

Anotace

Obsahem této bakalářské práce je navrhnout výměník tepla pro sodíkem chlazený rychlý reaktor IV. generace a dosažené řešení srovnat s již realizovanými projekty.

První část bakalářské práce je věnována stručnému popisu jednotlivých druhů jaderných reaktorů IV. generace a jejich hlavním přínosům, s důrazem na popis sodíkem chlazeného rychlého reaktoru.

Druhá část bakalářské práce se věnuje komplexnímu návrhu výměníku tepla, kdy se za výchozí koncept považuje výměník tepla se sodíkem na jedné straně (ohřívací médium) a s oxidem uhličitým na straně druhé (ohřívané médium). Jádrem této části je porovnání jednotlivých koncepcí tepelného výměníku za použití různých konstrukčních materiálů. Dále je provedena řada tepelných, hydraulických a pevnostních výpočtů základních rozměrů variant řešení tepelného výměníku s pracovními látkami uvnitř trubek a v mezitrubkovém prostoru. Na závěr této části je uvedeno shrnutí dosažených poznatků a porovnání navržené koncepce s již realizovanými podobnými projekty.

Annotation

This bachelor thesis describes design of heat exchanger for sodium cooled fast reactor of the IV. generation and compares the achieved solution with other realized projects.

The first part deals with brief description of individual types of the nuclear reactors of the IV. generation and their main assets. There is an emphasis on the description of the sodium cooled fast nuclear reactor.

The second part deals with complex design of a heat exchanger, when the initial concept is considered to be a heat exchanger with sodium on one side (warming medium) and carbon dioxide on the other side (heated medium). The core of this part is comparing individual concepts of the heat exchanger when variable construction materials are used. Furthermore there is accomplished range of heat, hydraulic and strength calculations of basic proportion of the options of the solution of the heat exchanger with work medium inside of pipes and outside of pipes. There are presented summary of the accomplished observation and comparing of the designed concept with realized similar projects in the conclusion.

Klíčová slova

Sodík, oxid uhličitý, tepelný výměník, sodíkem chlazený rychlý reaktor,

Key words

Sodium, carbon dioxide, heat exchanger, sodium cooled fast reactor

Bibliografická citace

FORAL, Š. *Výměníky tepla sodík - oxid uhličitý*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2009. 58 s. Vedoucí bakalářské práce Ing. Hugo Šen.

Čestné prohlášení

Prohlašuji, že jsem tuto bakalářskou práci vypracoval samostatně. Vycházel jsem při tom pouze ze svých znalostí, odborných konzultací a doporučené literatury

V Brně dne

Poděkování

Tímto bych chtěl poděkovat zejména svým rodičům a všem ostatním členům rodiny za jejich podporu při mém studiu. Zvláštní poděkování patří panu ing. Hugo Šenovi a panu prof. Oldřichu Matalovi za jejich trpělivost a rady, které mi výrazně pomohly k vypracování této bakalářské práce.

Obsah

ÚVOD	9
1 GEN IV	10
1.1 MEZINÁRODNÍ FÓRUM GIF	10
1.2 POŽADAVKY KLADE NÉ NA REAKTORY IV. GENERACE	10
1.2.1 Bezpečnost a zabránění možnosti šíření jaderných zbraní.....	10
1.2.2 Náklady na výstavbu a provoz.....	10
1.2.3 Prodloužení doby života reaktorů.....	11
1.2.4 Snížení provozních nákladů a větší efektivita.....	11
1.2.5 Zapojení do vodíkového hospodářství.....	11
1.2.6 Uzavřený palivový cyklus	11
1.2.7 Využití potenciálu veškerého štěpitelného materiálu	11
1.2.8 Redukce radioaktivního odpadu.....	12
1.3 TYPY REAKTORŮ IV. GENERACE.....	12
1.3.1 Reaktory s velmi vysokou teplotou	12
1.3.2 Reaktory využívající vodu s nadkritickými parametry.....	12
1.3.3 Reaktory s roztavenými solemi	12
1.3.4 Rychlé reaktory chlazené plynem	13
1.4 OLOVEM CHLAZENÉ RYCHLÉ REAKTORY	13
2 SODÍKEM CHLAZENÉ RYCHLÉ REAKTORY	13
2.1 OBECNÝ POPIS	13
2.2 PALIVOVÝ CYKLUS	14
2.3 PALIVO A JEHO RECYKLACE.....	14
2.4 TECHNOLOGICKÝ ZÁKLAD PRO SODÍKEM CHLAZENÝ RYCHLÝ REAKTOR	15
2.5 TECHNOLOGICKÉ NEDOSTATKY SODÍKEM CHLAZENÉHO RYCHLÉHO REAKTORU	16
2.6 OBLASTI VÝZKUMU A VÝVOJE PRO SODÍKEM CHLAZENÉ RYCHLÉ REAKTOROVÉ SYSTÉMY	17
2.6.1 Palivo.....	17
2.6.2 Ekonomika.....	17
2.6.3 Provozní prohlídky, údržba a monitoring	17
2.6.4 Projektové uspořádání sodíkem chlazeného rychlého reaktoru.....	18
2.6.5 Bezpečnost sodíkem chlazeného rychlého reaktoru	18
2.6.6 Experimenty zaměřené na aktivní zónu	18
2.6.7 Zvládnutí mezních situací.....	18
2.6.8 Konstrukce a hodnocení sodíkem chlazeného rychlého reaktoru	18
2.7 SOUHRN PARAMETRŮ:	19
3 POPIS ELEKTRÁRNY SE DVĚMA A TŘEMI OKRUHY.....	19
3.1 JADERNÁ ELEKTRÁRNA SE TŘEMI OKRUHY	19
3.2 JADERNÁ ELEKTRÁRNA SE DVĚMA OKRUHY	20
3.3 BEZPEČNOSTNÍ HLEDISKA U VÝMĚNÍKŮ TEPLA MEZI 1. A 2. OKRUHEM.....	20
4 NÁVRH KONCEPCIE VÝMĚNÍKU TEPLA.....	22
4.1 KONCEPČNÍ ČÁST.....	22
4.1.1 Článek výměníku tepla.....	22
4.1.2 Sestavení článků výměníku tepla	22

4.1.3	<i>Umístění teplotonosných médií v článku.....</i>	23
4.2	VÝPOČETNÍ ČÁST	23
4.2.1	<i>Obecné vztahy pro výpočet</i>	23
a)	Tepelný výpočet.....	23
b)	Hydraulický výpočet	26
c)	Výpočet poměru výkon-hmotnost.....	27
d)	Výpočet základních rozměrů	27
4.2.2	<i>Sestavený výpočtový program.....</i>	28
a)	Program pro koncepci s oxidem uhličitým v mezitrubkovém prostoru.....	29
b)	Program pro koncepci s oxidem uhličitým v trubkovém prostoru.....	33
5	NÁVRH VÝMĚNÍKU TEPLA Z MATERIÁLU 17 246	37
5.1	NÁVRH PRO OXID UHLIČITÝ V TRUBKOVÉM PROSTORU	37
5.2	NÁVRH PRO OXID UHLIČITÝ V MEZITRUBKOVÉM PROSTORU	38
5.3	SHRNUTÍ	40
6	NÁVRH VÝMĚNÍKU TEPLA Z MATERIÁLU 15 320	41
6.1	NÁVRH PRO OXID UHLIČITÝ V TRUBKOVÉM PROSTORU	41
6.2	NÁVRH PRO OXID UHLIČITÝ V MEZITRUBKOVÉM PROSTORU	43
6.3	SHRNUTÍ	44
7	NÁVRH VÝMĚNÍKU TEPLA Z MATERIÁLU 15 313	45
7.1	NÁVRH PRO OXID UHLIČITÝ V TRUBKOVÉM PROSTORU:.....	45
7.2	NÁVRH PRO OXID UHLIČITÝ V MEZITRUBKOVÉM PROSTORU	46
8	CELKOVÉ ZHODNOCENÍ A VÝBĚR NEJLEPŠÍ VARIANTY	48
8.1	PŮDORYSNÁ PLOCHA ZASTAVĚNÁ VÝMĚNÍKEM	48
8.2	PROJEKTOVÁ STUDIE DISPOZIČNÍHO USPOŘÁDÁNÍ ČLÁNKŮ.....	48
8.3	KONEČNÉ PARAMETRY TEPELNÉHO VÝMĚNÍKU	49
9	PEVNOSTNÍ VÝPOČET A KONTROLA ZÁKLADNÍCH ČÁSTÍ ČLÁNKŮ	50
10	TECHNICKÉ ÚPRAVY NA TEPELNÉM VÝMĚNÍKU	51
11	NOSNÝ SYSTÉM PODPORY	51
12	ZHODNOCENÍ DOSAŽENÉHO ŘEŠENÍ A SROVNÁNÍ S PŘÍBUZNÝMI JIŽ REALIZOVANÝMI PROJEKTY.....	51
	ZÁVĚR.....	53
	SEZNAM POUŽITÉ LITERATURY A INTERNETOVÝCH ODKAZŮ.....	54
	SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK	56
	SEZNAM PŘÍLOH.....	58

Úvod

Očekává se, že světová populace vzroste do roku 2050 z dnešních 6 miliard na 10 miliard lidí, přičemž všichni se budou snažit dosáhnout lepší kvality svého života. Současně se vzrůstem počtu lidí porostou nároky na energii a na výhody s tím spojené: zvýšený životní standart, lepší zdraví a delší průměrná délka života, zvýšená gramotnost a mnoho dalšího. Zvětšující se energetická spotřeba je pokrývána z mnoha různých zdrojů, které však mají nepříznivý dopad na životní prostředí a potenciálně dlouhodobé následky ve změnách globálního klimatu. [4]

Z těchto důvodů ministerstvo energetiky USA iniciovalo vznik Mezinárodního fóra pro IV. generaci, jenž si klade za cíl vyvinout a uvést do praxe nové typy reaktorů, které by ve srovnání s dnešními reaktory dosahovaly vyšších standardů v oblastech výkonu, ekologie, nákladech na výstavbu a provoz, životnosti a bezpečnosti. Z celkového počtu téměř sta návrhů bylo vybráno šest hlavních projektů, které nejlépe splňovaly daná kritéria. Kromě toho, že vybrané reaktory vyhovují již tak náročným podmínkám, budou dále některé typy z vybraných reaktorů disponovat např. uzavřeným palivovým cyklem, který povede k dalšímu snížení množství jaderného odpadu, jiné typy zase bude možné využít k výrobě vodíku, který se dnes jeví jako perspektivní ekologické palivo, jenž by bylo současně rentabilní.

Jedním z těchto navrhovaných reaktorů je i sodíkem chlazený rychlý reaktor, který je v současnosti z rychlých reaktorů nejvíce propracován a proto se také očekává, že jako první bude uveden do praktického provozu. Sodíkem chlazený rychlý reaktor nabízí využití nejen pro produkci energie, ale je možné ho také využít pro spotřebu aktinidů z lehkovodních reaktorů. To by mohlo být řešením problému, kdy v dnešní době neustále narůstá množství vyhořelého paliva, které je třeba skladovat. I když je produkováno množství vyhořelého paliva relativně malé, náklady na výstavbu skladovacích zařízení jsou nemalé a neposkytují trvalé řešení tohoto problému, jelikož trvanlivost meziskladových kontejnerů je limitována 50 lety provozu, oproti poločas rozpadu vyhořelého paliva, jenž se pohybuje až řádu 10^5 let.

Tato práce si klade za cíl shromáždit dostupné publikované údaje, navrhnout koncepci tepelného výměníku, provést tepelný, hydraulický a pevnostní výpočet. Dále by byla provedena tvorba výkresové dokumentace projektu a vybraných komponent. Celkově by tato práce chtěla přispět ke konstrukčnímu řešení tepelných výměníků tepla pro sodíkem chlazený rychlý reaktor, a to jak z hlediska bezpečnosti, tak z hlediska celkového konceptu, kdy by byla navržena nejvýhodnější varianta tepelného výměníku pro zadané parametry. Závěrem by bylo provedeno zhodnocení dosaženého řešení z hlediska technické a jaderné bezpečnosti a jeho porovnání s příbuznými, již realizovanými projekty.

1 GEN IV

1.1 Mezinárodní Fórum GIF

V roce 2000 byl iniciován vznik Mezinárodního fóra pro IV. generaci jaderných reaktorů. Tato organizace reprezentuje vlády států, které v současnosti intenzivně využívají jadernou energetiku a předpokládají její velmi intenzivní využívání i v následujících letech tohoto století. Formálně byla organizace ustavena v polovině roku 2001 a jejími zakládajícími členy jsou Spojené státy, Argentina, Brazílie, Kanada, Francie, Japonsko, Jižní Korea, Jižní Afrika, Švýcarsko, Velká Británie a kolektivním členem zároveň i celá Evropská unie. Od roku 2006 jsou členy organizace i Rusko a Čína. Mezinárodní spolupráce v rámci Mezinárodního fóra pro generaci IV by měla umožnit efektivní průběh vývoje nových reaktorů a jejich využití pro co nejširší mezinárodní komunitu.[5]

V roce 2002 představilo fórum návrh šesti základních konceptů nových reaktorů, které podle jejich představ naplňují požadavky na budoucí rozvoj jaderné energetiky. Tato šestice koncepcí se v mezinárodní spolupráci bude vyvíjet tak, aby v letech 2020 až 2030 byly alespoň některé z těchto typů reaktorů připraveny k používání.[5]

1.2 Požadavky kladené na reaktory IV. generace

1.2.1 Bezpečnost a zabránění možnosti šíření jaderných zbraní

Při konstrukci IV. generace jaderných reaktorů je snaha projektovat velké robustní konstrukce, které mají snadno předvídatelné chování. Důraz je kladen na pasivní bezpečnostní prvky, které jsou i zněkolikanásobeny a pracují nezávisle, takže při vypadnutí jednoho systému je okamžitě nahrazen jiným. Jaderný materiál je zneužitelný pro teroristické účely, proto je důležité zabezpečit ho v celém palivovém cyklu. V otázce bezpečnosti je nutné řešit i transport materiálu a proto je výhodné provádět recyklaci materiálu přímo v areálu elektrárny. Bezpečnost lze také zvýšit stupněm vyhoření paliva, a to ze dvou důvodů. Za prvé vyhořelejší palivo znamená omezení transportů ve zneužitelné formě. Za druhé se separace štěpných izotopů stává náročnou do takové míry, že se stává prakticky nemožnou pro většinu lidí, kteří by měli zájem zneužít jaderný materiál.

1.2.2 Náklady na výstavbu a provoz

V současné době je projektování, schvalování a výstavba jaderné elektrárny časově velmi náročné, což představuje velké finanční nároky. Jestliže by byla vytvořena vhodná konstrukce v modulárním uspořádání, mohlo by se přistoupit k sériové výrobě a odpadla by i opakovaná schvalovací řízení. Tím by se značně snížili náklady na výstavbu, které tvoří většinu celkových nákladů.

Co se týče nákladů na provoz, již dnes je cena energie z jaderných elektráren srovnatelná s cenou energie z uhlí. I přesto je zde možnost současné parametry zlepšit a dosáhnout tak lepší ekonomické bilance.

1.2.3 Prodloužení doby života reaktorů

Životnost reaktorů představuje určující faktor životnosti celé elektrárny. Ostatní zařízení je oproti reaktoru, zejména oproti reaktorové stěně, snadné vyměnit či renovovat. Reaktorová stěna má za úkol pohlcovat neutronové záření vznikající při jaderné reakci, současně s tím ovšem dochází i k její degradaci. Jestliže se tedy vhodně uspořádá vnitřek reaktoru, sníží se tok neutronů na stěnu a tím se i prodlouží její životnost, která by u reaktorů IV. generace měla dosahovat šedesáti let.

1.2.4 Snížení provozních nákladů a větší efektivita

Těchto nároků lze dosáhnout několika způsoby. Prodloužením intervalu mezi výměnou paliva a zkrácením doby výměny se dosáhne zvýšení koeficientu využitelnosti elektrárny. Ekonomické využití se může zvýšit i výrobou dalších produktů, jako je např. pitná voda či vodík.

1.2.5 Zapojení do vodíkového hospodářství

Pro výrobu vodíku je v plánu použít dvě hlavní metody: vysokoteplotní elektrolýzu a termochemickou metodu.

Vysokoteplotní elektrolýza se od klasické elektrolýzy odlišuje tím, že se při ní část energie dodává ve formě tepla. Dosáhne se tím vyšší účinnosti, která po připočtení účinnosti výroby potřebné elektrické energie může dosáhnout až 45 %. Klasická elektrolýza má účinnost asi 35 %.

U termochemické produkce se dodává pouze teplo a posloupností reakcí se získá z vody kyslík a vodík.

1.2.6 Uzavřený palivový cyklus

Pojem uzavřený palivový cyklus znamená, že vyhořelé jaderné palivo je recyklováno a poté znovu užito pro štěpnou reakci. Zavedením uzavřeného palivového cyklu se bude moci mnohem lépe využívat energetický potenciál skrytý v palivu, tím se zmenší množství odpadu a zredukuje se nároky na skladovací prostor pro vyhořelé palivo. V současné době se recyklace využívá v malém měřítku, zejména z toho důvodu, že nové palivo je oproti recyklovanému levnější. V budoucnu by se ovšem využití recyklovaného paliva mělo postupně zvyšovat, jelikož se zvyšující se spotřebou bude cena nového paliva narůstat a s postupným vědeckotechnologickým vývojem bude cena recyklovaného paliva klesat.

1.2.7 Využití potenciálu veškerého štěpitelného materiálu

S uzavřeným palivovým cyklem souvisí i co nejefektivnější využití štěpného a štěpitelného materiálu. Proto je v projektech několik rychlých reaktorů, které mohou pracovat v množivém režimu a produkovat palivo ve formě plutonia 239 a dalších transuranů nejen pro sebe, ale i pro využití v klasických reaktorech. Další možností je využití thoria 232. Vývoj reaktorů IV. generace je prioritně zaměřen na využití izotopů uranu 235 a 238 a transuranů, které doprovázejí jejich spalování. Pro využití thoria je třeba vzít v úvahu pravděpodobnosti reakcí neutronů s tímto izotopem a izotopy prvků, které vznikají při jeho využívání v jaderném reaktoru. [5]

1.2.8 Redukce radioaktivního odpadu

Redukce uranu je zde dosažena pomocí již zmíněných principů: uzavřený palivový cyklus, přepracování vyhořelého jaderného paliva a přeměna všech vznikajících transuranů. Pomocí těchto procesů by bylo dosaženo výrazného snížení objemu a toxicity konečného odpadu. To by samozřejmě znamenalo menší počet a velikost trvalých úložišť jaderného odpadu.

1.3 Typy reaktorů IV. generace

1.3.1 Reaktory s velmi vysokou teplotou

(VHTR – Very-High-Temperature Reactors)

Reaktory využívající neutrony moderované grafitem. Jako chladivo bude využíváno hélium. Teplota na výstupu by měla být 1000 °C. Reaktor by měl mít výkon 600 MWth a bude možné ho použít i ke zplyňování uhlí a termochemické výrobě vodíku. Nepočítá se s tím, že by se vyhořelé jaderné palivo dále přepracovávalo pro další použití. Tyto reaktory jsou velmi dobře hodnoceny z ekonomického hlediska, zejména díky vysoké účinnosti produkce vodíku. Odhadovaný rok pro výstavbu prvních jednotek je 2020.

1.3.2 Reaktory využívající vodu s nadkritickými parametry

(SCWR – SuperCritical Water Reactors)

U těchto typů reaktorů připadají v úvahu dvě koncepce: reaktory využívající moderované neutrony s otevřeným cyklem a rychlé reaktory s uzavřeným cyklem. Jako chladivo se bude využívat voda, která bude nad kritickým bodem (22,1 MPa, 374 °C), což umožní dosáhnout vysoké účinnosti až 44 %. Teplota na výstupu by měla být 550 °C a tlak 25 MPa. Výkon reaktoru bude 1700 MWe. Tyto reaktory jsou primárně konstruovány na výrobu levné energie. Jejich výhodou je i to, že vychází z lehkovodních reaktorů, což je technologie je velmi dobře známá a spolehlivě funguje. Tato technologie je velmi dobře hodnocena v ekonomice, zejména díky vysoké tepelné účinnosti a celkovému zjednodušení konstrukce. Odhadovaný rok pro výstavbu prvních jednotek je 2025.

1.3.3 Reaktory s roztavenými solemi

(MSR - Molten Salt Reactors)

V těchto reaktorech by se roztavených solí užívalo i jako paliva i jako chladiva. Jako médium připadá v úvahu např. fluoridové soli. Teplota chladiva na výstupu je 700 °C a výkon elektrárny je 1000 MWe. Pracovní tlak je malý, menší než 0,5 MPa. To platí i v případě, že teplota chladiva bude vysoká. Je zde i varianta, kdy díky vysoké teplotě by se reaktory mohly podílet i na produkci vodíku. Hlavním problémem je ovšem pouze to, že projekt je více méně na teoretické úrovni. Dosud byly provedeny pouze experimentální testy v šedesátých letech. Odhadovaný rok pro výstavbu prvních jednotek je 2025.

1.3.4 Rychlé reaktory chlazené plynem

(GFR – Gas-Cooled Fast Reactors)

Jedná se o rychlé reaktory s uzavřeným cyklem. Chladivem by bylo hélium, teplota na výstupu 850 °C (teplota je dostatečná pro výrobu vodíku) a výkon 600 MWth/228 MWe. Vysoké účinnosti by bylo dosaženo použitím Braytonova cyklu, kde by plyn přímo poháněl turbínu. Jako palivo by se mohl používat i uran, ale efektivní by byla i přeměna transuranů z vyhořelého jaderného paliva. V případě funkce v množivém režimu by část paliva byla v podobě ochuzeného uranu. Palivo by mělo být v keramické podobě a pro zajištění co nejefektivnějšího spalování v podobě koulí nebo prismatických bloků. [5] Tyto reaktory jsou výborně hodnoceny z hlediska minimalizace jaderného odpadu a nakládáním s aktinidy (uzavřený palivový cyklus). Odhadovaný rok pro výstavbu prvních jednotek je 2025.

1.4 Olovem chlazené rychlé reaktory

(LFR – Lead-Cooled Fast Reactors)

Jedná se o rychlé reaktory pracující s uzavřeným cyklem. Pro chlazení bude využíváno olovo nebo eutektická slitina olovo-bismut. Výhodou olova a jeho směsi je jeho teplota tavení. Čisté olovo se taví při 327 °C a jeho eutektická slitina s bismutem při 123 °C. Nevýhodou je, že při reakci neutronů s bismutem a následným rozpadem beta se produkuje radioaktivní izotop ^{210}Po (s poločasem rozpadu v řádu stovky dnů), který je nebezpečným alfa zářičem. Teplota na výstupu je 550 °C, je možné ji ovšem navýšit i na 800 °C, což je teplota dostatečná pro termochemickou produkci vodíku. Kromě toho je možné systém použít pro odsolování mořské vody a výrobu vody pitné. Výkon se pohybuje v závislosti na provedení v rozmezí 10 – 1200 MWe (Existuje koncept malého kompaktního reaktoru, který by měl velmi dlouhý interval výměny paliva: 15 – 20 let. Po této době by se reaktor vrátil k výrobci, který by vyměnil palivo a systém by byl schopen další produkce energie. Zákazník by nemusel s palivem manipulovat.). Tyto reaktory jsou výborně hodnoceny z hlediska minimalizace jaderného odpadu a nakládáním s aktinidy (uzavřený palivový cyklus). Odhadovaný rok pro výstavbu prvních jednotek je 2025.

2 Sodíkem chlazené rychlé reaktory

(SFR – Sodium-Cooled Fast Reactors)

Vzhledem k tomu, že téma bakalářské práce se týká komponenty tohoto druhu jaderného reaktoru, je mu věnováno více pozornosti než předcházejícím typům a také je o něm uvedeno více informací.

2.1 Obecný popis

Sodíkem chlazený rychlý reaktor se vyznačuje spektrem rychlých neutronů a příspěvkem do uzavřeného palivového cyklu. Primární úlohou sodíkem chlazeného rychlého reaktoru je zpracování vysoce aktivních odpadů a především zpracování plutonia a dalších aktinidů. Pomocí technických inovací s cílem snížení investičních nákladů bude jeho využití větší než nyní, vzhledem k prokázané schopnosti sodíkového reaktoru využít téměř veškerou energii v přírodním uranu oproti jednoprocennímu využití v reaktorech pracujících s termálním spektrem neutronů.

Pro sodíkem chlazený rychlý reaktor je možno volit celou řadu možných výkonů a to v rozmezí od standardních výkonů v řádech několika stovek MWe, až po velké monolitické reaktory o výkonu 1500 – 1700 MWe. Teploty sodíku na výstupu z aktivní zóny jsou obvykle 530-550 °C. Primární chladicí systém může být řešený buď v bazénové dispozici (všeobecný přístup, kde jsou všechny komponenty primárního systému zabudovány v jedné nádobě), nebo v kompaktním smyčkovém návrhu, upřednostňovaném v Japonsku. Primární chladivo je teplotně relativně velmi netečné pro obě varianty. Velké rezervy do teploty varu chladiva je dosaženo konstrukcí a je významným bezpečnostním rysem těchto systémů. Jiným významným bezpečnostním prvkem je to, že primární systém pracuje v podstatě za atmosférického tlaku, natlakován pouze do výše potřebné pro pohyb chladiva. Sodík reaguje chemicky se vzduchem a vodou a tak musí konstrukce omezit možnost takových reakcí a jejich následků. Aby byla zvýšena bezpečnost, sekundární sodíkový systém působí jako zábrana mezi radioaktivním sodíkem v primárním okruhu a parou a vodou v terciálním okruhu. K přeměně energií v tomto okruhu je využíván Rankine-Clausiusův oběh.

2.2 Palivový cyklus

Aby mohlo být využito výhod týkajících se nakládání s aktinidy a využití jaderného paliva, vyžadují elektrárny se sodíkem chlazeným rychlým reaktorem uzavřený palivový cyklus. Existují dvě primární technologie palivového cyklu: (1) pokročilá vodní metoda a (2) *pyrometoda (bezvodá metoda)*, která je odvozena z termínu pyrometalurgická metoda. Obě metody mají podobné cíle: (1) obnova a recyklace 99,9 % aktinidů, (2) neodmyslitelně nízký dekontaminační faktor produktu, který ho dělá vysoce radioaktivním a (3) oddělené (separované) plutonium které není v žádné etapě zpracování. Uvedené technologie musí být použitelné pro paliva pracující v termálním spektru neutronů a také sloužit potřebám SFR. To je potřebné ze dvou důvodů: Za prvé, startovací palivo (první závážka) pro rychlý reaktor musí pocházet konec konců z vyhořelého paliva tepelných reaktorů (to jest z těch, které pracující v tepelném spektru neutronů, např. VVER aj.). Za druhé, z důvodů dosažení výhod při nakládání s odpady (RAO) v pokročilých palivových cyklech (jmenovitě, redukce počtu požadovaných budoucích úložišť a redukce v požadavcích na jejich technické provedení), bude muset být palivo z reaktorů pracujících v termálním spektru neutronů zpracováno se stejnými faktory znovunavrácení (opětovného získání). Tudiž technologie reaktoru a technologie palivového cyklu jsou silně propojeny. Následkem toho mnoho z výzkumu doporučeného pro SFR je důležité pro problematiku týkající se záležitostí kombinací palivových cyklů.

2.3 Palivo a jeho recyklace

Pro sodíkem chlazený rychlý reaktor existují dvě možnosti paliva: MOX (1) a (2) smíšená urano-plutoniová-zirkoniová kovová slitina (kov). Obě možnosti jsou vysoce vyvinuty jako výsledek mnohaleté práce v několika národních programech ve vývoji reaktorů. Obě možnosti paliva budou obsahovat relativně malé zlomky minoritních aktinidů a v případě zamýšleného palivového cyklu s nízkou dekontaminací také malé množství štěpitelných produktů.

Možnostmi palivové recyklace jsou pokročilá vodní metoda a pyrometoda. Technologický základ pro pokročilou vodní metodu pochází z dlouholeté a úspěšné praxe v několika zemích s PUREXovou technologií zpracování. Pokročilá metoda zpracování navrhovaná např. Japonskem, je zjednodušená vzhledem k PUREXu a nevede k vysoce

čistým produktům. Technologický základ k výrobě palivových kazet s oxidickou formou paliva je značný, přesto je potřeba dalšího pokroku s cílem zlepšení funkčnosti a udržitelnosti metody. Vysoce radioaktivní forma odpadu z pokročilého vodního zpracování je zesklenná (vitrifikace), pro které je tato technologie dobře zavedena.

Pyrometoda byla ve vývoji od počátku Integrovaného programu rychlých reaktorů ve Spojených státech v roce 1984. Když byl program zrušen v roce 1994, vývoj pyrometody pokračoval za účelem zpracování použitého paliva z projektu EBR – II. V této pozdější aplikaci, plutonium a minoritní aktinidy nebyly získány zpět. Pyrometodické zkušenosti s těmito materiály zůstávají v laboratorním měřítku. Množství uranu potřebné pro náhradu je bohužel v rozsahu desítek kilogramů. Dálkové zhotovení kovového paliva bylo demonstrováno v šedesátých letech minulého století. Významná studie se zmínila o ověření skladišť dvou forem vysoce aktivních odpadů – z pyrometody, minerál vázaný sklem (keramika), a zirkoniová korozivzdorná ocelová slitina.

2.4 Technologický základ pro sodíkem chlazený rychlý reaktor

Sodíkem chlazené reaktory jsou technologicky nejvyvinutější ze šesti navržených systémů čtvrté generace. Sodíkem chlazený rychlý reaktor byl postaven a pracoval ve Francii, Japonsku, Německu, Velké Británii, Rusku a v USA. Tepelné výkony těchto jednotek se pohybovaly či pohybují od úrovně 1,1 MW (v rámci projektu EBR-I (Experimental Breeder Reaktor Number One v roce 1951) do 1200 MW (v projektu Super Phenix v roce 1985). Další sodíkem chlazené reaktory pracují dnes v Japonsku (Monju), Francii (Phenix) a v Rusku (BOR 60 a BN 600). Výhodou předchozích investic do výzkumu je to, že většina potřebného výzkumu se dnes týká převážně problémů spojených s vlastnostmi zařízení. S výjimkou zajištění pasivní bezpečnosti je zde jen málo otázek k řešení týkajících se vlastních reaktorových systémů.

Co se týče jaderné bezpečnosti, je zde rozsáhlý technologický základ, který prokazuje pasivní bezpečnostní charakteristiky systému sodíkem chlazeného reaktoru a jeho schopnost zvládnout všechny klasické nestability při přechodových dějích či režimech, a to bez rychlého odstavení reaktoru a poškození na palivu. Testy dvou těchto událostí byly provedeny v RAPSODIE (Francie) v roce 1983 a v EBR – II (USA) v roce 1986. Přesto je třeba na bezpečnosti stále pracovat. Klíčovými potřebami jsou potvrzení spolehlivosti pasivní odezvy při ohřevu reaktorových konstrukcí a prokázání schopnosti dlouhodobě chladit pozůstatky oxidového nebo kovového paliva po nehodě se ztrátou integrity paliva (zde zejména pokrytí).

2.5 Technologické nedostatky sodíkem chlazeného rychlého reaktoru

Pro komplexní řešení sodíkem chlazeného rychlého reaktoru je dále třeba pracovat zejména na:

- Zabezpečení pasivní bezpečné odezvy na všechny základní projektové indikátory, včetně předvídatelných přechodových režimů bez rychlého odstavení reaktoru (hlavní výhoda těchto systémů)
- Redukci investičních nákladů
- Dokázání schopnosti zvládnout mezní události (pomocí testu)
- U pyrometody předvedení znovuzískání vysoce minoritních aktinidů ve zvětšeném měřítku
- Vývoj výroby oxidického paliva se vzdálenou obsluhou a údržbou (na dálku).

Hlavní otázka proveditelnosti systémů se sodíkem chlazeným rychlým reaktorem je v souvislosti se zvládnutím mezních událostí. Důležitým úkolem je zajištění verifikace pasivní bezpečnosti. Získání dat o výkonu záření pro paliva vyráběná novou technologií palivového cyklu pokládají někteří spíše za otázku realizovatelnosti, než samotného výkonu.

Další důležitý technologický nedostatek sodíkem chlazeného rychlého reaktoru je ve vnitřně servisní inspekci a opravě (v sodíku) a v kompletaci palivové databáze (zde jde především o zajištění integrity paliva a jeho pokrytí ve všech, i hypotetických, stavech).

Klíčová otázka v provedení (pro systém sodíkem chlazeného reaktoru) je redukce nákladů na konkurenci schopnou úroveň. Význam technologického základu pro sodíkem chlazený reaktor je poukázán výše, avšak žádný z reaktorů postavených do dneška nebyl ekonomický pro stavbu nebo provoz. Byly však provedeny konstrukční studie, některé z nich velmi rozsáhlé, ve kterých zastánci (této technologie) vyvodili, že provozní náklady a pořizovací náklady mohou být srovnatelné nebo nižší než náklady pokročilých elektráren s LWR. Konec konců, redukce nákladů jsou nejlepší, jestliže jsou podporovány specifickými inovacemi, které poskytují vyšší úroveň jistoty. V S-PRISM je klíčové snížení nákladů v její konstrukci. I v japonských konstrukčních studiích z Japonského institutu pro vývoj jaderných cyklů jsou základem pro redukci nákladů inovace, např.: (1) redukce počtu primárních smyček (2) sjednocení čerpadla a mezivýměníku tepla do jedné komponenty a (3) užití zlepšených konstrukčních materiálů.

V případě pokročilého palivového cyklu využívajícího vodných metod přepracování spočívá klíčová problematika realizovatelnosti v minimálních zkušenostech s produkcí keramických pelet (za použití dálkově obsluhovaného a udržovaného zařízení), které obsahují minoritní aktinidy a stopové množství štěpitelných produktů. Dále je důležité předvést ve zvětšeném měřítku stupně zahrnující krystalizaci uranu. Vyřešení obou těchto nedostatků je klíčem k dosažení cílů v oblasti nákladů.

Pro pyrometodu zahrnuje otázka proveditelnosti nedostatek zkušeností s širším rozsahem zpětného získávání plutonia a minoritních aktinidů, minimální zkušenosti se zařízením určeným pro redukci a odstranění aktinidů ze solí použitých při elektrorafinaci

před zpracováním a minimální zkušenosti s iontoměniči pro redukci objemů keramického odpadu.

2.6 Oblasti výzkumu a vývoje pro sodíkem chlazené rychlé reaktorové systémy

2.6.1 Palivo

Přítomnost minoritních aktinidů a štěpitelných produktů požaduje, aby výroba paliva byla prováděna s řízením na dálku. Toto vytváří potřebu znovu ověřit, že na dálku vyráběné palivo se bude v reaktoru chovat adekvátně. Tato paliva také vyžadují další studii pro vyhodnocení jejich vlastností a to jak pro paliva MOX a tak i pro kovové palivo, ale pro kovová paliva je studie důležitější. Pro kovová paliva je také důležité potvrdit integritu palivo/pokrytí, zejména interdifúzního chování, když jsou přítomny již zmiňované minoritní aktinidy a navíc vzácné prvky.

Pro obě palivové možnosti bylo experimentálně prokázáno vyhoření v rozmezí 150 – 200 GWD/MTHM. Avšak množství údajů o oxidovém palivu je značně rozsáhlejší než u kovového paliva. Pokrytí paliva je z oceli s feritickou nebo ODS feritickou strukturou.

2.6.2 Ekonomika

Jak bylo poznamenáno, pro rychlé reaktory chlazené sodíkem je klíčový výzkum a vývoj jejich vlastností a chování v přechodových režimech, a to vzhledem k dosavadním znalostem a zkušenostem nashromážděných na tomto poli. Výzkum a vývoj reaktorové technologie, který zůstává, je zaměřen na zvýšení ekonomické konkurenceschopnosti a využitelnosti elektrárny. Například vývoj a výběr konstrukčních materiálů pro komponenty a potrubí je důležitý pro konstrukci ekonomicky konkurenceschopné elektrárny. Feritické oceli o obsahu 12% Cr, namísto austenitické oceli, se jeví jako slibný konstrukční materiál pro budoucí komponenty elektráren díky jejich vynikající pevnosti za tepla a tepelným vlastnostem, včetně její vysoké teplotní vodivosti a nízkému koeficientu tepelné roztažnosti.

2.6.3 Provozní prohlídky, údržba a monitoring

Zlepšení provozních prohlídek a metod oprav je důležité pro potvrzení neporušenosti (integrity) bezpečnostně významných konstrukcí a hraničních povrchů, které jsou ponořeny do sodíku, a pro jejich opravu přímo na místě. Z důvodů potřeby poukázat na reakce mezi vodou a sodíkem, je také důležité zvýšit spolehlivost systémů rychlé detekce úniku vody do sodíku vzniklou prosakující trhlinou. Nové systémy včasné detekce, zvláště ty, které chrání proti malým průnikům vody do sodíku, by měly být přijaty pro prevenci případů vedoucích k roztržení trubky v plném průřezu a pro umožnění rychlého navrácení (po příslušných opravách a kontrolách) do provozu.

2.6.4 Projektové uspořádání sodíkem chlazeného rychlého reaktoru

Díky teplotám za kterých sodíkem chlazeného reaktoru pracuje zde bude možná zájem na zkoumání použití Braytonova oběhu s CO₂ při jeho nadkritických parametrech. Tento diskutován v kapitole výzkumu a vývoje různých variant přeměny energie.

2.6.5 Bezpečnost sodíkem chlazeného rychlého reaktoru

Program zaměřený na bezpečnost je nezbytný pro podporu sodíkem chlazeného rychlého reaktoru. Celosvětové zkušenosti s konstrukcí a provozem těchto systémů ukázaly, že mohou být provozovány spolehlivě a bezpečně. Výzvy pro výzkum a vývoj bezpečnosti těchto systémů v kontextu IV. Generace jsou následující: (1) ověřit předvídatelnost a efektivitu těch mechanismů, které přispívají k pasivně bezpečnostní odezvě na základní projektové přechodové děje a předvídatelných přechodových dějů bez odstavení reaktoru, (2) zajistit ty mezní situace uvažované ve schvalovací dokumentaci, které mohou být udrženy bez ztráty schopnosti chlazení paliva nebo bez ztráty funkce kontejmentu.

2.6.6 Experimenty zaměřené na aktivní zónu

Protože mnoho z mechanismů či dějů, které se vztahují k pasivně bezpečnostní odezvě, lze předpovědět na podkladě základních principů (např. tepelná roztažnost paliva a konstrukce palivové mříže) je toho již známo dost k tomu, aby mohl proveden úvodní projekt prototypového reaktoru.

Je doporučen výzkum a vývoj ve vyhodnocení fyzikálních jevů a konstrukčních vlastností, které mohou být důležitým přispěvatelem do oblasti pasivní bezpečnosti a do oblasti zajištění schopnosti chlazení palivových kazet v případě, jestliže by nastala nehoda. Tento výzkum a vývoj by měl obsahovat experimenty pro aktivní zónu reaktoru, primárně s kovovým palivem za použití experimentálního souboru s možností prověrky chování v přechodových dějích.

2.6.7 Zvládnutí mezních situací

Sekundární úkol vyžaduje analytické a experimentální zkoumání mechanismů, které zajistí pasivně bezpečnostní odezvu na mezní události, které vedou k poškození na palivu. Jedním ze základních problémů je zajištění odvodu tepla od paliva v případě havárie. Dále jsou potřeba mechanismy zabraňující obnovení kritičnosti v poškozeném reaktoru. Je doporučován program experimentů pro aktivní zónu zahrnující materiály pro zónu s kovovými palivy. Výzkumy vlastností zón s oxidickými palivy již probíhají.

2.6.8 Konstrukce a hodnocení sodíkem chlazeného rychlého reaktoru

Zatímco se v Japonsku pracuje na projektových studiích systémů sodíkem chlazeného reaktoru, v USA bylo něco málo vyprojektováno na úrovni prováděcího projektu. Projektové práce jsou důležitou součástí prací dávajících odpověď na otázky chování zařízení a měly by se urychlit, aby také zdůraznily význam ekonomie u sodíkem chlazených rychlých reaktorů.

Aktivita ve výzkumu a vývoji je nezbytná se zaměřením na základní technologii vývoje komponentů.

2.7 Souhrn parametrů:

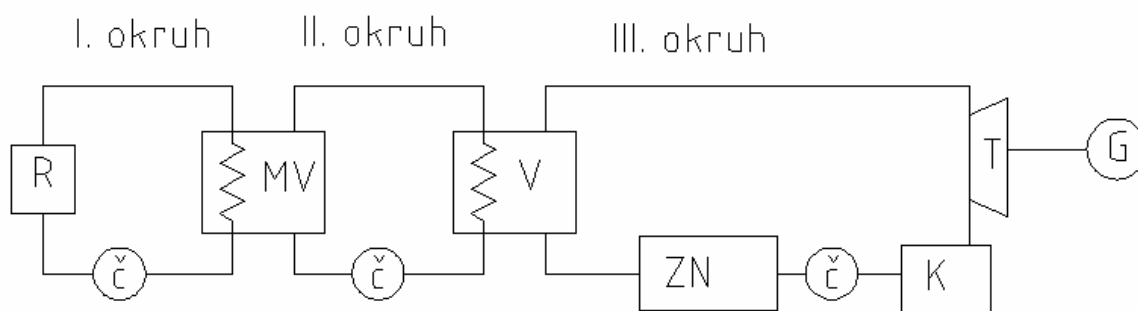
Souhrn projektových (návrhových) parametrů pro řešení sodíkem chlazeného rychlého reaktoru je uveden v následující tabulce:

Parametry reaktoru	Referenční hodnota
Výstupní teplota	530 - 550°C
Tlak	~0,1MPa
Jmenovitý tepelný výkon	1000 - 5000 MW
Palivo	Oxidy nebo slitina kovu
Pokrytí paliva	feritické nebo ODS feritické
Průměrné vyhoření	~150 - 200 GWD/MTHM
Konverzní faktor	0.5 - 1.30
Průměrná energ. hustota	350 MWth/m ³

Tab. 1: Souhrn parametrů sodíkem chlazeného rychlého reaktoru

3 Popis elektrárny se dvěma a třemi okruhy

V zásadě se mohou elektrárny rozdělit dle počtu okruhů do dvou základních skupin: dvou- a tří-okruhové.



Obr. 1: Schéma tří okruhů jaderné elektrárny

3.1 Jaderná elektrárna se třemi okruhy

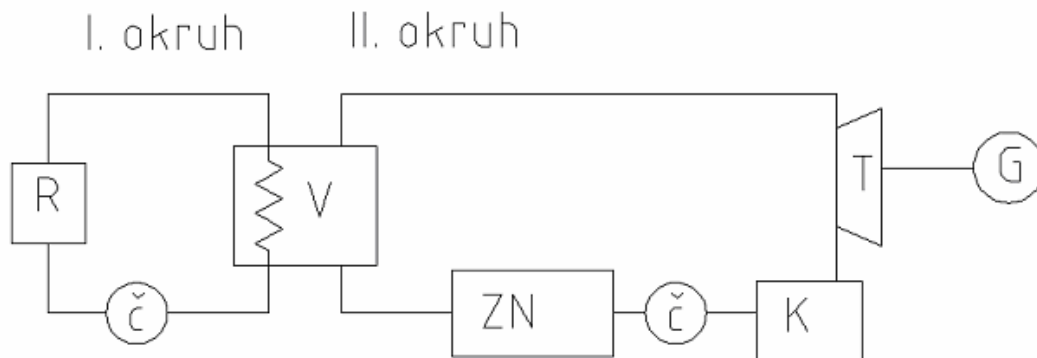
Primární okruh má za úkol odvádět teplo produkované v jaderném reaktoru (R) do tepelného mezivýměníku (MV). V našem případě je v primárním okruhu teplotonosným médiem sodík a tím i chlazení jaderného reaktoru.

Primární okruh se se sekundárním okruhem stýká v mezivýměníku tepla (MV), odtud je teplo dále odváděno do tepelného výměníku (V), který spojuje sekundární a terciární okruh. Pohyb média je opět zajišťován čerpadlem (č).

Výměník tepla (V) zajišťuje výměnu tepla mezi sekundárním a terciárním okruhem. Na jedné straně trubky je teplotnosné médium přivádějící teplo z jaderného reaktoru, které je přes stěnu výměníku předáváno druhému médiu – často je zde použita voda. Voda v terciárním okruhu se v tepelném výměníku odpařuje a ve formě přehřáté páry pohání turbínu (T) připojenou na generátor elektrického proudu (G). Pára z turbíny se dále vede do kondenzátoru (K), kde se ochladí předáním tepla teplotnosnému médiu ve třetím okruhu. Okruh je dokončen natlakováním vody v čerpadle (č) a přivedením zpět do tepelného výměníku.

Součástí celého okruhu je i chladicí okruh. Úkolem chladicího okruhu (není zde zobrazen) je zkapatnit páru, která je přivedena z turbíny do kondenzátoru, aby mohla být vehnána do čerpadla sekundárního okruhu.

3.2 Jaderná elektrárna se dvěma okruhy



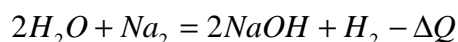
Obr. 2: Schéma dvou okruhů jaderné elektrárny

Jaderná elektrárna se dvěma okruhy se od jaderné elektrárny se třemi okruhy liší tím, že je zde vynechán sekundární okruh a mezivýměník (MV) a primární okruh je připojen přímo na terciární. Jinak je konstrukce prakticky stejná.

3.3 Bezpečnostní hlediska u výměníků tepla mezi 1. a 2. okruhem

V původním konceptu sodíkem chlazeného rychlého reaktoru se jako média pro přenos tepla uvažují voda a oxid uhličitý. Při projektování parních generátorů vytápěných tekutým sodíkem je třeba brát v úvahu kromě nominálních pracovních podmínek i tzv. havarijní situace. Těmi se rozumí především případ porušení těsnosti teplosměnné plochy (trubky), mající za následek průnik vody či vodní páry do sodíku. Důsledky havarijní situace na parní generátor a zpětně jeho chování a vlastnosti v havarijní situaci, zejména při velkých průnicích vody do sodíku, jsou faktory ovlivňující projekt. [11]

Jako modelový příklad je možno vzít situaci, kdy se poruší jedna trubka tepelného výměníku (s vodou uvnitř) v celém průřezu. V tomto případě se předpokládá, že mezi sodíkem a vodou (vodní parou) proběhne reakce:



Tato reakce je exotermická, což znamená, že během reakce vzniká také teplo. Dále se také vylučuje vodík, který je ve styku se vzduchem výbušný. Toto je samozřejmě další nepříznivý jev, který zvyšuje nebezpečnost havárie.

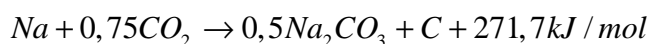
Přímým důsledkem této havárie je např. tlakové zatížení článků tepelného výměníku, v podobě tlakových pulsací na stěně trubky. Na počátku se objevuje maximum tlaku okolo 16 MPa. S časem dochází k utlumeným tlakovým pulsacím se špičkami 10 MPa, 9 MPa a k dalšímu poklesu tlaku až na 2 až 3 MPa. [17]

Na místě je tedy úvaha o změně teplotnosného média. Použití sodíku v primárním okruhu je velmi výhodné, jelikož má nízkou teplotu tání a při styku s vysoce energetickými neutrony nebo γ paprsky nepodléhá radioaktivní přeměně na nebezpečné β nebo γ zářiče s dlouhým poločasem rozpadu [8]. Oproti vodě má sodík také určité nezanedbatelné výhody, má mnohem lepší tepelnou vodivost a ve srovnání snižuje také mnohem vyšší teplotu varu (900 °C) [9].

V případě, že by došlo k havárii u jaderné elektrárny používající jako teplotnosná média sodík a oxid uhličitý, došlo by dle [16] k následujícím reakcím, a to v závislosti na teplotách:

Při teplotě reakce 300 °C dochází ke vzniku pevného NaOH a k sorpci CO₂ do NaOH. K exotermní reakci nedochází.

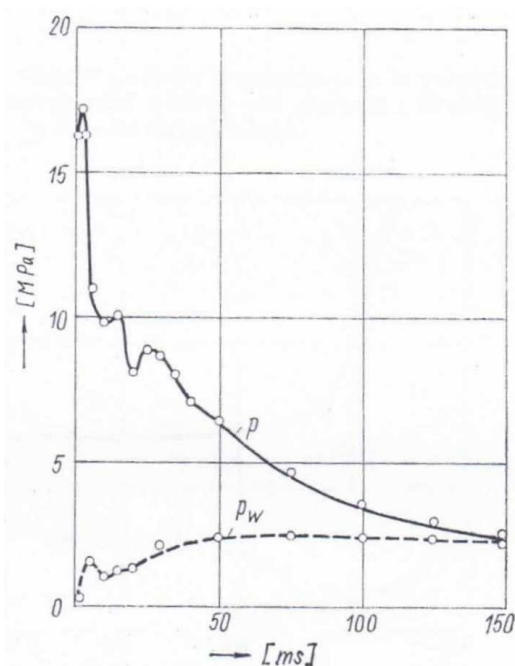
Při teplotě reakce 450 °C dochází k tání NaOH a uvolnění nasorbovaného CO₂. Dále dochází k reakci:



U této reakce se plynný vodík negeneruje.

Při teplotě reakce 600 °C vzniká elementární uhlík dle výše uvedené reakce.

Z tohoto porovnání je možno učinit závěr, že dopady reakce Na + CO₂ jsou přijatelnější než dopady reakce Na + H₂O.



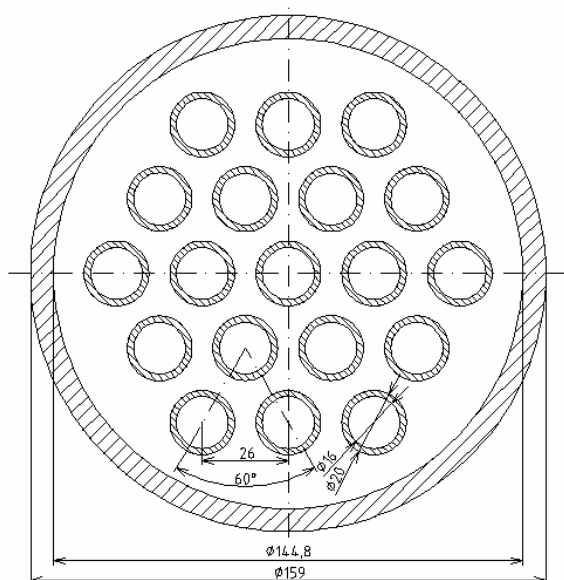
Obr. 3: Průběh tlaku sodíku p a tlaku na stěnu p_w [17]

4 Návrh koncepce výměníku tepla

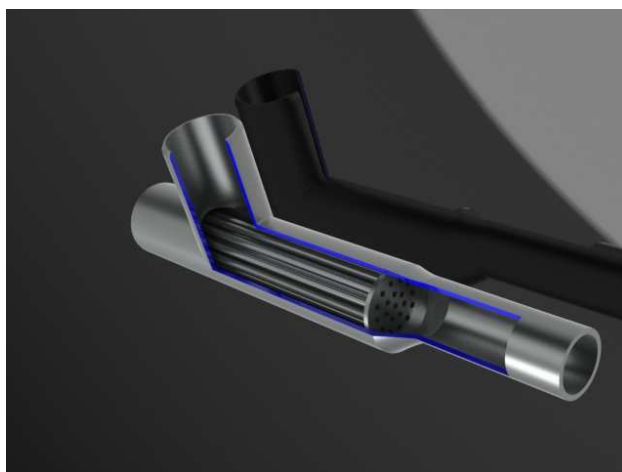
4.1 Koncepční část

4.1.1 Článek výměníku tepla

V této práci je jedním z úkolů navrhnout koncepci výměníku tepla. Koncepčně se bude vycházet z varianty, která je příbuzná řešení pro jadernou elektrárnu A1. Tyto tepelné výměníky se sestávají z modulů tvaru ležatého písmene U. Obalová trubka se tedy volí o vnějším průměru $\Phi 159$ mm a tloušťce stěny 7,1 mm a teplosměnné trubky se volí vnějšího průměru $\Phi 20$ mm a tloušťce stěny 2 mm. Pro výchozí varianty se volí tepelné výměníky z ocelí 17 246, 15 320 a 15 313.



Obr. 4: Řez článkem výměníku tepla



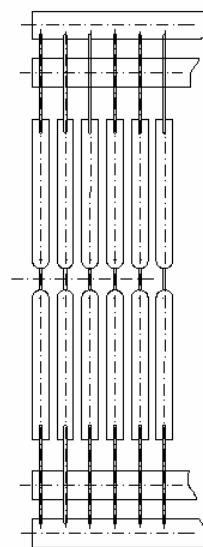
Obr. 5: Řez vyústěním článku tepelného výměníku

4.1.2 Sestavení článků výměníku tepla

Jednotlivé články výměníku tepla budou sestaveny paralelně za sebou se společným přívodem a odvodem teplonosných médií.

4.1.3 Umístění teplotních médií v článku

Jako teplotní média se uvažují sodík v primárním a oxid uhličitý v sekundárním okruhu. Je třeba rozhodnout mezi variantami, kdy se sodík bude nacházet uvnitř trubek a oxid uhličitý v mezitrubkovém prostoru, nebo sodík bude v mezitrubkovém prostoru a oxid uhličitý v trubkách. Dle [2] existují sice jistá doporučení, dle kterých by bylo možné přímo volit variantu s oxidem uhličitým v trubkách, ale vzhledem k tomu, že některá doporučení si v tomto případě navzájem odporují, bude výhodnější provést výpočty pro obě varianty, které se následně porovnají.



Obr. 6: paralelně sestavené články

4.2 Výpočetní část

Výpočetní předpoklady

Vzhledem k tomu, že teplota teplotních médií se při průchodu tepelným výměníkem mění, bere se pro tepelný výpočet a volbu základních rozměrů trubek a trubkovic střední teplota teplosměnné trubky.

Pro pevnostní výpočet se bere maximální provozní teploty média – 545 °C (818 K) a maximální provozní tlak – 8,9 MPa na straně oxidu uhličitého.

Na straně sodíku bude brán tlak atmosférický, respektive se připočte tlak hydrostatický – nejvýše 0,1 MPa. Tento tlak je malý a tudíž vůči tlaku na straně sodíku zanedbatelný, proto pro návrhový výpočet bude brán tlak 8,9 MPa jako střední výpočtová hodnota.

Jako kontrolu tloušťek trubek, trubkovic a obalové trubky bude použita norma ČSN 69 0010.

4.2.1 Obecné vztahy pro výpočet

a) Tepelný výpočet

Výpočet počtu článků

Základní rovnicí tepelné bilance je rovnice tepelného toku:

$$\dot{Q} = c_p \cdot \dot{m} \cdot (T_2 - T_1) \quad [W]$$

Kde \dot{Q} je tepelný tok a \dot{m} je hmotnostní tok, c_p je měrná tepelná kapacita za konstantního tlaku a T_2 a T_1 jsou teploty média. Rovnici tepelného toku můžeme pomocí základních fyzikálních vzorců upravit na tvar:

$$\dot{Q} = c_p \cdot \dot{m} \cdot (T_2 - T_1) = c_p \cdot \rho \cdot \dot{V} \cdot (T_2 - T_1) = c_p \cdot \rho \cdot S_c \cdot w \cdot (T_2 - T_1) = c_p \cdot \rho \cdot S_{cl} \cdot N_{cl} \cdot w \cdot (T_2 - T_1)$$

Kde S_c je celková průtočná plocha tepelného výměníku, S_{cl} je průtočná plocha jednoho článku, N_{cl} počet článků, w je rychlost média a ρ je hustota média.

Z této rovnice se může vyjádřit počet článků:

$$N_{cl} = \frac{\dot{Q}}{c_p \cdot \rho \cdot S_{cl} \cdot w \cdot (T_2 - T_1)} \quad [-]$$

a tepelný tok připadající na jeden článek

$$\dot{Q}_{cl} = \frac{\dot{Q}}{N_{cl}} \quad [W]$$

Určení součinitele přestupu tepla:

Pro určení součinitele přestupu tepla se užívají různé kritériální rovnice. Literatura [3] doporučuje pro stranu sodíku rovnici typu:

$$Nu = 5 + 0,025 Pe^{0,8} \quad [-]$$

platnou v mezích:

$$0,003 \leq Pr \leq 0,05$$

$$10^4 \leq Re \leq 10^6$$

Pro stranu oxidu uhličitého je doporučen vztah:

$$Nu = 0,023 Re^{0,8} Pr^{0,3} \quad [-]$$

Kde Nu je Nusseltovo kritérium a Pe je Pecletovo kritérium definované vztahem:

$$Pe = Pr \cdot Re \quad [-]$$

Symbol Pr značí Prandtlovo kritérium a symbol Re znamená Reynoldsovo kritérium.

Reynoldsovo číslo se spočte:

$$Re = \frac{w \cdot L}{\nu} \quad [-]$$

Symbol ν značí kinematickou viskozitu a symbol L je charakteristický rozměr, který se spočte jako:

$$L = \frac{4S_{\dot{c}l}}{O} \quad [\text{m}]$$

kde O je smáčený obvod průřezu.

Samotný součinitel přestupu tepla:

$$\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda}{L} \quad [\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}]$$

Symbol λ je měrná tepelná vodivost média.

Součinitel prostupu tepla:

Součinitel prostupu tepla se určí pomocí vztahu:

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

V rovnici vystupuje člen d_s - střední průměr trubky:

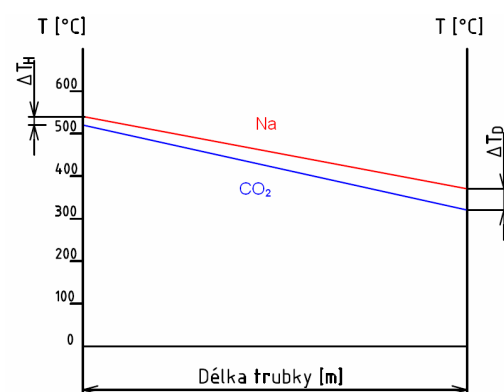
$$d_s = \frac{d_2 + d_1}{2} \quad [\text{m}]$$

Rovnice přestupu tepla:

Rovnice přestupu tepla zní:

$$\dot{Q}_{\dot{c}l} = k \cdot S_{teplo} \cdot \Delta T_s$$

Jednotlivé symboly mají následující význam: k je součinitel prostupu tepla (uveden již výše), S_{teplo} je teplosměnná plocha jednoho článku, ΔT_s je střední logaritmický spád.



Obr. 7: Průběh teplot v tepelném výměníku

Střední logaritmický teplotní spád je definován rovnicí

$$\Delta T_s = \frac{\Delta T_H - \Delta T_D}{\ln\left(\frac{\Delta T_H}{\Delta T_D}\right)}$$

Význam jednotlivých symbolů ΔT_H a ΔT_D je patrný z obrázku 7.

Z rovnice přestupu tepla můžeme vyjádřit teplosměnnou plochu S_{teplo} :

$$S_{teplo} = \frac{\dot{Q}_{ct}}{k \cdot \Delta T_s} \quad [m^2]$$

Celková teplosměnná plocha se získá vynásobením teplosměnné plochy jednoho článku počtem článků.

$$S_c = S_{teplo} \cdot N_{ct} \quad [m^2]$$

Z teplosměnné plochy se může také vyjádřit délka trubky článku:

$$l = \frac{S_{teplo}}{n \cdot d_s^2 \cdot \frac{\pi}{4}} \quad [m]$$

kde n je počet trubek v článku.

b) Hydraulický výpočet

Při průchodu média tepelným výměníkem dochází ke tlakovým ztrátám, které jsou způsobeny jednak místními odpory, jednak třením mezi médiem a povrchem výměníku, označované jako tlakové ztráty třecí. Vzhledem k tomu, že tlakové ztráty způsobené místními odpory jsou vůči tlakovým ztrátám třecím zanedbatelné, nebudou se pro zjednodušení uvažovat. Tlakové ztráty třecí jsou dány rovnicí:

$$\Delta p = \lambda \cdot \frac{l}{d} \cdot \frac{w^2}{2} \cdot \rho \quad [Pa]$$

Koeficient λ je v tomto případě součinitel tlakových ztrát třením. Jeho hodnota se dá zjistit různými rovnicemi, které jsou více či méně přesné. Dalším možným způsobem je odečíst jeho hodnotu z Moodyho diagramu. Všeobecně je součinitel tlakových ztrát funkcí relativní drsnosti potrubí a Reynoldsova čísla (v závislosti na režimu proudění), ale pro zjednodušení bude brána hodnota součinitele tlakové ztráty třecí jako konstantní a rovna $\lambda = 0,025$.

Dále je třeba podotknout, že tlakové ztráty třecí jsou počítány jen v oblasti trubkového svazku.

c) Výpočet poměru výkon-hmotnost

Vzhledem k tomu, že jedním z důležitých faktorů pro návrh výměníku je jeho efektivita, bylo rozhodnuto použít jako další kritérium hmotnostní ukazatel, který dává do poměru celkovou hmotnost tepelného výměníku a celkový přenášený výkon. Tento podíl ukazuje, jaké je efektivní využití výměníku vzhledem k jeho hmotnosti. Celková hmotnost se vypočte pomocí vztahu:

$$m = \rho \cdot \left(\frac{\pi}{4} \cdot (D_1^2 - D_2^2) + n \cdot \frac{\pi}{4} \cdot (d_1^2 - d_2^2) \right) \cdot l \cdot N_{el}$$

Hmotnosti spojovacích trubek, přívodního potrubí a podobných součástí se nebudou ve výpočtu zahrnovat. K porovnání postačí pouze hmotnosti článků tepelného výměníku za předpokladu, že hmotnost ostatního materiálu v tepelném výměníku je úměrná hmotnosti článků.

d) Výpočet základních rozměrů

V pevnostním výpočtu se budu věnovat zejména pevnostní kontrole zvolených trubek a obalové trubky, dále je třeba správně nadimenzovat trubkovnici. K pevnostnímu výpočtu slouží norma ČSN 69 0010, která sice není určena pro tlakové nádoby pracující s radioaktivními látkami, avšak pro tento výpočet je norma dostačující.

Výpočet tloušťky stěny trubky a obalové trubky

Norma ČSN 69 0010 má rozsah platnosti pro trubky splňující podmínku:

$$\frac{D}{D - 2 \cdot s_p} \leq 1,3$$

s_p je zde provedená tloušťka stěny. Pro výpočet tloušťky stěny je nejprve nutné spočítat dovolené napětí σ_D , které se určí jako minimum z následujících hodnot [6]:

$$\sigma_D = \min \left\{ \frac{Re}{x_1}; \frac{Rm}{x_2} \right\} [MPa]$$

Hodnoty x_1 a x_2 jsou bezpečnostní koeficienty, Rm je mez pevnosti, Re je mez kluzu. Samotný výpočet tloušťky stěny s vnitřním přetlakem je [6]:

$$s_o = \frac{p \cdot D}{2 \cdot \sigma_D \cdot v - p} [mm]$$

Koeficient v - součinitel svarového spoje je v tomto případě roven jedné a p je výpočtový přetlak.

Výpočet tloušťky stěny s vnějším přetlakem [6]:

$$s_o = \frac{p \cdot D}{2 \cdot \sigma_D - p} \quad [mm]$$

Výpočet tloušťky trubkovnice

Dle [6] se netrubkované plochy u pevných trubkovnic kontrolují podle vztahu:

$$s_o = C \cdot D_v \sqrt{\frac{p}{\sigma_D}} \quad [mm]$$

konstanta C je u zavařených trubek 0,4 a D_v je vzdálenost středu krajní trubky trubkového svazku od stěny obalové trubky, tj. u trojúhelníkového rozmístění: $t^2 \frac{2\sqrt{3}}{3}$, kde t je rozteč trubek.

4.2.2 Sestavený výpočtový program

Výpočtový program byl sestaven v programu MathCAD. Bohužel tento program není dostatečně kompatibilní s českými textovými editory. Proto při převádění textu do této bakalářské práce vznikly drobné chyby, které nelze odstranit.

a) Program pro koncepci s oxidem uhličitým v mezitrubkovém prostoruGeometrické charakteristiky

vnější průměr pláště	$D_1 := 0.156 \text{ m}$
vnitřní průměr pláště	$D_2 := 0.1446 \text{ m}$
vnější průměr trubek	$d_1 := 0.020 \text{ m}$
vnitřní průměr trubek	$d_2 := 0.016 \text{ m}$
počet trubek	$n := 19$
Průtočný průřez článku	$S_{TR} := \frac{\pi}{4} \cdot D_2^2 - \frac{n}{4} \cdot \pi \cdot d_1^2 = 0.0105 \text{ m}^2$
Průtočný průřez trubek	$S_{tr} := n \cdot \frac{\pi}{4} \cdot d_2^2 = 3.82 \times 10^{-3} \text{ m}^2$
Smáčený obvod pláště	$O_{TR} := \pi D_2 + n \cdot \pi \cdot d_1 = 1.649 \text{ m}$
Charakteristický rozměr článku	$L_{TR} := \frac{4S_{TR}}{O_{TR}} = 0.0255 \text{ m}$
Charakteristický rozměr trubky	$L_{tr} := d_2 = 0.016 \text{ m}$
Přenášený výkon	$Q'_c := 50800000 \text{ W}$
<u>Vlastnosti sodíku</u>	
rychlost sodíku	$w_{Na} := 1.5 \frac{\text{m}}{\text{s}}$
tepelná kapacita sodíku	$c_{pNa} := 1267.6 \frac{\text{J}}{\text{kg K}}$
hustota sodíku	$\rho_{Na} := 842.4 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$
Horní teplota sodíku	$T_{1Na} := 545 + 273 = 818 \text{ K}$
Dolní teplota sodíku	$T_{2Na} := 370 + 273 = 643 \text{ K}$
Teplotní rozdíl na straně sodíku	$\Delta T_{Na} := T_{1Na} - T_{2Na} = 175 \text{ K}$

Střední teplota sodíku $T_{sNa} := \frac{T_{1Na} + T_{2Na}}{2} = 730.5 \quad K$

Výpočet počtu článku

$$N'_{\text{el}} := \frac{Q'_c}{c_{pNa} \cdot \Delta T_{Na} \cdot S_{tr} \cdot w_{Na} \cdot \rho_{Na}} = 474.406$$

$$N_{\text{el}} := \text{ceil}(N'_{\text{el}}) = 475$$

Vlastnosti oxidu uhličitého

tepelná kapacita CO₂ $c_{pCO_2} := 1170.7 \quad \frac{J}{kg \cdot K}$

hustota CO₂ $\rho_{CO_2} := 67.756 \quad \frac{kg}{m^3}$

Horní teplota CO₂ $T_{1CO_2} := 520 + 273 = 793 \quad K$

Dolní teplota CO₂ $T_{2CO_2} := 324 + 273 = 597 \quad K$

Střední teplota CO₂ $T_{sCO_2} := \frac{T_{1CO_2} + T_{2CO_2}}{2} = 695 \quad K$

Teplotní rozdíl na straně CO₂ $\Delta T_{CO_2} := T_{1CO_2} - T_{2CO_2} = 196 \quad K$

Výpočet rychlosti oxidu uhličitého

$$w_{CO_2} := \frac{Q'_c}{c_{pCO_2} \rho_{CO_2} \Delta T_{CO_2} N_{\text{el}} S_{TR}} = 6.552 \quad \frac{m}{s}$$

Tepelný výkon připadající a jeden článku $Q'_{\text{el}} := \frac{Q'_c}{N_{\text{el}}} = 1.069 \times 10^6 \quad W$

Horní teplotní rozdíl $\Delta T_H := T_{1Na} - T_{1CO_2} = 25 \quad K$

Dolní teplotní rozdíl $\Delta T_D := T_{2Na} - T_{2CO_2} = 46 \quad K$

Střední teplotní spád $\Delta T_s := \frac{\Delta T_H - \Delta T_D}{\ln\left(\frac{\Delta T_H}{\Delta T_D}\right)} = 34.439 \quad K$

Výpočet součinitelů přestupu teplaNa straně sodíku

Kinematická viskozita sodíku	$\nu_{\text{Na}} := 0.00000030 \frac{\text{m}^2}{\text{s}}$
Reynoldsovo kritérium pro sodík	$\text{Re}_{\text{Na}} := \frac{w_{\text{Na}} \cdot L_{\text{tr}}}{\nu_{\text{Na}}} = 7.792 \times 10^4$
Prandtlovo kritérium	$\text{Pr}_{\text{Na}} := 0.0047$
Nusseltovo kritérium	$\text{Nu}_{\text{Na}} := 5 + 0.025(\text{Re}_{\text{Na}} \cdot \text{Pr}_{\text{Na}})^{0.8} = 7.85$
Rovnice je platná za podmínek:	$10^4 \leq \text{Re} \leq 10^6$ $0.003 \leq \text{Pr} \leq 0.05$
Součinitel tepelné vodivosti	$\lambda_{\text{Na}} := 68.2 \frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}}$
Součinitel přestupu tepla	$\alpha_{\text{Na}} := \frac{\text{Nu}_{\text{Na}} \cdot \lambda_{\text{Na}}}{L_{\text{tr}}} = 33459.671 \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \cdot \text{K}}$

Na straně oxidu uhličitého

Kinematická viskozita CO ₂	$\nu_{\text{CO}_2} := 0.0000004 \frac{\text{m}^2}{\text{s}}$
Reynoldsovo kritérium pro sodík	$\text{Re}_{\text{CO}_2} := \frac{w_{\text{CO}_2} \cdot L_{\text{TR}}}{\nu_{\text{CO}_2}} = 3.551 \times 10^5$
Prandtlovo kritérium	$\text{Pr}_{\text{CO}_2} := 0.737$
Nusseltovo kritérium	$\text{Nu}_{\text{CO}_2} := 0.023 \text{Re}_{\text{CO}_2}^{0.8} \cdot \text{Pr}_{\text{CO}_2}^{0.3} = 578.627$
Součinitel tepelné vodivosti	$\lambda_{\text{CO}_2} := 0.0509 \frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}}$
Součinitel přestupu tepla	$\alpha_{\text{CO}_2} := \frac{\text{Nu}_{\text{CO}_2} \cdot \lambda_{\text{CO}_2}}{L_{\text{TR}}} = 1156.993 \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \cdot \text{K}}$

Výpočet součinitele prostupu tepla

Střední teplota trubky	$T_{\text{str}} := \frac{T_{\text{sNa}} + T_{\text{sCO}_2}}{2} = 712.75 \text{ K}$
Střední průměr trubky	$d_s := \frac{d_2 + d_1}{2} = 0.018 \text{ m}$

Součinitel tepelné vodivosti trubky $\lambda_{tr} := 3\epsilon \frac{W}{m \cdot K}$ (Pro teplotu T_{str})

Součinitel prostupu tepla

$$k := \frac{1}{\frac{1}{\alpha_{Na}} \cdot \frac{d_s}{d_2} + \frac{d_s}{2\lambda_{tr}} \cdot \ln\left(\frac{d_1}{d_2}\right) + \frac{1}{\alpha_{CO2}} \cdot \frac{d_s}{d_1}} = 1158.754 \frac{W}{m^2 \cdot K}$$

Výpočet teplosměnné plochy $S_{teplo} := \frac{Q'_{\dot{e}l}}{k \cdot \Delta T_s} = 26.799 \text{ m}^2$

Celková teplosměnná plocha $S_c := S_{teplo} \cdot N_{\dot{e}l} = 12729.639$

Výpočet délky trubek $l_{tr} := \frac{S_{teplo}}{n \cdot \pi \cdot d_s} = 24.943 \text{ m}$

Hydraulický výpočet

koeficient λ $\lambda' := \frac{64}{Re_{CO2}} = 0 \quad \lambda := 0.02\epsilon$

Tlaková ztráta třecí $\Delta p_{tr} := \lambda \cdot \frac{l_{tr}}{L_{TR}} \cdot \frac{w_{CO2}^2}{2} \cdot \rho_{CO2} = 35608.517 \text{ Pa}$

Výpočet hmotnostního ukazatele

Celková délka trubek: $l_{ctr} := N_{\dot{e}l} \cdot n \cdot l_{tr} = 225109.437 \text{ m}$

celkový objem $V_c := \frac{\pi}{4} \cdot \left[(D_1^2 - D_2^2) + n \cdot (d_1^2 - d_2^2) \right] \cdot N_{\dot{e}l} \cdot l_{tr} = 65.602 \text{ m}^3$

hustota oceli 17 246 $\rho_{17246} := 7900 \frac{kg}{m^3}$

hustota oceli 17 246 $\rho_{15320} := 7840 \frac{kg}{m^3}$

hustota oceli 17 246 $\rho_{15313} := 7840 \frac{kg}{m^3}$

celková hmotnost $m_c := V_c \cdot \rho_{15320} = 514319.153 \text{ kg}$

Plocha zastavěná výměníkem

$S_v := (6.46) \cdot (D_1 + 0.005) \cdot \frac{N_{\dot{e}l}}{2} = 251.6 \text{ m}^2$

b) Program pro koncepci s oxidem uhličitým v trubkovém prostoruGeometrické charakteristiky

vnější průměr pláště	$D_1 := 0.156 \text{ m}$
vnitřní průměr pláště	$D_2 := 0.1446 \text{ m}$
vnější průměr trubek	$d_1 := 0.020 \text{ m}$
vnitřní průměr trubek	$d_2 := 0.016 \text{ m}$
počet trubek	$n := 19$
Průtočný průřez článku	$S_{TR} := \frac{\pi}{4} \cdot D_2^2 - \frac{n}{4} \cdot \pi \cdot d_1^2 = 0.0105 \text{ m}^2$
Průtočný průřez trubek	$S_{tr} := n \cdot \frac{\pi}{4} \cdot d_2^2 = 3.82 \times 10^{-3} \text{ m}^2$

Vlastnosti sodíku

Přenášený výkon	$Q'_c := 50800000 \text{ W}$
tepelná kapacita sodíku	$c_{pNa} := 1267.6 \frac{\text{J}}{\text{kg K}}$
rychlost sodíku	$w_{Na} := 1.5 \frac{\text{m}}{\text{s}}$
hustota sodíku	$\rho_{Na} := 842.4 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$
Horní teplota sodíku	$T_{1Na} := 545 + 273 = 818 \text{ K}$
Dolní teplota sodíku	$T_{2Na} := 370 + 273 = 643 \text{ K}$
Teplotní rozdíl na straně sodíku	$\Delta T_{Na} := T_{1Na} - T_{2Na} = 175 \text{ K}$
Střední teplota sodíku	$T_{sNa} := \frac{T_{1Na} + T_{2Na}}{2} = 730.5 \text{ K}$

Výpočet počtu článku

$$N'_{\text{el}} := \frac{Q'_c}{c_{pNa} \cdot \Delta T_{Na} \cdot S_{TR} \cdot w_{Na} \cdot \rho_{Na}} = 172.627$$

$$N_{\text{el}} := \text{ceil}(N'_{\text{el}}) = 173$$

Vlastnosti oxidu uhličitého

tepelná kapacita CO ₂	$c_{pCO_2} := 1170 \cdot \frac{J}{kg \cdot K}$
hustota CO ₂	$\rho_{CO_2} := 67.75 \frac{kg}{m^3}$
Horní teplota CO ₂	$T_{1CO_2} := 520 + 273 = 793 \quad K$
Dolní teplota CO ₂	$T_{2CO_2} := 324 + 273 = 597 \quad K$
Střední teplota CO ₂	$T_{sCO_2} := \frac{T_{1CO_2} + T_{2CO_2}}{2} = 695 \quad K$
Teplotní rozdíl na straně CO ₂	$\Delta T_{CO_2} := T_{1CO_2} - T_{2CO_2} = 196 \quad K$

Výpočet rychlosti oxidu uhličitého

$$w_{CO_2} := \frac{Q'_c}{c_{pCO_2} \rho_{CO_2} \Delta T_{CO_2} N_{\text{el}} \cdot S_{tr}} = 49.441 \quad \frac{m}{s}$$

Tepelný výkon připadající a jeden článek

$$Q'_{\text{el}} := \frac{Q'_c}{N_{\text{el}}} = 2.936 \times 10^6 \quad W$$

Horní teplotní rozdíl	$\Delta T_H := T_{1Na} - T_{1CO_2} = 25 \quad K$
Dolní teplotní rozdíl	$\Delta T_D := T_{2Na} - T_{2CO_2} = 46 \quad K$
Střední teplotní spád	$\Delta T_s := \frac{\Delta T_H - \Delta T_D}{\ln\left(\frac{\Delta T_H}{\Delta T_D}\right)} = 34.439 \quad K$

Výpočet součinitelů přestupu teplaNa straně sodíku

Smáčený obvod pláště	$O_{TR} := \pi D_2 + n \cdot \pi \cdot d_1 = 1.649 \quad m$
Charakteristický rozměr článku	$L_{TR} := \frac{4S_{TR}}{O_{TR}} = 0.0255 \quad m$
Kinematická viskozita sodíku	$\nu_{Na} := 0.00000030 \quad \frac{m^2}{s}$

Reynoldsovo kritérium pro sodík	$Re_{Na} := \frac{w_{Na} \cdot L_{TR}}{v_{Na}} = 1.24 \times 10^5$
Prandtlovo kritérium	$Pr_{Na} := 0.0047$
Nusseltovo kritérium	$Nu_{Na} := 5 + 0.025(Re_{Na} \cdot Pr_{Na})^{0.8} = 9.1$
Rovnice je platná za podmínek:	$10^4 \leq Re \leq 10^6$ $0.003 \leq Pr \leq 0.05$
Součinitel tepelné vodivosti	$\lambda_{Na} := 68.2 \frac{W}{mK}$
Součinitel přestupu tepla	$\alpha_{Na} := \frac{Nu_{Na} \cdot \lambda_{Na}}{L_{TR}} = 24456.468 \frac{W}{m^2K}$

Na straně oxidu uhličitého

Charakteristický rozměr trubky	$L_{tr} := d_2 = 0.016 \quad m$
Kinematická viskozita CO ₂	$\nu_{CO_2} := 0.0000004 \frac{m^2}{s}$
Reynoldsovo kritérium pro sodík	$Re_{CO_2} := \frac{w_{CO_2} \cdot L_{tr}}{\nu_{CO_2}} = 1.683 \times 10^6$
Prandtlovo kritérium	$Pr_{CO_2} := 0.737$
Nusseltovo kritérium	$Nu_{CO_2} := 0.023 Re_{CO_2}^{0.8} \cdot Pr_{CO_2}^{0.3} = 2009$
Součinitel tepelné vodivosti	$\lambda_{CO_2} := 0.0509 \frac{W}{mK}$
Součinitel přestupu tepla	$\alpha_{CO_2} := \frac{Nu_{CO_2} \cdot \lambda_{CO_2}}{L_{tr}} = 6395.378 \frac{W}{m^2K}$

Výpočet součinitele prostupu tepla

Střední teplota trubky	$T_{str} := \frac{T_{sNa} + T_{sCO_2}}{2} = 712.75 \quad K$
Střední průměr trubky	$d_s := \frac{d_2 + d_1}{2} = 0.018 \quad m$
Součinitel tepelné vodivosti trubky	$\lambda_{tr} := 39 \frac{W}{mK} \quad (\text{Pro teplotu } T_{str})$

Součinitel prostupu tepla

$$k := \frac{1}{\frac{1}{\alpha_{\text{Na}}} \cdot \frac{d_s}{d_1} + \frac{d_s}{2\lambda_{\text{tr}}} \cdot \ln\left(\frac{d_1}{d_2}\right) + \frac{1}{\alpha_{\text{CO}_2}} \cdot \frac{d_s}{d_2}} = 3.785 \times 10^3 \quad \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}}$$

Výpočet teplosměnné plochy $S_{\text{teplo}} := \frac{Q'_{\text{el}}}{k \cdot \Delta T_s} = 22.527 \quad \text{m}^2$

Celková teplosměnná plocha $S_c := S_{\text{teplo}} \cdot N_{\text{el}} = 3897.132$

Výpočet délky trubek $l_{\text{tr}} := \frac{S_{\text{teplo}}}{n \cdot \pi \cdot d_s} = 20.966 \quad \text{m}$

Tlakový výpočet

koeficient λ $\lambda := 0.02$

Tlaková ztráta třecí $\Delta p_{\text{tr}} := \lambda \cdot \frac{l_{\text{tr}}}{d_2} \cdot \frac{w_{\text{CO}_2}^2}{2} \cdot \rho_{\text{CO}_2} = 2712877.785 \quad \text{Pa}$

Výpočet hmotnostního ukazatele

Celková délka trubek $l_{\text{ctr}} := N_{\text{el}} \cdot l_{\text{tr}} \cdot n = 68916 \quad \text{m}$

Celková délka pláště $l_{\text{cTR}} := N_{\text{el}} \cdot l_{\text{tr}} = 3627.18 \quad \text{m}$

celkový objem $V_c := \frac{\pi}{4} \cdot \left[(D_1^2 - D_2^2) + n \cdot (d_1^2 - d_2^2) \right] \cdot N_{\text{el}} \cdot l_{\text{tr}} = 20.084 \quad \text{m}^3$

hustota oceli 17 246 $\rho_{17246} := 7900 \quad \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$

hustota oceli 17 246 $\rho_{15320} := 7840 \quad \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$

hustota oceli 17 246 $\rho_{15313} := 7840 \quad \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$

celková hmotnost $m_c := V_c \cdot \rho_{15320} = 157456.907$

Půdorysná plocha zastavěná výměníkem

$S_v := (6.46) \cdot (D_1 + 0.005) \cdot \frac{N_{\text{el}}}{2} = 91.6$

5 Návrh výměníku tepla z materiálu 17 246

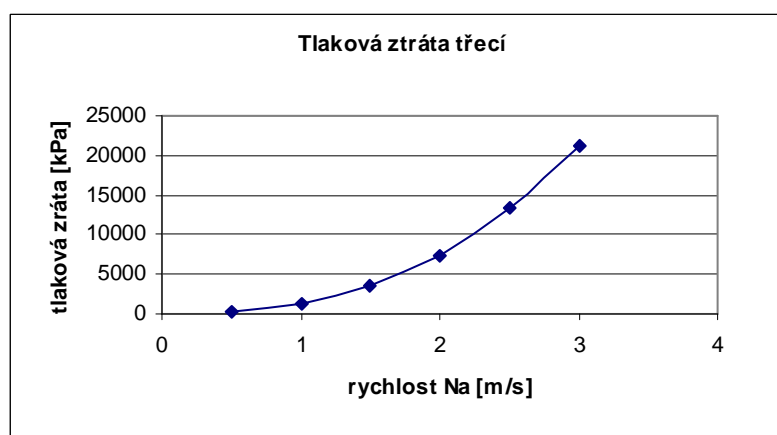
V tomto návrhu tepelného výměníku budou veškeré komponenty tepelného výměníku ve styku s pracovními látkami z nerezové oceli 17 246 dle ČSN 41 7246.

5.1 Návrh pro oxid uhličitý v trubkovém prostoru

Hydraulický výpočet

w_{Na}	Tlaková ztráta
[m/s]	[Pa]
0,5	2,3E+05
1	1,3E+06
1,5	3,6E+06
2	7,4E+06
2,5	1,3E+07
3	2,1E+07

Tab. 2: Tlaková ztráta třecí u návrhu z oceli 17 246 a CO_2 v trubkách



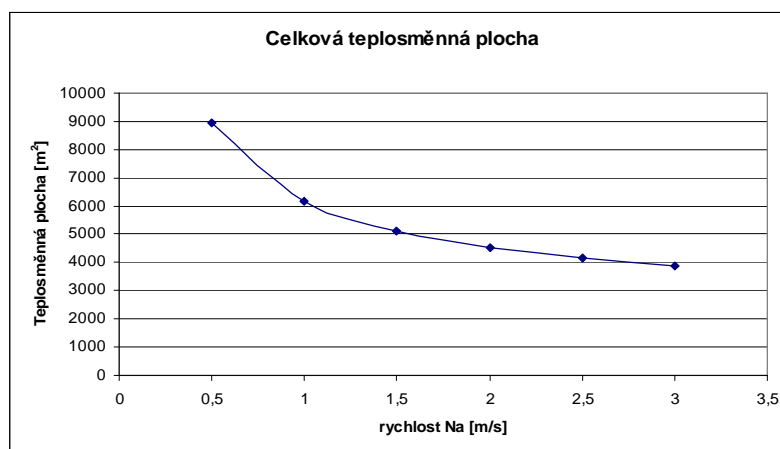
Obr. 8: Grafické znázornění tabulky 2

Dle [2] by tlakové ztráty neměly přesáhnout 50 kPa. Tato podmínka je v této koncepci splněna při rychlosti sodík ještě menší, než je 0,5 m/s. Při rychlosti 0,5 m/s je tlaková ztráta třecí asi 236 kPa, bylo by tedy možné uvažovat vyšší tlakové ztráty za použití výkonnějšího čerpadla při menších konstrukčních nákladech na množství trubek. V tom případě by ovšem bylo zapotřebí další rozvahy o nákladech na čerpací energii vzhledem k ušetřeným nákladům na výstavbu výměníku.

Tepelný výpočet

w_{Na}	S_{teplo}
[m/s]	[m ²]
0,5	8,95E+03
1	6,18E+03
1,5	5,11E+03
2	4,53E+03
2,5	4,14E+03
3	3,88E+03

Tab. 3: Celk. teplosměnná plocha u návrhu z oceli 17 246 s CO_2 v trubkách



Obr. 9: Grafické znázornění tabulky 3

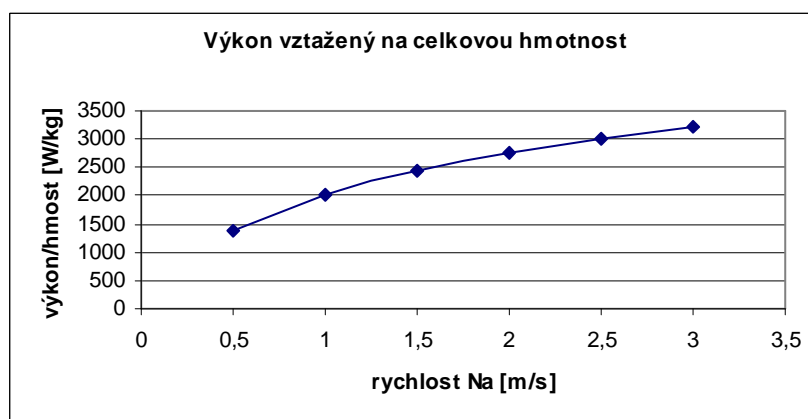
Celková teplosměnná plocha má s rostoucí rychlostí sodíku klesající charakter. Zhruba od rychlosti 1,5 m/s je pokles již velmi pozvolný a od poslední hodnoty pro rychlost sodíku 3 m/s se celková délka liší od bodu pro 1,5 m/s asi o 1000 m², tj. o 20 % nákladů na materiál. S ohledem na vysoké tlakové ztráty (a tudíž i vysoké náklady na čerpací energii) je pro tento interval rychlosti sodíku konstrukce tepelného výměníku neekonomická.

Ukazatel poměru výkon - hmotnost

Jako porovnávací veličina je použit celkový výkon vztažený na celkovou hmotnost výměníku, jelikož na této veličině je zřetelně vidět efektivita využití celkového systému.

w_{Na} [m/s]	Výkon/hmotnost [W/kg]
0,5	1,4E+03
1	2,0E+03
1,5	2,4E+03
2	2,8E+03
2,5	3,0E+03
3	3,0E+03

Tab. 4: Poměr výkonu a hmotnosti u návrhu z oceli 17 246 a CO₂ v trubkách



Obr. 10: Grafické znázornění tabulky 4

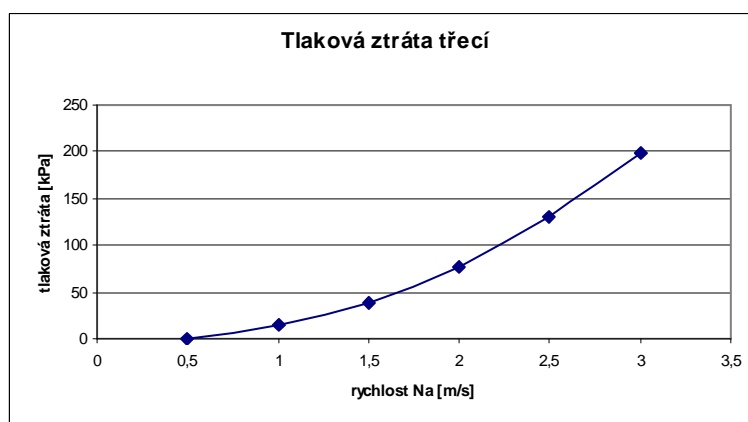
Z grafu je patrné, že v celém intervalu rychlosti sodíku má sledovaná veličina rostoucí charakter. Dále je možno si povšimnout, že rychlost růstu pozvolna, ale stabilně, klesá.

5.2 Návrh pro oxid uhličitý v mezitrubkovém prostoru

Hydraulický výpočet:

w_{Na} [m/s]	Tlaková ztráta [Pa]
0,5	6,7E+01
1	1,5E+04
1,5	3,9E+04
2	7,7E+04
2,5	1,3E+05
3	2,0E+05

Tab. 5: Tlaková ztráta třecí u návrhu z oceli 17 246 a CO₂ mezi trubkami



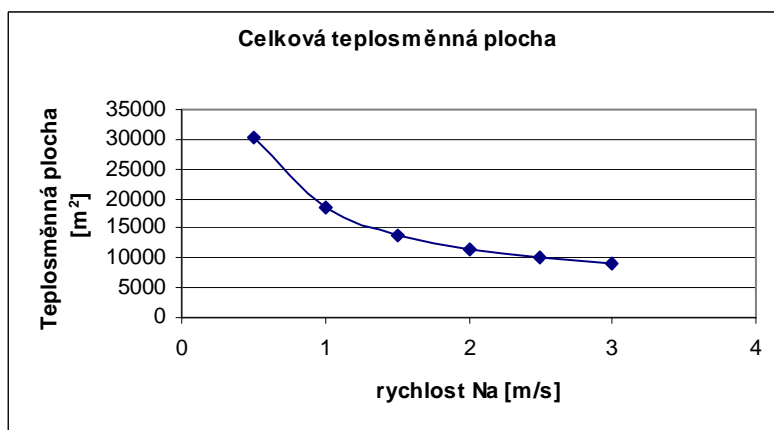
Obr. 12: Grafické znázornění tabulky 5

Je patrné, že pro stejné rychlosti je má varianta s oxidem uhličitým v mezitrubkovém prostoru mnohem nižší tlakové ztráty třecí, než varianta s oxidem uhličitým v trubkách. Hranice tlakové ztráty třecí 50 kPa je zde dosaženo až při rychlosti sodíku cca 1,6 m/s.

Tepelný výpočet

w_{Na} [m/s]	S_c [m ²]
0,5	3,0E+04
1	1,8E+04
1,5	1,4E+04
2	1,2E+04
2,5	1,0E+04
3	9,0E+03

Tab. 6: Celk teplosměnná plocha u návrhu z oceli 17 246 a CO₂ mezi trubkami



Obr. 13: Grafické znázornění tabulky 6

Ve srovnání s předchozí variantou má tato koncepce mnohem vyšší nároky na teplosměnnou plochu, které ale velmi rychle klesají a od rychlosti sodíku cca 1,5 m/s se mění již velmi pozvolna. Vyšší nároky na teplosměnnou plochu se samozřejmě projeví na efektivitě systému (poměr výkon/celková hmotnost).

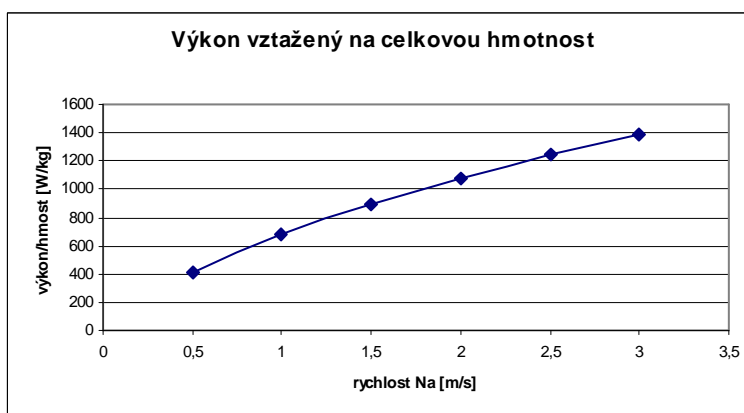
Vzhledem ke tlakovým ztrátám třecím byla zvolena maximální rychlost sodíku 1,6 m/s (pro 50 kPa). Tomu odpovídá teplosměnná plocha $14 \cdot 10^3 \text{ m}^2$. V koncepci s oxidem uhličitým v trubkách byla jako referenční hodnota zvolena rychlost sodíku 0,5 m/s (při tlakové ztrátě 230 kPa). Tomu odpovídá teplosměnná plocha $8,95 \cdot 10^3 \text{ m}^2$ (při rychlosti sodíku 0,26 m/s je tlaková ztráta třecí téměř 50 kPa a teplosměnná plocha $13\,324 \text{ m}^2$). Z toho se dá odvodit, že při podmínce dovolených tlakových ztrát 50 kPa je výhodnější varianta s oxidem uhličitým v trubkách.

Pokud by se ovšem pro variantu oxid uhličitý mezi trubkami dovolily stejné tlakové ztráty třecí jako pro variantu předchozí, tj. dovolenou tlakovou ztrátu více jak 200 kPa, mohlo by se počítat s hodnotami (u varianty s oxidem uhličitým mezi trubkami) pro rychlost sodíku 3 m/s. Tomu odpovídá teplosměnná plocha $9 \cdot 10^3 \text{ m}^2$. Varianta s oxidem uhličitým v trubkách se tedy celkově jeví o něco málo výhodnější, spíše by ale přišly na řadu další kritéria hodnocení, která by rozhodla o vhodnosti té či oné varianty.

Ukazatel poměru výkon - hmotnost

w_{Na}	Výkon/hmotnost
[m/s]	[W/kg]
0,5	4,1E+02
1	6,8E+02
1,5	8,9E+02
2	1,1E+03
2,5	1,2E+03
3	1,4E+03

Tab. 7: Poměr výkonu a hmotnosti u návrhu z oceli 17 246 a CO_2 mezi trubkami



Obr. 14: Grafické znázornění tabulky 7

I pro tuto variantu má teplosměnná plocha v závislosti na rychlosti sodíku rostoucí charakter. Oproti variantě s oxidem uhličitým v trubkách je zřetelné, že výkon připadající na jednotku hmotnosti u varianty s oxidem uhličitým v mezitrubkovém prostoru je méně než poloviční oproti variantě s oxidem uhličitým v trubkách.

5.3 Shrnutí

Z porovnání obou koncepcí pro ocel 17 246 vyplývá, že při nižších rychlostech a dovolených tlakových ztrátách třecích je varianta s oxidem uhličitým v trubkách ekonomičtější. I pokud bychom povolili vyšší tlakové ztráty třecí za cenu vyšších nákladů na čerpání média, jako ekonomičtější se stále jeví varianta s oxidem uhličitým v trubkovém prostoru a to díky lepšímu poměru výkon/hmotnost.

6 Návrh výměníku tepla z materiálu 15 320

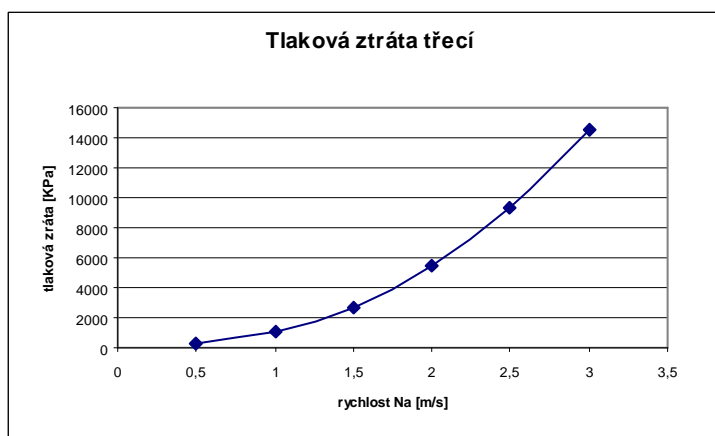
V tomto případě budou veškeré komponenty výměníku ve styku s pracovními látkami z nízkolegované oceli 15 320 dle ČSN 41 5320.

6.1 Návrh pro oxid uhličitý v trubkovém prostoru

Hydraulický výpočet

w_{Na}	Tlaková ztráta
[m/s]	[Pa]
0,5	2,0E+05
1	1,0E+06
1,5	2,7E+06
2	5,4E+06
2,5	9,4E+06
3	1,5E+07

Tab. 8: Tlaková ztráta třecí u návrhu z oceli 15 320 a CO_2 v trubkách



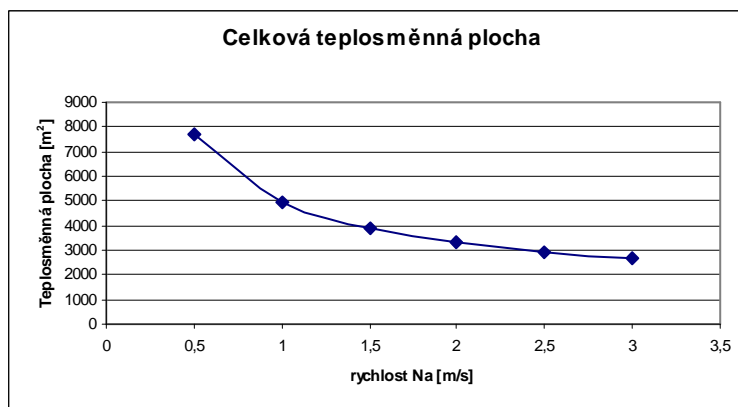
Obr. 15: Grafické znázornění tabulky 8

Je vidět, že rychlost nárůstu tlakových ztrát třecích je v závislosti na rychlosti sodíku stále poměrně velká, ale ve srovnání se stejnou geometrií výměníku za použití oceli 17 246 jsou tlakové ztráty třecí při v jednotlivých bodech pro vyšší rychlosti menší v řádech desítek procent. Omezení tlakových ztrát třecích 50 kPa je zde dosaženo při rychlosti sodíku opět asi při 0,26 m/s. Při rychlosti sodíku 0,5 m/s je tlaková ztráta třecí 201 kPa.

Tepelný výpočet

w_{Na}	S_c
[m/s]	[m ²]
0,5	7,74E+03
1	4,96E+03
1,5	3,90E+03
2	3,31E+03
2,5	2,93E+03
3	2,66E+03

Tab. 9: Celk. teplosměnná plocha u návrhu z oceli 15 320 a CO_2 v trubkách



Obr. 16: Grafické znázornění tabulky 9

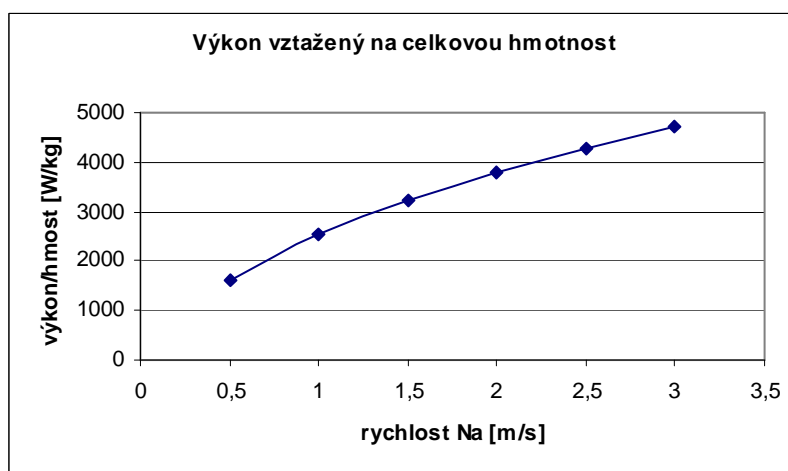
Oproti oceli tepelného výměníku z materiálu 17 246 vykazuje použití oceli 15 320 úsporu v celkové teplosměnné ploše. Je tomu zejména díky lepší tepelné vodivosti. V závislosti na rychlosti sodíku se úspora pohybuje od 13 do 29% (s rostoucí rychlostí sodíku úspora roste). Také na tomto grafu se dá vypočítat, že cca od rychlosti sodíku 1,5 m/s je pokles celkové délky trubek již velmi pozvolný, ale i přesto je rozdíl celkové teplosměnné plochy mezi rychlostí 1,5 m/s a 3 m/s asi 1250 m² (20 %).

Pro další porovnání je vhodné uvést, že pro rychlost 0,26 m/s (tlaková ztráta třecí cca 45 kPa) je celková teplosměnná plocha rovna 12 109 m² (hodnota je vypočtena, ale není v grafu zakreslena).

Ukazatel poměru výkon - hmotnost

w_{Na} [m/s]	výkon/hmotnost [W/kg]
0,5	1,63E+03
1	2,53E+03
1,5	3,23E+03
2	3,80E+03
2,5	4,29E+03
3	4,72E+03

Tab. 10: Poměr výkonu a hmotnosti u návrhu z oceli 15 320 a CO₂ v trubkách



Obr. 17: Grafické znázornění tabulky 10

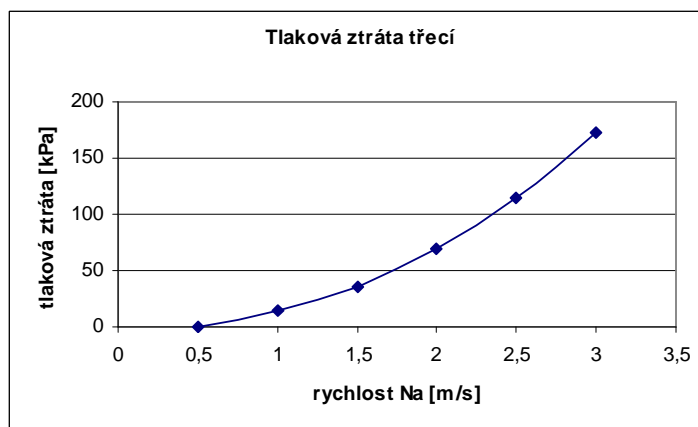
Ve srovnání s ocelí 17 246, při stejné koncepci výměníku, má celková teplosměnná plocha výrazně větší gradient růstu. Současně jsou i hodnoty pro jednotlivé měření vyšší, což dokazuje lepší efektivitu systému.

6.2 Návrh pro oxid uhličitý v mezitrubkovém prostoru

Hydraulický výpočet

w_{Na}	Tlaková ztráta
[m/s]	[Pa]
0,5	6,5E+01
1	1,4E+04
1,5	3,6E+04
2	6,9E+04
2,5	1,1E+05
3	1,7E+05

Tab. 11: Tlaková ztráta třecí u návrhu z oceli 15 320 a CO₂ mezi trubkami



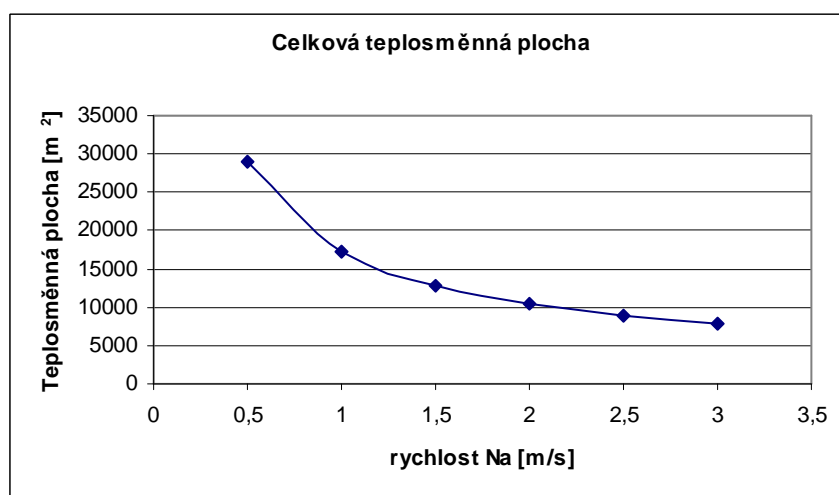
Obr. 18: Grafické znázornění tabulky 11

Z grafu je vidět, že tlakové ztráty třecí jsou oproti všem předešlým koncepcím nižší. Mezní hranice tlakové ztráty třecí je zde dosaženo až při rychlosti 1,7 m/s.

Tepelný výpočet

w_{Na}	S_c
[m/s]	[m ²]
0,5	2,9E+04
1	1,7E+04
1,5	1,3E+04
2	1,0E+04
2,5	8,8E+03
3	7,8E+03

Tab. 12: Celk. teplosměnná plocha u návrhu z oceli 15 320 a CO₂ mezi trubkami



Obr. 19: Grafické znázornění tabulky 12

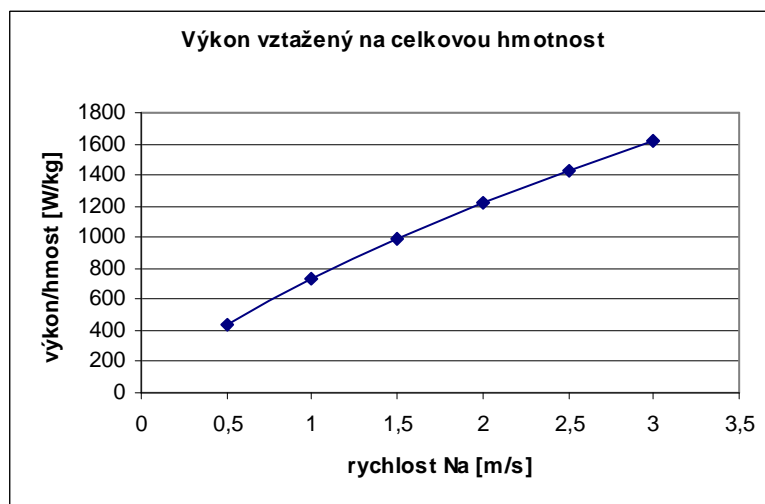
Opět je vidět, že nároky na teplosměnnou plochu u varianty s oxidem uhličitým mezi trubkami jsou mnohem vyšší, a to až několikanásobně. Při kritériu maximálních tlakových ztrátách třecích 50 kPa (ve variantě „oxid uhličitý v trubkovém prostoru“ při rychlosti 0,26 m/s a celkové teplosměnné ploše 12 109 m²) jsou obě varianty zhruba stejné.

Při vyšších tlakových ztrátách třecích (200 kPa) je u varianty s oxidem uhličitým v trubkovém prostoru velikost teplosměnné plochy 7740 m² a u varianty s oxidem uhličitým v mezitrubkovém 7,8 km². Obě varianty jsou tedy srovnatelné.

Ukazatel poměru výkon - hmotnost

w_{Na} [m/s]	výkon/hmotnost [W/kg]
0,5	4,3E+02
1	7,3E+02
1,5	9,9E+02
2	1,2E+03
2,5	1,4E+03
3	1,6E+03

Tab. 13: Poměr výkonu a hmotnosti u návrhu z oceli 15 320 a CO₂ mezi trubkami



Obr. 20: Grafické znázornění tabulky 13

Oproti variantě s oxidem uhličitým trubkovém prostoru je vidět, že poměr výkon/hmotnost je opět několikanásobně menší, systém je tedy méně účinný.

6.3 Shrnutí

Při použití oceli 15 320 pro hraniční třecí ztrátu 50 kPa se jeví varianta s oxidem uhličitým mezi trubkami jako ekonomičtější, co se týče celkové teplosměnné plochy i efektivity systému vzhledem k celkové hmotnosti. Při výběru koncepce by se ovšem mohly zvážit další kritéria výběru, jako např.: bezpečnost provozu v případě havárie, maximální možná délka trubek dodaných od výrobce, zastavěná půdorysná plocha atd.

7 Návrh výměníku tepla z materiálu 15 313

V tomto případě budou veškeré komponenty výměníku ve styku s pracovními látkami z nízkolegované oceli 15 313 kvality dle ČSN 41 5313.

Tepelná vodivost oceli 15 313 je $\lambda = 38,5 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$, což je hodnota srovnatelná s hodnotou tepelné vodivosti oceli 15 320: $\lambda = 39 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$. Tato podobnost vede následně na podobné výsledky při výpočtu koeficientu prostupu tepla k , tudíž i na podobné výsledky co se týče délky trubek, tlakových ztrát třecích apod. Vzhledem k tomu, že ocel 15 313 má oproti oceli 15 320 součinitel tepelné vodivosti menší, budou i výsledky výpočtů méně příznivé, i když rozdíl výsledků, jak již bylo předesláno, není tak významný. Pro porovnání jsou uvedeny výsledky výpočtů:

7.1 Návrh pro oxid uhličitý v trubkovém prostoru:

Hydraulický výpočet:

Ocel 15 320 ($\lambda = 39 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	
w_{Na}	Tlaková ztráta
[m/s]	[Pa]
0,5	6,5E+01
1	1,4E+04
1,5	3,6E+04
2	6,9E+04
2,5	1,1E+05
3	1,7E+05

Tab. 14: Tlaková ztráta třecí u návrhu z oceli 15 320 a CO_2 v trubkách

Ocel 15 313 ($\lambda = 38,5 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	
w_{Na}	Tlaková ztráta
[m/s]	[Pa]
0,5	6,5E+01
1	1,4E+04
1,5	3,6E+04
2	6,9E+04
2,5	1,1E+05
3	1,7E+05

Tab. 15: Tlaková ztráta třecí u návrhu z oceli 15 313 a CO_2 v trubkách

Tepelný výpočet:

Ocel 15 320 ($\lambda = 39 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	
w_{Na}	S_c
[m/s]	[m ²]
0,5	7736,8
1	4963,7
1,5	3897,2
2	3309,9
2,5	2928,4
3	2663,2

Tab. 16: Celková teplosměnná plocha u návrhu z oceli 15 320 a CO_2 v trubkách

Ocel 15 313 ($\lambda = 38,5 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	
w_{Na}	S_c
[m/s]	[m ²]
0,5	7746,7
1	4973,6
1,5	3907,0
2	3319,8
2,5	2938,3
3	2673,1

Tab. 17: Celková teplosměnná plocha u návrhu z oceli 15 313 a CO_2 v trubkách

Ukazatel poměru výkon - hmotnost

Ocel 15 320 ($\lambda = 39 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	
w_{Na}	výkon/hmotnost
[m/s]	[W/kg]
0,5	1625,1
1	2533,1
1,5	3226,3
2	3798,6
2,5	4293,6
3	4721,1

Tab. 18: Celková teplosměnná plocha návrhu z oceli 15 320 a CO_2 v trubkách

Ocel 15 313 ($\lambda = 38,5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	
w_{Na}	výkon/hmotnost
[m/s]	[W/kg]
0,5	1623,0
1	2528,1
1,5	3218,1
2	3787,3
2,5	4279,2
3	4703,7

Tab. 19: Celková teplosměnná plocha návrhu z oceli 15 313 a CO_2 v trubkách

7.2 Návrh pro oxid uhličitý v mezitrubkovém prostoru

Hydraulický výpočet:

Ocel 15 320 ($\lambda = 39 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	
w_{Na}	Tlaková ztráta
[m/s]	[Pa]
0,5	6,5E+01
1	1,4E+04
1,5	3,6E+04
2	6,9E+04
2,5	1,1E+05
3	1,7E+05

Tab. 20: Tlaková ztráta třecí návrhu z oceli 15 320 a CO_2 mezi trubkami

Ocel 15 313 ($\lambda = 38,5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	
w_{Na}	Tlaková ztráta
[m/s]	[Pa]
0,5	6,5E+01
1	1,4E+04
1,5	3,6E+04
2	6,9E+04
2,5	1,1E+05
3	1,7E+05

Tab. 21: Tlaková ztráta třecí návrhu z oceli 15 313 a CO_2 mezi trubkami

Tepelný výpočet:

Ocel 15 320 ($\lambda = 39 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	
w_{Na}	S_c
[m/s]	[m ²]
0,5	2,9E+04
1	1,7E+04
1,5	1,3E+04
2	1,0E+04
2,5	8,8E+03
3	7,8E+03

Tab. 22: Celková teplosměnná plocha návrhu z oceli 15 320 a CO_2 mezi trubkami

Ocel 15 313 ($\lambda = 38,5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	
w_{Na}	S_c
[m/s]	[m ²]
0,5	2,9E+04
1	1,7E+04
1,5	1,3E+04
2	1,0E+04
2,5	8,8E+03
3	7,8E+03

Tab. 23: Celková teplosměnná plocha návrhu z oceli 15 313 a CO_2 mezi trubkami

Ukazatel poměru výkon - hmotnost

Ocel 15 320 ($\lambda = 39 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	
w_{Na}	výkon/hmotnost
[m/s]	[W/kg]
0,5	4,3E+02
1	7,3E+02
1,5	9,9E+02
2	1,2E+03
2,5	1,4E+03
3	1,6E+03

Tab. 24: Poměr výkonu a hmotnosti u návrhu z oceli 15 320 a CO_2 mezi trubkami

Ocel 15 313 ($\lambda = 38,5 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	
w_{Na}	výkon/hmotnost
[m/s]	[W/kg]
0,5	4,3E+02
1	7,3E+02
1,5	9,9E+02
2	1,2E+03
2,5	1,4E+03
3	1,6E+03

Tab. 25: Poměr výkonu a hmotnosti u návrhu z oceli 15 313 a CO_2 mezi trubkami

Jak již bylo zmíněno, tepelné vlastnosti obou ocelí jsou téměř stejné a to vede na podobné výsledky při výpočtech. Kritériem pro další volbu budou pevnostní a fyzikální charakteristiky obou ocelí, které budou hrát důležitou roli v pevnostním výpočtu.

Pevnostní a fyzikální vlastnosti oceli 15 320			
Název	značka	hodnota	jednotka
hustota	ρ	7800	kg/m^3
tepelná vodivost	λ	39	$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$
mez kluzu	Re	320*	MPa
mez pevnosti	R_m	780	MPa

*pro teplotu 450 °C a tepelné zpracování .5, .6

Tab. 26: Pevnostní a fyzikální vlastnosti oceli 15 320

Pevnostní a fyzikální vlastnosti oceli 15 313			
název	značka	hodnota	jednotka
hustota	ρ	7840	kg/m^3
tepelná vodivost	λ	38,5	$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$
mez kluzu*	$R_{p0,2}$	186*	MPa
mez pevnosti	R_m	480	MPa

*pro teplotu 500 °C

Tab. 27 Pevnostní a fyzikální vlastnosti oceli 15 313

Je vidět, že ocel 15 320 nejenže vykazuje lepší tepelné vlastnosti, ale i její pevnostní charakteristiky jsou mnohem lepší. Proto ocel 15 320 bude použita na konečnou koncepci tepelného výměníku. Volba je ovšem možná pouze v případě, že ocel 15 320 vykazuje lepší antikorozi vlastnosti při působení sodíku než ocel 15 313.

8 Celkové zhodnocení a výběr nejlepší varianty

Celkově můžeme učinit závěr v pozorování: při horších tepelných vlastnostech materiálů (tj. při nižších hodnotách tepelné vodivosti oceli) má ve výpočtu větší význam umístění teplotních médií. Čím více se zlepšují tepelné vlastnosti oceli, tím méně je zde zdůrazněn vliv umístění teplotních médií na výpočet. Z výsledků celkově vyplývá, že s rostoucí rychlostí sodíku klesají nároky na teplosměnnou plochu, rostou tlakové ztráty třecí a zvyšuje se poměr výkon/hmotnost. Kromě toho, z mezivýpočtů vyplývá, že se zvyšující se rychlostí klesá počet článků tepelného výměníku, ale prodlužuje se délka článků.

8.1 Půdorysná plocha zastavěná výměníkem

To, zda se použije varianta s oxidem uhličitým v trubkách nebo mezi trubkami, rozhodne kritérium celkové zastavěné plochy pro jednotlivé varianty. Vzorec pro výpočet zastavěné plochy výměníku, který vychází z výkresu [0-3B15-01/1], je v příloze:

$$S_v = (6,46) \cdot (D_1 + 0,005) \cdot \frac{N_{el}}{2} \left[m^2 \right]$$

Výsledky:

Oxid uhličitý mezi trubkami (Ocel 15 320)	
w_{Na}	S_v
[m/s]	[m ²]
0,5	754,5
1	377
1,5	256
2	189
2,5	151
3	126,5

Tab. 28: Půdorysná plocha tepelného výměníku s CO₂ mezi trubkami

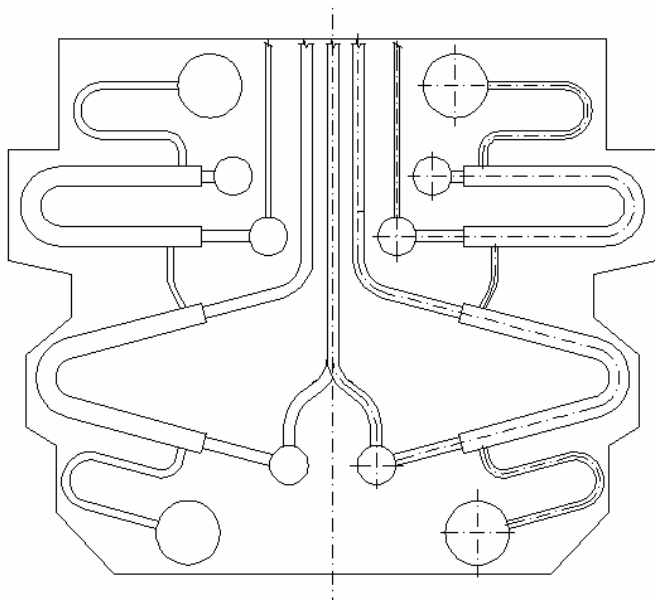
Oxid uhličitý v trubkách (Ocel 15 320)	
w_{Na}	S_v
[m/s]	[m ²]
0,5	275
1	137,5
1,5	92
2	69,5
2,5	55,5
3	46,5

Tab. 29: Půdorysná plocha tepelného výměníku s CO₂ v trubkách

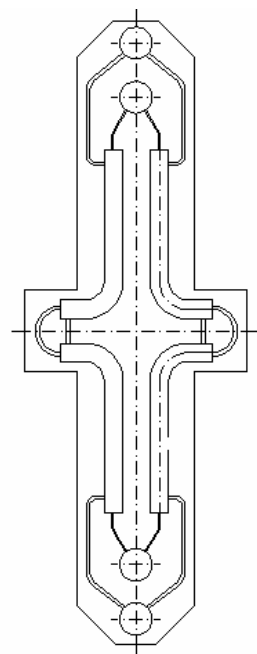
Po zvážení všech faktorů vstupujících do výpočtu se jeví jako nejlepší konečná varianta tepelný výměníku s oxidem uhličitým v trubkách vyrobený z oceli 15 320, který bude pracovat s rychlostí sodíku 0,5 m/s. Volba je provedena i za cenu vyšších tlakových ztrát spojených s nároky na čerpací energii, které ovšem budou vykompenzovány úsporou materiálu a ostatních nákladů při výstavbě tepelného výměníku.

8.2 Projektová studie dispozičního uspořádání článků

Při výběru koncepce uspořádání článků se bude vycházet ze dvou základních konfigurací uspořádání trubek: tepelné výměníky tvaru ležatého U a tepelné výměníky tvaru „hokejky“.



Obr. 21 Dva články výměníku typu U



Obr. 22: Dva články výměníku typu „hokejka“

Je zřejmé, že tepelný výměník typu hokejka je souměrnější než výměník typu ležatého U, proto jeho i jeho výroba je snadnější a tudíž ekonomičtější. Jeví se tedy jako výhodnější zvolit tepelný výměník typu „hokejka“ jako konečnou variantu pro návrh. Tento výměník bude uložen v izolační krabici (naznačeno obvodovou čarou), která těsně kopíruje povrch tepelného výměníku.

8.3 Konečné parametry tepelného výměníku

w_{Na}	w_{CO_2}	počet článků	S_c	délka trubek	celková hmotnost	výkon/hmotnost	tlaková ztráta třecí	S_v
[m/s]	[m/s]	[-]	[m ²]	[m]	[kg]	[W/kg]	[kPa]	[m ²]
0,5	16,5	518	7737	14	312 593	1625	201	275

Tab. 30: Konečné parametry navrženého tepelného výměníku

9 Pevnostní výpočet a kontrola základních částí článků

I když se v bodě 8 provedl výběr konečné varianty, je nutné vybranou variantu podrobit tlakové kontrole a tlakovému výpočtu (trubkovnice). Pro případ, že by varianta s oxidem uhličitým v trubkovém prostoru neprošla tlakovou kontrolou, bude se současně počítat i varianta s oxidem uhličitým v prostoru mezi trubkami.

Tento bod se bude zabývat pevnostním výpočtem pouze pro základní rozměry, tj. pro tloušťku teplosměnné trubky, tloušťku trubkovnice a tloušťku obalové trubky.

Výpočet tloušťky stěny trubky a obalové trubky

Podmínka pro výpočet dle normy ČSN 69 0010:

$$\frac{D}{D - 2 \cdot s_p} = \frac{159}{159 - 2 \cdot 7,1} = 1,09 \leq 1,3$$

Dovolené napětí σ_D

$$\sigma_D = \min \left\{ \frac{Re}{x_1}; \frac{Rm}{x_2} \right\} = \min \left\{ \frac{320}{1,5}; \frac{780}{1,5} \right\} = 213 \quad MPa$$

Při započtení dalších vlivů, jako jsou např. tepelné pulzace atd., bude brána hodnota σ_D rovna 50 MPa.

Výpočet tloušťky stěny obalové trubky

Koncept s oxidem uhličitým v MP

$$s_o = \frac{p \cdot D}{2 \cdot \sigma_D \cdot v - p} = \frac{8,8 \cdot 159}{2 \cdot 50 \cdot 1 - 8,8} = 15,3 \text{ mm}$$

Při výpočtu vyšla tloušťka stěn obalové trubky více než dvojnásobná oproti původní koncepci (7,1 mm). Z tohoto důvodu je ve variantě s oxidem uhličitým, při původně volené koncepci, nutno navýšit tloušťku stěny trubky tak, aby byla větší než minimální vypočtená tloušťka.

Koncept s oxidem uhličitým v TP

Minimální tloušťka stěny obalové trubky:

$$s_o = \frac{p \cdot D}{2 \cdot \sigma_D - p} = \frac{0,1 \cdot 159}{2 \cdot 50 - 0,1} = 0,159 \text{ mm}$$

Zvolená obalová trubka vyhovuje pevnostnímu výpočtu.

Výpočet tloušťky stěny trubky:

$$s_o = \frac{p \cdot D}{2 \cdot \sigma_D \cdot v - p} = \frac{8,8 \cdot 20}{2 \cdot 50 \cdot 1 - 8,8} = 1,92 \text{ mm}$$

Volená tloušťka trubky (2 mm) vyhovuje pevnostní podmínce.

Výpočet tloušťky trubkovnice

Dle [6] se netrubkované plochy u pevných trubkovnic kontrolují podle vztahu:

$$s_o = C \cdot D_v \sqrt{\frac{p}{\sigma_D}} = 0,4 \cdot t^2 \frac{2\sqrt{3}}{3} \cdot \sqrt{\frac{8,8}{50}} = 0,4 \cdot 7,5^2 \frac{2\sqrt{3}}{3} \cdot \sqrt{\frac{8,8}{50}} = 10,9 \text{ mm}$$

Volená trubkovnice musí mít minimální tloušťku 11 mm.

10 Technické úpravy na tepelném výměníku

Na nově navržené koncepci se provedla technická úprava. Rozteč trubek (původně 28,5 mm) se nepatrně snížila na 26 mm, což je dle [2] v pořádku. Z tohoto důvodu bylo nutné navrhnout novou distanční mříž pro trubky. Její nárys je uveden ve výkresové dokumentaci.

11 Nosný systém podpory

Jako systém podpory byl zvolen systém podpůrných nosníků, kdy celý systém článků je položen na čtyřech podélných nosnících, které dále leží na nosnících vetknutých do izolační skříně. Kromě toho jsou články individuálně zavěšeny na samostatné sestavě nosníků. Při návrhu systému podpory byla zohledněna i tepelná dilatace materiálu vlivem vysokého nárůstu teploty při uvádění do provozu. Systém podpory umožňuje vertikální i horizontální posuv výměníku, aniž by došlo k havárii konstrukce. Celý nosný systém je znázorněn na výkrese ve výkresové dokumentaci. Nicméně, samotné řešení systému podpory není náplní této bakalářské práce, proto jeho projekci byla věnována pouze nejnutnější pozornost.

12 Zhodnocení dosaženého řešení a srovnání s příbuznými již realizovanými projekty

Jako porovnávací jednotky pro srovnání řešení uvedeného v této bakalářské práci byly zvoleny dva projekty tepelných výměníků.

Prvním konceptem je tepelný výměník použitý v experimentální jaderné elektrárně BOR 60 (Dimitrovgrad, SSSR). V této jaderné elektrárně byl v prvním okruhu sodík a

v sekundárním okruhu byla voda s párou, přičemž voda s párou byla v prostoru mezi trubkami.

Jako druhý koncept byl zvolen tepelný výměník pro jadernou elektrárnu typu A1 (Jaslovské Bohunice, Československo). U této jaderné elektrárny je v prvním okruhu oxid uhličitý a v sekundárním okruhu voda. Údaje pro srovnání jsou přepočítány ze zdrojů [3], [14] a [15]. Přepočet zastavěné půdorysné plochy byl proveden obdobným vzorcem, jak je tomu v kapitole 9.1.

	výkon/půdorysná plocha	výkon/teplosměnná plocha
	[MW*m ⁻²]	[MW*m ⁻²]
BOR 60	4,93	0,222
A1	1,45	0,035
Srovnávaný koncept	1,85	0,065

Tab. 31: *Parametry srovnávaných tepelných výměníků*

Z porovnání dle poměru výkon/teplosměnná plocha je vidět, že největší nároky na teplosměnnou plochu má tepelný výměník pracující s pracující s vodou a oxidem uhličitým (A1). Srovnávaný koncept má oproti tomu nároky na teplosměnnou plochu téměř dvakrát tak menší a tepelný výměník voda – sodík (BOR 60) má nároky oproti kombinaci voda – oxid uhličitý více jak 6x menší.

Z porovnání dle výkon/zastavěná plocha vychází opět nejlepší tepelný výměník se sodíkem a vodou (BOR 60), porovnávaný koncept má nároky na zastavěnou plochu 3,5x větší a tepelný výměník s vodou a sodíkem (A1) má nároky 2,5 větší než u tepelného výměníku použitým v jaderné elektrárně BOR 60.

Závěr

Hlavním úkolem této bakalářské práce bylo navrhnout tepelný výměník pro jadernou elektrárnu se sodíkem chlazeným rychlým reaktorem o zadaných parametrech. Jako výchozí koncept byl zvolen koncept podobný tepelnému výměníku použitému v jaderné elektrárně A1, jelikož tento typ tepelného výměníku má několik prokazatelných výhod: velmi bezpečně reaguje na tepelné dilatace. Jeho výroba je sériově snadná, stejně jako jeho přeprava, kdy se z výrobní haly na staveniště převáží v po částech v modulech, kde je následně zkompletován. V případě, že by došlo k havárii na některém článku tepelného výměníku, je možno poškozený článek snadno odstranit a tepelný výměník provozovat dále. Také testování prototypu tohoto článku je velmi snadné – vyrobí se paralelně zapojená dvojice těchto článků, která se otestuje. Není tedy nutné postavit celý tepelný výměník.

Pro zvolený koncept tepelného výměníku byly provedeny hlavní výpočty a nakreslena základní výkresová dokumentace. Hlavními konstrukčními úpravami zde byly: výběr vhodného materiálu, přizpůsobení délky teplosměnných trubek požadovanému tepelnému výkonu a rychlosti obou médií se zohledněním tlakových ztrát a celková změna koncepce tvaru tepelného výměníku, kdy tvar ležatého písmene U byl nahrazen tvarem písmena L (tzv. typ „hokejka“). Je nutné zdůraznit, že výhody popsané v prvním odstavci této kapitoly se vztahují i na tepelný výměník tvaru „hokejka“.

Jako závěr této bakalářské práce je uvedeno srovnání navrženého tepelného výměníku s již realizovaným tepelným výměníkem v jaderné elektrárně BOR 60 a s již zmiňovaným projektem v jaderné elektrárně A1 v Jaslovských Bohunicích. Z porovnání vyplynulo, že nejlepších poměrů výkon/teplosměnná plocha a výkon/půdorysná plocha se dosahuje u tepelných výměníků používajících jako teplosměnná média sodík a vodu. Porovnávaný koncept měl nároky na teplosměnnou a půdorysnou plochu několikanásobně (asi 3,5x) větší.

Seznam použité literatury a internetových odkazů

- [1] SKLENÁŘ, Oldřich. *Návrh výměníku tepla v uzavřeném oběhu s plynovou turbínou*. Brno, 2008. 55 s. , Výkres dispozičního uspořádání, výkres článku. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství. Vedoucí bakalářské práce Ing. Hugo Šen.
- [2] Stehlík, Petr *Tepelné pochody. Výpočet výměníku tepla / 1. vyd.* Brno : VUT Brno, 1991. 129 s. ISBN 80-214-0363-2
- [3] Matal, Oldřich *Konstrukční cvičení (Vybrané komponenty jaderně energetických zařízení) / 1. vyd.* Brno : VUT, 1988. 136 s.
- [4] *Generation IV. International Forum* [online]. [1999] [cit. 2009-04-13]. Dostupný z WWW: <http://gif.inel.gov/roadmap/pdfs/gen_iv_roadmap.pdf>.
- [5] WAGNER, Vladimír. *Osel : Objective source E-learning* [online]. [2005] [cit. 2009-04-13]. Dostupný z WWW: <<http://osel.cz/index.php?obsah=6&clanek=3568>>.
- [6] ČSN 69 0010, Tlakové nádoby stabilní, technická pravidla
- [7] *NIST Scientific and Technical Databases* [online]. 2002 , 13-Feb-2008 [cit. 2009-04-13]. Dostupný z WWW: <<http://webbook.nist.gov/cgi/fluid.cgi?ID=C124389&Action=Page>>.
- [8] *Seznam Encyklopedie* [online]. c1996-2009 [cit. 2009-04-11]. Dostupný z WWW: <<http://encyklopedie.seznam.cz/heslo/176727-sodik>>.
- [9] *Wikipedia* [online]. 2002 [cit. 2009-04-11]. Dostupný z WWW: <http://cs.wikipedia.org/wiki/Mno%C5%BEiv%C3%BD_reaktor>.
- [10] *Český svaz vědeckotechnologických společností* [online]. [2007] [cit. 2009-04-13]. Dostupný z WWW: <<http://www.csvts.cz/cns/news08/081223c.htm>>.
- [11] *Úřad průmyslového vlastnictví* [online]. c2008 [cit. 2009-04-10]. Dostupný z WWW: <<http://spisy.upv.cz/Patents/FirstPages/FPPV0180/0180658.pdf>>.
- [12] VESECKÝ, Robert. *Jaderné reaktory IV. generace*. [s.l.], 2006. 91 s. Diplomová práce
- [13] Sazima, Miroslav *Teplo / 1. vyd.* Praha : SNTL, 1989. 588 s.
- [14] HEZJLAR, Radko. *Stroje a zařízení jaderných elektráren : Díl 2..* [s.l.] : [s.n.], 2005. 211 s.
- [15] BEČVÁŘ, Josef, et al. *Jaderné elektrárny*. [s.l.] : [s.n.], 1981. 636 s.

- [16] CORDFUNKE, E.H.P. , OUWELTJES, W. . The reaction between CO₂ and liquid sodium. *Journal of Nuclear Materials [online]*. 1969, vol. 33, is. 3 [cit. 2009-05-23], s. 328-332.
- [17] MATAL, Oldřich, ANDĚL, Jiří. Tlaková a teplotní zatížení článkových parních generátorů vytápěných tekutým sodíkem v havarijní situaci. *Jaderná energie*. 1977, roč. 23, č. 12, s. 452-456.

Seznam použitých zkratek

značka	význam	jednotka
Δp	tlakové ztráty třecí	[Pa]
Δp_{tr}	tlaková ztráta třecí	[Pa]
ΔT_{CO_2}	teplotní rozdíl na straně oxidu uhličitého	[K]
ΔT_D	teplotní rozdíl dolních teplot médií	[K]
ΔT_H	teplotní rozdíl horních teplot médií	[K]
ΔT_{Na}	teplotní rozdíl na straně sodíku	[K]
ΔT_s	střední teplotní logaritmický spád	[K]
α	součinitel přestupu tepla	[W · m ⁻² · K ⁻¹]
α_{CO_2}	součinitel přestupu tepla na straně oxidu uhličitého	[W · m ⁻² · K ⁻¹]
α_{Na}	součinitel přestupu tepla na straně sodíku	[W · m ⁻² · K ⁻¹]
λ	součinitel tlakových ztrát	[-]
λ	součinitel tepelné vodivosti	[W · m ⁻¹ · K ⁻¹]
λ_{CO_2}	součinitel tepelné vodivosti oxidu uhličitého	[W · m ⁻¹ · K ⁻¹]
λ_{Na}	součinitel tepelné vodivosti sodíku	[W · m ⁻¹ · K ⁻¹]
ν	kinematická viskozita	[m ² · s ⁻¹]
ν_{Na}	kinematická viskozita sodíku	[m ² · s ⁻¹]
ν_{CO_2}	kinematická viskozita oxidu uhličitého	[m ² · s ⁻¹]
ρ	hustota	[kg · m ⁻³]
ρ_{15313}	hustota oceli 15 313	[kg · m ⁻³]
ρ_{15320}	hustota oceli 15 320	[kg · m ⁻³]
ρ_{17246}	hustota oceli 17 246	[kg · m ⁻³]
ρ_{CO_2}	hustota oxidu uhličitého	[kg · m ⁻³]
ρ_{Na}	hustota sodíku	[kg · m ⁻³]
σ_D	dovolené napětí	[MPa]
C	konstanta	[-]
c_p	měrná tepelná kapacita za konstantního tlaku	[J · kg ⁻¹ · K ⁻¹]
c_{pCO_2}	měrná tepelná kapacita oxidu uhličitého	[J · kg ⁻¹ · K ⁻¹]
c_{pNa}	měrná tepelná kapacita sodíku za konst. tlaku	[J · kg ⁻¹ · K ⁻¹]
D	průměr	[m]
D_1	vnější průměr pláště	[m]
D_2	vnitřní průměr pláště	[m]
D_v	vzdálenost středu krajní trubky trubkového svazku od stěny obalové trubky	[m]
d_1	vnější průměr trubky	[m]
d_2	vnitřní průměr trubky	[m]

d_s	střední průměr trubky	[m]
k	součinitel prostupu tepla	[$W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$]
L	charakteristický rozměr	[m]
l	délka trubek	[m]
l_{ctr}	celková délka trubek	[m]
l_{cTR}	celková délka pláště	[m]
m	celková hmotnost tepelného výměníku	[kg]
\dot{m}	hmotnostní průtok	[$kg \cdot s^{-1}$]
N_{el}	počet článků	[-]
n	počet trubek	[-]
Nu	Nusseltovo číslo	[-]
Nu_{CO_2}	Nusseltovo číslo oxidu uhličitého	[]
Nu_{Na}	Nusseltovo číslo sodíku	[]
O	smáčený obvod	[m]
Pe	Pecletovo číslo	[-]
Pr	Prandtlovo číslo	[-]
Pr_{Na}	Prandtlovo číslo sodíku	[-]
Pr_{CO_2}	Prandtlovo číslo oxidu uhličitého	[-]
p	tlak	[Pa]
\dot{Q}	tepelný výkon	[W]
\dot{Q}_{el}	tepelný výkon připadající na jeden článek	[W]
Re	Reynoldsovo číslo	[-]
Re	mez kluzu	[MPa]
Re_{CO_2}	Reynoldsovo číslo oxidu uhličitého	[-]
Re_{Na}	Reynoldsovo číslo sodíku	[-]
Rm	mez pevnosti	[MPa]
S_{el}	průtočná plocha jednoho modulu článku	[m^2]
S_c	celková průtočná plocha článku	[m^2]
S_c	celková teplosměnná plocha tep. výměníku	[m^2]
S_{TR}	průtočný průřez článku	[m^2]
S_{tr}	průtočný průřez trubek	[]
S_{tepl}	teplosměnná plocha jednoho článku	[m^2]
S_v	půdorysná plocha tepelného výměníku	[m^2]
s_o	minimální tloušťka stěny	[m]
s_p	tloušťka stěny	[m]
T_1	dolní teplota	[K]
T_{1CO_2}	horní teplota oxidu uhličitého	[K]
T_{1Na}	horní teplota sodíku	[K]
T_2	horní teplota	[K]
T_{2CO_2}	dolní teplota oxidu uhličitého	[K]
T_{2Na}	dolní teplota sodíku	[K]
T_{sCO_2}	střední teplota oxidu uhličitého	[K]
T_{sNa}	střední teplota sodíku	[K]
T_{str}	střední teplota trubky	[K]
t	rozteč trubek	[m]

\dot{V}	objemový průtok	$[m^3 \cdot s^{-1}]$
V_c	celkový objem	$[m^3]$
w	rychlost teplotnosného média	$[m \cdot s^{-1}]$
w_{Na}	rychlost sodíku	$[m \cdot s^{-1}]$
w_{CO_2}	rychlost oxidu uhličitého	$[m \cdot s^{-1}]$
x_1	bezpečnostní součinitel	$[-]$
x_2	bezpečnostní součinitel	$[-]$

Seznam příloh

1. Výkres článku tepelného výměníku 0-3B15-01/0
2. Dispoziční výkres tepelného výměníku 0-3B15-01/1
3. Ruční verifikace výpočtového programu