

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI
FAKULTA STROJNÍ

Študijný program: N2301 Strojní inženýrství
Študijné zameranie: Stavba energetických strojů a zařízení

DIPLOMOVÁ PRÁCA

Návrh usporiadania primárneho okruhu MSR s minimálnymi tlakovými stratami

Autor: **Tomáš Noga**

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

Akademický rok 2014/2015

Prehlásenie o autorstve

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

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

V Plzni dňa :

.....

podpis autora

Pod'akovanie

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

ANOTAČNÝ LIST DIPLOMOVEJ PRÁCE

AUTOR	Příjmení Noga	Jméno Tomáš	
STUDIJNÍ OBOR	„Stavba jaderně energetických zařízení“		
VEDOUCÍ PRÁCE	Příjmení (včetně titulů) Ing. Valenta, Csc.	Jméno Václav	
PRACOVISŤE	ZČU – FST – KKS		
DRUH PRÁCE	DIPLOMOVÁ	BAKALÁŘSKÁ	Nehodící se škrtněte
NÁZEV PRÁCE	Návrh uspořádání primárního okruhu MSR s minimálními tlakovými ztrátami		

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

POČET STRAN (A4 a ekvivalentů A4)

CELKEM	68	TEXTOVÁ ČÁST		GRAFICKÁ ČÁST	
---------------	----	---------------------	--	----------------------	--

<p style="text-align: center;">STRUČNÝ POPIS (MAX 10 ŘÁDEK)</p> <p>ZAMĚŘENÍ, TÉMA, CÍL POZNATKY A PŘÍNOSY</p>	<p>Diplomová práce obsahuje popis jednotlivých typov reaktorov, ktoré sú zaradené do jednotlivých generácií. Ďalej práca podrobne popisuje reaktor MSR, jeho integrálne usporiadanie, zariadenia a pod. V diplomovej práci sú vykonané výpočty tlakových strát v reaktore, ktoré sú v ďalšom zhodnotené a rozanalyzované.</p>
<p style="text-align: center;">KLÍČOVÁ SLOVA</p> <p style="text-align: center;">ZPRAVIDLA JEDNOSLOVNÉ POJMY, KTERÉ VYSTIHUJÍ PODSTATU PRÁCE</p>	<p style="text-align: center;">MSR, atómová energia, výmenník, tlakové straty, primárny okruh, reaktor, fluoridové soli</p>

SUMMARY OF DIPLOMA SHEET

AUTHOR	Surname Noga	Name Tomáš	
FIELD OF STUDY	“Design of Power Machines and Equipment“		
SUPERVISOR	Surname (Inclusive of Degrees) Ing. Valenta, Csc.	Name Václav	
INSTITUTION	ZČU – FST – KKS		
TYPE OF WORK	DIPLOMA	BACHELOR	Delete when not applicable
TITLE OF THE WORK	Design of a primary circuit MSR with minimal pressure losses		

FACULTY	Mechanical Engineering	DEPARTMENT	Power System Engineering	SUBMITTED IN	2015
----------------	------------------------	-------------------	--------------------------	---------------------	------

NUMBER OF PAGES (A4 and eq. A4)

TOTALLY	68	TEXT PART		GRAPHICAL PART	
----------------	----	------------------	--	-----------------------	--

BRIEF DESCRIPTION TOPIC, GOAL, RESULTS AND CONTRIBUTIONS	This master’s thesis contains description of individual reactor types, which are divided into generations. The thesis thoroughly describes primary circuit of Molten Salt Reactor (MSR), its integral composition, components etc. There are computations of pressure drop in the primary circuit, which are subsequently evaluated and analysed.
KEY WORDS	MSR, nuclear energy, exchanger, pressure drop, primary circuit, reactor, fluoride salts

OBSAH

Zoznam obrázkov	7
Zoznam tabuliek	8
Prehľad použitých skratiek a symbolov	9
1. Úvod	10
2. História jadrovej energetiky	11
3. Prehľad hlavných typov reaktorov IV. Generácie	12
3.1. Vysokoteplotný reaktor VHTR	13
3.2. Reaktor chladený vodou v nadkritickej fáze SCWR	14
3.3. Plynom chladený rýchly reaktor GFR	15
3.4. Olovom chladený rýchly reaktor LFR	16
3.5. Sodíkom chladený rýchly reaktor SFR	17
4. Reaktor IV. Generácie s roztavenými soľami MSR (Molten Salt Reactor).....	18
5. Primárny okruh MSR	22
5.1. Materiál MONICR	22
5.1.1. Mechanické a tepelné vlastnosti niklovej zliatiny MONICR	22
5.2. Fluoridové soli pre primárny okruh	25
5.2.1. Výhody fluoridových solí	27
5.2.2. Nevýhody fluoridových solí	28
5.3. Návrh integrálného usporiadania primárneho okruhu MSR	29
6. Teória postupu výpočtu hydraulických strát pre riešenie gas- liftu	33
6.1. Postup prác	33
6.2. Určenie ustáleného hmotného prietoku W_{∞} pre prirodzené prúdenie v primárnom okruhu a jeho intenzifikácia gas- liftom	37
6.3. Poznámky k výpočtu tlakových strát	40
6.4. Bublínkový režim- úvodné úvahy.....	42
6.5. Priblíženie homogénneho toku pre disperzný bublínkový režim gas-liftu	43
6.6. Výpočet tlakových strát primárneho okruhu.....	45
6.7. Zhodnotenie a záver výpočtu	58
7. Bezpečnosť nových jadrových reaktorov	60
7.1. Prostriedky bezpečnosti reaktora s tekutými soľami	60
7.2. Vnútorňa a pasívna bezpečnosť reaktorov s prúdiacou palivo – chladiacou zmesou fluoridových solí	61
7.3. Projekčné – technické aspekty bezpečnosti reaktorov s tekutými soľami.....	62
8. Záver	65
Zoznam použitej literatúry	66
Zoznam príloh	68

Zoznam obrázkov

Obr. 1	Generácie v jadrovej energetike	12
Obr. 2	Vysokoteplotný reaktor VHTR	14
Obr. 3	Reaktor chladený vodou v nadkritickej fáze SCWR.....	15
Obr. 4	Plynom chladený rýchly reaktor GFR.....	16
Obr. 5	Sodíkom chladený reaktor SFR.....	17
Obr. 6	MSR reaktor s roztavenými soľami	18
Obr. 7	Teplotná závislosť medze pevnosti a medze sklzu na teplote materiálu MONICR.....	22
Obr. 8	Ťažnosť a kontrakcia pri zvýšených teplotách MONICR	23
Obr. 9	Modul pružnosti pri zvýšených teplotách materiálu MONICR	23
Obr. 10	Merná tepelná kapacita niklovej zliatiny MONICR.....	24
Obr. 11	Tepelná vodivosť niklovej zliatiny MONICR.....	25
Obr. 12	Zjednodušená schéma integrálneho usporiadania primárneho okruhu	29
Obr. 13	Schéma usporiadania doskového vymenníka.....	31
Obr. 14	Generátor plynu.....	31
Obr. 15	Seperátor bublín	32
Obr. 16	Zjednodušená schéma primárneho okruhu (pre výpočty strát)	33
Obr. 17	Mapa rozloženia druhov vertikálneho dvojfázového prúdenia (podľa Hasana a Kabira).....	41
Obr. 18	Kužel'ové zúženie (vstup do komína).....	49
Obr. 19	Kužel'ové rozšírenie (výstup z komína)	53
Obr. 20	Oblúk.....	57
Obr. 21	Vtok do zmiešavacej komory	58
Obr. 22	Principiálna schéma usporiadania JE s reaktorom typu MSR.....	63

Zoznam tabuliek

Tab. 1	Rozdelenie reaktorových systémov IV. Generácie	13
Tab. 2	Referenčné parametre systému MSR	19
Tab. 3	Základné druhy chladiwa	21
Tab. 4	Merná tepelná kapacita niklovej zliatiny MONICR.....	24
Tab. 5	Tepelná vodivosť niklovej zliatiny MONICR.....	24
Tab. 6	Očakávané vlastnosti fluoridových solí	26
Tab. 7	Tabuľka konkrétnych tlakových strát v daných miestach	59

Prehľad použitých skratiek a symbolov

veličina	rozmer	názov
A	[m ²]	plocha
c _p	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	špecifická tepelná kapacita
d	[m]	priemer
D	[m]	charakteristický rozmer
g	[m.s ⁻²]	gravitačné zrýchlenie
H	[m]	dĺžka
L	[m]	dĺžka kanálu
m	[kg.s ⁻¹]	hmotnostný prietok
n	[ks]	počet
M	[g.mol ⁻¹]	molárna hmotnosť
O	[m]	obvod
p	[Pa]	statický tlak
r, R	[m]	polomer
Q	[W]	tepelný výkon
t	[m]	hrúbka
T	[K]	termodynamická teplota
V	[m]	výška
v	[m.s ⁻¹]	rýchlosť prúdenia
δ	[m]	hrúbka steny, vrstvy
ρ	[kg.m ⁻³]	hustota
μ	[kg.m ⁻¹ .s ⁻¹]	koeficient dynamickej viskozity
ν	[m ² .s ⁻¹]	kinematická viskozita
β	[K ⁻¹]	objemová rozťažnosť
λ		súčiniteľ trenia
ζ		stratový súčiniteľ
Δ		rozdiel

1. Úvod

V súčasnej dobe spotreba elektrickej energie spoločnosti neustále stúpa a podobný trend sa s opodstatnením očakáva aj v budúcnosti. Väčšina spotrebovanej elektrickej energie je vyprodukovaná v tepelných elektrárnach spaľujúcich fosílnu palivá, ktoré patria k najväčším producentom skleníkových plynov a iných látok, znečisťujúcich životné prostredie na celej planéte. Fosílna palivá predstavujú cenné a len veľmi ťažko nahraditeľné suroviny pre rôzne odvetvia priemyslu, ako napr. chemický či farmaceutický. Zásoby fosílnych palív sa však rýchlo znižujú a preto je nutné ich v energetike nahradiť iným zdrojom. Túto úlohu za posledné desaťročia začala úspešne naplňať jadrová energetika. Faktom však ostáva, že súčasné jadrové reaktory využívajú len veľmi malú časť energie jadrového paliva a vyžadujú pomerne veľké kapacity úložných priestorov pre skladovanie rádioaktívneho odpadu a vyhojeného jadrového paliva. Aby sa potenciál jadrovej energetiky mohol naplno využívať aj v budúcnosti, je potrebné vyvíjať pokročilejšie jadrové reaktory, ktoré budú pracovať v uzavretom palivovom cykle a budú spĺňať stále prísnejšie požiadavky na ich prevádzku. Zároveň je nevyhnutný intenzívny výskum v oblasti prepracovania použitého jadrového paliva. Za účelom riešiť túto problematiku vznikol projekt GIF (The Generation IV International Forum), ktorý okrem iného ponúka prehľad koncepčných návrhov reaktorov spĺňajúcich podmienky štvrtej generácie. Do IV. generácie reaktorov patrí aj MSR reaktor, ktorým sa budem podrobne zaoberať v tejto diplomovej práci, hlavne čo sa týka tlakových strát v primárnom okruhu.

2. História jadrovej energetiky

História jadrovej energetiky sa začína písať v roku 1932 objavením neutrónu anglickým fyzikom Jamesom Chadwickom. Pri prvých pokusoch bombardovania atómov urýchlenými časticami, prevratne protónmi, boli vytvorené nové transformované atómové jadrá, tzv. rádionuklidy, v drvivej väčšine však ťažších prvkov, ako pôvodné. V roku 1935 taliansky fyzik Enrico Fermi zistil, že pri ostreľovaní jadier atómov neutrónmi môže vzniknúť omnoho širšie spektrum nových izotopov prvkov.

Pri experimentoch s uránom vznikali aj ľahšie prvky. Ďalšie skúmanie tejto skutočnosti v roku 1938 ukázalo, že ľahšie prvky majú približne polovičnú hmotnosť uránu. Tým bolo objavené štiepenie jadier, tzv. štiepna reakcia. Vďaka tomuto objavu sa rozbehol výskum v laboratóriách po celom svete. Bolo zistené, že produktom štiepnej reakcie je uvoľnená energia, približne 200 MeV na jedno rozštiepené jadro U235, ale aj niekoľko nových neutrónov, ktoré môžu vyvolať štiepenie ďalších jadier a tak vytvoriť proces samo udržateľného štiepenia, tzv. štiepnej reťazovej reakcie. Toto sa podarilo experimentálne dokázať v roku 1939 dvom tímom vedcov, v Paríži pod vedením Jeana Frédérica Joliot-Curie a v New Yorku Leo Szilarda v spolupráci s Enricom Fermim. [1]

Pre využitie uvoľnenej energie vzniknutej pri štiepení ťažkých jadier je potrebné štiepnu reťazovú reakciu udržiavať a riadiť tak, aby sa zabránilo jej nekontrolovateľnému, lavínovitému rozvoju. Toto sa prvýkrát podarilo 2. decembra 1942 v jadrovom reaktore CP-1, ktorý bol postavený pod vedením Enrica Fermiho v podzemí Chicagskej univerzity. K energetickej sieti bola po prvýkrát jadrová elektrárňa pripojená 27. júna 1954. Bola to elektrárňa neďaleko dedinky Obninsk (ZSSR) s vodou chladeným a grafitom moderovaným reaktorom AM-1 s čistým výkonom 5 MWe.

Primárnou úlohou tohto reaktoru bolo overenie použitej technológie, ktorú bude možné uplatniť pri nadchádzajúcom komerčnom využívaní energie jadra. Prvenstvo v komerčnom využívaní jadrovej energie drží elektrárňa v Calder Hall, postavená neďaleko dediny Seascale (Veľká Británia). Do energetickej siete bola pripojená 27. augusta 1956. Mala štyri oxidom uhličitým chladené a grafitom moderované reaktory typu Magnox, každý s výkonom 60 MWe (v roku 1973 znížený na 50 MWe). Okrem komerčného využitia slúžila aj na výrobu plutónia pre vojenské účely. [1; 2]

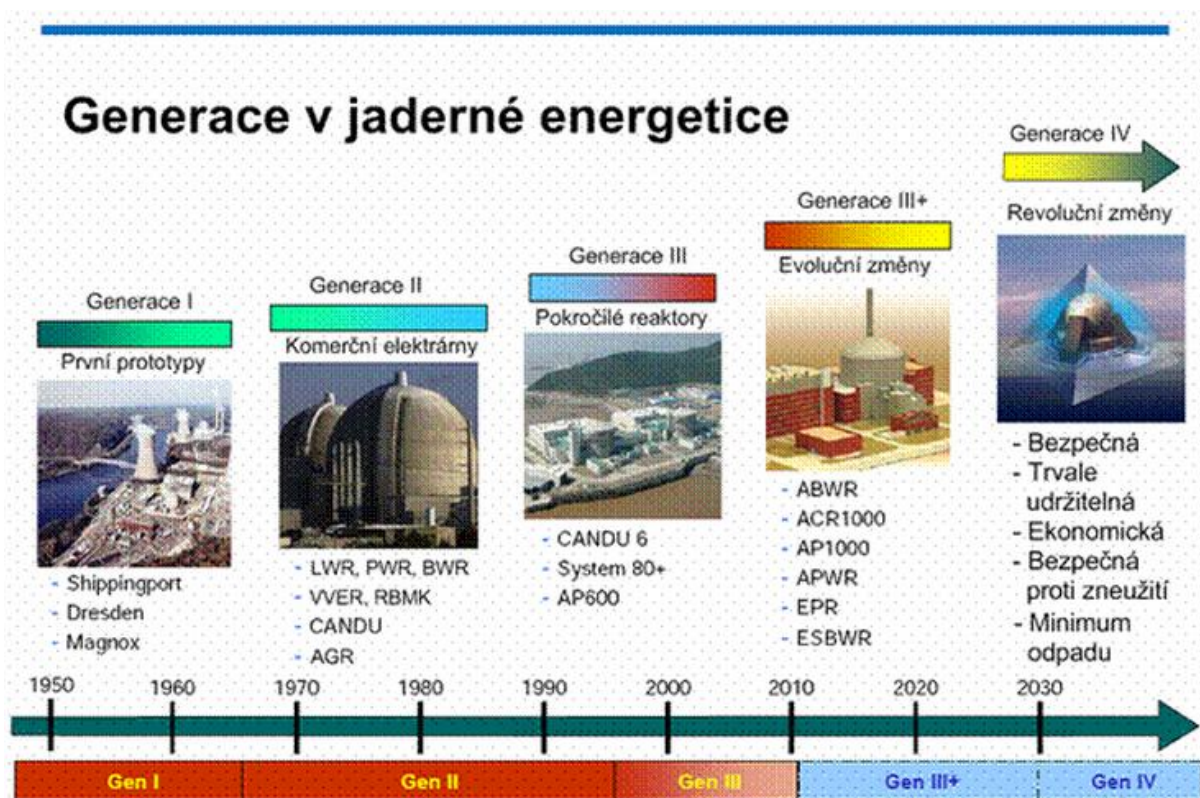
V nadchádzajúcich desaťročiach nastalo obdobie výskumu a budovania nových blokov jadrových elektrární po celom svete. Po tomto počiatočnom, priam masovom rozvoji, nastal mierny útlm. Bol spôsobený odporom a nedôverou v jadrovú energiu zo strany širokej verejnosti. Impulzom k podobným náladám boli najmä dve veľké jadrové havárie, spojené s únikom rádiácie do životného prostredia. Prvá sa odohrala v roku 1979 na elektrárni Three Mile Island (Pensylvánia, USA). Druhou jadrovou katastrofou bola havária na 4. Bloku jadrovej elektrárne v Černobyle (ZSSR). Práve v náväznosti na túto udalosť vznikla 15. mája 1989 Svetová asociácia prevádzkovateľov jadrových zariadení (WANO), ktorej primárnym zámerom je zvýšenie jadrovej bezpečnosti v celosvetovom význame.

Za posledné desaťročie zaznamenala jadrová energetika opäť vzostup. Za to vďaka skutočnosti, že si ľudstvo uvedomilo nutnosť hľadať alternatívu za fosílnu palivá. Tu sa jadrová energia ponúka ako relatívne lacný, dlhodobo dostupný a spoľahlivý zdroj energie s potenciálom na ďalší rozvoj.

3. Prehľad hlavných typov reaktorov IV. Generácie

Koncepcia vývoja týchto reaktorov je naplánovaná tak, aby aspoň niektoré boli v rokoch 2020 až 2030 pripravené na použitie, kedy životnosť mnohých dnes prevádzkovaných reaktorov bude už na konci. Jedná sa o reaktory, ktoré by nám mali zabezpečiť dostatok energie bezpečným a ekonomickým spôsobom. K chladeniu by už väčšina nemala využívať vodu, ale látky umožňujúce prevádzku s oveľa vyššou teplotou, a tým aj účinnosťou. Z dlhodobého hľadiska využívania jadrovej energetiky je potrebné zabezpečiť pre reaktory dostatok paliva. Je teda potrebné zabezpečiť rýchle reaktory, ktoré sú schopné okrem uránu 235U využívať aj urán 238U a tórium 232Th.

V konfigurácii množivého reaktora sú schopné zabezpečiť dostatok paliva na tisícročia.



Obr. 1 Generácie v jadrovej energetike

V rámci projektu reaktorových systémov štvrtej generácie je momentálne bližšie skúmaných šesť konečne vybraných systémov. Momentálne štádium vývoja a výskumu predpokladá postupnú demonštráciu a overenie na prototypoch a následné nasadenie do priemyslu so začiatkom okolo roku 2020. Podrobnejší popis vybraných reaktorových systémov štvrtej generácie je v tejto kapitole. Stručný prehľad uvádza Tab. 1. [8]

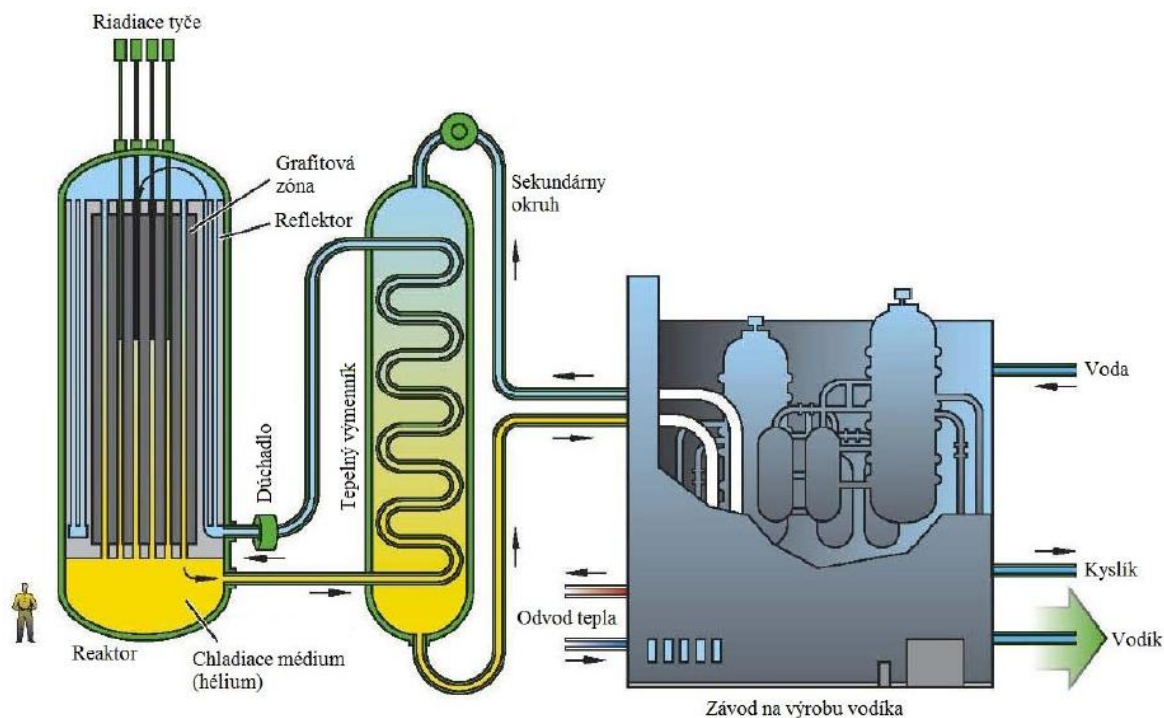
Tab. 1 Rozdelenie reaktorových systémov IV. Generácie

Systém	Neutróny	Palivový cyklus	Predpokladaný výkon [MWe]	Aplikácia (okrem el. energie)	Nutnosť výskumu
Vysokoteplotný reaktor VHTR	Tepelné	Otvorený	250	Procesné teplo, H ₂	Palivo, materiály, produkcia H ₂
Reaktor chladený vodou v nadkritickéj fáze SCWR	Tepelné, rýchle	Otvorený, uzavretý	1500	Elektrická energia	Materiály
Plynom chladený rýchly reaktor GFR	Rýchle	Uzavretý	200 - 1200	Aktinoidové hospodárstvo, H ₂	Palivo, materiály
Olovom chladený rýchly reaktor LFR	Rýchle	Uzavretý	50 – 150 300 – 600 1200	Elektrická energia, H ₂	Palivo, materiály
Sodikom chladený rýchly reaktor SFR	Rýchle	Uzavretý	300 – 1500	Aktinoidové hospodárstvo	Pokročilé technológie recyklácie, palivo
Reaktor s roztavenými soľami MSR	Tepelné	Uzavretý	1000	Aktinoidové hospodárstvo	Palivo, materiály, spoľahlivosť

3.1. Vysokoteplotný reaktor VHTR

Návrh vysokoteplotného reaktorového systému VHTR je ďalším krokom vo vývoji vysokoteplotných reaktorov chladených plynom – héliom. Tento systém, okrem iných špecifik, je výnimočný vysokou teplotou chladiaceho hélia na výstupe z aktívnej zóny reaktora. Táto skutočnosť ho priam predurčuje pre využitie na produkciu vodíka. To môže byť uskutočnené výrobou priamo z vody termochemickým jódom – sírnym I – S procesom alebo z tepla, vody a zemného plynu parným reformingom. Príklad systému VHTR zapojeného do produkcie vodíka je na Obr. 2. Jednotka s tepelným výkonom 600 MWt určená k výrobe vodíka môže poskytnúť viac ako dva milióny normálnych metrov kubických vodíka za deň. Ďalšou možnou aplikáciou vysokoteplotných reaktorových systémov je produkcia elektrickej energie privedením plynného chladiča na plynovú turbínu. Opäť, práve vďaka vysokým parametrom chladiaceho média vyniká vysokou celkovou účinnosťou procesu, viac ako 50% pri teplote okolo 1000 °C. Možnosť kogenerácie výroby elektrickej energie a tepla ho robí veľmi atraktívnym pre veľké priemyselné komplexy. V petrochemickom priemysle a rafinériách by mohol pokryť veľké množstvá procesného tepla, v metalurgických závodoch, oceľiarnach a pri výrobe hliníka by sa zasa mohla uplatniť vysoká teplota. Štiepenie jadier uránu bude prebiehať tepelnými neutrónmi, moderovanými grafitom a teplo z aktívnej zóny bude odvádzané plynným chladiacim médiom – pravdepodobne héliom. Pre výrobu

elektrickej energie bude chladivo z primárneho okruhu elektrárne vedené priamo na plynovú turbínu, pre iné aplikácie je predpokladané prevedenie s medzivýmenníkom tepla. [7]



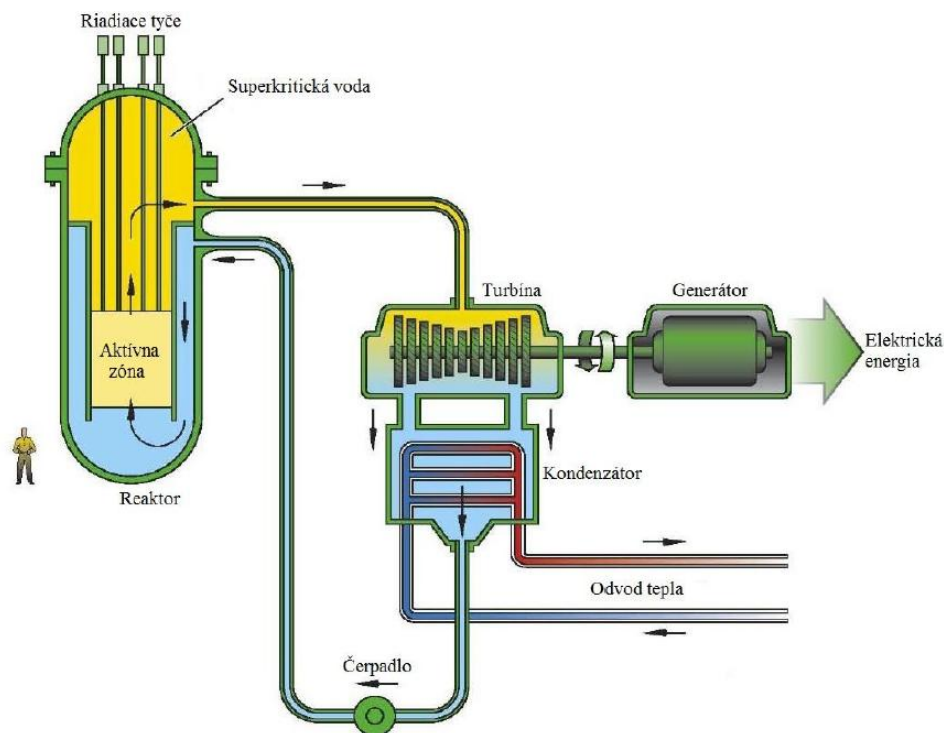
Obr. 2 Vysokoteplotný reaktor VHTR

3.2. Reaktor chladený vodou v nadkritickéj fáze SCWR

Jedná sa o reaktorový systém, ktorý má byť pokračovaním dnešných reaktorov typu LWR. Ako chladiace médium je použitá voda pod vysokým tlakom (25,0 MPa), ktorá je do reaktora privádzaná pri teplote 280 °C. Odoberá teplo tvoriace sa v aktívnej zóne reaktora a ohrieva sa až na 510 °C, čím sa dostávame do oblasti nad termodynamickým kritickým bodom vody (22,1 MPa; 374°C). Vodu nad týmito hodnotami nazývame superkritickou tekutinou. Tento reaktor môže pracovať s tepelnými neutrónmi v otvorenom palivovom cykle alebo s rýchlymi neutrónmi v uzavretom palivovom cykle. Možnosť aplikácie varianty s rýchlymi neutrónmi závisí na úspechu výskumu v oblasti materiálov. Pri prevedení s tepelnými neutrónmi bude potrebné použiť dodatočný moderátor, pretože superkritická tekutina nemá dostatočné moderačné vlastnosti. Pri oboch možnostiach je projektovaný výkon približne 1700 MWe. Môžeme povedať, že tento reaktor v sebe spája koncepciu tlakovodného a varného reaktora v jednu. Voda v tlakovej nádobe reaktora sa ohrieva a prechádza do stavu superkritickej tekutiny, ktorá je potom vedená na lopatky turbíny, podobne ako u varných reaktorov, ale odpadá nutnosť sušiť paru. Oproti tlakovodným reaktorom tu odpadá výroba pary v parogenerátore, čo taktiež prispieva k vyššej celkovej účinnosti elektrárne. Tá sa pohybuje okolo 44% (dnešné jadrové elektrárne s reaktormi chladenými vodou dosahujú účinnosti približne 33 – 35%) zásluhou vysokých teplôt a jednoduchou konštrukciou. [7]

Výhody oproti súčasným LWR reaktorom môžeme zhrnúť do týchto bodov:

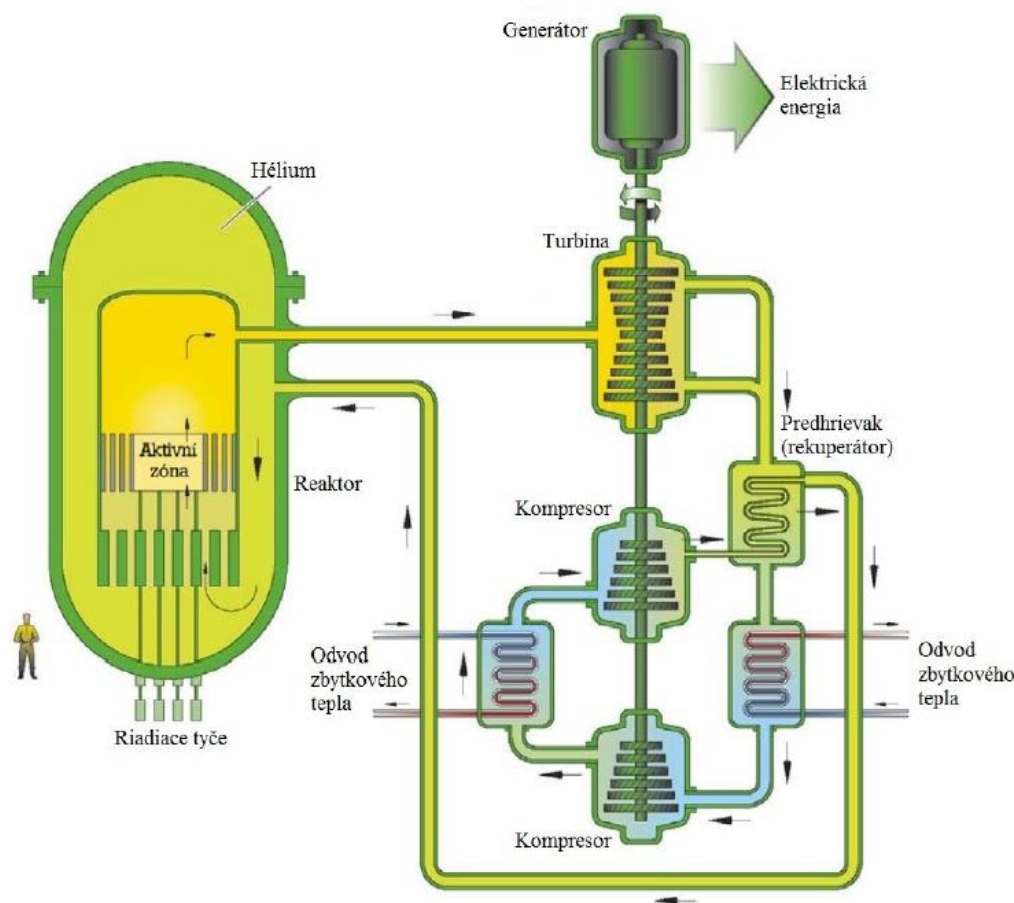
- vyššia tepelná účinnosť
- nižší prietok chladiaceho média pri nutnosti odvieť rovnaké množstvo tepla. To vedie k redukcii veľkosti čerpadiel chladenia, potrubí a s tým spojených zariadení.
- odpadá hrozba varnej krízy, keďže chladiivo v tlakovej nádobe nemení svoje skupenstvo na paru
- odpadajú komponenty ako parogenerátor, sušiče pary a obehové čerpadlá, čo opäť prispieva k zvýšeniu účinnosti celého systému.



Obr. 3 Reaktor chladený vodou v nadkritickej fáze SCWR

3.3. Plynom chladený rýchly reaktor GFR

Ako už samotný názov tohto reaktorového systému napovedá, jedná sa o reaktorový systém, v ktorom tvoriace sa teplo v aktívnej zóne bude odvádzať plynné chladiace médium, pravdepodobne hélium. Štiepenie jadier paliva bude prebiehať na rýchлом spektre neutrónov. To umožňuje, aby reaktor pracoval v uzavretom palivovom cykle a slúžil na recykláciu aktinoidov priamo na mieste elektrárne. Tak sa minimalizuje možnosť odcudzenia a následného zneužitia paliva pri jeho preprave. Vďaka týmto vlastnostiam je v palivovom odpade minimálne množstvo dlhodobých aktívnych prvkov, čím sa znižujú celkové nároky na jeho uskladnenie. Systém bude pracovať približne pri tlaku 9 MPa. Chladiace hélium je privádzané do reaktora pri teplote 490 °C, ohrieva sa na teplotu 850 °C a je vedené na lopatky plynovej turbíny využívajúcej priamy Braytonov cyklus. Použitie palivo bude pravdepodobne v keramickej forme tvorené zmesou uránu a plutónia s pokrytím z karbidov kremíku. Projektovaný výkon jednej reaktorovej jednotky je 600 MWt. Tento typ reaktora je primárne určený na výrobu elektrickej energie a správu aktinoidov, no môže nájsť uplatnenie aj pri výrobe vodíka či dodávaní procesného tepla, podobne ako reaktorový systém VHTR. [5]



Obr. 4 Plynom chladený rýchly reaktor GFR

3.4. Olovom chladený rýchly reaktor LFR

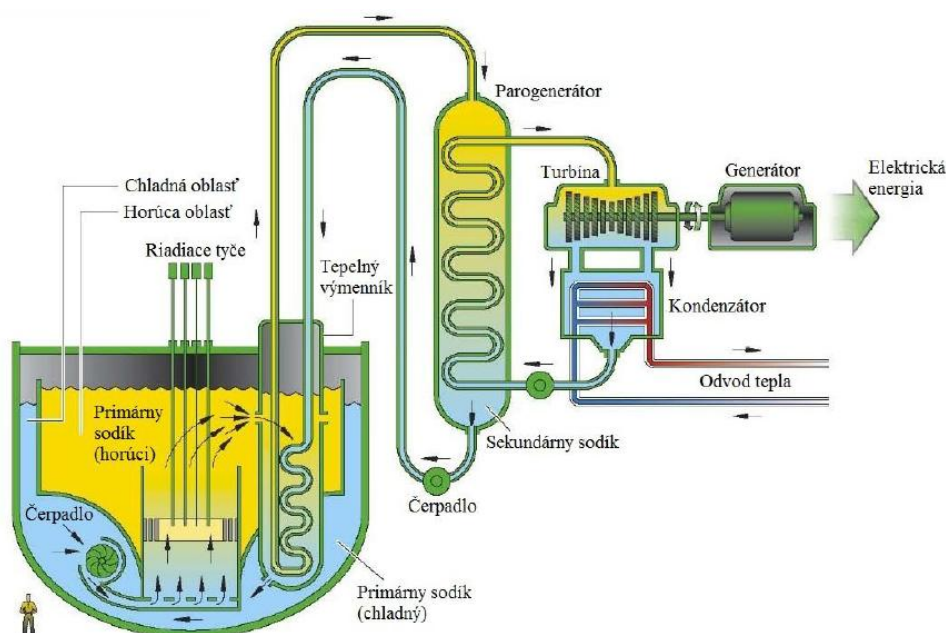
Systém LFR je roztaveným olovom, resp. zliatinou olovo – bizmut, chladený reaktorový systém s uzavretým palivovým cyklom, v ktorom bude štiepenie prebiehať rýchlymi neutrónmi. Tento projekt zahŕňa tri možnosti realizácie, z ktorých každá má svoje špecifiká a iné možnosti uplatnenia. Okrem batériového prevedenia systému chladeného olovom, na realizáciu ktorého je nutný rozsiahly výskum, sú všetky varianty určené k nasadeniu v relatívne krátkodobom horizonte.

Za rozobratie stojí práve systém malého výkonu, tzv. batériový, ktorý nájde uplatnenie v lokalitách s malou kapacitou siete alebo v krajinách, ktoré si nemôžu dovoliť, alebo doposiaľ nemajú vybudovanú vlastnú jadrovú infraštruktúru. Jeho výhodou sú malé rozmery a fakt, že reaktor je vyrábaný v továrni ako celok. Po výrobe nasleduje jeho zapečatenie a prevoz až na miesto výstavby elektrárne. Palivo bude vo forme kovovej zliatiny alebo nitridov a jeho výmena bude nutná iba každých 15 – 20 rokov. Chladenie aktívnej zóny zabezpečuje prirodzená konvekcia olova s výstupnou teplotou 550 °C (pri úspechu vo vývoji materiálov možnosť dosiahnuť až 800 °C). Tento typ reaktora je určený na výrobu elektrickej energie, poprípade iných energetických produktov, vodíku či pitnej vody. Tento reaktorový systém ponúka oproti dnešným reaktorom chladených tekutými kovmi značné výhody v rôznych oblastiach. Medzi hlavné patrí fakt, že olovo výborne tieni gama žiarenie, možnosť

prirodzenej cirkulácie chladiva a zlepšenie účinnosti v preme ne energie. Za to vďačí vyšším teplotám chladiva a prechodu z prehriateho na nadkritický Rankin – Clausiov cyklus, resp. Braytonov cyklus. [7]

3.5. Sodíkom chladený rýchly reaktor SFR

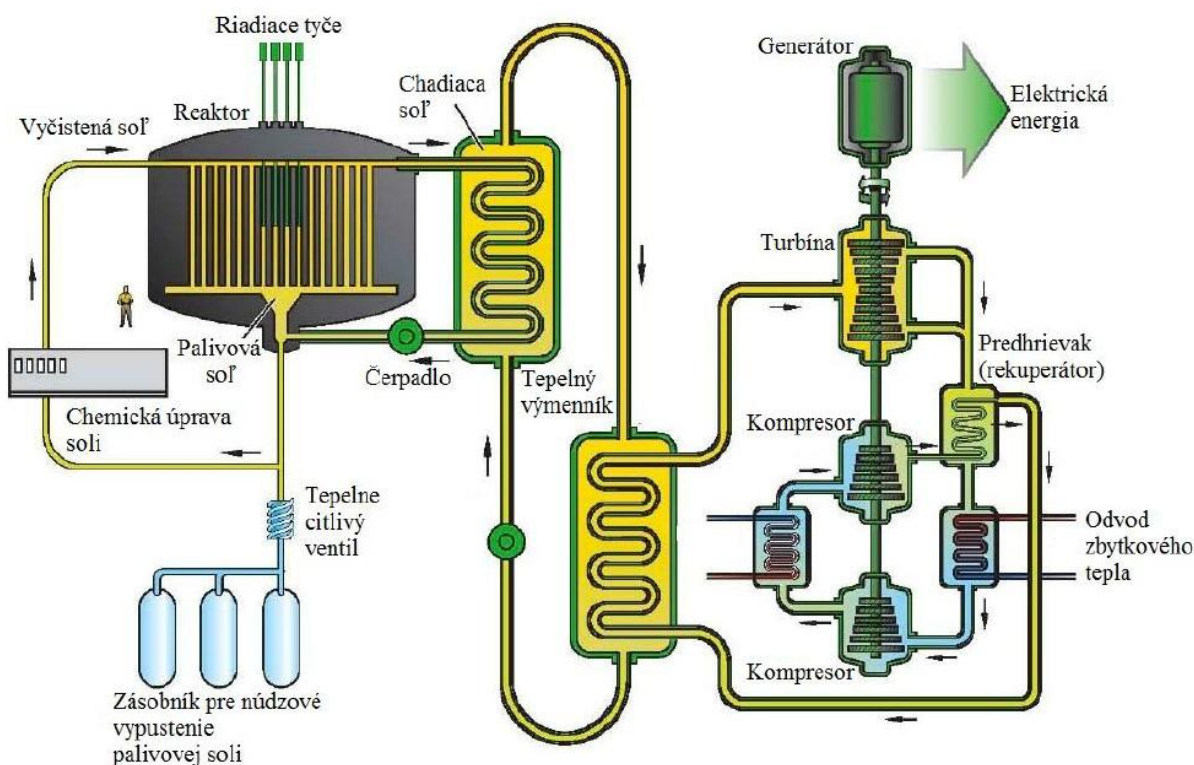
Tento reaktorový systém je ďalším systémom z reaktorov štvrtej generácie, ktorý je chladený tekutým kovom, v tomto prípade sodíkom. Štiepna reakcia bude zabezpečená rýchlym neutrónovým spektrom. Tento systém vyniká predovšetkým možnosťou efektívneho využitia vysokoaktívnych odpadov, predovšetkým aktinoidov. Projekt zahŕňa dve možnosti prevedenia. Prvým je stredne veľký reaktorový systém chladený tekutým sodíkom o výkone približne 150 až 500 MWe s palivom z kovovej zliatiny uránu, plutónia a zirkónia. Zariadenia potrebné pre realizáciu uzavretého palivového cyklu budú umiestnené priamo v areáli elektrárne. Druhá varianta sú reaktory s výkonom 500 až 1500 MWe, taktiež chladené roztaveným sodíkom a využívajúce rýchle neutrónové spektrum. Ako palivo bude použitá dnes už vo svete rozšírená zmes MOX. V tomto prípade bude na prepracovanie paliva použitá iná technológia a reaktory budú situované do komplexov so spoločnou fabrikou na prepracovanie paliva. V oboch prípadoch by sa teplota chladiaceho média na výstupe z aktívnej zóny mala pohybovať okolo 550 °C a sodík bude iba pod tlakom nutným pre udržanie cirkulácie, blízky atmosférickému tlaku. To značne znižuje náročnosť konštrukčného prevedenia jednotlivých komponentov celého systému a znižuje možnosť havárie. Jednou z hlavných nevýhod sodíkového chladiva je vysoká reaktivita s vodou a vzduchom. Skutočnosť, že sa jedná o vysoko exotermické reakcie ich robí ešte nebezpečnejšími. Pre zvýšenie bezpečnosti je preto nutné oddeliť rádioaktívny sodík v primárnom okruhu od vody (resp. pary) v Rankin – Clausiusovom cykle produkujúcom elektrickú energiu. To je zabezpečené sekundárnym sodíkovým okruhom, ktorý je už ochránený pred radiáciou. [9]



Obr. 5 Sodíkom chladený reaktor SFR

4. Reaktor IV. Generácie s roztavenými soľami MSR (Molten Salt Reactor)

Tento typ reaktora bezpochyby predstavuje budúcnosť reaktorových systémov pracujúcich s tekutým palivom. Dobrá neutrónová bilancia a spektrum neutrónov od epitermálneho až po termálne ho priam predurčujú na spaľovanie aktinoidov a iných štípných produktov. Možných palivových cyklov tohto reaktoru je viac, ale táto možnosť sa javí vzhľadom na súčasnú situáciu a očakávania od nasledujúcej generácie jadrových reaktorov ako najperspektívnejšia. Palivo a zároveň chladiace médium tvoria fluoridy uránu alebo plutónia rozpustené v zmesi fluoridov sodíku (NaF) a zirkónia (ZrF_4). Vývoj ďalej ukázal, že vhodnejšia je zmes Li-Be-Na/F. Táto zmes má najvyššiu rozpustnosť PuF_3 . Dodatočne sa zistilo, že s touto koncentráciou plutónia nedosiahne daná zmes kritičnosť. Použité soli sa tavia pri teplotách približne $430 - 510\text{ }^\circ\text{C}$ a pri pracovných teplotách sú výborne tekuté. Pracovné teploty sa od použitých solí môžu odlišovať, ale vo všeobecnosti môžeme povedať, že sú v rozmedzí bodu topenia eutektických fluoridov solí (od $450\text{ }^\circ\text{C}$) až po teplotu chemickej kompatibility zliatin niklu (približne $800\text{ }^\circ\text{C}$). Veľkou výhodou systému MSR je fakt, že soli nereagujú s vodou ani vzduchom, čo podstatne znižuje konštrukčné nároky celého systému. Ako moderátor a reflektor sú použité grafitové bloky. Chladiaca a palivová zmes je od štípných produktov kontinuálne čistená v pomocnom závode. To je prevádzané buď rádiochemickou separáciou alebo mechanicky na centrifúgach. Navrhovaný výkon elektrárne s týmto typom reaktoru je 1000 MWe a prevádzkový tlak solí v systéme asi iba 0,5 MPa. [9]



Obr. 6 MSR reaktor s roztavenými soľami

Tab. 2 Referenčné parametre systému MSR

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

Prvé systémy na princípe MSR boli vyvíjané v 50. rokoch minulého storočia ako možný pohon pre lietadlá. V roku 1954 sa tomuto projektu podarilo preukázať možnosť vysokých teplôt (815 °C) a stability výkonu. V 70. rokoch bol v rámci projektu MSRE (Molten Salt Reactor Experiment) prevádzkovaný reaktor s výkonom 8 MWt. Vďaka týmto projektom sa podarilo vyriešiť množstvo technologických problémov, ako stabilita soli a ich kompatibilita s použitými materiálmi aj pri vyšších prevádzkových teplotách a stabilita výkonu reaktora. Avšak naďalej ostáva množstvo nedostatkov, ktoré je nutné doriešiť. Najväčší dôraz je kladený na rozpustnosť aktinoidov v roztavených soliach a na vlastnosti soli počas celej ich životnosti a technológie kontinuálneho prepracovania paliva pri prevádzke.

Palivo a materiály

Hlavnou úlohou v oblasti výskumu palív je vyvinúť jednoduchý a spoľahlivý technologický postup spracovania paliva, od počiatočného zavážania až po spracovanie konečného odpadu. Výskum musí tiež určiť optimálny proces separácie štípných produktov tak, aby minoritné aktinoidy ostávali v palive. Použitá zmes paliva a chladiaceho média musí spĺňať požiadavky na vyhovujúce neutrónové vlastnosti, termodynamické a hydromechanické vlastnosti (dostatočná tepelná vodivosť, nízky tlak pár, nízka viskozita). Je taktiež nutné zabezpečiť čo najjednoduchšie procesy, nutné pri výrobe a následnej manipulácii s palivovou zmesou. Požadovaná je taktiež cenová výhodnosť použitej zmesi. Ako perspektívny konštrukčný materiál sa ukazuje grafit a špeciálne grafitové kompozity. Radiačné poškodenie grafitového moderátora si vyžaduje jeho výmenu každých 4 až 10 rokov. Lepšie vlastnosti grafitu a predĺženie jeho životnosti by výrazne zlepšilo ekonomický chod elektrárne, nakoľko reaktor nemusí byť odstavený počas výmeny (prepracovaní) paliva.

Výber soľného paliva

V MSR slúži tekutá soľ ako moderátor, chladiwo a zároveň ako rozpúšťadlo pre palivo, musí teda vyhovovať mnohým špecifickým požiadavkám (neutronické, chemické, hydraulické a tepelné vlastnosti). Týmto podmienkam najlepšie vyhovujú fluoridové soli najmä v oblasti neutronických vlastností, miery absorpcie a schopnosti moderácie v tepelnom spektre. Ďalším

důležitým kritériom pre výber solí je veľmi nízky účinný prierez pre záchyt neutrónov pre zvolené energetické spektrum podľa typu reaktora. Tlak nasýtených pár zmesi soli musí byť nízky v celom rozsahu prevádzkových teplôt. Palivová zmes musí byť tepelne stabilná a musí mať hydrodynamické a tepelné vlastnosti vhodné pre teplonosnú látku. A zároveň nesmie byť agresívna voči moderátoru konštrukčným materiálom.

Grafit

Grafit v reaktore slúži pre moderáciu neutrónov. Radiačné poškodenie grafitu bude vyžadovať výmenu každých 4 – 10 rokov. Predĺženie životnosti grafitu priamo zlepšuje využiteľnosť elektrárne, pretože nedochádza k odstávkam z dôvodu výmeny paliva (je menené kontinuálne)

Konštrukčné materiály

Je potrebné vykonať materiálové testy v prostredí s intenzívnym ožiarovaním a zmerať mechanické vlastnosti a dobu života konštrukčných materiálov. Medzi testovanými materiálmi by mali byť zliatiny na báze niklu, ktoré boli použité v programe MSRE v rokoch 1950 – 1960. Medzi ne patrí INOR – 8, Inconel a Hasteloy B a N, medzi ďalšie vhodné materiály patria zliatiny Nb – Ti.

INOR – 8 je odolný voči korózii, pevný, stabilný, s dobrou tvarovateľnosťou a zvariteľnosťou. Je plne kompatibilný s grafitom až do teploty 815 ° C. Upravený Hasteloy N navrhnutý pre aplikáciu zo sodíkovými soľami za vysokých teplôt (až 700 ° C) je síce odolný voči korózii, ale vyžaduje dlhodobé testovanie. Zliatiny niklu sú pri ožarovaní náchylné k He krehnutiu.

Chladiaca zmes sekundárneho obvodu

Sekundárny okruh je výrazne menej zaťažovaný ako okruh primárny. Nie sú tu štiepne produkty ani aktinoidy, teplota je nižšia a vplyv neutrónov je tiež oveľa menší. To znižuje nároky na teplonosné médium. Predpokladá sa použitie soli NaF alebo NaBF₄. Materiál pre sekundárny okruh musí odolať korózii chladiacich solí, takže môže byť použitý rovnako ako v primárnom okruhu. Je však potrebný ďalší výskum pre potvrdenie vhodnosti týchto materiálov. Voľba média bude tiež čiastočne závisieť na druhu energetickej premeny v terciárnom okruhu.

Výroba elektriny

Predpokladalo sa, že k výrobe elektrickej energie sa využije páry cyklus. Posledné štúdie však dokazujú, že použitím Braytonovho obehu s héliom môžeme dosiahnuť vyššiu účinnosť, zabrániť nežiaducim reakciám medzi sekundárnym a terciárnym médiom, znížiť cenu a získať účinný mechanizmus na filtráciu trícia. Avšak vývoj héliového Braytonovho cyklu ešte nebol ukončený.[8]

System MSR je asi najpokrokovejší zo všetkých vybraných reaktorových systémov štvrtej generácie. Vďaka uzavretému palivovému cyklu a možnosti intenzívneho uplatnenia sa v oblasti spaľovania rádioaktívnych odpadov dosahuje najlepšie hodnotenie v udržateľnosti. Vďaka tomu, že sa tekuté jadrové palivo ťažko zneužije na výrobu jadrovej zbrane, dobré hodnotenia dosahuje aj v oblasti ochrany pred zneužitím. Uspokojivé známky tento systém dosahuje aj v bezpečnosti prevádzky. Kvôli technologickej náročnosti palivového cyklu a nutnosti zaradiť množstvo vedľajších systémov je v otázkach ekonomickej výhodnosti hodnotený iba priemerne. So začiatkom výstavby týchto reaktorov sa počíta až po roku 2025.

Výhody MSR systémů

- spalování aktinoidů nebo jejich vysoká přeměna
- kontinuálně doplňování, prepracování paliva a odstraňování produktů štěpení
- vysoká převádzková teplota umožňuje zapojení do vodíkového hospodářství
- inherentní bezpečnost je zajištěna núdzovým vypustením paliva, pasívnym chlazením a nízkou koncentrací štěpných produktů
- nízký tlak pár solí snižuje nároky na nádobu a potrubia

Tekuté soli

Systémy MSR využívají dobré fyzikální a chemické vlastnosti tekutých solí *Tab. 3*

- velká objemová tepelná kapacita
- radiační stabilita
- vysoký bod varu
- dobrá rozpustnost pro aktinoidy

V aktivní zóně se vytváří ve velmi malém objemu velké množství tepla, které je potřebné rychle odvádět prostředím s vysokou úrovní radiace a vysokými tokmi neutronů. Tekuté soli tyto parametry znesou a mohou tak efektivně odvádět teplo z aktivní zóny. Výhodou oproti plynům používaným jako chladivo je vysoká tepelná kapacita na jednotku objemu bez nutnosti stlačování. Mají také velkou radiační stabilitu, což zamezuje tvorbě plynů a změn v jejich chemických vlastnostech. Dále díky vysokému bodu varu a nízkému tlaku nasycených párů je možné na výstupu dosáhnout vysokých teplot potřebných pro zvýšení tepelné účinnosti, případně pro produkci vodíka. [15]

Tab. 3 Základné druhy chladiwa

Druh chladiwa	Tlak (Mpa)	Objemová tepelná kapacita (MJ/m ³ K)	Teplota varu(°C)
He	6	0,02	plyn
CO ₂	6	0,05	plyn
H ₂ O	25	4,07	superkritická
Na	0,1	1,12	883
LiF-BeF ₂ -ThF ₄	0,1	4,54	>1430

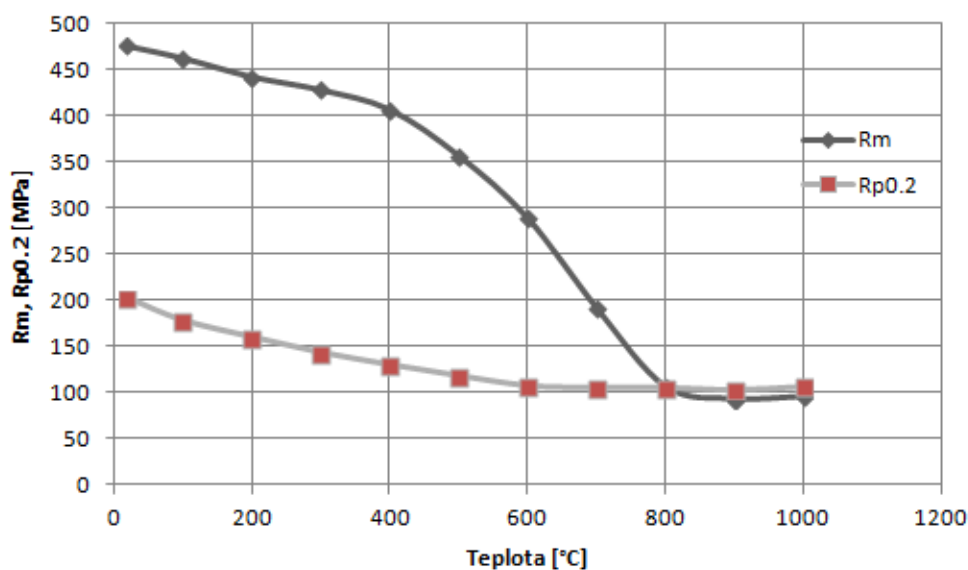
5. Primárny okruh MSR

5.1. Materiál MONICR

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

V rámci vývoja experimentálnej ADTT slučky v spoločnosti ŠKODA JS a.s. vyvinula v uplynulých rokoch materiál s pracovným označením MONICR Škoda, ktorého chemické zloženie leží mimo patentované práva ostatných výrobcov. Od roku 1996 bolo odliatych niekoľko taviieb. Tavby boli vedené vo vákuovej peci pri definovaných podmienkach tlaku v taviacej a liacej komore v kokilovej forme. Hmotnosť najväčších ingotov dosahovala 500 kg. Telá ingotov boli prepracované tváriacimi technológiami na polotovary pre výrobu experimentálnych dielov ADTT slučky – najprv boli prekované v spoločnosti ŠKODA STEEL s.r.o. čiastočne na pásy, čiastočne na guľatiny. Po prekovaní nasledovala rada pokusov valcovať polotovary. Behom nich však dochádzalo k praskaniu okrajových partií tvarovaných pásov. To bolo predovšetkým spájané s pretváraním hrubých primárnych zrn v mikroštruktúre. Snaha po odstránení týchto problémov vyvolala systematický výskum rekryštalizačných schopností tejto zliatiny po vysokoteplotnom tvárnení v spolupráci s Ústavom modelovania a riadenia tváriacich procesov Vysokej školy banskej – Technickej univerzity v Ostrave, Technickou univerzitou v Košiciach a laboratóriom tvárnenia Bergakademie Freiberg, SRN. Výsledkom tohto vývoja je stav, že je zvládnutá technológia výroby plochých polotovarov z predkovkov, i keď deformačný odpor materiálu za vysokých teplôt (800 – 1200 °C) je značný a niekoľkonásobne prevyšuje hodnoty ocelí. [16]

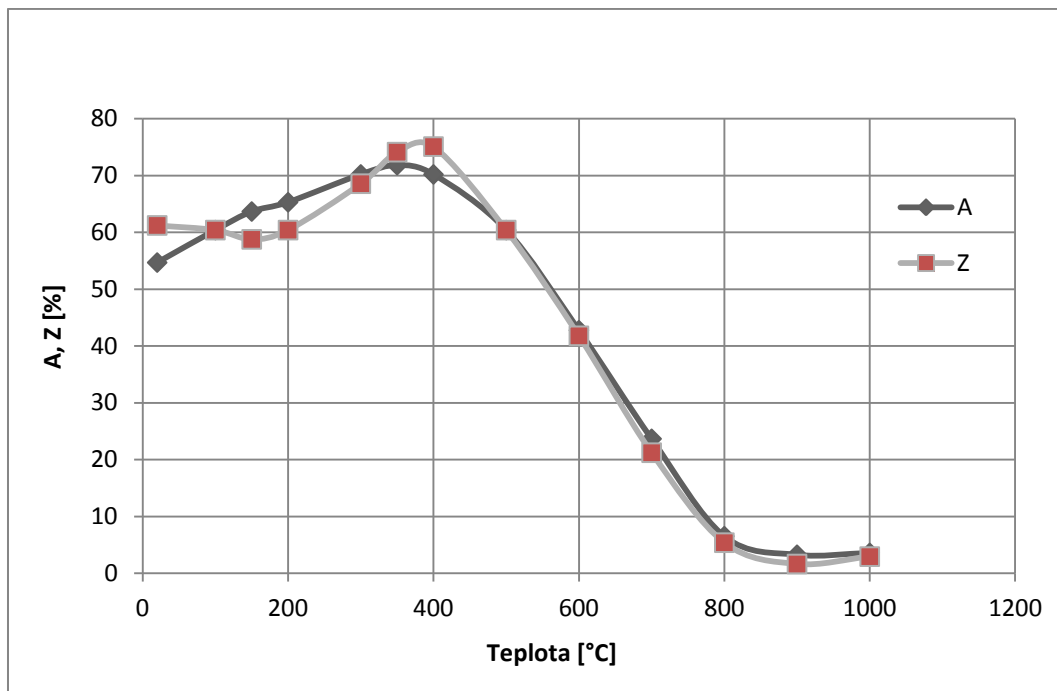
5.1.1. Mechanické a tepelné vlastnosti niklovej zliatiny MONICR



Obr. 7 Teplotná závislosť medze pevnosti a medze sklzu na teplote materiálu MONICR

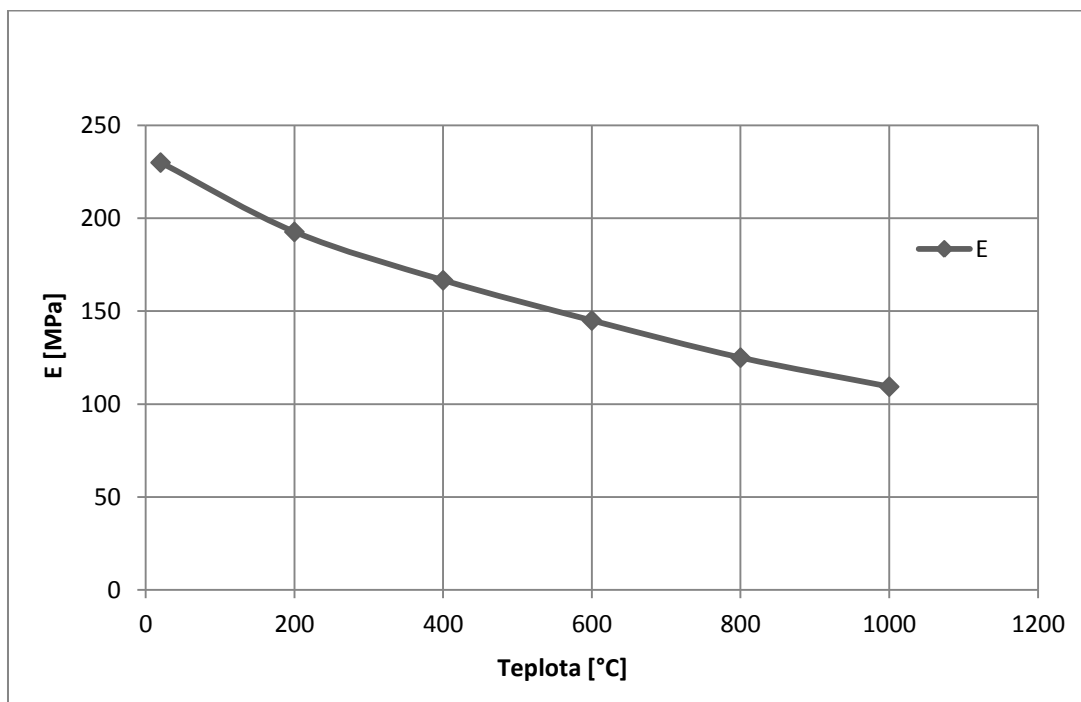
Tepelná závislost **medze pevnosti** a **medze sklzu** na teplotě pro materiál MONICR je znázorněná na obr.7.

Ťažnosť a **kontrakcia** pri zvýšených teplotách je pre materiál MONICR znázorněná na obr. 8.



Obr. 8 Ťažnosť a kontrakcia pri zvýšených teplotách MONICR

Youngov modul pružnosti pre materiál MONICR je zobrazený na obr. 9.

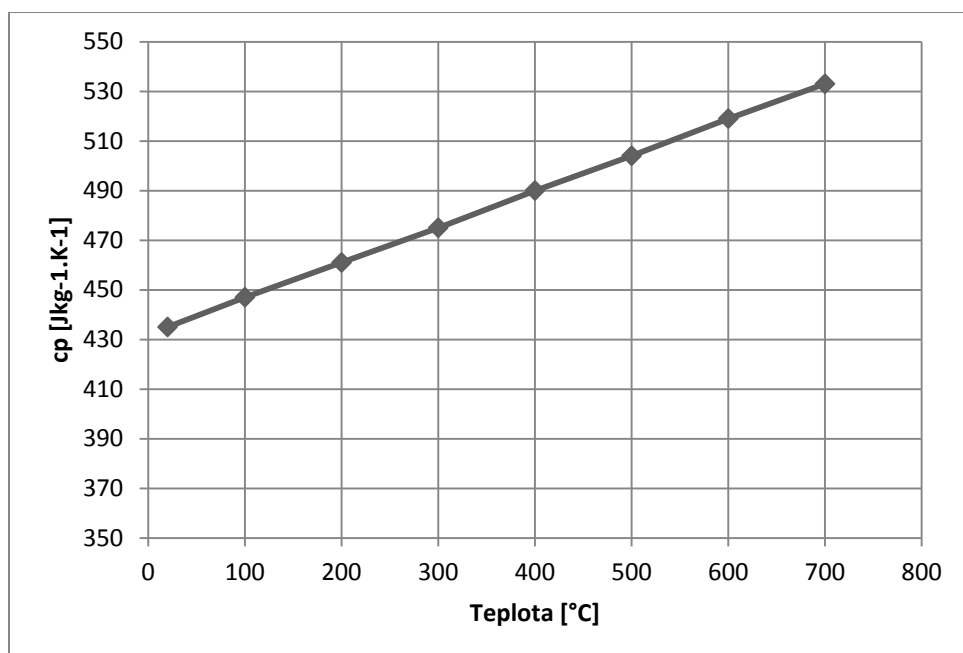


Obr. 9 Modul pružnosti pri zvýšených teplotách materiálu MONICR

Hodnoty **mernej tepelnej kapacity** zliatiny MONICR pre rozsah teplôt 20 – 700 °C sú uvedené v Tab.4 a graficky znázornené na obr. 10.

Tab. 4 Merná tepelná kapacita niklovej zliatiny MONICR

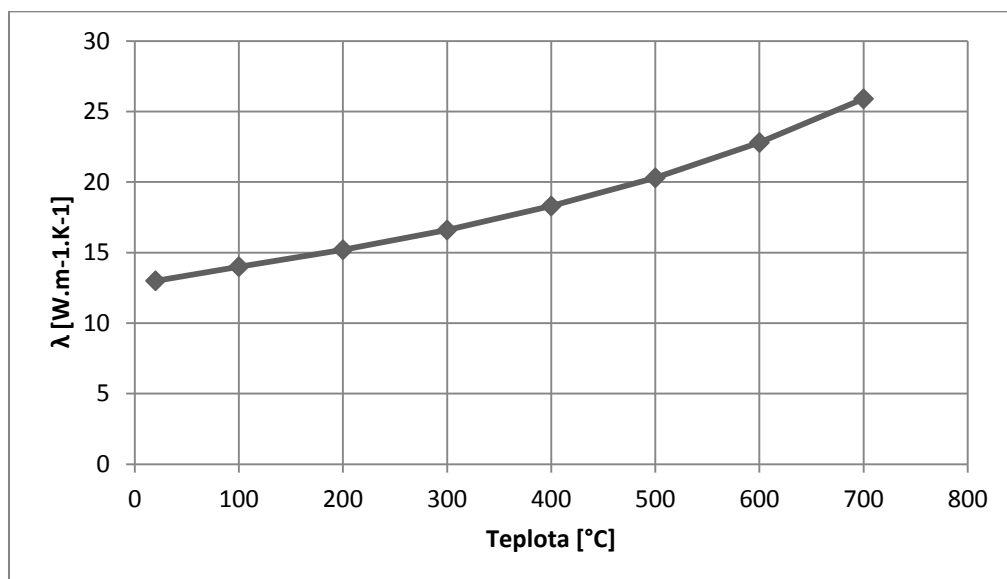
T [°C]	20	100	200	300	400	500	600	700
c_p[J.kg⁻¹.K⁻¹]	435	447	461	475	490	504	519	533



Obr. 10 Merná tepelná kapacita niklovej zliatiny MONICR

Tab. 5 Tepelná vodivosť niklovej zliatiny MONICR

T [°C]	20	100	200	300	400	500	600	700
a [10⁻⁶ m².s⁻¹]	3,36	3,54	3,72	4	4,3	4,55	5,05	5,55
λ [W.m⁻¹.K⁻¹]	13	14	15,2	16,6	18,3	20,3	22,8	25,9



Obr. 11 Tepelná vodivost' niklovej zliatiny MONICR

5.2. Fluoridové soli pre primárny okruh

Pri výbere zmesi solí bola požiadavka na teplotu tavenia ≤ 500 °C. Minimálna prevádzková teplota sa uvažuje $T_{\min} = T_{\text{tav}} + 100$ °C a bola určená na základe skúseností z projektu rýchlych sodíkových reaktorov a priebehu rozpustnosti PuF_3 . V projekte reaktora MSBR pracujúceho v tóriovom cykle bola pre rozdiel minimálnej prevádzkovej teploty a teploty tavenia použitá hodnota 66 °C. To môže priaznivo ovplyvniť návrh výmenníka, ale zníženie minimálnej prevádzkovej teploty zníži aj rozpustnosť tri- fluoridu. Maximálna teplota dlhodobej prevádzky $T_{\max} \leq 710$ °C bola stanovená na základe vlastnosti materiálu typu Hastelloy N.

Pre použitie solí je dôležitá ich čistota. Nedodržanie čistoty sa prejaví zvýšenou koróziou konštrukčných materiálov. Požiadavky sú aj na čistotu interného plynu. Pri použití hélia by obsah nečistôt (O, N, C, CO_2 , vodnej páry) mal byť menší než 0,01 % mol, ako vyplýva zo skúsenosti z prevádzky reaktorov chladených héliom. Je potrebné riešiť bilanciáciu aktínidov a štiepných produktov v soliach a ich čistenie za prevádzky, pre problémy s rozpustnosťou tri- fluoridov.

Očakávané vlastnosti vybraných zmesi solí typu Li, Be, Na/ F obsahujúce až 3 mol. % TRU F_3 v teplotnom rozmedzí 800 – 1000 K (527 – 727 °C). Hodnoty vlastností určené na základe uvedených vzťahov sú použiteľné pre tepelno-fyzikálne analýzy Tab. 6 [15]

Tab. 6 Očekávané vlastnosti fluoridových solí

Vlastnost' a teplota	Rovnice užívajúce M [g mol ⁻¹]
Hustota ρ [g/cm³]	Relatívna chyba $\pm 0,9\%$
800 K = 527 °C	$\rho = 1,9801 + 0,00421 M$
1000 K = 727 °C	$\rho = 1,8106 + 0,00578 M$
Viskozita η [cP]	Relatívna chyba $\pm (4 \text{ až } 6) \%$
800 K = 527 °C	$\eta = -24,606 + 0,85068 M$
900 K = 627 °C	$\eta = -9,041 + 0,37085 M$
1000 K = 727 °C	$\eta = -4,949 + 0,22002 M$
Tepelná kapacita c_p [kJ kg⁻¹ K⁻¹]	Relatívna chyba $\pm (10 \text{ až } 20) \%$
800 – 1000 K (527 – 724 °C)	$C_p = 3,73 - 0,037 M$
Tepelná vodivosť λ [W m⁻¹K⁻¹]	Relatívna chyba $\pm 15 \%$ (celková)
800 K = 527 °C	$\lambda = 1,58 - 0,01796 M$
1000 K = 727 °C	$\lambda = 1,63 - 0,01796 M$

V prípadoch, keď sa plánuje využitie soli ako rozpúšťadlá pre palivo, ide výhradne o fluoridy. Ak budeme mať reaktor, ktorý bude roztavené soli používať ako chladivo pri reaktore s pevným palivom, možno namiesto fluoridov využiť aj chloridy alebo dusičnany. Vo všetkých prípadoch ide o zmes rôznych solí. Pri využívaní fluoridov môžu byť zložkami týchto soľných zmesí fluorid lítny (LiF), fluorid berylnatý (BeF₂), fluorid sodný (NaF), fluorid draselný (KF) alebo fluorid rubidný (R_bF). V prípade ich použitia v zmesi s rozpusteným palivom je zložkou aj vhodný fluorid tória, uránu či transuránov. V prípade využitia chloridov sa môže jednať o chlorid lítny (LiCl), chlorid sodný (NaCl), chlorid draselný (KCl), či chlorid horečnatý (MgCl₂).

Hlavnou výhodou využitia solí ako chladiva je ich veľmi vysoká objemová tepelná kapacita, ktorá vyjadruje to, koľko tepla pojme jednotkový objem danej hmoty pri zvýšení jej teploty o jeden stupeň. U soli môže byť väčší ako pri vode. Napríklad pre zmes LiF-BeF₂-ThF₄ je 4 540 kJ · m⁻³ · K⁻¹, zatiaľ čo pri vode v superkritickej fáze (pri veľmi vysokom tlaku a teplote), ktorá sa má v jednom z typov reaktorov IV. generácie využívať, je len 4 070 kJ · m⁻³ · K⁻¹. Sodík, využívaný v rýchlych reaktoroch chladených sodíkom, má objemovú tepelnú kapacitu len 1120 kJ · m⁻³ · K⁻¹. Pre plyny aj za veľmi vysokých tlakov sú hodnoty tejto fyzikálnej veličiny iba v rade desiatok kilojoulov na meter kubický a kelvin. Soli tak umožňujú odvádzať teplo z aktívnej zóny reaktora veľmi efektívne.

Druhou důležitou vlastností je ich vysoká teplota varu. Kým u sodíka je to len 883 °C, pri zmesi uvedenej vyššie presahuje teplota varu 1 430 °C (presná hodnota závisí na pomere jednotlivých zložiek). To umožňuje prácu reaktora v režime okolo 1 000 °C, ktorá je veľmi výhodná napríklad pre efektívnu produkciu vodíka a ďalšie využitie produkovaného tepla v priemyselných aplikáciách. Ďalšou dôležitou vlastnosťou, ktorá s vysokou teplotou varu súvisí, je možnosť pracovať s kvapalnými soľami, rovnako ako je potrebné so sodíkom, aj pri vysokej teplote s použitím normálneho tlaku.

Teplota tavenia je podľa konkrétneho zloženia solí medzi 300 °C a 500 °C. Je potrebné povedať, že spomínané rozmedzie spĺňa iba minimálne dvojzložkové soli. Jednozložkové soli majú teploty topenia oveľa vyššie. Pridaním druhej zložky sa dá teplota topenia znížiť až o 500 °C. Pridanie vhodnej tretej zložky umožňuje ďalšie zníženie, ale len malé, tak o 50 °C. Ak sa potom používajú trojzložkové soli, je to hlavne z iných dôvodov. Nízka teplota tuhnutia je potrebná k bezpečnému udržaniu solí v roztavenom stave.

U navrhovaných solí sa tiež vyžadujú vhodné neutronické vlastnosti. Ide hlavne o to, aby atómové jadrá, ktoré ich tvoria, mali nízke pravdepodobnosti pre záchyt tepelných neutrónov. Ak by to tak nebolo, vyžierali by soli neutróny, ktoré potrebujeme pre štiepenie uránu, plutónia či ďalších transuránov. To je dôležité najmä u lítia, ktorý sa v prírode vyskytuje vo forme dvoch stabilných izotopov. Lítium šesť, ktorého je v prírodnom lítiu 7,5%, má pravdepodobnosť záchytu tepelného neutrónu tisíckrát väčšiu ako lítium sedem alebo iné prvky, ktoré sa v uvedených soliach používajú. Preto sa v soliach, ktoré obsahujú lítium, musí používať vysoko obohatené lítium, ktoré má viac ako 99,9% izotopu lítia sedem. Dôležitá je tiež radiačná stabilita, teda, že rádioaktívne žiarenie spôsobuje čo najmenej reakcií, ktoré by menilo zloženie solí a vytváralo rádioaktívne prvky. Najproblematickejšia je situácia, kedy vznikajú plynné rádioaktívne prvky.

Je potrebné tiež poznať chemické reakcie, ktoré prebiehajú medzi soľami ohriatymi na veľmi vysoké teploty a rôznymi materiálmi, ktoré možno použiť pri výstavbe systémov, v ktorých soli cirkulujú. Dôležitou súčasťou výskumu v tejto oblasti je hľadanie rôznych materiálov a zvlášť zliatin, ktoré odolávajú hlavne fluoridovými soliam. [17]

5.2.1. Výhody fluoridových solí

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

- **Vysoká objemová merná tepelná kapacita** – táto veličina je obecným ukazovateľom vhodnosti chladiva z hľadiska jeho tepelných vlastností. Vyjadruje množstvo tepla, ktoré je jednotkový objem chladiva (látky) schopný pojať pri zvýšení teploty o jeden stupeň Celsia (resp. Kelvina). Pri vysokých hodnotách tohto kritéria je možné prenášať vysoké tepelné výkony pri nižších hmotnostných prietokoch a teplotných spádoch v porovnaní napríklad s vodou.
- **Vysoká teplota varu** – u reaktorov IV. generácie sa počíta s radovo vyššími teplotami v aktívnej zóne reaktora, ktoré sú nutné pre zlepšenie využitia paliva a účinnosti. Zároveň sa počíta so zapojením vodíkového hospodárstva, pre ktorého priemyslovú produkciu sú vysoké teploty nutné. Var chladiva je pochopiteľne nežiaducim ako kvôli efektívnemu prenosu tepla, tak aj kvôli celkovej konštrukcii

reaktora a jeho infrastruktúr. Fluoridové soli majú teplotu tavenia vysoko nad približnou požadovanou hranicou 1000 °C.

- **Nízke tlaky sýtych pár za vysokých teplôt** – použitie teploty okolo tisíc stupňov je prakticky možné za atmosférického tlaku chladiva, čo je veľkým pozitívom ako pri konštrukcii aktívnej zóny a infrastruktúry, tak aj vzhľadom k bezpečnosti, ktorá je s konštrukciou úzko spätá.
- **Nízka teplota tavenia** – táto hodnota je dôležitá kvôli stálosti vlastnosti chladiva v obehu. Jej hodnoty pre rôzne druhy solí sa pohybujú v rozmedzí teplôt približne 300 – 500 °C. Pridaním ďalších zložiek solí je možné teplotu tavenia ďalej znižovať, avšak len približne o desiatky stupňov. [18]

Ďalšie výhody:

- palivo a chladivo tvoria jednotnú zmes
- nízky tlak v primárnom okruhu
- chemická stálosť tekutých solí i za vysokých teplôt v intenzívnom neutrónovom poli
- vysoká teplota varu tekutých solí
- vysoká tepelná účinnosť cyklu
- možnosť spaľovania dlhodobých štiepnych produktov a minoritných aktinoidov

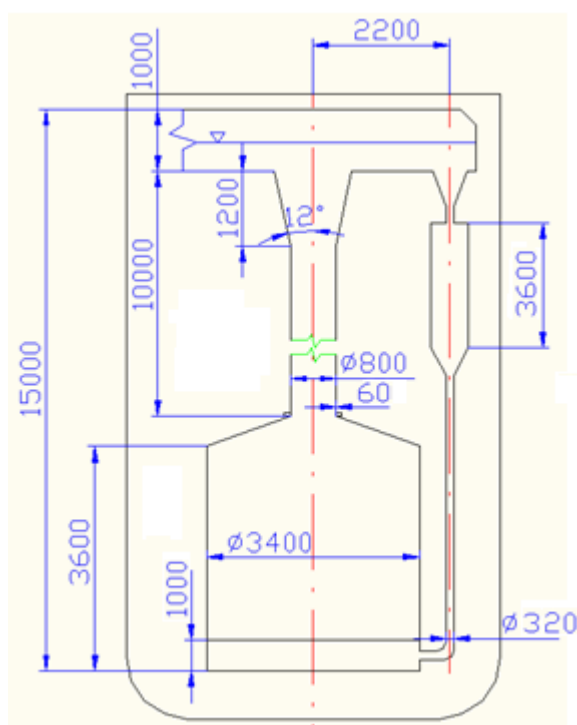
Tieto vlastnosti platia obecné pre roztavené soli, avšak je možné ich meniť rôznymi percentuálnymi podielmi rôznych solí a ich kombináciami.

5.2.2. Nevýhody fluoridových solí

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

5.3. Návrh integrálního usporiadania primárneho okruhu MSR

Návrh integrálneho usporiadania homogénneho MSR s gas- liftom je nutný pri príprave projektu. Musíme predbežne navrhnuť tlakovú nádobu za predpokladu veľkosti aktívnej zóny z ALISIE. Pre hrúbku steny tj. z MONICR-u (ŠKODA JS) využijeme skúsenosť z projektu reaktoru MSBR a volíme $t = 60$ mm. Výškovo sme obmedzení a to odporučením výšky ťahového komína $H < 10$ m. Priemer nádoby volíme $D_n = 6$ m tak, aby sme mohli umiestniť 6 doskových výmenníkov v hornej časti a v oblasti zóny reflektor.



Obr. 12 Zjednodušená schéma integrálneho usporiadania primárneho okruhu

Pripomínam, že na efektívnosť gas – liftu má vplyv výška umiestnenia výmenníka a aktívnej zóny. Problémom je riešenie kompenzátora objemu. Použijeme analógiu s modelom gas-liftu, kde získavame priestor pre uvoľnený plyn (He). Pre privedenie primárnych solí k jednotlivým výmenníkom navrhujem korytá, medzi ktorými je dost priestoru pre regulačné tyče a prívod He do gas-liftu. Prívod sekundárnych solí do tlakovej nádoby vyžaduje čidla na tlakovej nádobe reaktora. Na vypúšťanie primárnych solí je v dolnej časti TN návrhu zamrzajúci ventil. Predbežný návrh dovolí riešiť radu ďalších úloh ako napr. hospodárstvo He, ďalej riešenie podkritických nádrží s pasívnym chladením, zo zamrzajúcim ventilom zabezpečujúcim havarijné odstavenie zóny. Riešenie regulácie reaktora. Riešenie čistenia od pevných štiepnych produktov. Výpočty stienenia steny tlakovej nádoby. Efektívnosť gas - liftu rastie s minimalizáciou tlakových strát, t.j. návrh potrubí, oblúkov 90 stupňov, skosení, zúžení, rozšírení, atď.

Technológia plynového výťahu je použiteľná u akéhokoľvek jadrového reaktora s tekutým chladivom alebo u "molten salt reaktora" s prúdiacou palivo-chladiacou zmesou. Oproti použitiu plynového výťahu v ťažobnom priemysle, miesto vzduchu či zemného plynu, použijeme inertný plyn He. Ten poslúži u MSR tiež ku kontinuálnemu čisteniu palivo-chladiacej zmesi od plynných štiepných produktov. To umožní odstránenie problematiky tzv. "Jódovej jamy". Vďaka použitiu "gas-liftu" sme, podľa odhadov vykonaných v Rusku, schopní zvýšiť odvod tepelného výkonu až štyrikrát oproti prirodzenej cirkulácii, ale to len pre určitý typ reaktora.

V spodnej časti komína umiestnime prsteneč, do ktorého budeme privádzať inertný plyn (hélium) a dierami ho budeme vstrekať do komína. V dôsledku toho dôjde k zníženiu hustoty fluoridových solí a lepšej cirkulácii. Plyn bude potom odsávaný, recyklovaný a čistený od plynných štiepných produktov. Následne znovu použitý v obehu.

Pre použitie v primárnom okruhu reaktora by bolo najvhodnejšie uvažovať (nižšie popísaný) disperzný bublinkový model. Hlavnou výhodou tohto modelu je fakt, že bublinky plynu majú nulovú rozdielnú rýchlosť voči tekutine. Vďaka tomu faktu sa model chová ako model prúdenia jednozložkového, čo značne uľahčuje výpočet. Ďalšou výhodou tohto modelu (ako je vidieť na mape závislosti rýchlosti kvapaliny a rýchlosti plynu) je možnosť "preskočiť" model strely a tým sa vyhnúť tomuto modelu prúdenia, ktorý je pre nás z nižšie uvedených dôvodov veľmi nevhodný.

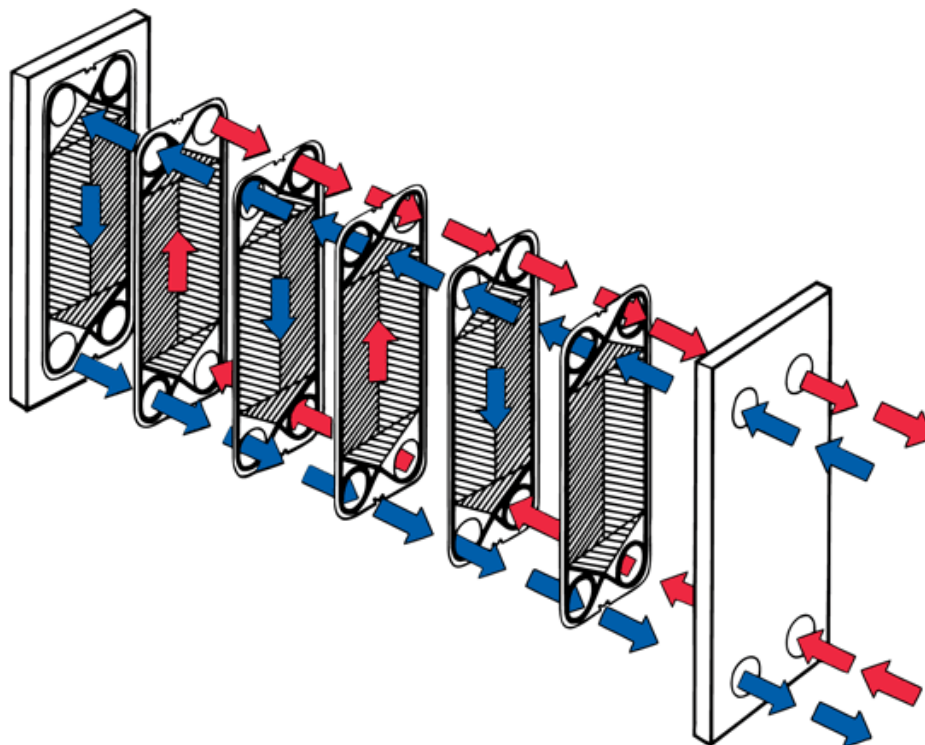
MSR systémy sa uvažujú ako trojokruhové. Primárny okruh MSR systému v ORNL používal čerpadlo na pohon roztavených solí. Použitie čerpadla je problematické predovšetkým z konštrukčného hľadiska a s dostupnosťou vhodných materiálov. V súčasnosti vyrábané materiály zatiaľ nie sú schopné pracovať pri potrebných teplotách. Doposiaľ uskutočnené experimenty používali testovacie čerpadlá s malými dopravnými objemami.

Výhodou použitia Gas-liftu v primárnom okruhu MSR systému prináša so sebou ďalšie výhody:

- odstránenie mechanického zariadenia, ktoré k svojej prevádzke potrebuje zdroj elektrického prúdu významne zvyšuje spoľahlivosť a bezpečnosť jadrového zariadenia
- všetky mechanické zariadenia sú mimo aktívnej zóny, je teda možné prevádzať opravy a úpravy za chodu reaktora prepnutím na záložné zariadenia
- menšia energetická náročnosť
- možnosť použitia i v reaktoroch pracujúcich s médiom o teplote vyššej než 1000 °C, pre ktoré zatiaľ čerpadlo neexistuje. Súčasná priemyselná čerpadlá zvládajú pracovať do teploty 600 °C, pomaly sa presadzujú nové generácie čerpadiel schopných pracovať pri teplotách do 700 °C [18]

Popis jednotlivých zariadení primárneho okruhu MSR:

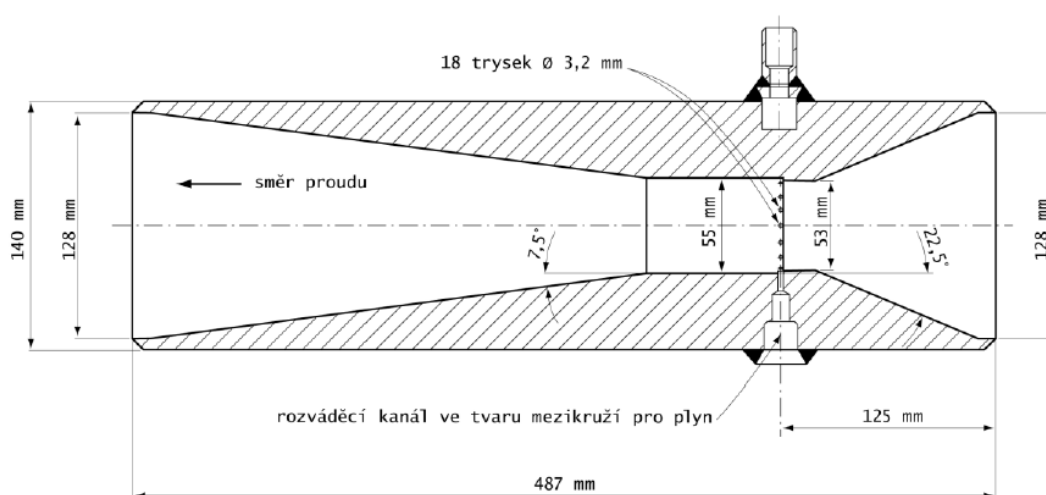
Na Obr.13 je znázornené usporiadanie typického doskového výmenníka. Vlastná teplostenná časť (tzv. jadro) tvorí tenké dosky poskladané na seba. Obvykle sú dosky plechové, ale napr. firma ALFA LAVAL má v ponuke aj pokročilejšie výmenníky grafitové, ktoré sú vhodné do veľmi vysokých teplôt a agresívneho prostredia. Dosky výmenníka sa vyrábajú lisovaním, alebo efektívnejšie a to tvárovým výbuchom. Dosky nie sú rovinné (hladké), ale majú v sebe vytvorené kanály, ktoré zaisťujú jednak premiešavanie tekutiny za účelom intenzifikácie prestupu tepla a jednak zamedzujú zanášaniam teplosmenných plôch nečistotami. V sériovej výrobe doskových výmenníkov majú všetky dosky zhodný tvar a ich príslušná funkcia je dosiahnutá umiestnením tesnení. Ako je vidieť na Obr. 13, sú dosky kladené striedavo pre prietok teplého a studeného prúdu, teda každá plechová stena predstavuje jednu teplo stennú plochu.



Obr. 13 Schéma usporiadania doskového vymenníka

Rozoberateľné doskové výmenníky môžu mať problémy s tesnosťou, pretože jeden výmenník môže obsahovať stovky metrov tesniacich plôch. Obecné sú doskové výmenníky podstatne výhodnejšie, ako trubkové a špirálové, na druhej strane, nie sú schopné pracovať pri veľmi vysokých tlakoch. Maximálne parametre výmenníka väčšinou závisia na materiály tesnenia. Lepšie výsledky dosahujú doskové výmenníky lepené, spájkované alebo zvarané. [23]

Ďalším zariadením primárneho okruhu je generátor plynu.

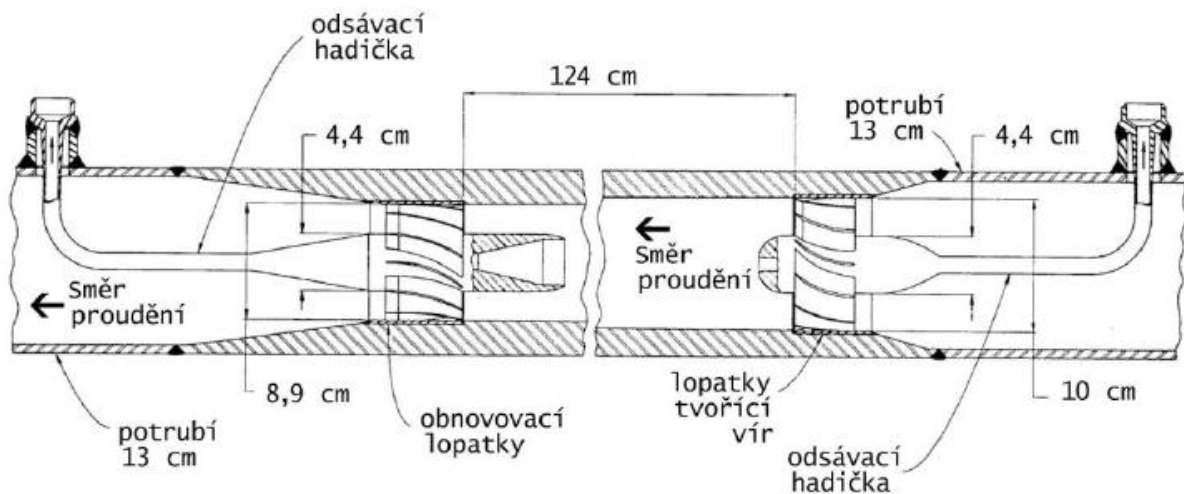


Obr. 14 Generátor plynu

Finálny tvar generátora plynu podľa bakalárskej práce Žlábka je zobrazený na Obr. 14. Zvolili sa rozmery venturiho trubice, na dosiahnutie čo najväčšieho podtlaku u trysiek pri

súčasnom zachovaní dostatočného tlaku na zamedzenie kavitácie. Predchádzajúce merania ukázali, že pri zmene kvapaliny na tekuté soli je nutné zvýšiť vstrekovací tlak plynu spoločne s prútokom plynu.

Separátor Obr. 15 sa skladá z vírivých lopatiek, ktoré vytvárajú v prúdiacej kvapaline vír a z obnovovacích lopatiek, ktoré sú spojené 44 palcov dlhým kónickým puzdrom. Puzdro sa zužuje smerom ďalej po prúde. Separovaný plyn spoločne s 34 – 42 litrami tekutiny za minútu sa odoberá pomocou úzkych trysiek za vírivými i pred obnovovacími lopatkami [18].



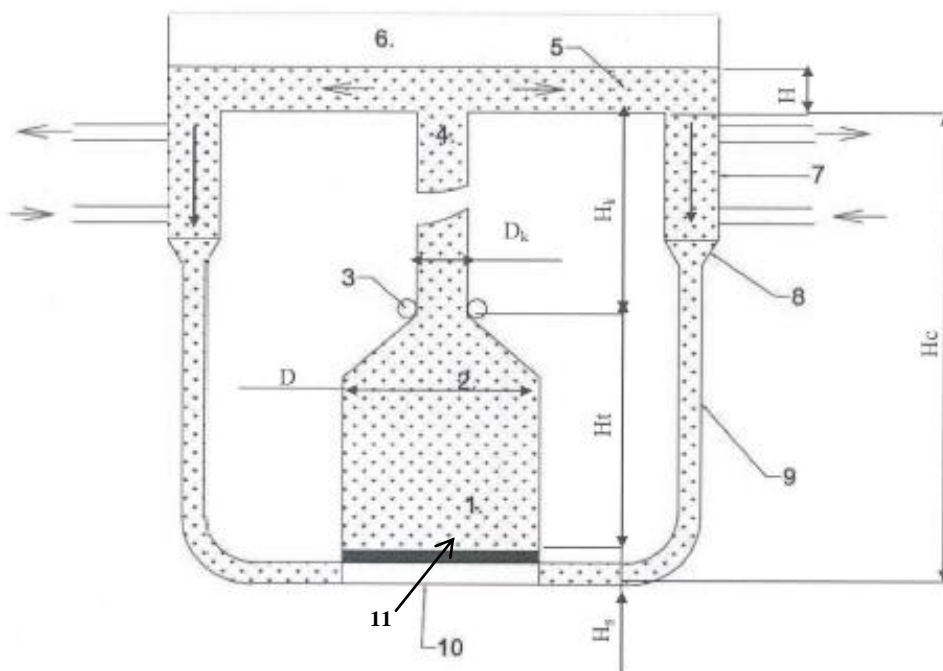
Obr. 15 Seperátor bublín

6. Teória postupu výpočtu hydraulických strát pre riešenie gas- liftu

Táto kapitola podáva základné informácie o prirodzenom prúdení v jadrových reaktoroch a o výbere druhu dvojfázového prúdenia pre použitie v gas-lifte. Pre jadrové reaktory bol vyrábaný model disperzného bublinkového prúdu, ktorý je najlepšie použiteľný v reaktore. V tejto kapitole je popísaný model výpočtu pre tzv. homogénny prúd, kde sa uvažuje, že rýchlosť kvapaliny a plynu je rovnaká a pre tento prípad je určený relatívny podiel plynu v homogénnej zmesi s kvapalinou. Pre transport tejto zmesi v ťahovom komíne sú uvažované zmeny teplôt kvapaliny v komíne a ich vplyv na veľkosť bublín. Pre určenie tlaku kvapaliny na výškovej súradnici podľa Bernoulliho rovnice je uvažovaná výška stĺpca kvapaliny nad daným miestom a rýchlosť prúdenia kvapaliny v tomto mieste [18].

6.1. Postup prác

- 1) Najprv si stanovíme schému primárneho okruhu. Budeme uvažovať napr. integrálne usporiadanie v reaktorovej nádobe homogénneho reaktora typu MSR. Pre vysokotepelný reaktor je hlavným konštrukčným materiálom pre primárny okruh grafit a jeho kompozity.



Obr. 16 Zjednodušená schéma primárneho okruhu (pre výpočty strát)

1. Aktívna zóna
2. Prechod na komín
3. Prívod plynu (He) pre gas-lift
4. Ťahový komín
5. Kompenzátor objemu s odvetrávacou hladinou (plocha S)
6. Priestor pre zbieraný plyn
7. Protiprúdové výmenníky
8. Prechod na potrubie studenej vetvy
9. Studená vetva
10. Zberná komora
11. Distribučné otvory pre prúdenie do aktívnej zóny

Pre ďalšie práce je vhodné:

- a) pripraviť si zoznam miestnych strát a zamyslieť sa nad konštrukčnými úpravami vedúcimi k ich minimalizácii
 - b) Pre jednotlivé časti primárneho okruhu uviesť
 - rozmery
 - výškové údaje
 - teplotu
 - kontrolu podkritičnosti mimo zóny
- 2) Najprv musíme špecifikovať hlavné parametre aktívnej zóny na základe požiadaviek napr.:
- a) výroby elektrickej energie pomocou parnej turbíny si určíme z požadovaného výkonu P_{el} pomocou účinnosti η tepelný výkon

$$P_t = \frac{P_{el}}{\eta} \quad (6.1)$$

($\eta = 0,40 \div 0,44$ pri teplote $720 \text{ }^\circ\text{C}$).

Najmenšia parná turbína pre nadkritické parametre je $\approx 700 \text{ MW}_t$. Pri požiadavke 500 MW_{el} a $\bar{\eta} = 0,42$ obdržíme $P_t = 1190,5 \text{ MW}_t \doteq 1200 \text{ MW}_{el}$

- b) Pri požiadavke použitia tepla pre technologické účely zadávame rovno P_t
- c) Je možná kombinácia výroby elektrickej energie a odvodu tepla

Po voľbe tepelného výkonu si zvolíme (podľa skúseností) stredný špecifický výkon q

$\alpha)$ Prirodzená konvekcia $q \approx 10 \left[\frac{\text{MW}_t}{\text{m}^3} \right] \quad q \approx \sim q \approx 10$

$\beta)$ Gas - lift $q \approx 25 \div 40 \left[\frac{\text{MW}_t}{\text{m}^3} \right]$

$$\gamma) \text{ Nutené prúdenie} \quad q \approx 50 \left[\frac{\text{MW}_t}{\text{m}^3} \right]$$

Objem aktívnej zóny určíme podľa

$$V = \frac{P_t}{q} \quad (6.1)$$

Z objemu zóny, do ktorej zahrnieme i prechodový zrezaný kužeľ, určíme rozmery zóny.

$$V = \frac{\pi \cdot D^2}{4} \cdot H + \frac{\pi}{4} \cdot [D^2 + D \cdot d + d^2] \cdot \frac{\Delta h}{3} \quad (6.2)$$

Druhý člen predstavuje objem zrezaného kužeľa V_K .

Δh je výška kužeľa (Obr. 16) a d je priemer ťahového komína. Ten prevedieme na ekvivalentný, čo do objemu, valec o priemere zóny D a výške H .

Platí

$$h = \frac{V_K}{\frac{\pi}{4} \cdot D^2} = \left[1 + \frac{d}{D} + \frac{d^2}{D^2} \right] \cdot \frac{\Delta h}{3} \quad (6.3)$$

Použijeme predpoklad

$$D \doteq H_{ef} = (H + h). \quad (6.4)$$

Potom obdržíme

$$D^3 = \frac{4 \cdot V}{\pi} \quad (6.5)$$

a tým budeme mať základné rozmery aktívnej zóny R, H .

Priemer ťahového komína d určíme z podmienky podkritičnosti ($k_{ef} \leq 0,95$)

(Budeme uvažovať nekonečne vysoký valec obklopený ∞ grafitovým reflektorom.)
Rozmer d môžeme upraviť (pri zachovaní podkritičnosti) podľa požiadaviek na rýchlosť prúdenia.

3) Prevedieme výpočet W_∞ od voľného prúdenia podľa návrhu primáru vid' (6.13)

$$W_\infty = \left[\frac{2 \cdot \bar{\rho}^2 \cdot g \cdot \beta \cdot P}{\tilde{\chi}_{pr} \cdot c_p} \cdot (z_v - z_c) \right]^{\frac{1}{3}} \text{ pre palivo - chladiacu zmes. Z (6.15)}$$

$$P = \frac{c_p \cdot \tilde{\chi}_{pr} \cdot W_\infty^3}{2 \cdot \bar{\rho}^2 \cdot g \cdot \beta \cdot (z_v - z_c)} \text{ určíme výkon reaktora } P, \text{ ktorý odvedie prirodzená konvekcia.}$$

- 4) Vyberieme si metodiku pre výpočet gas - liftu. Pre jadrové reaktory je najvhodnejší model disperzného bublinkového prúdenia, pretože dovolí maximálnu intenzifikáciu prirodzeného prúdenia a zaručuje prevádzku bez rázov.
- 5) Pri použití pre priblíženie homogénneho disperzného toku z W_∞ určíme v_{sl} pre prirodzené prúdenie v ťahovom kanáli a podľa mapy modelov prúdenia si vyberieme veličinu v_{gs} zaručujúcu model disperzného bublinkového prúdenia.

6) Na základe (6.18)
$$W_g = C_d \cdot \frac{\pi}{4} \cdot d^2 \cdot m \cdot p_1 \cdot \sqrt{\frac{1}{r \cdot T_g} - \left(\frac{2 \cdot \kappa}{\kappa - 1}\right)} \cdot \sqrt{\left(\frac{p_2}{p_1}\right)^{\frac{2}{\kappa}} - \left(\frac{p_2}{p_1}\right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}}}$$

kde

- m je počet otvorov o priemere d ,
 C_d je strátový koeficient, ktorý sa musí určiť experimentálne,
 p_1 je tlak plynu pred škrtiacou dierkou,
 p_2 je tlak plynu za škrtiacou dierkou,
 $\kappa=1,66$ pre jednoatómové plyny (He, Ar, Kr),
 $\kappa=1,4$ pre O_2 , N_2 , CO, vzduch,
 $\kappa=1,33$ pre páru H_2O ,
 $\kappa=1,3$ pre CO_2 ,
 $r = \frac{R}{M}$, kde R je plynová konštanta,

$M \left[\frac{kg}{mol} \right]$ je hmota 1 molu plynu

určíme parametre plynu po prechode škrtiacimi otvormi do ťahového komína tak, že bude zachovaný podkritický priebeh prúdenia. Určíme počet otvorov, ich priemer, váhové prietochné množstvo plynu do kvapaliny. Pomocou p_{2g} a T_{1g} určíme hustotu plynu ρ_g (p_{2g} , T_{1g}) a rýchlosť v_{sg} . Po prepočte na prietochnú plochu ťahového komína, potom určíme veličinu v_{sg} . Opravíme parametre plynu, aby sme obdržali požadovanú rýchlosť plynu v_{sg} v mape modelov prúdenia (Obr. 17) a zároveň rýchlosť v_{sl} tak, aby sme boli v oblasti disperzného bublinkového toku.

- 7) Určíme $\frac{dp}{dh}$, t.j. počiatočné straty a objemový podiel plynu $\varepsilon_g = (1 - \varepsilon_l)$ v zmesi.
- 8) Spočítame ohrev plynu v bublinách a ich expanziu. Integráciou

$\frac{dp}{dh}$ pozdĺž výšky komína určíme výsledné straty v komíne i zväčšenie vztlakovej sily

a W_∞ .

9) Pretože získavame väčšiu rýchlosť prúdenia, je potrebné prepočítať straty v primáre a iteračne spresniť výsledky.

10) Je potrebné vykonať niekoľko kontrol:

- Aby sme boli podľa modelov prúdenia v oblasti modelu bublín, musí byť relatívny objem plynu v ťahovom komíne $\varepsilon_g \leq 0,25$.
- Pri rýchlostiach prúdenia kvapaliny v plnom priereze $v_{sl} > 5,7$ m/s prechádzame do oblasti disperzného bublinkového modelu (s malými bublinkami a ekvivalenciou s jednotným prúdením). Tento model sa nachádza i nad modelom strely (slug) až do objemu plynu $\varepsilon_g \leq 0,52$ i nad prechodovým modelom (churn) až do $\varepsilon_g \leq 0,8$. V tejto oblasti by sme mohli odvieť najväčšie množstvo tepla i plynných štiepných produktov.
- Rozmery ťahového komína sú obmedzené $H + \Delta H \leq 10m$. Polomer R_k komína je obmedzený podmienkou podkritičnosti ($k_{ef} \leq 0,95$). Je možné uvážiť ∞ zdroj (bez štiepných produktov) s polomerom R_k obklopený ∞ grafitovým reflektorom. Tieto kontroly je vhodné vykonať na začiatku analýz. [18]

6.2. Určenie ustáleného hmotného prietoku W_∞ pre prirodzené prúdenie v primárnom okruhu a jeho intenzifikácia gas- líftom

Z riešenia rovnice continuity a Bernoulliho rovnice sa dostane pre prirodzené prúdenie chladiva v PO za predpokladu, že v primárnom okruhu dochádza k zmene teplôt len v aktívnej zóne a výmenníku tepla, vzťah:

$$\tilde{\chi}_{pr} \cdot \frac{W_\infty^2}{2 \cdot \bar{\rho}} - \bar{\rho} \cdot g \cdot \beta \cdot (\bar{z}_v - \bar{z}_c) \cdot \Delta T_c = 0, \quad (6.7)$$

kde

$W_\infty = \bar{\rho}_c \cdot v_c \cdot A_c$ je váhové prietochné množstvo pre rovnovážny prúd chladiva v zóne [kg/s]

$$\tilde{\chi}_{pr} = \frac{\chi_{pr}}{A^2} \quad (6.8)$$

χ_{pr} sú celkové hydraulické straty v primárnom okruhu

\bar{A} je stredný prietochný prierez v okruhu, $\bar{\rho}$ je stredná hustota chladiva v okruhu.

Platí:

$$\frac{1}{\bar{A}} = \frac{\bar{\rho}}{L} \int_{x_0}^{x_L} \frac{dx}{\rho(x) \cdot A(x)} \quad (6.9)$$

$$\bar{\rho} = \frac{1}{V} \int_{x_0}^{x_L} \rho(x) \cdot A(x) \cdot dx \quad (6.10)$$

L je celková délka okruhu,

V je celkový objem chladiva okruhu.

$g = 9,81 \left[\frac{m^2}{s^2} \right]$ je gravitačné zrýchlenie

$\beta \left[\frac{1}{K} \right]$ je koeficient objemovej rozťažnosti

$\Delta T_c = (T_{\max} - T_{\min})$ je teplotný ohrev v aktívnej zóne.

\bar{z}_v, \bar{z}_c sú stredné výšky umiestnenia výmenníkov a aktívnej zóny v primárnom okruhu.

Po úprave dostaneme:

$$W_\infty^2 = \frac{2 \bar{\rho}^2 g \beta \Delta T_c}{\tilde{\chi}_{pr}} (z_v - z_c). \quad (6.11)$$

Pre ΔT_c platí z elementárnej bilancie:

$$\Delta T_c = \frac{P}{c_p \cdot W_\infty}, \quad (6.12)$$

kde

$P [W]$ je celkový tepelný výkon zóny

$c_p \left[\frac{J}{kg \cdot K} \right]$ je tepelná kapacita chladiva.

Poznámka: Pre možnosť chladenia prirodzenou konvekciou musí byť výmenník umiestnený nad aktívnou zónou

Po dosadení (6.12) do (6.11) ľahko obdržime závislosti W_∞ alebo ΔT_c na výkone P .

$$W_\infty = \left[\frac{2 \cdot \bar{\rho}^2 \cdot g \cdot \beta \cdot P}{\tilde{\chi}_{pr} \cdot c_p} \cdot (z_v - z_c) \right]^{\frac{1}{3}}, \quad (6.13)$$

$$\Delta T_c = \left(\frac{P}{\bar{\rho} \cdot c_p} \right)^{\frac{2}{3}} \left[\frac{\tilde{\chi}_{pr}}{2 \cdot g \cdot \beta \cdot (z_v - z_c)} \right]^{\frac{1}{3}}, \quad (6.14)$$

$$P = \frac{c_p \cdot \tilde{\chi}_{pr} \cdot W_\infty^3}{2 \cdot \bar{\rho}^2 \cdot g \cdot \beta \cdot (z_v - z_c)}. \quad (6.15)$$

Pre Reynoldsovo číslo môžeme napísať:

$$N_{Re} = \frac{D_{ekv} \cdot v}{\mu} = \frac{D_{ekv}}{\eta \cdot A} \cdot W_\infty = \frac{4}{O \cdot \eta(T)} \cdot W_\infty, \quad (6.16)$$

kde

v	je rýchlosť prúdenia	$\left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$
μ	je kinematická viskozita	$\left[\frac{\text{m}^2}{\text{s}} \right]$
O	je omočený obvod	
η	je dynamická viskozita	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{m} \cdot \text{s}} \right]$

Vzťah (6.15) ukazuje závislosť výkonu zóny P odvádzaného prúdením na tretej mocnine váhového prietochného množstva W_∞ .

Pri použití „gas-liftu“ platí v ťahovom komíne o priereze $A_K [\text{m}^2] = \frac{\pi}{4} \cdot D_K^2$ podľa zákona zachovania

$$W_\infty^{gas-lift} = (W_{I_\infty} + W_g) \left[\frac{\text{kg}}{\text{s}} \right]. \quad (6.17)$$

Pri použití $W_\infty^{gas-lift}$ je potrebné obecné použiť c_p a ρ pre dvojfázovú zmes a zároveň určiť nové straty, pretože $W_\infty^{gas-lift}$ zväčší rýchlosť prúdenia v celom primárnom okruhu. Množstvo plynu dodávaného m otvormi do ťahového komína gas – liftu W_g [kg/s] sa určia nasledujúcimi výrazmi:

Pre W_g bol odvodený vzťah

$$W_g = C_d \cdot \frac{\pi}{4} \cdot d^2 \cdot m \cdot p_1 \cdot \sqrt{\frac{1}{r \cdot T_g} - \left(\frac{2 \cdot \kappa}{\kappa - 1} \right)} \cdot \sqrt{\left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{2}{\kappa}} - \left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}}}, \quad (6.18)$$

V anglosaskej literatúre sa stratový koeficient určí výrazom

$$C_d = \mu \cdot \sqrt{\left[1 - \frac{D^2}{d^2} \right]^{-1}}, \quad (6.19)$$

kde μ je výtokový součinitel

D je průměr kanála.

Pre kritický koeficient platí

$$K_{kr} = \left(\frac{p_2}{p_1} \right)_{krit} = \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa - 1}}. \quad (6.20)$$

6.3. Poznámky k výpočtu tlakových strát

Rozdelíme si okruh na časti:

- j = 1 aktívna zóna
- j = 2 prechod do komína (kuželový prechod)
- j = 3 komín
- j = 4 kuželový prechod
- j = 5 odvetrávacie koryto (slúži tiež ako kompenzátor objemu)
- j = 6 kuželový prechod
- j = 7 výmenník tepla
- j = 8 studená vetva
- j = 9 spodná časť aktívnej zóny

Urobíme si tabuľku a do nej budeme doplňovať jednotlivé veličiny platné pre jednotlivé časti j.

Jedná sa o veličiny: $T_j, \rho_j, A_j, L_j, V_j, v_j, Re_j, \lambda_j, N_j, \sum_1^N \xi_{nj}$.

K ohrevu vody dochádza len v časti j=1. Pomocou teplôt T_{vst} a $T_{výst}$ určíme hustoty $\rho(T)$, ktoré sú v rade časti konštantné. Mení sa len v zóne a výmenníku. Tam strednú hustotu určíme jednoducho ako $[\rho(T_{vst}) + \rho(T_{výst})]/2$. Podobne je v rade časti konštantný A_j a mení sa len v kuželových prechodoch, kde môžeme určiť strednú hodnotu A_j . Potom môžeme nahradiť integráciu vo výrazoch (6.9) a (6.10) sumáciou.

$$\frac{1}{\bar{A}} = \frac{\bar{\rho}}{L} \sum_{j=1}^9 \frac{L_j}{\bar{\rho}_j \cdot \bar{A}_j} \quad (6.21)$$

$$\bar{\rho} = \frac{1}{V} \sum_{j=1}^9 \bar{\rho}_j \cdot \bar{A}_j \cdot L_j \quad (6.22)$$

Kde L je celková dĺžka okruhu, V je celkový objem okruhu.

Rýchlosti v jednotlivých častiach určíme vzťahom: $v_j = W_{\infty}/(\rho_j \cdot A_j)$

Poznámka: V časti j=5 je treba určiť $D_{j\text{ekv}} = 4A_j/O_j$

$$\text{Pre prirodzené prúdenie v okruhu } W_{\infty} = P / (\Delta T \cdot c_p) \quad (6.23)$$

$$\text{V jednotlivých častiach } W_{\infty} = \rho_j \cdot A_j \cdot v_j \quad (6.24)$$

Pre výpočet strát je treba v každej časti j uvážiť:

$$\text{a) Straty trením } \Delta p_{jtr} = \lambda \frac{L_j}{D_j} \frac{v_j^2}{2}$$

$$\text{b) Miestne straty } \Delta p_{jmist,n} = \xi_n \frac{v_j^2}{2}$$

Pre výpočty modelov doporučujem použiť predpoklad hladkých povrchov.

$$\text{Celkové straty v časti } j: \Delta p_j = \Delta p_{jtr} + \sum_{n=1}^N \Delta p_{jmist,n}$$

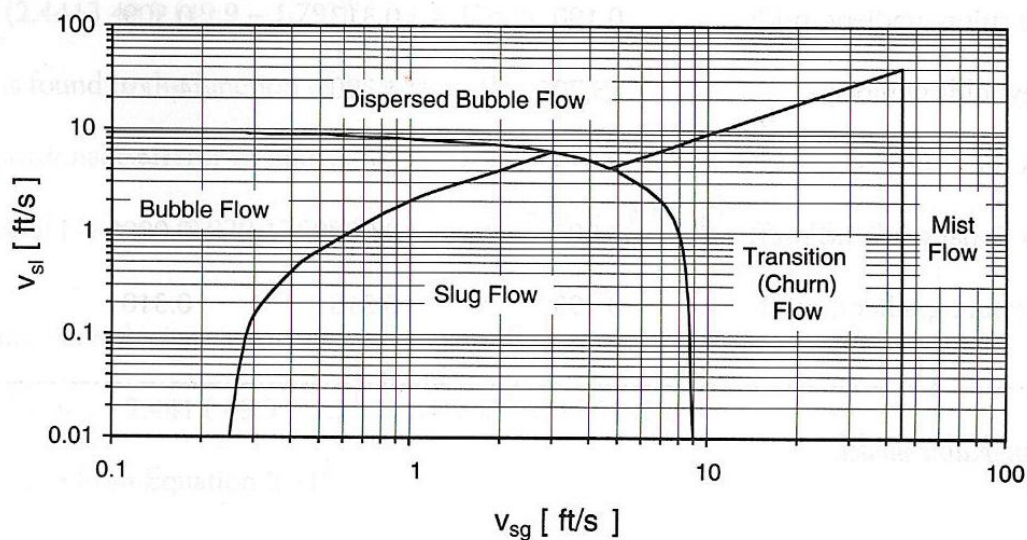
$$\text{Pre prípad gas-liftu platí: } W_{\infty \text{ gas-lift}} = W_{\infty} + W_g \quad [\text{kg/s}]$$

Pre hustotu na počiatku komína platí:

$$\rho_{g-l}(x_2) = [\rho_l(T_{max}) \cdot W_{\infty} + \rho_g(T_g) \cdot W_g] / (W_{\infty} + W_g)$$

X_2 je vstup do komína, l označuje kvapalinu a g plyn

Zvolíme si model disperzného bublinkového toku ($v_1 = v_g$).



Obr. 17 Mapa rozloženia druhov vertikálneho dvojfázového prúdenia (podľa Hasana a Kabira)

Problém je určit W_∞ a W_g tak, aby sme byli v oblasti disperzného bublinkového toku. Pre kvapalinu to znamená, že jej superficiálna rýchlosť (kvapalina je sama v prietochom priereze) $v_{sl} \geq 6 \text{ m/s}$ a zároveň superficiálna rýchlosť plynu $v_{sg} \leq 8 \text{ m/s}$. (Obr. 17)

$$W_\infty = \rho_l(T_{\max}) \cdot A_k \cdot v_{sl} \text{ a } W_g = \rho_g(T_g) \cdot A_k \cdot v_{sg}. A_k = \pi \cdot D^2/4.$$

6.4. Bublincový režim- úvodné úvahy

Bublincový režim dvojfázového prúdenia (plyn – kvapalina) bude, keď $v_{sg} \leq 2 \frac{ft}{s} = 0,61 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$. Do oblasti disperzného bublincového režimu príde pri $v_{sl} > 10 \frac{ft}{s} = 3,06 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$.

Podľa (Obr. 17) je potrebné uvažovať s väčšími hodnotami. $v_{sl} > 5,7 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$.

v_{sg} a v_{sl} sú (tzv. superficiálne rýchlosti) hraničné rýchlosti plynu a kvapaliny v jednotkovom priereze A potrubí, kde sa nachádza samotný plyn alebo samotná kvapalina.

Platí

$$v_{sg} = \frac{W_g}{\rho_g(p_g, T_g) \cdot A} = \frac{\dot{V}_g}{A}, \quad (6.25)$$

$$v_{sl} = \frac{W_l}{\rho_l(p_l, T_l) \cdot A} = \frac{\dot{V}_l}{A}, \quad (6.26)$$

kde $W_g \left[\frac{\text{kg}}{\text{s}} \right]$ je váhové prietochné množstvo, $\dot{V}_g \left[\frac{\text{m}^3}{\text{s}} \right]$ plynu, ρ_g je hustota plynu;

Podrobnosti o určení W_g pre prípad gas-liftu nájdeme (6.18)

$v_{sg} < v_g$, kde v_g je skutočná rýchlosť plynu pri dvojfázovom prúdení

$v_{sl} < v_l$, kde v_l je skutočná rýchlosť kvapaliny pri dvojfázovom prúdení.

Pretože podiel jednotlivých fáz v priereze plochy trubky je $\varepsilon_g \cdot A$ a $\varepsilon_l \cdot A$, je možné určiť aktuálnu rýchlosť fáz

$$v_g = \frac{v_{sg}}{\varepsilon_g}, \quad (6.27)$$

$$v_l = \frac{v_{sl}}{\varepsilon_l} = \frac{v_{sl}}{(1 - \varepsilon_g)}. \quad (6.28)$$

Pre podiely jednotlivých fáz platí

$$\varepsilon_g + \varepsilon_l = 1 . \quad (6.29)$$

Režim strelly (Slug), ktorý je pre čerpanie efektívnejší, nastáva pri $v_{sg} > 2$ [ft/s] = 0,61 [m/s], pre veľké rýchlosti kvapaliny však prichádza do režimu disperzného bublinkového. Pre hranicu medzi bublinkovým režimom a strelou sú podľa rôznych autorov rozdiely.

Disperzný bublinkový prúd pre veľké rýchlosti kvapaliny sa nachádza i nad ďalším režimom nazývaným churn (výroba masla). Tento režim začína v oblasti $v_g = 2.6 \div 9$ [ft/s] (podľa rôznych autorov).

Disperzný bublinkový tok je prakticky homogénny, pretože bublinky sú veľmi malé. Na rozdiel od bublinkového režimu strelly (slug) nedochádza k urýchleniu postupu plynových bubliniek a tak pre disperzný bublinkový tok platí, že $v_g = v_l$, tj. Sklz plynu $S = v_g/v_l$

6.5. Priblíženie homogénneho toku pre disperzný bublinkový režim gas-liftu

Pre gas-lift platí zákon zachovania

$$\dot{m}_l + \dot{m}_g = \dot{m} , \quad (6.30)$$

kde

$$\dot{m}_l = \rho_l \cdot A \cdot v_l , \quad (6.31)$$

$$\dot{m}_g = \rho_g \cdot A \cdot v_g , \quad (6.62)$$

kde $\rho_l \left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right]$ je hustota kvapaliny,

A je prietokový prierez $\left(A = \frac{\pi \cdot D^2}{4} \right)$,

$\rho_{hl} \left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right]$ je hustota homogénnej kvapaliny a plynu,

$v_l \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ je rýchlosť kvapaliny pred sýteným plynom,

$\dot{m}_g \left[\frac{\text{kg}}{\text{s}} \right]$ určíme z výrazu (6.18)

$$\dot{m}_g = \rho_g \cdot (p_2, T_g) \cdot v_g \cdot A_g , \quad (6.33)$$

kde

$$A_g = m \frac{\pi \cdot d^2}{4} .$$

Z (6.30) plynie

$$\rho_h = \frac{\rho_l \cdot A \cdot v_l + \dot{m}_g}{A \cdot v_h} = \frac{\rho_l \cdot v_l + \frac{\dot{m}_g}{A}}{v_h} . \quad (6.34)$$

Celkovou strednú rýchlosť homogénnej zmesi môžeme ľahko určiť:

$$v_h = \left(\frac{\dot{m}_l}{\rho_l} + \frac{\dot{m}_g}{\rho_g} \right) \cdot \frac{1}{A} \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]. \quad (7.35)$$

Podiel disperzných bubliniek v homogénnej zmesi určíme nasledujúcou úvahou. Budeme predpokladať, že homogénna zmes sa správa ako jednofázové prostredie.

$$S = \frac{v_g}{v_l} = 1 \Rightarrow v_g = v_l, \quad (6.36)$$

kde

$$v_l = \frac{\dot{m}_l}{\rho_l(T_l, p) \cdot A_l}, \quad (6.37)$$

$$v_g = \frac{\dot{m}_g}{\rho_g(T_g, p_g) \cdot A_g}, \quad (6.38)$$

kde

$$\begin{aligned} A_g &= A \cdot \varepsilon_g && \text{je časť prietochnej plochy obsadená plynom,} \\ A_l &= A \cdot \varepsilon_l = A \cdot (1 - \varepsilon_g) && \text{je časť prietochnej plochy obsadená kvapalinou.} \end{aligned}$$

Pre relatívne podiely ε platí $\varepsilon_g + \varepsilon_l = 1$.

Po dosadení (6.37) a (6.38) do (6.36) a úprave dostaneme

$$\frac{\dot{m}_l}{\rho_l \cdot (1 - \varepsilon_{gh})} = \frac{\dot{m}_g}{\rho_g \cdot \varepsilon_{gh}}. \quad (6.39)$$

Podiel plynu v prietochnom reze $A = \frac{\pi \cdot D^2}{4}$ sa určí z (6.39). Dostaneme:

$$\varepsilon_{gh} = \frac{\dot{m}_g \cdot \rho_l}{(\dot{m}_g \cdot \rho_l + \dot{m}_l \cdot \rho_g)}. \quad (6.40)$$

Po zavedení označenia

$$x = \frac{\dot{m}_g}{(\dot{m}_g + \dot{m}_l)}$$

$$\varepsilon_{gh} = \frac{x \cdot \rho_l}{x \cdot \rho_l + (1 - x) \cdot \rho_g} = \frac{x}{x + (1 - x) \cdot \frac{\rho_g}{\rho_l}}. \quad (6.41)$$

Dvojfázové Reynoldsové číslo

$$\text{Re}_{TP} = \frac{(\rho_g \cdot v_g + \rho_l \cdot v_l)}{\eta_{TP}} \cdot D_h, \quad (6.42)$$

kde $v_g = \frac{v_{sg}}{\varepsilon_{gh}}$, $v_l = \frac{v_{sl}}{(1 - \varepsilon_{gh})}$, $D_h = \frac{4 \cdot A}{P}$ je hydraulický priemer, P je (omnožený obvod).

Dvojfázová dynamická viskozita η je určená experimentálnym vzťahom

$$\eta_{TP} = \varepsilon_{gh} \cdot \eta_g + \eta_l \cdot (1 - \varepsilon_{gh}) \cdot (1 + 2,5 \cdot \varepsilon_{gh}) \left[\frac{\text{kg}}{\text{m} \cdot \text{s}} \right]. \quad (6.43)$$

Pri dvojfázovom prúdení bude výpočet Reynoldsovo čísla vyzerať takto:

$$(N_{\text{Re}})_{TP} = \frac{\bar{u}_{TP} \cdot \bar{\rho}_{TP} \cdot D_H}{\eta_{TP}}, \quad (6.44)$$

kde

$$D_H = \frac{4 \cdot A}{P} \quad \text{je ekvivalentní hydraulický priemer.}$$

η_{TP} je dynamická viskozita dvojfázovej zmesi

$\bar{\rho}_{TP}$ je hustota dvojfázovej zmesi

\bar{u}_{TP} je stredná rýchlosť dvojfázovej zmesi

6.6. Výpočet tlakových strát primárneho okruhu

Tepelný a hydraulický výpočet jadrového reaktora spolu s výpočtami fyzikálnymi, pevnostnými a technicko-ekonomickými sprevádzanými výpočtami všetkých komponentov a samotného primárneho okruhu, slúži k realizácii projektu primárneho okruhu s cieľom optimalizácie a zaistenia jadrovej bezpečnosti.

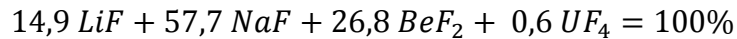
Pri teplotnom a hydraulickom výpočte reaktora sa určuje ruka v ruke s fyzikálnym výpočtom, jadrovou reakciou uvoľňovaný tepelný výkon po priereze a výške aktívnej zóny. V ďalšom sa určuje prietok teplotnositeľa aktívnou zónou, teplota na povrchu a vo vnútri zmesi, tlaky v cirkulačnom okruhu a tiež ďalšie parametre teplotnositeľa prúdiaceho primárnym okruhom. K tomu všetkému je potrebné mať zadané alebo odhadnúť tepelnohydraulické charakteristiky primárneho okruhu a jeho režimové parametre, ale aj konštrukčné, materiálové, tepelné a hydraulické charakteristiky jednotlivých komponentov reaktora. Hĺbka prevedenia výpočtov sa riadi tým, či sa jedná o študijný, úvodný či prevádzkový projekt reaktora. Prevádzka reaktorov sa nezaobíde bez využitia výpočtovej techniky a výpočtových programov a samozrejme ich aktualizácií. Veľká pozornosť sa kladie na všetky zainteresované výskumné, projekčné a konštrukčné organizácie a kancelárie.

Tepelnému a hydraulickému výpočtu reaktora predchádza zostavovanie výpočtových programov tepelných a hydraulických procesov prebiehajúcich nielen v reaktore samotnom,

ale aj v primárnom okruhu, ktoré zahrňujú riešenie diferenciálnych rovníc vzniku tepelnej energie v aktívnej zóne reaktora a prenosu tepla a hmoty.

Postup výpočtu navrhnutého primárneho okruhu je nasledovný:

-zloženie primárnej soli



- výpočet molárnej hmotnosti:

$$M = 0,149(6,94 + 18,99) + 0,577(22,98977 + 18,99) + \\ + 0,268(9,012 + 2 * 18,99) + 0,006(238,029 + 4 * 18,99) = 42,56 \text{ g/mol}$$

- výpočet hustoty ρ :

$$527 \text{ }^\circ\text{C} \Rightarrow \rho = 1,9801 + 0,0042 \cdot 42,56 = 2159,2776 \text{ kg/m}^3$$

$$727 \text{ }^\circ\text{C} \Rightarrow \rho = 1,8106 + 0,00578 \cdot 42,56 = 2056,5968 \text{ kg/m}^3$$

- stredná hodnota ρ : $\frac{(2159,2776+2056,5968)}{2} = 2107,9372 \text{ kg/s}$

- tepelná kapacita c_p :

$$[527 \text{ }^\circ\text{C} - 724 \text{ }^\circ\text{C}] \Rightarrow c_p = 3,73 - 0,037 \cdot 42,56 = 2155,28 \text{ [J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}\text{]}$$

- dynamická viskozita η

$$527 \text{ }^\circ\text{C} \Rightarrow \eta = -24,606 + 0,85068 \cdot 42,56 = 0,01159 \text{ [Pa} \cdot \text{s]}$$

$$627 \text{ }^\circ\text{C} \Rightarrow \eta = -9,041 + 0,37085 \cdot 42,56 = 0,00674 \text{ [Pa} \cdot \text{s]}$$

$$727 \text{ }^\circ\text{C} \Rightarrow \eta = -4,949 + 0,22002 \cdot 42,56 = 0,00415 \text{ [Pa} \cdot \text{s]}$$

- kinematická viskozita ν

$$527 \text{ }^\circ\text{C} \Rightarrow \nu = \frac{\eta}{\rho} = \frac{0,01159}{2159,2776} = 0,000005367 \text{ [m}^2 \cdot \text{s}^{-1}\text{]}$$

$$627 \text{ }^\circ\text{C} \Rightarrow \nu = \frac{\eta}{\rho} = \frac{0,00674}{2107,9372} = 0,000003197 \text{ [m}^2 \cdot \text{s}^{-1}\text{]}$$

$$727\text{ }^{\circ}\text{C} \Rightarrow v = \frac{\eta}{\rho} = \frac{0,00415}{2056,5968} = 0,00000201789 \text{ [m}^2 \cdot \text{s}^{-1}\text{]}$$

Časť 1 – Aktívna zóna

Zadané hodnoty:

- rozmery AZ: \varnothing D = 3400 mm
l = 3600 mm
- elektrický výkon: P = 1000 MWe
- účinnosť: $\eta = 42\%$

$$P_t = \frac{P_{el}}{\eta} = \frac{1000}{0,42} = 2380 \text{ MW}_t$$

$$P = \Delta T \cdot c_p \cdot W_{\infty}$$

z toho vyplýva:

$$W_{\infty} = \frac{P}{\Delta T \cdot c_p} = \frac{P}{(T_{max} - T_{min}) \cdot c_p} = \frac{2380000000}{(720 - 600) \cdot 2155,28} = 9202,207 \text{ kg/s}$$

$$v = \frac{W_{\infty}}{\zeta \cdot S} = \frac{W_{\infty}}{\zeta \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4}} = \frac{9202,207}{2107,9372 \cdot \frac{3,14 \cdot 3,4^2}{4}} = \frac{9202,207}{30109,5228} = 0,481 \text{ m/s}$$

V reaktore môže byť rada tyčí a to havarijných, kompenzačných a regulačných. V takomto prípade by sme hydraulický priemer počítali takýmto spôsobom:

n – počet tyčí

\varnothing d – priemer tyče

$$D_h = \frac{4 \cdot S}{O} = \frac{4 \cdot \left(\frac{\pi \cdot D^2}{4} - n \cdot \frac{\pi \cdot d^2}{4} \right)}{\pi \cdot D + n \cdot \pi \cdot d} = \frac{D^2 - n \cdot d^2}{D + n \cdot d}$$

Pri mojom výpočte sa uvažuje, že všetky tyče sú hore a nezasahujú do AZ. Preto hydraulický priemer bude rovný priemeru AZ.

$$R_e = \frac{v \cdot D_h}{\nu} = \frac{0,481 \cdot 3,4}{0,000003197} = 511542,07$$

- výpočet stratového součinitele λ

$$\lambda = \frac{0,184}{\sqrt[5]{Re}} = \frac{0,184}{(511542,07)^{0,2}} = 0,013$$

alebo podľa Drewa ($Re < 10^6$) :

$$\lambda = 0,0056 + 0,5 \cdot (Re)^{-0,32} = 0,013$$

alebo podľa Hermana ($Re < 10^8$) :

$$\lambda = 0,0054 + 0,395 \cdot (Re)^{-0,3} = 0,013$$

alebo:

$$\lambda = 8 \cdot \left[\left(\left(\frac{8}{Re} \right)^{12} + \frac{1}{(x_9 + x_{10})^{\frac{3}{2}}} \right) \right]^{\frac{1}{12}} = 8 \cdot [(2,14 \cdot 10^{-58} + 3,571 \cdot 10^{-34})]^{\frac{1}{12}} = 0,013$$

$$x_9 = \left[2,457 \cdot \ln \left(\frac{1}{\left(\frac{7}{Re} \right)^{0,9} + 0,27 \cdot K_{r1}} \right) \right]^{16} = 2,001710066 \cdot 10^{22}$$

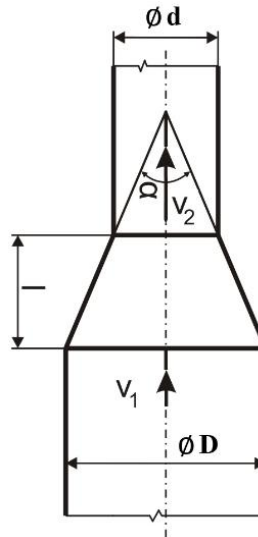
$$x_{10} = \left(\frac{37530}{Re} \right)^{16} = 7,046205835 \cdot 10^{-19}$$

- výpočet straty trením v časti 1, t. j. AZ:

$$\Delta p_{tr} = \lambda \cdot \frac{L}{D} \cdot \rho \cdot \frac{v^2}{2} = 0,013 \cdot \frac{3,6}{3,4} \cdot 2107,9372 \cdot \frac{0,481^2}{2} = \mathbf{3,356 \text{ Pa}}$$

Časť 2 – Kuželové zúženie (vstup do komína) miestna strata

- zadané : $\phi d = 0,8 \text{ m}$
 $\phi D = 3,4 \text{ m}$
 $l = 0,4 \text{ m}$
 $W_\infty = 9202,207 \text{ kg/s}$



Obr. 18 Kuželové zúženie (vstup do komína)

$$v = \frac{W_{\infty}}{\rho \cdot S} = \frac{9202,207}{2056,5968 \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4}} = \frac{9202,207}{2056,5968 \cdot \frac{3,14 \cdot 0,8^2}{4}} = 8,9 \text{ m/s}$$

$$Re = \frac{v \cdot D_h}{\nu} = \frac{\frac{8,9+0,481}{2} \cdot \frac{3,4+0,8}{2}}{0,00000201789} = \frac{4,6905 \cdot 2,1}{0,00000201789} = 4881361,224$$

- podľa Nikuradseho : $\lambda = \frac{1}{(1,82 \log Re - 1,64)^2} = \frac{1}{110,9471336} = 0,00901$

- podľa Filonenka : $\lambda = \frac{0,303}{(\log Re - 0,9)^2} = \frac{0,303}{31,89518816} = 0,00901$

- výpočet miestnej straty v časti 2:

$$\zeta = \frac{1}{4} \cdot \lambda \cdot \frac{l}{D-d} \left[1 - \left(\frac{d}{D} \right)^4 \right] = \frac{1}{4} \cdot 0,0094 \cdot \frac{0,4}{3,4-0,8} \cdot \left[1 - \left(\frac{0,8}{3,4} \right)^4 \right] = 0,00034$$

$$\Delta p_{miestna} = \zeta \cdot \rho \cdot \frac{v^2}{2} = 0,00034 \cdot 2056,5968 \cdot \frac{8,9^2}{2} = 27,6935 \text{ Pa}$$

Časť 3 – Komín

- zadané : $\phi d = 0,8 \text{ m}$

$$L = 8,8 \text{ m}$$

$$W_{\infty} = 9202,207 \text{ kg/s}$$

Do komína vstupuje hélium: $\rho = 0,179 \text{ kg/m}^3$

$$v = 6 \text{ m/s}$$

dynamická viskozita: $\eta = 0,00001915 \text{ [Pa} \cdot \text{s]}$

$$v = \frac{W_{\infty}}{\zeta \cdot S} = \frac{W_{\infty}}{\zeta \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4}} = \frac{9202,207}{2056,5968 \cdot \frac{3,14 \cdot 0,8^2}{4}} = \frac{9202,207}{1033,234232} = 8,9 \text{ m/s}$$

$$Re = \frac{v \cdot D_h}{\nu} = \frac{8,9 \cdot 0,8}{0,00000201789} = 3528438,121$$

- rýchlosť (v) a (Re) sú vypočítané pre komín, v ktorom ešte nie je zavedené hélium

- zavedenie Hélie do komína, prepočítavanie parametrov:

$$W_g = v \cdot \rho \cdot S = v \cdot \rho \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4} = 6,0,179 \cdot \frac{3,14 \cdot 0,8^2}{4} = 0,53957 \text{ kg/s}$$

$$v_h = \left(\frac{\dot{W}_1}{\rho_1} + \frac{\dot{W}_2}{\rho_2} \right) \cdot \frac{1}{A} = \left(\frac{9202,207}{2056,5968} + \frac{0,53957}{0,179} \right) \cdot \frac{1}{0,5024} = 14,9 \text{ m/s}$$

$$A = \frac{\pi \cdot D^2}{4} = \frac{3,14 \cdot 0,8^2}{4} = 0,5024 \text{ m}^2$$

$$\rho_h = \frac{\rho_1 \cdot A \cdot v_1 + W_2}{A \cdot v_h} = \frac{\rho_1 \cdot v_1 + \frac{W_2}{A}}{v_h} = \frac{2056,5968 \cdot 8,9 + \frac{0,53957}{0,5024}}{14,9} = 1228,509 \text{ kg/m}^3$$

- výpočet dvojfázovej dynamickej η je určený experimentálnym vzťahom:

$$\eta_{TP} = \varepsilon_{gh} \cdot \eta_g + \eta_l \cdot (1 - \varepsilon_{gh})(1 + 2,5 \cdot \varepsilon_{gh}) [Pa \cdot s]$$

$$x = \frac{W_g}{(m_g + m_l)} = \frac{0,5395}{(0,5395 + 9202,207)} = 0,0000586238$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_{gh} &= \frac{x \cdot \rho_l}{x \cdot \rho_l + (1 - x) \cdot \rho_g} = \frac{0,0000586238 \cdot 2056,5968}{0,0000586238 \cdot 2056,5968 + (1 - 0,0000586238) \cdot 0,179} \\ &= \frac{0,1205655195}{0,299555} = 0,402482 \end{aligned}$$

alebo:

$$\varepsilon_{gh} = \frac{W_g \cdot \rho_l}{(W_g \cdot \rho_l + W_l \cdot \rho_g)} = \frac{0,5395 \cdot 2056,5968}{(0,5395 \cdot 2056,5968 + 9202,207 \cdot 0,179)} = 0,402482$$

$$\begin{aligned} \eta_{TP} &= \varepsilon_{gh} \cdot \eta_g + \eta_l \cdot (1 - \varepsilon_{gh})(1 + 2,5 \cdot \varepsilon_{gh}) = 0,402482 \cdot 0,00001915 + 0,00415 \cdot \\ &\cdot (1 - 0,402482)(1 + 2,5 \cdot 0,402482) = 0,004982 \end{aligned}$$

$$Re_{zmesi} = \frac{v \cdot \rho \cdot D}{\eta} = \frac{14,9 \cdot 1228,509 \cdot 0,8}{0,004982} = 2939347,106$$

$Re > 6 \cdot 10^4$ takže pre hladké trubky platí:

- podľa Nikuradseho : $\lambda = \frac{1}{(1,82 \log Re - 1,64)^2} = \frac{1}{102,6618131} = 0,0097$

- podľa Filonenka : $\lambda = \frac{0,303}{(\log Re - 0,9)^2} = \frac{0,303}{31,0054178} = 0,0097$

- podľa Konakova : $\lambda = \frac{1}{(1,8 \log Re - 1,5)^2} = \frac{1}{102,8774381} = 0,0097$

- výpočet straty trením v části 3 (komín):

$$\Delta p_{tr} = \lambda \cdot \frac{L}{D} \cdot \rho \cdot \frac{v^2}{2} = 0,0097 \cdot \frac{8,8}{0,8} \cdot 1228,509094 \cdot \frac{14,9^2}{2} = \mathbf{14550,74857 \text{ Pa}}$$

- **výpočet miestnej straty v časti 4 (rozšírenie komína):**

- vstupujúce parametre:

$$\rho = 1228,509094 \text{ kg/m}^3$$

$$W_{gh} = W_1 + W_g = 9202,207 + 0,53957 = 9202,74657 \text{ kg/s}$$

$$V_1 = 14,9 \text{ m/s}$$

$$\eta = 0,004982 \text{ Pa}\cdot\text{s}$$

- výpočet D

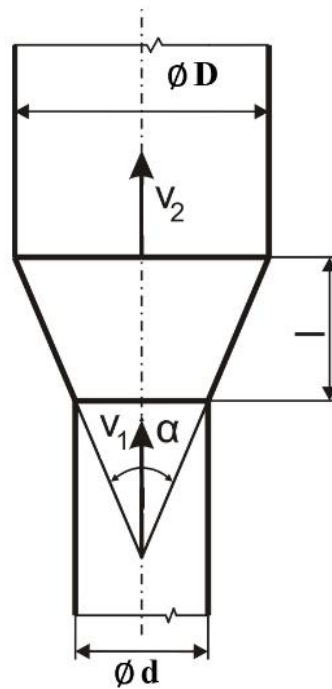
$$\cos 12 = \frac{1,2}{\text{prepona}}$$

$$\text{prepona} = \frac{1,2}{\cos 12} = 1,2268$$

$$x = \sin 12 \cdot 1,2268 = 0,255 \text{ m}$$

$$D = d + 2 \cdot x = 0,8 + 2 \cdot 0,255 = 1,31 \text{ m}$$

$$v = \frac{W_{gh}}{\rho \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4}} = \frac{9202,4657}{1228,509 \cdot \frac{\pi \cdot 1,31^2}{4}} = 5,56 \text{ m/s}$$



Obr. 19 Kuželové rozšíření (výstup z komína)

$$Re = \frac{v \cdot \rho \cdot D}{\eta} = \frac{5,56 \cdot 1228,509 \cdot 1,31}{0,004982} = 1796059,444$$

- podľa Nikuradseho : $\lambda = \frac{1}{(1,82 \log Re - 1,64)^2} = \frac{1}{94,9246588} = 0,0105$

- podľa Filonenka : $\lambda = \frac{0,303}{(\log Re - 0,9)^2} = \frac{0,303}{28,66912559} = 0,0105$

- podľa Konakova : $\lambda = \frac{1}{(1,8 \log Re - 1,5)^2} = \frac{1}{95,21544859} = 0,0105$

$$\zeta = \frac{\lambda}{4} \frac{l}{D - d} \left(\frac{d_2^4}{d_1^4} - 1 \right) = \frac{0,0105}{4} \frac{1,2}{1,31 - 0,8} \left(\frac{1,31^4}{0,8^4} - 1 \right) = 0,038$$

$$\Delta p_{miestna} = \zeta \rho \frac{v^2}{2} = 0,038 \cdot 1376,675 \cdot \frac{5,56^2}{2} = 721,55 \text{ Pa}$$

- **výpočet trecej straty v časti 5 (koryto):**

$$l = 2,2 \text{ m}$$

$$W_{\infty} = 9202,207 / 6 = 1533,701167 \text{ kg/s} - \text{prietok jednou slučkou}$$

$$v = 0,7 \text{ m (výška hladiny)}$$

$$l = 2,2 \text{ m (dĺžka koryta)}$$

$$a = 0,5 \text{ m (šírka koryta)}$$

$$v = \frac{W_{\infty}}{\rho \cdot S} = \frac{W_{\infty}}{\rho \cdot v \cdot a} = \frac{1533,7}{2056,5968 \cdot 0,7 \cdot 0,5} = 2,13 \text{ m/s}$$

$$d_h = \frac{4 \cdot a \cdot v}{a + 2 \cdot v} = \frac{4 \cdot v}{1 + 2 \cdot \frac{v}{a}} = \frac{4 \cdot 0,7}{1 + 2 \cdot \frac{0,7}{0,5}} = \frac{2,8}{3,8} = 0,7368 \text{ m}$$

$$Re = \frac{v \cdot D_h}{\nu} = \frac{2,13 \cdot 0,7368}{0,00000201789} = 777735,159$$

$$\lambda = \frac{0,184}{\sqrt[5]{Re}} = \frac{0,184}{13,23938989} = 0,0122$$

- podľa Drewa: $\lambda = 0,0056 + 0,5 \cdot Re^{-0,32} = 0,0121$

- podľa Leesa: $\lambda = 0,00714 + 0,61 \cdot Re^{-0,35} = 0,0124$

- trecie straty: $\Delta p_{tr} = \lambda \cdot \frac{L}{v \cdot a} \cdot \zeta \cdot \frac{v^2}{2} = 0,0123 \cdot \frac{2,2}{0,35} \cdot 2056,5968 \cdot \frac{2,13^2}{2} = 360,69 \text{ Pa}$

- **výpočet tlakovej straty v časti 6 (vstup do výmenníka - kuželové zúženie):**

- zadané : $\varnothing d = 0,34 \text{ m}$

$$\varnothing D = 0,6 \text{ m}$$

$$L = 0,78 \text{ m}$$

$$W_{\infty} = 1533,7 \text{ kg/s}$$

$$v = \frac{W_{\infty}}{\rho \cdot S} = \frac{1533,7}{2056,5968 \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4}} = \frac{1533,7}{2056,5968 \cdot \frac{3,14 \cdot 0,34^2}{4}} = 8,21 \text{ m/s}$$

$$Re = \frac{v \cdot D_h}{\nu} = \frac{8,21 \cdot 0,34}{0,00000201789} = 1383326,148$$

- podľa Nikuradseho : $\lambda = \frac{1}{(1,82 \log Re - 1,64)^2} = \frac{1}{90,94450318} = 0,0109$

- podľa Filonenka : $\lambda = \frac{0,303}{(\log Re - 0,9)^2} = \frac{0,303}{27,46729052} = 0,011$

- výpočet miestnej straty v časti :

$$\zeta = \frac{1}{4} \cdot \lambda \cdot \frac{l}{D - d} \left[1 - \left(\frac{d}{D} \right)^4 \right] = \frac{1}{4} \cdot 0,011 \cdot \frac{0,78}{0,6 - 0,34} \cdot \left[1 - \left(\frac{0,34}{0,6} \right)^4 \right] = 0,00739$$

$$\Delta p_{miestna} = \zeta \cdot \rho \cdot \frac{v^2}{2} = 0,00739 \cdot 2056,5968 \cdot \frac{8,21^2}{2} = \mathbf{512,212 \text{ Pa}}$$

- **tlaková strata vo výmenníku časť 7**

Výmenníky v primárnom okruhu budú použité z Diplomovej práce Jiřího Makovca a po prepočítaní vyšlo, že ich tlaková strata je **22,8 kPa**, ktorá bude samozrejme pripočítaná k celkovým tlakovým stratám primárneho okruhu.

- **výpočet priemeru rúry**

- dáme do rovnosti prietočnú plochu komína a rúry:

$$\frac{\pi \cdot d^2}{4} \text{ komína} = n_{rúr} \cdot S_{rúry}$$

$$\frac{3,14 \cdot 0,8^2}{4} = 6 \cdot S_{rúry}$$

$$S_{rúry} = 0,08373 \text{ m}^2 \Rightarrow d_{rúry} = 0,326 \text{ m}$$

- **výpočet tlakovej straty v časti 8 (výstup z výmenníka - kuželové zúženie):**

- zadané : $\varnothing D = 1 \text{ m}$
 $\varnothing d = 0,326 \text{ m}$
 $L = 0,689 \text{ m}$

$$W_{\infty} = 1533,7 \text{ kg/s}$$

$$v = \frac{W_{\infty}}{\rho \cdot S} = \frac{1533,7}{2159,2776 \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4}} = \frac{1533,7}{2159,2776 \cdot \frac{3,14 \cdot 0,326^2}{4}} = 8,51 \text{ m/s}$$

$$Re = \frac{v \cdot D_h}{\nu} = \frac{8,51 \cdot 0,326}{0,000005367} = 516910,75$$

- podľa Nikuradseho : $\lambda = \frac{1}{(1,82 \log Re - 1,64)^2} = \frac{1}{76,70985655} = 0,013$

- podľa Filonenka : $\lambda = \frac{0,303}{(\log Re - 0,9)^2} = \frac{0,303}{23,16896939} = 0,013$

- výpočet miestnej straty v časti :

$$\zeta = \frac{1}{4} \cdot \lambda \cdot \frac{l}{D - d} \left[1 - \left(\frac{d}{D} \right)^4 \right] = \frac{1}{4} \cdot 0,013 \cdot \frac{0,689}{1 - 0,326} \cdot \left[1 - \left(\frac{0,326}{1} \right)^4 \right] = 0,00328$$

$$\Delta p_{miestna} = \zeta \cdot \rho \cdot \frac{v^2}{2} = 0,00328 \cdot 2159,2776 \cdot \frac{8,51^2}{2} = 256,455 \text{ Pa}$$

- **výpočet tlakovej straty v časti 9 (studená vetva):**

- rozmery: $\varnothing d_{potrubia} = 0,326 \text{ m}$

$$L = 8 \text{ m}$$

$$W_{\infty} = 1533,7 \text{ kg/s}$$

$$v = \frac{W_{\infty}}{\rho \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4}} = \frac{1533,7}{180,141182} = 8,51 \text{ m/s}$$

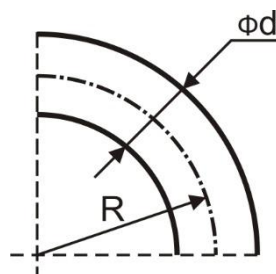
$$Re = \frac{v \cdot D_h}{\nu} = \frac{8,51 \cdot 0,326}{0,000005367} = 516910,75$$

$$\Delta p_{tr} = \lambda \cdot \frac{L}{D} \cdot \rho \cdot \frac{v^2}{2} = 0,013 \cdot \frac{8}{0,326} \cdot 2159,2776 \cdot \frac{8,51^2}{2} = \mathbf{24943,267 \text{ Pa}}$$

- **výpočet miestnej tlakovej straty v časti 10 (90° oblúk):**

$$\zeta = 0,131 + 0,16 \left(\frac{d}{R} \right)^{3,5} = 0,131 + 0,16 \left(\frac{0,326}{1} \right)^{3,5} = 0,134$$

$$\Delta p_{miestna} = \zeta \cdot \rho \cdot \frac{v^2}{2} = 0,134 \cdot 2159,2776 \cdot \frac{8,51^2}{2} = \mathbf{10477,13 \text{ Pa}}$$

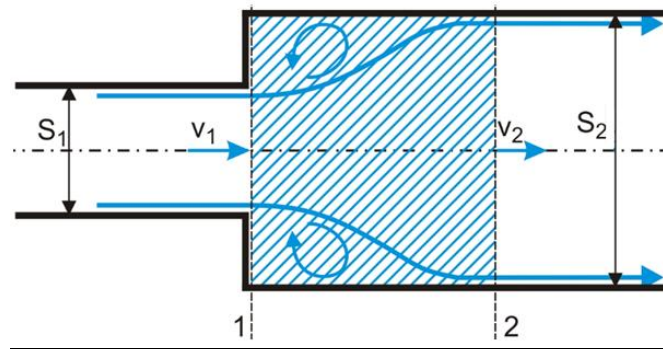


Obr. 20 Oblúk

- **výpočet miestnej tlakovej straty v časti 11 (vtok do zmiešavacej komory):**

$$\zeta = \left[1 - \frac{S_1}{S_2} \right]^2 = \left[1 - \frac{\frac{\pi \cdot D_1^2}{4}}{\frac{\pi \cdot D_2^2}{4}} \right]^2 = \left[1 - \frac{\frac{3,14 \cdot 0,326^2}{4}}{\frac{3,14 \cdot 1^2}{4}} \right]^2 = \left(1 - \frac{0,08342666}{0,785} \right)^2 = 0,79874$$

$$\Delta p_{miestna} = \zeta \cdot \rho \cdot \frac{v^2}{2} = 0,79874 \cdot 2159,2776 \cdot \frac{8,51^2}{2} = \mathbf{62451,72594 \text{ Pa}}$$



Obr. 21 Vtok do zmiešavacej komory

- **výpočet miestnej tlakovej straty v časti 12 (vplyv sita):**

Z výpočtu pomocou programu fluent vychádza, že sito nad zmiešavacou komorou bude vytvárať odpor okolo **55 kPa**.

- **Celková tlaková straty primárneho okruhu**

$$\Delta p = \Delta p_1 + \Delta p_2 + \Delta p_3 + \Delta p_4 + \Delta p_5 + \Delta p_6 + \Delta p_7 + \Delta p_8 + \Delta p_9 + \Delta p_{10} +$$

$$\Delta p_{11} + \Delta p_{12} = 3,356 + 27,6935 + 14550,74857 + 721,55 + 360,690 + 512,212 +$$

$$+ 22800 + 256,455 + 24943,267 + 10477,13 + 62451,72594 + 55000 =$$

$$= 192104,828 \text{ Pa} = 0,192 \text{ MPa}$$

6.7. Zhodnotenie a záver výpočtu

V predošlej kapitole je postup výpočtu tlakových strát primárneho okruhu MSR reaktora, príloha č. 1. Výpočet je vykonaný bez použitia počítačovej techniky, takže na spresnenie určite do budúcnosti odporúčam jednotlivé časti okruhu prepočítať pomocou SFD výpočtov. Ale zatiaľ ako návrh na prvý projekt to stačí, významom je, že sú optimalizované základné rozmery okruhu a zhrnuté konkrétne miestne a trecie straty. Podotýkam na

skutočnosť, že pri výpočtoch tlakových strát v systéme ako je primárny okruh pri sériovom zapojení sa straty spočítavajú, ale pri paralelnom zapojení sa celkové straty uvažujú len jeden krát. To znamená, že napr. ak mám v mojom prípade šesť slučiek, tak tlaková strata či už šiestich slučiek alebo viacej slučiek bude stále rovnaká, lebo sa jedná o paralelné zapojenie.

V nasledujúcej tabuľke sú zhrnuté tlakové straty v konkrétnych častiach, ako vidíme najväčšia miestna strata je na vtoku do zmiešavacej komory, túto stratu by sme mohli znížiť postupným rozširovaním hrdla na vtoku, je to detailná vec, ktorou sa treba zaujímať a v budúcnosti ju riešiť detailnejšie a konkrétnejšie.

Tab. 7 Tabuľka konkrétnych tlakových strát v daných miestach

Časť	Názov časti	Tlaková strata
1.	Aktívna zóna	3,356 Pa
2.	Vstup do komína (kuželové zúženie)	27,6935 Pa
3.	Komín	14550,748 Pa
4.	Výstup z komína (kuželové rozšírenie)	721,55 Pa
5.	Koryto	360,69 Pa
6.	Vstup do výmenníka (kuželové zúženie)	512,212 Pa
7.	Výmenník	22800 Pa
8.	Výstup z výmenníka (kuželové rozšírenie)	256,455 Pa
9.	Studená vetva	24943,267 Pa
10.	Oblúk studenej vetvy	10477,13 Pa
11.	Vtok do zmiešavacej komory	62451,72 Pa
12.	Sito zmiešavacej komory	55000 Pa
13.	Celkové tlakové straty primárneho okruhu	192104,828 Pa = 0,192 MPa

Týmto výpočtom som chcel poukázať na konkrétne príklady miestnych a trecích strát a na vzťahy, ktoré ich definujú a z ktorých je zrejmé, aké parametre, rozmery najviac ovplyvňujú dané straty. Keďže môj hydraulický výpočet musí korešpondovať s fyzikálnymi a tepelnými výpočtami, samozrejme pripúšťam jednotlivé minimálne zmeny rozmerov a parametrov. Cieľom hlavne bolo navrhnuť okruh pre budúci projekt, v ktorom sa bude všetko riešiť detailnejšie.

7. Bezpečnost' nových jadrových reaktorov

7.1. Prostriedky bezpečnosti reaktora s tekutými soľami

Zameriame sa na reaktory s tekutým palivom chladiacej zmesi na báze fluoridových soli. Koncepcia týchto reaktorov s cirkulujúcim palivom stojí na použití paliva v kvapalnom stave. To dovoľuje v procese práce reaktora prevádzať korekciu stavu palivovej zmesi a odstraňovanie štiepnych produktov. Celý systém je veľmi jednoduchý, ale táto jednoduchosť je vykúpená neprítomnosťou jednej bariéry – pokrytie paliva v reaktore, čo bez iných opatrení by viedlo k zvýšeniu rizika úniku rádioaktivity do okolia. Z druhej strany možnosť použitia kontinuálnej regenerácie paliva a jeho čistenia od štiepnych produktov dovoľuje znížiť v prípade havárie riziko pomocou metódy „drobenia“ nebezpečnosti. Do kompozície paliva je možné pridávať štiepne izotopy uránu alebo plutónia a tým kompenzovať vyhorenie. To dovoľuje pri kritickom reaktore znížiť nutný prebytok reaktivity na kompenzáciu vyhorenia na krátku dobu medzi odberom a vrátením vyčistenej a doplnenej zmesi paliva. Ďalšie zvýšenie bezpečnosti je možné použitím podkritického blanketu riadeného vonkajším neutrónovým zdrojom (urýchľovačom). To má význam zvlášť pri riešení havarijných situácií so skokom reaktivity. Zastavenie prúdenia vedie k zvýšeniu reaktivity systému, pretože oneskorené neutróny nie sú odnášané zo zmesi zo zóny ($\Delta p = 1/2\beta$, kde β je podiel oneskorených neutrónov). Odozva zvýšenia teplôt je u podkritického reaktora podstatne nižšia než u kritického.

Využitie čistenia palivo – chladiacej zmesi sa priaznivo prejaví vo veľkom znížení zbytkového vývinu tepla proti reaktorom s pevným palivom, čo je opäť podstatné pre bezpečnosť.

Reaktory s prúdiacim palivom na báze fluoridových soli sú schopné využiť podmienky bezpečnosti pre nové reaktory. Dávajú veľkú možnosť použitia koncepcie fyzikálne chemických reaktorov, kde je prepracovanie riešené priamo na bloku. Je vhodné pripraviť podklady pre projekt takého zariadenia, ktoré bude riešiť problém požiadaviek elektrickej energie alebo transmutácie a spálenie aktinidov z vyhoreného paliva klasických jadrových reaktorov s maximálnou účinnosťou a minimálnou možnou škodou pre okolité prostredie.

Prototyp zariadení musí byť relatívne technický jednoduchý a musí byť založený na súčasnej úrovni technológie. To môže spolu s jeho vlastnosťami zaisťujúcimi bezpečnosť určiť dôveru k reaktoru tohto typu a jeho schopnosť konkurencie na trhu [18].

Zhrnieme možnosti reaktora.

- 1.) Reaktory s tekutými soľami môžu pracovať pri teplotách do 800 °C, pri tlaku par paliva do 10 Pa. Pri teplotách do 1100 °C bude tlak par do 10 kPa.
- 2.) Zmesi fluoridov majú dostatočne vysokú radiačnú stálosť (približne o 4 rady vyššiu než voda). Neznamená to však možnosť využiť vlastnosti fluoridov a ukladať do nich rádioaktívne odpady. Palivová zmes reaktora MSR po 5 ročnej prevádzke a cca 30 ročnom skladovaní sa začala radiačne rozkladať. Boli zaistené plyny F_2 a UF_6 .
- 3.) UF_4 a ThF_4 majú dobrú rozpustnosť (~10 %) v zmesi fluoridov ľahkých prvkov, ktoré majú teplotu tavenia do 500 °C. Množstvo Th v zmesiach môže byť také, že dovoľí rozšírenou reprodukciou (U_{233}) pri tepelnom spektre reaktora.

- 4.) Fluoridové soli sa dobre znášajú s niklovými zliatinami a grafitom. Koróziu je možné znížiť legovaním, vhodným redukčne oxidačným potenciálnym prostredím a zaistením čistoty soli (vlhkosť a nečistoty z výroby).
- 5.) Reaktory s tekutými soľami sú dnes najlepšie preskúmanými reaktormi fyzikálnej chemickej koncepcie a môžu pracovať s dostatočne efektívnou bilanciou neutrónov i pri vynechaní rady článkov palivového cyklu. V tomto prípade môže stratiť reaktor s tekutými soľami schopnosť rozšírenej reprodukcie paliva, ale zostáva vysoko efektívnym konvertorom.
- 6.) Proti pevnému palivu budú v MSR len pevné ŠP, ktoré málo vyhorievajú, sú málo prchavé a dlhodobé. Ich podiel má malý vplyv na celkovú aktivitu paliva. Plynné produkty a silne prchavé sa odstránia ľahko probublávaním He zmesi. Tým sa systém výrazne líši od systémov s pevným palivom. Plynné ŠP ako Kr, Xe sú v tekutých soliach v množstvách o 5 rádov nižšie ako v pevnom palive. Tým je odstránený problém tzv. jódovej jamy pri klasických reaktoroch.
- 7.) Aktinidy a veľká časť produktov štiepenia (ako I, Cs, Sr) tvoria fluoridy rozpustné v zmesi soli a v prípade rozhermetizácie okruhu zostanú v kvapalnej matrici. Fluoridy ŠP majú nízky tlak nasýtených par. Teplota varu Cs¹³⁷ je v kovovom stave o dva rady nižšia ako je teplota varu CsF. Pre bezpečnosť sa dá využiť zadržanie týchto ŠP v zmesi. Sú potrebné práce, ktoré účinnosť záchytu jednotlivých ŠP preveria.
- 8.) Pre použitie reaktora ako konvertora na báze thoriového cyklu je preverená zmes LiF+BeF₂ s ThF₄ a UF₄ s prídavkom do 5% mol ZrF₄. Pre transmutor aktinidov z vyhoreného jadrového paliva je situácia komplikovanejšia. Pre väčšinu zmesi je rozpustnosť PuF₃ v zmesi ≈1% pri vhodných teplotách. Výnimkou je zmes LiF+BeF₂+NaF, kde podľa Kurtačovského inštitútu je rozpustnosť PuF₃ ≈10% mol. Problémom zmesi je teplota tavenia ≈ 650 °C, čo by znamenalo prevádzkovať transmutor v rozsahu teplôt 750 až 850 °C a na to nie je v dnešnej dobe vhodný kovový konštrukčný materiál, preverený dlhodobou prevádzkou a dovoľujúci krátkodobé zvýšenie teplôt po dobu niekoľkých hodín až na cca 950 °C.
- 9.) Pri prevádzke a príprave zmesi vzniká rada problémov. Napr. LiF je veľkým producentom rádioaktívneho tritia, BeF₂ je nebezpečné pri výrobe jedovatosti a nebezpečnosti práškoveho Be. Často chýbajú údaje o rozpustnosti PuF₃.
- 10.) V súčasnosti koncepcie možnosti bezpečnosti reaktorov s roztavenými soľami sú značné, ale v porovnaní s klasickými reaktormi sú konštrukcie menej prepracované.
- 11.) Ekonomické ocenenie prevedené v projekte MSBR pre kritický reaktor ukazuje, že v porovnaní s reaktorom PWR rovnakého výkonu vychádza reaktor a pomocné zariadenie MSBR o 12-15 % drahšie ako PWR. Sekundár však vychádza lacnejšie a MSBR má vyššiu tepelnú účinnosť (44%) oproti PWR (33%). Takže celková cena oboch JE je prakticky rovnaká [18].

7.2. Vnútoraná a pasívna bezpečnosť reaktorov s prúdiacou palivo – chladiacou zmesou fluoridových solí

Reaktory so soľami predstavujú komplex reaktora spojeného s prepracovaním palivovej zmesi, a preto potreby bezpečnosti musia zahrňovať obidve zložky. V súčasných reaktoroch na pevnom palive s radou bezpečnostných opatrení je riziko havárií $p = 10^{-5}$ /rok blok. Prepracovanie paliva je oddelené a celkové jeho riziko vrátane rizika výroby paliva a článku a ich transportu predstavuje približne 1% rizika prevádzky jadrových elektrární. Nové požiadavky na bezpečnosť prevádzky nových reaktorov znižujú rizika prevádzky cca

o 2 rady, takže rizika prevádzky reaktora a prepracovania a výroby paliva sú zrovnateľné. Riziko havárií pri transporte paliva je dosť vysoké a tak prvou výhodou chemický – fyzikálnych reaktorov je, že odpadá transport vyhoretého paliva do prepracovateľského závodu. Pri riešení bezpečnosti palivového cyklu sa nesmie zabudnúť ani na rádioaktívne odpady. Jednou z možností je použitie metódy „drobenie“ nebezpečnosti pri skladovaní malých kontajnerov, ktoré sú prirodzeným spôsobom schopné odvieť teplo zo žiarenia, bez ďalších opatrení. Pre menšie kontajnery je snaha dosiahnuť nerozhermetizáciu kontajnera pri pádoch pri transportných haváriách.

Reaktory s prúdiacimi soľami majú dve hlavné výhody v porovnaní s klasickými reaktormi s pevným palivom.

- 1) Možnosť kontinuálnej regenerácie paliva za prevádzky.
- 2) Palivová zmes fluoridových soli zároveň slúži pre odvod tepla.

7.3. Projekčné – technické aspekty bezpečnosti reaktorov s tekutými soľami

V predchádzajúcej kapitole bolo poukázané na vysokú vnútornú bezpečnosť MSR. Použitie tekutého paliva má však svoje problémy. Rádioaktívne materiály v okruhu a systéme čistenia cirkulujú v tekutej alebo plynnej forme pri vysokých teplotách. Nebezpečnosť úniku rádioaktív je vyššia pri poškodení okruhu ako pri porušení pokrytia článku s pevným palivom. Preto je radiačná bezpečnosť reaktorov s prúdiacimi palivovými soľami zviazaná so spoľahlivosťou hermetizáciou palivového okruhu. Spoľahlivosť udržania rádioaktívnych nuklidov je daná konštrukciou ochranných prostriedkov technologických zariadení celého palivového cyklu JE.

Základom pre zabezpečenie technickej bezpečnosti je splnenie nasledujúcich princípov:

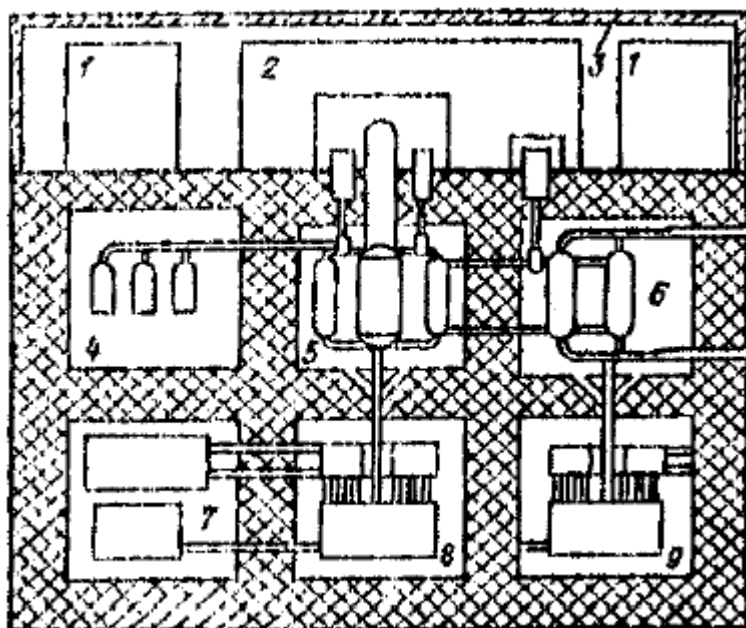
- vytvorenie systémov mnoho bariér, ktoré zabránia úniku rádioaktív do okolia
- nezávislosť zdrojov a zbytočnosť prostriedkov zabezpečenia elektrického napájania
- zabezpečenie odvodu tepla
- spoľahlivosť riadenia reaktora
- dostatočné tienenie reaktora, okruhu, čistenie paliva za prevádzky, u transmutora tiež priestorov, kde je prevádzaná deštrukcia vyhoretého paliva, príprava palivovej zmesi, tienenie urýchľovača a vedenie zväzku, technické tienenie nádoby reaktora od štiepenia v podkritickej zóny a neutrónového zdroja riadeného urýchľovačom, tienenie rádioaktívnych odpadov. Opatrenia, ktoré sa uskutočnia, aby bola zaistená minimálne rovnaká radiačná bezpečnosť a ochrana pred únikom rádioaktív do okolia JE ako v prípade reaktora s pevným palivom sú:

Prvá bariéra pre tekuté palivo a štiepne produkty je hermetický systém potrubia, nádob a ostatného zariadenia. Pre zvýšenie spoľahlivosti sú všade použité zvary a ich počet je minimalizovaný. Štiepne produkty, ktoré nie sú plynné alebo prchavé, sú zadržované v tekutej štruktúre paliva. Pre odstránenie plyných produktov je požívaný špeciálny systém, ktorý využíva prebublávanie solí He. Vznik nehermetičnosti palivového okruhu je kontrolovaný špeciálnymi prístrojmi, ktoré určujú prítomnosť plyných produktov štiepenia v okolitom prostredí a prístrojmi merajúcimi oneskorené neutróny v medziokruhu. Pri detekcií úniku bude reaktor odstavený pre nájdenie defektov a prevedenie opravárenských prác.

Druhou bariérou sú hermetické boxy. Tie sú z vysoko nepriepustného ťažkého betónu, ktorý je pre boxy (kde sa nachádza palivo) z vnútornej strany obložený blokmi serpentinitového betónu, ktoré slúžia ako neutrónové tienenie. Pre možnosť jednoduchého a rýchleho odstránenia pri likvidácii sú použité bloky. Tým sa prenikavo zníži ožiarenie pracovníkov

a nebezpečie rozšírenia aktivít do okolia pri likvidačných prácach. V hermetických boxoch sú umiestnené tiež systémy prepracovania paliva a jeho zliatie do drenážnych nádrží. Pre zabránenie úniku plynných rádioaktívnych materiálov sú steny palivových boxov pokryté dvojitou vrstvou nerezových plátov a sú naplnené inertným plynom (napr. N alebo Ar). Tlak plynu je nižší ako atmosférický. V miestnostiach, kde sa nachádzajú najväčšie aktivity, je tlak plynu najnižší.

Zariadenia okruhu cirkulácie sú navrhnuté tak, aby sa soľ v prípade úniku zbierala na špeciálnych podnosoch a odtiaľ sa zliala do špeciálnych drenážnych nádob, ktoré zabezpečia podkritičnosť a odvod tepla. Skúsenosti z prevádzky slučiek a reaktora MSRE ukazujú, že k rozhermetizovaniu okruhu dochádza za dlhú dobu registrácie malých únikov. Schéma usporiadania boxu je na Obr.22.



Obr. 22 Principiálna schéma usporiadania JE s reaktorom typu MSR

1. Miestnosť pomocných zariadení
2. Reaktorová miestnosť
3. Ochranná obálka
4. Boxy pre skladovanie plynných a tekutých rádioaktívnych odpadov, systém prepracovania a čistenia palivovej zmesi
5. Box reaktora
6. Box zariadenia medziokruhu
7. Boxy pre skladovanie vyhoretej palivovej zmesi a systém chladenia drenážnych nádrží

8, 9. Boxy drenážnych nádrží palivového okruhu a medziokruhu

Boxy majú tepelnú a radiačnú ochranu, sú vybavené systémom elektrického ohrevu, filtrácie plynov a kontroly hermetičnosti. Zariadenie medziokruhu je umiestnené v oddelených boxoch. Na rozdiel od palivového okruhu, kde nie je stena boxu obkladaná blokmi serpentinitového betónu a pokrytie nerezovými plátmi môže byť jednoduché. Použitie inertného plynu v boxoch a registračných meraní je nutné pre možný únik tritia difúziou cez materiály okruhu a výmenníky vzhľadom k vysokým teplotám soli. V prípade úniku aktivít

sú všetky prchavé ŠP odvedené systémom čistenia plynu a zachytené na špeciálnych filtroch. V prípade poruchy základného systému ventilácie je predpokladané použitie záložného systému zo sacou trúbkou vybavenou špeciálnymi aerosólovými a uhlíkovými filtrami.

Poslednou bariérou je ochranná obálka vyplnená vzduchom o tlaku nižšom ako je atmosféricky tlak. Obálka musí spĺňať podmienky ochrany pred vonkajšími vplyvmi. Po skúsenostiach z teroristického napadnutia USA v r. 2001 veľkými dopravnými lietadlami s plnými nádržami kerosinu, je potrebné preveriť konštrukciu kontejnmentu na pád veľkého lietadla, taktiež sa preveruje konštrukcia na tepelný šok, ktorý je spôsobený horením paliva. Vplyv teplotného šoku na betón bol a je skúmaný v rámci úkolu ČVUT na stavebnej fakulte. Tu predpokladáme 4 ochranné bariéry:

- stena palivového okruhu
- dve steny ochranných hermetických boxov
- kontejnment

Pre preverenie účinnosti bariér je potrebné riešiť úniky aktivít pri rôznych haváriách a poruchách na MSR a sústrediť sa tiež na spoľahlivosť týchto ochrán. Pre bezpečné odstavenie kritického reaktora v havarijných prípadoch musí byť riešená spoľahlivosť práce regulačných tyčí. U podkritického blanketu môžu byť použité tiež tyče ako doplnok vypnutia urýchľovača. Zníženie k_{ef} sa priaznivo prejaví menším zvýšením teplôt pri prechodovom procese. Tyče môžu byť spustené na základe eklektického impulzu a magnetu, ktorý ich drží a môžu padať vlastnou váhou do suchého kanálu. Tento systém môže byť nahradený pasívnym systémom. V projekte MSG sú tyče nad pracovnými kanálmi a sú držané nad zónou prúdením palivovej zmesi. Pri zastavení prúdenia spadnú do palivových kanálov zóny.

V reaktore FUJI-2 sú použité tyče z grafitu bez absorbátu. Tie sú držané zasunuté v aktívnej zóne a zvyšujú vďaka moderovaniu neutrónov reaktivitu systému. Po uvoľnení ich fixácii v zóne havarijným signálom tyče vyplavia nad zónu, pretože grafit je ľahší než palivová zmes soli. Dochladzovanie reaktora môže byť vyriešené vypúšťaním palivovej zmesi do drenážnych nádrží, ktoré svojou geometriou zaisťujú podkritičnosť. Dochladzovanie sa môže diať pomocou konvektívnych tepelných trúb, kde jeden koniec je v soli a druhý v bazéne s vodou, ktorá sa môže odparovať. V reaktore USP bolo chladenie drenážnych nádrží predpokladané prirodzenou konvekciou plynu. Problémom je spoľahlivosť práce výpustného ventilu. Ten sa dá riešiť pomocou systému zamrzajúceho ventilu rieši tiež problém výmeny výpustného ventilu. Pre projekt je dôležité si uvedomiť všetky obmedzenia a väzby v reaktore so soľami. Skúsenosť ukazuje, že jednotlivé profesie špecialistov majú tendenciu podceňovať obmedzenie z iných oborov (napr. materiálu). Pokiaľ sa chce dosiahnuť úspešného bezpečného a konkurencie schopného návrhu zariadenia, nesmie sa jednotlivé obmedzenie a väzba medzi chémiou, fyzikou, teplo technikou a ostatnými technickými disciplínami zanedbať [20].

8. Závěr

Prvý experimentální reaktor na principu roztavených solí bol vyvinutý v šesťdesiatych rokoch minulého storočia v USA v Oak Ridge National Laboratory (ORNL). Anglický názov týchto reaktorov je Molten Salt Reactors (MSR). Tento systém reaktora, pracujúceho s roztavenými soľami ako palivom ponúka možnosť použitia vyhoreného jadrového paliva z konvenčných dôvodov, tým sa stala myšlienka MSR vcelku populárna. Dá sa teda počítať s budúcim vývojom MSR. Najväčším problémom MSR je materiálová náročnosť na konštrukciu, pracovné teploty sa pohybujú okolo 700 °C. Z toho vyplýva veľké tepelné namáhanie na jednotlivé komponenty primárneho okruhu.

Prvou časťou tejto práce je oboznámenie sa s vývojom jednotlivých typov reaktorov IV. generácie. Hlavnú časť práce tvorí návrh výkresovej dokumentácie primárneho okruhu a stručný popis usporiadania jednotlivých zariadení. Cieľom tejto diplomovej práce je objasniť problematiku výpočtu tlakových strát a navrhnúť primárny okruh MSR reaktora s čo najmenšími tlakovými stratami. Táto diplomová práca ma podľa môjho názoru prínos v dvoch smeroch. Za prvé podáva ucelený pohľad na vývoj a význam jadrových reaktorov MSR. Taktiež rieši spôsob výpočtu tlakových strát a v budúcnosti môže slúžiť ako predprojekt pri výstavbe, kde sú navrhnuté základne rozmery okruhu. Samozrejme táto práca nie je detailným riešením, ale upozorňuje na záležitosti, ktorými by sa mali v budúcnosti sprostredkovatelia tohto projektu zaoberať. Prácu uzatvára kapitola venovaná bezpečnosti jadrových reaktorov.

Zoznam použitej literatúry

- [1] Www.world-nuclear.org. WORLD NUCLEAR ASSOCIATION. *Outline History of Nuclear Energy* [online]. 2010 [cit. 2012-05-21]. Dostupné z: <http://world-nuclear.org/info/inf54.html>
- [2] Www.jess.sk. JADROVÁ ENERGETICKÁ SPOLOČNOSŤ SLOVENSKA. *História jadrovej energetiky vo svete* [online]. 2011 [cit. 2012-05-21]. Dostupné z: <http://www.jess.sk/sk/home/o-jadrovej-energetike/historia-jadrovej-energetikyvo-svete>
- [3] SUCHOMEL, J, CSc., Slovenská nukleárna spoločnosť, VÚJE Trnava, a.s.
Vystúpenie v rámci besedy SNUS a SJF s poslancami počas októbrovej schôdze NR SR
- [4] GOLDBERG, S. , ROSNER, R. *Nuclear Reactors: Generation to Generation* [online]. 2011 [cit. 2012-05-21].
- [5] KATZER, M : *Jaderné reaktory IV. Generace*, Bakalárska práca, Brno 2011
- [6] IEEE CANADA. *CANDU 6 - Sharing the Success* [online]. 2009 [cit. 2012-05-21]. Dostupné z: http://www.ieee.ca/millennium/candu/candu_sharing.html
- [7] THE GENERATION IV INTERNATIONAL FORUM. *A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems* [online]. 2002 [cit. 2012-05-21].
- [8] MLČÚCH, A : *Jaderné reaktory 4. Generace*, Diplomová práca, Brno 2012
- [9] http://en.wikipedia.org/wiki/Generation_IV_reactor
- [10] VALENTA, V. : *Postupy výpočtu pro řešení „gas-liftu“ pro MSR* , zpráva ZČU-FST-KKE, červen 2012
- [11] VALENTA, V. : *Dvoufázové proudění v problémech jaderné energetiky a techniky*, ZČU- FST leden 2012
- [12] UHLÍŘ, J. ,SOUČEK, P.: *MSR Technologie*, Ústav jaderného výzkumu Řež a.s., 2003
- [13] ŽLÁBEK, I. : *Návrh zařízení k čištění fluoridových solí MSR od plynných štěpných produktů*, Bakalářská práce 2011
- [14] ČULÍK J.: *Návrh demonstrátoru dvoufázového proudění pro vývoj MSR*, Diplomová práce 2011

- [15] VALENTA, V. *Návrh vhodné směsi fluoridových solí pro transmutor PuF_3 a vyšších aktinidů*. Praha: Ústav jaderné fyziky Řež, 2005.
- [16] MATĚJKA, P.: *Mikrostruktra a vlastnosti niklové superslitiny MoNiCr*. Plzeň: ZČU – FST, 2009.
- [17] WAGNER, V.: *článok z Objektive Source E-Lerning 2010*, <http://www.osel.cz>
- [18] JÍLEK, J.: *Návrh výměníku tepla*, Bakalářská práce. Plzeň: ZČU – KKE, 2012
- [19] LINHART, J.: *Termomechanika – stručné učební texty*. Plzeň: ZČU.
- [20] VALENTA, V.: *Bezpečnost nových jaderných reaktorů: zpráva ZČU-FST-KKE*, 2010.
- [21] PIAH, S. , SCHRIVER, W.R.: The Effect on Increased Regulation on Capital Cost and Manual Labor Requirements of Nuclear Power Plants Energy. *Economist* 1981, Vol 26
- [22] HOSNEDL, P., BLAHUT, O., JAKŠ, R. a kol.: *Experimentální ověření vybraných variant transmutační technologie a vydání podkladů pro projektování základních komponent demonstračního reaktoru LA-10*. 2003.
- [23] MAKOVEC, J.: *Návrh výměníku tepla z grafitových kompozitů – deskový výměník*, Diplomová práce. Plzeň: ZČU – KKE, 2011

Zoznam príloh

Príloha č. 1. – Výkres primárneho okruhu