

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI

FAKULTA STROJNÍ

Studijní program: B2301 Strojní inženýrství
Studijní zaměření: Stavba energetických strojů a zařízení

BAKALÁŘSKÁ PRÁCE

Technologie chlazení reaktoru s kapalným palivem na bázi roztavených solí

Autor: **Petr Hůlka**

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

Akademický rok 2013/2014

Prohlášení o autorství

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

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

V Plzni dne:

.....

Petr Hůlka

PODĚKOVÁNÍ

Chtěl bych poděkovat panu ing. Miloslavu Hronovi, CSc., jakož i panu ing. Miroslavu Mikiskovi, Ph.D., a panu ing. Pavlu Žitkovi, kteří mi během vypracování této práce věnovali svůj čas a poskytovali mi odborné vedení.

ANOTAČNÍ LIST BAKALÁŘSKÉ PRÁCE

AUTOR	Příjmení Hůlka	Jméno Petr	
STUDIJNÍ OBOR	2301R016 „Stavba energetických strojů a zařízení“		
VEDOUCÍ PRÁCE	Příjmení (včetně titulů) Ing. Hron, CSc.	Jméno Miloslav	
PRACOVNÍŠTĚ	ZČU – FST – KKE		
DRUH PRÁCE	DIPLOMOVÁ	BAKALÁŘSKÁ	Nehodící se škrtněte
NÁZEV PRÁCE	Technologie chlazení reaktoru s kapalným palivem na bázi roztavených solí		

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

POČET STRAN (A4 a ekvivalentů A4)

CELKEM	51	TEXTOVÁ ČÁST	50	GRAFICKÁ ČÁST	1
---------------	----	---------------------	----	----------------------	---

STRUČNÝ POPIS (MAX 10 ŘÁDEK) ZAMĚŘENÍ, TÉMA, CÍL POZNATKY A PŘÍNOSY	Tématem bakalářské práce je technologie chlazení reaktorů pracujících s roztavenými solemi - MSR, které jsou součástí reaktorů tzv. IV. generace. V první části práce je zpracován vývoj těchto reaktorů do současného stavu. Ve druhé části je proveden návrh uspořádání primárního a sekundárního okruhu s reaktorem MSR. Ve třetí části je proveden návrh srážeče přehřátí pro systém regenerace v sekundárním okruhu a je porovnán jeho vliv při použití na nízkotlakém nebo vysokotlakém ohříváku.
KLÍČOVÁ SLOVA ZPRAVIDLA JEDNOSLOVNÉ POJMY, KTERÉ VYSTIHUJÍ PODSTATU PRÁCE	MSR, jaderný reaktor, primární okruh, sekundární okruh, IV. generace, roztavená sůl, srážeč přehřátí

SUMMARY OF BACHELOR SHEET

AUTHOR	Surname Hůlka	Name Petr	
FIELD OF STUDY	2301R016 „Energy Resources and Equipment“		
SUPERVISOR	Surname (Inclusive of Degrees) Ing. Hron, CSc.	Name Miloslav	
INSTITUTION	ZČU – FST – KKE		
TYPE OF WORK	DIPLOMA	BACHELOR	Delete when not applicable
TITLE OF THE WORK	The Cooling technology of molten salt reactors		

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

NUMBER OF PAGES (A4 and eq. A4)

TOTALLY	51	TEXT PART	50	GRAPHICAL PART	1
----------------	----	------------------	----	-----------------------	----------

BRIEF DESCRIPTION TOPIC, GOAL, RESULTS AND CONTRIBUTIONS	The main topic of bachelor thesis is the cooling technology of reactors working with molten salts – MSR which are the part of Generation IV reactors. In the first part of the work there is described the evolution of these reactors to the current state. In the second part there is made the design of primary and secondary circuit with MSR reactor. In the third part there is made the design of desuperheater for heat recovery system in secondary circuit and there is compared its influence if used in low-pressure or in high-pressure heat exchanger.
KEY WORDS	MSR, nuclear reactor, primary circuit, secondary circuit, IV th generation, molten salt, desuperheater

1. Úvod.....	9
2. Jaderné palivové cykly.....	11
3. Vývoj reaktorů s roztavenými solemi (MSR).....	12
3.1. Projekt Aircraft Nuclear Propulsion(ANP)	12
3.2. Projekt Molten-Salt Reactor Experiment (MSRE).....	13
3.3. Projekt Molten-Salt Breeder Reactor (MSBR).....	15
3.4. Projekt GIF[3].....	17
3.5. Projekt TMSR (Thorium-based Molten Salt Reactor)	19
3.6. Reaktory s Thoriovým palivovým cyklem v Indii.....	19
4. Návrh uspořádání primárního a sekundárního okruhu.....	21
4.1. Primární okruh.....	21
4.2. Sekundární okruh.....	22
5. Návrh srážecí přehřátí	25
5.1. Tepelný výpočet	26
5.1.1. Zadané hodnoty	28
5.1.2. Rovnice tepelné rovnováhy	29
5.1.3. Střední logaritmický teplotní spád	30
5.1.4. Podobnostní čísla.....	31
5.1.5. Koeficient prostupu tepla	36
5.1.6. Celková plocha trubek.....	36
5.1.7. Délka trubek	36
5.2. Pevnostní výpočet.....	38
5.3. Hydraulický výpočet.....	40
5.3.1. Místní ztráty	40
5.3.2. Třecí ztráty	41
5.4. Výpočet vlivu	44
6. Závěr	46

1. Úvod

Prvotním zdrojem energie ve vesmíru je jaderná reakce, která probíhá v jádrech hvězd v podobě slučování atomů (fúze). Jednodušší prvky jako vodík a helium se postupně slučují, přičemž se uvolňuje jaderná energie a vznikají prvky jako uhlík, kyslík a další až po železo, které má nejvyšší vazebnou energii, tj. je to nejstabilnější prvek a pro vytvoření prvků těžších než železo by bylo potřeba energii naopak dodávat. Železo vzniká v jádrech těch nehmotnějších hvězd, protože jenom v těch jsou podmínky k tomu, aby se fúzní reakcí mohlo železo tvořit. Hvězdy v takovémto stádiu jsou však nestabilní a nežádá končí svůj život jako supernovy. Při tomto výbuchu jsou přítomny takové podmínky, že dojde k vytvoření prvků s větší hmotností (vyšším nukleonovým číslem) než má železo, což je většina známých prvků, ve kterých je energie výbuchu „uložena“. Některé prvky jsou nestabilní a rozpadají se (štěpí) a přitom uvolňují „naakumulovanou“ energii výbuchu, kterou jsme se naučili získávat ve štěpných reaktorech pracujících v uran-plutoniovém cyklu.

Jaderná energetika využívající štěpení uranu se na počátku svého vývoje zdála trvalým řešením pro pokrývání energetických potřeb lidstva. S rozvojem moderních technologií, které lidstvo činily postupně čím dál tím více závislé na elektřině, se však ukázalo, že při takovéto spotřebě vydrží známé a získatelné zásoby využitelného štěpného materiálu pouze několik desítek let. Mezitím se však jaderná energetika stala nezanedbatelnou, v některých případech dokonce nenahraditelnou složkou energetické politiky mnoha států. Toto zjištění se tak stalo hlavní hnací silou výzkumu, který měl přinést nové možnosti využití štěpného materiálu, který v jaderných reaktorech s „tepelnými“ neutrony nelze využít.

Nezanedbatelnost jaderné energetiky je v současné době dána hlavně požadavkem na ekologické zdroje energie. Zajištění dodávek elektřiny při současném splnění požadavků ekologů na snižování emisí CO_2 , NO_x , SO_2 , SO_3 a dalších, nelze ani v dohledné době plně nahradit obnovitelnými zdroji energie. Vzniká tedy jakýsi paradox, kdy na jedné straně ekologové zatracují jadernou energetiku, kvůli jadernému „odpadu“, ale na straně druhé se snaží o ukončení provozu jediných zdrojů, které jsou dnes schopny dodat potřebný výkon a využívání jaderné energie si tak vlastně vynucují.

Alternativou k štěpným jaderným reaktorům jsou fúzní reaktory, kde se snažíme napodobit procesy probíhající ve hvězdách. Např. v Max-Planck-Institut für Plasmaphysik v Německém Greifswaldu se nyní dokončuje experimentální fúzní reaktor Wendelstein 7-X, ve kterém, jak vědci doufají, bude možné v roce 2015 udržet stabilní plasma. Cílem tohoto projektu je pouze ověření, že výpočty a předpoklady vědců o chování plazmatu ve větším měřítku jsou pravdivé. Nijak se však nebude řešit výroba elektrické energie, která je u fúzních reaktorů technologicky velice náročná a bude trvat ještě dlouho dobu, než budeme elektřinu touto cestou schopni vyrábět. Navíc i zde se bude pracovat s radioaktivním materiálem, který je u jaderné energetiky v očích široké veřejnosti největší hrozbou. Zde sice nebude žádný vznik, ale pro provoz je zapotřebí tritia, které radioaktivní je, i když jen slabě a s relativně dlouhým poločasem rozpadu (12,3 roku)[15].

Vraťme se nyní zpět k štěpným jaderným reaktorům. Výzkum se dnes ubírá směrem, který byl vytyčen v tzv. Generation IV International Forum (GIF), v němž jsou reaktory zcela nové koncepce, které budou moci využívat i ^{238}U , který je zatím, mimo výroby plutonia v tepelných reaktorech, prakticky nevyužitelný, a thorium, se kterým by reaktory pracovaly v thorium-uranovém cyklu. Využití ^{238}U se dá dosáhnout v tzv. rychlých množivých reaktorech (FBR), které by se daly současně využít k výrobě elektrické energie a k produkci plutonia pro tepelné reaktory, čím by došlo k „uzavření palivového cyklu“. Také by se daly

využít k přeměně vysoceaktivního radioaktivního odpadu na směs nízko či středně aktivních izotopů s relativně krátkým poločasem rozpadu a tím ulehčit skladování použitého jaderného paliva, což je také jeden z cílů GIF. Dalšími cíli GIF jsou urychlení samotné výstavby jaderných elektráren, zvýšení jejich bezpečnosti prostřednictvím pasivních bezpečnostních prvků a konkurenceschopnost vůči ostatním zdrojům energie.

Jednou z variant v rámci GIF jsou reaktory s roztavenými solemi (MSR), které byly vyzkoušeny pro malé výkony, avšak jejich vývoj byl zastaven z politických a ekonomických důvodů. Těmito reaktory se nyní budeme zabývat podrobněji. Čtenáře seznámíme se základní koncepcí reaktorů MSR, důvodem jejich vzniku a jejich vývojem.

2. Jaderné palivové cykly

V klasických reaktorech s tepelným spektrem neutronů, jako jsou např. PWR (VVER), CANDU, BWR a dalších se využívá zejména štěpení ^{235}U . Uran je v reaktoru ve formě UO_2 v různém procentuálním podílu resp. obohacení ^{235}U , podle druhu reaktoru, ve kterém je palivo využíváno. Běžně se používá obsah od přírodního podílu 0,7% ^{235}U až do obohacení 5% ^{235}U . Zbytek paliva tvoří v těchto reaktorech ^{238}U . Ten během chodu zachycuje hlavně rezonanční a také tepelné neutrony a následkem toho dochází k jeho postupné přeměně na ^{239}Pu . Tento cyklus charakterizuje právě průběh přeměny ^{238}U na ^{239}Pu . ^{238}U zachytí neutron a přeměňuje se na ^{239}U s poločasem rozpadu 23min. Záchytem neutronu se sníží jeho kinetická energie a přebytek je vyzářen v podobě γ záření. ^{239}U se β -rozpadem přemění na ^{239}Np s poločasem rozpadu 2,3dnů. Tento radionuklid se poté β -rozpadem přemění na ^{239}Pu . Toto

lze zapsat $^{238}_{92}\text{U} + {}^1_0\text{n} \rightarrow {}^{239}_{92}\text{U} + \gamma \xrightarrow{23\text{min}} \beta^- + {}^{239}_{93}\text{Np} \xrightarrow{2,3\text{dnů}} \beta^- + {}^{239}_{94}\text{Pu}$. [2]

^{239}Pu je štěpné a lze jej dále použít jako palivo. S poločasem rozpadu 24 400 let se α -rozpadem přeměňuje na ^{235}U . Jako součást jaderného „odpadu“ je plutonium kvůli dlouhému poločasu rozpadu problematické. Je nebezpečné kvůli své chemické toxicitě i radiotoxicitě a je také zneužitelné pro výrobu nukleárních bomb. Proto se v současnosti počítá s jeho využitím v klasických reaktorech ve formě tzv. paliva MOX a v rychlých množivých reaktorech (FBR). V těchto by se využívalo paliva složeného z plutonia a ochuzeného uranu. Během provozu reaktoru by se část neutronů ze štěpení využila k plození ^{239}Pu z ^{238}U . Reaktor by takto mohl vyrobit více paliva, než by sám spotřeboval.[2]

Nevýhody uran-plutoniového cyklu zejména s ohledem na radiotoxicitu plutonia a minoritních aktinidů lze z velké části minimalizovat použitím thorium-uranového cyklu. Ten může pracovat jak s tepelnými, tak s rychlými neutrony a vyhořelé palivo obsahuje v porovnání s U-Pu cyklem jen minimální množství transuranů (Pu, Am, Cm, ...) s dlouhým poločasem rozpadu. Thorium je v zemské kůře zastoupeno v přibližně 4x větší koncentraci než uran, takže je jeho použití perspektivní. ^{232}Th záchytem neutronu přemění na ^{233}Th s poločasem rozpadu 22min, přebytečná energie je opět vyzářena v podobě γ záření. Následně se ^{233}Th β -rozpadem přemění na ^{233}Pa s poločasem rozpadu 27 dnů a to se β -rozpadem přeměňuje na ^{233}U , který je štěpný. Toto lze zapsat $^{232}_{90}\text{Th} + {}^1_0\text{n} \rightarrow {}^{233}_{90}\text{Th} + \gamma \xrightarrow{22\text{min}} \beta^- + {}^{233}_{91}\text{Pa} \xrightarrow{27\text{dnů}} \beta^- + {}^{233}_{92}\text{U}$. ^{233}U je schopen štěpné řetězové reakce a neutrony vzniklé tímto štěpením jsou kromě dalšího štěpení také absorbovány ^{232}Th .

Vzhledem k dlouhému poločasu rozpadu Protaktinia hrozí, že ^{233}Pa zachytí další neutron, čímž dojde k přeměně na ^{234}Pa a následnou přeměnu na ^{234}U , který zhoršuje neutronovou bilanci v reaktoru. Bylo by proto výhodné ^{233}Pa z reaktoru průběžně odebírat, nechat jej ve vhodném zásobníku mimo reaktor rozpadnout na ^{233}U a ten pak vrátit do reaktoru. Očekává se, že to bude možné realizovat u reaktorů s palivem rozpuštěným v roztavených solích s průběžnou chemicko-izotopovou separací. [2]

3. Vývoj reaktorů s roztavenými solemi (MSR)

Myšlenka reaktorů s kapalným palivem ve formě taveniny fluoridů se objevila u amerických vědců ve 40. letech 20. století. Výzkum v této oblasti pak zajišťovala od 50. let americká výzkumná laboratoř Oak Ridge National Laboratory (ORNL), převážně zajišťující výzkum v oblasti energetiky. Od svého založení ve 40. letech byla totiž využívána armádou, ať už pro výrobu plutonia pro jaderné hlavice, nebo pro výzkum pohonů ponorek či letadel.

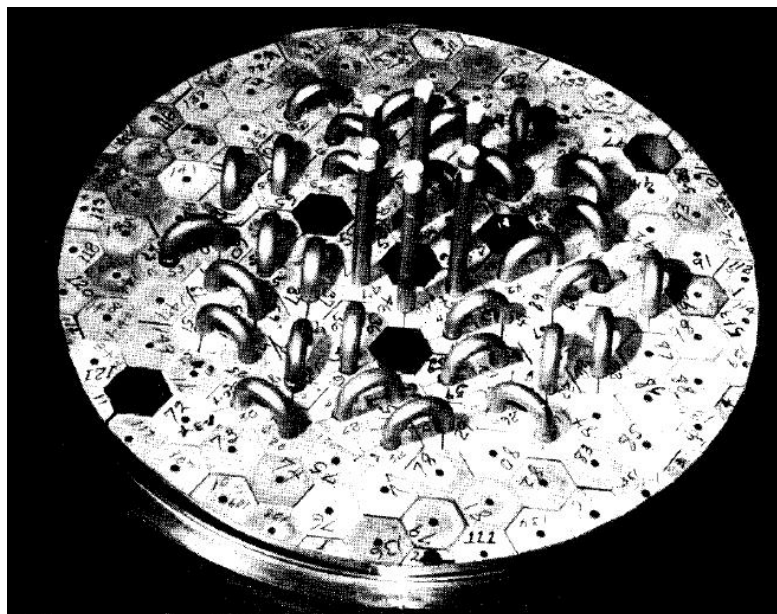
3.1. Projekt Aircraft Nuclear Propulsion (ANP)

Jednalo se o výzkumný projekt pro americké letectvo s cílem vyrobit jaderný pohon pro americké strategické bombardéry. Výzkum začal v roce 1951 a v roce 1954 byl úspěšně testován první reaktor o výkonu 2,5 MWt. Než však stihl být vytvořen funkční prototyp motoru, byl výzkum v roce 1961 ukončen, neboť byl vyvinut systém balistických střel ICBM (Inter-Continental Ballistic Missile) a strategické bombardéry již nebyly tolik zapotřebí. [3][5]. Projekt přinesl informace o chování taveniny v okruhu, o jejích účincích na materiál reaktoru a o regulaci jaderné reakce. Informace takto získané pak posloužily jako základ pro další experimenty. [6]

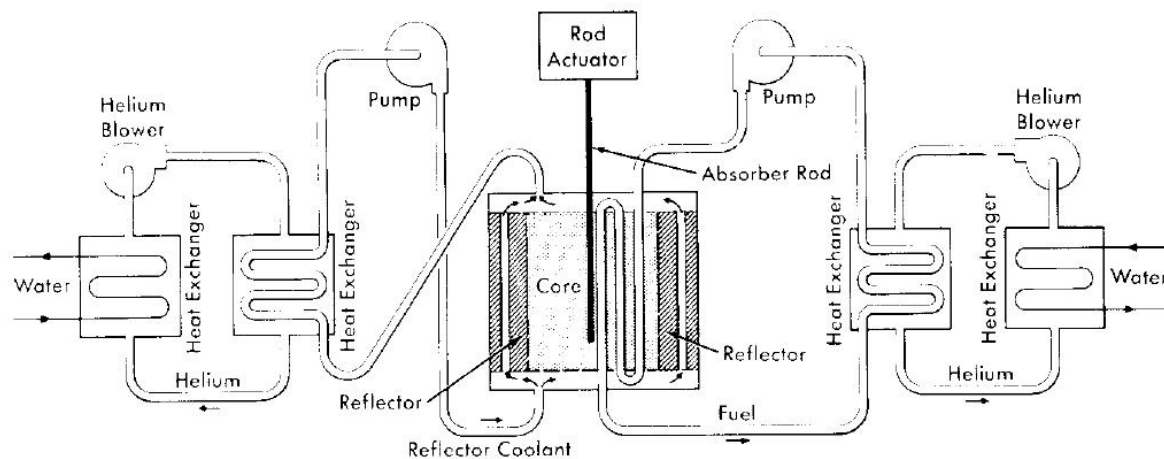
Experimentální reaktor ARE (Aircraft Reactor Experiment) pracoval s palivem ve formě směsi NaF-UF₄ obohacené o ²³⁵U. Ta byla rozpuštěna ve směsi NaF-ZrF₄. Palivo se doplňovalo manuálně vpravováním palivové směsi do jímky, dokud se nedosáhlo kritického množství uranu. Celkem bylo do reaktoru vpraveno 61 kg ²³⁵U, zároveň však docházelo k odběru vzorků, takže při dosažení kritického množství se nacházelo ve směsi 384 g ²³⁵U na litr fluoridové směsi a v aktivní zóně se nacházelo 14,9 kg ²³⁵U. [6]

Celá směs cirkulovala v trubkách z Inconelu, které byly vedeny skrz hexagonální bloky BeO, který sloužil jako moderátor. Uspořádání je na **obr. 1**. Aktivní zóna byla chlazena tekutým sodíkem. Toto uspořádání si vyžádalo chlazení větve s palivem i větve se sodíkem. K tomu bylo v obou případech použito helium. To předávalo teplo vodě a ta nakonec odváděla teplo do okolí. Schéma je na **obr. 2**. [6]

Obr. 1 Uspořádání aktivní zóny ARE [6]



Obr. 2 Schéma odvodu tepla u ARE



Významné bylo zjištění, že reaktor má velký záporný koeficient teplotní reaktivity, tzn., že s rostoucí teplotou rychlost štěpné reakce klesá. Dále se ukázalo, že „Xenonová otrava“, nebyla tak veliká, jak se očekávalo. V celém objemu soli nebylo zjištěno více než 5% ^{135}Xe . Jedním z důvodů bylo, že směs se vlivem cirkulace nacházela v aktivní zóně pouze čtvrtinu času. Dále nebyla pozorována koroze použitých materiálů. Činnost reaktoru byla přerušena po produkci 96 MWh a poté byl rozebrán. V provozu byl více než 1000 hodin.

3.2. Projekt Molten-Salt Reactor Experiment (MSRE)

Projekt navazuje na APN. Vědci věřili v potenciál MSR v civilní energetice a proto byl v roce 1956 vytvořen projekt MSRE, jehož cílem bylo zjistit technické charakteristiky a výkon reaktoru, ekonomickou náročnost provozu a otestovat různá paliva a konstrukční materiály.

V průběhu několika let bylo navrženo několik koncepcí. Při nich byly uvažovány 2 varianty uspořádání aktivní zóny – homogenní a heterogenní.

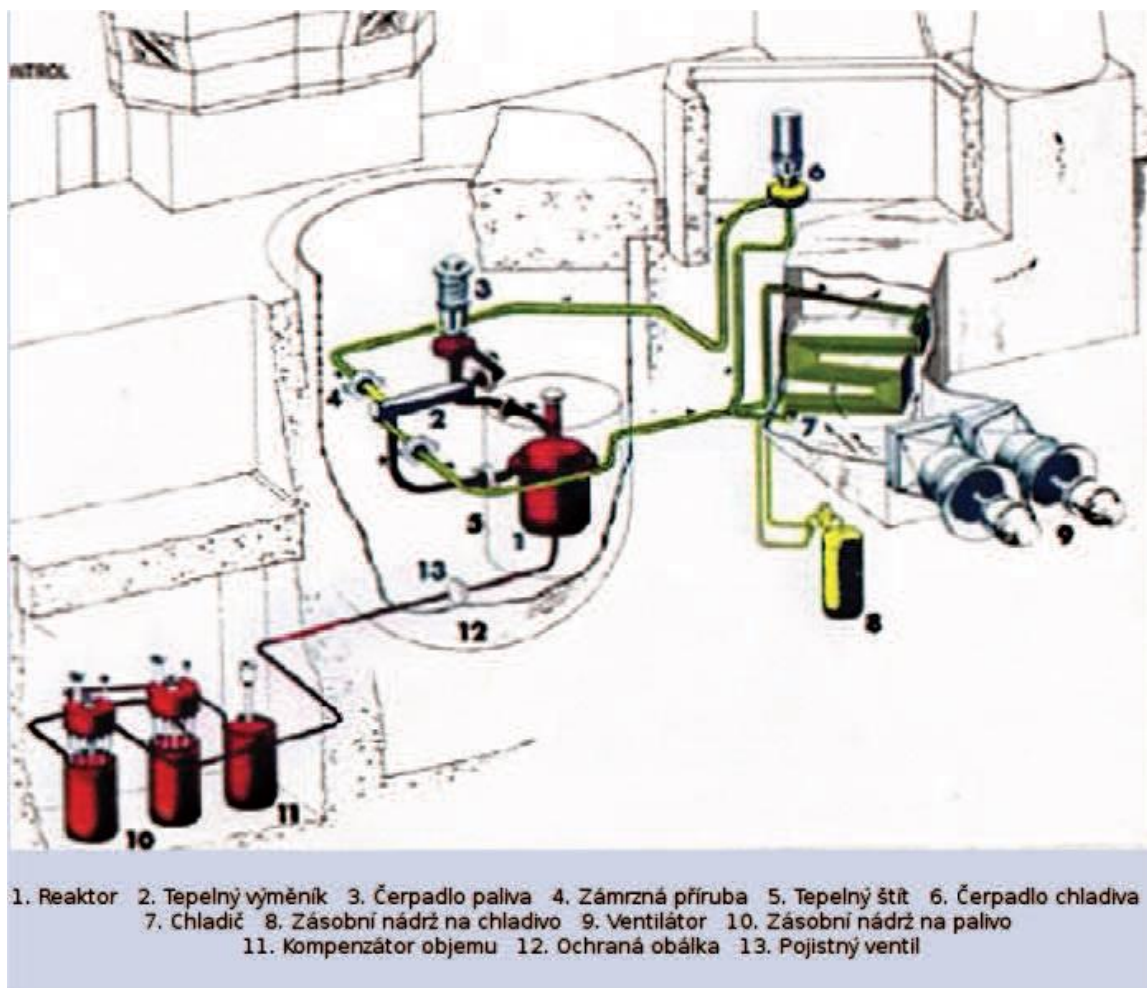
Při homogenní variantě by se jako moderátor použila samotná tavenina. Tato varianta nakonec byla zavrhnuta pro malou moderační schopnost taveniny.

Vybrána byla varianta heterogenní, kde byl jako moderátor použit grafit. Reaktor měl pracovat s palivem v thorium-uranovém cyklu. Bylo totiž zjištěno, že thorium-uranový cyklus, kde se vytváří a zároveň spaluje ^{233}U má v reaktoru s roztavenými solemi lepší výkonnost než uran-plutoniový cyklus, kde je množivým materiálem ^{238}U a vytváří se a spaluje ^{239}Pu . Tento samotný návrh měl další 2 varianty: „Single-fluid“, kde bylo thorium i uran rozpuštěno v 1 roztoku a „Two-fluid“, kde byla „množivá sůl“ obsahující thorium oddělena od „štěpné soli“, ve které se nacházel uran. Obě tyto varianty byly studovány, ale větší pozornost byla věnována variantě „Two-fluid“, přestože byla technologicky náročnější, než první varianta, avšak měla lepší účinnost.[7]

Pro výzkumný reaktor však byla pro svou technologickou jednoduchost zvolena právě varianta „Single-fluid“, ale jako palivo byla použita sůl bez thoria, což odpovídá variantě „Two-fluid“. Přípravy stavby reaktoru začaly v roce 1960. Během přípravy byla pro primární a sekundární okruh vyvinuta slitina Hastelloy-N, která zajišťovala odolnost vůči korozi. [5] Stavba samotná byla zahájena v roce 1962 a kritický byl reaktor poprvé v roce 1965. [7] Aktivní zóna se skládala z 618 grafitových tyčí, které vytvořily mříž s 1 150 kanály. Reaktor pracoval s termálními neutrony, maximální výkon činil 8 MWt a během doby provozu byly testovány 3 typy paliva. Počáteční palivo obsahovalo štěpný izotop ^{235}U (obohacení 33 %),

jehož bylo v aktivní zóně 13kg, v celém okruhu pak 45kg. Poté byla krátce testována směs $^{235}\text{U}+^{239}\text{Pu}$ a nakonec ^{233}U (obohacení 91 %). Reaktor byl vůbec prvním na světě, který využíval jako palivo ^{233}U , hlavní náplní práce výzkumníků tak bylo především zkoumání neutronových charakteristik ^{233}U . [3] Palivo ve formě UF_4 bylo rozpuštěno ve směsi $^7\text{LiF}-\text{BeF}_2-\text{ZrF}_4$ (65-29-5mol %), fluorid zirkoničitý byl přidán, aby se zabránilo oxidaci uranu na UO_2 . Jako chladicí sůl byla použita směs $^7\text{Li}-\text{BeF}_4$. Během provozu bylo nutné odvádět štěpné produkty, které se chovaly jako výrazné absorbátory neutronů, např. ^{135}Xe , ^{85}Kr a další izotopy Kryptonu. Xenon ani Krypton nejsou v solích rozpustné a lze je odstranit probubláváním Heliem. Helium bylo v posledních fázích projektu nahrazeno Argonem, který má v solích mnohem menší rozpustnost. [5] Uspořádání reaktoru je na **obr. 3**.

Obr. 3 Uspořádání MSRE [4]



Při experimentu bylo zjištěno, že palivová směs je radiačně stabilní a má velmi nízký tlak nasycených par (13 Pa), grafit nepodléhal chemickému působení solí, avšak docházelo k radiačnímu poškození, takže grafitové tyče musely být častěji měněny. [3], [7] Koroze materiálu reaktoru byla minimální. Parametry reaktoru shrnuje **tab.1**.

Tab. 1 Parametry MSRE [3]

Tepelný výkon	8 MWt
Palivo	${}^7\text{LiF-BeF}_2\text{-ZrF}_4\text{-}^{235}\text{UF}_4$
	${}^7\text{LiF-BeF}_2\text{-ZrF}_4\text{-}^{235}\text{UF-}^{239}\text{PuF}_3$
	$\text{LiF-BeF}_2\text{-}^{233}\text{UF}_4$
Charakter zóny	Jednookruhový
Moderátor	Grafit o hustotě $1\,880\text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$
Chladivo	${}^7\text{LiF-BeF}_2$
Tepelná kapacita	$2\,382\text{ J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$
Teplota tání palivové směsi	434 °C
Teplota paliva na vstupu	635 °C
Teplota paliva na výstupu	663 °C
Výška reaktorové nádoby	1,73 m
Průměr reaktorové nádoby	1,42 m

3.3. Projekt Molten-Salt Breeder Reactor (MSBR)

Úspěch předchozího projektu nastartoval projekt MSBR, jehož cílem bylo postavení demonstrační jednotky množivého reaktoru pracujícího v thorium-uranovém palivovém cyklu o výkonu 2 250 MWt a 1 000 MWe, tedy s účinností 44%. [3][4] Množivý faktor byl odhadnut na 1,07, což znamená, že by vyprodukoval o 7% více materiálu, než by během svého provozu spotřeboval [5].

Pro dobré parametry množivého systému a vzhledem k obtížné separaci uranu od thoria a taveniny byla zvolena varianta „Two-fluid“, kde se uran a thorium nestýkaly. Složitější uspořádání s sebou však přinášelo mnohé technické problémy, např. nedostatečnou odolnost grafitu vůči radiačnímu poškození, podobně jako u MSRE. [3]

V roce 1968 však nastal průlomový pokrok v technologii chemické separace a díky tomu i v koncepci reaktoru. Byla navržena extrakce kapalným bismutem, která odstraňovala protaktinium a lanthanoidy z palivové soli, ${}^7\text{LiF-BeF}_2\text{-ThF}_4\text{-UF}_4$ (71,7-16-12-0,3 mol%) [4]. To bylo zásadní, protože jak protaktinium, tak lanthanoidy negativně ovlivňují příznivé neutronové hospodaření, které je pro množivý reaktor klíčové. Protaktinium je navíc nutno separovat z aktivní zóny kvůli možnému zachytu neutronu na ${}^{233}\text{Pa}$ a následné tvorbě nežádoucího ${}^{234}\text{U}$ namísto ${}^{233}\text{U}$. To umožnilo projekt přepracovat a zjednodušit použitím „Single-fluid“ koncepce. [3]

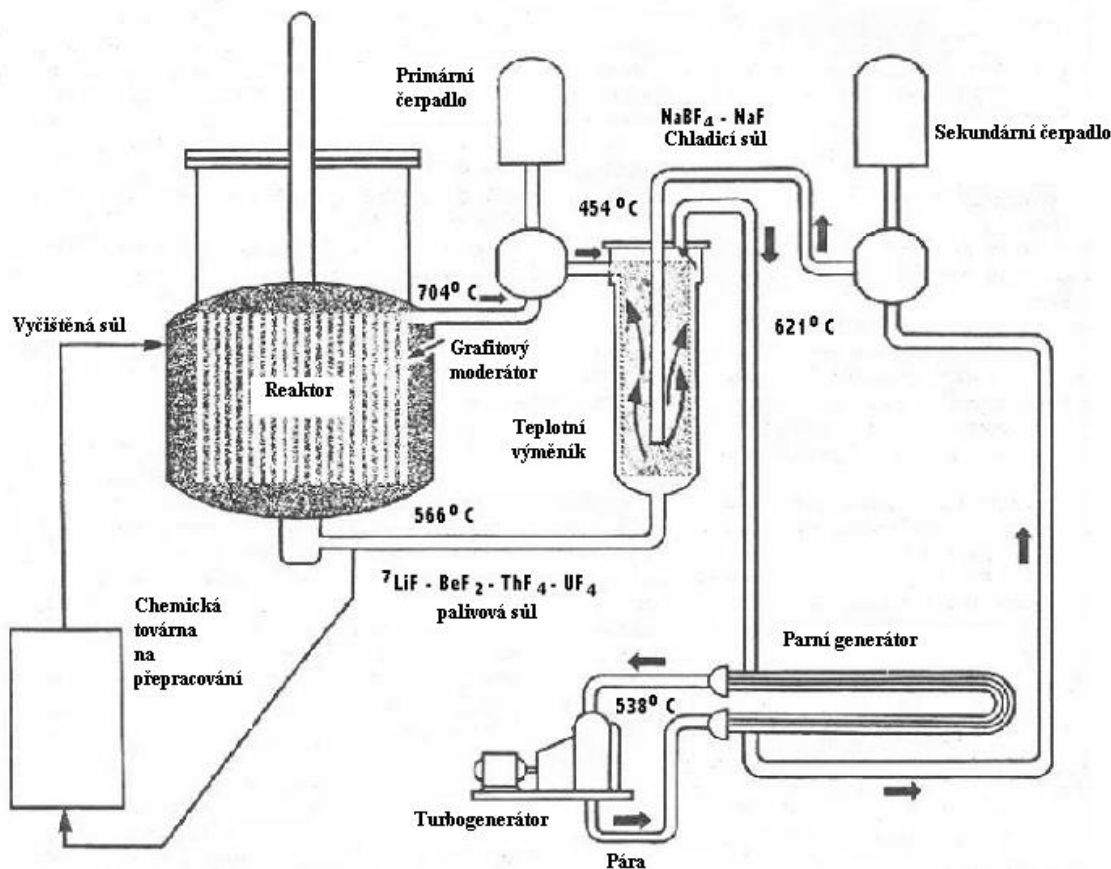
Specifikem reaktoru měla být přítomnost chemické přepracovací jednotky, která měla mít za úkol separaci uranu jeho fluorací za vzniku UF_6 , následná redukce na UF_4 vrací uran zpět do reaktoru, separaci protaktinia reduktivní extrakcí do kapalného bismutu a separaci lanthanoidů – neutronových jedů, také reduktivní extrakcí do kapalného bismutu. Při dvouokruhové koncepci měla být palivová smyčka postupně přepracována během 60 dní, plodivá potom během 3 dní. Po úpravě projektu byla v jednookruhové koncepci doba přepracování soli stanovena na 10 dní. [3]

Palivo mělo procházet aktivní zónou průchody v grafitových blocích. V aktivní zóně se mělo nacházet 13% paliva, 37-100% by se pak nacházelo v nádobách po obvodu reaktoru. Thorium by zde zachycovalo víc neutronů a tím by vznikla na periferii aktivní zóny plodivá vrstva. Grafit kolem aktivní zóny měl sloužit jako reflektor. [3][5]

Pod reaktorem se měla nacházet drenážní nádrž, kam mělo být směřováno palivo (případně i chladivo ze sekundárního okruhu) v době odstávky nebo v případě mimořádné události. Tato nádrž byla navíc vybavena účinným chladicím systémem, založeným na přirozené cirkulaci paliva, který je schopen dostatečně odvádět teplo uvolněné rozpadem štěpných produktů. Zamezení úniku paliva by se provedlo jeho ochlazením pod teplotu tuhnutí.

Elektrárna měla mít tři okruhy. V primárním by cirkulovala palivová sůl, která by předávala v tepelném výměníku teplo chladicí soli sekundárního okruhu o složení $\text{NaBF}_4\text{-NaF}$ (92-8 mol %), ta by následně předávala teplo vodě terciárního okruhu v parogenerátoru, kde vznikala pára o teplotě 538°C a tlaku 24MPa.[3][5] Schéma projektu MSBR je na **obr. 4**.

Obr. 4 Schéma uspořádání MSBR



V průběhu 70. let byly vypracovány podrobné studie a stavba demonstrační jednotky mohla začít. Během příprav byla zpracována i ekonomická analýza, která udávala zhruba srovnatelné náklady na vybudování jednotky jako pro klasický PWR. Cena palivového cyklu měla být dokonce nižší než u PWR. Největší podíl na ceně za kWh představoval provoz chemického závodu. Při navýšení nominálního výkonu reaktoru, případně sdružení několika jednotek, by provoz chemického závodu měl nižší podíl na provozních nákladech. Tím pádem by došlo k významnému snížení ceny za kWh. Vláda USA však v roce 1976 zastavila financování všem projektům množivých reaktorů včetně tohoto, v obavě ze snadnějšího šíření štěpného

materiálu a s tím souvisejícím ohrožením globální bezpečnosti. Projekt tak skončil náhle a bez praktického ověření konkurenceschopnosti s technologií PWR, nicméně množství precizně odvedené výzkumné práce nepřišlo zcela nazmar. Projekt MSBR je nyní při každém návrhu nových systémů MSR udáván jako tzv. referenční, vůči kterému se novější projekty poměřují, nebo ze kterého vycházejí. Parametry reaktoru jsou v **tab. 2**[3]

Tab. 2 Parametry MSBR v jednookruhovém uspořádání [3]

Tepelný výkon	2 250 MWt
Čistý výkon	1 000 MWe
Tepelná účinnost	44 %
Vstupní teplota soli prim. okruhu	566 °C
Výstupní teplota soli prim. okruhu	704 °C
Vstupní teplota soli sek. okruhu	454 °C
Výstupní teplota soli sek. okruhu	621 °C
Parametry páry	24 MPa, 538 °C
Výška reaktorové nádoby	6,1 m
Vnitřní průměr reaktorové nádoby	6,8 m
Výška AZ	4,0 m
Průměr AZ	4,3 m
Celkový objem soli v prim. okruhu	48 700 l
Hustota toku termálních neutronů	$8,3 \cdot 10^{14} \text{ cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$
Množivý faktor	$1,071 \pm 0,016$

3.4. Projekt GIF[3]

Generation IV International Forum (GIF) je nadnárodní projekt založený v roce 2000 z iniciativy USA. Projekt sdružuje šest pokročilých reaktorových systémů, tzv. reaktorů IV. generace. Na rozdíl od reaktorů III. generace (a generace III+), které jsou evolučním vyústěním současných zavedených reaktorových typů, stojí reaktory IV. generace kvalitativně výš a nabízejí revoluční řešení (nejen) pro jadernou energetiku. Reaktory IV. generace mají významně převyšovat v současnosti budované reaktory ve všech hlediscích, tedy v ekonomickém, bezpečnostním (včetně rizika šíření jaderného materiálu) i ekologickém. V požadavcích je zajištění bezpečnosti pasivními prvky, které nejsou závislé na zásahu operátora či přísunu energie zvenčí.

Mezi těchto šest reaktorových systému patří [21]:

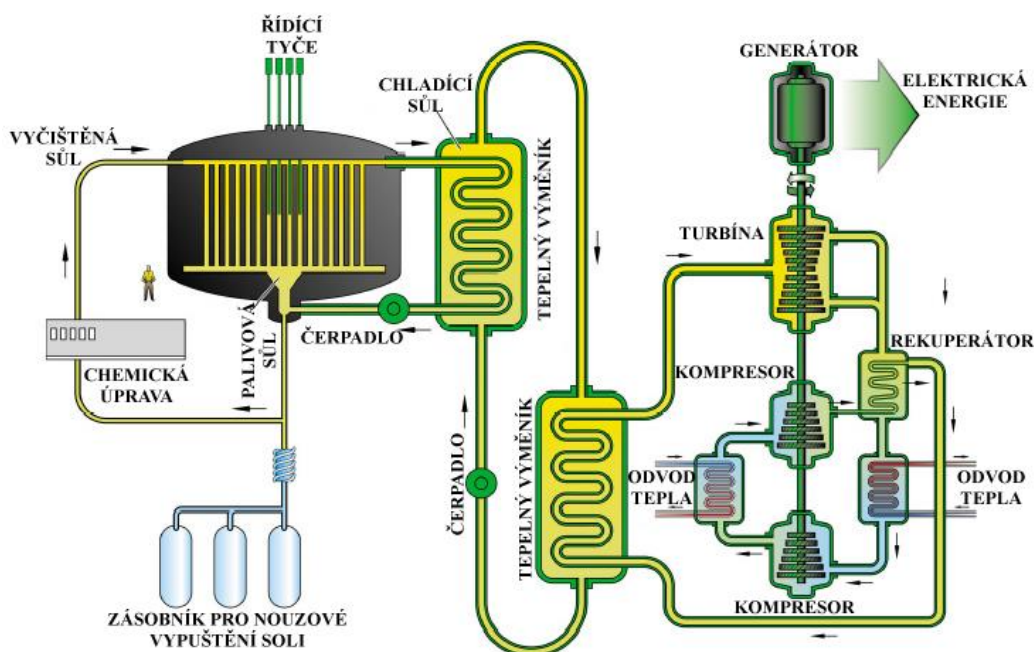
- Rychlý plynem chlazený reaktor GFR (Gas cooled Fast Reactor)
- Velmi vysokoteplotní reaktor VHTR (Very High Temperature Reactor), chlazený heliem. Díky vysoké výstupní teplotě helia – 1 000°C se počítá s jeho využitím pro výrobu vodíku nebo jiné využití v petrochemickém průmyslu společně s výrobou elektřiny.
- Nadkritickou vodou chlazený reaktor SCWR (SuperCritical Water cooled Reactor)

- Rychlý sodíkem chlazený reaktor SFR (Sodium cooled Fast Reactor)
- Rychlý olovem chlazený reaktor LFR (Lead cooled Fast Reactor)
- Reaktor chlazený roztavenými solemi MSR (Molten Salt Reactor), jehož schéma je na **obr. 5**.

Konceptem GIF je dlouhodobá udržitelnost jaderné energetiky. Jde zejména o hospodárnější využití jaderných surovin (doposud je využíván jen ^{235}U , tvořící 0,7% zásob uranu) jejich množením v reaktorech a následným efektivním hospodařením s jaderným odpadem.

Systém MSR v rámci GIF je odkazem na nenaplněný projekt MSBR. Kromě využití thorium-uranového palivového cyklu s množivým potenciálem je v rámci projektu GIF věnována pozornost i druhému možnému uplatnění systému MSR a tím je využití jakožto spalovače aktinoidů (transmuter). Parametry reaktoru jsou v **tab. 3**.

Obr. 5 Schéma MSR podle GIF [8]



Tab. 3 Parametry MSR v rámci GIF

Čistý výkon	1 000 MWe
Měrné tepelné zatížení	22 MWt·m ⁻³
Tepelná účinnost	44-50 %
Vstupní teplota soli prim. okruhu	565 °C
Výstupní teplota soli prim. okruhu	700 °C (850 °C pro produkci vodíku)
Tlak par soli prim. okruhu	< 690 Pa
Moderátor	Grafit
Pracovní cyklus	Ericsson-Braytonův, mnohonásobná rekuperace
Neutronové spektrum	Termální

Základem těchto vizí byly zejména práce na projektu MSBR. GIF ze současného pohledu vyhodnocuje proveditelnost projektu MSBR a poukazuje na technologické mezery, které je nutné dořešit:

- Rozpusťnost aktinoidů a lanthanoidů v soli při velkých koncentracích aktinoidů v režimu spalovače (transmuter)
- Chemie soli v celém jejím životním cyklu, vč. přepracování a eventuálního uložení konečného odpadního produktu
- Kompatibilita konstrukčních materiálů a grafitu k čerstvé i ozářené soli pro aplikace vyžadující vyšší teploty
- Usazování nerozpustných kovů (noble metals) na stěně tepelného výměníku
- Ověření zápornosti teplotních koeficientů reaktivity

Předpokládaný harmonogram výzkumu a vývoje se nestal skutečností, neboť o technologii nebyl projeven větší zájem a financování probíhá jen v rámci dílčích problematik. Výzkum tak provozuje pouze Francie (LPSC UJF Grenoble) či Česká republika (ÚJV Řež).

3.5. Projekt TMSR (Thorium-based Molten Salt Reactor)

25. ledna 2011 Čína oznámila na konferenci Čínské Akademie Věd zahájení projektu TMSR, jehož cílem je do roku 2017 postavit výzkumný reaktorový systém o výkonu $2MWe$ a na základě výzkumů pak následně vystavět demonstrační reaktor o výkonu $10MWe$ a zahájit výstavbu reaktorů o výkonu $100MWe$. [9] Tento projekt je samostatný, neboť Čína se odmítla připojit k projektu GIF. [10]

V rámci TMSR probíhá výzkum vhodného uspořádání aktivní zóny, neutronové bilance reaktoru, vlastnosti solí v závislosti na teplotě, získávání izotopu 7Li , uspořádání palivových smyček a vývoj jejich komponent. Dále se výzkum zaměřuje na odstraňování štěpných produktů z palivové soli chemickou separací, výrobu oxidů a fluoridů thoria a v neposlední řadě na vývoj nových, vysoko-teplotně odolných materiálů. [11]

3.6. Reaktory s Thoriovým palivovým cyklem v Indii

Indie je státem s největšími světovými zásobami Thoria, které činí 319 000 tun, podle některých odhadů až 846 000 tun. Naproti tomu se indické zásoby uranu odhadují na 152 000 tun, a tudíž jsou pro Indii reaktory pracující s thoriem velmi lákavé. Dlouhodobým cílem Indického jaderného programu se stal vývoj pokročilého těžkovodního reaktoru pracujícího v thoriovém cyklu.

První fáze vývoje spočívá v provozu klasických těžkovodních reaktorů (PHWR) pracujících s přírodním uranem a lehkovodních reaktorů (PWR, VVER) s obohaceným uranem, při jejichž provozu by kromě elektřiny vznikalo jako druhotný produkt plutonium.

V druhé fázi by se takto vzniklé plutonium spalovalo v rychlých reaktorech (FBR), kolem jejichž AZ by byla plodivá vrstva (zóna) obsahující uran a thorium, takže by bylo produkováno další plutonium společně s ${}^{233}U$.

Ve třetí fázi by pokročilé těžkovodní reaktory (AHWR) spalovaly thorium-plutoniová paliva a produkovaly ${}^{233}U$, který by mohl dále sloužit jako palivo. Alternativou třetí fáze jsou množivé reaktory s roztavenými solemi (MSBR), jejichž nasazení ve velkém měřítku se právě vyhodnocuje.

V roce 2002 regulační komise vydala povolení pro zahájení stavby prototypu FBR v Kalpakkamu s výkonem $500MWe$. Jeho spuštění se očekává v roce 2014 s palivem ve formě

směsi oxidů uranu a plutonia a v plodivé vrstvě (zóně) s uranem a thoriem pro množení ^{233}U a dalšího plutonia. Tím se Indie ve svém výzkumu posune do fáze 2. Dále byl oznámen záměr vystavět dalších 6 FBR o výkonu 500MWe , z nichž 4 by měly být dokončeny do roku 2020. Tyto reaktory by měly produkovat plutonium, které je důležité pro možnost využití thoria v AHWR reaktorech. Získání potřebného množství plutonia může trvat 15-20 let. Alternativou je využití reaktorů MSBR. [12][13]

4. Návrh uspořádání primárního a sekundárního okruhu

Pro tento návrh budeme vycházet z projektu MSBR, který slouží jako referenční projekt MSR. Pro další postup budeme uvažovat stejné parametry, jako měl tento projekt (viz **Tab. 2**). Primárním okruhem bude v této práci míněn jednak okruh s reaktorem, hlavními cirkulačními čerpadly a tepelným mezivýměňníkem, kde se pracuje s primární solí (solí s palivem), jednak na něj navazující vložený meziokruh, pracující se sekundární solí (solí bez paliva).

4.1. Primární okruh

Základem primárního okruhu je reaktor o výkonu 2300 MWt s nádobou o vnitřním průměru 6,8m a výškou 6,1m, který se nachází v betonové šachtě. Reaktor pracuje v thorium-uranovém palivovém cyklu a s tepelnými neutrony. Jako moderátor slouží grafit. Ten je v reaktoru ve formě bloků, mezi kterými protéká směs soli s palivem. Na dně šachty se nachází drenážní nádrž, která je protkána sítí kanálů. Uvnitř těchto kanálů by v případě havárie proudila voda na základě přirozené cirkulace, tím by došlo k ochlazení a následně utužení taveniny a zamezení úniku radioaktivních látek do okolí.

Při klasickém uspořádání by na reaktorovou nádobu byly napojeny 4 chladicí smyčky s tepelnými mezivýměňníky, přičemž k zajištění dostatečného průtoku chladiva by dostačovala funkce 3 smyček. Toto by bylo vhodné, protože s ohledem na vysoké teploty soli (704°C na výstupu, 566°C na vstupu do reaktoru) a štěpným materiálem obsaženým přímo v cirkulující směsi je třeba počítat s větší poruchovostí hlavních cirkulačních čerpadel (HCC), způsobené tečením a radiačním křehnutím materiálů. V případě poruchy jednoho z HCC by tak stačily zbývající odvést bez problémů teplo, než by byl reaktor plně odstaven. Aby se snížilo tepelné namáhání čerpadel, čerpadla by se nacházela na „studených“ větvích za tepelným mezivýměňníkem.

Na každou smyčku by navazovala další smyčka, která by obsahovala tepelný mezivýměňník, parogenerátor s přehřívákem (PG) a sekundární čerpadlo. V tepelných mezivýměňnicích by docházelo k přenosu mezi primární a sekundární solí. Sekundární sůl by měla na vstupu do mezivýměňníku teplotu 454°C a na výstupu 621°C. Čerpadlo by se jako v předcházejícím případě nacházelo na „studené“ větvi, aby se snížilo tepelné zatížení součástí čerpadla.

Alternativou by bylo uspořádání integrální, při němž by se HCC a mezivýměňníky nacházely uvnitř reaktorové nádoby. Od mezivýměňníků k PG by vedla potrubí skrz nátrubky ve víku reaktoru. Sekundární čerpadla by se nacházela mimo nádobu reaktoru. Mezi výhody tohoto řešení by patřila vyšší bezpečnost při poruše, při které by došlo k úniku chladiva, protože by uniklo pouze zpět do reaktoru. Nevýhodou by však byla potřeba rozměrnější nádoby, obtížnější údržba a vyšší indukovaná radioaktivita jednotlivých komponent, než při klasickém uspořádání.

Součástí primárního okruhu by byla dále chemická přepracovací jednotka, ve které by docházelo k čištění palivové soli. Při něm by docházelo k odstraňování ^{233}Pa a dalších štěpných produktů z okruhu. ^{233}Pa by se v zásobnících nechalo rozpadnout na ^{233}U , který by byl následně vrácen zpět do reaktoru. Přepracování veškerého objemu primárního okruhu by trvalo 10 dnů. Dále by byl v HCC do soli vstříkovan Argon, který by přes odtahový systém plynů v čerpadle odváděl Krypton a Xenon.[14]

4.2. Sekundární okruh

Na primární okruh navazuje u parogenerátoru. V parogenerátoru by se ohřívala voda sekundárního okruhu a vznikala by pára, která by v přehříváku dosáhla tlaku 24MPa a teploty 538°C , jednalo by se tedy o nadkritickou páru (vodu). Na PG jsou připojena převáděcí potrubí, která vedou vzniklou páru do Hlavního Parního Kolektoru (HPK), kde se pára z jednotlivých PG mísí a dochází tak k vyrovnání tlaků. Na HPK jsou připojena přiváděcí potrubí, která přivádí ostrou páru na turbínu.

Při návrhu uspořádání sekundárního okruhu budeme vycházet ze zjednodušeného tepelného schématu JE Temelín, které bude upraveno vzhledem k parametrům páry.

Turbína je pěti-tělesová kondenzační pro nadkritické parametry s jedním vysokotlakým (VT), jedním středotlakým (ST) a třemi nízkotlakými (NT) díly a pohání generátor o výkonu $1\,000\text{MWe}$. Jelikož turbína pracuje v Rankine-Clausiově cyklu s nadkritickými parametry, je vzhledem k velkému tlakovému spádu, a tudíž delší expanzi, výhodné použít pomaluběžnou turbínu (1500ot./min). Tím se sníží namáhání lopatek posledních stupňů VT a ST dílu, díky čemuž budou moci být tyto lopatky delší. Tím dojde ke snížení ztrát v úplavech v lopatkové mříži a tím také ke zvýšení účinnosti cyklu.

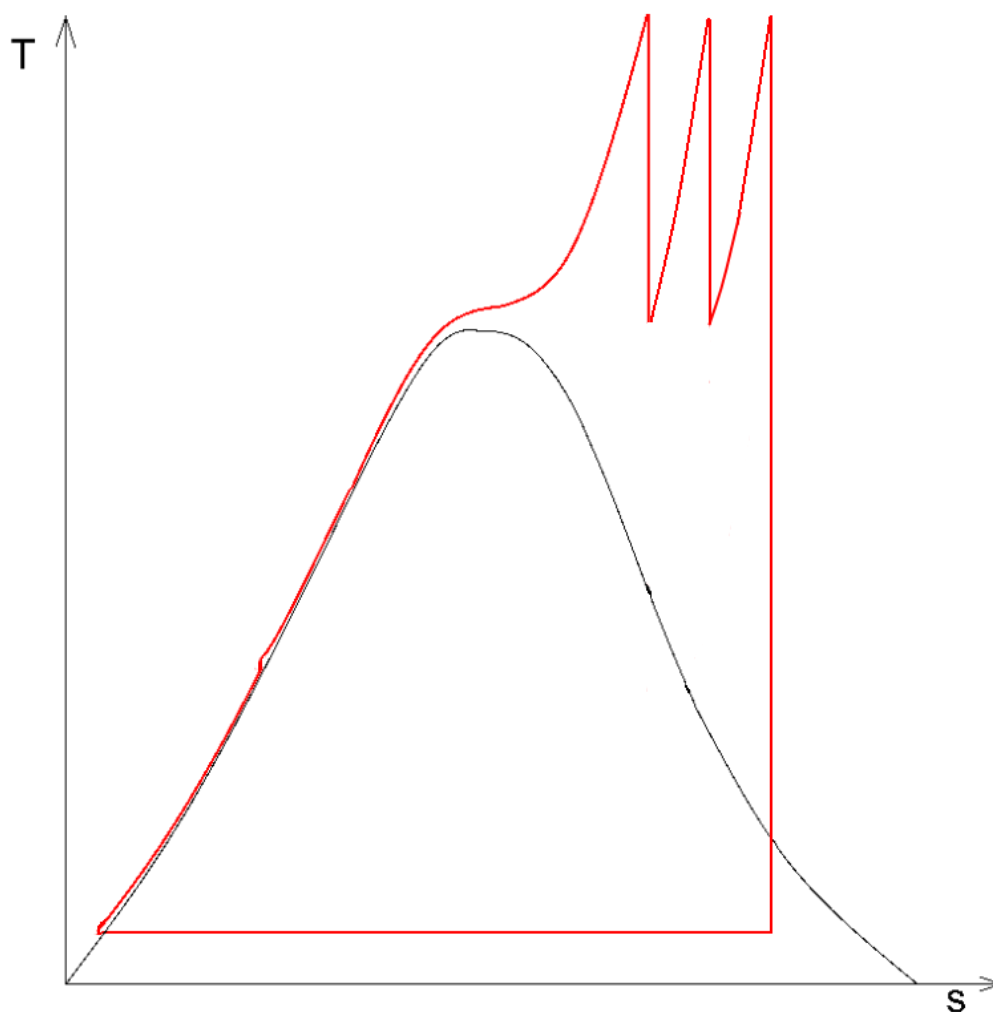
Pro zvýšení účinnosti se za VT-díl zařadí přehříváč páry. Pokud bychom přehříváli pouze jednou, koncové stupně NT-dílů by pracovaly s mokrou parou a zvýšilo by se riziko jejich koroze. Proto se za ST-dílem nachází druhý přehříváč. Znamená to sice vyšší investiční náklady, ale dojde k dalšímu zvýšení účinnosti. Kondenzát z přehříváčů je pomocným čerpadlem vrácen do napájecí nádrže. Zbylá pára se přehřívá ostrou parou a pak je pak vedena do NT-dílů.

Na NT-díly navazují kondenzátory, kde pára kondenzuje a vzniklý kondenzát je následně veden kondenzátními čerpadly do napájecí nádrže přes systém nízkotlaké regenerace. Ten je tvořen čtyřmi nízkotlakými ohříváky. První 3 ohříváky jsou napájeny odběrovou parou z NT-dílů, čtvrtý je napájen z odběru za ST-dílem. Pro lepší využití tepla z odběrů jsou NTO 3 a 4 doplněny o podchlazovač kondenzátu.

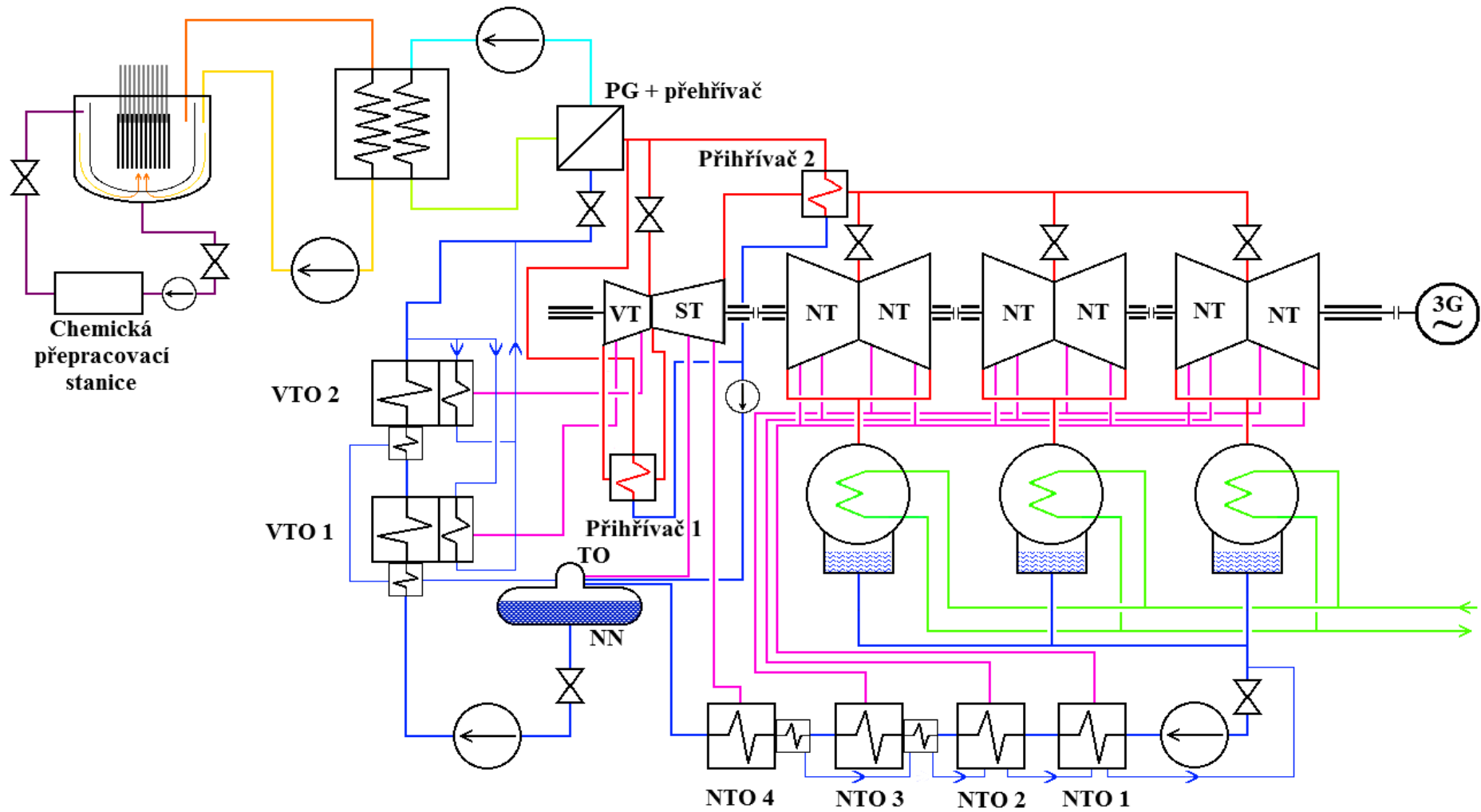
Na napájecí nádrži je umístěn tepelný odplynovák, který je napájen z odběru za ST-dílem. Voda z napájecí nádrže je napajecími čerpadly vedena do PG přes systém vysokotlaké regenerace tvořený dvěma vysokotlakými ohříváky. Ty jsou napájeny parou z odběrů na VT-dílu. Z důvodu lepšího využití tepla jsou i VTO doplněny podchlazovači kondenzátu, dále jsou ještě předřazeny srážeče přehřátí odběrové páry.

Schéma ideálního cyklu bez regenerace je na **obr. 6**. Schéma uspořádání je na **obr. 7**.

Obr. 6 Ideální Rankine-Clausiiův cyklus bez regenerace



Obr. 7 Schéma uspořádání okruhů



5. Návrh srážeče přehřátí

Cílem provozovatele každého energetického zařízení je výroba co největšího množství elektrické energie při minimálních nákladech. Toho se dá dosáhnout snižováním nákladů na údržbu či opravy, zkrácením doby údržby (u JE zkrácení doby odstávek) a v neposlední řadě zvyšováním účinnosti zařízení. Toho se dá docílit několika způsoby, jejichž využitím se snažíme přiblížit Carnotovu cyklu, tj. cyklu s nejvyšší teoretickou účinností. Jedním ze způsobů je **zvyšování tlaku vstupní páry**, jeho význam ale není příliš velký. Při zvednutí tlaku se totiž po expanzi nachází v NT-dílu turbíny mokrá pára s nižší suchostí, než při nižším výchozím tlaku. Tím jednak klesá termodynamická účinnost turbíny, jednak se zvyšuje riziko erozivního poškození lopatek. Dalším způsobem je **zvyšování teploty vstupní páry**, čímž se zvýší suchost páry v posledních stupních NT-dílu a vzroste i termodynamická účinnost, protože dojde ke snížení ztrát prací lopatek v mokré páře. Narážíme zde však na materiálová omezení v podobě mezí kluzu a pevnosti použitých materiálů, jež přicházejí do styku s ostrou parou. Dalším způsobem je **přihřívání páry** po částečné expanzi, nejčastěji za VT-dílem. Tím se opět dosáhne zvýšení suchosti páry a snížení ztrát prací v mokré páře. Další možností je **zlepšení vakua kondenzátoru**. Tato možnost je však úzce vázána na klimatické podmínky a je tak nutno použít větších kondenzátorů, což znamená vyšší vstupní náklady, nebo většího průtoku chladicí vody, což znamená větší vlastní spotřebu elektrárny. Nejvíce používaným se tak stalo **regenerativní ohřívání kondenzátu a napájecí vody**. [16]

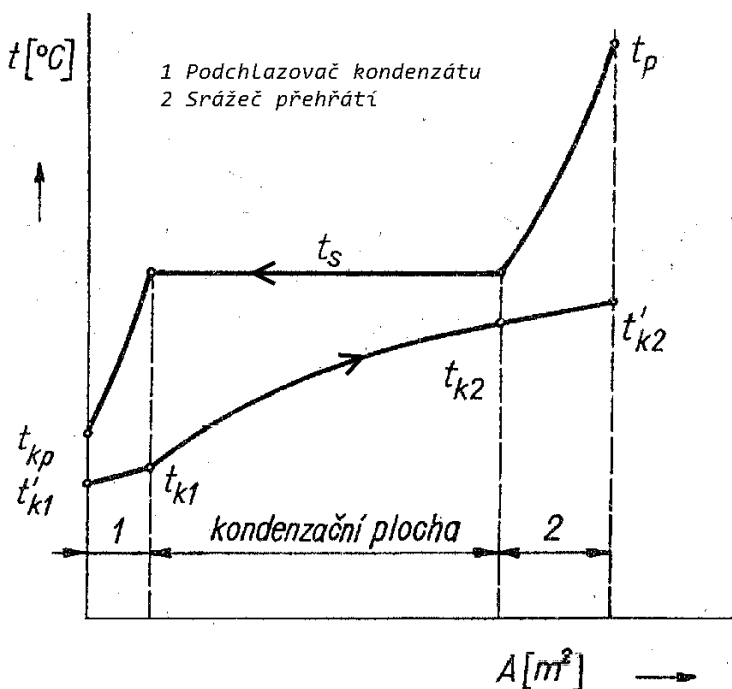
Regenerativní oběh spočívá v přehřátí kondenzátu resp. napájecí vody před vstupem do PG nebo kotle až na teploty blízké teplotě sytosti při daném tlaku. Ohřev probíhá v ohřívacích pomoci páry z odběrů na turbíně. Pára v ohřívacích kondenzuje a kondenzát je kaskádovitě převáděn do ohříváků, které pracují s odběrovou parou o nižších parametrech, tudíž i tamější kondenzát má nižší teplotu. Dojde ke smísení kondenzátů, tím ke vzrůstu teploty a zvýšení množství tepla předaného kondenzátu nebo napájecí vodě. Z vysokotlakých ohříváků je kondenzát odváděn do napájecí nádrže a z nízkotlakých je odváděn na sání kondenzátního čerpadla.

Pára z odběrů s vyšším číslem¹ (tj. s odběrovou parou o vyšším tlaku) není na mezi sytosti, tj. jedná se o přehřátou páru. Přestup tepla z páry do kapaliny je nejintenzivnější při kondenzaci [17]. Pro hospodárné využití tepla se tedy před výměník mohou přidat další teplosměnné plochy - srážeče přehřátí. Pro využití tepla kondenzátu se ještě mohou přidat k výměníku podchlazovače kondenzátu. Tyto dodatkové plochy mohou být buď součástí výměníku (integrální řešení), nebo mohou být v samostatném tělese. Průběh teplot u ohříváku se srážečem přehřátí a podchlazovačem kondenzátu je na **obr. 8**. [18, str. 305-315]

Návrh srážeče bude proveden pro Rankine-Clausiiův oběh s kondenzační turbínou o výkonu 480MW. Jelikož výpočet parametrů páry, kondenzátu ani napájecí vody není předmětem této bakalářské práce, bude návrh proveden pro zapojení podle zdroje [19]. Tepelné schéma oběhu, včetně parametrů je na **obr. 9**. Srážeč bude konstruován jako samostatný tepelný výměník protiproudé konstrukce. Do srážečů se pro zvýšení jejich vlivu přivádí voda, která již prošla všemi stupni regenerace, resp. je maximálně ohřátá, v množství 15-20% z celkového průtoku. Toto množství je pak přivedeno zpět do potrubí vedoucímu k parogenerátoru. Návrh bude proveden pro ohříváky VTO3 a NTO3. Následně bude porovnán jejich vliv na účinnost oběhu.

¹ Odběry se obvykle číslují podle toku páry odzadu, tj. odběr č. 1 je na NT-dílu a odběrová pára má tlak o málo větší než je v kondenzátoru, u odběru č. 2 má pára vyšší tlak než u č. 1 atd.

Obr. 8 Průběh teplot u ohříváku s dodatkovými plochami [18, str. 311]



5.1. Tepelný výpočet

Postup tepelného výpočtu zahrnuje následující body:

- stanovení parametrů páry ze zadání
- stanovení tepelného výkonu
- výpočet ohřátí kondenzátu/napájecí vody
- výpočet středního logaritmického teplotního spádu
- návrh počtu trubek → průtočný průřez
- stanovení středních rychlostí proudění
- zavedení podobnostních čísel
- výpočet součinitelů přestupu tepla
- výpočet součinitele prostupu tepla
- celková výhřevná plocha
- výpočet délky trubek

I. zákon termomechaniky pro kontrolní objem pro elementární změny [20]:

$$dq = dh + da_t + gdy + wdw \quad (5.1)$$

U výměníku nedochází ke konání práce, tudíž $da_t = 0$. Změnu kinetické energie lze zanedbat - $w dw = 0$, stejně jako změnu potenciální energie - $gdy = 0$. Rovnice (5.1) tak přejde na tvar:

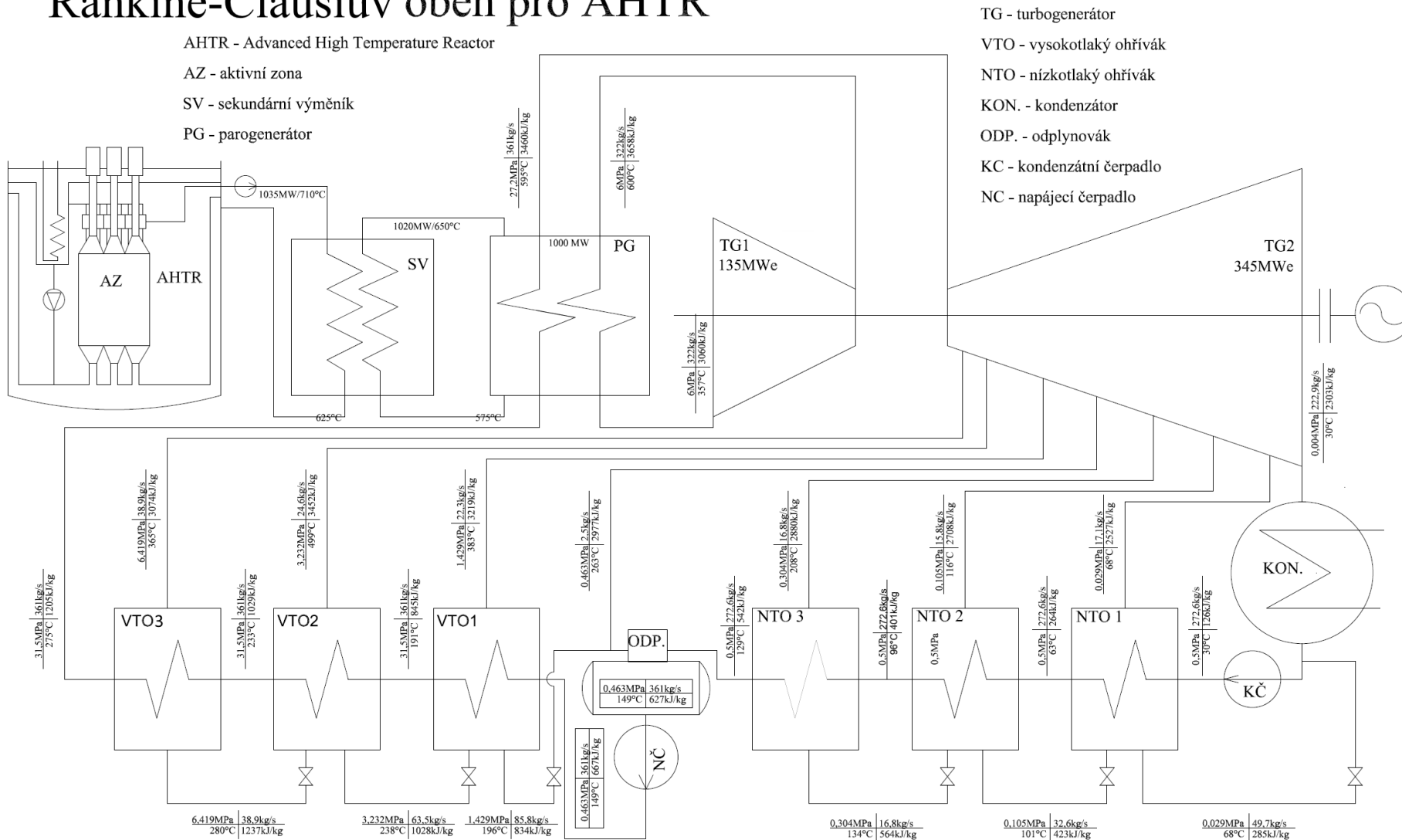
$$dq = dh \quad (5.2)$$

Po integraci:

$$q = h_1 - h_0 \quad [J \cdot kg^{-1}] \quad (5.3)$$

Obr. 9 Schéma oběhu pro výpočet srážecí přehřátí [19]

Rankine-Clausiusův oběh pro AHTR



Celkový tepelný výkon pak je:

$$\dot{Q} = \dot{m} \cdot (h_1 - h_0) \quad [J \cdot s^{-1} = W] \quad (5.4)$$

Při izobarickém ději platí:

$$h = c_p \cdot T \quad (5.5)$$

Dosazením (5.5) do (5.4) a při uvažování $c_p = konst$ dostaneme:

$$\dot{Q} = \dot{m} \cdot c_p \cdot (T_1 - T_0) \quad [W] \quad (5.6)$$

\dot{Q} - tepelný výkon [W]

\dot{m} - hmotnostní průtok [$kg \cdot s^{-1}$]

T_1 - teplota na vstupu do výměníku [K]

T_0 - teplota na výstupu z výměníku [K]

c_p - měrná tepelná kapacita [$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$]

Měrná tepelná kapacita a později další veličiny se určí pro průměrnou teplotu média ve výměníku, která se spočítá jako aritmetický průměr teplot na vstupu a výstupu.

$$T_{stř} = \frac{T_0 + T_1}{2} \quad [K]$$

Jednotlivé parametry vody/páry byly odečítány zde: [28] (5.7)

5.1.1. Zadané hodnoty

Ze schématu získáme tyto hodnoty:

Tab. 4 Parametry ze zadání

NTO3		VTO3	
p_p [MPa]	0,304	p_p [MPa]	6,419
\dot{m}_p [$kg \cdot s^{-1}$]	16,8	\dot{m}_p [$kg \cdot s^{-1}$]	38,9
t_{pvs} [°C]	208	t_{pvs} [°C]	365
h_{pvs} [$J \cdot kg^{-1}$]	2 880 000	h_{pvs} [$J \cdot kg^{-1}$]	3 074 000
p_v [MPa]	0,5	p_v [MPa]	31,5
\dot{m}_v [$kg \cdot s^{-1}$]	272,6	\dot{m}_v [$kg \cdot s^{-1}$]	361
t_{vvs} [°C]	129	t_{vvs} [°C]	275

Srážecem přehřátí se obvykle přepouští 15-20% vody a přiváděná přehřátá pára se ochlazuje na 25-30°C nad teplotu sytosti. [16] Pro srážec přehřátí u nízkotlakého ohříváku tedy platí:

$$\dot{m}_{v, sr}^{NTO3} = 0,15 \cdot 272,6 = 40,89 kg \cdot s^{-1}$$

Pro tlak páry p_p odečteme z tabulek teplotu sytosti $t_{sp}^{NTO3} = 133,53^\circ\text{C}$ a hodnotu entalpie. Páru tedy budeme ochlazovat na $t_{p\text{ výs}}^{NTO3} = 133,53 + 25 \div 30 = 160^\circ\text{C}$. Nyní s využitím vzorce (5.7) můžeme určit střední teplotu páry, pro kterou v tabulkách odečteme hodnoty veličin, které později využijeme při určování podobnostních čísel. Těmito parametry jsou hustota, měrná tepelná kapacita, kinematická vazkost a součinitel tepelné vodivosti.

$$t_{p\text{ stř}} = \frac{160 + 208}{2} = 184^\circ\text{C}$$

Hodnoty pro oba srážeče jsou shrnuty v **tab. 5**.

Tab. 5 Dopočtené a odečtené parametry

NTO3		VTO3	
$\dot{m}_{v\text{sr}} \text{ [kg} \cdot \text{s}^{-1}\text{]}$	40,89	$\dot{m}_{v\text{sr}} \text{ [kg} \cdot \text{s}^{-1}\text{]}$	54,15
$t_{p\text{ výs}} \text{ [}^\circ\text{C}\text{]}$	160	$t_{p\text{ výs}} \text{ [}^\circ\text{C}\text{]}$	300
$h_{p\text{ výs}} \text{ [J} \cdot \text{kg}^{-1}\text{]}$	2 782 300	$h_{p\text{ výs}} \text{ [J} \cdot \text{kg}^{-1}\text{]}$	2 867 130
$t_{p\text{ stř}} \text{ [}^\circ\text{C}\text{]}$	184	$t_{p\text{ stř}} \text{ [}^\circ\text{C}\text{]}$	332,5
$\rho_p \text{ [kg} \cdot \text{m}^{-3}\text{]}$	1,468	$\rho_p \text{ [kg} \cdot \text{m}^{-3}\text{]}$	26,913
$\nu_p \text{ [m}^2\text{s}^{-1}\text{]}$	$10,5296 \cdot 10^{-6}$	$\nu_p \text{ [m}^2\text{s}^{-1}\text{]}$	$0,79 \cdot 10^{-6}$
$\lambda_p \text{ [W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}\text{]}$	0,03278	$\lambda_p \text{ [W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}\text{]}$	0,05809
$c_{p\text{p}} \text{ [J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}\text{]}$	2 076,646	$c_{p\text{p}} \text{ [J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}\text{]}$	3 148,388

5.1.2. Rovnice tepelné rovnováhy

Sestavíme ji s využitím rovnic (5.4) a (5.6).

$$\dot{Q} = \dot{m}_p \cdot (h_{p\text{ vs}} - h_{p\text{ výs}}) = \dot{m}_{v\text{sr}} \cdot c_{p\text{v}} \cdot (t_{v\text{ výs}} - t_{v\text{ vs}}) = k \cdot S \cdot \Delta t_s \quad (5.8)$$

$c_{p\text{v}}$ - měrná tepelná kapacita vody při stálém tlaku $[\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}]$

k - součinitel prostupu tepla $[\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}]$

S - teplosměnná plocha $[\text{m}^2]$

Δt_s - střední logaritmičeský teplotní spád $[\text{}^\circ\text{C}]$

Úpravou rovnice (5.8) získáme vztah pro výpočet výstupní teploty vody:

$$t_{v\text{ výs}} = \frac{\dot{m}_p \cdot (h_{p\text{ vs}} - h_{p\text{ výs}})}{\dot{m}_{v\text{sr}} \cdot c_{p\text{v}}} + t_{v\text{ vs}} \quad (5.9)$$

Hodnotu měrné tepelné kapacity pro střední teplotu vody zatím nemůžeme určit. Proto ji odečteme pro vstupní teplotu vody, spočteme výstupní teplotu vody, vypočteme střední teplotu vody, určíme pro ni měrnou tepelnou kapacitu a spočteme novou výstupní teplotu.

V případě potřeby budeme celý postup dále opakovat. Pro srážecí u nízkotlakého ohříváku platí:

$$c_{pv}^{129^{\circ}\text{C}} = 4\,262,7681[\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}]$$

$$t_{v \text{ výš I}} = \frac{16,8 \cdot (2\,880\,000 - 2\,782\,600)}{40,89 \cdot 4\,262,7681} + 129 = 138,38^{\circ}\text{C}$$

$$t_{stř} = \frac{129 + 138,38}{2} = 133,69^{\circ}\text{C}$$

$$c_{pv}^{133,69^{\circ}\text{C}} = 4\,272,3286[\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}]$$

$$t_{v \text{ výš II}} = \frac{16,8 \cdot (2\,880\,000 - 2\,782\,600)}{40,89 \cdot 4\,272,3286} + 129 = 138,36^{\circ}\text{C}$$

Teploty se od sebe liší pouze v rámci setin stupně, další výpočty tedy nebudeme opakovat. Dále budeme u vody ve srážeci u NTO3 používat měrnou tepelnou kapacitu při 133,69°C. Pro tuto střední teplotu vody rovněž z tabulek odečteme velikosti hustoty, kinematické viskozity a součinitele tepelné vodivosti.

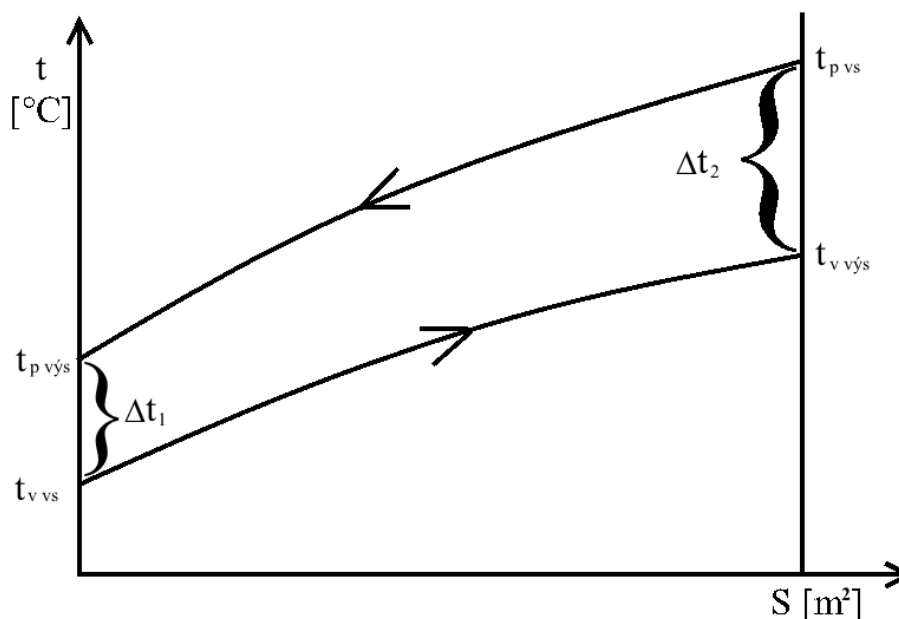
5.1.3. Střední logaritmický teplotní spád

Pro určení střední hodnoty teplotního rozdílu mezi kondenzátem/napajecí vodou a topnou parou podél celého výměníku použijeme vzorec, který má pro protiproudý výměník tento tvar:

$$\Delta t_s = \frac{\Delta t_1 - \Delta t_2}{\ln \frac{\Delta t_1}{\Delta t_2}} \quad (5.10)$$

Význam jednotlivých členů je patrný z **obr. 10**.

Obr. 10 Význam členů v rovnici (5.10)



Po dosažení pro nízkotlaký ohřívák platí:

$$\Delta t_s = \frac{(t_{p\,vyšs} - t_{v\,vs}) - (t_{p\,vs} - t_{v\,vyšs})}{\ln \frac{(t_{p\,vyšs} - t_{v\,vs})}{(t_{p\,vs} - t_{v\,vyšs})}} = \frac{(160 - 129) - (208 - 138,36)}{\ln \frac{160 - 129}{208 - 138,36}} = 47,47^\circ\text{C}$$

Výstupní teploty vody, parametry při střední teplotě vody a střední logaritmické teplotní rozdíly pro oba srážeče jsou shrnuty v **tab. 6**.

Tab. 6 Parametry vody

NTO3		VTO3	
$t_{v\,vyšs}$ [°C]	138,36	$t_{v\,vyšs}$ [°C]	305
$t_{stř}$ [°C]	133,69	$t_{stř}$ [°C]	332,5
ρ_v [kg·m ⁻³]	931,767	ρ_v [kg·m ⁻³]	769,30
ν_v [m ² ·s ⁻¹]	0,22173·10 ⁻⁶	ν_v [m ² ·s ⁻¹]	0,16828·10 ⁻⁶
λ_v [W·m ⁻¹ ·K ⁻¹]	0,68378	λ_v [W·m ⁻¹ ·K ⁻¹]	0,60612
c_{pv} [J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹]	4 272,3286	c_{pv} [J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹]	4 928,33
Δt_s [°C]	47,47	Δt_s [°C]	39,98

5.1.4. Podobnostní čísla

Pro odhad součinitelů přestupu tepla při konvekci analytickým způsobem využíváme výsledky měření, které byly naměřeny experimentátory dříve. Výsledky měření byly vyjádřeny pomocí podobnostních čísel. Vztah mezi podobnostními čísly poté byl vyjádřen formou kritériálních rovnic. Volba konkrétní rovnice záleží na situaci, při které dochází k přenosu tepla – typ proudění, geometrie výměníku, atd. Budeme potřebovat určit tato podobnostní čísla:

Reynoldsovo číslo: [20]

$$\text{Re} = \frac{w \cdot l}{\nu} \quad [-] \quad (5.11)$$

w – rychlost proudění [m·s⁻¹]

l - charakteristický rozměr [m]

ν - kinematická viskozita [m²·s⁻¹]

Rychlost proudění v trubce se vypočte z upravené rovnice kontinuity:

$$w = \frac{\dot{m}}{\rho \cdot S} \quad [-] \quad (5.12)$$

\dot{m} - průtočná hmotnost jednou trubkou [kg·s⁻¹]

S_t - průtočný průřez [m²]

ρ – hustota [$kg \cdot m^{-3}$]

Charakteristickým rozměrem může být délka desky/potrubí nebo průměr potrubí. Pro proudění vně trubek nebo v/vně trubek nekruhového průřezu je charakteristickým rozměrem ekvivalentní (hydraulický) průměr, který se určí ze vztahu: [22]

$$d_{ekv} = \frac{4 \cdot S}{O} \quad [m] \quad (5.13)$$

O – tekutinou smáčený obvod [m]

Prandtlovo číslo: [20]

$$Pr = \frac{\nu}{a} \quad [-] \quad (5.14)$$

a – součinitel teplotní vodivosti [$W \cdot m^{-2}$], který je definován vztahem: [20]

$$a = \frac{\lambda}{c_p \cdot \rho} \quad [W \cdot m^{-2}] \quad (5.15)$$

λ - součinitel tepelné vodivosti [$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$]

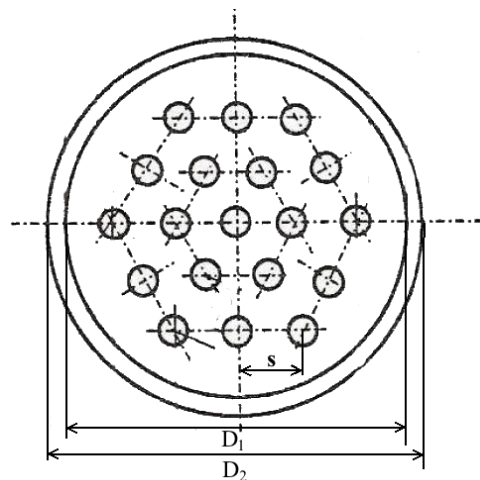
Nuseltovo číslo: [20]

$$Nu = \frac{\alpha \cdot l}{\lambda} \quad [-] \quad (5.16)$$

α - součinitel přestupu tepla [$W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$]

Pro výpočet Reynoldsova čísla potřebujeme znát rychlost proudění. Pro jeho výpočet však musíme znát průtočný průřez. Ten získáme z počtu trubek, který plyne z jejich uspořádání. Volíme šestiúhelníkové uspořádání, jehož schéma je na **obr. 11**. Vnitřní průměr trubek si zvolíme.

Obr. 11 Šestiúhelníkové uspořádání trubek



Pro počet trubek v jednotlivých řadách platí vztah: [22]

$$n_{ii} = (i-1) \cdot 6 \quad [-] \quad (5.17)$$

n_{ii} - počet trubek v i -té řadě.

V první řadě je pouze jedna trubka. Dále je třeba vzít v úvahu prostor, který zbývá mezi stranou šestiúhelníku stěnou výměníku. Proto je na každé straně připočtena jedna řada trubek bez 4 krajních. Celkový počet trubek se dá vyjádřit: [22]

$$n_{tr} = 1 + [6 \cdot (n_r - 5)] + \sum_{i=2}^{n_r} (i - 6) \cdot 6 \quad [-] \quad (5.18)$$

n_r - počet řad trubek [-]

Jelikož si vnitřní průměr volíme, je nutné vnější průměr vypočítat. Z teorie silnostěnných nádob je znám vztah:

$$\frac{\sigma_D}{2} \left[1 - \frac{r_1^2}{r_2^2} \right] \geq p_1 - p_2 \quad (5.19)$$

σ_D - dovolené napětí [MPa], to získáme z (smluvní) meze kluzu dělením koeficientem bezpečnosti

$r_{1,2}$ - vnitřní/vnější poloměr [m]

$p_{1,2}$ - tlak média uvnitř/vně trubky [MPa]

Po úpravě dostaneme pro vnější průměr trubky:

$$d_2 = 2r_2 = 2 \cdot \sqrt{\frac{-r_1^2}{\frac{2 \cdot (p_1 - p_2)}{\sigma_D} - 1}} \quad [m] \quad (5.20)$$

Budeme uvažovat otvor v trubkovnici o průměru d_2 . Potom lze minimální rozteč trubek určit podle vztahu: [22]

$$s_{\min} = d_2 + 2 \cdot s = d_2 + 2 \cdot \left(\frac{d_2 - d_1}{2} \right) = 2 \cdot d_2 - d_1 \quad [m] \quad (5.21)$$

Potom lze vnitřní průměr pláště trubkovnice určit ze vztahu:

$$D_1 = n_r \cdot 2 \cdot s_{\min} \quad [m] \quad (5.22)$$

Průtočný průřez pro vodu určíme podle vztahu:

$$S_v = n_t \cdot \frac{\pi \cdot d_1^2}{4} \quad [m^2] \quad (5.23)$$

Obdobně určíme průtočný průřez pro páru:

$$S_p = \frac{\pi \cdot D_1^2}{4} - n_t \cdot \frac{\pi \cdot d_2^2}{4} \quad [m^2] \quad (5.24)$$

Výpočet počtů trubek pro různé počty řad byl proveden ve výpočetním programu Matlab. Poté byly v tabulkovém procesoru Excel pro počet řad 10, 20, ..., 100 provedeny výpočty jednotlivých veličin. Poté byla vybrána jedna varianta, která je zde popsána.

Pro srážecí u nízkotlakého ohříváku bylo vybráno 20 řad trubek o celkovém počtu trubek 1 231. Vnitřní průměr trubek byl zvolen 10 mm. Jako materiál byla zvolena ocel 08Ch18N10T (DIN 1.4541). Jedná se o austenitickou ocel vysoce legovanou chromem, čímž je zajištěna její korozivzdornost. Její složení je v tab. 7. Velikost smluvní meze kluzu v závislosti na teplotě je v tab. 8. [23],[24]

Tab. 7 Složení oceli 08Ch18N10T [23]

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Ti
08Ch18N10T	0,08	1,00	2,00	0,04	0,015	17-19	9-12	4-5	5x%C Max. 0,7%

Tab. 8 Závislost meze kluzu a součinitele tepelné vodivosti oceli 08Ch18N10T na teplotě [24]

Teplota [°C]	100	200	300
$R_{p0,2}$ [MPa]	176	157	136
λ [$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$]	16	16,5	17

Nyní můžeme přejít k výpočtu tloušťky stěny. Vzhledem k tomu, že vstupní teplota páry je $>200^\circ\text{C}$, budeme používat hodnotu $R_{p0,2} = 157 \text{ MPa}$. Koeficient bezpečnosti volíme 2. Odtud dosazením do rovnice (5.20) dostaneme:

$$d_2 = 2r_2 = 2 \cdot \sqrt{\frac{-0,005^2}{2 \cdot (0,5 - 0,304) \cdot 10^6 - \frac{157 \cdot 10^6}{2}} - 1} = 0,010025 \text{ m} \rightarrow \text{volím } d_2 = 0,012 \text{ m}.$$

Pro srážecí u vysokotlakého ohříváku bude použita hodnota $R_{p0,2} = 136 \text{ MPa}$

Dosazením do vztahu (5.21) získáme minimální rozteč mezi trubkami.

$$s_{\min} = 2 \cdot d_2 - d_1 = 2 \cdot 0,012 - 0,01 = 0,014 \text{ m}$$

Dosazením do vztahu (5.22) dostaneme minimální průměr pláště trubkovnice:

$$D_1 = 20 \cdot 2 \cdot 0,014 = 0,56 \text{ m}$$

Průtočný průřez pro vodu určíme ze vztahu (5.23):

$$S_v = 1231 \cdot \frac{\pi \cdot 0,01^2}{4} = 0,096683 \text{ m}^2$$

Průtočnou hmotnost jednou trubkou určíme z celkové průtočné hmotnosti dělením počtem trubek.

$$\dot{m}_{vr} = \frac{40,89}{1231} = 0,033217 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}$$

Rychlost proudění v trubce určíme ze vztahu (5.12):

$$w_{vt} = \frac{0,033217}{931,767 \cdot \frac{\pi \cdot 0,01^2}{4}} = 0,4539 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$$

Reynoldsovo číslo pro vodu určíme ze vztahu (5.11):

$$\text{Re}_v = \frac{w_{vt} \cdot d_1}{\nu_v} = \frac{0,4539 \cdot 0,01}{0,12273 \cdot 10^{-6}} = 20471 \rightarrow \text{jedná se o turbulentní proudění (Re} > 2300)$$

Prandtlovo číslo pro vodu určíme ze vztahu (5.14)

$$\text{Pr}_v = \frac{\nu_v}{a_v} = \frac{\nu_v}{\frac{\lambda_v}{c_{pv} \cdot \rho_v}} = \frac{\nu_v \cdot c_{pv} \cdot \rho_v}{\lambda_v} = \frac{0,22176 \cdot 10^{-6} \cdot 4272,33 \cdot 931,767}{0,683775} = 1,291$$

Pro turbulentní proudění v trubce platí kritériální Dittusova-Boelterova rovnice:

$$\text{Nu} = 0,023 \cdot \text{Re}^{0,8} \cdot \text{Pr}^{0,4} \quad (5.25)$$

Tato rovnice platí za těchto podmínek: $\text{Re} > 10000$, $0,7 < \text{Pr} < 160$, $\frac{L}{d} > 10$

Dosazením do (5.25):

$$\text{Nu}_v = 0,023 \cdot 20471^{0,8} \cdot 1,291^{0,4} = 71,613$$

Z Nuseltova čísla pro vodu určíme součinitel přestupu tepla pro vodu úpravou vztahu (5.16)

$$\alpha_v = \frac{\text{Nu}_v \cdot \lambda_v}{d_1} = \frac{71,613 \cdot 0,683775}{0,01} = 4896,7 \text{ Wm}^{-2} \text{ K}^{-1}$$

Průtočný průřez pro páru určíme ze vztahu (5.24):

$$S_p = \frac{\pi \cdot 0,56^2}{4} - 1231 \cdot \frac{\pi \cdot 0,012^2}{4} = 0,107078 \text{ m}^2$$

Rychlost proudění páry určíme ze vztahu (5.12)

$$w_p = \frac{\dot{m}_p}{\rho_p \cdot S_p} = \frac{16,8}{1,468 \cdot 0,107078} = 106,88 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$$

Ekvivalentní průměr určíme ze vztahu (5.13):

$$d_{ekv} = \frac{4 \cdot S_p}{O} = \frac{4 \cdot 0,107078}{\pi \cdot (D_1 + n_t \cdot d_2)} = 0,008892 \text{ m}$$

Reynoldsovo číslo pro páru určíme ze vztahu (5.11):

$$\text{Re} = \frac{w_p \cdot d_{ekv}}{\nu_p} = \frac{106,88 \cdot 0,008892}{10,5296 \cdot 10^{-6}} = 90257,37 \rightarrow \text{turbulentní proudění}$$

Prandtlovo číslo pro páru určíme ze vztahu (5.14):

$$\text{Pr}_p = \frac{\nu_p}{a_p} = \frac{\nu_p \cdot c_{pp} \cdot \rho_p}{\lambda_p} = \frac{100,5296 \cdot 10^{-6} \cdot 2076,646 \cdot 1,468}{0,03278} = 0,979$$

Pro podélné obtékání trubek při turbulentním proudění také platí rovnice (5.25). Dosazením vypočteme Nusseltovo číslo pro páru:

$$Nu_p = 0,023 \cdot 90257,37^{0,8} \cdot 0,979^{0,4} = 210,1215$$

Z Nusseltova čísla pro páru určíme součinitel přestupu tepla pro páru úpravou vztahu (5.16)

$$\alpha_p = \frac{Nu_p \cdot \lambda_p}{d_{ekv}} = \frac{210,1215 \cdot 0,03278}{0,008892} = 774,5826 \text{ Wm}^{-2} \text{ K}^{-1}$$

5.1.5. Koeficient prostupu tepla

Koeficient prostupu tepla použijeme pro výpočet délky trubek a určíme je podle vztahu:

$$k = \frac{1}{\frac{d_2}{d_1 \cdot \alpha_v} + \frac{d_2}{2 \cdot \lambda_{oc}} \ln \frac{d_2}{d_1} + \frac{1}{\alpha_p}} \quad [W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}] \quad [25] \quad (5.26)$$

Po dosazení:

$$k = \frac{1}{\frac{0,012}{0,01 \cdot 4896,71} + \frac{0,012}{2 \cdot 16,5} \ln \frac{0,012}{0,01} + \frac{1}{774,5826}} = 624,072 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$$

5.1.6. Celková plocha trubek

Celkovou plochu trubek získáme úpravou rovnice (5.8):

$$\dot{Q} = \dot{m}_p \cdot (h_{p\text{ vs}} - h_{p\text{ výs}}) = k \cdot S_{ct} \cdot \Delta t_s \rightarrow S_{ct} = \frac{\dot{m}_p \cdot (h_{p\text{ vs}} - h_{p\text{ výs}})}{k \cdot \Delta t_s} \quad [m^2] \quad (5.27)$$

Po dosazení:

$$S_{ct} = \frac{16,8 \cdot (2880000 - 2782600)}{624,072 \cdot 47,47} = 54,92341 \text{ m}^2$$

5.1.7. Délka trubek

Délku trubek určíme podle vztahu pro povrch pláště trubky:

$$S_{ct} = n_t \cdot \pi \cdot d_2 \cdot L \rightarrow L = \frac{S_{ct}}{n_t \cdot \pi \cdot d_2} \quad (5.28)$$

Po dosazení:

$$L = \frac{54,92341}{1231 \cdot \pi \cdot 0,012} = 1,1835 \text{ m}$$

Délku trubek navýšíme o 15% z důvodu předpokládaného zanášení během provozu. Délka trubek tedy bude:

$$\underline{\underline{L = 1,36 \text{ m}}}$$

Výsledky výpočtů srážecí jsou pro oba ohříváky shrnuty v **tab. 9**.

Tab. 9 Výsledky tepelného výpočtu srážecě

	NTO3	VTO3
n_r [-]	20	40
n_t [-]	1231	4891
d_1 [mm]	10	10
d_2 [mm]	12	20
s_{\min} [mm]	14	30
D_1 [m]	0,56	2,4
S_v [m ²]	0,096683	0,3841382
\dot{m}_{vt} [kg · s ⁻¹]	0,033217	0,0110714
w_{vt} [m · s ⁻¹]	0,4539	0,1832378
Re_v [-]	20 471	10 888,87
Pr_v [-]	1,291	1,053
Nu_v [-]	71,613	39,831
α_v [W · m ⁻² · K ⁻¹]	4896,7	2414,2395
S_p [m ²]	0,107078	2,9873405
w_p [m · s ⁻¹]	106,88	0,48
d_{ekv} [mm]	8,892	0,0379525
Re_p [-]	90 257,37	23 244,28
Pr_p [-]	0,979	1,152
Nu_p [-]	210,1215	75,754975
α_p [W · m ⁻² · K ⁻¹]	774,5826	115,95036
λ_{oc} [W · m ⁻¹ · K ⁻¹]	16	17
k [W · m ⁻² · K ⁻¹]	624,072	101,4144
S_{ct} [m ²]	54,92341	1987,7399
L [m]	1,36	7,44

5.2. Pevnostní výpočet

Pro výpočet tloušťky stěny resp. vnějšího průměru válcové části srážecí opěť využijeme vztah (5.20). Poté provedeme kontrolu pevnosti při tlakové zkoušce, kdy hodnotu tlaku zvýšíme o 15%.

Nejdříve určíme dovolené napětí stejným způsobem, jako při návrhu trubek. Koeficient bezpečnosti ponecháme 2. Pro srážecí u nízkotlakého resp. vysokotlakého ohříváku:

$$\sigma_d = \frac{R_{p0,2}}{2} = \frac{157}{2} = 78,5 \text{ MPa} \text{ resp. } \sigma_d = \frac{R_{p0,2}}{2} = \frac{136}{2} = 68 \text{ MPa}$$

Jako tlak p_1 dosadíme tlak páry $p_p = 0,304 \text{ MPa}$ a za tlak p_2 dosadíme atmosférický tlak $0,1 \text{ MPa}$.

Dosazením do (5.20):

$$D_2 = 2r_2 = 2 \cdot \sqrt{\frac{-0,28^2}{2 \cdot (0,304 - 0,1) \cdot 10^6 - 75,8 \cdot 10^6} - 1}} = 0,5615 \text{ m} \rightarrow t_s = D_2 - D_1 = 0,0015 \text{ m}$$

Volíme $t_s = 0,02 \text{ m} \rightarrow D_2 = 0,58 \text{ m}$.

Zkušební tlak:

$$p_{zk} = p_p \cdot 1,15 = 1,15 \cdot 0,30496 \doteq 0,35 \text{ MPa}$$

Úpravou vztahu (5.19) získáme vztah pro kontrolu:

$$\sigma_D \geq 2 \cdot \frac{p_1 \cdot r_2^2 - p_2 \cdot r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} \quad (5.29)$$

Po dosazení:

$$\sigma_D \geq 2 \cdot \frac{p_{zk} \cdot r_2^2 - p_2 \cdot r_2^2}{r_2^2 - r_1^2}$$

$$68 \text{ MPa} \geq 2 \cdot \frac{0,35 \cdot 0,29^2 - 0,1 \cdot 0,29^2}{0,29^2 - 0,28^2} \geq 7,3772 \text{ MPa} \rightarrow \text{tloušťka stěny vyhovuje.}$$

Eliptické dno bude mít stejnou tloušťku stěny jako válcová část. Pro výpočet výšky eliptického dna využijeme následující vztah. Tato výška se uvažuje od konce válcové části po vrch eliptické části [22].

$$H = 0,25 \cdot D_1 = 0,25 \cdot 0,56 = 0,14 \text{ m}$$

Velikost vstupních otvorů pro média určíme tak, aby průtočný průřez byl stejný jako uvnitř srážecí.

Vstupní otvor pro vodu:

$$D_{1v} = \sqrt{\frac{4 \cdot S_v}{\pi}} = \sqrt{\frac{4 \cdot 0,096683}{\pi}} = 0,35 \text{ m}$$

Tloušťku stěny opět určíme s využitím vztahu (5.20):

$$D_{2v} = 2 \cdot \sqrt{\frac{-0,175^2}{\frac{2 \cdot (0,5 - 0,1) \cdot 10^6}{75,8 \cdot 10^6} - 1}} = 0,3518 \text{ m} \rightarrow t_{sv} = D_{2v} - D_{1v} = 0,0018 \text{ m}$$

Opět volíme tloušťku $t_s = 0,02 \text{ m} \rightarrow D_{2v} = 0,37 \text{ m}$

Vstupní otvor pro páru:

$$D_{1p} = \sqrt{\frac{4 \cdot S_p}{\pi}} = \sqrt{\frac{4 \cdot 0,107078}{\pi}} = 0,37 \text{ m}$$

Tloušťka stěny:

$$D_{2p} = 2 \cdot \sqrt{\frac{-0,185^2}{\frac{2 \cdot (0,304 - 0,1) \cdot 10^6}{75,8 \cdot 10^6} - 1}} = 0,371 \text{ m} \rightarrow t_{sp} = D_{2p} - D_{1p} = 0,001 \text{ m}$$

Opět volíme tloušťku $t_s = 0,02 \text{ m} \rightarrow D_{2p} = 0,39 \text{ m}$

Na připevnění srážecí u nízkotlakého ohříváku vík použijeme šrouby M10x1 v počtu 20ks, nejmenší průměr šroubu je $d_3 = 8,773 \text{ mm}$. Nyní provedeme kontrolu, jestli šrouby vyhovují. Jako výpočtový tlak použijeme součet tlaků vody a páry navýšený o 15%. Šrouby budou z materiálu 38ChN3MFA. Hodnoty $R_{p0,2}$ pro tuto ocel se mezi teplotami 100°C a 350°C pohybují od 650 do 540 MPa. [26] Pro výpočty budeme uvažovat u srážecí u nízkotlakého ohříváku 620 MPa a u srážecí u vysokotlakého ohříváku 580 MPa. Koeficient bezpečnosti ponecháme 2.

Plocha, na kterou působí tlak médií:

$$S = \frac{\pi \cdot D_1^2}{4} = \frac{\pi \cdot 0,56^2}{4} = 0,2463 \text{ m}^2$$

Síla, kterou média vyvinou:

$$F = p \cdot S = 1,15 \cdot (0,304 + 0,5) \cdot 10^6 \cdot 0,2463 = 227\,729 \text{ N}$$

Síla na jeden šroub:

$$F_{\dot{s}r} = \frac{F}{20} = 11\,386,45 \text{ N}$$

Dovolené napětí:

$$\sigma_{D\dot{s}r} = \frac{620}{2} = 310 \text{ MPa}$$

Napětí ve šroubu:

$$\sigma_{\dot{s}r} = \frac{F_{\dot{s}r}}{S_{\dot{s}r}} = \frac{F_{\dot{s}r}}{\frac{\pi \cdot d_3^2}{4}} = \frac{4 \cdot 11\,386,45}{\pi \cdot 8,773^2} = 188,37 \text{ MPa} < \sigma_{D\dot{s}r} \rightarrow \text{šrouby vyhovují.}$$

Stejným způsobem se postupuje u srážeče u vysokotlakého ohříváku. Výsledky výpočtů pro oba srážeče jsou shrnuty v **tab. 10**.

Tab. 10 Výsledky pevnostního výpočtu srážečů

	NTO3	VTO3
σ_d [MPa]	78,5	68
D_2 [m]	0,58	2,7
p_{zk} [MPa]	0,35	7,4
H [m]	0,14	0,6
D_{1v} [m]	0,35	0,7
D_{2v} [m]	0,37	0,78
D_{1p} [m]	0,37	8x0,7
D_{2p} [m]	0,39	8x0,78
Závit	M10x1	M100x6
Počet šroubů	20	100
S [m ²]	0,2463	4,524
F [N]	227 729	171 912 000
$F_{\dot{s}r}$ [N]	11 386,45	1 719 123
$\sigma_{D\dot{s}r}$ [MPa]	340	290
$\sigma_{\dot{s}r}$ [MPa]	188,37	257

5.3. Hydraulický výpočet

Hydraulický výpočet je zaměřen na odhad tlakových ztrát. Ty rozdělujeme na ztráty místní, způsobené změnou směru proudění nebo rozšíření kanálu, ve kterém kapalina proudí, a na ztráty třením. Tlakovou ztrátu na straně páry nebudeme uvažovat.

5.3.1. Místní ztráty

Voda proudící trubkami ve víkách srážeče vstupuje a vystupuje z trubkovnic. Při vtoku nebo naopak při výtoku vody z trubkovnic dochází k nárůstu tlakové ztráty. Příčinou je geometrické uspořádání rozmezí trubka – trubkovnice. Rovnice pro výpočet tlakové ztráty, která je tímto způsobena, vypadá následovně:[27]

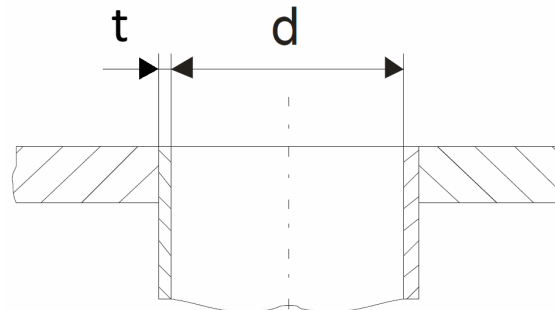
$$\Delta p = \xi \cdot \rho \frac{w^2}{2} \quad [Pa] \quad (5.30)$$

ξ - součinitel místního odporu, jehož velikost závisí na geometrii vstupu do trubky. Hodnoty součinitele pro námi použitý vstup (**obr. 12**) jsou v **tab. 11**.

Tab. 11 Hodnoty ztrátového součinitele [25]

t/d	0	0,004	0,008	0,012	0,016	0,020	0,024	0,030	0,040	0,050	∞
ξ	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5

Obr. 12 Geometrie vstupu do trubky



Pro srážec u nízkotlakého ohříváku máme:

$$d = d_1 = 10 \text{ mm}, t = \frac{d_2 - d_1}{2} = \frac{12 - 10}{2} = 1 \text{ mm}$$

$$\frac{t}{d} = \frac{1}{10} = 0,1 \rightarrow \xi = 0,5$$

Rychlost před trubkovnicí získáme ze vztahu (5.12), kde $S = \frac{\pi \cdot D_1^2}{4} \text{ [m}^2\text{]}$

$$w_{v\text{viko}} = \frac{\dot{m}_v}{\rho \cdot S} = \frac{4 \cdot 40,89}{931,767 \cdot \pi \cdot 0,56^2} = 0,178 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$$

Ztrátu vstupem do trubek v trubkovnici získáme po dosazení do (5.30) a vynásobením počtem trubek:

$$\Delta p_{1\text{vtr}} = \xi \cdot \rho_v \frac{w_{v\text{viko}}^2}{2} = 0,5 \cdot 931,767 \cdot \frac{0,178^2}{2} = 7,38 \text{ Pa}$$

$$\Delta p_{1\text{v}} = 1231 \cdot 7,38 = 9085 \text{ Pa}$$

Ztráta výstupem z trubek:

$$\Delta p_{2\text{vtr}} = \xi \cdot \rho \frac{w_v^2}{2} = 0,5 \cdot 931,767 \cdot \frac{0,4539^2}{2} = 48 \text{ Pa}$$

$$\Delta p_{2\text{v}} = 1231 \cdot 48 = 59088 \text{ Pa}$$

5.3.2. Třecí ztráty

Tyto ztráty se týkají proudění v dlouhých přímých trubkách a platí zde vztah:[27]

$$\Delta p = \lambda \frac{L}{d} \cdot \rho \frac{w^2}{2} \text{ [Pa]} \quad (5.31)$$

λ_f - součinitel tření [-]

Pro výpočet součinitele tření existují různé způsoby. Jeho velikost závisí na drsnosti povrchu trubky.

Víme, že v námi navrhovaném srážeci je v trubkách turbulentní proudění. Nevíme však, zda je potrubí hydraulicky hladké nebo drsné.

Pro turbulentní proudění v hydraulicky hladkém potrubí platí pro výpočet součinitele tření vztah:[27]

$$\lambda = \frac{0,3164}{\sqrt[4]{\text{Re}}} \quad [-] \quad (5.32)$$

A pro hydraulicky drsné potrubí se dá součinitel tření určit z Prandtlovy funkce drsnosti: [27]

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} - 2 \log \frac{R}{k} = f(\log \text{Re}^*) \quad (5.33)$$

k - střední výška zdrsňení [m]

R/k - stupeň zdrsňení [-]

R - poloměr trubky [m]

Re^* - Reynoldsovo číslo drsnosti [-]

$$\text{Re}^* = \frac{k \cdot w^*}{\nu} \quad [-] \quad (5.34)$$

$$w^* = w \cdot \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \quad [m \cdot s^{-1}] \text{-třecí rychlost} \quad (5.35)$$

Zatím budeme uvažovat hydraulicky hladké potrubí a platnost vzorce (5.32). Střední výšku zdrsňení budeme uvažovat 10^{-3} m .

$$\lambda = \frac{0,3164}{\sqrt[4]{\text{Re}}} = \frac{0,3164}{\sqrt[4]{20471}} = 0,02645$$

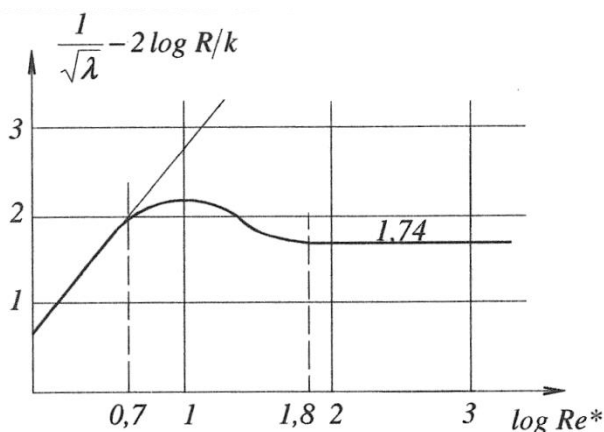
$$w^* = w_v \cdot \sqrt{\frac{\lambda}{8}} = 0,4539 \cdot \sqrt{\frac{0,02645}{8}} = 0,0261 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$$

$$\text{Re}^* = \frac{k \cdot w^*}{\nu_v} = \frac{0,001 \cdot 0,0261}{0,22173 \cdot 10^{-6}} = 11771$$

$$\log \text{Re}^* = 2,071$$

Z diagramu na obr. 13 je patrné, že rovnice (5.33) nabývá hodnoty $\frac{1}{\sqrt{\lambda}} - 2 \log \frac{R}{k} = 1,74$.

Obr. 13 K Prandtlově funkci drsnosti



Úpravou rovnice (5.33) a dosazením máme:

$$\lambda = \frac{1}{\left(2 \cdot \log \frac{R}{k} + 1,74\right)^2} = \frac{1}{\left(2 \cdot \log \frac{0,005}{0,001} + 1,74\right)^2} = 0,10156$$

Pokud bychom postup opakovali od výpočtu třecí rychlosti, zjistili bychom, že se součinitel tření již nemění. Nyní můžeme přejít k výpočtu tlakové ztráty vyčíslením vztahu (5.31):

$$\Delta p_{3v} = 0,10156 \cdot \frac{1,36}{0,01} \cdot 931,767 \cdot \frac{0,4539^2}{2} = 1326 \text{ Pa}$$

Výměník bude provozován v horizontální poloze, zanedbáme ztrátu vlivem působení hydrostatického tlaku.

Celková tlaková ztráta:

$$\Delta p_v = \Delta p_1 + \Delta p_2 + \Delta p_3 = 9085 + 59088 + 10665 = 78838 \text{ Pa}$$

Výsledky pro srážecí u obou ohříváků shrnuje **tab. 12**.

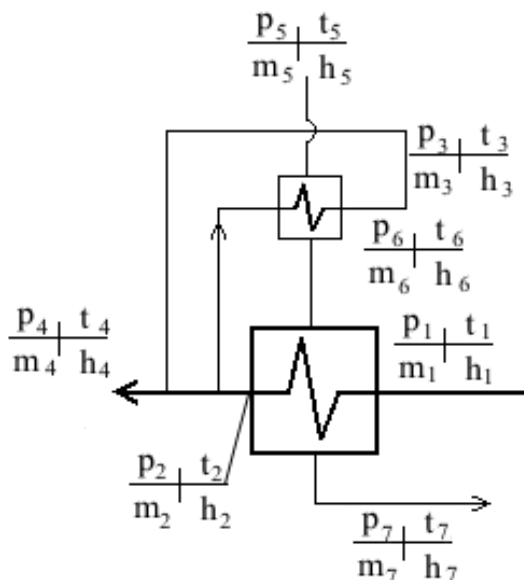
Tab. 12 Výsledky hydraulického výpočtu

	NTO3	VTO3
t/d [-]	0,1	0,2
ξ [-]	0,5	0,5
w_{viko} [$m \cdot s^{-1}$]	0,178	0,01556
Δp_1 [Pa]	9 085	228
Δp_2 [Pa]	59 088	31 584
$\log Re^*$	2,071	2,83
λ [-]	0,10156	0,10156
Δp_3 [Pa]	1 326	976
Δp [Pa]	69 499	32 788

5.4. Výpočet vlivu

Pro výpočet vlivu srážecí na tepelnou účinnost cyklu zavedeme značení podle **obr. 14**.

Obr. 14 Značení pro výpočet účinnosti



Pro srážecí u nízkotlakého dílu z předchozích výpočtů a ze zadání známe:

$$p_1 = p_2 = p_3 = p_4 = 0,5 \text{ MPa}, t_1 = 96^\circ\text{C}, \dot{m}_1 = \dot{m}_2 = \dot{m}_4 = 272,6 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}, \dot{m}_3 = 0,15 \cdot \dot{m}_2,$$

$$h_1 = 401 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1}, p_5 = p_6 = p_7 = 0,304 \text{ MPa}, t_5 = 208^\circ\text{C}, \dot{m}_5 = \dot{m}_6 = \dot{m}_7 = 16,8 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}, \text{ Nyní}$$

$$h_5 = 2880 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1}, t_6 = 160^\circ\text{C}, h_6 = 2782,6 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1}, t_7 = 134^\circ\text{C}, h_7 = 560 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$$

můžeme postupně spočítat, jak se zvýší teplota vody nasazením srážecí přehřátí. Měrné tepelné kapacity pro jednotlivé teploty zde nebudou zvlášť vypisovány. Lze je najít zde: [28] K tomuto účelu budeme využívat rovnici (5.9) a upravenou směšovací rovnici tvaru:

$$t = \frac{\sum m_i c_{pi} t_i}{\sum m_i c_{pi}} \quad (5.36)$$

Dosazením do (5.9):

$$t_2 = \frac{\dot{m}_6 \cdot (h_7 - h_8)}{\dot{m}_2 \cdot c_{p12}} + t_1 = \frac{16,8 \cdot (2782,6 - 560)}{272,6 \cdot 4,2108} + 96 = 128,47^\circ\text{C}$$

$$t_3 = \frac{\dot{m}_6 \cdot (h_6 - h_7)}{\dot{m}_3 \cdot c_{p23}} + t_2 = \frac{16,8 \cdot (2880 - 2782,6)}{40,89 \cdot 4,2612} + 128,47 = 137,86^\circ\text{C}$$

$$t_4 = \frac{(\dot{m}_2 - \dot{m}_3) \cdot c_{p12} \cdot t_2 + \dot{m}_3 \cdot c_{p23} \cdot t_3}{(\dot{m}_2 - \dot{m}_3) \cdot c_{p12} + \dot{m}_3 \cdot c_{p23}} =$$

$$= \frac{(272,6 - 40,89) \cdot 4,2108 \cdot 128,47 + 40,89 \cdot 4,2612 \cdot 137,86}{(272,6 - 40,89) \cdot 4,2108 + 40,89 \cdot 4,2612} = 129,91^\circ\text{C}$$

Pro tuto teplotu je $h_4 = 546,16 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$.

Pokud porovnáme tuto hodnotu se zadáním, zjistíme, že:

$$\Delta h = h_4 - h_{4_{zad}} = 546,16 - 542 = 4,16 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$$

Výsledky pro srážče u obou ohříváků jsou v **tab. 13**.

Tab. 13 Rozdíl entalpií oproti původnímu okruhu

	NTO3	VTO3
t_2 [°C]	128,47	272,15
t_3 [°C]	137,86	303,44
t_4 [°C]	129,91	277
h_4 [kJ · kg ⁻¹]	546,16	1 215
Δh [kJ · kg ⁻¹]	4,16	10

Pro výpočet tepelné účinnosti použijeme následující vzorec:

$$\eta = \frac{a_{turb}}{q_{pr}} \quad [-] \quad [20] \quad (5.37)$$

a_{turb} - práce turbíny

q_{pr} - teplo dodané páře v kotli/parogenerátoru. Jelikož uvažujeme oběh ideální, probíhá přívod tepla při konstantním tlaku a tudíž se přivedené teplo rovná rozdílu entalpií.

Práce turbíny je známa ze zadání: $a_{turb} = 345 \text{ MW}$

Účinnost cyklu bez srážčů:

$$\eta = \frac{a_{tur}}{\dot{m} \cdot \Delta h} = \frac{345 \cdot 10^6}{361 \cdot (3460 \cdot 10^3 - 1205 \cdot 10^3)} = 0,4238 \rightarrow \eta = 42,38\%$$

Při použití srážče u nízkotlakého ohříváku budeme uvažovat, že v dalších výměnících bude stejný přírůstek entalpie, jako v oběhu ze zadání.

$$\eta^{NTO3} = \frac{a_{tur}}{\dot{m} \cdot (\Delta h_{PG} + \Delta h)} = \frac{345 \cdot 10^6}{361 \cdot [3460 \cdot 10^3 - (1205 \cdot 10^3 + 4,16 \cdot 10^3)]} = 0,4245 \rightarrow \eta = 42,45\%$$

$$\eta^{VTO3} = \frac{a_{tur}}{\dot{m} \cdot (\Delta h_{PG} + \Delta h)} = \frac{345 \cdot 10^6}{361 \cdot [3460 \cdot 10^3 - (1205 \cdot 10^3 + 15 \cdot 10^3)]} = 0,4266 \rightarrow \eta = 42,66\%$$

Z výsledků je patrné, že použitím srážče u nízkotlakého ohříváku se zvýšila tepelná účinnost o 0,07% a použitím srážče u vysokotlakého ohříváku se tato účinnost zvýšila o 0,28%.

6. Závěr

Cílem této bakalářské práce bylo přinést informace o vývoji reaktorů s roztavenými solemi. Tento typ reaktorů se v mnoha ohledech jeví jako zajímavý z hlediska udržitelného rozvoje, jelikož přináší možnost zpracovávat suroviny, které jsou pro nás dnes nebezpečným jaderným odpadem, nebo možnost využít na Zemi více zastoupený prvek – Thorium. Bohužel byl vývoj těchto reaktorů na dlouhá léta zastaven a tak bude tak zapotřebí ještě mnoho práce a finančních prostředků, než budeme mít v energetické praxi využitelný model.

Dále byl proveden návrh uspořádání primárního a sekundárního okruhu pro elektrárnu s reaktorem s roztavenými solemi. Tento návrh vycházel jednak z dřívějších uspořádání, jednak z uspořádání současných jaderných elektráren, v našem případě to byl Temelín.

V praktické části této práce jsme provedli návrh srážeče přehřátí pro 2 typy regeneračních výměníků. Při tom jsme zjistili, že je výhodnější používat tuto dodatkovou plochu na vysokotlaké části regenerace, neboť je tam vyšší vliv na účinnost cyklu.

Během modelování srážeče vyšlo najevo, že při rozměrech vstupních otvorů pro média do srážeče, tak jak jsou vymodelovány, nebude ve srážeči pára obtékat svazek podélně, jak bylo předpokládáno, ale příčně, tudíž nemusí platit použité kritériální rovnice. Výkres celkového pohledu na srážeč přehřátí pro nízkotlaký ohřívák je v příloze.

SEZNAM POUŽITÉ LITERATURY

- [1] http://fei1.vsb.cz/kat410/studium/studijni_materialy/el/prednasky/jaderna_energetika.pdf
- [2] <http://astronuklfyzika.cz/JadRadFyzika3.htm#Stepeni>
- [3] Milan Štika. *Analýza palivového cyklu solného reaktoru s thoriovým palivem s jednookruhovým a dvouokruhovým uspořádáním aktivní zóny*. Diplomová práce. ČVUT, Fakulta jaderná a Fyzikálně inženýrská. Praha 2012.
- [4] Petra Malá. *Použití Thoria a thoriového palivového cyklu v jaderných reaktorech*. Bakalářská práce. ČVUT, Fakulta jaderná a fyzikálně inženýrská. Praha 2010
- [5] Bc. Daniela Baldová. *Měření produkce ^{233}U v jaderných reaktorech s tekutými solemi*. Diplomová práce. ČVUT, Fakulta jaderná a fyzikálně inženýrská. Praha 2010
- [6] James A. Lane, H.G. MacPheerson, Frank Maslan. *Fluid Fuel Reactors. Chapter 16*. Addison-Wesley Publishing company, Reading, Massachusetts, USA 1958. Dostupný z www: http://www.energyfromthorium.com/pdf/FFR_chap16.pdf
- [7] M. W. Rosenthal, P. R. Kasten, R. B. Briggs. *Molten-Salt Reactors – History, Status and potential*. Oak Ridge, Tennessee, USA 1970. Dostupný z www: http://www.energyfromthorium.com/pdf/NAT_MSRintro.pdf
- [8] http://www.fjfi.cvut.cz/reaktorova_fyzika1/obr8.10.jpg
- [9] http://en.wikipedia.org/wiki/Liquid_fluoride_thorium_reactor
- [10] <http://www.wired.com/wiredscience/2011/02/china-thorium-power>
- [11] Zhimin Dai, *Introduction on SINAM&TMSR project*, NRI Czech Republic, 28. 5. 2012, prezentace.
- [12] <http://www.world-nuclear.org/info/Country-Profiles/Countries-G-N/India>
- [13] <http://www.world-nuclear.org/info/Current-and-Future-Generation/Thorium>
- [14] Ing. Jan Uhlíř, CSc., Ing. Pavel Souček. *Zhodnocení vývoje solných reaktorů a odpovídajících technologií zpracování vyhořelého jaderného paliva*. Ústav jaderného výzkumu Řež a.s. Listopad 2003. Technická zpráva.
- [15] <http://www.physics.isu.edu/radinf/tritium.htm>
- [16] Marek Cerman. *Výpočet tepelného schématu parní turbíny velkého výkonu s přihříváním páry*. Bakalářská práce. VUT v Brně. Fakulta elektrotechniky a komunikačních zařízení, Ústav elektrotechniky. Brno 2009
- [17] <http://www.vscht.cz/uchi/ped/chi/chi.ii.text.k16.sdileni.tepla.pdf>, str. 343
- [18] Prof. Ing. Josef Bečvář a kolektiv. *Tepelné turbíny*. Praha 1968 SNTL.
- [19] Miloš Choura. *Kondenzační turbína 70MW*. Diplomová práce. ZČU, Fakulta strojní. Plzeň 2003
- [20] Prof. Ing. Radim Mareš, Csc. *Kapitoly z termomechaniky*. Skripta. Plzeň 2009.
- [21] Ing. Jan Zdebor, Csc. *Perspektivní reaktorové systémy*. Přednáška z předmětu Primární okruh jaderné elektrárny (KKE/JEP)
- [22] Bc. Miroslav Švihel. *Mezivýmění primárního okruhu reaktoru ESFR*. Diplomová práce. VUT v Brně. Fakulta strojního inženýrství, Energetický ústav. Brno 2012.

- [23] Michal Kloda. *Návrh povrchového kondensátoru*. Bakalářská práce. VUT v Brně. Fakulta strojního inženýrství, Energetický ústav. Brno 2013.
- [24] <http://www.outokumpu.com/SiteCollectionDocuments/Austenitic-Standard-Cr-Ni-Grades-Data-sheet.pdf>
- [25] Bc. Jiří Housírek. *Výpočtové postupy příčně obtékaného svazku trubek*. Diplomová práce. VUT v Brně. Fakulta strojního inženýrství, Ústav procesního a ekologického inženýrství. Brno 2012. Dostupný z www:
http://www.vutbr.cz/www_base/zav_prace_soubor_verejne.php?file_id=55318
- [26] Bc. Václav Sláma. *Možnost použití malým modulárních reaktorů v českých podmínkách*. Diplomová práce. ZČU 2012. Dostupné z www:
https://otik.uk.zcu.cz/bitstream/handle/11025/2418/diplomova_prace_SMR_Vaclav_Slama.pdf?sequence=1
- [27] Prof. Ing. Jiří Linhart, Csc. *Mechanika tekutin 1*. Skripta. Plzeň 2009.
- [28] http://www.peacesoftware.de/einigewerte/wasser_dampf_e.html

SEZNAM OBRÁZKŮ

Obr. 1	Uspořádání aktivní zóny ARE [6].....	12
Obr. 2	Schéma odvodu tepla u ARE	13
Obr. 3	Uspořádání MSRE [4].....	14
Obr. 4	Schéma uspořádání MSBR	16
Obr. 5	Schéma MSR podle GIF [8].....	18
Obr. 6	Ideální Rankine-Clausiusův cyklus bez regenerace	23
Obr. 7	Schéma uspořádání okruhů	24
Obr. 8	Průběh teplot u ohříváku s dodatkovými plochami [18, str. 311].....	26
Obr. 9	Schéma oběhu pro výpočet srážecí přehřátí [19]	27
Obr. 10	Význam členů v rovnici (5.10)	30
Obr. 11	Šestiúhelníkové uspořádání trubek	32
Obr. 12	Geometrie vstupu do trubky.....	41
Obr. 13	K Prandtlově funkci drsnosti.....	43
Obr. 14	Značení pro výpočet účinnosti	44

SEZNAM TABULEK

Tab. 1	Parametry MSRE [3].....	15
Tab. 2	Parametry MSBR v jednookruhovém uspořádání [3].....	17
Tab. 3	Parametry MSR v rámci GIF	18
Tab. 4	Parametry ze zadání	28
Tab. 5	Dopočtené a odečtené parametry	29
Tab. 6	Parametry vody	31
Tab. 7	Složení oceli 08Ch18N10T [23]	34
Tab. 8	Závislost meze kluzu a součinitele tepelné vodivosti oceli 08Ch18N10T na teplotě [24]	34
Tab. 9	Výsledky tepelného výpočtu srážecí	37
Tab. 10	Výsledky pevnostního výpočtu srážecí	40
Tab. 11	Hodnoty ztrátového součinitele [25].....	41
Tab. 12	Výsledky hydraulického výpočtu.....	43
Tab. 13	Rozdíl entalpií oproti původnímu okruhu	45

SEZNAM VÝKRESŮ

Příloha č.1 – Výkres celkového pohledu na srážecí přehřátí