{Q}{Q_{max}} \quad 2.13$$

$Q$  – zadaný tepelný výkon výměníku

$Q_{max}$  – maximální tepelný výkon

$\varepsilon$  – účinnost výměníku

Tato metoda je zjednodušena pro návrhový výpočet výměníku, kde jsou všechny veličiny známy a není zde potřeba dopočítat žádnou jinou veličinu pro výpočet účinnosti  $\varepsilon$ .

## Metoda NTU

Popisovaná metoda vychází z korelací třech bezrozměrných veličin: počet převodových jednotek NTU, poměr tepelných kapacit  $C$  a účinnost výměníku  $\varepsilon$ . Výhoda této metody oproti metodě LMTD se nachází v tom, že pouze při znalosti vstupních teplot nebo jakýchkoliv dvou teplot a při zadaném tepelném výkonu není potřeba realizovat iterační zpřesňování výpočtu. Tepelný výkon je počítán shodně jako u metody LMTD vztahem (2.11).

## Poměr tepelných kapacit

$$C = \frac{w_{min}}{w_{max}} \quad 2.14$$

Bezrozměrné kritérium NTU (měřítko velikosti výměníku)

$$NTU = \frac{k \cdot A}{w_{min}} \quad 2.15$$

Nízká hodnota NTU – malý výměník ovlivní teplotu chladného proud míň, než-li výměník se velkou hodnotou NTU – velký výměník. Téměř pro všechny typy výměníků existuje vztah mezi poměrem tepelných kapacit  $C$ , účinností výměníku a NTU typu  $\varepsilon = f(NTU, C)$ . Vyskytuje se však výjimka, kdyby výměník měl velmi malé NTU platí vztah (2.16)

$$\varepsilon = NTU \quad 2.16$$

Zde jsou uvedeny dva odvozené analytické vztahy pro souprúd (2.17) a pro protiproud (2.18)

$$\varepsilon = \frac{1 - e^{-NTU \cdot (1-c)}}{1 - C \cdot e^{-NTU \cdot (1-c)}} \quad 2.17$$

$$\varepsilon = \frac{1 - e^{-NTU \cdot (1+c)}}{1 + C} \quad 2.18$$

Vztahy mají omezenou platnost: pro (2.16)  $C \neq 1$  a pro (2.17)  $C < 1$

### 8.3 Kontrola provedeního výpočtu délky výměníku programem Teplo.

Program Teplo<sup>1</sup> řeší úlohy teplotních polí- tzn. počítá hodnoty teplot v prostoru a čase v rovinné (jednotková tloušťka) a rotačně symetrické geometrii (osou rotace je souřadná osa y). Výpočetní algoritmus je založen na užití metody konečných prvků. Dovoluje řešit úlohy obsahující max. 600 výpočtových bodů. Tento program užívá pro výpočty parciální diferenciální rovnici druhého řádu vedení tepla (2.19).

$$\operatorname{div}[k \cdot \operatorname{grad}(T)] + Q = \rho \cdot c \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad 2.19$$

$k$ – měrná tepelná vodivost	$[W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}]$
$\rho$ – měrná hmotnost	$[kg \cdot m^{-3}]$
$c$ – měrné teplo	$[J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}]$
$T$ – teplota	$[^{\circ}C]$
$t$ – čas	$[s]$

Tento program řeší úlohy vedení tepla v konečně- prvkové formulaci- tzn. určení vektoru řešení obecně nelineárního systému rovnic.

$$K \cdot T + C \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = Q \quad 2.20$$

$K$ – matice vodivosti
$T$ – vektor uzlových teplot
$C$ – matice vodivosti
$Q$ – zobecněné tepelné zdroje

Časová diskretizace teplotních funkce je obvykle provedena dle jednokrokového schématu ve tvar (2.20).

$$\frac{T_{t+\Delta t} - T_t}{\Delta t} = v \cdot \frac{\partial T_{t+\Delta t}}{\partial t} + (1 - v) \cdot \frac{\partial T_t}{\partial t} \quad 2.20$$

$\Delta t$  – časový krok

$v = 1$  Schéma čistě implicitní

<sup>1</sup> Program Teplo byl vytvořen autory Ing. Luděkem Müllerem a Ing. Janem Šikem v roce

$v = 0,5$  poloimplicitní schéma (Crank – Nicolson)  
 $v = 0$  explicitní schéma (Euler)

Program lze využít pro řešení rovnic vedení tepla v případech:

- stacionárních lineárních
- stacionárních nelineárních
- nestacionárních lineárních
- nestacionárních nelineárních

Všechny veličiny jsou do programu zadávány v základních jednotkách soustavy SI.

## 8.4 Výpočet tlakový ztrát ve výměníku

Při výpočtu tlakových ztrát je nutné zohlednit několik důležitých faktorů, jako je geometrický tvar kanálu a charakter proudění kapaliny. Obecně známá *Bernoulliho* rovnice (3.1) nezahrnuje zmíněné faktory. Rovnice je odvozena pro nevazké a nestlačitelné stacionární proudění, proto je nutné při výpočtu tlakových ztrát danou rovnicí doplnit o ztrátový člen. V tomto členu je zahrnut vliv vazkosti kapaliny. Ztrátový tlak pro *Bernoulliho* rovnici odvozenou v podobě tlaků má tvar (3.2)

$$\rho \cdot \frac{w^2}{2} + \rho \cdot g \cdot y + p = C \quad 3.1$$

$$\xi \cdot \rho \cdot \frac{w^2}{2} \quad 3.2$$

Při dosazení tlakové ztráty do Bernoulliho rovnice vznikne rovnice ve tvaru (3.3)

$$(1 + \xi) \cdot \rho \cdot \frac{w^2}{2} + \rho \cdot g \cdot y + p = C \quad 3.3$$

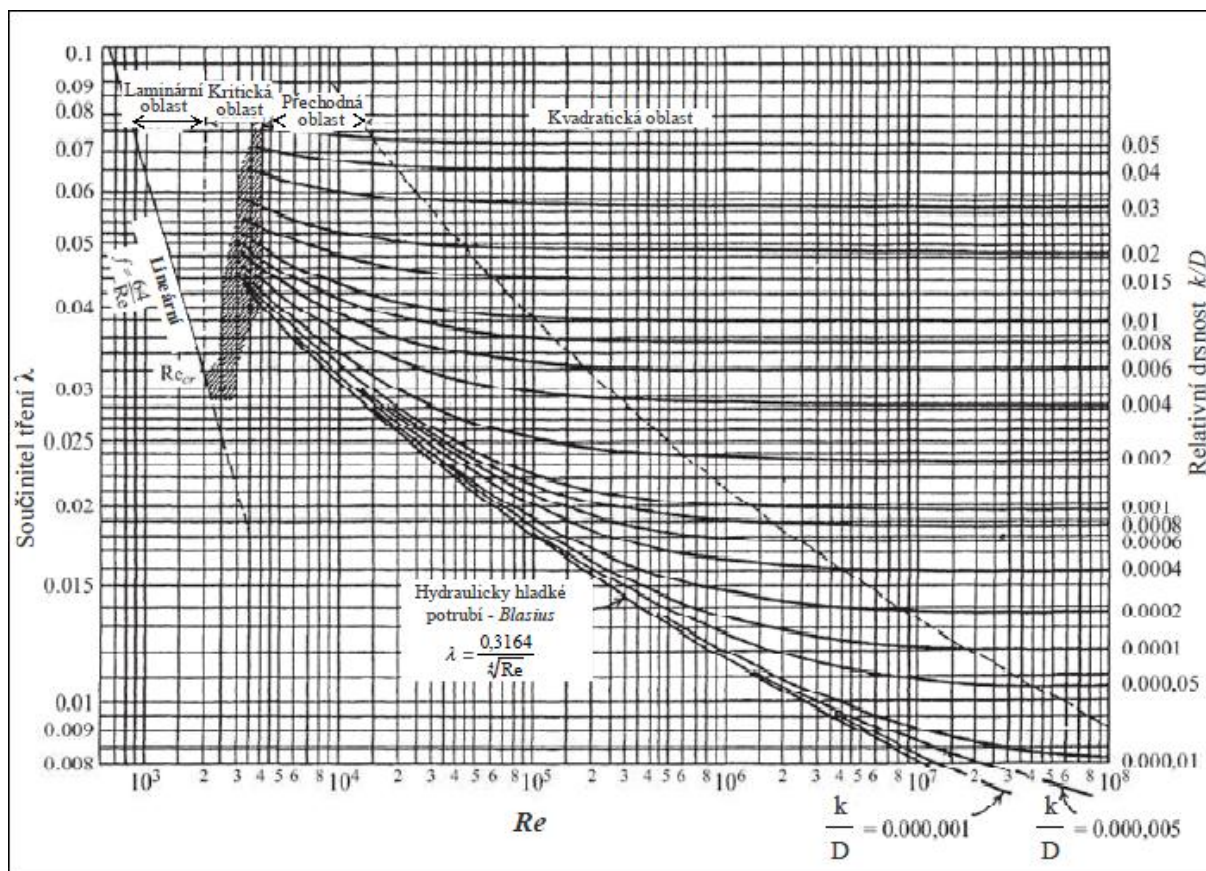
Ztráty se dají rozdělit na ztráty způsobené změnou průřezu nebo náhlou změnou směru proudění. Tyto ztráty jsou zahrnuty v součiniteli  $\xi_M$ - ztráty místní. Konkrétní hodnoty se zjišťují experimenty nebo jsou na jejich základech odvozeny empirické vztahy. Nebo také na ztráty, které jsou zapříčiněné délkou kanálu  $\xi_T$  – ztráty třecí. Název těchto ztrát je odvozen od děje, který charakterizují, jelikož kapalina během svého pohybu v kanálu se tře o jeho povrch. Součinitel třecích ztrát ovlivňují tyto faktory: rychlost  $w$ , viskozita  $\vartheta$ , průměr  $D$ , délka  $L$ , drsnost  $k$ .

$$\xi_T = \lambda \cdot \frac{L}{D} \quad 3.4$$

$\lambda$  – součinitel tření  
 $L$  – délka daného úseku  
 $D$  – průměr daného úseku

Zmíněné faktory sehrávají ve výběru vhodného vztahu pro výpočet tlakových ztrát velmi důležitou roli. Stejně jako charakter proudění (laminární nebo turbulentní) ovlivňuje přestup tepla, jsou charakterem proudění ovlivněné i tlakové ztráty. Jak již bylo uvedeno v předcházejících kapitolách, druh proudění se určuje dle výše hodnoty Reynoldsova čísla.

Podle závislosti na poměrné drsnosti  $k/D$ , součiniteli tření  $\lambda$  a velikosti  $Re$  se rozlišuje 5 elementárních oblastí viz Obr. 20.



Obr. 20 závislost součinitele tření  $\lambda$  na velikosti  $Re$  a na přirozené poměrné drsnosti  $k/D$  pro kruhové potrubí

Pro laminární oblast, kde se vyskytuje jen laminární proudění platí vztah (3.5).

$$\lambda = \frac{64}{Re} \quad 3.5$$

V přechodové oblasti ( $2300 < Re < 10^4$ ) dochází ke střídání laminárního a turbulentního režimu. Díky nestabilitě proudění v této oblasti není možné analyticky vyjádřit závislost součinitele tření  $\lambda$  na  $Re$ .

Na turbulentní proudění do značné míry působí drsnost povrchu  $k$  na rozdíl od laminárního proudění, kde vlivem vazkosti jsou fluktuace vzniklé od nerovnosti povrchu utlumeny. Existuje, ale určitá oblast, kde se do výsledného vztahu (3.6) (*Blasiův vztah*) při turbulentním proudění nepromítne velikost drsnosti. Tato oblast se nazývá oblast hydraulicky hladká. Součinitel tření zde ještě není závislý na drsnosti, díky její velikosti. Rozsah platnosti tohoto vztahu je  $4 \cdot 10^3 < Re < 10^5$ .

$$\lambda = \frac{0,3164}{\sqrt[4]{\sqrt{Re}}} \quad 3.6$$

Pro oblasti hydraulicky hladké byly v pozdějších letech odvozeny ještě další vzorce, které ale lze uplatnit za přesně definovaných podmínek. Za zmínku ještě stojí vztah odvozený Filoněnkem 3.07, protože je u tohoto vztahu rozšířená oblast uplatnění oproti vztahu 3.06 na rozsah  $2,5 \cdot 10^3 < Re < 10^{12}$ .

$$\lambda = (1,82 \cdot \log Re - 1,64)^{-2} \quad 3.7$$

Následující oblasti, přechodová oblast, kvadratická oblast a oblast hydraulicky drsná, nejsou zde podrobněji popsány, neboť se nebudou za žádných okolností v tomto projektu uvažovat.

Veškeré uvedené vztahy jsou odvozené pro potrubí kruhového charakteru. Aby bylo možné tyto vztahy přenést na výpočet potrubí nebo kanálu nekruhového tvaru, je nutné použít korekční součinitel  $b/a$ . Pro laminární proudění ( $Re < 2300$ ) je stanovena velikost součinitele korekčního součinitele  $k$  v rozmezí  $k = 0,89 - 1,5$ .

$k = 0,89$  platí pro  $b/a = 1$  – čtvercový průřez

$k = 1,5$  platí pro  $b/a = -\infty$  – desky

Pro turbulentní proudění ( $Re > 2300$ ) je stanovena velikost součinitele korekčního součinitele  $k$  v rozmezí  $k = 1 - 1,1$ .

$k = 1$  platí pro  $b/a = 1$  – čtvercový průřez

$k = 1,1$  platí pro  $b/a = -\infty$  – desky

## 9 Návrh tepelné izolace nádoby

Při nominálním provozu reaktoru dochází k uvolnění velkého množství tepelné energie, která není absorbovaná pouze chladičem, ale i ostatními komponenty v celém reaktoru. Tyto komponenty musí být schopné odolat nejen nominálnímu provozu, ale i do určité míry libovolnému provozu, který může v reaktoru nastat. V reaktoru jsou použity konstrukční prvky o různých termofyzikálních, chemických a mechanických vlastnostech.

Vnitřní prostor reaktoru (primární okruh) je navržen především z vysoko teplotně odolného materiálu (kapitola konstrukční materiály). Pro jadernou nádobu je navržen nerezová ocel. Pokud by byla JNR zhotovena z materiálu, jako je použit na PO, její cena by byla ekonomicky zcela neúnosná. Tento materiál nedisponuje velkou teplotní stálostí jako materiál PO, přesto jeho použití je pro tento projekt dostačující. Neboť podmínkou je, že



teplota uvnitř JNR nepřesáhne při nominálním provozu 400°C. Tato podmínka by měla být s dostatečnou rezervou splněna za pomoci dvou elementů. PO bude tepelně zaizolovaný a prostor v celé nádobě bude vyplněn plynem Argonem. Tato kombinace prvků zajistí požadované parametry. Vnitřní teplotu nádoby je možné udržovat až na 400°C. Z vnější strany je tento stav nepřijatelný. Je snahou vytvořit v okolí JNR prostředí, které není životu nebezpečné. Nároky kladené na prostředí vně nádoby jsou značné, maximální přípustná teplota je do 30 °C.

Této limitující podmínky lze dosáhnout několika způsoby. Vnější nebo vnitřním chlazením JNR plynem, ale vnější chlazení je z hlediska rozvoje trhlin, díky velkému teplotnímu gradientu, nepřijatelný. Řešení vnitřního chlazení je technologicky a finančně velmi náročné a proto se upřednostňuje jiný systém.

Jako vhodný kandidát se jeví tepelná izolace. Na dnešním trhu se nachází mnoho firem, které nabízí široké spektrum tepelných izolací. Jednou z nich je i firma Archwelding, která dodává tepelnou izolaci nazývanou SIBRAL – Durablanket S viz Obr. 21.



Obr. Tepelná izolace SIBRAL

Tato tepelná izolace je vyrobená z odstředivě tvarovaných dlouhých keramických vláken. Díky její struktuře je dostatečně elastická, ale se vyznačuje i přijatelnou pevností. Geometricky symetrický tvar nádoby předurčuje použití těchto rohoží. Aplikace na povrch JNR nebude nikterak technologicky náročná.

## 9.1 Vlastnosti tepelné izolace sibal

Uvedené vlastnosti izolace jsou převzaty z katalogu jmenované firmy.

Objemová hmotnost – 160 kg · m<sup>-3</sup>

Teplotní odolnost – 1250°C

Teplotní vodivost – 0,0314 W · m<sup>-1</sup> · K<sup>-1</sup>

Měrná tepelná kapacita – 1140 J · kg<sup>-1</sup> · K<sup>-1</sup>

Objemová hmotnost izolace byla zvolena dle katalogu jmenované firmy a ta dosahuje hodnoty  $-160 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ . Teplotní odolnost je uváděna až do hodnot  $1250^\circ\text{C}$ . Tepelná vodivost nabývá nebývale kladných hodnot[27]

## 10 Kontrola rozměru AZ

Jednotlivé rozměry AZ jsou navrženy tak, aby v konečném důsledku byla AZ schopna vyprodukovat bez jiného vnějšího zdroje lehce nadkritický stav. Pouze při docílení kritického stavu je možné udržet trvale štěpnou reakci. Výpočet kritičnosti AZ řešené v této práci byl proveden pomocí ověřeného a hojně rozšířeného kódu MCNP, který využívá metodu Monte-Carlo.

Původní návrh AZ nabýval rozměry: průměr  $D = 1200 \text{ mm}$ , výška  $H = 1000 \text{ mm}$ , v tomto prostoru se nacházely pouze grafitové palivové tyče se štěpným materiálem umístěný v TRISO částicích, který dosahoval úrovně obohacení  $10,36 \% \text{ U}^{235}$ . K těmto proporcím AZ byl navržen reflektor z grafitu, který byl uložen kolem AZ. Další vrstva grafitu se nacházela nad AZ, identická vrstva byla i pod AZ. Projektovaná tloušťka reflektoru byla shodná ve všech místech -  $t = 250 \text{ mm}$ . Pro systém chlazení byla použita FRS  $\text{LiF-BeF}_2$ . Jako alternativa chladiva byla uvažována FLINA, ale pro její nízkou moderační schopnost se z této možnosti upustilo.

Výpočet maximální možné hodnoty multiplikačního koeficientu  $k_{ef}$  ukázal, že takto koncipovaná AZ není schopna kritického stavu, neboť dosahuje pouze velikosti multiplikačního koeficientu  $k_{ef} = 0.995397$ . Výsledná hodnota jasně ukazuje, že tento koncept AZ nedokáže trvale udržet štěpnou jadernou reakci.

Na základě obdržení negativních výsledků bylo nezbytné rozvržení AZ změnit, respektive zvětšit její rozměry.

Návrh AZ nebyl pozměněn jen v geometrickém měřítku, ale byla přidána i úroveň obohacení paliva z předešlých  $10,36 \%$  na  $19,9 \% \text{ U}^{235}$ . Nově navržené geometrické rozměry se změnilly pouze ve výšce AZ na  $H = 1500 \text{ mm}$ . Tyto dvě vynucené úpravy se ukázali jako velmi účinné. Výpočet prokázal zvýšení multiplikačního koeficientu na uspokojivou hodnotu  $k_{ef} = 1.022691$  a takto navržené rozměry AZ byly použité pro celkový návrh PO v tomto projektu.

## 11 Výpočtová část

### 11.1 Výpočet výměníku

Dispoziční uspořádání řešeného konceptu reaktoru je popsáno v kapitole (5.1) Z tohoto rozvržení vyplývá, že průtočné množství, které prochází AZ, se dělí do dvou totožných větví, kde každá větev obsahuje jeden výměník. Průtočné množství, které prochází výměníkem, je nezbytné pro návrh výpočtu rozměrů (délky H) výměníku a propojovacího potrubí (průměr D). Přesnou hodnotu průtočného množství lze vypočítat poměrně snadno ze vztahu (4.0) - kalorimetrická rovnice, jelikož jsou známy všechny potřebné veličiny: tepelný výkon výměníku  $\dot{Q} = 50 \text{ MW}_t$ , měrná tepelná kapacita pro dané parametry  $c_{pH} = 2340 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ , teplota na vstupu do AZ  $T_{Hi} = 850^\circ\text{C}$ , teplota na výstupu z AZ  $T_{Ho} = 800^\circ\text{C}$ .

#### 11.1.1 Výpočet průtočného množství aktivní zónou

$$\dot{Q} = c_p \cdot \dot{m} \cdot (T_{Hi} - T_{Ho}) \quad 4.0$$

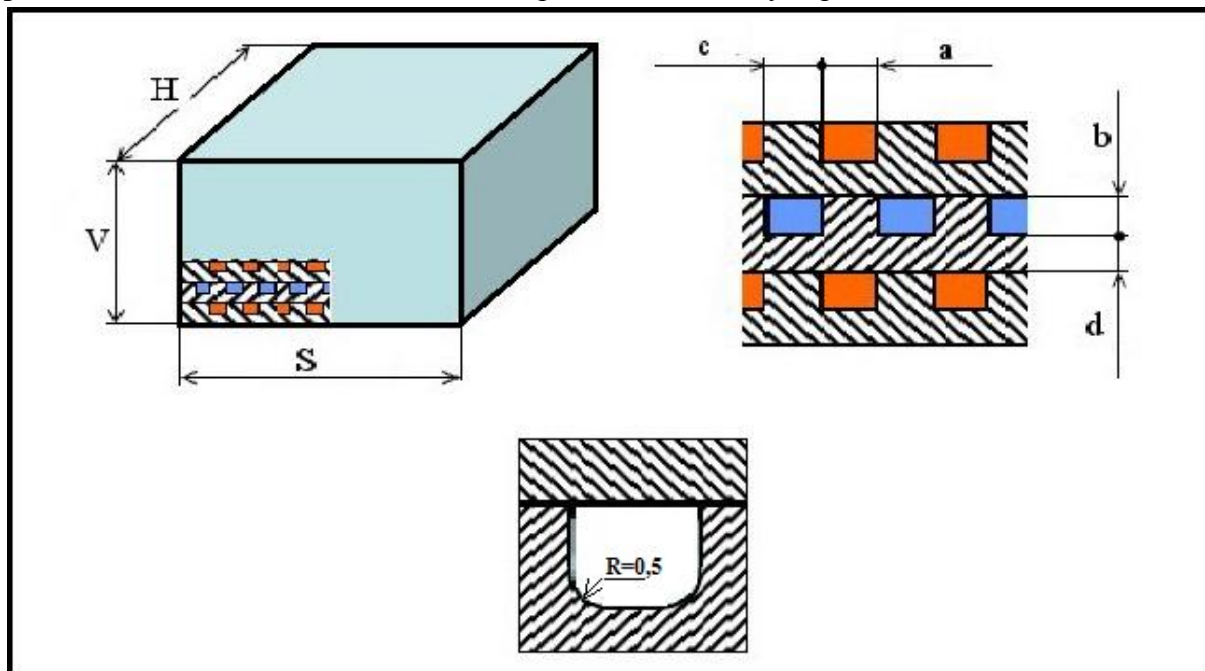
$$\dot{Q} = c_p \cdot \dot{m} \cdot (850 - 800)$$

$$\dot{m} = \frac{\dot{Q}}{c_p \cdot (850 - 800)} \quad 4.1$$

$$\dot{m} = \frac{5 \cdot 10^7}{2340 \cdot (850 - 800)}$$

$$\dot{m} = 427,35 \frac{\text{kg}}{\text{s}} \Rightarrow 213.675 \frac{\text{kg}}{\text{s}} \text{ na jeden v\u011bm\u011bn\u00edk}$$

Na schematick\u00e9m obr\u00e1zku Obr. 22 jsou obecn\u011b ok\u00f3tovan\u00e9 z\u00e1kladn\u00ed rozm\u011bry j\u00e1dra v\u011bm\u011bn\u00edku a tak\u011b rozm\u011bry jednotliv\u00fdch element\u016f desek. Ka\u017d\u00e1 \u0159ada kan\u00e1l\u016f je zabarvena rozd\u00edlnou barvou, t\u00edm jsou ozna\u010deny hork\u00fd a studen\u00fd proud. \u00d0kolem tohoto v\u00fdpo\u010tu je navrhnout pot\u0159ebnou d\u00e9lku v\u011bm\u011bn\u00edku. Zn\u00e1m\u00e9 rozm\u011bry v\u011bm\u011bn\u00edku jsou  $S = 0.8 \text{ m}$ ,  $V = 0,8 \text{ m}$ . Rozm\u011bry kan\u00e1lu, \u017ebra a celkov\u00e9ho pr\u016f\u0159ezu:  $a = 10 \text{ mm}$ ,  $b = 7,5 \text{ mm}$ ,  $c = 6 \text{ mm}$ ,  $d = 2,5 \text{ mm}$ . D\u00e1le jsou zad\u00e1ny vstupn\u00ed a v\u00fdstupn\u00ed teploty obou proud\u016f: hork\u00fd proud sm\u011b\u0165i LiF-BeF<sub>2</sub> (FLIBE) vstupn\u00ed teplota  $T_{Hi} = 850^\circ\text{C}$ , v\u00fdstupn\u00ed teplota studen\u00fd proud  $T_{Ho} = 800^\circ\text{C}$ , hork\u00fd proud sm\u011b\u0165i LiF-NaF-FK (FLINAK) vstupn\u00ed  $T_{Ci} = 680^\circ\text{C}$ , v\u00fdstupn\u00ed  $T_{Co} = 760^\circ\text{C}$ .



Obr. 22 Schematicky nakreslen\u00e9 a ok\u00f3tovan\u00e9 j\u00e1dro v\u011bm\u011bn\u00edku

### Plocha pr\u016f\u0159ezu jednoho kan\u00e1lu - $A^1$

$$A^1 = a \cdot b - \frac{4R^2 - \pi R^2}{2} \quad 5.01$$

$$A^1 = 0,01 \cdot 0,0075 - \frac{4 \cdot 0,0005^2 - \pi \cdot 0,0005^2}{2}$$

$$A^1 = 7,48927 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2$$

### Po\u010det kan\u00e1l\u016f na v\u00fd\u0161ku j\u00e1dra v\u011bm\u011bn\u00edku - $n$

$$n \cong \frac{V}{b+d}$$

$$5.02$$

$$n \cong \frac{0,8}{0,0075+0,0025}$$

$$n = 80 \text{ kan\u00e1l\u016f}$$

**Počet kanálů na šířku jádra výměníku -  $m$** 

$$m \cong \frac{s}{a+c} \quad 5.03$$

$$m \cong \frac{0,8}{0,01+0,006}$$

$$m = 50 \text{ kanálů}$$

**Celkový počet kanálů jádra  $k_c$** 

$$k_c = m \cdot n \quad 5.04$$

$$k_c = 80 \cdot 50$$

$$k_c = 4000 \text{ kanálů}$$

**Průtočná plocha jednoho proudu media** (dle koncepce výměníku se k jednomu proudu vztahuje  $\frac{1}{2}$  celkového počtu kanálů)

$$A^{PR} = A^1 \cdot \frac{k_c}{2} \quad 5.05$$

$$A^{PR} = 7,48927 \cdot 10^{-5} \cdot \frac{4000}{2}$$

$$A^{PR} = 0,149785 \text{ m}^2$$

**11.1.2 Návrh výpočtu koeficientu přestupu tepla  $\alpha_H$  pro FRS FLIBE (LiF-Be<sub>2</sub>)****Stanovení Nusseltova kritéria pro směs FLIBE**

Charakteru chování proudu FRS v kanálu se rozlišuje za pomoci  $Re$ .

**Reynoldsovo kritérium - horký proud** pro tento výpočet byl použit vztah (2.05).

$$Re_H = \frac{W_H \cdot D_h}{\vartheta_H} \quad 5.06$$

K tomuto výpočtu je potřeba vypočítat nejprve několik veličin.

**Pomocné výpočty veličin potřebných k určení  $Re$** 

Pro pomocné výpočty byla stanovena střední teplota horkého proudu

$$T_{sH} = 825 \text{ }^\circ\text{C} (1098,15^\circ\text{K})$$

**Ekvivalentní hydraulický průměr  $D_h$**  - tento ekvivalentní přepočtení rozměrů kanálu na průměr  $D_h$  platí pro oba proudy viz. (2.06)

$$D_h = \frac{4 \cdot A^1}{O} \quad 5.07$$

$$D_h = \frac{4 \cdot a \cdot b}{O} \quad 5.08$$

$$D_h = 8,57142827 \cdot 10^{-3} \text{ mm}$$

**Dynamická viskozita** –  $\mu_H$  pro výpočet byl použit vztah (1.5)

$$\mu_H = 0,000116 \cdot e^{\frac{3755}{T_H(K)}} \quad 5.09$$

$$\mu_H = 0,000116 \cdot e^{\frac{3755}{1098,15}}$$

$$\mu_H = 3,54382444 \cdot 10^{-3} \text{ kg} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}$$

**Hustota** -  $\rho_H$  pro výpočet byl použit vztah (1.3)

$$\rho_H = 2,28 - 0,000488 \cdot T_{sH} \quad 5.10$$

$$\rho_H = 2,28 - 0,000488 \cdot 825$$

$$\rho_H = 1,8774 \cdot 10^3 \cdot \text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$$

**Kinematická viskozita** -  $\vartheta_H$

$$\vartheta_H = \frac{\mu_h}{\rho_h} \quad 5.11$$

$$\vartheta_H = \frac{3,54382444 \cdot 10^{-3}}{1877,4}$$

$$\vartheta_H = 1.887652 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 \cdot \text{s}$$

**Střední rychlost horkého proudu** -  $w_H$

$$w_H = \frac{\dot{m}}{\rho \cdot A_{PR}} \quad 5.12$$

$$w_H = \frac{213,675}{1877,4 \cdot 0,149778}$$

$$w_H = 0,75987 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$$

Vypočtené hodnoty dosadíme zpět do vztahu (5.06).

$$Re_H = \frac{0,759851 \cdot 8,57142827 \cdot 10^{-3}}{1.887652 \cdot 10^{-6}}$$

$$Re_H = 3450,32$$

Na základně provedeného výpočtu  $Re$  je zřejmé, že výsledná hodnota převyšuje  $Re_{krit} = 2200$  a z této podmínky vyplývá, že proud v kanálu je turbulentní. Díky této znalosti

je možné určit tvar Nusseltova kritéria. Pro výpočet bude využit korelační vztah [Hausen] (2.10).

$$Nu = 0,116 \cdot \left( Re_H^{2/3} - 125 \right) \cdot Pr_H^{1/3} \cdot \left( \frac{\mu}{\mu_w} \right)^{0,14} \quad 5.13$$

Tento vztah obsahuje veličiny, které je nutné dopočítat. V tomto vztahu si dovolíme zanedbat změny dynamické viskozity s teplotou (rozdíl nemá vzhledem charakteru výpočtu význam). Zbývá pouze určit Prandtlovo číslo  $Pr$ .

**Prandtlovo číslo - horký proud** pro výpočet byl použit vztah (2.07).

$$Pr_H = \frac{\vartheta_H \cdot \rho_h \cdot c_{p_H}}{\lambda_H} \quad 5.14$$

**Pomocné výpočty veličin potřebných ke stanovení  $Pr$**

Směs FLIBE je složena ze dvou složek, jejichž procentuální zastoupení je LiF 67- BeF<sub>2</sub> 33% mol. a to společně udává hodnotu  $M = 33,1 \text{ g} \cdot \text{mol}^{-1}$ . Měrná tepelná kapacita pro zadané parametry má hodnotu  $c_{p_H} 2340 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$

*Tepelná vodivost* -  $\lambda_H$  pro výpočet je použit vztah (1.6)

$$\lambda_H = 0,0005 \cdot T_H(K) + \frac{32}{M_H} - 0,34 \quad 5.15$$

$$\lambda_H = 0,0005 \cdot 1098,15 + \frac{32}{33,1} - 0,34$$

$$\lambda_H = 1,175842372 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$$

Vypočtené hodnoty se dosadí do vztahu (5.14)

$$Pr_H = \frac{1,887652 \cdot 10^{-6} \cdot 1877,4 \cdot 2340}{1,175842372}$$

$$Pr_H = 7,052539$$

Nyní jsou již známy potřebné hodnoty podobnostních čísel horkého proudu  $Re_H, Pr_H$  pro dosazení do vztahu (5.13) -  $Nu_H$

$$Nu_H = 0,116 \cdot \left( 3450,32^{2/3} - 125 \right) \cdot 7,052539^{1/3}$$

$$Nu_H = 22,9873$$

**Výpočet koeficientu přestupu tepla** -  $\alpha_H$  vypočtené hodnoty dosadíme do vztahu (2.03)

$$\alpha_H = \frac{Nu \cdot \lambda}{D_h} \quad 5.16$$

$$\alpha_H = \frac{22,9873 \cdot 1,175842372}{8,57142 \cdot 10^{-3}}$$

$$\alpha_H = 3153,44 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}$$

### 11.1.3 Návrh výpočtu koeficientu přestupu tepla $\alpha_2$ pro FLINAK ( LiF-NaF-KF)

Postup výpočtu je identický s postupem pro směs FLIBE

#### Stanovení Nusseltova kritéria pro směs FLINAK

Reynoldsovo číslo - studený proud  $Re_C$  pro tento výpočet byl použit vztah (2.05).

$$Re_C = \frac{w_C \cdot D_C}{\vartheta_C} \quad 5.17$$

#### Pomocné výpočty veličin potřebných k určení $Re_C$

Pro pomocné výpočty byla stanovena střední teplota  $T_{S_H} = 720 \text{ }^\circ\text{C}$  ( $998,15 \text{ }^\circ\text{K}$ )

**Ekvivalentní rozměr**- díky geometrické shodnosti jsou oba ekvivalentní hydraulické průměry stejné.

$$D_h = 8,57142827 \cdot 10^{-3} \text{ m}$$

#### Dynamická viskozita - $\mu_C$

Dynamická viskozita a hustota jsou pro výpočet převzaty z pramene [21]

$$\mu_C = 2,66710^{-3} \text{ kg} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}$$

$$\rho_C = 2165 \text{ kg} \cdot \text{m}^3$$

#### Kinematická viskozita - $\vartheta_2$

$$\vartheta_C = \frac{\mu_C}{\rho_C} \quad 5.18$$

$$\vartheta_C = \frac{2,66710^{-3}}{2165}$$

$$\vartheta_C = 1,23187067 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$$

#### Střední rychlost studeného proudu - $w_C$

$$w_C = \frac{\dot{m}}{\rho_C \cdot A^{PR}} \quad 5.19$$

$$w_C = \frac{168,91875}{2165 \cdot 0,149778}$$



$$w_C = 0,5208967 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$$

Vypočtené hodnoty dosadíme zpět do vztahu (5.17)

$$Re_C = \frac{0,5208967 \cdot 8,57142827 \cdot 10^{-3}}{1,23187067}$$

$$Re_C = 3618,19$$

Vypočtená hodnota  $Re_C$  také převyšuje  $Re_{krit} = 2200$  a určuje charakter proudění, které je i v tomto případě turbulentní. Díky této znalosti je možné určit tvar Nusseltova kritéria. Pro výpočet bude využit také korelační vztah [Hausen] (2.10).

$$Nu = 0,116 \cdot \left( Re_C^{2/3} - 125 \right) \cdot Pr_C^{1/3} \cdot \left( \frac{\mu}{\mu_w} \right)^{0,14} \quad 5.20$$

Tento vztah obsahuje veličiny, které je nutné dopočítat. V tomto vztahu si dovolíme zanedbat změny dynamické viskozity s teplotou (rozdíl nemá vzhledem charakteru výpočtu význam). Zbývá pouze určit Prandtlovo číslo  $Pr_C$

**Prandtlovo číslo – studený proud** pro výpočet byl použit vztah (2.07).

$$Pr_C = \frac{\vartheta_c \cdot \rho_c \cdot c_{pC}}{\lambda_c} \quad 5.21$$

Směs FLINAK je složena ze dvou složek, jejichž procentuální zastoupení je LiF46,5-NaF11,5-KF42% mol. a to společně udává hodnotu  $M = 41,291 \text{ g} \cdot \text{mol}^{-1}$ . Měrná tepelná kapacita pro zadané parametry uvedená v pramenu [21] má hodnotu  $c_{pC} = 1850 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$

### Tepelná vodivost

Pro výpočet teplotní vodivosti směsi FLINAK je využit identický vztah jako pro směs FLIBE

$$\lambda_C = 0,0005 \cdot T(K) + \frac{32}{M} - 0,34$$

$$\lambda_C = 0,0005 \cdot 993,15 + \frac{32}{41,291} - 0,34$$

$$\lambda_C = 0,931562285 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$$

Vypočtené hodnoty se dosadí do vztahu (5.21)

$$Pr_C = \frac{\vartheta_c \cdot \rho_c \cdot c_{pC}}{\lambda_c}$$

$$Pr_C = \frac{1,23187067 \cdot 10^{-6} \cdot 1850 \cdot 2165}{0,931562285}$$

$$Pr_C = 5,296167$$

Nyní jsou již známy potřebné hodnoty podobnostních čísel studeného proudu  $Re_C$ ,  $Pr_C$  pro dosazení do vztahu 5.20 -  $Nu_C$

$$Nu_C = 0,116 \cdot (Re_C^{2/3} - 125) \cdot Pr_C^{1/3}$$

$$Nu_C = 0,116 \cdot (3618,19^{2/3} - 125) \cdot 5,296167^{1/3}$$

$$Nu_C = 22,38$$

**Výpočet koeficientu přestupu tepla -  $\alpha_C$**  vypočtené hodnoty dosadíme do vztahu (2.03).

$$\alpha_C = \frac{Nu_C \cdot \lambda_2}{D_h}$$

$$\alpha_C = \frac{22,38 \cdot 0,931562285}{8,57142 \cdot 10^{-3}}$$

$$\alpha_C = 2432,31$$

**11.1.4 Výpočet součinitele prostupu tepla -  $k$**  vypočtené hodnoty dosadíme do vztahu (2.02).

$$k = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_C} + \frac{d}{\lambda_{grafit}} + \frac{1}{\alpha_H}} \quad 5.22$$

$$k = \frac{1}{\frac{1}{3153,4398} + \frac{d}{67} + \frac{1}{2432,31}} \quad \lambda_{grafit} = 67 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1} [28]$$

$$k = 1306,234$$

**11.1.5 Návrh výpočtu délky výměníku**

Rovnice (5.24) zahrnuje tuto změnu v členu  $\Delta T$ , který vyjadřuje střední teplotní rozdíl.

$$\dot{Q} = k \cdot \Delta T \cdot A \quad 5.24$$

Z této rovnice následně lze po jednoduché úpravě vypočítat teplosměnnou plochu výměníku.

$$A = \frac{Q}{k \cdot \Delta T} \quad 5.23$$

**Střední logaritmický teplotní spád**

$$\Delta T = \frac{(T_{Hi} - T_{Co}) - (T_{Ho} - T_{Ci})}{\ln \frac{(T_{Hi} - T_{Co})}{(T_{Ho} - T_{Ci})}} \quad 5.24$$

$$\Delta T = \frac{(850-760)-(800-680)}{\ln\left(\frac{(850-760)}{(800-680)}\right)}$$

$$\Delta T = 104,28178^{\circ}\text{C}$$

Do vztahu 5.24 dosadíme vypočtené hodnoty  $\Delta T$  a  $k$

$$A = \frac{25 \cdot 10^6}{1306,234 \cdot 104,28178}$$

$$A = 183,53 \text{ m}^2$$

**Výpočet délky výměníku**

$$A = n \cdot S \cdot H \tag{5.25}$$

$$A = 80 \cdot 0,8 \cdot H$$

$$H = \frac{183,53}{80 \cdot 0,8}$$

$$H = 2,87 \text{ m}$$

### 11.1.6 výpočet účinnosti deskového výměníku

**Výpočet účinnosti výměníku metodou – LTDM**

$$Q = \varepsilon_1 \cdot W_{min} \cdot (T_{Hi} - T_{Ci}) \tag{5.26}$$

***Tepelná kapacita studeného proudu***

$$W_C = \dot{m} \cdot C_{pH} \tag{5.27}$$

$$W_C = 168,91875 \cdot 1850$$

$$W_C = 312499$$

***Tepelná kapacita horkého proudu***

$$W_H = \dot{m} \cdot C_{pC} \tag{5.28}$$

$$W_H = 213,675 \cdot 2340$$

$$W_H = 499999,5 \text{ (500000)}$$

$$W_C = W_{min}$$

Vypočtené hodnoty dosadíme do vztahu (5.26)

$$\varepsilon_1 = \frac{Q}{312499 \cdot (850 - 680)}$$

$$\varepsilon_1 = 0,47058 \cong 47\%$$

## Výpočet účinnosti výměníku metodou – NTU

### *Poměr tepelných kapacit*

$$C = \frac{W_{min}}{W_{max}} \quad 5.29$$

$$C = \frac{312499}{499999,5} = 0,624999$$

### *Počet převodových jednotek NTU*

$$NTU = \frac{k \cdot A_t}{W_{min}} \quad 5.30$$

$$NTU = \frac{183,53 \cdot 1306,234}{312499,595}$$

$$NTU = 0,76714699$$

vypočtené hodnoty dosadíme do vztahu (2.17)

$$\varepsilon_2 = \frac{1 - e^{-NTU \cdot (1-c)}}{1 - C \cdot e^{-NTU \cdot (1-c)}} \quad 5.31$$

$$\varepsilon_2 = 0,47058 \cong 47\%$$

Spočtené účinnosti výměníku rozdílnými metodami  $\varepsilon_1$  - LTDM a  $\varepsilon_2$  - NTU jsou shodné. Výpočet byl proveden správně.

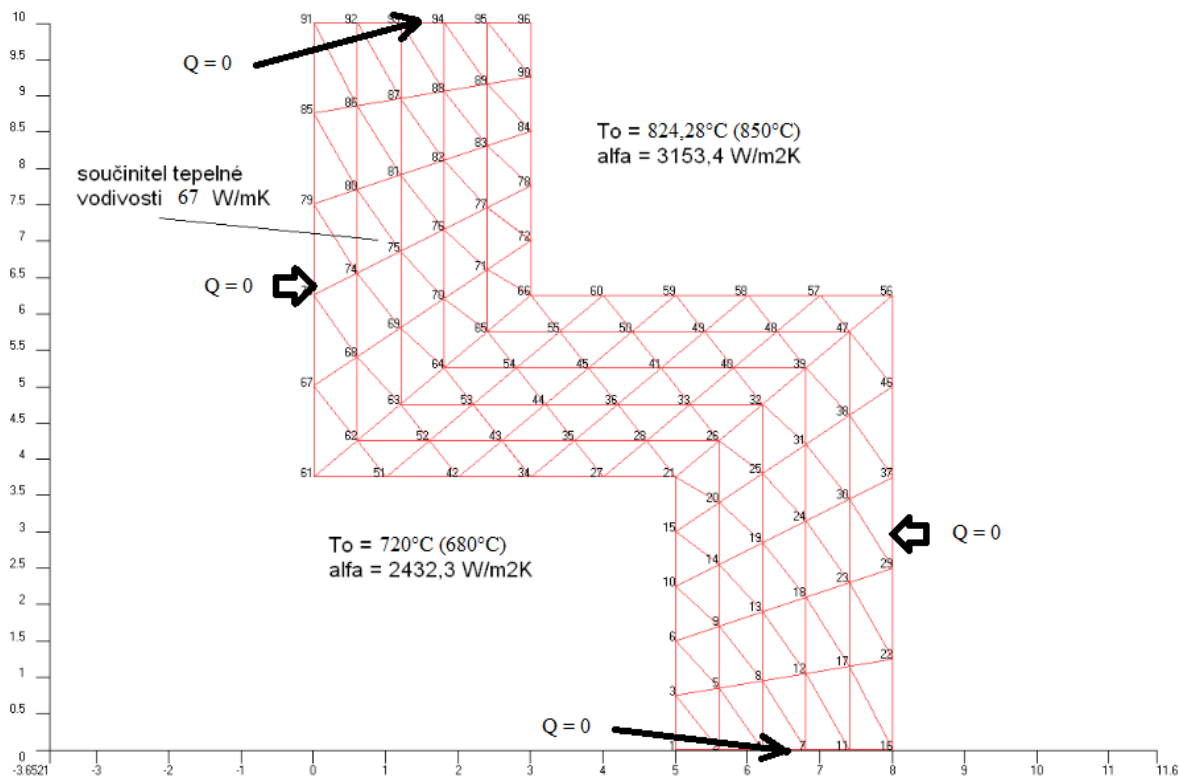
## 11.2 Kontrola vypočtené délky výměníku numerickou metodou

Numerická metoda realizovaná programem teplo je zde uvedena pro kontrolu správnosti analytického řešení. Tento program využívá k výpočtu hodnot, rovnice uvedené v kapitole (8.3).

### 11.2.1 Předpoklady výpočtu

Výměník je osově symetrický. Charakter proudu v kanálech výměníku je považován za vybuzený ustálený turbulentní stav. Geometrie kanálů obou proudů je shodná. Na Obr. 19 je znázorněné rozložení kanálů ve výměníku. Je zřejmé, že přenos tepelné energie není v celém průřezu výměníku totožný. Kanály horkého proudu umístěné na stěně předávají polovinu tepelné energie studenému proudu, na rozdíl od horkých kanálů umístěných kolem

středu výměníku, rohové kanály dokonce jen jednu čtvrtinu. Tyto předpoklady dovolují zjednodušení řešené geometrie pouze na tvar viz Obr. 22.



Obr. 22 Síť počítaného elementu

Na vyznačených stěnách je uvažován nulový tepelný tok ( $Q = 0$ ) a to z důvodu osové symetrie. Tepelný tok se v těchto místech rozděluje na dva shodné směry. Výpočet je proveden pro dvě zadání.

**Zadané hodnoty pro numerický výpočet**

Veličiny	Hodnoty pro zadání 1	Hodnoty pro zadání 2	Jednotky
Vstupní teplota teplého proudu	824,28	850	°C
Vstupní hodnota studeného proudu	720	680	°C
Hmotnost. průtok studeného proudu	213,675	213,675	kg/s
Hmotnost. průtok studeného proudu	168,912	168,912	kg/s
Koeficient přestupu studeného proudu	2432,31	2432,31	$w/m^{-2} \cdot K^{-1}$
Koeficient přestupu studeného proudu	3153,44	3153,44	$w/m^{-2} \cdot K^{-1}$
Koeficient teplotní vodivosti grafitu	67	67	$w/m^{-1} \cdot K^{-1}$

Tab.10 Zadané parametry pro výpočet

Tepelný výkon výměníku je pro obě zadání stejný  $Q = 25 MW_t$

Výčet vypočtených tepelných toků po délce pro střední teploty  $T_{Hs} = 824,28°C, T_{Cs} = 720°C$

bod	teplota [°C]	střední teplota na úsečce [°C]	délka úsečky [m]	tepelný tok na úsečce [W/m]
1	769,80			
3	770,00	769,90	0,00075	91,02883
6	770,50	770,25	0,00075	91,66731
10	771,40	770,95	0,00075	92,94426
15	772,90	772,15	0,00075	95,13333
21	775,30	774,10	0,00075	98,69057
27	776,00	775,65	0,00100	135,3575
34	776,20	776,10	0,00100	136,452
42	776,30	776,25	0,00100	136,8169
51	776,30	776,30	0,00100	136,9385
61	776,30	776,30	0,00100	136,9385
suma [W/m]				1151,968

Tab. 11 Výčet hodnot v bodech

V Tab. 11 je vypočten tepelný tok jednoho vytknutého elementu (Obr. 22). Pro výpočet tepelného toku celého jádra výměníku je nutné tento tepelný tok roznásobit počtem elementů tak, aby jejich rozmístění v jádru výměníku odpovídalo skutečnosti. Tab. 12 uvádí výpočet tepelných toků v daných oblastí.

umístění vytknutých elementů	počet elementů	tepelný tok v dané oblasti [W/m]
boční	124	285687,99
rohové	4	4607,87
vnitřní	1872	8625934,02
suma	2000	8916229,87

Tab. 12 Výpočet tepelných toků v daných oblastí

Program Teplo vypočetl délku výměníku pomocí vztahu (2.19) a z rozdílu teplot teplé a studené strany, kde tento rozdíl je roven střednímu logaritmickému spádu  $\Delta T = 104,28 \text{ } ^\circ\text{C}$

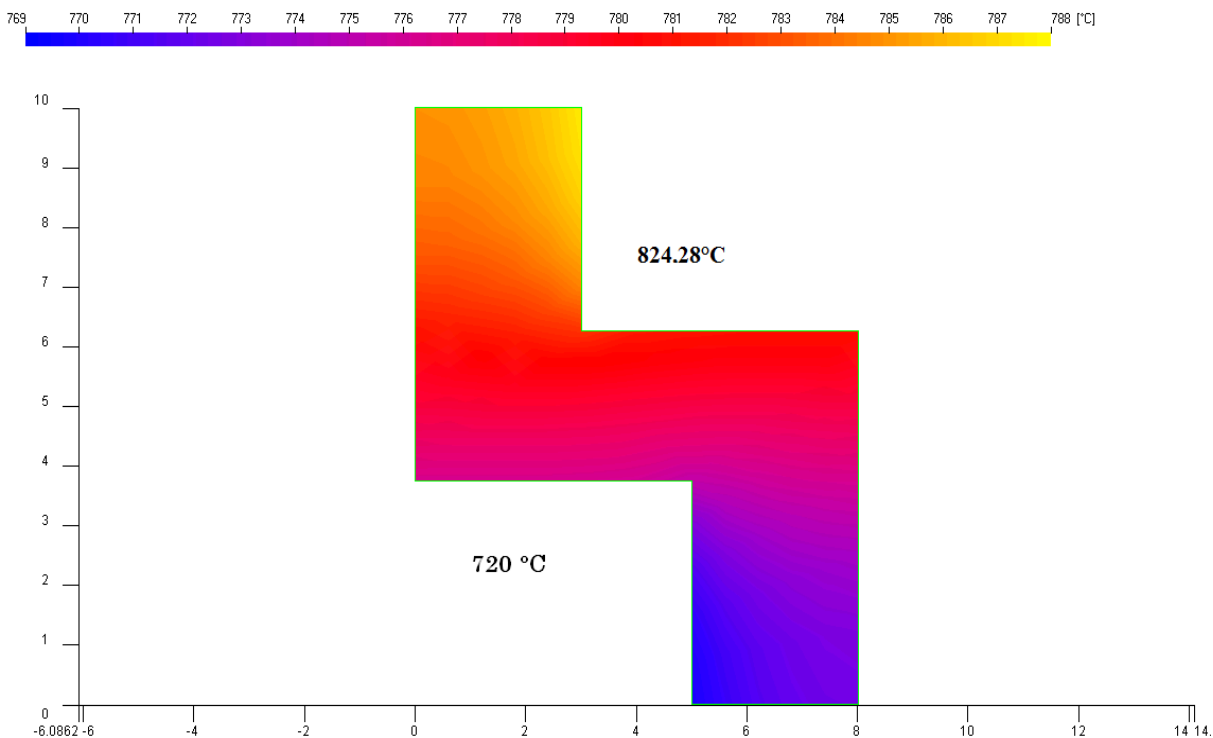
$$H = \frac{Q_{\text{výměníku}}}{\sum_i Q_{\text{stěna}}} \left[ \frac{W}{W \cdot m^{-1}} = m \right] \quad 5.32$$

$$H = \frac{25 \cdot 10^6}{8916229,87}$$

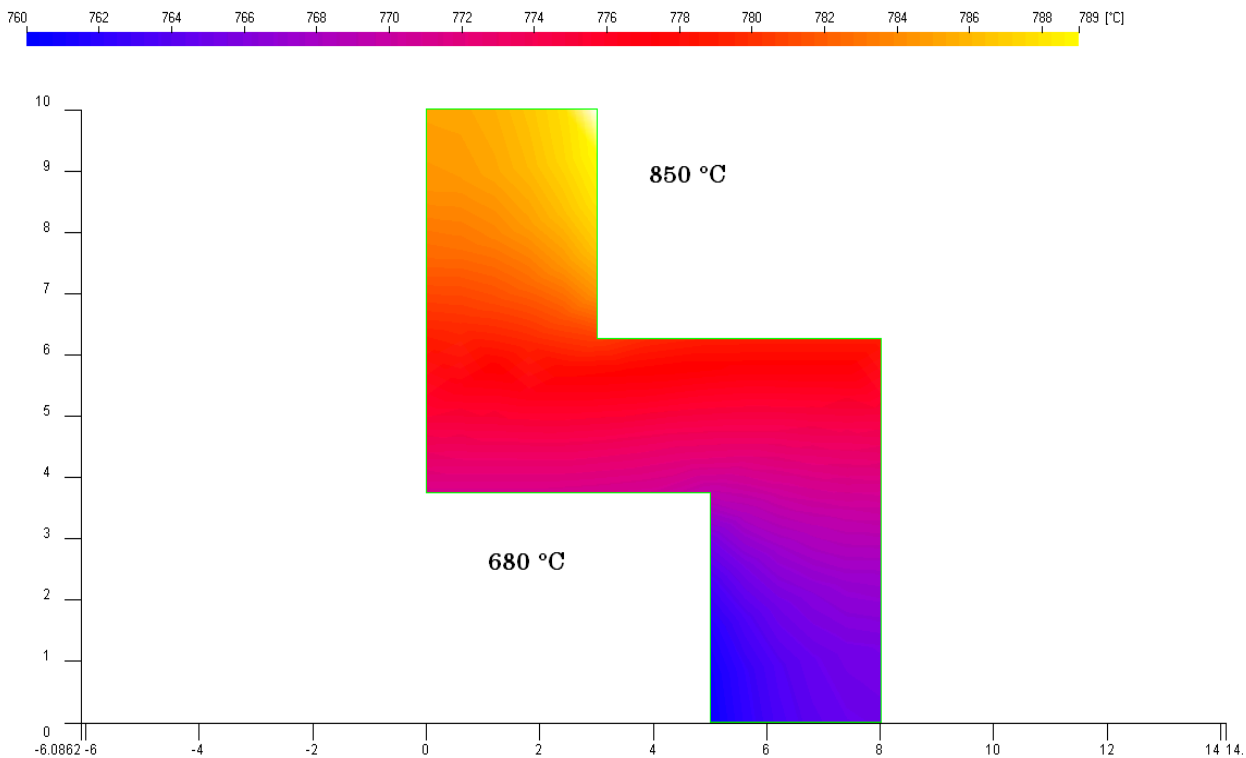
$$H = 2,8 \text{ m}$$

Numerickou metodou vypočtení hodnota délky výměníku se téměř rovná hodnotě získanou analytickým řešením. Rozdíl může být zapříčiněn zaokrouhlováním při analytickém výpočtu.

### 11.2.2 Grafické výsledky



Obr. 23 zobrazuje rozložení teplot v teplosměnné stěně mezi proudy  
 $(T_{Hs} = 824,28^{\circ}C, T_{Cs} = 720^{\circ}C)$



Obr. 24 zobrazuje rozložení teplot v teplosměnné stěně mezi proudy  
 $(T_{Hi} = 850^{\circ}\text{C}, T_{Ci} = 680^{\circ}\text{C})$

V případě porovnání obou výsledků teplotních gradientů v teplosměnné ploše Obr. 23 a Obr. 24 lze vypožorovat, že jejich hodnoty se téměř nezměnily. Obr. 24 je zde uveden pouze pro porovnání teplotních gradientů a do výpočtu délky výměníku nijak nezasáhne.

## 12 Výpočet teplotního pole zaizolované nádoby (numerickou metodou)

Tento výpočet je také realizován v programu Teplo a slouží pouze pro názornou ukázkou ověření účinnosti tepelné izolace.

### 12.1 Předpoklady výpočtu:

Teplotní rozložení v JNR je požadováno konstantní. Vně ani uvnitř JNR se nepředpokládá nucená konvekce. Šířka JNR je v každém místě stejná. Tepelná izolace je instalována po celém vnějším povrchu JNR rovnoměrně. Vně JNR se uvažuje konstantní teplota prostředí  $30^{\circ}\text{C}$ .

Výpočet je proveden za pomoci shodné rovnice jako u předešlé úlohy (2.19)

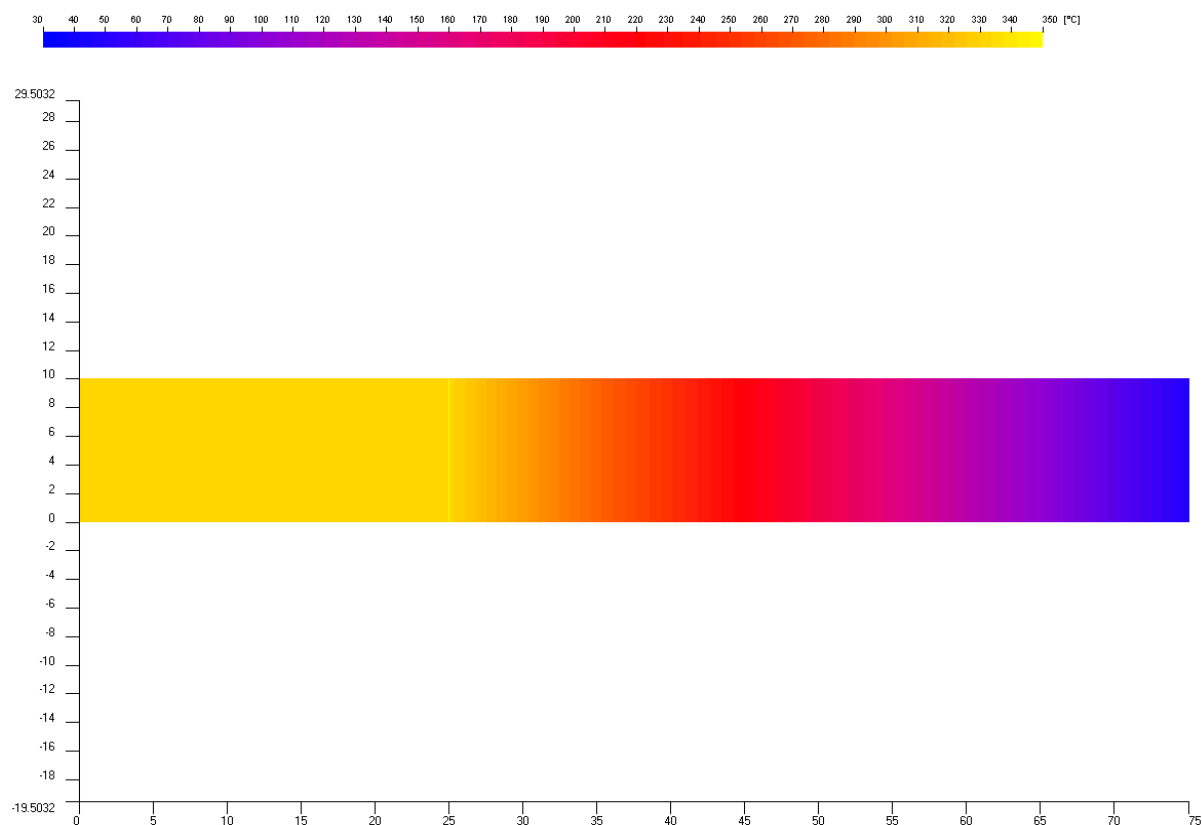
#### Zadané hodnoty pro numerický výpočet

veličiny	hodnoty	jednotky
tepelná vodivost iz.	0,0314	$\text{w}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$
měrná tepelná kapacita iz.	1140	J/kg
objemová hmotnost iz.	160	$\text{kg}/\text{m}^3$
koeficient přestupu alfa 1 Ar	15	$\text{w}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$
koeficient přestupu alfa 2 vzduch	20	$\text{w}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$
tepelná vodivost JNR	15	$\text{w}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$
teplota okolí	30	$^{\circ}\text{C}$
teplota argonu	500	$^{\circ}\text{C}$
Tloušťka nádoby	25	mm
Tloušťka	50	mm

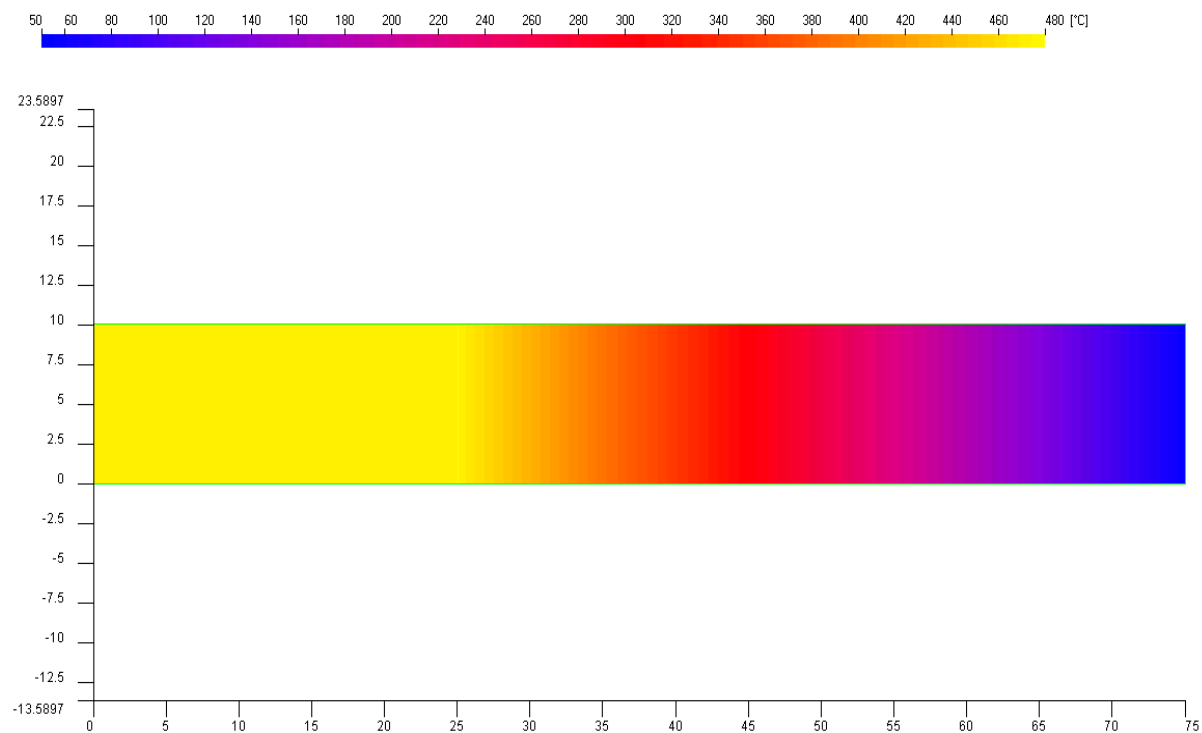
Tab. 13 Zadané hodnoty pro výpočet prostupu tepla zaizolované nádoby



## 12.2 Grafický výsledky



Obr. 25 je vykreslen teplotní gradient úseku JNR při teplotě argonu  $T_{Ar} = 350^{\circ}\text{C}$



Obr. 26 je vykreslen teplotní gradient úseku JNR při teplotě argonu  $T_{Ar} = 500^{\circ}\text{C}$

Na uvedených obrázcích je možné vypočítat rozložení teplot vytknutého profilu zaizolované JNR. Výsledky jsou více než pozitivní, protože teplota na povrchu izolace, při teplotě argonu  $T_{Ar} = 350^\circ\text{C}$  dosahuje pouhých  $30^\circ\text{C}$  a proto lze usoudit, že teplota okolí nepřesáhne požadovaných  $30^\circ\text{C}$  v okolí JNR. Obr. 25 je zde uveden pro ukázkou v případě nějaké nepředpokládaného vývinu tepla v JNR. Výsledek je také velmi pozitivní, protože při teplotě Ar  $T_{Ar} = 500^\circ\text{C}$  se zvýší teplota izolace na stěně na relativně pouhých  $50^\circ\text{C}$ .

## 13 Výpočet tlakový ztrát výměníku

### 13.1 předpoklady

Ve výměníku, respektive v kanálech, je předpokládána drsnost povrchu hydraulicky hladká. Další předpoklad pro výpočet je ten, že se zanedbává změna výšky proudu a změna dynamického tlaku. Kanály jádra výměníku jsou navrhnuté s konstantním průřezem kanálu po celé délce. Při zahrnutí těchto aspektů do obecně známé Bernoulliho rovnice je získán zjednodušený tvar 6.1.

Návrh výpočtu tlakových ztrát v kanálu pro laminární proudění, zde není uveden, jelikož tento stav se nenachází ani v jednom okruhu.

$$P_z = P_{vstup} - P_{výstup} = \xi \cdot \rho \frac{w^2}{2} \quad 6.1$$

$$\xi_T = \lambda \cdot \frac{L}{D} \quad \text{Třecí ztráty} \quad 6.2$$

Místní ztráty se v jádru výměníku nevyskytují, proto se jejich výpočtem nebudeme zabývat. V tomto výpočtu se jedná pouze o stanovení tlakové ztráty způsobené délkou kanálu

Rovnice (6.1) se upraví na tvar 6.3, po dosazení korekčního součinitele  $k$  a rovnice (6.2)

$$P_z = P_{vstup} - P_{výstup} = k \cdot \lambda \cdot \rho \cdot \frac{H}{D} \cdot \frac{w^2}{2} \quad 6.3$$

Místní ztráty se v jádru výměníku nevyskytují, proto se jejich výpočtem nebudeme zabývat. V tomto výpočtu se jedná pouze o stanovení tlakové ztráty způsobené délkou kanálu.

Dle stanovené podmínky, kdy je požadován hydraulicky hladký kanál, je možné využít vztah (3.7) pro určení ztrátového součinitele  $\lambda$ , který disponuje širokým pásem platnosti  $2,5 \cdot 10^3 \text{ Re} - \text{Re} \cdot 10^{12}$ .

$$\lambda_H = (1,82 \cdot \log \text{Re}_H - 1,64)^{-2} \quad 6.4$$

Hodnota  $\text{Re}_H$  byla již vypočtena v předcházejících příkladech a je možné jí použít i pro tento výpočet. Hodnota  $\text{Re}_H = 3450,32$  se dosadí do vztahu (6.2).

$$\lambda_H = (1,82 \cdot \log 3450,32 - 1,64)^{-2}$$

$$\lambda_H = 4,342 \cdot 10^{-2}$$

Nyní dosadíme výslednou hodnotu  $\lambda_H$  do vztahu (6.3) společně s veličinami již vypočtenými v předchozích příkladech. Velikost korekčního součinitele  $k$  je pro turbulentní proudění 1. Hustotu směsi FLIBE  $\rho = 1877,4 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ . Délka výměníku  $H = 2,8 \text{ m}$ . Velikost ekvivalentního rozměru  $D_h = 8,57142827 \cdot 10^{-3} \text{ m}$ . Rychlost proudu  $w_H = 0,75987 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ .

$$P_z = P_{vstup} - P_{výstup} = 1 \cdot 4,342 \cdot 10^{-2} \cdot 1877,4 \cdot \frac{2,8}{8,57142827 \cdot 10^{-3}} \cdot \frac{0,75987^2}{2}$$

$$P_z = 7687,76 \text{ Pa}$$

Výpočet tlakových ztrát jádra výměníku slouží pro budoucí návrh cirkulačního čerpadla a dimenze potrubí PO, kde tato ztráta s několika dalšími tvoří celkový odpor kladený proudem chladiva.

## 14 Návrh výpočtu dimenze potrubí

Průtočné množství chladiva protékající AZ se dělí do dvou smyček. Je tedy zřejmé, že výpočet dimenze potrubí spojující tlakovou nádobu v níž se umístěná AZ a tepelný výměník je počítána pro poloviční průtočné množství. Tlakové ztráty v celém PO nejsou známy. Návrh výpočtu dimenze potrubí vychází z požadavku na rychlost proudění, která není

pevně stanovena, hodnota použitá pro výpočet  $4,5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ . Tato podmínka je velmi závazná, protože v případě dosažení řádově vyšších rychlostí v PO vznikají tlakové ztráty, které se neblaze projeví v návrhu výkonu čerpadla a tím i v celkových nákladech projektu. Zadané hodnoty pro výpočet:  $\dot{m} = 213,675 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}$ ,  $\max w = 4,5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ,  $\rho_H = 1877,4 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$

Hledaný průměr potrubí se stanoví z obecně známé rovnice (4.4)

$$\dot{m} = w \cdot S \cdot \rho_H \quad 4.4$$

Po jednoduché úpravě dostáváme vztah (4.5)

$$D = \sqrt{\frac{\dot{m} \cdot 4}{\pi \cdot w \cdot s}} \quad 4.5$$

$$D = \sqrt{\frac{213,675 \cdot 4}{\pi \cdot 4,5 \cdot \rho}}$$

$$D = 0,179 \text{ mm}$$

Podle katalogu ze zdroje [7] je nejbližší výší potrubí o průměru  $200 \text{ mm}$

Materiál, který by byl odlicencovaný normou ASME na parametry požadované v této práci, není na trhu dostupný. Do dimenze potrubí se zahrnují všechny tlakové ztráty v PO (ztráta v AZ, ve výměnících, v kolenech potrubí a jiné). Uvedený návrh výpočtu poskytuje pouze přibližné data. Vypočtená hodnota bude výchozí pro návrh výkresu sestavy řešeného reaktoru.

## 15 Závěr

Cílem této práce byl konstrukční návrh reaktoru chlazeného tekutými fluoridovými solemi. Důležitým parametrem se ukázal být rozměrový návrh konstrukce jednotlivých zařízení. Tato práce je výhradně zaměřena na dva hlavní elementy primárního okruhu, kterými jsou výměník tepla a aktivní zóna reaktoru. Požadovaný výkon  $50 \text{ MW}_t$  vytvářený v aktivní zóně udává geometrické rozměry celého reaktoru včetně samotných

rozměrů aktivní zóny. Aktivní zóna o navrhnutých rozměrech  $D = 1200$  mm a  $H = 2000$  mm, která obsahuje grafit a palivové tyče se štěpitelným materiálem  $U^{235}$  obohacený na úroveň 19,9%, dosáhne úrovně lehce nadkritického stavu  $k_{ef} = 1.022691$ . Kritičnost byla vypočtena programem Teplo.

Pro výpočet rozměrů jádra tepelného výměníku byly zvoleny fluoridové soli FLIBE ( $LiF-Be_2$ ) použity v primárním okruhu a fluoridová sůl FLINAK ( $LiF-NaF-KF$ ) pro sekundární okruh. Na základě požadovaných parametrů byl proveden výpočet rozměru (délky) výměníku analytickou formou. Pro potvrzení správnosti výpočtu byl realizován numerický výpočet, jehož vypočtené výsledky se významně nelišily od výsledků získaných analytickým řešením. Pro následné výpočty byl aplikován výsledek numerické metody  $H = 2,8$  m.

Výpočty tlakových ztrát výměníku byly omezené pouze na výpočty tlakové ztráty způsobené délkou teplosměnné plochy. Pro výpočet tlakových ztrát byly využity vztahy zahrnující turbulentní chování proudu fluoridové soli v kanálu. Získané hodnoty tlakových ztrát jsou na přijatelně nízké úrovni, a proto není nutné navrhovat nové konstrukční řešení kanálů. Rozměry jader tepelných výměníků byly pro dispoziční uspořádání reaktoru stěžejní, protože jejich velikost bezprostředně ovlivňovala rozměry ostatních komponent, zejména délku propojovacího potrubí.

U návrhu propojovacího potrubí vznikl zásadní problém zapříčiněn vysokými požadovanými parametry. Bohužel v této době neexistuje na trhu firma, která by dodávala kovový materiál požadované kvality, a zároveň by tento materiál byl licencován v požadovaných parametrech podle normy ASME.

Navržená technologie výměny paliva je uzpůsobena k délce trvání jedné kampaně. Doba trvání jedné kampaně je díky vysoce obohacenému palivu navržena na 8 let provozu na nominálním výkonu. Za tuto dobu strávenou v aktivní zóně palivové tyče vlivem neutronového a jiných záření významně změní původní geometrii palivových tyčí před zavezením do aktivní zóny. Vzhledem k tomuto negativnímu jevu není uskutečnitelná výměna jednotlivých palivových tyčí po odstávce za nové. Je proto nutné měnit vždy celou aktivní zónu za novou a navrhnout tedy její vhodnou konstrukci.

V této práci se dále uvádí numerický výpočet prostupu tepla. Množství tepla vyvinutého v nádobě prostupuje přes stěnu nádoby reaktoru a tepelnou izolaci do okolí reaktoru. Vypočtená teplota na povrchu izolace je velmi uspokojivá, neboť při teplotě  $350^\circ\text{C}$  v nádobě dosahuje hodnoty  $30^\circ\text{C}$ .

## 16 Seznam použité literatury

- [1] VALENTA V. *Podklady pro projektové zadání transmutoru vyšších aktinidů na bázi fluoridových solí* Ústav jaderné fyziky AV ČR Řež, Česká republika 2003
- [2] BEČVÁŘ J. a kolektiv *Jaderné elektrárny* Praha 1978
- [3] Fluoride-salt-cooled high-temperature reactors (FHRs) for base load and peak electricity, grid stabilization, and process heat]. 2003

- [http://canes.mit.edu/sites/default/files/reports/ANP-147\\_1-2013\\_FHR-rpt.pdf](http://canes.mit.edu/sites/default/files/reports/ANP-147_1-2013_FHR-rpt.pdf)
- [4] *Six Gen iv concepts identified for R and D Nuclear NEWS*. November 2002
- [5] Hron M. *Jaderné reaktory IV. generace*. Ústav jaderného výzkumu Řež, a.s., 250 68 Husinec-Řež 130
- [6] HAYNES INTERNATIONAL. Hastelloy N alloy.  
<http://www.haynesintl.com/pdf/h2052.pdf>
- [7] BIBUS s.r.o. Katalog produktů  
[http://new.bibus.cz/pdf/special\\_Metals/nikl/preheld/inconel-alloy\\_622\\_625.pdf](http://new.bibus.cz/pdf/special_Metals/nikl/preheld/inconel-alloy_622_625.pdf)
- [8] BEJAN A., KRAUS A. *Heat Transfer Handbook*. New Jersey: J. Wiley, 2003.
- [9] Oak Ridge National Laboratory *Status of Preconceptual Design of the Advanced High-Temperature Reactor (AHTR)* May 2004
- [10] TURBOGENERÁTORY – TECHNOLOGIE BLÍZKÉ BUDOUCNOSTI  
<http://proatom.luksoft.cz/view.php?cisloclanku=2006052901>
- [11] UHLÍŘ J., SOUČEK P. *Zhodnocení vývoje solných reaktorů a odpovídajících technologií zpracování vyhořeleho paliva* listopad 2003
- [12] ALESEEV P. *Concept of power Autonomos Molten – Salt Reactor with Micro – Particle Fuel* Oak Ridge, September 2010
- [13] LINHART J. *Mechanika tekutin I*. Plzeň, 2009
- [14] SUCHOPÁR M. *Návrh měření vlastností neutronového pole v okolí solného kanálu umístěného v aktivní zóně reaktoru LR-0 pomocí neutronové aktivační analýzy*. Ústav jaderné fyziky AV ČR  
[http://hp.ujf.cas.cz/~wagner/transmutace/presentations/Mikulas\\_clanek\\_MartinSuchopar.pdf](http://hp.ujf.cas.cz/~wagner/transmutace/presentations/Mikulas_clanek_MartinSuchopar.pdf)
- [15] JANIS 3.0, URL: 1. 5. 2009.  
<http://www.nea.fr/janis/>
- [16] GREENE, SHERELL : *FHRs and the Future of Nuclear Energy*. 2013-05
- [17] Lund/LBNL, URL: 1. 5. 2009.  
<http://nucleardata.nuclear.lu.se/nucleardata/toi>
- [18] Fluoride-salt-cooled high-temperature reactors (FHRs) for base load and peak electricity, grid stabilization, and process heat  
[http://canes.mit.edu/sites/default/files/reports/ANP-147\\_1-2013\\_FHR-rpt.pdf](http://canes.mit.edu/sites/default/files/reports/ANP-147_1-2013_FHR-rpt.pdf)
- [19] TOHT L. M. *Molten fluoride fuel salt chemistry*. ORNL, 1994.
- [20] TOTH L. M., WILLIAMS, D. F., CLARNO, K. T. *Assessment of Candidate Molten Salt Coolants for the Advanced High-Temperature Reactor (AHTR)*. Oak Ridge: Oak Ridge National Laboratory, 2003.
- [21] NOVIKOV, V. M., IGNATIEV, V. V., FEDULOV, V. I., CEREDNIKOV, V. N. *Židkosolevye JaEU: Perspektivy i problemy*. Moskva: Energoizdat, 1990.
- [22] ROHSENOW W.M., HARTNETT J.P. *Handbook of Heat Transfer*. MCGRAW - HILL BOOK COMPANY, New York 1973
- [23] Ústav chemického inženýrství  
<http://www.vscht.cz/uchi/echi/vt/deskove.html>
- [24] High Temperature Reactors  
<https://eddiehonorato.wordpress.com/tag/triso/>
- [25] PETERSON F. *Status and Progress for the Pebble-Bed Advanced High Temperature Reactor (AHTR)* MARCH 2, 2009 UC Berkeley
- [26] FURUKAWA K. *New Energy and Fuel* October 6, 2010
- [27] ARC-H Welding s.r.o. Katalog 2010

[http://www.archwelding.cz/dokumenty/heat/dokumenty/spotrebni\\_dily.pdf](http://www.archwelding.cz/dokumenty/heat/dokumenty/spotrebni_dily.pdf)

[28] ČIRKIN V.S., *teplofyzikální vlastnosti materiálu jaderné techniky* 1968

## 17 Seznam tabulek

Tab. 1 porovnání složení slitin HASTELLOYS-N a INCONEL 622 [2,3]

Tab. 2 Vlastnosti vybraných moderátorů [2]

Tab. 3 Kritické parametry D<sub>2</sub>O a H<sub>2</sub>O [2]

Tab. 4 Tepelné fyzikální vlastnosti kovových chladičů [2]

Tab. 5. Porovnání vlastností chladičů PO[16]

Tab. 6 produkty aktivace roztavených fluoridových solí [17].

Tab. 7 Teploty tání směsi[19]

Tab. 8 Použitých hodnot směsi FLINAK pro výpočet[21]

Tab. 9 Závislost  $Re_{krit}$  na poměru stran[22]

Tab. 10 Zadané parametry pro výpočet

Tab. 11 Výčet hodnot v bodech

Tab. 12 Výpočet tepelných toků v daných oblastí

Tab. 13 Zadané hodnoty pro výpočet prostupu tepla zaizolované nádoby

## 18 Seznam obrázků

Obr. 1 schematický popis JE s vysokoteplotním reaktorem chlazeným FRS a s palivem TRISO [12]

Obr.2 Schéma řešeného reaktoru

Obr. 3 Palivo TRISO kulový tvar [24]

Obr. 4 Palivo TRISO – tyčové provedení [10]

Obr. 5 Fluoridová sůl [25]



- Obr. 6 Tvar palivových tyčí – *Furukava* [26]  
Obr. 7 Zaplnění aktivní zóny  
Obr. 8 Reaktor zavezený palivovými tyčemi  
Obr. 9 Reaktor v průběhu výměny paliva  
Obr. 10 Účinné průřezy FRS pro radiační záchyt neutronů [15]  
Obr. 11 Binární diagram LiF-BeF<sub>2</sub> [20]  
Obr. 12 Závislost teploty směsi FLIBE na tenzi par  
Obr. 13 Závislost teploty směsi FLIBE na hustotě  
Obr. 14 Závislost teploty směsi FLIBE na dynamické viskozitě  
Obr. 15 Závislost teploty směsi FLIBE tepelná vodivost  
Obr. 16 Konstrukce deskového výměníku [23]  
Obr.17 Prostup tepla stěnou  
Obr. 18 Rychlostní profily v trubce [13]  
Obr. 19 Hodnoty Prandtlova čísla  
Obr. 20 závislost součinitele tření  $\lambda$  na velikosti  $Re$  a na přirozené poměrné drsnosti  $k / D$  pro kruhové potrubí  
Obr. 21 Tepelná izolace SIBRAL [27]  
Obr. 22 Síť počítaného elementu  
Obr. 23 zobrazuje rozložení teplot v teplosměnné stěně mezi proudy  
( $T_{Hs} = 824,28^{\circ}C, T_{Cs} = 720^{\circ}C$ )  
Obr. 24 zobrazuje rozložení teplot v teplosměnné stěně mezi proudy  
( $T_{Hi} = 850^{\circ}C, T_{Ci} = 680^{\circ}C$ )  
Obr. 25 je vykreslen teplotní gradient úseku JNR při teplotě argonu  $T_{Ar} = 350^{\circ}C$   
Obr. 26 je vykreslen teplotní gradient úseku JNR při teplotě argonu  $T_{Ar} = 500^{\circ}C$

## 19 Seznam příloh

Příloha 1 – Výkres koše reaktoru

Příloha 2 – Výkres sestavy reaktoru bez víka vnitřní nádoby