

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI  
**FAKULTA STROJNÍ**

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

# **DIPLOMOVÁ PRÁCE**

Výpočty tlakových ztrát v homogenním MSR s použitím rozložení zdrojů energie a směsi solí dle ALISIE

Autor: **Ondrej Litványi**

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

Akademický rok 2014/2015





## ANOTAČNÍ LIST DIPLOMOVÉ PRÁCE

<b>AUTOR</b>	Příjmení Litványi	Jméno Ondrej	
<b>STUDIJNÍ OBOR</b>	2302T041 Stavba jaderně energetických zařízení		
<b>VEDOUcí PRÁCE</b>	Příjmení (včetně titulů) Ing. Valenta, CSc..	Jméno Václav	
<b>PRACOVISŤE</b>	ZČU – FST – KKE		
<b>DRUH PRÁCE</b>	<b>DIPLOMOVÁ</b>	<del>BAKALÁŘSKÁ</del>	<b>Nehodící se škrtněte</b>
<b>NÁZEV PRÁCE</b>	Výpočty tlakových ztrát v homogenním MSR s použitím rozložení zdrojů energie a směsi solí dle ALISIE		

<b>FAKULTA</b>	strojní	<b>KATEDRA</b>	KKE	<b>ROK ODEVZD.</b>	2015
----------------	---------	----------------	-----	--------------------	------

### POČET STRAN (A4 a ekvivalentů A4)

<b>CELKEM</b>	84	<b>TEXTOVÁ ČÁST</b>	67	<b>GRAFICKÁ ČÁST</b>	4
---------------	----	---------------------	----	----------------------	---

<b>STRUČNÝ POPIS (MAX 10 ŘÁDEK)  ZAMĚŘENÍ, TÉMA, CÍL POZNATKY A PŘÍNOSY</b>	Diplomová práce řeší problematiku proudění směsi fluoridových solí přes reaktor typu MSR a zahrnuje výpočet tlakových ztrát v oblasti reaktoru.
<b>KLÍČOVÁ SLOVA  ZPRAVIDLA JEDNOSLOVNÉ POJMY, KTERÉ VYSTIHUJÍ PODSTATU PRÁCE</b>	MSR, Fluent, fluoridové soli, tlakové straty

## SUMMARY OF DIPLOMA SHEET

<b>AUTOR</b>	<b>Surname</b> Litványi	<b>Name</b> Ondrej	
<b>FIELD OF STUDY</b>	2302T041 Nuclear Power Equipment Design		
<b>SUPERVISOR</b>	<b>Surname (Inclusive of Degrees)</b> Ing. Valenta, CSc..	<b>Name</b> Václav	
<b>INSTITUTION</b>	ZČU – FST – KKE		
<b>TYPE OF WORK</b>	<b>DIPLOMA</b>	<del><b>BACHELOR</b></del>	<b>Delete when not applicable</b>
<b>TITLE OF THE WORK</b>	Calculations of pressure losses in a homogeneous MSR using the distribution of energy sources and a salt mixture according Alisia		

<b>FACULTY</b>	Mechanical Engineering	<b>DEPARTMENT</b>	KKE	<b>SUBMITTED IN</b>	2015
----------------	------------------------	-------------------	-----	---------------------	------

**POČET STRAN (A4 a ekvivalentů A4)**

<b>TOTALLY</b>	84	<b>TEXT PART</b>	67	<b>GRAPHICAL PART</b>	4
----------------	----	------------------	----	-----------------------	---

<b>BRIEF DESCRIPTION</b> <b>TOPIC, GOAL, RESULTS AND CONTRIBUTIONS</b>	this thesis addresses the issue of salt mixture flow through the reactor type MSR includes a calculation of pressure loss of fluid from input to output from the reactor
<b>KEY WORDS</b>	MSR, Fluent, fluoride salts, pressure loss

## **Prohlášení o autorství**

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

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

V Plzni dne: .....

.....  
podpis autora

## **Pod'akovanie**

Touto formou vyslovujem poďakovanie vedúcemu diplomovej práce Ing. Václavovi Valentovi, CSc., za odborné vedenie, poskytnutie potrebných informácií a cenné rady pri vypracovaní tejto práce a taktiež Ing. Bartolomejovi Rudasovi za všetku pomoc, cenné rady a čas ktorý mi venoval pri riešení problémov týkajúcich sa numerických výpočtov.





# Obsah

<b>Zoznam obrázkov a tabuliek .....</b>	<b>10</b>
<b>Zoznam symbolov a skratiek .....</b>	<b>13</b>
<b>Úvod .....</b>	<b>15</b>
<b>1 Charakteristika reaktorov s prúdiacou palivovou zmesou na báze fluoridových soli. ....</b>	<b>18</b>
1.1 Reaktor ARE .....	18
1.2 Reaktor MSRE (Molten Salt Reactor Experiment) .....	20
1.3 Projekt MSBR (Molten Salt Breeder Reactor) .....	22
1.4 Projekt DMSR (Denaturated Molten Salt Reactor) .....	25
1.5 Vysokoteplotné reaktory s roztavenými palivovými soľami HT MSR (High Temperature Molten Salt Reactor) .....	26
1.6 Ďalšie využitie fluoridových soli .....	29
1.7 ADS a ADTT systémy s palivovými roztavenými soľami (Accelerator Driven System and Accelerator Driven Transmutation Technology) .....	34
<b>2 Určenie materiálových vlastností fluoridových soli .....</b>	<b>37</b>
2.1 Zloženie vhodnej zmesi fluoridových soli pre transmutor aktinidov .....	37
2.2 Očakávané vlastnosti vybraných zmesi soli typu Li, Be, Na/F obsahujúce až do 3 mol.%TRU F3 v teplotnom rozmedzi 800 – 1000 K(527 – 727 °C) .....	38
<b>3 Rozloženie zdroja energie a zmesi soli podľa ALISIE .....</b>	<b>43</b>
<b>4 Výpočet tlakových strát v homogénnom MSR .....</b>	<b>46</b>
4.1 Definícia cieľa a popis úlohy .....	47
4.2 Tvorba modelu .....	48
4.3 Tvorba siete .....	51
4.4 Nastavenie numerického modelu .....	57
4.5 Výber riešiča .....	58
4.6 Riešenie, konvergencia riešenia, kontrola výsledkov .....	59
4.7 Grafické zobrazenie výsledkov pri teplote 873,15 K – sito č. 1 .....	60
4.8 Grafické zobrazenie výsledkov pri teplote 983,15 K – sito č. 1 .....	62
4.9 Grafické zobrazenie výsledkov pri teplote 873,15 K – sito č. 2 .....	63
4.10 Grafické zobrazenie výsledkov pri teplote 983,15 K – sito č. 2 .....	65
4.11 Grafické zobrazenie výsledkov pri teplote 873,15 K – sito č. 3 .....	67

4.12 Grafické zobrazenie výsledkov pri teplote 983,15 K – sito č. 3.....	68
<b>5 Vyhodnotenie výsledkov .....</b>	<b>75</b>
<b>6 Záver.....</b>	<b>81</b>
<b>Zoznam použitej literatúry .....</b>	<b>82</b>
<b>Prílohy.....</b>	<b>84</b>

## Zoznam obrázkov a tabuliek

### Obrázky:

Obr. 1	Schéma reaktora typu MSR .....	17
Obr. 2	Schéma reaktora typu ARE.....	18
Obr. 3	Technologická schéma ARE.....	19
Obr. 4	Konštrukcia MSRE .....	20
Obr. 5	Technologická schéma MSRE.....	21
Obr. 6	Schéma technologického usporiadania MSBR - 1000 .....	23
Obr. 7	Konštrukčná schéma MSBR .....	23
Obr. 8	Schéma HT MSR s integrálnym usporiadaním v nádobe.....	27
Obr. 9	Medzivýmeník tepla (uzatvorený termosifon).....	27
Obr. 10	Schéma vysokotepeľného MSR – článkového typu.....	28
Obr. 11	Schéma reaktora HTRS .....	30
Obr. 12	Schéma reaktora typu MSGR .....	31
Obr. 13	Schéma modulárneho MSGR – M s guľovými článkami.....	32
Obr. 14	Schéma reaktora MARK.....	33
Obr. 15	Výpočtové oblasti zdroja energie v aktívnej zóne .....	44
Obr. 16	a. – model reaktora MSR, b.- model sita č. 1 .....	49
Obr. 17	a. – model reaktora MSR, b.- model sita č. 2 .....	49
Obr. 18	a. – model reaktora MSR, b.- model sita č. 3 .....	49
Obr. 19	Vektory pre výpočet ortogonálnej kvality .....	51
Obr. 20	Kritérium ortogonálnej kvality .....	52
Obr. 21	Aspect ratio pre 2D model .....	52
Obr. 22	Aspect ratio pre 3D model .....	53
Obr. 23	Sieť MSR – sito č. 1.....	53
Obr. 24	Sieť MSR – sito č. 2.....	53
Obr. 25	Sieť MSR – sito č. 3.....	54
Obr. 26	Histogram ortogonálnej kvality – sito č. 1 .....	54
Obr. 27	Histogram ortogonálnej kvality – sito č. 2.....	54
Obr. 28	Histogram ortogonálnej kvality – sito č. 3.....	55
Obr. 29	Bunky s ortogonálnou kvalitou v rozmedzí do 0,297 do 0,5 – sito č. 1 .....	56
Obr. 30	a. - bunky s ortogonálnou kvalitou v rozmedzí do 0,223 do 0,5 – sito č. 2, b. – bunky s ortogonálnou kvalitou v rozmedzí od 0,143 do 0,3 – sito č. 3.....	56

Obr. 31	Výber riešiča .....	58
Obr. 32	Kontúry tlaku – sito č. 1 [873,15 K] .....	60
Obr. 33	Vektory rýchlosti v oblasti 0,7 m nad sitom [873,15 K] .....	60
Obr. 34	Prúdnice – sito č. 1 [873,15 K] .....	61
Obr. 35	Kontúry rýchlosti – sito č. 1 [873,15 K] .....	61
Obr. 36	Kontúry tlaku – sito č. 1 [983,15 K] .....	62
Obr. 37	Kontúry rýchlosti – sito č. 1 [983,15 K] .....	62
Obr. 38	Kontúry tlaku v jednotlivých rovinách po výške reaktora – sito č. 1 – a. 873,15 [K], b.- 983,15 [K] .....	63
Obr. 39	Kontúry tlaku – sito č. 2 [873,15 K] .....	63
Obr. 40	Kontúry rýchlosti – sito č. 2 [873,15 K] .....	64
Obr. 41	Prúdnice – sito č. 2 [873,15 K] .....	64
Obr. 42	Kontúry tlaku – sito č. 2 [983,15 K] .....	65
Obr. 43	Kontúry rýchlosti – sito č. 2 [983,15 K] .....	65
Obr. 44	Prúdnice – sito č. 2 [983,15 K] .....	66
Obr. 45	Kontúry tlaku, sito č. 2, a. – 873,15 [K], b.- 983,15 [K] .....	66
Obr. 46	Kontúry tlaku, sito č. 3 [873,15] .....	67
Obr. 47	Kontúry rýchlosti, sito č. 3 [873,15] .....	67
Obr. 48	Kontúry tlaku, sito č. 3 [983,15] .....	68
Obr. 49	Kontúry rýchlosti, sito č. 3 [983,15] .....	68
Obr. 50	Vektory rýchlosti, sito č. 3 [983,15] .....	69
Obr. 51	Kontúry tlaku, sito č. 3 - a.- 873,15 [K], b.- 983,15 [K] .....	69
Obr. 52	Sito č. 3 – kontúry tlaku – ROVINA 1 – 873,15 [K] .....	70
Obr. 53	Sito č. 3 – kontúry tlaku – ROVINA 1 – 983,15 [K] .....	70
Obr. 54	Sito č. 3 – kontúry tlaku – ROVINA 2 – 873,15 [K] .....	71
Obr. 55	Sito č. 3 – kontúry tlaku – ROVINA 2 – 983,15 [K] .....	71
Obr. 56	Sito č. 3 – kontúry tlaku – ROVINA 3 – 873,15 [K] .....	72
Obr. 57	Sito č. 3 – kontúry tlaku – ROVINA 3 – 983,15 [K] .....	72
Obr. 58	Sito č. 3 – kontúry tlaku – ROVINA 4 – 873,15 [K] .....	73
Obr. 59	Sito č. 3 – kontúry tlaku – ROVINA 4 – 983,15 [K] .....	73
Obr. 60	Sito č. 3 – kontúry tlaku – ROVINA 5 – 873,15 [K] .....	74
Obr. 61	Sito č. 3 – kontúry tlaku – ROVINA 5 – 983,15 [K] .....	74

**Tabuľky:**

Tab. 1	Základné parametre MSBR - 1000 .....	24
Tab. 2	Porovnanie charakteristík reaktorov DMSR a MSBR .....	25
Tab. 3	Teplofyzikálne vlastnosti HT MSR integrálneho typu pri rôznych režimoch.....	28
Tab. 4	Predpokladaný rozsah teplôt 600 [°C] – 700 [°C] .....	37
Tab. 5	Hodnoty použiteľné pre teplo-fyzikálne analýzy.....	38
Tab. 6	Zmes soli použitá vo výpočte .....	40
Tab. 7	Vlastnosti zmesi soli A + UF <sub>4</sub> .....	41
Tab. 8	Porovnanie tlakov v jednotlivých rovinách pri teplote 983,15 [K] .....	75
Tab. 9	Porovnanie tlakov v jednotlivých rovinách pri teplote 873,15 [K] .....	76
Tab. 10	Sito č. 1 – Porovnanie minimálnych a maximálnych hodnôt tlakov pri teplotách 873,15 [K] a 983,15 [K].....	77
Tab. 11	Sito č. 1 – Rozdiely minimálnych a maximálnych hodnôt tlakov pri teplotách 873,15 [K] a 983,15 [K].....	77
Tab. 12	Sito č. 2 – Porovnanie minimálnych a maximálnych hodnôt tlakov pri teplotách 873,15 [K] a 983,15 [K].....	78
Tab. 13	Sito č. 2 – Porovnanie minimálnych a maximálnych hodnôt tlakov pri teplotách 873,15 [K] a 983,15 [K].....	78
Tab. 14	Sito č. 3 – Porovnanie minimálnych a maximálnych hodnôt tlakov pri teplotách 873,15 [K] a 983,15 [K].....	79
Tab. 15	Sito č. 3 – Porovnanie minimálnych a maximálnych hodnôt tlakov pri teplotách 873,15 [K] a 983,15 [K].....	79
Tab. 16	Sito č. 3 – Priemerné hodnoty tlakov na jednotlivých rovinách.....	80
Tab. 17	Sito č. 3 – Priemerné hodnoty tlakov na jednotlivých rovinách.....	80

## Zoznam symbolov a skratiek

$\vec{A}_i$		Plošný vektor v smere osi $i$
ARE		Aircraft Reactor Experiment – experimentálny reaktor, ktorý má slúžiť pre lietadla
Atď.		A tak ďalej
$c_p$	[J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	Merná tepelná kapacita
$\vec{C}_i$		Vektora z ťažiska bunky do ťažiska susednej bunky
CFD		Computational Fluid Dynamics – odvetvie mechaniky tekutín, ktoré využíva numerické metódy pre riešenie problémov prúdenia tekutín
DMSR		Denaturated Molten Salt Reactor
$\vec{f}_i$		Vektor ťažiska bunky ku ťažisku danej plochy
G		Hmotnostný prietok
HT MSR		High Temperature Molten Salt Reactor - Vysokoteplotný reaktor na báze fluoridových solí
HTGR		High Temperature Graphite Reactor – Vysokoteplotný grafitový reaktor
$i$		Sčítací index
MSR		Molten Salt Reactor – Reaktor na báze fluoridových solí
MSBR		Molten Salt Breeder Reactor – Množivý reaktor na báze roztavených solí
MSGR		Molten Salt Graphite Reactor
MSRE		Molten Salt Reactor Experiment – Experimentálny reaktor na báze roztavených solí
M	[g.mol <sup>-1</sup> ]	molárna hmotnosť
Obr.		Obrázok
$P_{\text{vystup.}}$		Celkový tlak na výstupe z reaktora
$q_v$	[W.m <sup>-3</sup> ]	Špecifický výkon
Q	[W]	Tepelný výkon
$\rho$	[kg.m <sup>-3</sup> ]	Hustota
r	[m]	Polomer aktívnej zóny
R	[m]	Hydraulický polomer
SSSR		Zväz sovietskych socialistických republík

$S_{Si}$	[m <sup>2</sup> ]	Prietoková plocha sita
Tab.		Tabuľka
$T_{min}$	[K]	Minimálna teplota
$T_{max}$	[K]	Maximálna teplota
TS celkova		Tlaková strata od vstupu až po výstup z reaktora
TS AZ		Tlaková strata v aktívnej zóne (je tým myslený priestor od sita až po výstupný komín)
$T_{tav}$	[K]	Teplota tavenia
$T_{vs}$	[K]	Vstupná teplota
$T_{vys}$	[K]	Výstupná teplota
$\Delta T$	[K]	Rozdiel teploty na vstupe a výstupe z reaktora
$W_t$	[W]	Tepelný výkon
$x$	[m]	Výška aktívnej zóny
$\eta$	[Pa.s <sup>-1</sup> ]	Súčiniteľ dynamickej viskozity
$\lambda$	[W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	Súčiniteľ tepelnej vodivosti
$\nu$	[m <sup>2</sup> .s <sup>-1</sup> ]	kinematická viskozita
$\phi$		Podiel plynov

## Úvod

Voda v jej rôznych formách je v súčasnosti výhradným teplotransportným médiom v priemysle. Od ľadu až po stlačenú vodnú paru, od hasenia požiarov, spracovania potravín, ľahký a ťažký priemysel cez párne turbíny, na ktorých dodnes prakticky stojí konverzia (premena alebo zmena tepla) tepla na elektrickú energiu, až po obrovské chladiace veže, dominanty a symboly jadrových elektrární. Silná dominancia vody v priemysle a energetike je založená na bezkonkurenčnom spojení jej dvoch kľúčových vlastností, vysokej tepelnej kapacity a lacnej dostupnosti. Jej jediným limitujúcim faktorom je tepelná stabilita a z toho vyplývajúca použiteľnosť vody maximálne do 550 °C a aj to len vo forme stlačenej vodnej pary.

V posledných rokoch je ale badať zvýšený záujem, pochádzajúci hlavne z nukleárnej energetiky, o výskum a vývoj použitia roztavených anorganických soli ako chladiacich a teplotransportných systémov. Pôsobnosť a teplotné okno ich použitia (450 – 1000 °C, často aj viac) vysoko prevyšuje použitie stlačenej vodnej pary. Nejde o novum, len o znovu oživený záujem vychádzajúci zo starších konceptov amerických jadrových reaktorov na báze roztavených solí (Molten Salts Reactors). Tento „revival“ je priamym dôsledkom nových možností aplikácií tzv. vysokopotencionálneho tepla, ale aj rozvoja už zmienených konceptov nukleárných reaktorov na báze roztavených solí. V súčasnosti sa tieto koncepty jadrových reaktorov, ktoré patria do skupiny reaktorov tzv. IV. Generácie považujú za veľmi perspektívne nielen kvôli efektívnejšej a bezpečnejšej prevádzke, ale aj kvôli predpokladanej schopnosti spracovávať aj vyhorené palivo zo súčasných reaktorov.

V literatúre sa najčastejšie uvádza 5 možných vysokoteplotných aplikácií teplotransportných systémov na báze roztavených anorganických solí, ktoré súvisia s rôznym využitím nukleárnej energie: **Teplotransportný systém na báze roztavených fluoridov pre termochemickú produkciu vodíka pre vodíkovú ekonomiku**, in – situ veľkokapacitnú ťažbu a spracovanie bituminózných (asfaltických) pieskov (tarsends) a živcových ropno – nosných bridlíc (oil shales), alebo Breytnov cyklus účinnejšej výroby elektrickej energie, tzv. **pokročilý vysokoteplotný nukleárny reaktor** (Advanced High Temperature Reactor), ktorý je založený na použití tuhého paliva zakomponovaného do grafitovej matrice a využiti roztavených solí v primárnom aj sekundárnom okruhu reaktora, **rýchly množivý reaktor** (Liquid Salt Cooled Fast



Reactor) využívajúci tuhé pokované palivo chladené v primárnom aj sekundárnom okruhu roztavenými soľami, **nukleárny reaktor s palivom rozpusteným v tavenine na báze anorganických solí** (Molten Salt Reactor), ktorá zároveň funguje aj ako chladiaci systém primárneho okruhu.

**Reaktory s palivom rozpusteným v tavenine** – tento typ reaktora **MSR** (Molten Salt Reactor) sa od vyššie uvedených líši tým, že jadrové palivo je rozpustené priamo vo fluoridovej tavenine primárneho okruhu a spolu s rozpustenými štiepnymi produktmi obteká grafitový moderátor. Tento typ reaktora ma niekoľko výhod. Umožňuje širšie možnosti spracovania jadrového paliva (Th-<sup>233</sup>U cyklus, denaturované Th-<sup>233</sup>U), vrátane využitia režimu rýchleho množivého reaktora pre Th-<sup>233</sup>U cyklus. Umožňuje lepšie „on-line“ riadenie celého reaktora (palivo je tekuté, homogénne, odpadávajú tzv. kampane súvisiace s výmenou paliva pri reaktoroch s tuhým palivom). Na druhú stranu tento typ reaktora je veľmi citlivý na otázky korózie a materiálovej kompatibility (neustála kontinuálna prevádzka, zvýšená korózna aktivita tavenín s rozpusteným jadrovým palivom a rozpustenými štiepnymi produktmi voči konštrukčným materiálom). Tento koncept reaktora sľubuje zo všetkých uvedených typov pravdepodobne potenciálne najväčší komplexný benefit (hlavne v jeho rýchlej množivej verzii), no napriek úspešným testom aj najväčšie technologické výzvy.

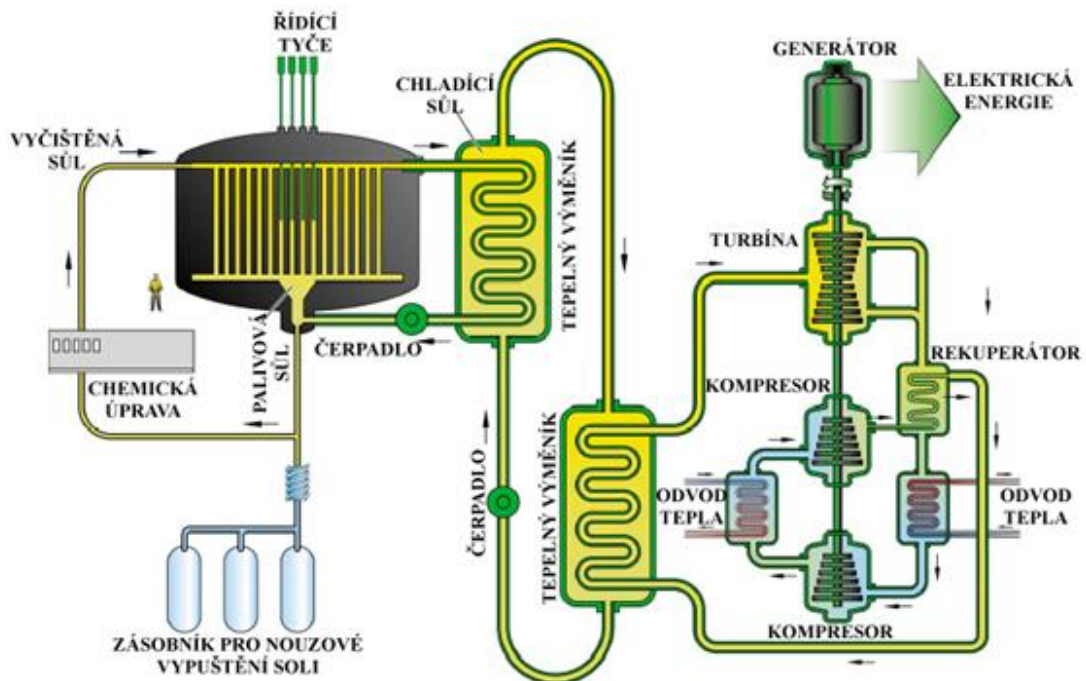
Tieto pokročilé reaktory majú v sebe zahrňovať všetky doteraz známe dobré skúsenosti, majú predstavovať potrebný bezpečnostný štandard, vysokú prevádzkovú spoľahlivosť, dlhodobú životnosť a ekonomickú konkurencieschopnosť s ostatnými zdrojmi. V reaktore MSR cirkuluje palivo tvorené roztavenými fluoridmi uránu UF<sub>4</sub> alebo plutónia PuF<sub>3</sub> rozpustené v zmesi roztavených fluoridov LiF + BF<sub>2</sub> + NaF.

Palivo bude vo forme roztavených fluoridov uránu, sodíka a zirkonia, moderátorom bude pevný grafit. Používané soli majú teplotu tavenia pri teplotách 425 až 510 °C. Pri pracovných teplotách asi 550 až 750 °C sú výborne tekuté. Soli nereagujú aktívne so vzduchom ani vodou, čo podstatne znižuje konštrukčné problémy. Tenzia pár je veľmi nízka a tak je možné systém prevádzkovať beztlakovo. Soli majú dobré korózne vlastnosti a sú už vyskúšané niektoré materiály, ktoré pre tieto systémy vyhovujú napr. **Monicr** (Škoda JS). Obrovskou výhodou je tiež to, že rozpustené palivo je len ťažko možné zneužiť napr. pre teroristické účely. Produkty z vyhoreného paliva sú rozpustené fluorovodíkom v pomocnej prevádzke a vzniknuté fluoridy sa pridávajú do zmesi paliva a zároveň chladivá, ktoré sa kontinuálne čistia od produktov štiepenia.

Odstraňovanie štiepnych produktov môže byť buď rádiochemickou separáciou alebo mechanicky pomocou centrifúg: izotopy obsiahnuté v palive môžeme rozdeliť na ľahké (chladivá), stredné (štiepne produkty) a ťažké (aktinoidy). Ľahké a ťažké zložky sa vracajú do systému. Štiepne produkty je možné ďalej triediť a rádioaktívne izotopy vrátiť a znovu transmutovať. Schematický je systém znázornený na obr. 1. 18

Systém MSR má nasledujúce unikátne vlastnosti:

- Dobré neutrónové hospodárstvo, otvárajúce alternatívy pre spaľovanie aktinoidov alebo ich vysokú premenu.
- Vysoká prevádzková teplota predstavuje potenciál pre prípadnú výrobu vodíka.
- Fluoridy roztavených solí majú veľmi nízky tlak pár, čo značne redukuje tlaky na nádobu a potrubie.
- Inherentná bezpečnosť je tu zaručená núdzovým vypúšťaním paliva, pasívnym chladením a nízkou koncentráciou nestabilných štiepnych produktov.
- Doplňovanie paliva, jeho prepracovanie a odstránenie štiepnych produktov je robené za prevádzky.

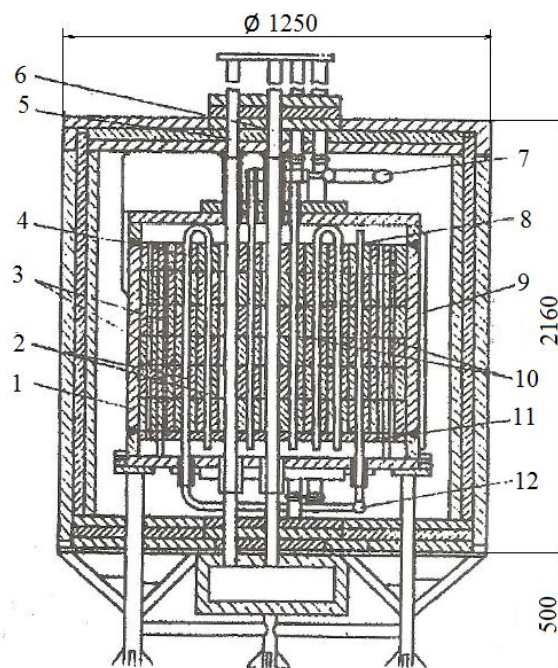


Obr. 1 Schéma reaktora typu MSR

# 1 Charakteristika reaktorov s prúdiacou palivovou zmesou na báze fluoridových soli.

## 1.1 Reaktor ARE

Prvý jadrový reaktor ARE (Aircraft Reactor Experiment) začal fungovať v roku 1954. Mal slúžiť ako reaktor pre letecký motor. Výkon mal 2,5 MW<sub>t</sub>, pracoval s maximálnou teplotou 860°C so zmesou soli NaF-ZrF<sub>4</sub>-UF<sub>4</sub>. Cieľom bolo experimentálne overenie schopnosti práce a stability reaktora s prúdiacim palivom. Jeho moderátor a reflektor bol použitý BeO, konštrukčným materiálom bol INCONEL (zliatina na základe Ni). Z tohto materiálu bola tlaková nádoba aj trubky, 66 kanálov v aktívnej zóne a zariadení okruhu. Za pomoci čerpadla bola prehánaná soľ zónou okruhom a výmenníkom.



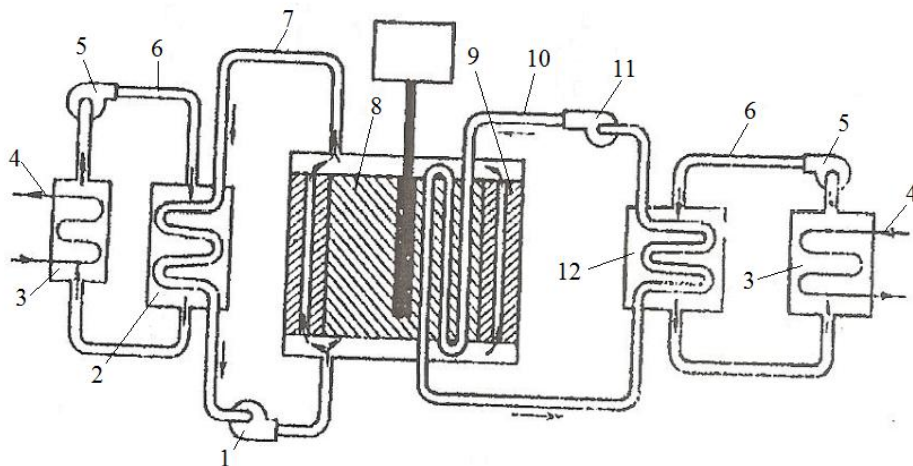
Obr. 2 Schéma reaktora typu ARE

1.valcová nádoba reaktora, 2. trubky z INCONELu s prúdiacim palivom, 3. kanály pre chladenie reflektorov, 4. aktívna zóna, 5. tyč havarijnej ochrany, 6. regulačná tyč, 7. vstupný toroidný palivový kolektor, 8. horná trubková deska, 9. elektroohrievaky (celkový výkon 45 kW pre počiatkový ohrev nádoby reaktora na teploty prevyšujúce teploty tavenia zmesi – 540°C), 10. moderátor a reflektor z BeO (hexagonálne bloky), 11. dolná trubková deska, 12. výstupný toroidný palivový kolektor.

Spustenie ARE na kritický režim sa uskutočnilo postupným dodávaním paliva do cirkulujúcej zmesi soli NaF-ZrF<sub>4</sub> v stave 2NaF-UF<sub>4</sub> obohateného na 93,4% U<sup>235</sup>.

Kiritčnosť bola dosiahnutá pri mol % palivovej zmesi 53,0 NaF-41,2 ZrF<sub>4</sub>-5,8 UF<sub>4</sub>. Celková kritická zväžka bola 14,8 kg U<sup>235</sup>.

Pri experimentoch bolo určené, že pri rýchlych zmenách výkonu (kedy sa stačila meniť iba teplota soli) bol určený teplotný koeficient reaktivity  $- 1,75 \cdot 10^{-4} \text{ 1/}^\circ\text{C}$ . Pri dostatočne pomalých zmenách výkonu bol určený celkový koeficient reaktivity  $- 1,10 \cdot 10^{-4} \text{ 1/}^\circ\text{C}$ . Experimenty ukázali, že reaktor má dobrú stabilitu aj samoregulačné vlastnosti. V rámci experimentu bola uskutočnená jedna z veľmi dôležitých etáp regenerácie paliva. Pri priechode plynného F<sub>2</sub> soľami, bol odstraňovaný U zo zmesi ako plynný UF<sub>6</sub>. Za doby experimentov neboli žiadne problémy s mechanickým a chemickým poškodením. Skúsenosti zo slučiek KI Moskva poukazujú na problémy s prchavosťou ZrF<sub>4</sub>, ktorý upchával trubky plynového hospodárstva. [5]



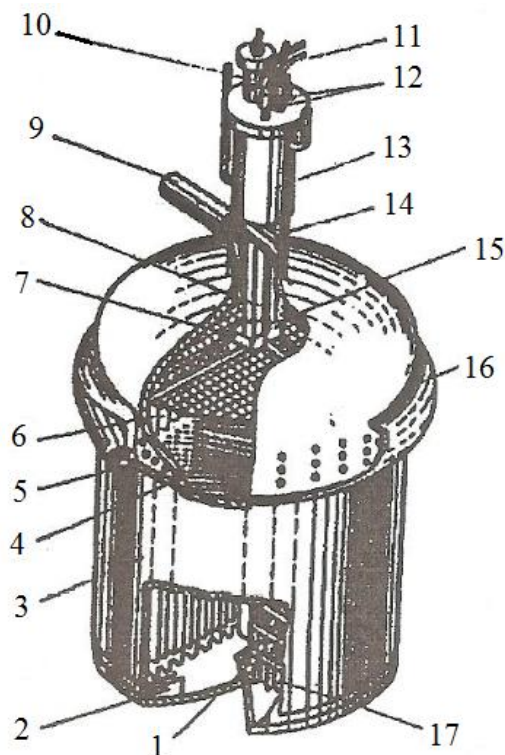
**Obr. 3 Technologická schéma ARE**

1. čerpadlo Na, 2. výmenník Na-He, 3. výmenník He-H<sub>2</sub>O, 4. vodný okruh, 5. He kompresor, 6. He okruh, 7. Okruh so sodíkovým chladivom ku chladeniu reflektora, 8. aktívna zóna (BeO s okruhom palivovej soli), 9. reflektor BeO, 10. okruh s palivovou soľou NaF-ZrF<sub>4</sub>-UF<sub>4</sub>, 11. čerpadlo palivového okruhu, 12. výmenník tepla soľ – hélium.

## 1.2 Reaktor MSRE (Molten Salt Reactor Experiment)

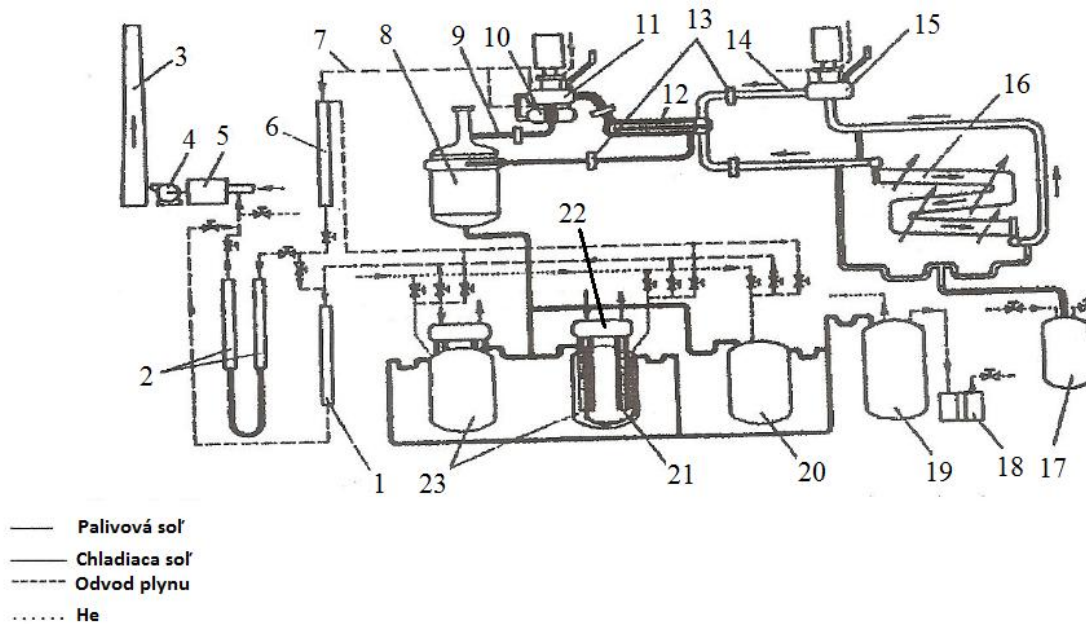
Bol v prevádzke 4 roky od polovice 60 rokov. Výkon 8 MW<sub>t</sub>. Cieľom MSRE bola preverka jednotlivých ulov konštrukcie, zvládnutie technológie roztavených solí a výskum dynamiky reaktora s prúdiacim palivom. Projekt vznikol na základe práce, kde bola preverená schopnosť grafitu odolávať soliam a nahradiť v aktívnej zóne konštrukčné materiály. Ekonomické a fyzikálne rozbory ukázali, že pre výrobu elektrickej energie je možné efektívne pracovať v režime rozšírenej reprodukcie s urán - thoriovým cyklom. Bola použitá zmes solí (mol %) 65.0 <sup>7</sup>LiF-29,1 BeF<sub>2</sub> – 5.0 ZrF<sub>4</sub> – 0,9 UF<sub>4</sub> s teplotou tavenia 434 °C. Tá prúdi vertikálnymi kanálmi vyfrézovanými na bokoch grafitových tyčí. Riadenie a havarijná ochrana je zabezpečená pomocou troch tyčí z Cd<sub>2</sub>O<sub>3</sub>– Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. Systém trúb palivového okruhu je vybavený zamrzajúcimi ventilmi, ktoré predstavujú zvláštnu časť trúb. Tie sú chladené vzduchom tak, aby soľ mohla zamrznúť a vytvoriť zátku. Systém ohrevu dovolí rozmraziť ventily za 10 – 15 minút.

Pre skladovanie a havarijné zliatie soli sú pod palivovým okruhom špeciálne drenážne nádrže. Do nich sa uskutoční po rozmrazení ventilu gravitačné zliatie soli.



Obr. 4 Konštrukcia MSRE

1.ventil pre zliatie palivovej soli, 2. lopatky proti víreniu, 3. nádoba reaktora, 4. nádoba aktívnej zóny, 5. vstupný nátrubok paliva, 6. grafitové tyče, 7. centrujúca mriežka, 8. absorpčné tyče, 9. výstupný nátrubok paliva, 10. kanál pre vzorky grafitu, 11. prívodný ohybný kábel k regulačným tyčiam, 12. systém chladenia vzduchom, 13. košielka chladenia, 14. kanál pre absorpčné tyče, 15. výstupný filter, 16. rozdeľovač paliva, 17. mriežka držiaca grafitové tyče.



**Obr. 5 Technologická schéma MSRE**

1.pomocný absorbér, 2. hlavný absorbér, 3. Komín výpuste, 4. kompresor, 5. filter, 6. systéme zachytenia plynu, 7. čiara odvodu plynu, 8. reaktor, 9. okruh s palivovou soľou, 10. zlievacia nádrž, 11. palivové čerpadlo, 12. výmenník tepla primára, 13. zamŕzajúci ventil, 14. okruh s chladiacou soľou, 15. čerpadlo sekundára, 16. vzduchový radiátor, 17. drenážna nádrž chladiacej soli, 18. systém absorbérov s NaF, 19. nádrž na skladovanie palivovej zmesi, 20. nádrž pre čistenie a prepracovanie paliva, 21. tepelné trubky, 22. párný bubon, 23. drenážne nádrže pre palivovú soľ.

Reaktor pracoval najprv s  $U^{235}$ , potom s  $U^{233}$ . Ku koncu prevádzky bolo ako palivo pridané aj Pu. Čistenie soli od U bolo robené pomocou fluoridizácie solí, t.j. prevodom na plynný  $UF_6$ . Úroveň čistenia soli od uránu bola  $10^{-5}$ . Bola tiež demonštrovaná možnosť čistenia uránu od štiepných produktov. Koeficienty čistenia od  $\beta$  a  $\gamma$  aktivít bola  $1,2 \cdot 10^9$  a  $0,86 \cdot 10^9$ . Pri práci MSRE hermetizácia palivového okruhu



plne zaistila nutnú úroveň havarijnej ochrany. Nádoba, trubky okruhu a výmenník boli z Ni-Mo-Cr zliatiny Hasteloy N.

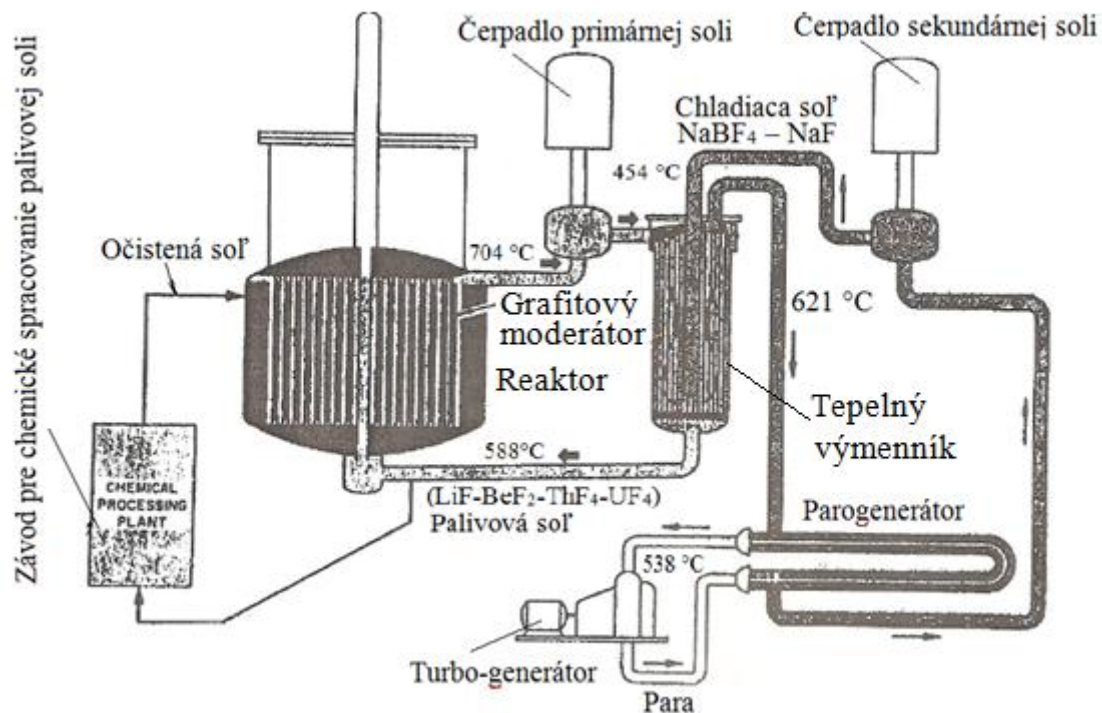
Za dobu prevádzky došlo na výskum neutrónovo fyzikálnych a teplo – technických parametrov systému. Boli urobené skúšky vzájomného pôsobenia materiálov, korózia konštrukčných materiálov a skúmali sa problémy bezpečnosti a spoľahlivosti reaktora i celého systému. Bola tiež preverovaná možnosť robenia oprav, t.j. výmen i profylaktických prác:

- 4x boli vymenené niektoré diely súborov aktívnej zóny
- urobila sa zámena filtrov, ventilov, jednotlivých sekcií systému odvodu plynu
- boli demontované a zamenené 2 veľké elektroohrievaky, ktoré boli inštalované na výmenníku tepla na primári.

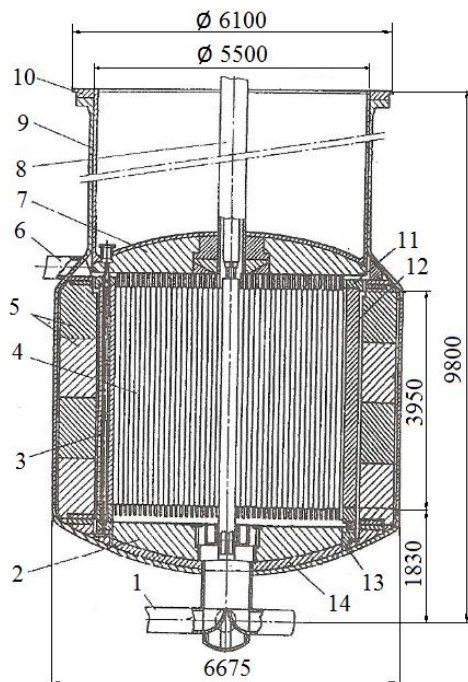
Všetky práce boli robené pomocou diaľkovo riadeného zariadenia a prenosného žeriava, takže ožiarenie personálu neprekročilo dovolené limity. Za dobu prevádzky nedošlo k prípadu, kedy by museli zapracovať havarijné tyče. MSRE demonštroval, že je možné spoľahlivo a bezpečne na základe súčasných technológií a prostriedkov prevádzkovať reaktor s prúdiacim palivom.[6]

### 1.3 Projekt MSBR (Molten Salt Breeder Reactor)

Vznikol na základe úspešného MSRE ako projekt jadrovej elektrárne pracujúcej na tepelných neutrónoch a slúžiaci k výrobe elektrickej energie. Technologické schéma MSBR odpovedá klasickému 3 okruhovému usporiadaniu MSR. Palivová soľ má zloženie v molárnych % 71,8  ${}^7\text{LiF}$  – 16,0  $\text{BeF}_2$  – 12,0  $\text{ThF}_4$  – 0,2  $\text{UF}_4$  s teplotou tavenia 500 °C. Chladivo medzi – okruhu: fluoroboritan a fluorid nátria 92,0  $\text{NaBF}_4$  – 8  $\text{NaF}$  s teplotou tavenia 385 °C. Okruhy sú riešené rozdelením na 4 paralelné vetvy, ktoré majú každá čerpadlo a výmenník. Cela reaktorová časť je umiestnená v železobetónovej budove, ktorá má tiež funkciu protihavarijnej obálky. Nádoba reaktora o priemeru 6,7 m a výške 6,1 m a hrúbke steny 0,525 MPa. Centrálna časť aktívnej zóny je vytvorená grafitovými tyčami štvorcového prierezu s distančnými výstupkami. Priestor pre palivo predstavuje 9,3 % objemových. Periferijná časť má objem palivovej soli 37%, ktorá má funkciu produkčnej zóny. Každá zo štyroch vetví má ventil pre havarijné zliatie soli do drenážnych nádrží. Reaktor má systém kontinuálnej regenerácie paliva.[8]



Obr. 6 Schéma technologického usporiadania MSBR - 1000



Obr. 7 Konštrukčná schéma MSBR

1.vstupný kolektor, 2. spodný reflektor, 3. vertikálny kanál, 4. tyče grafitového moderátora, 5. bočný reflektor, 6. výstupný kolektor, 7. horný reflektor, 8. regulačné tyče, 9. nádoba reaktora, 10. horné veko reaktora, 11. vrchný grafitový prstenec, 12. grafitové dosky, 13. spodný grafitový prstenec, 14. dno nádoby.



**Tab. 1 Základné parametre MSBR - 1000**

Tepelný výkon	2 250 MW <sub>tep</sub>
Elektrický výkon	1 035 MW <sub>el</sub>
Netto výkon	1 000 MW <sub>el</sub>
Účinnosť tepelného cyklu	44 %
Hustota výkonu v zóne strednej	22,2 MW <sub>tep</sub> /m <sup>3</sup>
Hustota výkonu v zóne maximálnej	70,4 MW <sub>tep</sub> /m <sup>3</sup>
Hustota vývinu tepla v grafitе stredná	2,3 MW <sub>tep</sub> /m <sup>3</sup>
Hustota vývinu tepla v grafitе maximálna	6,3 MW <sub>tep</sub> /m <sup>3</sup>
Teplota palivovej soli vstupnej do reaktora	566 °C
Teplota palivovej soli výstupnej z reaktora	704 °C
Prietok palivovej soli primárom	3,69 m <sup>3</sup> /s
Maximálna rýchlosť soli v primári	2,6 m/s
Tlakové straty v zóne	0,12 MPa
Objem palivovej soli v primári	48,7 m <sup>3</sup>
Objem soli v prepracovaní paliva	13,69 m <sup>3</sup>
Teplota chladivá druhého okruhu na vstupe do výmenníku	454 °C
Teplota chladivá druhého okruhu na výstupe z výmenníka	621 °C
Parametre páry na turbínu:	
<ul style="list-style-type: none"> <li>• tlak</li> <li>• teplota</li> </ul>	24 MPa 538 °C
Počet grafitových tyčí v zóne	1 412 kusov
Rozmery grafitovej tyči	10,2 x 10,2 x 396 cm
Doba života grafitu pri fluenci 3.10 <sup>22</sup> n/cm <sup>2</sup> s energií E <sub>n</sub> ≥ 50keV	4 roky
Koeficient konverzie	1,062
Výťažok konverzie U <sup>233</sup>	3,3 %/rok
Špecifická záťažka G	1,151 kg/MW <sub>el</sub>
Doba zdvojenia paliva	21 rokov
Hustota toku tepelných neutrónov v aktívnej zóne maximálna	8.3.10 <sup>14</sup> n/cm <sup>2</sup> s
Hustota toku tepelných neutrónov v aktívnej zóne stredná	2.6.10 <sup>14</sup> n/cm <sup>2</sup> s
Maximálna hustota toku rýchlych neutrónov (E <sub>n</sub> ≥ 50 keV):	
<ul style="list-style-type: none"> <li>• v aktívnej zóne</li> <li>• v konverznej zóne</li> <li>• v nádobe reaktora</li> </ul>	3.2.10 <sup>14</sup> n/cm <sup>2</sup> s 4.2.10 <sup>13</sup> n/cm <sup>2</sup> s 3.7.10 <sup>11</sup> n/cm <sup>2</sup> s
Množstvo thoria v okruhu	88 600 kg
Množstvo štiepneho materiálu v okruhu	1 508 kg

## 1.4 Projekt DMSR (Denaturated Molten Salt Reactor)

Bol rozpracovaný v ORNL v rámci programu alternatívnych jadrových systémov vyhovujúcim požiadavkám nerozširovania štiepných materiálov. Konštrukcia je podobná MSBR, ale rozmery sú podstatne väčšie (priemer a výška je 10 m). V centrálnej časti aktívnej zóny (priemer a výška je 3 x 3 m) je objemový podiel palivovej soli  $\leq 20$  %. V ostatnej časti 9,3 %. Táto geometria dovoľuje vyrovnáť neutrónový tok rýchlych neutrónov po objeme, takže životnosť grafitu sa zdvihne na 30 rokov. Má na to vplyv aj menšie špecifické zaťaženia paliva, ktoré tiež znižuje vyhorievanie predchodcu  $U^{233}$  izotop  $Pa^{233}$ . Ten sa u DMSR neodstraňuje zo zmesi, rovnako ako ostatné štiepne produkty, mimo vzácne plyny Kr, Xe, a T, z ktorých uniknú za 50 sekúnd a drahé a polovzácne kovy ako Zn, Ga, Ge, Cs, Bn, Mo, Te, Ru, Rh, Pd, Ag, Cd, In, Sn, Sb netvoria v soliach stabilné fluoridy, a tak sú zo soli odstránené za 2,4 hodiny, časť prejde do plynu nad soľami a cca 50% sa usadí na povrchoch okruhu. Tím sa podstatne zníži absorpcia neutrónov v zóne.[9]

Tab. 2 Porovnanie charakteristík reaktorov DMSR a MSBR

PARAMETER	DMSR	MSBR
Výkon tepelný	2 250 MWt	2 250 MWt
Výkon elektrický	1 000 MWe	1 000 MWe
Účinnosť	44 %	44 %
Koeficient využitia výkonu	0,75	0,80
Molarné zloženie palivových soli:		
${}^7\text{LiF}$	74 %	71,77 %
$\text{BeF}_2$	16,5 %	16,0 %
$\text{ThF}_4$	8,25 % (7)%*	12,0 %
${}^{233}\text{UF}_4$	0 (0,15) %	0,23%
${}^{235}\text{UF}_4$	0,2 (0,1) %	
${}^{238}\text{UF}_4$	1,0 (2,2) %	
$\text{PuF}_3$	0 (0,03) %	
Zavážka štiepnym palivom	3 450 (3 490)* kg	1 510 kg
Konverzný koeficient	0,85 (0,8)* <sup>2</sup>	1,06
Reaktor (m) priemer x výška nádoby	10 x 10	6,8 x 6,1
Reaktor (m) priemer x výška zóny	3 x 3	4,4 x 4
Hrúbka produkčnej zóny radiálna [m]	2,65	0,4
Hrúbka produkčnej zóny čelná [m]	2,65	0,23
Hrúbka reflektoru bočného [m]	0,80	0,76

Hrúbka reflektoru čelného [m]	0,65	0,61
Podiel objemu palivovej soli v aktívnej zóne	20 %	13 %
Podiel objemu palivovej soli v produkčnej zóne	13 %	37 %
Životnosť grafitu pri fluencií $3 \cdot 10^{26}$ n/cm <sup>2</sup> (E > 50 keV)	20 rokov	4 roky

Poznámka:

()\* v zátvorke sú hodnoty na konci kampane

()\*<sup>2</sup> stredná hodnota za kampaň

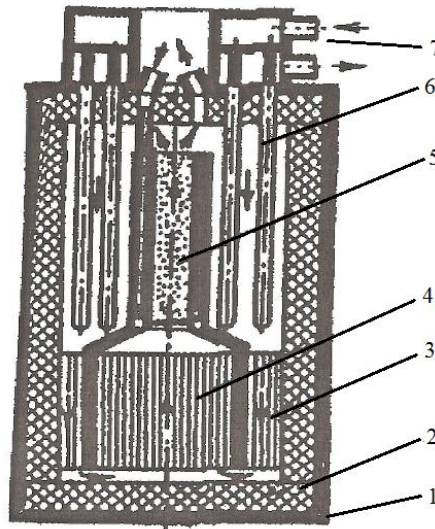
## 1.5 Vysokoteplotné reaktory s roztavenými palivovými soľami HT MSR (High Temperature Molten Salt Reactor)

Pracovné teploty MSR nemôžu prevýšiť teploty 700 – 750 °C. Je to vďaka vlastnostiam nikel – molybdén – chrómových zliatin. Keď sa použije špeciálny druh grafitu, je možné zvýšiť pracovné teploty až na 1 300 °C. Do týchto teplôt je chovanie grafitu a soli plne vyhovujúce. Tiež sa tlak nasýtených pár zvýši na 10 kPa, ale je stále na vyhovujúcej úrovni. Teploty varu fluoridových soli sú väčšie než 1 420 °C.

Normálny reaktorový grafit nie je vhodný pre tieto účely. Vývoj kompozitných materiálov pokročil tak, že sú plne použiteľné pre tieto vysokoteplotné reaktory. V polovici 90. rokov boli takéto materiály ponúkané ruskými výskumnými centrami, hlavne z univerzít. Ich zariadenie však dovoľovalo výrobu trúb iba menších priemerov a držíek (do 40 cm). Vysokoteplotné reaktory sú vhodné pre produkciu tepla či s plynovými turbínami o účinnosti 50 % pre produkciu elektrickej energie.

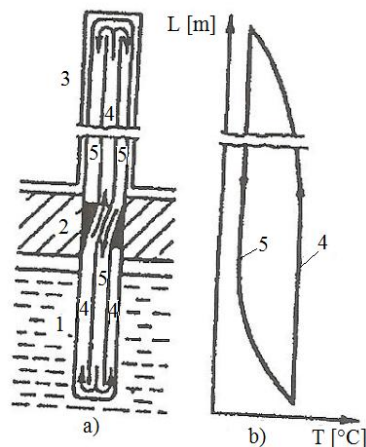
Nádoba reaktora je z kovu. Vnútoraná výstelka z grafitu chráni nádobu pred stykom s rozstavenou soľou, vzniknú vrstvičky zmrznutej soli v uzatvorených medzerách výstelky. Heterogénna grafitová vstavba v zóne zabezpečuje vznik kanálov pre prúdenie roztavených soli. Nad zónou na počiatku „komína“ je prívod plynu, ktorý dokáže zrýchliť prúdenie nariadenej soli. Na hladine sa plyn zbiera a odvádza k vyčisteniu od Kr, Xe, T. V mieste prúdenia soli je medzi-výmenník 6, ktorý je zložený z konvektívnych tepelných trúb, ktoré sú vyrobené z grafitu a naplnené soľou (rovnakou ako chladiaca časť palivovej soli) a ktoré ako uzatvorený termosifón prenášajú teplo

z palivovej zmesi mimo nádoby do ďalšieho média (napr. plynu). Schéma práce termosifonu ukazuje obr. 9.[3]



**Obr. 8 Schémja HT MSR s integrálnym usporiadaním v nádobe**

1.grafitový reflektor, 2. produkčná zóna, 3. aktívna zóna, 4. ťahový úsek, 5. radiačný výmenník tepla, 6. technologické toky, 7. „gas-lift“.



**Obr. 9 Medzivýmeník tepla (uzatvorený termosifon)**

a) schéma termosifonu:

- 1 palivová soľ
- 2 reflektor (adiabatická zóna)
- 3 radiačný výmenník
- 4 časti okruhu cirkulácie
- 5 časti okruhu cirkulácie

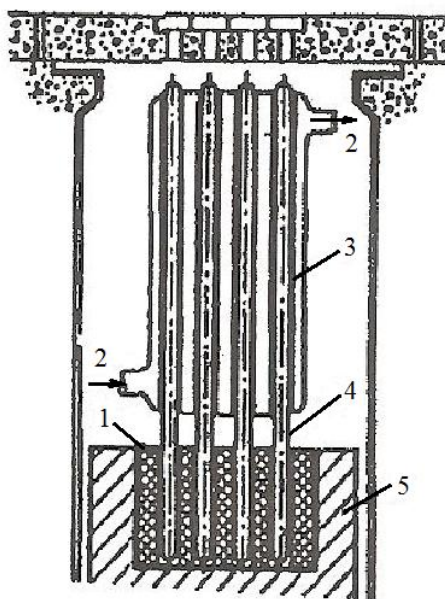
b) priebeh teplôt po výške, jedná sa o modifikáciu tzv. „tepelnej trubky“ (heat pipe):

- 4 vnes horúcej časti (prepísať čísla v obrázku)
- 5 ochladené médium

Tab. 3 Teplofyzikálne vlastnosti HT MSR integrálneho typu pri rôznych režimoch

Parameter	Teplofyzikálne parametre			
	MSBR (0,3 % <sup>235</sup> U)			(0,5% <sup>235</sup> U)
	Aktívna zóna reaktora			
Cirkulácia	Čerpadlo	Prirodzené prúdenie	Gas-lift $\phi = 0,47$	Gas-lift $\phi = 0,28$
Tepelný výkon [GW]	2,25	0,46	2	2
Objem palivovej soli v okruhu [m <sup>3</sup> ]	48,7	51,5	67,9	63
Špeciálna záťaž paliva [kgU/MW <sub>t</sub> ]	0,7	3,5	1	1,6
T <sub>vst</sub> /T <sub>výst.</sub> [°C]	566/704	1100/1300	1100/1300	1100/1300
Pohybový tlak [MPa]	0,82	0,006	0,086	0,085
Rýchlosť soli v zóne [m/s]	2,1	0,3	1,4	1,3
Hydraulický priemer kanálov [cm]	1,5	1,5	1,5	5
Prietok plynu v ťahovom úseku [m <sup>3</sup> /s]	-	-	2,35	0,96
	Výmenník tepla			
Reynoldsovo číslo, 10 <sup>3</sup>	7,1	6,9	36,5	33
Hydraulický priemer kanálov [cm]	0,7	1,5	1,5	1,5
Koeficient prestupu tepla [W/(cm <sup>2</sup> .K)]	0,6	0,3	1,06	1,01
Povrch pre prestup tepla [10 <sup>3</sup> m <sup>2</sup> ]	3,9	4,06	4,06	4,06
Počet tepelných trubiiek (konvektívnych kanálov)	-	5790	5790	5790

Druhý typ HT MSR je článkového typu vid'. obr. 10.



Obr. 10 Schéma vysokotepelného MSR – článkového typu

1.aktívna zóna, 2. vstup a výstup chladivá medziokruhu, 3. radiačný výmenník tepla, 4. uzatvorený termosifon (tepelná rúra), 5. grafitový reflektor.

## 1.6 Ďalšie využitie fluoridových soli

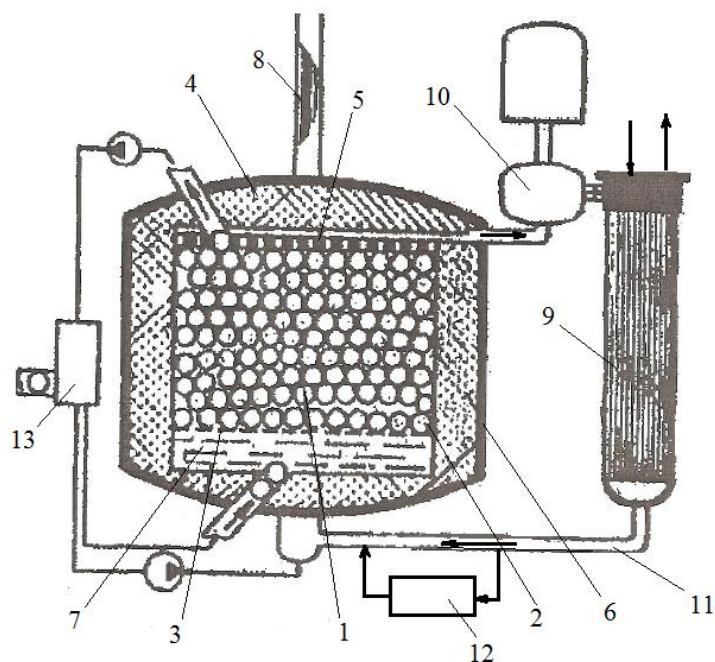
Jedná sa o reaktory využívajúce disperzné palivo na báze karbidov umiestnených v palivových elementoch (grafitových guliach). Reaktory tohto typu využívali ako chladivo He a dlhodobou prevádzkou preverovali kvality tohto paliva.

K zlepšeniu bezpečnosti je vhodné odstrániť plynné chladivo, ktoré je pod vysokým tlakom. Jednou z možností je nahradiť ho chladivom na báze fluoridových solí, ktoré sa dobre znášajú s grafitom, dajú sa prevádzkovať pri nízkom tlaku (0,6 MPa) a majú vynikajúce teplo-technické vlastnosti. Ďalším plusom je že grafit nasiaknutý soľami nehorí.

Prvou snahou vymeniť vysoko tlakové plynové chladivo reaktora HTGR (High Temperature Graphite Reactor) bol projekt DIONISOS, kde ako chladivo bolo použité roztavené olovo. Väčšina zložiek zmesi fluoridových solí má tepelné účinné prierezy nižšie než Pb. Nevýhodou fluoridových solí je vyššia teplota tavenia ( $\approx 350$  °C), ale tej sa dá využiť aj k tomu, že štiepne produkty uniknuté z poškodených palivových elementov sú zachytené v matrici soli a nemôžu sa pri úniku chladivá ďalej šíriť. Použitie fluoridových solí vedie k návrhu reaktora s vysokou vnútornou bezpečnosťou.

Prvé štúdiá v bývalom SSSR, boli robené na počiatku 80tých rokoch. Jednalo sa o reaktor MSGR (Motlen Salt Cooled, Coated Particle Fuel, Graphite Reactor). Výkon reaktora bol  $1\,000\text{ MW}_{el}$  ( $2\,268\text{ MW}_t$ ) a špecifické zaťaženie paliva bolo podstatne väčšie než u reaktora MTGR. Životnosť grafitu závisí na veľkosti špecifického výkonu paliva, a preto došlo k návrhu paliva na báze disperzných častíc v matrici grafitu. Vyberanie palivových elementov bolo urobené v hornej časti nádoby, prívod v spodnej časti, všetko bez prerušenia prevádzky.

Grafitové palivové elementy plávajú v soliach, v spodnej časti zóny je voľný priestor solí. Sú použité palivové tyče, ktoré sa zasúvajú do plávajúcich grafitových gulí a vytlačujú ich do voľného spodného priestoru. Vyhorenie je kompenzované pridaním čerstvých palivových gulí. Gule niekoľkokrát prejdú zónou. Ako chladivo primára bola použitá zmes NaF – BeF<sub>2</sub>, ktorá odstraňuje problémy s produkciou tritia. V medziokruhu bola použitá zmes NaF – NaBF<sub>4</sub>. V tretom okruhu boli parametre páry 23,5 MPa a 540 °C.

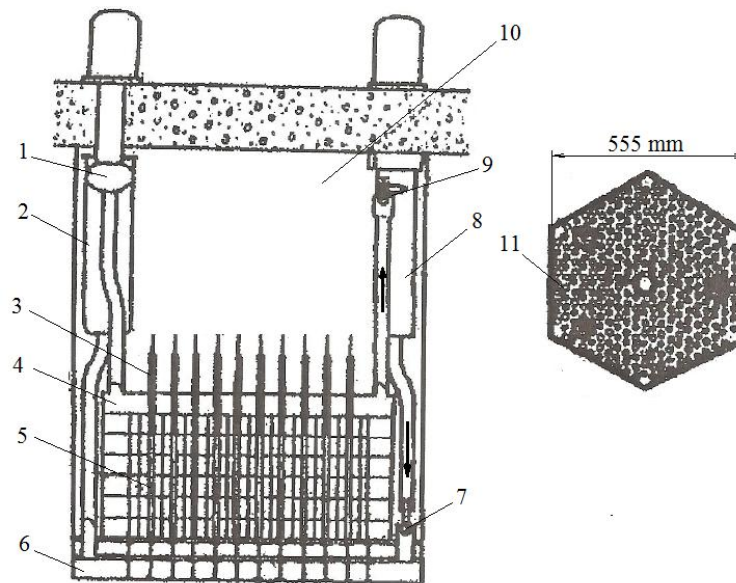


Obr. 11 Schéma reaktora HTRS

1.aktívna zóna, 2. guľové palivové články, 3. spodná úroveň plávajúcich guľí, 4. grafitový reflektor, 5. horná distančná mriežka, 6. nádoba reaktora, 7. roztavené fluoridové soli, 8. regulačné tyče, 9. výmenník tepla, 10. čerpadlo, 11. potrubie primára, 12. systém čistenia chladivá, 13. systém výmeny paliva.

Tlaková nádoba bola navrhnutá zo zliatiny ChN80MT (analogicky od Hasteloy – N mod.)

1. V KNR v ústave INET (Institu Nuclear Energo - Technology) bol rozpracovaný reaktor MSGR s palivovými grafitovými elementmi v tvare šesťuholníkových tyčí s disperzným palivom. Otvormi prechádza chladivo a regulačné a havarijné elementy, (ktoré plavú a pri prerušení prúdenia sa automaticky zasunú do zóny) aj vnútro reaktorové inštrumentácie. Palivo prúdi od spodku nahor a jeho objemový podiel v aktívnej zóne je  $\approx 5\%$ . Zóna má rozmery: priemer 10,98 m a výška 3,96 m, stredný energetický špecifický výkon je  $6 \text{ MW}_t/\text{m}^3$  a elektrický výkon 1 000 MW.
2. Použité soli sú rovnaké ako u predchádzajúcej konštrukcie. Teploty v okruhoch sa tiež líšia minimálne. Nevýhodou systému je obrovský objem roztavených solí nad zónou.



**Obr. 12 Schéma reaktora typu MSGR**

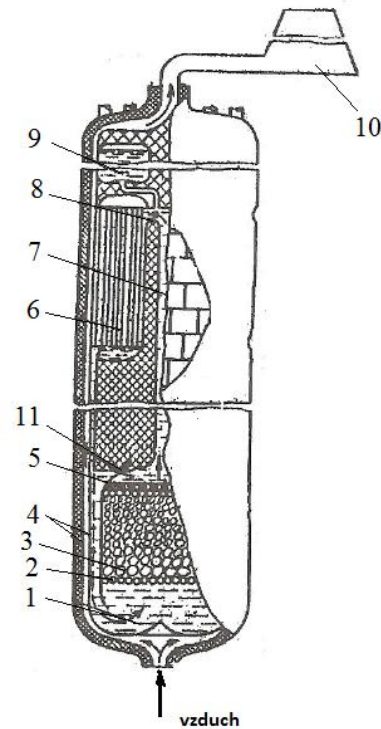
1 čerpadlo, 2 výmenník tepla, 3 regulačné tyče s hydrodynamickým nastavením polohy, 4,6 vrchný a spodný kolektor chladivá, 7,9 guľové prietočné ventily \*, 8 výmenník tepla havarijnej ochrany s prirodzenou cirkuláciou chladivá, 10 bazén s roztavenými soľami, 11 priečny rez palivového článku.

\*Poznámka: Pri prerušení prúdenia sa ventily uzatvoria pomocou plávajúcich guľí (zároveň sa zasunú havarijne a regulačné tyče do zóny) a na odvod zbytkového tepla začne pracovať havarijný výmenník s prirodzenou konvekciou chladivá.

3. V Rusku boli rozpracované tiež varianty modulárneho systému MSGR – M s palivovými guľovými elementmi z grafitu s dispergovaným palivom. Pre odvod tepla sú použité pasívne prostriedky. Reaktor má tepelný výkon  $300 \text{ MW}_t$ , používa ako chladivo  $\text{NaF} - \text{BeF}_2$ . Palivové elementy majú priemer 6 cm a je použité  $\text{UO}_2$  palivo s obohatením 16 %. Reaktor má pri normálnej prevádzke veľký záporný koeficient reaktivity a to vedie k vysokej stabilite prevádzky. Kompenzácia vyhorenia sa robí pridávaním čerstvých palivových elementov do zóny, ktorá má na konci kampane výšku 1,5x väčšiu než na začiatku. Chladenie je prevádzané v uzatvorenom okruhu prirodzenou konvekciou. Celková výška okruhu je  $\approx 10 \text{ m}$  a priemer aktívnej zóny 3 m. Maximálna teplota chladivá je  $750 \text{ }^\circ\text{C}$ , minimálna  $550 \text{ }^\circ\text{C}$ . Je použitá dvojplášťová nádoba reaktora. Medzi jednotlivými plášťami prúdi prirodzenou konvekciou vzduch, ktorý odvádza teplo z nádoby reaktora. Pri normálnej prevádzke je teplota nádoby reaktora držaná na teplote o niekoľko stupňov nižšia než je teplota tavenej zmesi. Tým sa vytvorí na vnútornej strane



steny nádoby krusta, ktorá má znížiť únik tepla zo systému a rýchlosť korózie. To sa podarilo znížiť na 0,5 % celkového generovaného tepla. Pri poruche nádoby reaktora sa vyleje chladivo do medzipriestoru a dochladzovanie sa robí vzduchom, ktorý môže prechádzať vďaka špeciálnej konštrukcii vlnitej prepážky. Systém chladenia vnútornej nádoby je zaujímavý, ale autori asi zabudli na problém s rozvojom trhlin na vonkajšom povrchu nádoby pri gradientu teplôt pri stene nádoby.

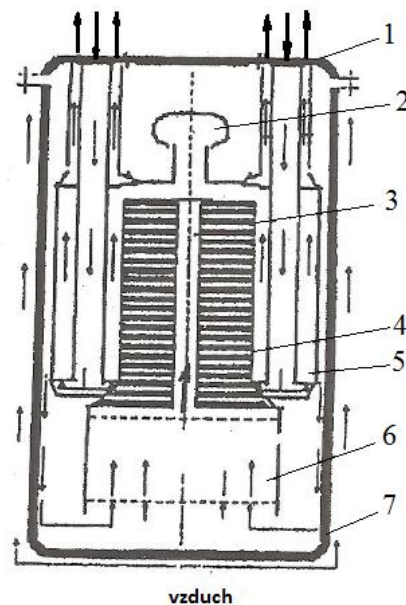


**Obr. 13 Schéma modulárneho MSGR – M s guľovými článkami**

1. voľný objem chladivá, 2. palivové články, 3. aktívna zóna, 4. základná a poistná tlaková nádoba, 5. ohraničujúca mriežka, 6. tepelný výmenník, 7. ťahový úsek, 8. oblasť prelivu, 9. kompenzátor objemu, 10. chladiaca veža pre vzduch, 11. vnútorný kolektor.

Reaktor je dostatočne stabilný pri normálnej prevádzke aj haváriách so zavedením kladnej reaktivity a strate chladenia v sekundárnom okruhu, ktorý sa predpokladá s plynovou bublinou na otvorenom vzduchovom cykle. Je použité medzichladenie v procese kompresie vzduchu a medziohrevom pri jeho expanzii v turbíne a regenerácia tepla vzduchu po prechode turbínou.

Návrh modulárneho MSGR-M bol ďalej rozpracovaný v Kurčatovskom inštitúte Moskva ako reaktor MARK s tepelným výkonom  $16 \text{ MW}_t$  ( $6 \text{ MW}_e$ ). Aktívna zóna je podobná koncepcii v popisu bodu C). Jedná sa však o ľahko transportovateľný reaktor od bezvodých oblastí. Jeho chladivo bola uvažovaná zmes  $\text{LiF} - \text{BeF}_2$  a dve varianty kampaní 60 rokov a 15 rokov. Palivový element má priemer 6 cm, vnútorná časť s mikropalivom má priemer 1 cm. Je použitý  $\text{UO}_2$  s 10 % obohatením. Vedľa palivových článkov sú použité aj absorpčné elementy s 0,1 g  $\text{B}_4\text{C}$  o priemere 4,5 cm a prázdne grafitové elementy ( $\rho = 1,65 \text{ g/cm}^3$ ) o priemere 35 mm. Priemer a výška aktívnej zóny je 3m. Stredná záťaž zóny je  $0,75 \text{ MW}_t/\text{m}^3$ . Teploty chladivá  $750^\circ\text{C}/550^\circ\text{C}$ , výška ťahového úseku 5 m, celková výška cirkulačného okruhu 8,8 m, hrúbka reflektora 0,4 m, počet pracujúcich výmenníkov tepla 3 (celkový počet 21 alebo 6 pre jednotlivé varianty), priemer výmenníka/výška [m] 0,5/4,6. Sú použité regulačné tyče priemeru 7,2 cm (12 ks).[3]



**Obr. 14 Schéma reaktora MARK**

1. veko reaktora, 2. kompenzátor objemu, 3. ťahový úsek (komín), 4. vnútorné tienenie a tiež utesňujúci element soli, 5. výmenník tepla soľ - vzduch, 6. aktívna zóna, 7. nádoba reaktora.

## 1.7 ADS a ADTT systémy s palivovými roztavenými soľami (Accelerator Driven System and Accelerator Driven Transmutation Technology)

V predošlých častiach sa poukazovalo na kritické reaktory a ich projekty. Pre zvýšenie bezpečnosti boli v mnohých prípadoch použité pasívne prostriedky k odvodu tepla. V rade prípadov, často ako východisko z núdze nebolo použité čistenie paliva pre zníženie zbytkového tepla systému. Bolo to hlavne preto, že systémy čistenia paliva neboli v dobe vzniku projektov dostatočne rozpracované a preverené. Prispeli k tomu aj havarijne analýzy, kde sa za dobre považovalo to, že teploty nepresiahli teplotu tavenia konštrukčného materiálu, aj napriek tomu že by takáto príhoda znamenala zničenie zariadenia. Štúdia sa hlavne zaoberali využitím paliva, jak z thorium – uránového, tak aj urán – plutoniového cyklu a podmienkami prevádzky „breederov“ a „konvertorov“, aby sa čo najviac znížila manipulácia s palivom mimo zariadení.[3]

Je nutné sa sústrediť na určenie zbytkového tepla v závislosti na parametroch čistiacej jednotky paliva. Ďalej je treba sledovať nezávislý zdroj neutrónov v palive. Ide o samovoľné štiepenie aktinidov, ( $\alpha, n$ ) reakcia na ľahkých jadrách fluoridových solí, ktoré nasledujú  $\alpha$  rozpady aktinidov a ďalej nasledujúce multiplikácie vo všetkých častiach palivového okruhu. Za prevádzky zariadenia je takto vzniknutý zdroj neutrónov zanedbateľný, ale pri havarijných situáciách a odstavení reaktoru je problémový, pretože zvyšuje hlavne zbytkový vývoj tepla. Zvyšuje tiež dávkové príkony pri robení opráv a revízií.[3]

Ďalším podstatným príspevkom do bezpečnosti je prechod od kritických reaktorov k reaktorom kritickým ktoré sú riadené urýchľovačom. Tie sa nedajú priviesť do nadkritického stavu, a tak je možné vylúčiť celú triedu havárii. Systém je použiteľný pre ľubovoľný typ reaktora. Z teórie podkritických systémov zo zdroja vyplýva jednoznačná závislosť výkonu podkritického blanketu na intenzitu vnútorného neutrónového zdroja pri použití  $k_{ef}$ ,  $v_{ef}$  systému. Pretože ešte pred pár rokmi neboli dostatočné intenzívne vnútorné neutrónové zdroje, vyskytol sa názor využiť radu malých zdrojov. Pri tom sa pozabudlo na to, že týchto zdrojov je možné zaviesť do zóny malý počet, ktorý je obmedzený geometriou. Pokiaľ máme zdroje neutrónu radu  $10^{12}$  n/s a požiadavky zdroja pre výkonu blanketu napr.  $700 \text{ MW}_{tep}$  je  $1,3$  až  $3,3 \cdot 10^{18}$  n/s pri  $k_{ef} \in (0,98, 0,95)$ . Je vidieť, že tento návrh je nerealizovateľný zdroj. Zdroju  $2 \cdot 10^{12}$  n/s

odpovedá pri  $k_{ef} = 0,98$ ,  $v = 2,9$  výkon blanketu  $1,056 \text{ kW}_t$ , pre  $k_{ef} = 0,95$  bude výkon  $0,4095 \text{ kW}_t$ . [3]

Zatiaľ nie je skúsenosť s dlhodobou spoľahlivou prevádzkou urýchľovača bez výpadku, ktorý je schopný dať dostatočný prúd častíc pre produkciu neutrónov na terči. Rada projektov takýchto urýchľovačov už existuje a skúšajú sa ich jednotlivé časti.

Ako neutrónový zdroj pripadajú v úvahu:

- a) Spallačná reakcie produkované pomocou urýchleného protónového zväzku. Energeticky je optimálna energia protónov  $\approx 1 \text{ GeV}$ , pretože na spotrebovanú energiu k urýchleniu dáva maximálny výtťažok neutrónov. Použitie iných nabitých častíc nie je výhodné. Pre urýchlenie je možné použiť lineárny urýchľovač alebo kruhový urýchľovač (cyklotron). Najlepším premeraným zdrojom je Pb.
- b) Reakcia  $(\gamma, n)$  od rýchlych elektrónov. Elektrónové urýchľovače sú jednoduchšie, spoľahlivejšie a menšie než protónové. Energia ionizačných strát sa zachytí v cca 20 cm terča zo soli. Vnútorne žiarenie preniká približne do 1,5 m.
- c) Reakcia nabitých častíc  $\alpha$ , d na terčoch s Li, Be, D. Tu sa jedná o energiu častíc cca do 40 MeV. U urýchľovača IFMIF sa strieľajú kvapôčky Li, na ktorých prebieha reakcia s tvorbou neutrónov. Plánované využitie je pre výskum materiálov pre termojadrové zariadenia.
- d) Ďalšou možnosťou je použiť tzv. „kaskádny zdroj“, kde produkované neutróny sú ďalej zosilené podkritickou štiepnou sústavou, čo znižuje požiadavky na prúd urýchlených častíc.

Ďalší problém je výber terča z hľadiska produkcie neutrónov spallačným zdrojom. Je potrebné použiť za terč materiál s veľkým hmotnostným číslom A. Pri použití pevného terča (napr. W) vznikajú problémy s odvodom tepla pri veľkých gradientoch teplôt a jeho chladením sa Terč musí rozdeliť na časti okolo ktorých preteká chladivo. To však znižuje výtťažky neutrónov. Výhodnejšie je použiť tekutý terč (obvykle sa uvažuje Pb alebo Pb+ Bi). Tu je treba upozorniť na to, že tekuté kovy nie sú schopné odvieť všetko teplo. Je to limitované:  $\Delta t$  t.j. rozdielom teplôt na výmenníku,  $c_p$  – tepelnou kapacitou chladivá, prietochným množstvom chladivá.

Použitím terča napr. Pb a zmesi fluoridových solí pre blanket vedie k technologickým obmedzeniam. Pb potrebuje pre svoj okruh ferito-martensitické ocele,

ktoré fluoridová soľ zlikviduje behom  $\approx 10$  hodín. Použitie nikel – molybdén – chrómových zliatin pre Pb nie je možné, pretože Pb rozpúšťa Ni zo zliatiny.

Nezanedbateľným problémom je radiačná životnosť materiálu terča a jeho okolia aj „okna“, ktoré zaisťuje vákuum v urýchľovači. Najvhodnejšie je použiť ako terč priamo palivovú soľ blanketu.

Rada vyššie uvedených problémov odpadne pri použití tekutého terča. Pre neho je vhodné použiť palivové zmesi fluoridových solí, pomocou ktorých je možné riešiť aj posledný problém, t.j. chemické chovanie materiálu terča pod ožiarením a odstraňovaním produktov štiepenia. Je tu možnosť použiť jednu zmes pre terč a blanket. Pri použití homogénneho usporiadania sa vylúčia pevné materiály z oblasti vysokých tokov. Tiež problém vysokých gradientov teplôt je možné odbúrať zmiešaním zmesi.[3]

## 2 Určenie materiálových vlastností fluoridových soli

Pri výbere zmesi soli boli požiadavky na teplotu tavenia  $\leq 500^{\circ}\text{C}$ . Minimálna prevádzková teplota sa uvažuje  $T_{\min} = T_{\text{tav}} + 100^{\circ}\text{C}$  a bola určená na základe skúsenosti z projektov rýchlych sodíkových reaktorov aj priebehov rozpustnosti  $\text{PuF}_3$ . V projekte MSBR pracujúceho v thoriovom cykle bola pre rozdiel minimálnej prevádzkovej teploty a teploty tavenia použitá teplota  $66^{\circ}\text{C}$ . To môže priaznivo ovplyvniť návrh výmenníka, ale zníženie minimálnej prevádzkovej teploty zníži aj rozpustnosť tri – fluoridov. Maximálna teplota dlhodobej prevádzky  $T_{\max} \leq 710^{\circ}\text{C}$  bola stanovená na základe vlastností materiálu typu Hastelloy N.[3]

Pre použitie soli je dôležitá ich čistota, jej nedodržanie môže znamenať zvýšenie korózie na konštrukčných materiáloch. Požiadavky sú aj na čistotu inertného plynu. Pri použití hélia by obsah nečistôt (O, N, C,  $\text{CO}_2$ , vodná pára) mal byť menší ako 0,01 % mol, ako vyplýva zo skúseností z prevádzky reaktorov chladených héliom. Ďalej je potrebné riešiť bilanciu aktinidov a štiepných produktov v soliach aj ich čistenie za prevádzky, pre problémy s rozpustnosťou tri – fluoridov. Výhodou použitia zmesi fluoridových soli typu Li, Be, Na/F je možnosť použiť k riadeniu redoxu potenciálu preverený systém pomocou tyčí z kovového berylia.[3]

### 2.1 Zloženie vhodnej zmesi fluoridových soli pre transmutor aktinidov

Tab. 4 Predpokladaný rozsah teplôt  $600^{\circ}\text{C}$  –  $700^{\circ}\text{C}$

Označenie zmesi	LiF + NaF + BeF <sub>2</sub> [mol. %]	T <sub>tav</sub> [°C]	Rozpustnosť XF <sub>3</sub> [mol.%]			
			T = 550°C	T = 600°C	T = 650°C	T = 700°C
A	15 + 58 + 27	479 – 480	<b>1,2</b>	2,0	2,9	4,1
B	17 + 58 + 25	494 – 496	<b>1,9</b>	3,0	4,5	6,1
C	18 + 58 + 24	515	<b>2,3</b>	3,95	6,0	9,0

Prítomnosť 1 mol. % NbF<sub>3</sub> zníži rozpustnosť PuF<sub>3</sub> pri  $600^{\circ}\text{C}$  z 3% na 2 mol.%. Uvedené hodnoty rozpustnosti XF<sub>3</sub> je nutné brať ako súčet koncentrácií všetkých tri-fluoridov v zmesi (aktinidov aj štiepných produktov). Bilanciu všetkých tri-fluoridov je potrebné napočítať s uvážením čistenia a jeho režimov aj s usadzovaním štiepných

produktov na povrchoch materiálov. Dovoľená koncentrácia  $\text{PuF}_3$  sa určí na základe rozpustnosti  $\text{XF}_3$  pri teplotách nižších než minimálna prevádzková teplota (napr. pri 550 °C) a napočítaných bilanciách ostatných tri-fluoridov. Je to preto, aby nedochádzalo k vypadávaniu Pu z roztoku a k jeho usadzovaniu na studených povrchoch pri prechodových procesoch. Zdá sa byť veľmi lákavé znížiť teplotnú diferenciu a priblížiť sa minimálnej prevádzkovej teplote a tým zdvihnúť hodnotu dovoľenej koncentrácie  $\text{PuF}_3$ . Znamená to, že je nutné urobiť analýzy rôznych teplotných režimov všetkých okruhov.[3]

## 2.2 Očakávané vlastnosti vybraných zmesí soli typu Li, Be, Na/F obsahujúce až do 3 mol.%TRU F3 v teplotnom rozmedzí 800 – 1000 K(527 – 727 °C)

Tab. 5 Hodnoty použiteľné pre teplo-fyzikálne analýzy

Vlastnosť a teplota	Rovnica uvažujúca M [g mol <sup>-1</sup> ]
<b>Hustota <math>\rho</math> [g/cm<sup>3</sup>]</b>	Relatívna chyba $\pm 0,9$ %
800 K = 527 °C	$\rho = 1,9801 + 0,00421 M$
1000 K = 727 °C	$\rho = 1,8106 + 0,00578 M$
<b>Viskozita <math>\eta</math> [cP]</b>	Relatívna chyba $\pm (4 \text{ až } 6)\%$
880 K = 527 °C	$\eta = - 24,606 + 0,85068 M$
900 K = 627 °C	$\eta = - 9,041 + 0,37085 M$
1000 K = 727 °C	$\eta = - 4,949 + 0,22002 M$
<b>Tepelná kapacita <math>c_p</math> [kJ kg<sup>-1</sup>K<sup>-1</sup>]</b>	Relatívna chyba $\pm (10 \text{ až } 20)\%$
800 – 1000 K (527 – 724 °C)	$c_p = 3,73 - 0,037 M$
<b>Tepelná vodivosť <math>\lambda</math> [W m<sup>-1</sup> K<sup>-1</sup>]</b>	Relatívna chyba $\pm 15\%$ (celková)
800 K = 527 °C	$\lambda = 1,58 - 0,01796 M$
900 K = 627 °C	$\lambda = 1,63 - 0,01796 M$

Pokiaľ fyzikálny výpočet preukáže, že vyhovuje rozpustnosť pre zmes soli A, (to je napr. pre rýchly reaktor, alebo tepelný reaktor s grafitom a uvážením Er, alebo podkritickú zónu rýchlu alebo tepelnú riadenú urýchľovačom), je vhodné vybrať zmes

A pre nižšiu teplotu tavenia. Vyššiu rozpustnosť má zmes B. Jej použitie je akceptovateľné.

Pri problémoch s rozpustnosťou  $\text{PuF}_3$  existuje niekoľko ciest:

1. Rozpustnosť  $\text{PuF}_3$  pri konštantnej teplote klesá s rastúcim podielom  $\text{BeF}_2$  v zmesi  $\text{LiBeNa/F}$ , pri konštantnom obsahu  $\text{NaF}$ . Z interpolácií a extrapolácií experimentálnych hodnôt bolo stanovené zloženie zmesi C, ktorá má rozpustnosť  $\text{XF}_3$  pri  $550\text{ }^\circ\text{C}$  2,3 mol. % a pri  $600\text{ }^\circ\text{C}$  skoro 4 mol.%. Zníženie obsahu  $\text{BeF}_2$  v zmesi vedie k zvýšeniu teploty tavenia na  $515\text{ }^\circ\text{C}$ .
2. Znížiť rozdiel bezpečnej teploty pre zaistenie rozpustnosti a minimálnej prevádzkovej teploty.
3. Uvážiť pre transmutor iba prípad podkritického reaktora riadeného vonkajším neutrónovým zdrojom (urýchľovačom).

Zmes  $\text{LiBeNa/F}$  je zatiaľ jediná zmes soli vhodná pre transmutor aktinidov z vyhoreného jadrového paliva, ktorá spĺňa jak podmienky teplôt, použiteľnosti materiálov typu Hastelloy N, tak rozpustnosti tri-fluoridov a dostatočnú znalosť teplo-fyzikálnych veličín.

Ohraničujúci rámec, v rámci ktorého sa dajú vybrať komponenty roztavenej soli je jasne definovaný typom použitia: palivo reaktora, chladiaca tekutina a tekutina prenosu tepla. Chemické zloženie roztavenej soli je dôležitým parametrom pre výber zloženia soli, t.j. fyziky neutrónov, fyziky reaktora a ekonomického hľadiska. V tomto kontexte, "chémia" by mala byť hodnotená v širšom zmysle slova, čo znamená, že sa pohybuje v medziach od fyzikálno-chemických vlastností soli po redoxné (oxidačno-redukčné) vlastnosti špecifických komponentov soli.

Najdôležitejším kritériom "chémie" pre akúkoľvek soľ je zmes nasledujúcich faktov:

- Teplota tavenia: Kvapalný rozsah soli musí zodpovedať predpovedanej aplikácii a musí zahŕňať dostatočne široký rozdiel voči tuhnutiu. Okrem toho, tlak soľnej pary musí byť nízky v patričnom teplotnom rozsahu.
- Rozpustnosť aktiníd (iba pre palivá): Palivová soľ musí byť schopná prijať požadované množstvo štiepných ťažkých nuklíd, opäť s dostatočne širokou rezervou a v tomto prípade v snahe vyhnúť sa vyzrážaniu štiepných častíc.



- Fyzikálno-chemické vlastnosti: Keďže prvoradým cieľom soli pri akejkoľvek aplikácii je prenos tepla, jeho tepelno-hydraulické vlastnosti sú veľmi dôležité. Tok soli je určený viskozitou a hustotou pretože prenos tepla je určený tepelnou kapacitou a tepelnou vodivosťou.
- Chemická reaktivita: Vyžaduje sa chemická stabilita s ohľadom na ostatné tekuté média (napr. voda, sodík) v závislosti na prostredie, v ktorom sa soľ používa.

Berúc do úvahy tieto kritéria a neutróny pre palivo reaktora, potom môžeme rozlišovať nasledujúce chemické skupiny:

- Fluoridy kovov s nízkym prierezom zachytávania neutrónov, ktoré môžu byť použité v jadrách reaktorov, kde sa nevyžaduje efekt zoslabovania rýchlych jadier elektrónov. Toto v princípe zahŕňa väčšinu alkalických kovov (7Li, Na a Rb) ako aj niektoré alkalicko-zemné kovy (Be, Ca). Systém 7LiF-BeF<sub>2</sub> sa vzťahuje na túto skupinu prípadne siaha na systém 7LiF-NaF-BeF<sub>2</sub>. Hoci zirkónium ma tiež taký prierez zachytávania neutrónov, jeho prchavosť je relatívne vysoká a dá sa považovať vo výnimočných prípadoch iba za soľný komponent. Tak isto aj KF (fluorid draslíka) sa dá považovať v nedomerovanom systéme za soľný komponent.
- Fluoridov pri aplikácii mimo jadier reaktora, ako napríklad LiF-NaF-KF (flinak), NaF-NaBF<sub>4</sub> a KF-KBF<sub>4</sub>, pre ktoré neplatia žiadne faktory neutrónov.

Chloridy kovov s nízkym prierezom zachytávania neutrónov, ktoré sa dajú použiť v rýchlych jadrách reaktora. Pri ich použití sa dá vziať do úvahy použitie LiCl, NaCl a MgCl<sub>2</sub> a ich zmesi.

Nitráty môžu byť alternatívou chloridov a fluoridov pri aplikácii prenosu tepla pri nízkych teplotách. Predpokladaným výberom je systém NaNO<sub>3</sub>-KNO<sub>3</sub>.

Pre prípad tohto výpočtu som využil zmes soli A z tabuľky 4 do ktorej som zakomponoval 0,6 % UF<sub>4</sub> (urán 235).

**Tab. 6 Zmes soli použitá vo výpočte**

Označenie zmesi	LiF + NaF + BeF <sub>2</sub> + UF <sub>4</sub> [mol. %]
Zmes soli A + UF <sub>4</sub>	14,9 % + 57,7 % + 26,8 % + 0,6%

Pre danú mólovú hmotnosť zmesi A + UF<sub>4</sub> pomocou periodickej tabuľky prvkov teda platí:

$$M = (A_{Li} + A_F) 14,9 \% + (A_{Na} + A_F) 57,7 \% + (A_{Be} + A_{F2}) 26,8 \% + (A_{U235} + A_{F4}) 0,6 \% \quad (1)$$

$$M = (7 + 19) 0,149 + (23 + 19) 0,577 + (9 + 19.2) 0,268 + (235 + 19.4) 0,006$$

$$M = 3,874 + 24,234 + 12,596 + 1,866$$

$$\mathbf{M = 42,57 [g/mol]}$$

Kde:

$A_{Li}$  – hmotnostne číslo lithia

$A_F$  – hmotnostne číslo fluóru

$A_{Na}$  – hmotnostne číslo sodíka

$A_{Be}$  – hmotnostne číslo beryllia

**Mólová hmotnosť zmesi A + UF<sub>4</sub> pri výpočtovom percentuálnom rozložení jednotlivých prvkov v zmesi A + UF<sub>4</sub> je 42,57 [g/mol].**

**Tab. 7** Vlastnosti zmesi soli A + UF<sub>4</sub>

Vlastnosť a teplota	Rovnica uvažujúca M [g mol <sup>-1</sup> ]
<b>Hustota <math>\rho</math> [g/cm<sup>3</sup>]</b>	Relatívna chyba $\pm 0,9 \%$
800 K = 527 °C	$\rho = 1,9801 + 0,00421 M$ <b><math>\rho = 2,159</math></b>
1000 K = 727 °C	$\rho = 1,8106 + 0,00578 M$ <b><math>\rho = 2,057</math></b>
<b>Viskozita <math>\eta</math> [cP]</b>	Relatívna chyba $\pm (4 \text{ až } 6)\%$
880 K = 527 °C	$\eta = - 24,606 + 0,85068 M$ <b><math>\eta = 11,607</math></b>
900 K = 627 °C	$\eta = - 9,041 + 0,37085 M$ <b><math>\eta = 6,746</math></b>
1000 K = 727 °C	$\eta = - 4,949 + 0,22002 M$ <b><math>\eta = 4,417</math></b>
<b>Tepelná kapacita <math>c_p</math> [kJ kg<sup>-1</sup> K<sup>-1</sup>]</b>	Relatívna chyba $\pm (10 \text{ až } 20)\%$
800 – 1000 K (527 – 724 °C)	$c_p = 3,73 - 0,037 M$ <b><math>c_p = 2,155</math></b>
<b>Tepelná vodivosť <math>\lambda</math> [W m<sup>-1</sup> K<sup>-1</sup>]</b>	Relatívna chyba $\pm 15\%$ (celková)
800 K = 527 °C	$\lambda = 1,58 - 0,01796 M$ <b><math>\lambda = 0,815</math></b>
900 K = 627 °C	$\lambda = 1,63 - 0,01796 M$ <b><math>\lambda = 0,865</math></b>

Tepelný výkon reaktora je daný z experimentálnych výpočtov  $W_t = 2400 \text{ MW}_t$  z ktorého si vieme vyjadriť **prietokové množstvo zmesi soli cez aktívnu zónu reaktora  $G$ .**

Čiže:

$$W_t = \Delta T C_p G$$

$$\boxed{G = \frac{W_t}{\Delta T C_p}} \quad (2)$$

Kde:

$W_t$  – tepelný výkon reaktora [ $\text{W}_t$ ]

$C_p$  – tepelná kapacita  $c_p$  [ $\text{J kg}^{-1}\text{K}^{-1}$ ]

$\Delta T$  – rozdiel teploty zmesi soli vystupujúcej z reaktora a teploty zmesi soli vstupujúcej do reaktora.

$$G = \frac{2\,400\,000\,000}{110 \cdot 2154,91}$$

$$\mathbf{G = 10\,124,87 \text{ [kg/s]}}$$

**Prietokové množstvo zmesi soli A + 0,6 %  $\text{UF}_4$  cez aktívnu zónu reaktora  $G$  je 10 124,87 kg/s.**

### 3 Rozloženie zdroja energie a zmesi soli podľa ALISIE

Distribúcia výkonu po aktívnej zóne je daná nasledujúcimi rovnicami.

$$q_v = q_v^{max} k(r, x) \quad (3)$$

V prípade grafitového reaktora: [23]

$$q_v^{max} = 175 \text{ MW}/m^3$$

V jadre:

$$k(r, x) = k(r) k(x) \quad (4)$$

$$k(r) = \begin{cases} 0,476 + 0,571 \cos(1,23 r) \\ -7,06 + 8,37 r - 2,29 r^2 \end{cases} \begin{cases} [r \leq 1,49] \\ [r > 1,49] \end{cases} \quad (5)$$

$$k(x) = \begin{cases} -0,680 x + 0,553 \\ 0,599 + 0,426 \cos(1,342 x - 2,683) \\ 0,44 x - 1,29 \\ 0,338 \end{cases} \begin{cases} [x < 0,325] \\ [0,325 \leq x \leq 3,675] \\ [x > 3,675, r \geq 0,5] \\ [x > 3,675, r > 0,5] \end{cases} \quad (6)$$

V hornej a spodnej časti axiálneho reflektora:

$$k(r) = \begin{cases} 0,0277 + 0,0249 \cos(1,072 r + 0,433) \\ -0,0427 + 0,0393 r \end{cases} \begin{cases} [r \leq 1,503] \\ [r > 1,503] \end{cases} \quad (7)$$

Na vrchole reflektora:

$$k(x) = 11,53 - 0,742 r - 2,23x \quad (8)$$

Na spodku reflektora:

$$k(x) = 2,85 e^{3,7x} \quad (9)$$

V radiálnom reflektore:

$$k(r) = 504,8 e^{-3,7x} \quad (10)$$

$$k(x) = \begin{cases} 0,0260 - 0,0529 x + 0,0779 x^2 \\ -0,0509 + 0,099 \cos(0,525 x - 1,052) \\ 1,061 - 0,571 x + 0,0779 x^2 \end{cases} \begin{cases} [x < 0,6] \\ [0,6 \leq x \leq 3,4] \\ [x > 3,4] \end{cases} \quad (11)$$

Z toho vyplýva, že rozloženie výkonu po celej aktívnej zóne je dané aproximáciami z rovníc (5) a (6):

$$k(r, x) = k(r) k(x),$$

$$k(r) = \begin{cases} 0,476 + 0,571 \cos(1,23 r) \\ -7,06 + 8,37 r - 2,29 r^2 \end{cases} \begin{cases} [r \leq 1,49] \\ [r > 1,49] \end{cases}$$

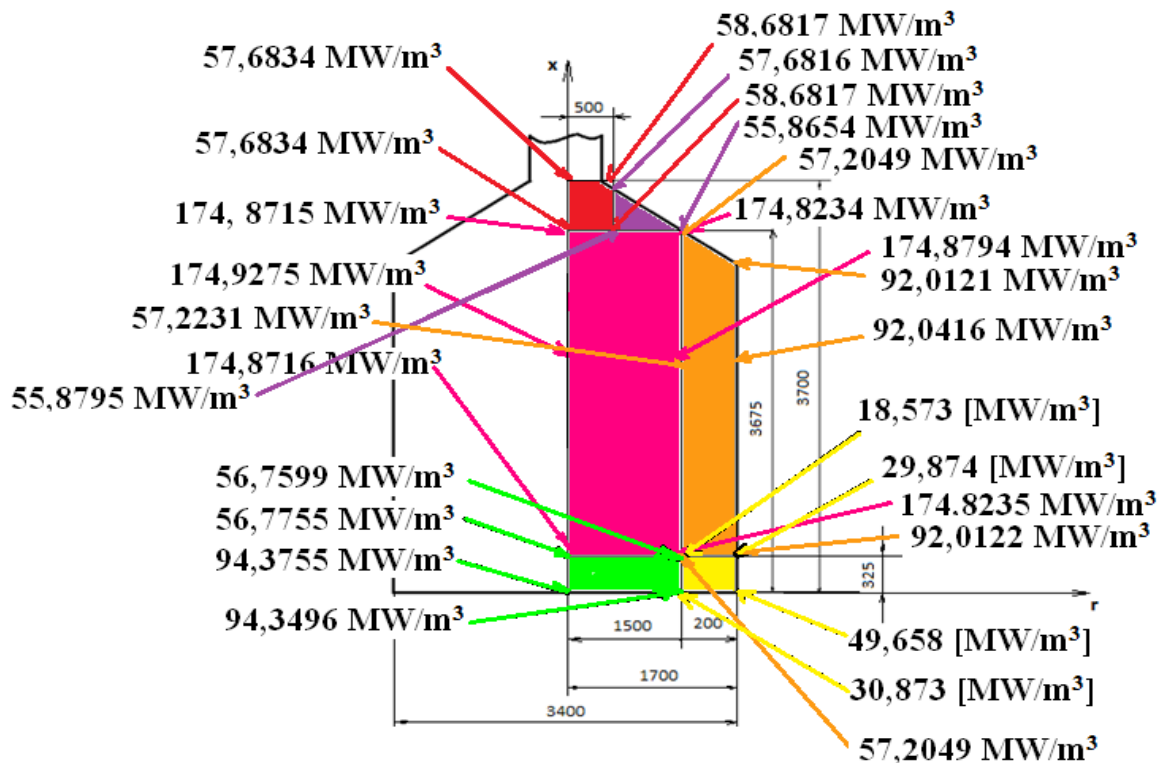
$$k(x) = \begin{cases} -0,680 x + 0,553 \\ 0,599 + 0,426 \cos(1,342 x - 2,683) \\ 0,44 x - 1,29 \\ 0,338 \end{cases} \begin{cases} [x < 0,325] \\ [0,325 \leq x \leq 3,675] \\ [x > 3,675, r \geq 0,5] \\ [x > 3,675, r > 0,5] \end{cases}$$

Kde:

$r$  – polomer aktívnej zóny

$x$  – výška aktívnej zóny

Na základe rovníc (5) a (6) som pomocou programu Excel vypočítal v jednotlivých miestach aktívnej zóny daných polomerom ( $r$ ) a výškou aktívnej zóny ( $x$ ) špecifický výkon reaktora  $q_v$ . [ $\text{MW}_t/\text{m}^3$ ].



Obr. 15 Výpočtové oblasti zdroja energie v aktívnej zóne

Špecifický výkon v rozmedzí vyznačenom žltou farbou na obr. 15 t.j. pre  $r > 1,49$  a  $x < 0,325$  platí nasledujúca aproximácia:

$$k(r) = -7,06 + 8,37r - 2,29r^2 \quad [r > 1,49]$$

$$k(x) = -0,680x + 0,553 \quad [x < 0,325]$$

Hodnoty jednotlivých špecifických výkonov v oblasti aktívnej zóny znázornenej na obr. 15 sú vypočítané pomocou programu Excel.

Pre oblasť znázornenú zelenou farbou na obr. 15 platí  $r \leq 1,49$  a  $x < 0,325$ . Pre tieto okrajové podmienky platia nasledujúce aproximácie:

$$k(r) = 0,476 + 0,571 \cos(1,23 r) \quad [r \leq 1,49]$$

$$k(x) = -0,680 x + 0,553 \quad [x < 0,325]$$

Pre oblasť znázornenú ružovou farbou na obr. 15 platí  $r \leq 1,49$  a  $0,325 \leq x \leq 3,675$ . Pre tieto okrajové podmienky platia nasledujúce aproximácie:

$$k(r) = 0,476 + 0,571 \cos(1,23 r) \quad [r \leq 1,49]$$

$$k(x) = 0,599 + 0,426 \cos(1,342 x - 2,683) \quad [0,325 \leq x \leq 3,675]$$

Pre oblasť znázornenú oranžovou farbou na obr. 15 platí  $r > 1,49$  a  $0,325 \leq x \leq 3,675$ . Pre tieto okrajové podmienky platia nasledujúce aproximácie:

$$k(r) = -7,06 + 8,37 r - 2,29 r^2 \quad [r > 1,49]$$

$$k(x) = 0,599 + 0,426 \cos(1,342 x - 2,683) \quad [0,325 \leq x \leq 3,675]$$

Pre oblasť znázornenú fialovou farbou na obr. 15 platí  $r \geq 0,5$  a  $x > 3,675$ . Pre tieto okrajové podmienky platia nasledujúce aproximácie:

$$k(r) = 0,476 + 0,571 \cos(1,23 r) \quad [r \leq 1,49]$$

$$k(x) = 0,44 x - 1,29 \quad [x > 3,675]$$

Pre oblasť znázornenú červenou farbou na obr. 15 platí  $r < 0,5$  a  $x > 3,675$ . Pre tieto okrajové podmienky platia nasledujúce aproximácie:

$$k(r) = 0,476 + 0,571 \cos(1,23 r) \quad [r \leq 1,49]$$

$$k(x) = 0,338 \quad [x > 3,675]$$

Po dosadení do jednotlivých aproximácií v stanovenom rozmedzí daných okrajových podmienok som dostal hodnoty pre špecifické výkony v každej výpočtovej oblasti.

## 4 Výpočet tlakových strát v homogénnom MSR

Trh so softvérom CFD (Computational Fluid Dynamics) v dnešnej dobe ovláda spoločnosť ANSYS, ktorá disponuje produktmi Fluent a CFX a tým pokrýva viac ako 60% trhu s CFD. Medzi ďalšie produkty patrí STAR-CD, FLOW-3D a mnoho ďalších komerčných, nekomerčných a univerzitných programov.

Fluent ANSYS patrí teda medzi programy CFD (Computational Fluid Dynamics) umožňujúce komplexné riešenia úloh v oblasti prúdenia. Ide o matematické modelovanie prúdenia tekutiny. Fluent ANSYS je softvérový prostriedok umožňujúci komplexné riešenia prúdenia tekutín. Svojím multifunkčným uplatnením sa môže využívať v oblastiach energetiky, aerodynamiky, vodohospodárstva, automobilového priemyslu, vzduchotechnike atď.

Program Fluent ANSYS rieši stacionárne aj nestacionárne Navier – Stokeové rovnice metódou konečných objemov. Riešenie takto získaných rovníc je vykonávané prispôsobivými opakujúcimi sa metódami (iteráciami). Je možné modelovať laminárne aj turbulentné prúdenie nestlačiteľných aj stlačiteľných tekutín so zahrnutím prenosu tepla a chemických reakcií. Tento simulačný softvér nám teda umožní predvídať s dostatočnou presnosťou, akým spôsobom bude prúdiaca tekutina pôsobiť na obtekané telesa. [1]

Tisíce firiem po celom svete ťažia z používania softvéru Fluent ANSYS a považujú ho za neoddeliteľnú súčasť návrhu a optimalizácie vývoja ich produktov. Pokročilá technológia poskytuje rýchle a presné výsledky CFD.

Analýza CFD je založená na softvérovom prostredí, ktoré v sebe obsahuje jednotlivé prostriedky umožňujúce vytvoriť geometriu telesa a následne sieť, vlastný výpočet (teda nastavenie okrajových podmienok, spustenie výpočtu atď.) a samotné vyhodnotenie výsledku.

### **Medzi základné kroky pri CFD analýze patrí:**

1. Definícia cieľa a popis úlohy.
2. Tvorba modelu.
3. Vytvorenie výpočtovej siete.
4. Nastavenie numerického modelu.
5. Výber riešiča.
6. Riešenie, skonvergovanie riešenia, kontrola výsledkov.

## 4.1 Definícia cieľa a popis úlohy

Cieľom tejto úlohy bolo vypočítať tlakové straty v homogénnom reaktore typu MSR s použitím rozloženia zdroja energie a zmesi soli podľa ALISIE a podľa daných parametrov. Riešenie tejto úlohy spočívalo v numerickom výpočte pomocou programu Fluent ANSYS vo verzii 14.5. Prakticky to znamená, že v každom mieste aktívnej zóny vplyvom rozloženia zdroja tepla je generovaná nejaká teplota daná aproximáciami popísanými v kapitole 3. Z výsledkov výpočtu bolo potrebné zistiť, aký má vplyv na tlakové straty danej zmesi soli (popis soli je v predošlej kapitole 2) teplota v primárnom okruhu a tiež konštrukčné usporiadanie sita cez ktoré tekutina vstupuje zo zmiešavacej komory do aktívnej zóny. Aby som mohol zistiť, akým spôsobom vplýva tvar geometrie sita na tlakové straty v reaktore, musel som namodelovať 3 varianty geometrického usporiadania sita a porovnať ich medzi sebou. Výpočet som vykonal pre každú variantu dvakrát, pričom raz pre konštantnú vstupnú teplotu 600 °C (873,15 K) a raz pre 710 °C (983,15 K), čo je požadovaná teplota na výstupe z aktívnej zóny reaktora. Jedná sa o zjednodušenie úlohy v tom zmysle, že v reálnom prípade je v aktívnej zóne rovnicami popísané rozloženie zdroja tepla, čo má za následok to, že v každej časti aktívnej zóny je iná teplota pohybujúca sa v rozmedzí 600 °C až 710 °C v závislosti od veľkosti ohrevu. V tomto riešení som rozloženie zdroja tepla zanedbalo a teda ďalším cieľom tejto úlohy bolo zistiť, či sa budú výsledky výpočtov s uvažovaním konštantnej teploty po celej aktívnej zóne líšiť dominantne, alebo rozloženie zdroja tepla nebude mať na tlakové straty vplyv.

### Zadané parametre pre výpočet:

**Maximálny tepelný výkon:**  $P_{WT} = 2400$  [MWt]

**Mólová hmotnosť zmesi:**  $M = 0,04257$  [kg/mol]

**Hustota pri teplote 800 [K]:**  $\rho_{800K} = 2\ 159$  [kg/m<sup>3</sup>]

**Hustota pri teplote 900 [K]:**  $\rho_{900K} = 2\ 057$  [kg/m<sup>3</sup>]

**Dynamická viskozita pri teplote 800 [K]:**  $\eta_{800K} = 0,011$  [kg/s.m<sup>2</sup>]

**Dynamická viskozita pri teplote 900 [K]:**  $\eta_{900K} = 0,006$  [kg/s.m<sup>2</sup>]

**Dynamická viskozita pri teplote 1000 [K]:**  $\eta_{1000K} = 0,004$  [kg/s.m<sup>2</sup>]

**Tepelná kapacita pri teplote 800 – 1000 [K]:**  $C_p = 2\ 155$  [J/kg.K]

**Tepelná vodivosť pri teplote 800 [K]:**  $\lambda_{800K} = 0,815$  [W/m.K]

**Tepelná vodivosť pri teplote 900 [K]:**  $\lambda_{900K} = 0,8654428$  [W/m.K]



**Prietokové množstvo:**  $G = 10\,125$  [kg/m<sup>3</sup>]

**Teplota na vstupe:**  $T_{VS} = 873,15$  [K]

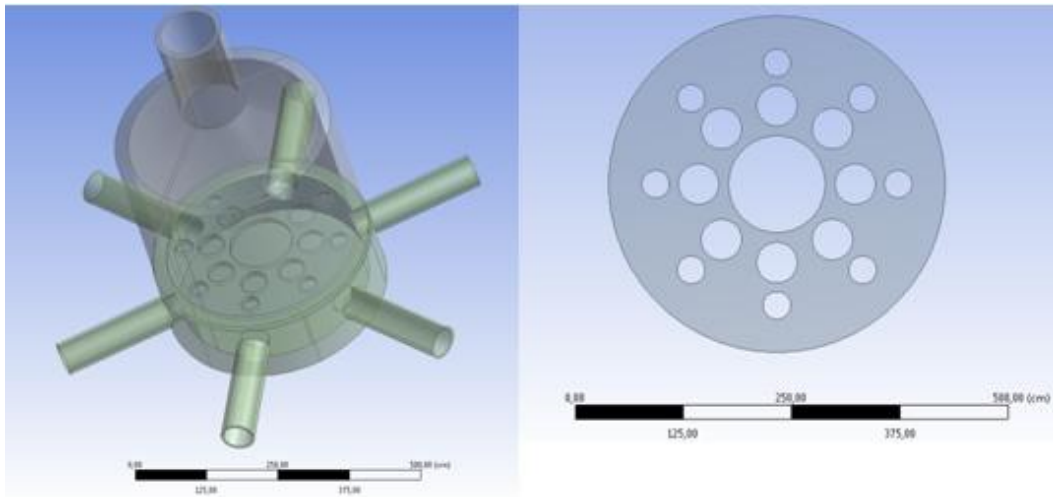
**Teplota na výstupe:**  $T_{VYS} = 983,15$  [K]

**Celkový tlak na výstupe z reaktora:**  $p_{vystup} = 170\,000$  [Pa]

## 4.2 Tvorba modelu

Konštrukciu reaktora som modeloval v programe CATIA V5R20, pričom rozmery jednotlivých častí reaktora sú uvedené vo výkresoch v prílohe. Pre predstavu je priemer reaktora 3,4 m a výška aktívnej zóny 3,7 m, priemer vstupných trubiek je 0,5 m. 3D modely jednotlivých reaktorov sú znázornené na obr. 16, obr. 17, obr. 18. Reaktory pozostávajú zo šiestich vstupných trubiek polomeru 0,5 m cez ktoré vstupuje tekutina do zmiešavacej komory na spodku reaktora, kde sa premieša zmes soli zo všetkých vstupných trubiek a následne preteká cez sito do aktívnej zóny reaktora a vplyvom geometrie aktívnej zóny dochádza k spusteniu štiepnej reťazovej reakcie. Po dosiahnutí požadovanej teploty tekutina vystupuje z aktívnej zóny do výstupného komína a do výmenníkov kde odovzdá svoju energiu do sekundárneho okruhu.

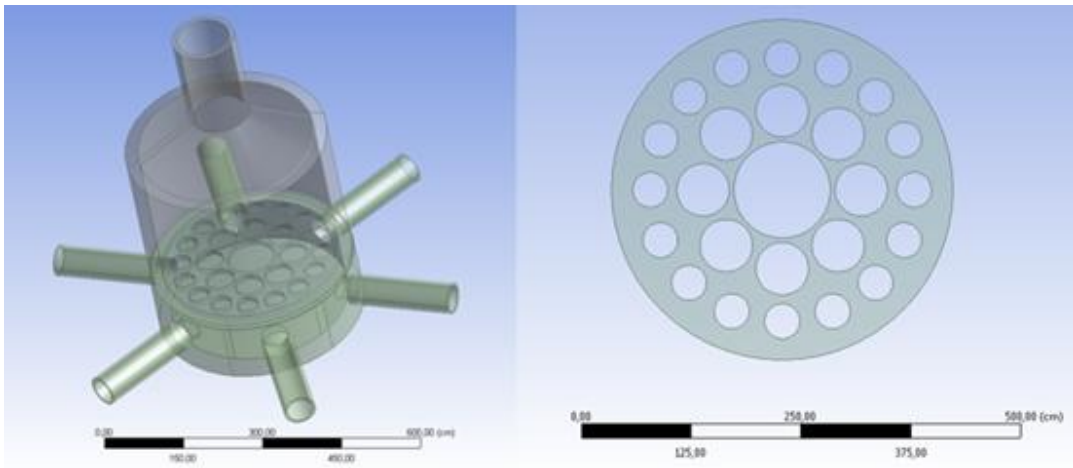
Veľkosť dier v site som volil takú, aby v strede sita bola diera s najväčším priemerom a smerom k stene reaktora sa priemery dier zmenšovali. Dôvodom tohto konštrukčného usporiadania je fakt, že podľa daných aproximácií pre rozloženie tepelného výkonu po aktívnej zóne sa v strede aktívnej zóny generuje väčšie množstvo tepla než po krajoch a preto je nutné prietok tekutiny cez stred aktívnej zóny urýchliť pre vyrovnanie teplotného profilu. Na obr. 16, obr. 17, obr. 18 sú znázornené 3D modely reaktora MSR s odpovedajúcimi prietokovými sitami.



a.

b.

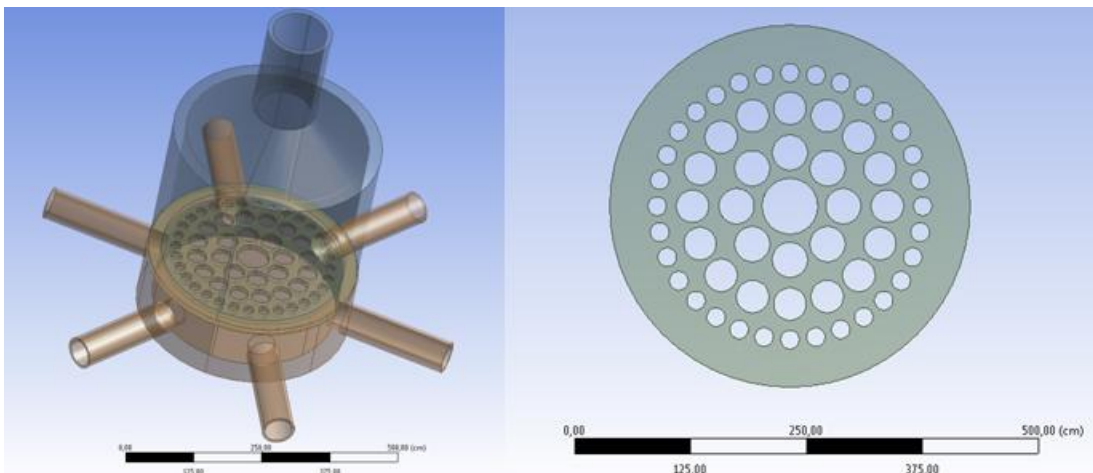
Obr. 16 a. – model reaktora MSR, b.- model sita č. 1



a.

b.

Obr. 17 a. – model reaktora MSR, b.- model sita č. 2



a.

b.

Obr. 18 a. – model reaktora MSR, b.- model sita č. 3

Charakteristické rozmery sítá sú jeho **prietoková plocha  $S_{Si}$**  a **hydraulický polomer sítá  $R_{Si}$** . Celková prietoková plocha v aktívnej zóne je 9,077025 m<sup>2</sup>.

Prietoková plocha sítá č. 1:

$$S_{S1} = 3,01 [m^2]$$

Prietoková plocha sítá č. 2:

$$S_{S2} = 4,55 [m^2]$$

Prietoková plocha sítá č. 3:

$$S_{S3} = 3,73 [m^2]$$

Hydraulický polomer sítá č. 1:

$$R_{S1} = \frac{S_{S1}}{O_1} = 0,405 [m]$$

Hydraulický polomer sítá č. 2:

$$R_{S2} = \frac{S_{S2}}{O_2} = 0,389 [m]$$

Hydraulický polomer sítá č. 3:

$$R_{S3} = \frac{S_{S3}}{O_3} = 0,238 [m]$$

Kde:

$R_{Si}$  = Hydraulický polomer sítá [m]

$O_i$  = zmáčaný obvod [m]

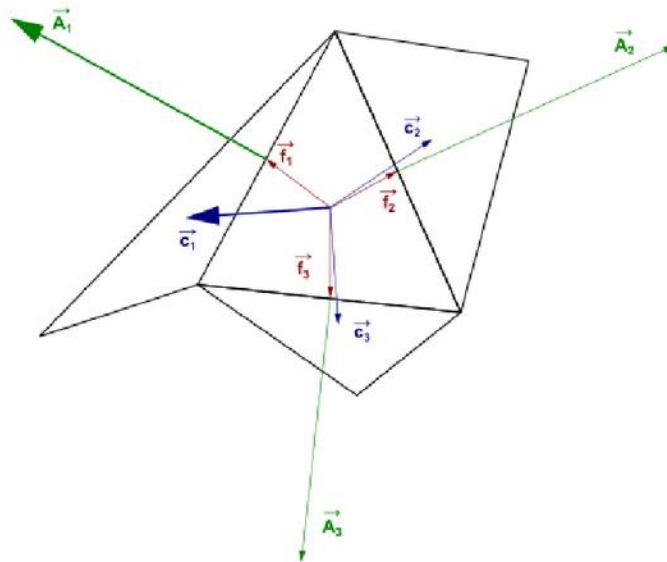
### 4.3 Tvorba siete

Sieťovanie je neoddeliteľnou súčasťou počítačových simulačných procesov. Pre časovú náročnosť, presnosť a stabilitu numerických výpočtov hrá významnú úlohu kvalita siete. Sieť som vytvoril v programe Ansys workbench mesher vo verzii 14.5. Základným postupom sieťovania je importovanie geometrie telesa do prostredia v ktorom sa sieťuje, následne výber metódy sieťovania, definovanie počtu uzlov na jednotlivých hranách geometrie, generovanie siete, poprípade na záver vylepšenie siete.

Bez ohľadu na typ použitej siete, je zásadná kontrola kvality siete. Jedným dôležitým ukazovateľom kvality siete, ktorý nám Fluent ANSYS umožní skontrolovať je tzv. ortogonálna kvalita. Pre určenie ortogonálnej kvality pre danú bunku je nutné vypočítať nasledujúce veličiny pre každú plochu bunky.

1. Normalizovaný skalárny súčin vektorov plochy  $\vec{A}_i$  a vektora ťažiska bunky ku ťažisku danej plochy  $\vec{f}_i$ : 
$$\frac{\vec{A}_i \cdot \vec{f}_i}{|\vec{A}_i| |\vec{f}_i|} \quad (12)$$

2. Normalizovaný skalárny súčin plošného vektora plochy  $\vec{A}_i$  a vektora z ťažiska bunky do ťažiska susednej bunky  $\vec{c}_i$  s ktorou zdieľajú plochu: 
$$\frac{\vec{A}_i \cdot \vec{c}_i}{|\vec{A}_i| |\vec{c}_i|} \quad (13)$$



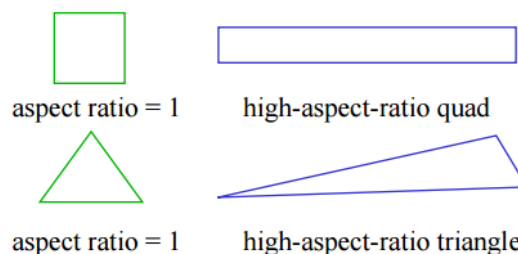
Obr. 19 Vektory pre výpočet ortogonálnej kvality

Ortogonálna kvalita sa pohybuje v rozmedzí hodnôt od 0 do 1, kde hodnoty blížiacie sa k nule zodpovedajú nízkej kvalite a naopak blížiacie sa k hodnote 1 vysokej

kvalite. Ďalším dôležitým ukazovateľom kvality siete je pomer strán bunky, ktorý poukazuje na mieru „deformácie“ bunky. Ide o tzv. „aspect ratio“ a reprezentuje pomer najdlhšej hrany ku najkratšej pre 2D model. 3D modely sa vypočíta ako pomer maximálnej hodnoty na minimálnu hodnotu niektorej z týchto vzdialenosti. Ideálny prípad je, ak aspect ratio je rovný 1. [2]

Orthogonal Quality mesh metrics spectrum					
Unacceptable	Bad	Acceptable	Good	Very good	Excellent
0-0.001	0.001-0.14	0.15-0.20	0.20-0.69	0.70-0.95	0.95-1.00

Obr. 20 Kritérium ortogonálnej kvality



Obr. 21 Aspect ratio pre 2D model

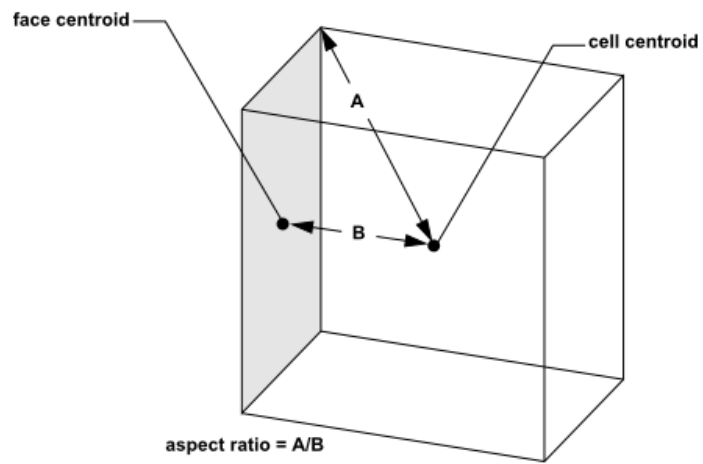
Pre 3D modely sa vypočíta aspect ratio ako pomer maximálnej hodnoty na minimálnu hodnotu niektorej z týchto vzdialenosti.

1. Vzdialenosť medzi ťažiskom bunky a ťažiskom jednej z plôch bunky.
2. Vzdialenosť medzi ťažiskom bunky a uzlom.

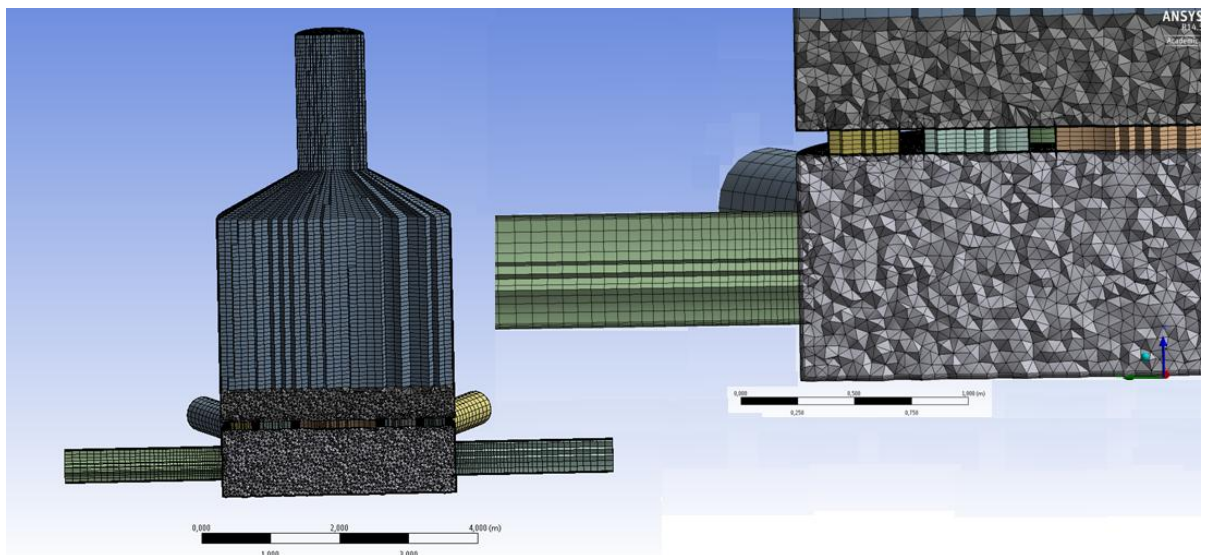
Tento typ určenia kvality siete môže byť aplikovaný na akýkoľvek typ siete.

#### Maximálny ASPECT RATIO AR:

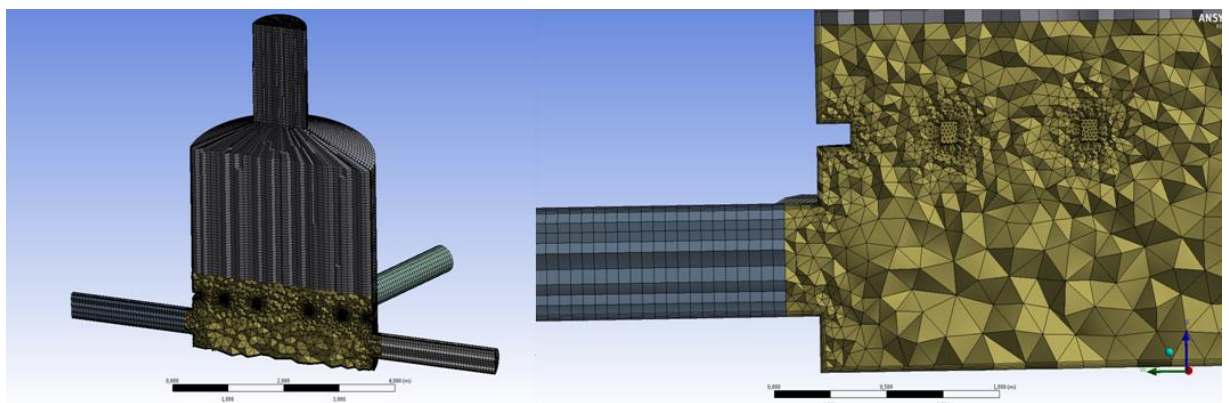
1. Sieť so sitom č. 1:  $AR_{S1} = 114,737$
2. Sieť so sitom č. 2:  $AR_{S2} = 117,753$
3. Sieť so sitom č. 3:  $AR_{S3} = 362,435$



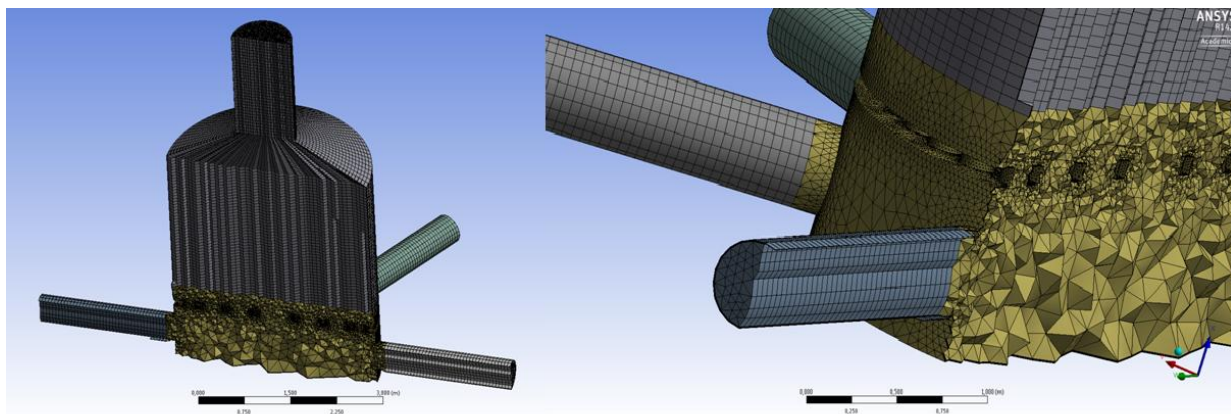
Obr. 22 Aspect ratio pre 3D model



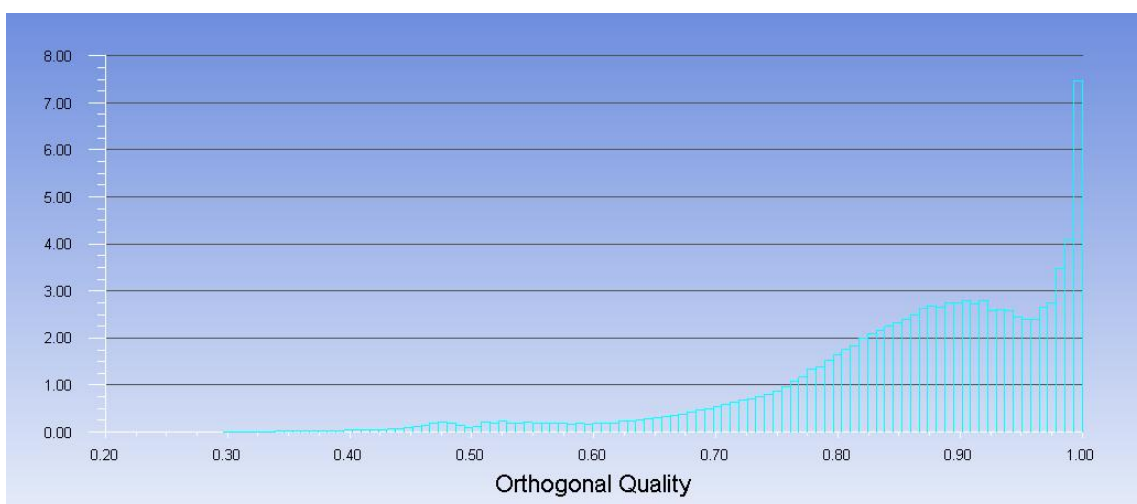
Obr. 23 Siet' MSR – sito č. 1



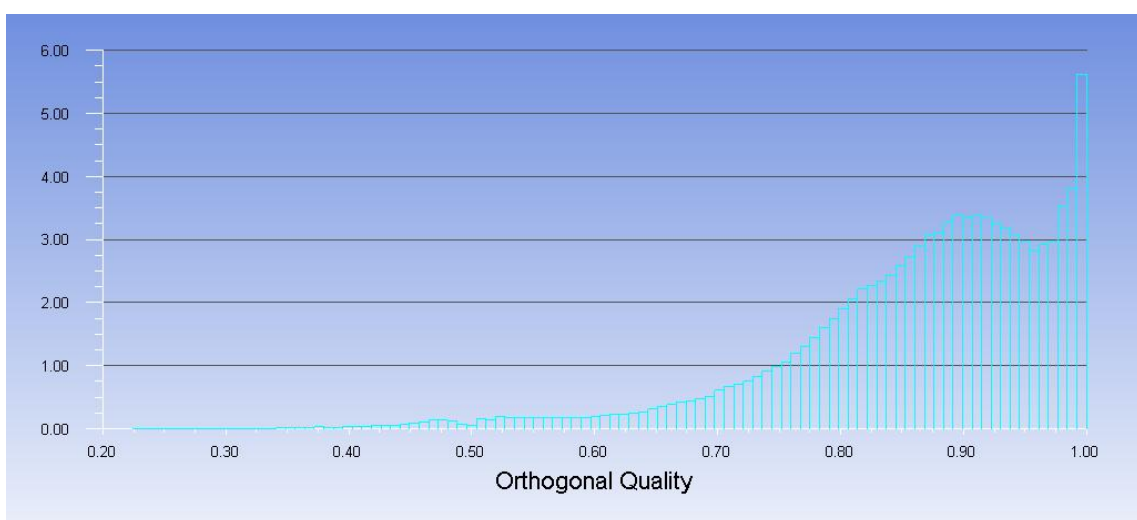
Obr. 24 Siet' MSR – sito č. 2



**Obr. 25** Sieť MSR – sito č. 3

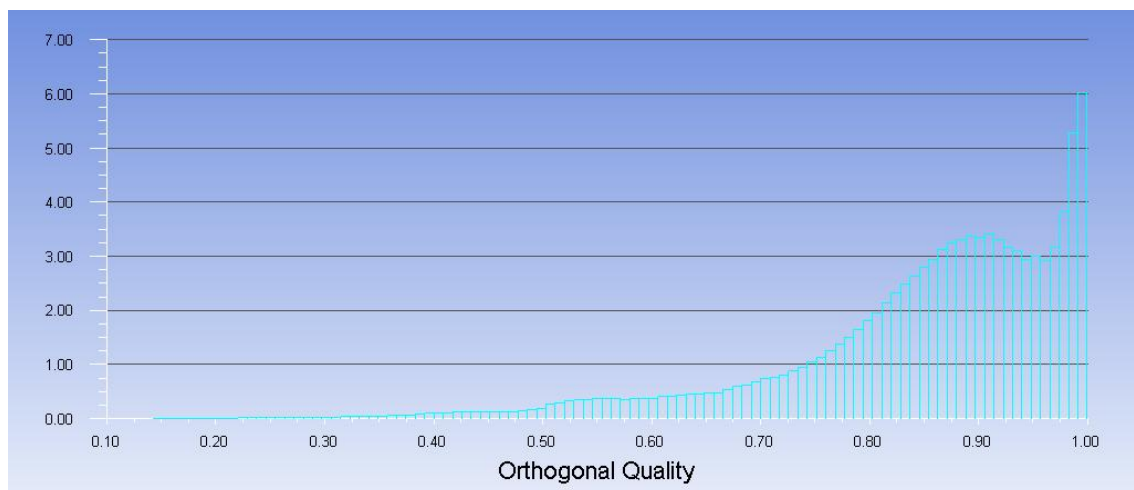


**Obr. 26** Histogram ortogónálnej kvality – sito č. 1



**Obr. 27** Histogram ortogónálnej kvality – sito č. 2



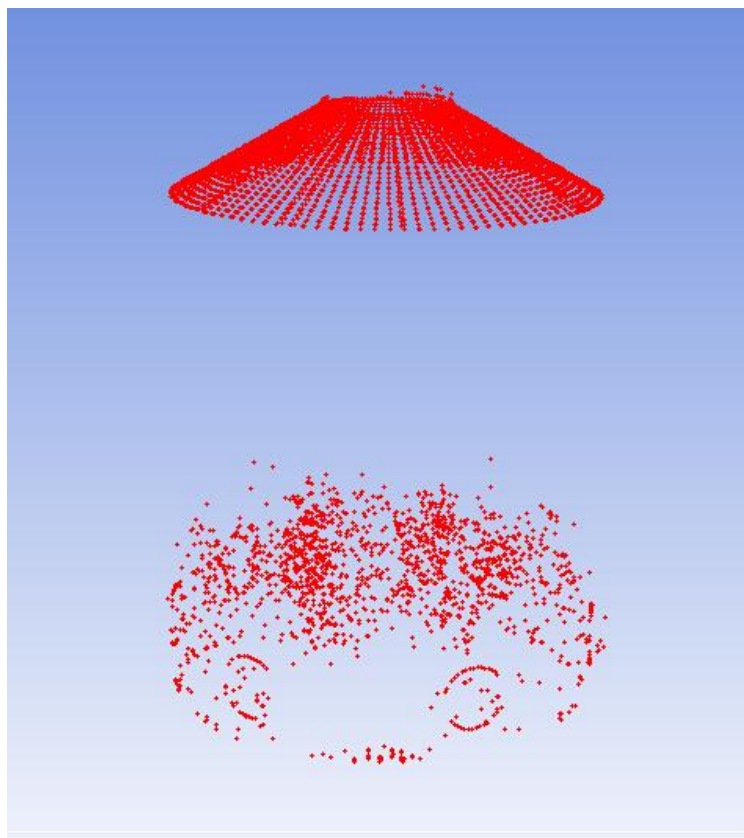


**Obr. 28 Histogram ortogónálnej kvality – sito č. 3**

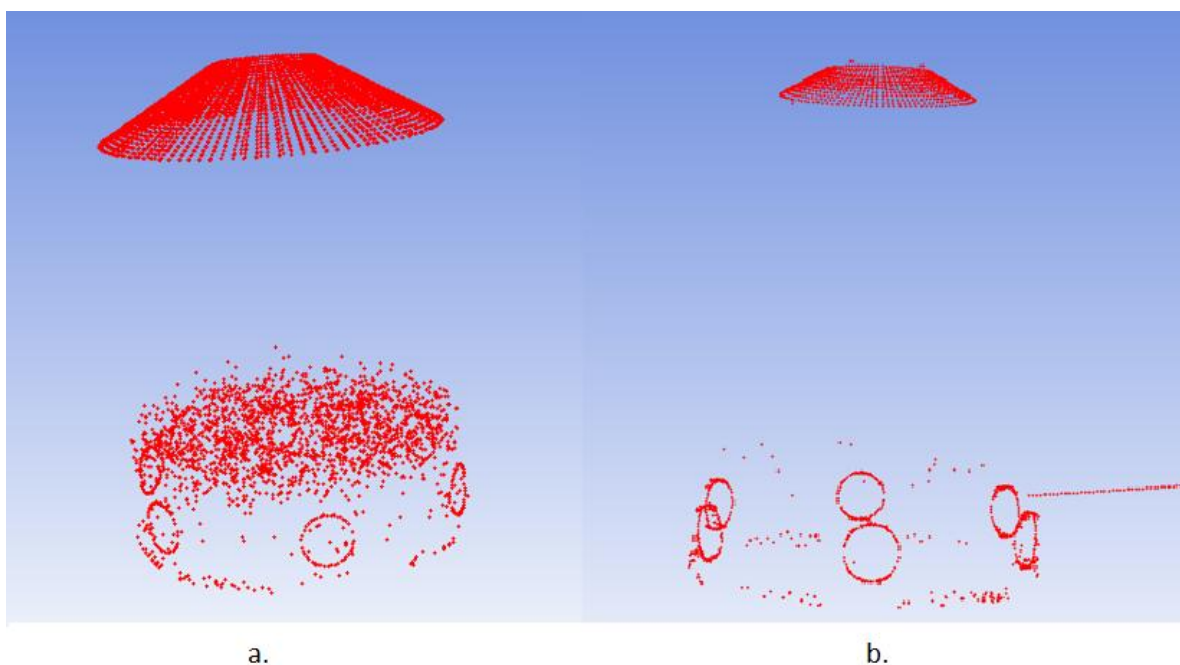
Na obr. 26 je znázornený histogram pre ortogónálnu kvalitu siete, ktorú som zhotovil na reaktore so sitom č. 1. Minimálna hodnota ortogónálnej kvality je 0,297 a maximálna 0,999. Do rozmedzia ortogónálnej kvality od 0,297 do 0,5 spadá 14 521 buniek z celkového počtu 891 704. Znamená to, že zhruba 1,6 % buniek z celkového počtu má dobrú ortogónálnu kvalitu a zvyšok má veľmi dobrú až excelentnú kvalitu. Z uvedeného považujem sieť č. 1 za kvalitnú.

Sieť v prípade reaktora so sitom č. 2 má bunky s minimálnou ortogónálnou kvalitou 0,225 a do rozmedzia hodnôt od 0,22 do 0,5 spadá 15 023 buniek z celkového počtu buniek 1 300 847, čo je zhruba 1,16 % buniek. Opäť aj v tomto prípade môžem vyhlásiť, že sa jedná o kvalitnú sieť. Posledná sieť č. 3 už obsahuje bunky s ortogónálnou kvalitou aj hodnoty 0,143 a podľa normy je to hraničná hodnota medzi zlou a akceptovateľnou kvalitou. Celkovo je tam 40 190 buniek s ortogónálnou kvalitou v rozmedzí hodnôt od 0 do 0,5 z celkového počtu buniek 1 744 263. Je to zhruba 2,3% buniek. V rozmedzí od 0 do 0,3 sú to už len 4 066 buniek, čo predstavuje zhruba 0,2 % buniek z celkového počtu. Miesta výskytu buniek s kvalitou v rozmedzí hodnôt 0 až 0,3 sú znázornené na obr.30b. Fluent ANSYS je však známy svojou robustnosťou a dokázal si bez väčších ťažkostí poradiť s takouto kvalitou siete.





Obr. 29 Bunky s ortogónálnou kvalitou v rozmedzí do 0,297 do 0,5 – sito č. 1



Obr. 30 a. - bunky s ortogónálnou kvalitou v rozmedzí do 0,223 do 0,5 – sito č. 2, b. – bunky s ortogónálnou kvalitou v rozmedzí od 0,143 do 0,3 – sito č. 3

## 4.4 Nastavenie numerického modelu

Existuje niekoľko spôsobov ako modelovať turbulentné prúdenie:

1. **DNS MODEL** – **direct numerical simulation** - je to simulácia vo výpočtovej dynamike tekutín, v ktorej sú Navier – Stokesove rovnice riešené numericky bez turbulencie. Znamená to, že musí byť vyriešená celá rada priestorových a časových závislosti turbulencie. K tomu je potrebné vytvoriť extrémne jemnú sieť, aby bolo možné vypočítať prúdenie až do posledného víru. O tento model doposiaľ priemysel nejaví záujem.
2. **LES MODEL** – **large eddy simulation** – je to opäť matematický model pre turbulentné prúdenie, ktorý bol pôvodne navrhnutý v roku 1963 Josephom Smagorinským pre simulovanie prúdenia atmosférického vzduchu. Princíp LES je filtrovanie malých vírov. Aplikuje sa to do Navier – Stokesových rovníc tak, že riešiť sa budú len veľké víry a malé sa nahradia nejakým modelom. Experimentuje sa s týmto modelom, ale stále to nie je prijateľné pre priemysel.
3. **RANS MODEL** – **Reynolds – averaged – Navier – Stokes equations** – Ako už z názvu vyplýva, ide o matematický model turbulentného prúdenia, kde sa do pôvodných Navier – Stokesových rovníc vkladajú priemerné hodnoty veličín a odchýlky veličín v čase.

V tejto úlohe som pre všetky prípady použil **RANS MODEL**, konkrétne **SST – K – omega model** a nastavil som rovnaké okrajové podmienky pre riešenie. Samozrejme výnimkou je teplota, ktorú som menil pre každý jeden prípad použitého sita.

### Okrajové podmienky:

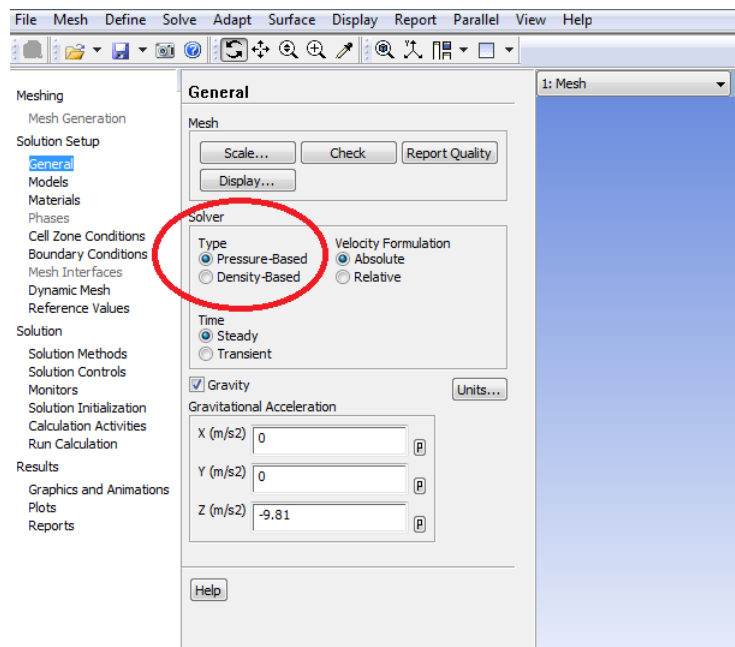
1. Na vstup do vstupných trubiek reaktora som nastavil prietokové množstvo tekutiny 10 125 [kg/s] a vstupný statický tlak tekutiny 315 000 [Pa], čo je hydrostatický tlak danej zmesi soli v prípade, že tekutina v reaktore neprúdi. Teplotu na vstupe som menil pre každý prípad dvakrát, raz výpočet bežal s konštantnou teplotou 873,15 [K] a druhýkrát s 983,15 [K]. Dôvod som uviedol v kapitole 4.1.
2. Vo výstupnom komíne, teda na výstupe z domény som nastavil celkový tlak tekutiny na 170 000 [Pa] a celkovú teplotu raz 873,15 [K] a v druhom prípade 983,15 [K].

## 4.5 Výber riešiča

Pokiaľ teda bol nastavený model, správne nastavený materiál, nastavené okrajové podmienky atď., tak je na rade samotné spustenie výpočtu. K tomu je potrebné nastavenie riešiča, spustenie inicializácie a nastavenie monitorovacích dát.

Možnosťou je, zvoliť si buď **segregovaný** alebo tzv. **coupled riešič**. Ide o akýsi algoritmus ktorým sa riešia dané rovnice. Segregovaný riešič rieši rovnice v poradí za sebou z čoho vyplýva, že tento riešič bude menej náročný na pamäť, pretože do pamäte ukladá len to čo potrebuje pre riešenie daných rovníc. Coupled riešič rieši všetky rovnice spolu a preto nároky na pamäť rastú a spolu s tým rastie aj nárok na výkon počítača. V dnešnej dobe je však segregovaný riešič vo Fluente už len z historických dôvodov, pretože nie je dôvod k jeho užívaniu.

Ďalšou možnosťou je zvoliť si buď tzv. **Pressure-Based** alebo **Density-Based riešič**. Density-Based riešič je tradične používaný pre stlačiteľné prúdenie, nie je presný pri nízkych Machových číslach a doba konvergencie je relatívne dlhá. Pressure-Based riešič je dobrým kompromisom, pretože je univerzálny a dokáže riešiť stlačiteľné aj nestlačiteľné prúdenie, nie sú problémy pri rozbehoch úlohy a dostatočne rýchlo a dobre konverguje. V tejto práci som použil vo všetkých výpočtoch Pressure-Based riešič pre ustálené prúdenie.



Obr. 31 Výber riešiča

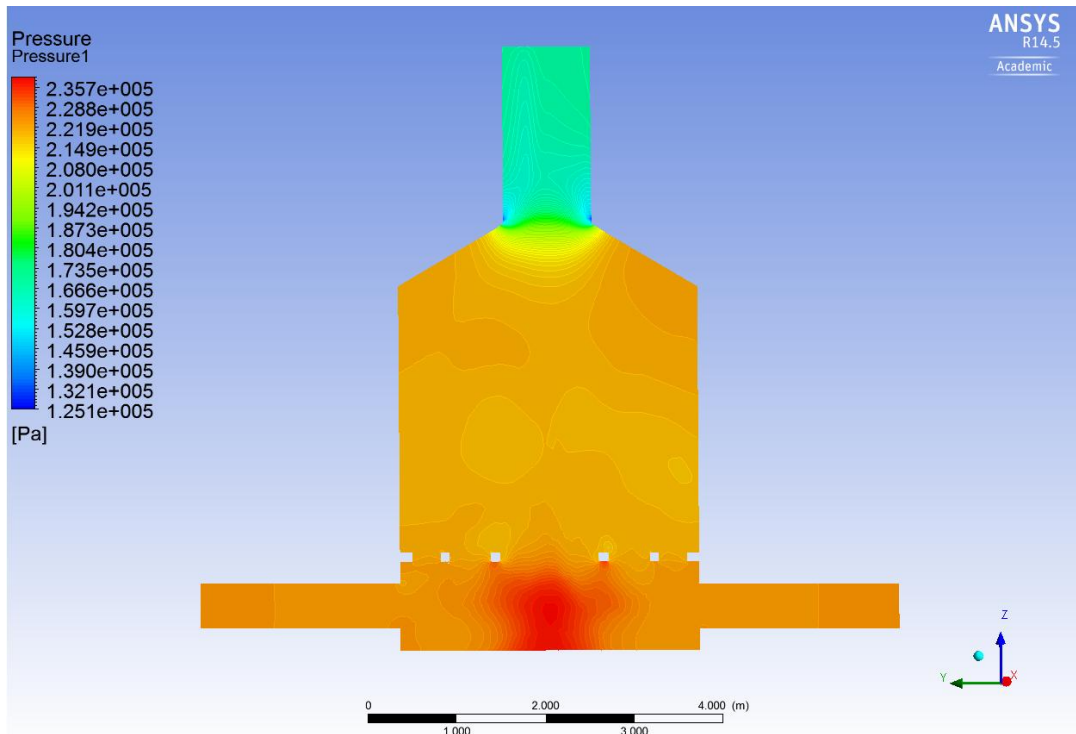
## 4.6 Riešenie, konvergencia riešenia, kontrola výsledkov

Riešenie úlohy prebieha opakujúcim sa iteračným procesom, až do momentu kým nie sú splnené užívateľom zvolené podmienky. V prípade, že sa výpočet rozbieha problematicky alebo dokonca úloha diverguje, to znamená že sa výpočet ubera opačným smerom než je žiadané, je možné prostredníctvom tzv. podrelaxačných faktorov a Courantovho čísla ovplyvňovať priebeh výpočtu. Znížením hodnoty podrelaxačných faktorov sa docieli to, že výpočet bude prebiehať s vyššou stabilitou, ale za tú cenu, že doba výpočtu bude trvať podstatne dlhšie. Naopak zvýšením hodnoty podrelaxačných faktorov sa výpočet urýchli, ale zníži sa stabilita procesu. To isté platí aj pre Courantovo číslo, zvýšením hodnoty Courantovho čísla sa výpočet urýchli a zároveň zníži stabilita. Neodporúča sa zvyšovať podrelaxačné faktory nad hodnotu 1. Pri rozbehu úlohy je zvykom znižovať všetky podrelaxačné faktory na polovicu a v priebehu výpočtu, keď sa úloha ubera správnym smerom, postupne zvyšovať podrelaxačné faktory. Podrelaxačné faktory a tak isto aj Courantovo číslo nemajú vplyv na presnosť výsledku. Majú zásadný vplyv len na dobu výpočtu. Znamená to, že ak bude výpočet prebiehať celý čas pri jednej a tej istej hodnote Courantovho čísla, tak pri vyššej hodnote Courantovho čísla by sa mal dosiahnuť ten istý výsledok, ale za rozličnú dobu. Čiže tieto faktory ovplyvňujú v podstate len počet iterácií, ktoré sú potrebné k tomu, aby úloha dokonvergovala. Pri rozbehu sa hodnota Courantovho čísla volí 1. Ak sa nepodarí rozbehnúť výpočet pri hodnote 1, tak sa znižuje hodnota na 0,1 poprípade aj na 0,01. Avšak vo väčšine prípadov, ak sú dobre nastavené okrajové podmienky a prebehla inicializácia, výpočet sa rozbehne pri hodnote Courantovho čísla 1.

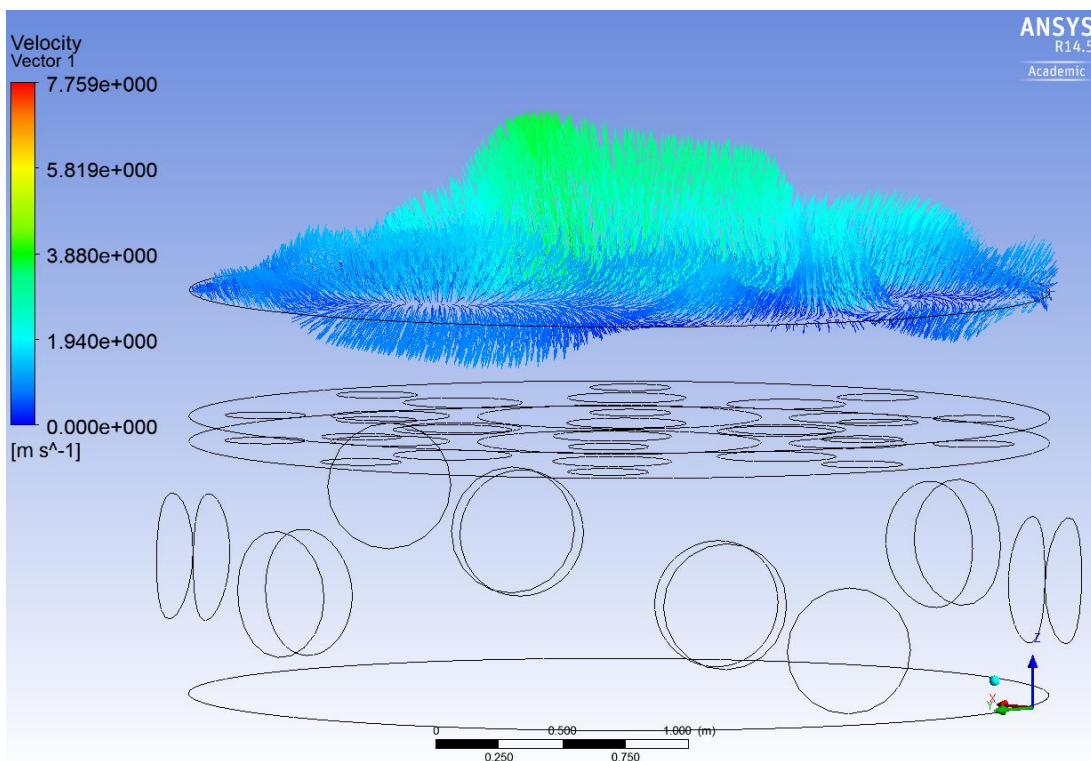
Po rozbehnutí výpočtu ostáva už len sledovanie priebehu rezíduí. Rezíduá predstavujú chybu vo výpočte. Paradoxom však je, že aj keď sa rezíduá ustália na určitej hodnote, nemusí to znamenať koniec výpočtu. Preto sa odporúča sledovať vždy popri rezíduách aj nejaké iné monitorovacie hodnoty, napríklad rozdiel prietokového množstva tekutiny na vstupe a výstupe z domény.

## 4.7 Grafické zobrazenie výsledkov pri teplote 873,15 K – sito č.

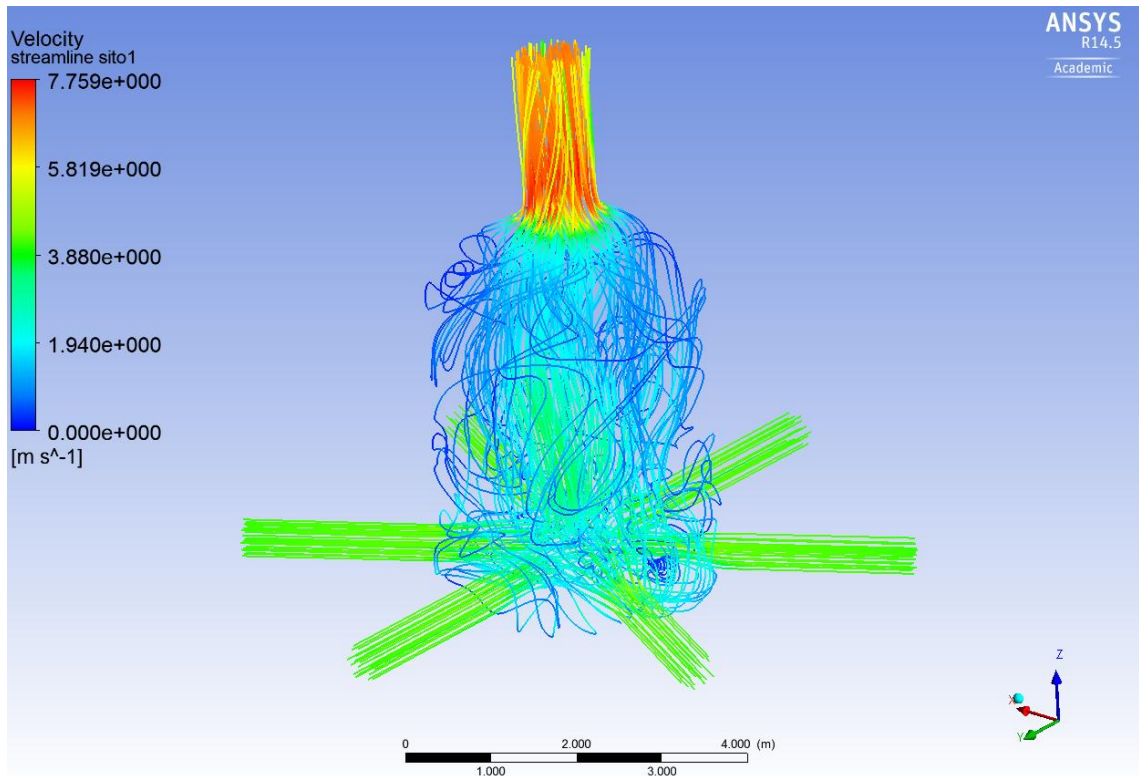
1



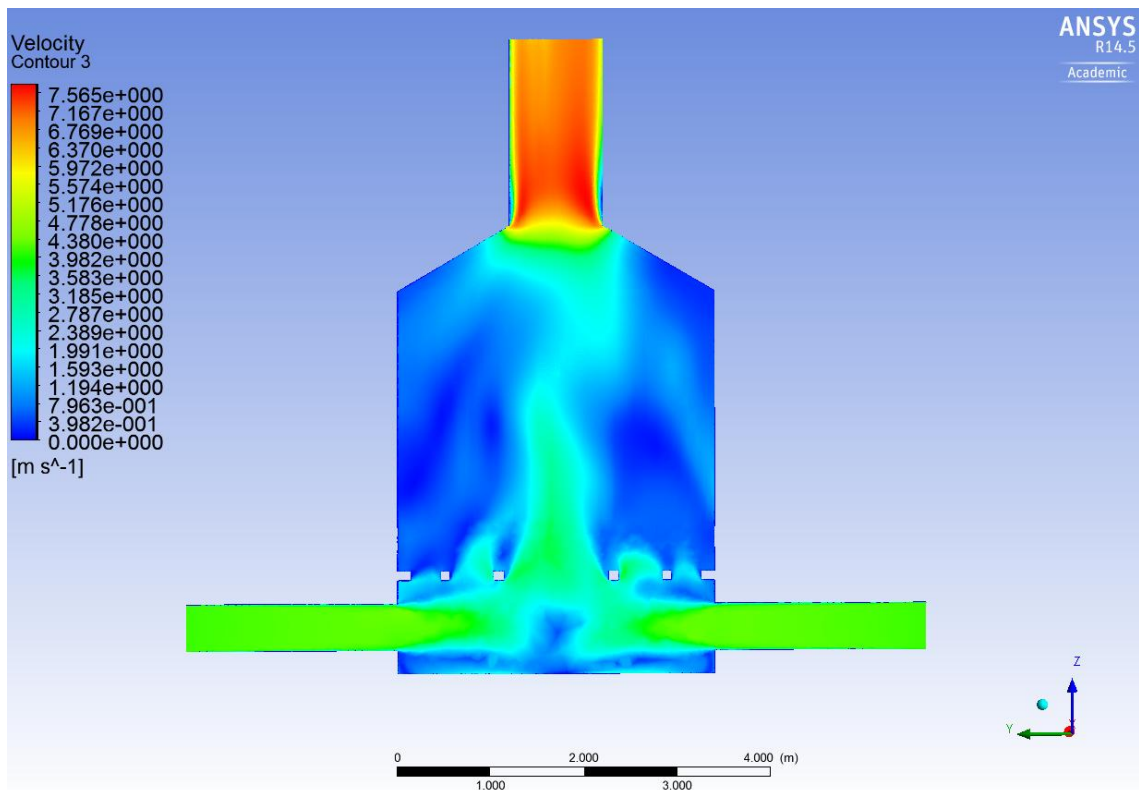
Obr. 32 Kontúry tlaku – sito č. 1 [873,15 K]



Obr. 33 Vektory rýchlosti v oblasti 0,7 m nad sitom [873,15 K]



Obr. 34 Průdnice – sito č. 1 [873,15 K]

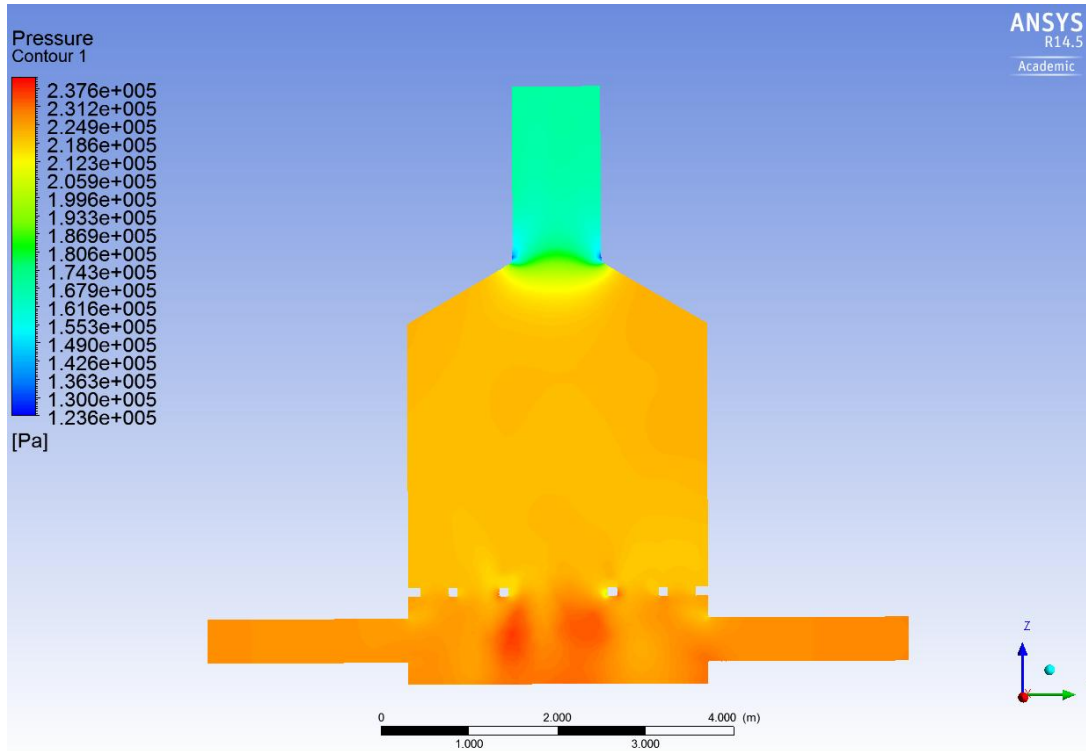


Obr. 35 Kontúry rýchlosti – sito č. 1 [873,15 K]

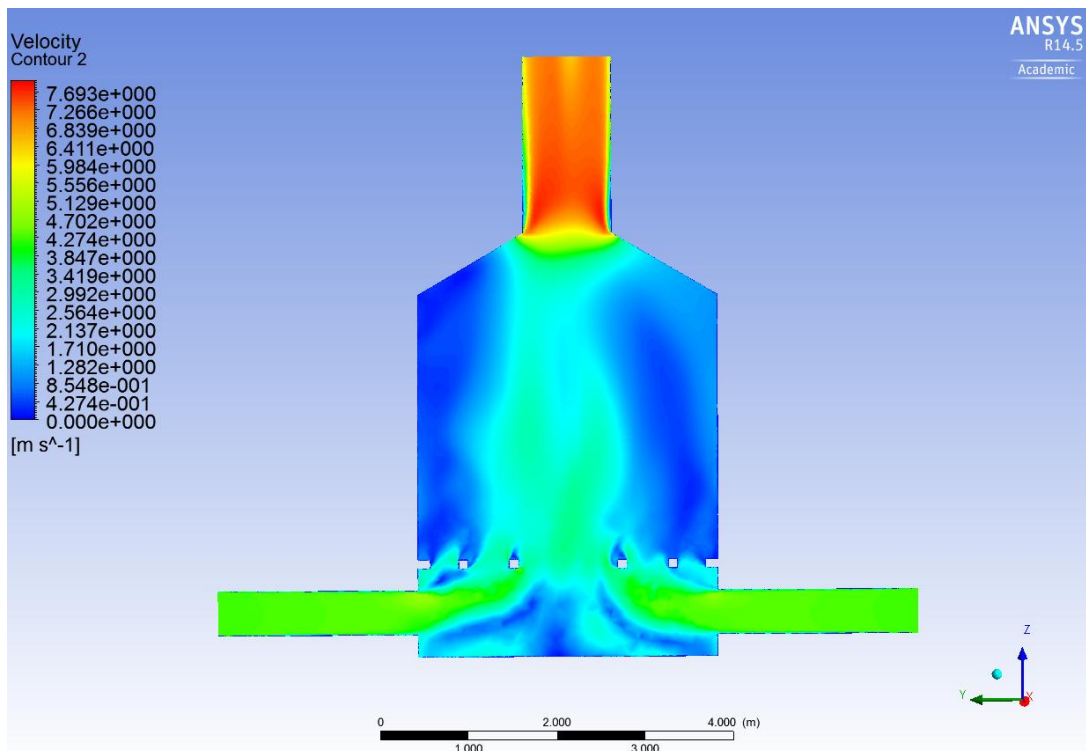


## 4.8 Grafické zobrazenie výsledkov pri teplote 983,15 K – sito č.

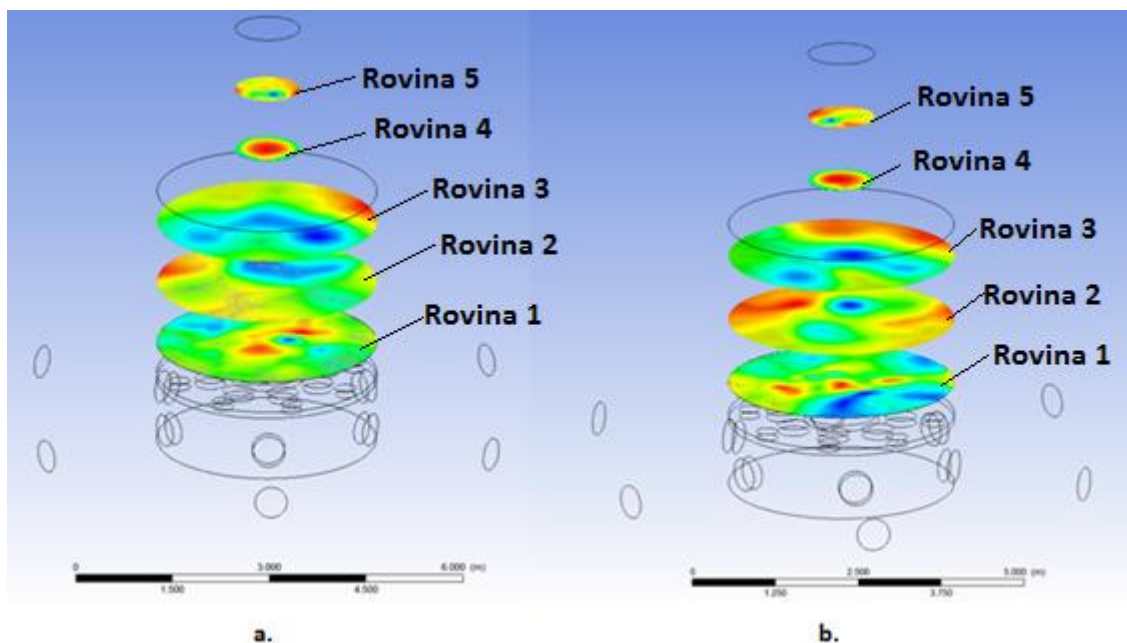
1



Obr. 36 Kontúry tlaku – sito č. 1 [983,15 K]

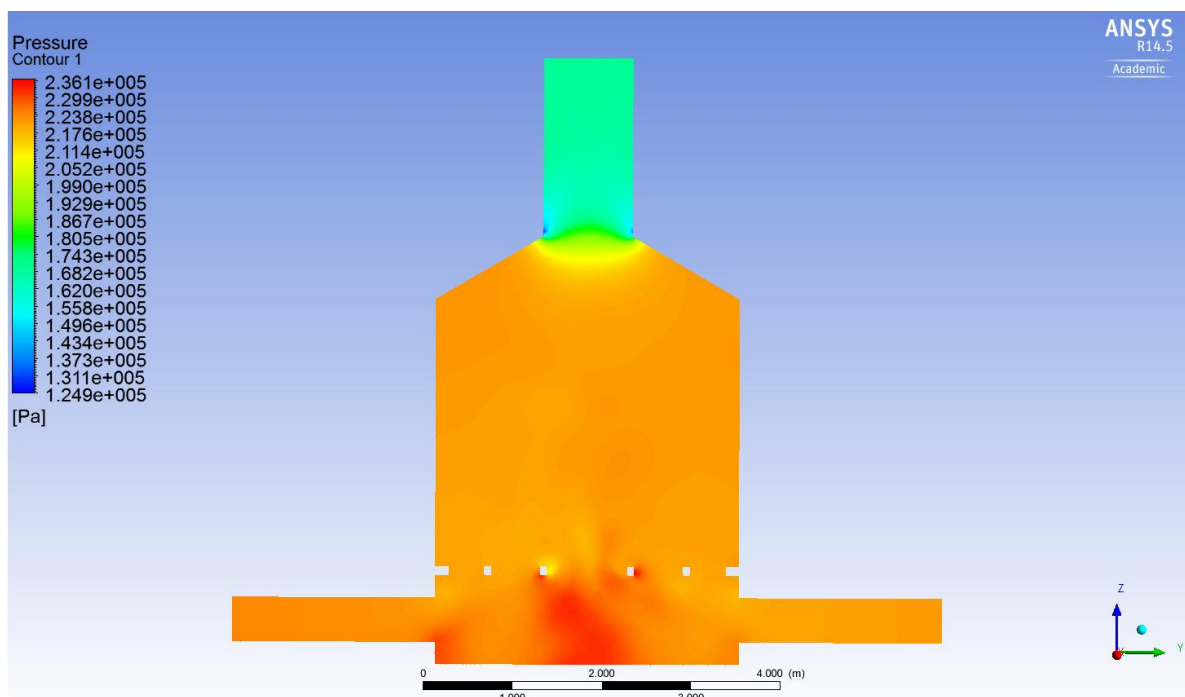


Obr. 37 Kontúry rýchlosti – sito č. 1 [983,15 K]



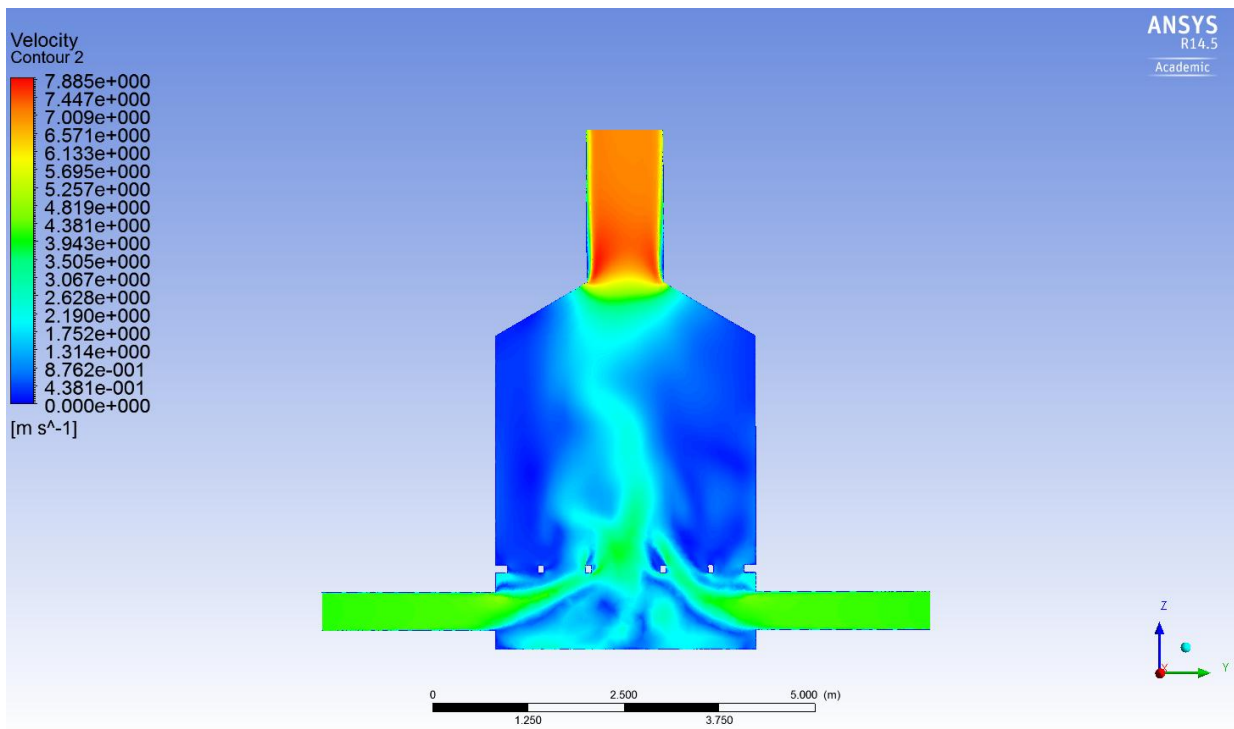
Obr. 38 Kontúry tlaku v jednotlivých rovinách po výške reaktora – sito č. 1 – a. 873,15 [K], b.- 983,15 [K]

## 4.9 Grafické zobrazenie výsledkov pri teplote 873,15 K – sito č. 2

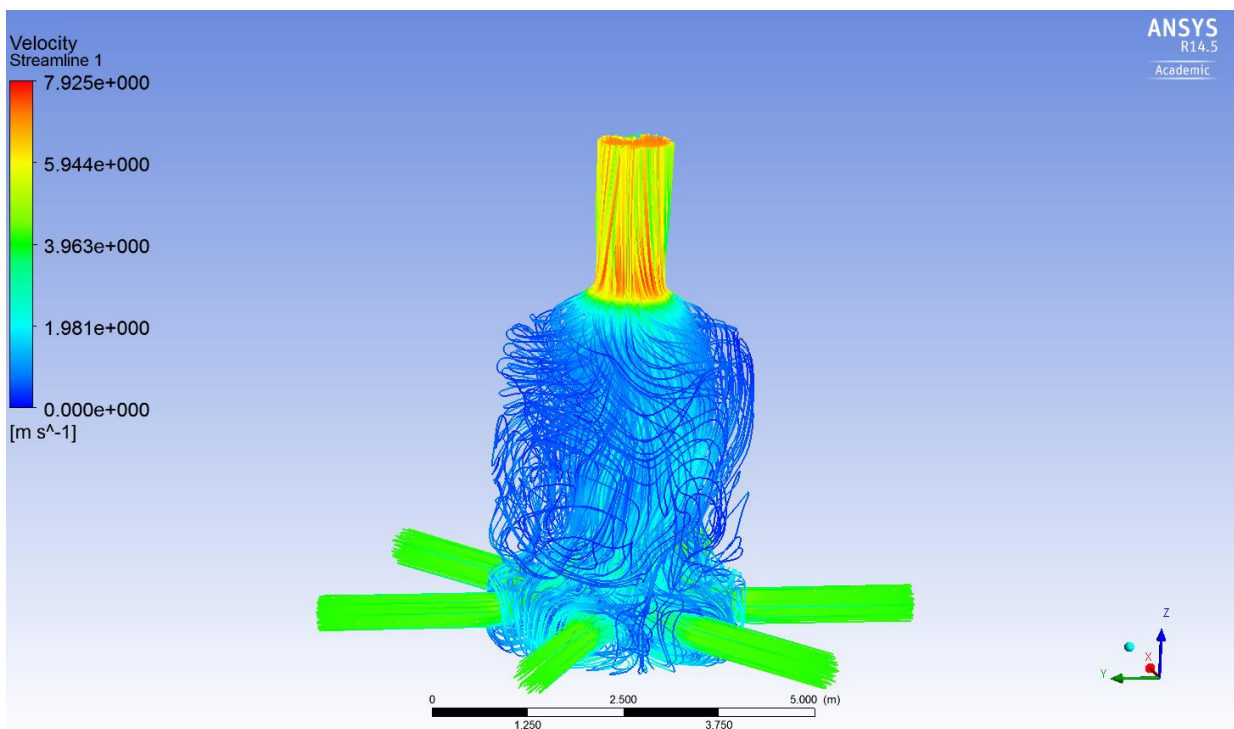


Obr. 39 Kontúry tlaku – sito č. 2 [873,15 K]





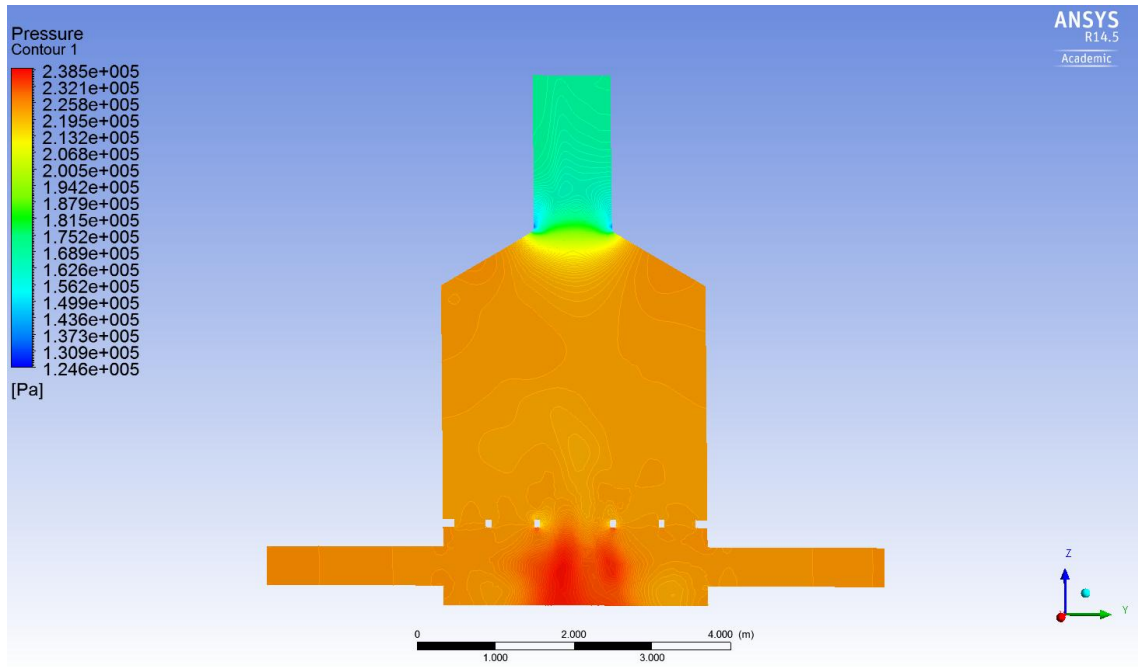
Obr. 40 Kontúry rýchlosti – sito č. 2 [873,15 K]



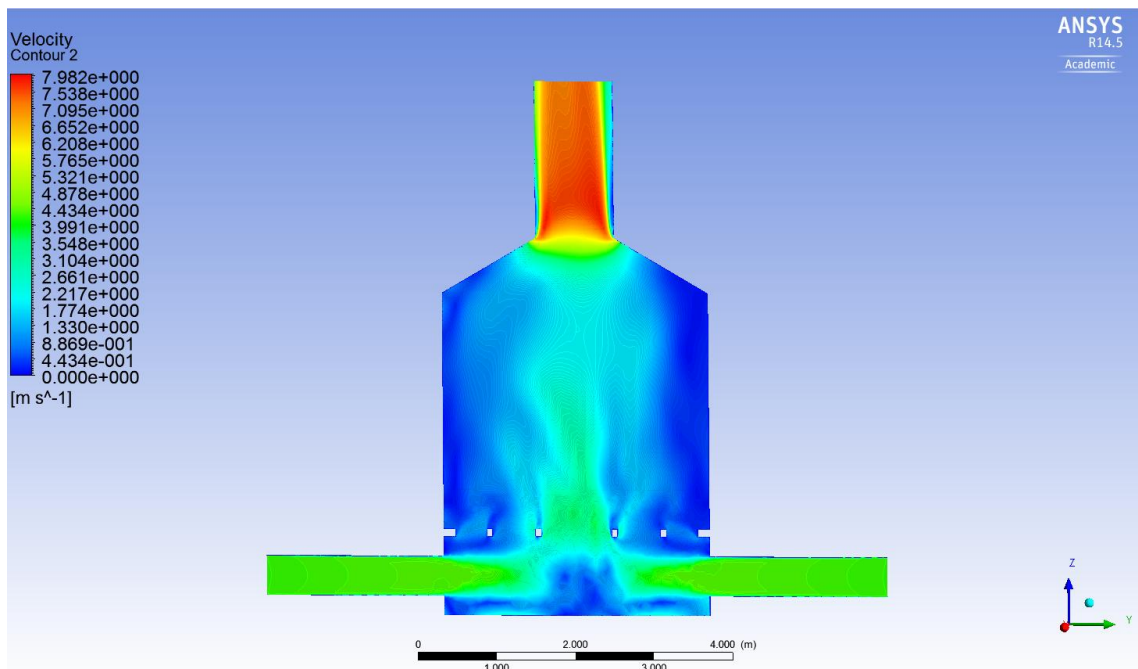
Obr. 41 Prúdnice – sito č. 2 [873,15 K]

## 4.10 Grafické zobrazenie výsledkov pri teplote 983,15 K – sito č.

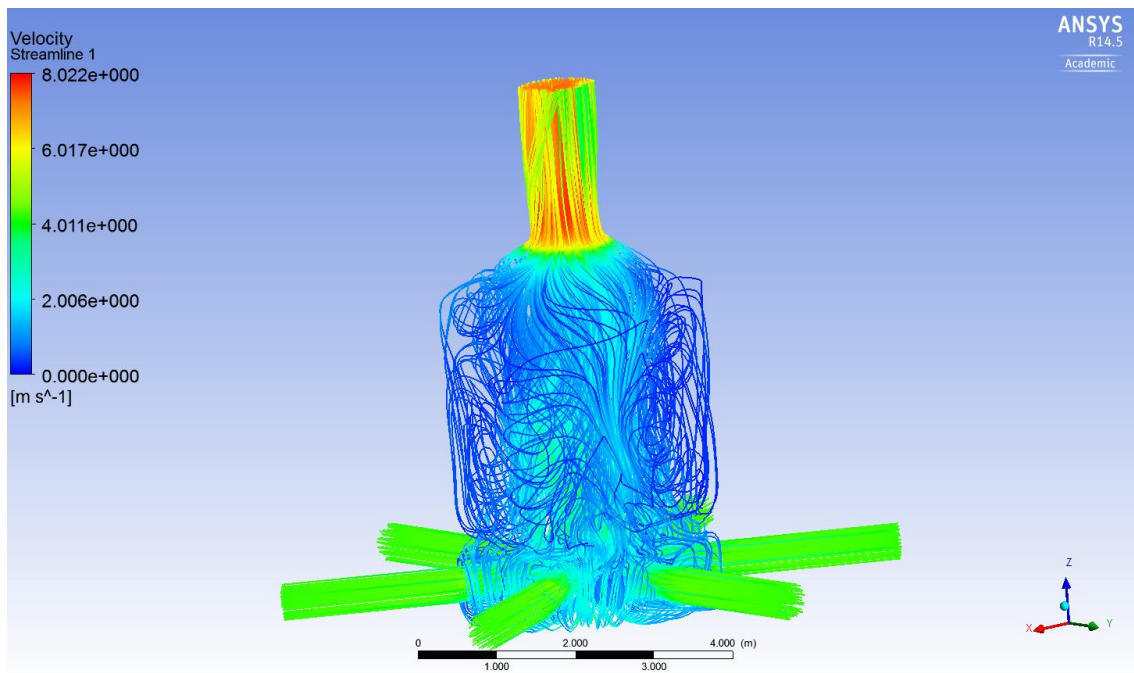
2



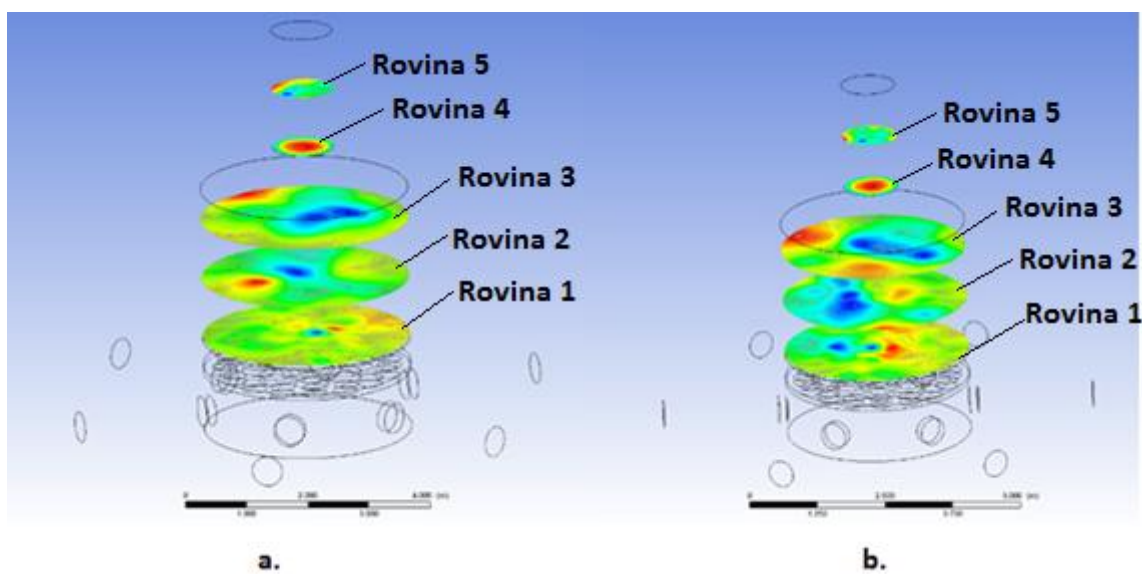
Obr. 42 Kontúry tlaku – sito č. 2 [983,15 K]



Obr. 43 Kontúry rýchlosti – sito č. 2 [983,15 K]



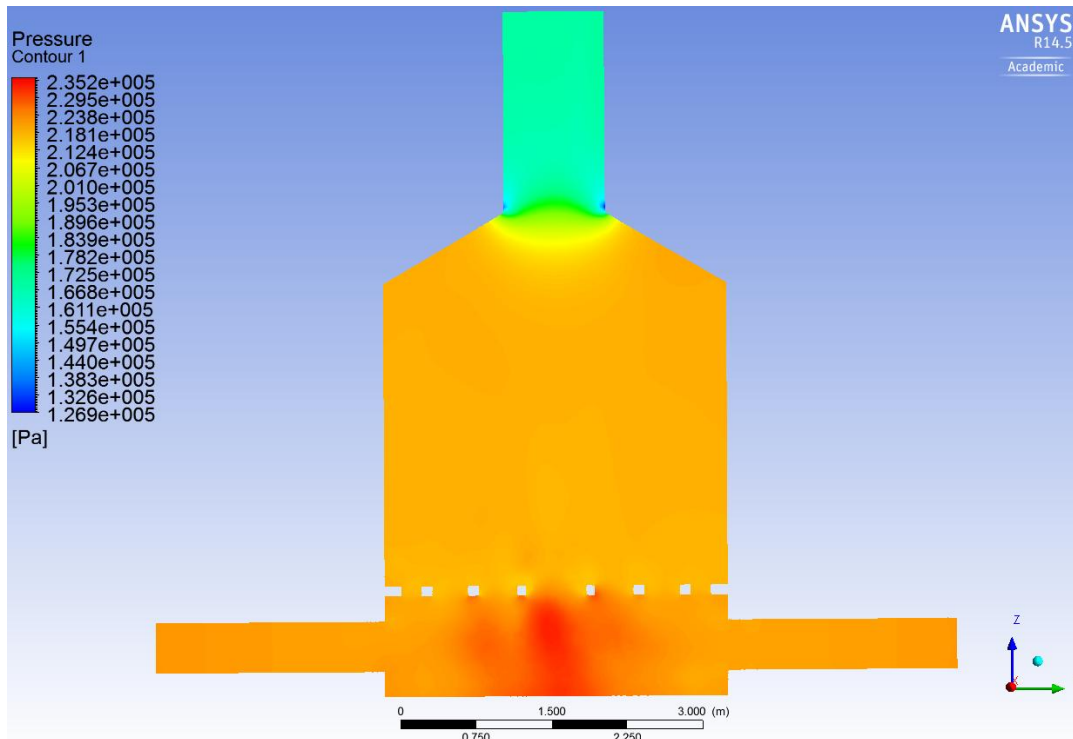
Obr. 44 Prúdnice – sito č. 2 [983,15 K]



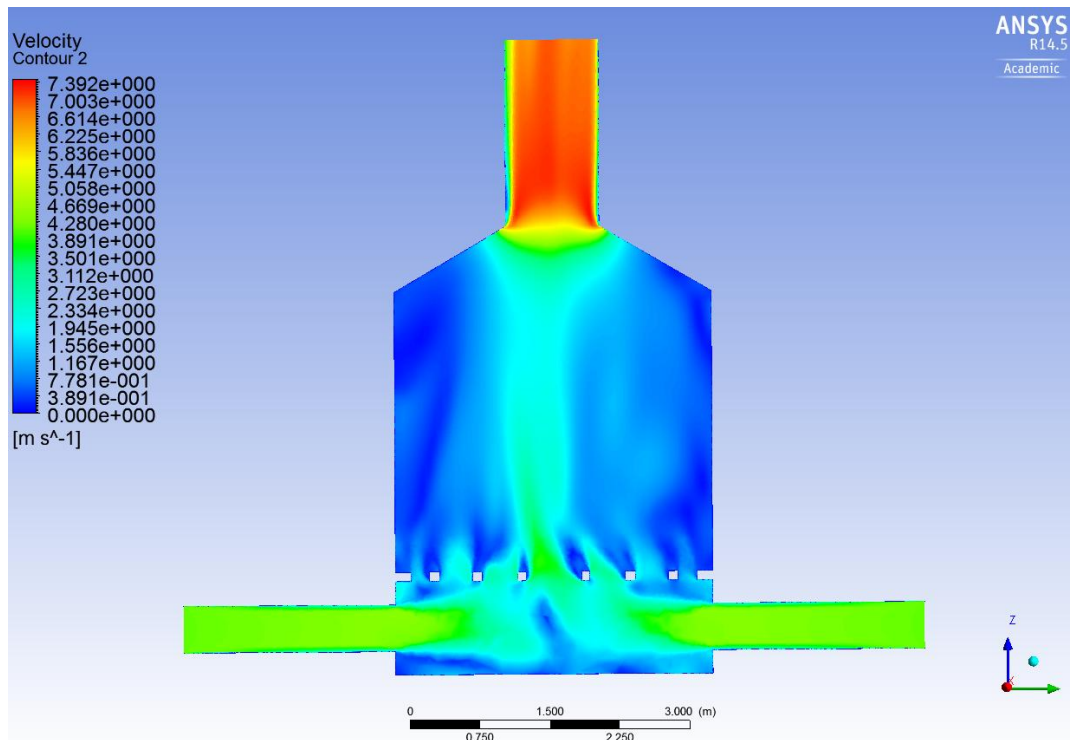
Obr. 45 Kontúry tlaku, sito č. 2, a. – 873,15 [K], b.- 983,15 [K]

## 4.11 Grafické zobrazenie výsledkov pri teplote 873,15 K – sito č.

3



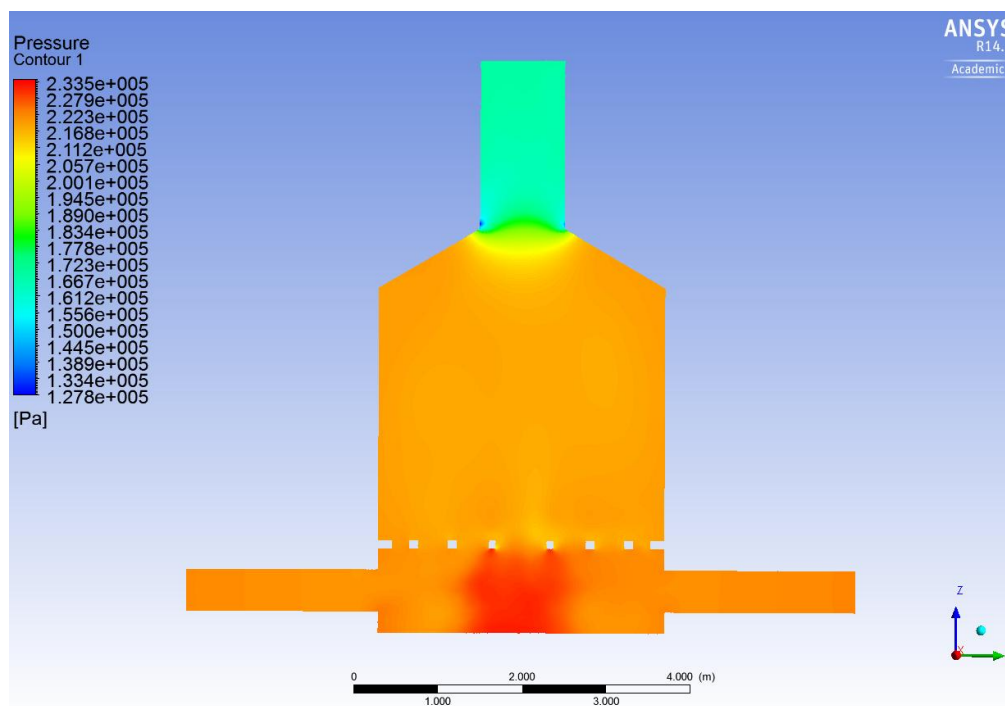
Obr. 46 Kontúry tlaku, sito č. 3 [873,15]



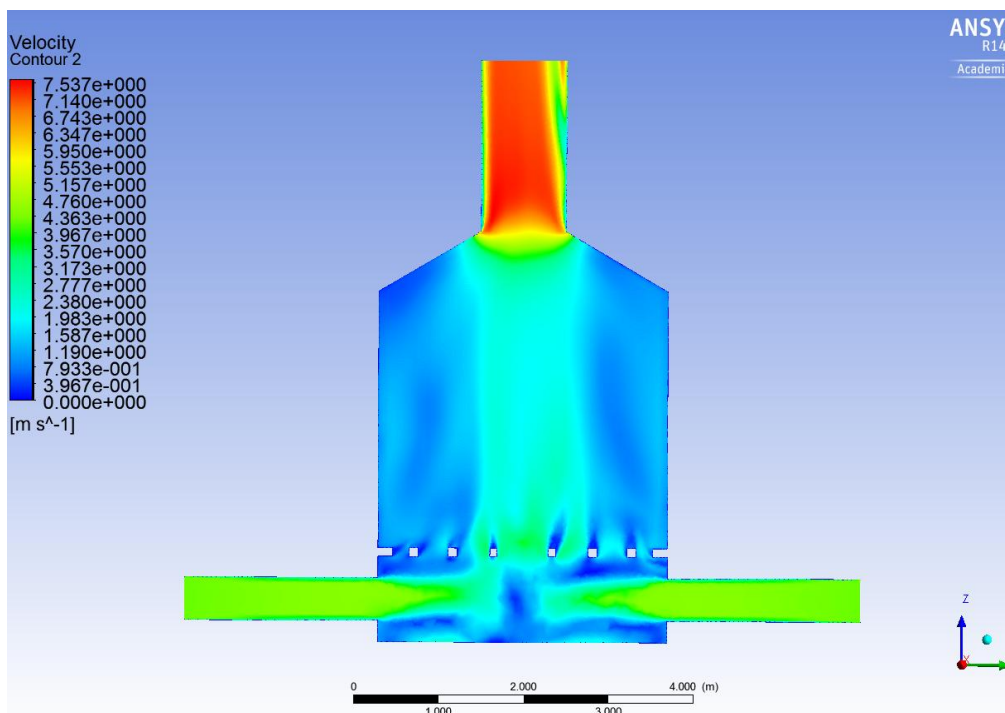
Obr. 47 Kontúry rýchlosti, sito č. 3 [873,15]

## 4.12 Grafické zobrazenie výsledkov pri teplote 983,15 K – sito č.

3

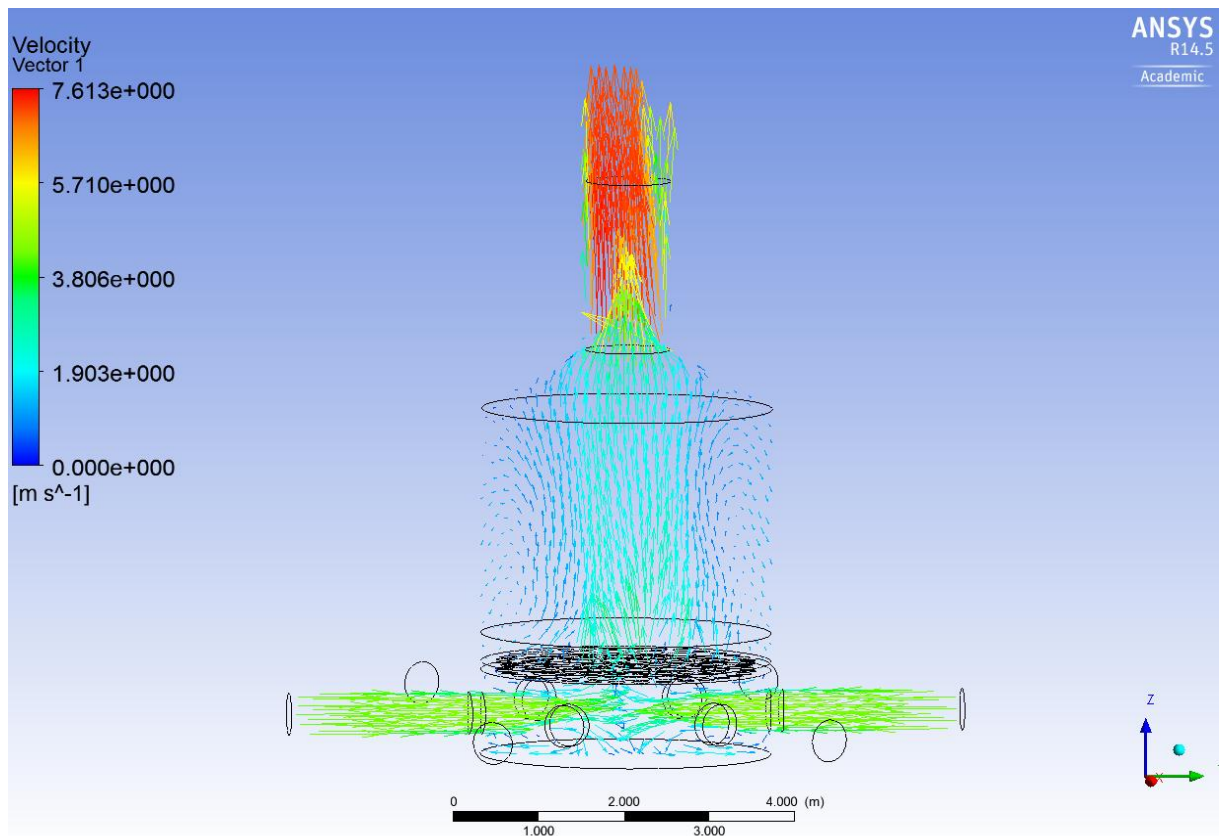


Obr. 48 Kontúry tlaku, sito č. 3 [983,15]

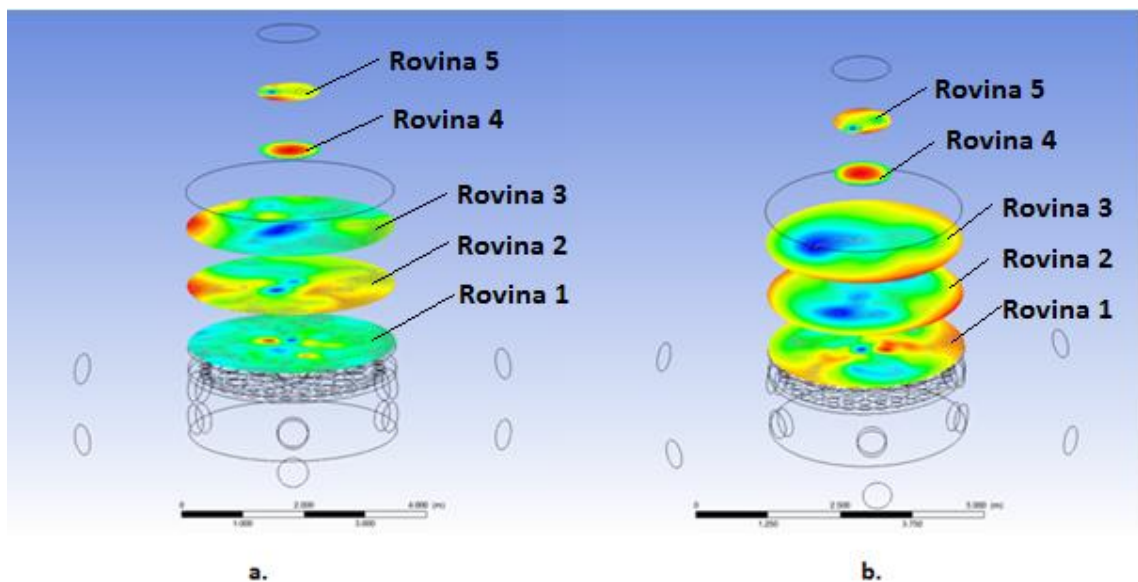


Obr. 49 Kontúry rýchlosti, sito č. 3 [983,15]

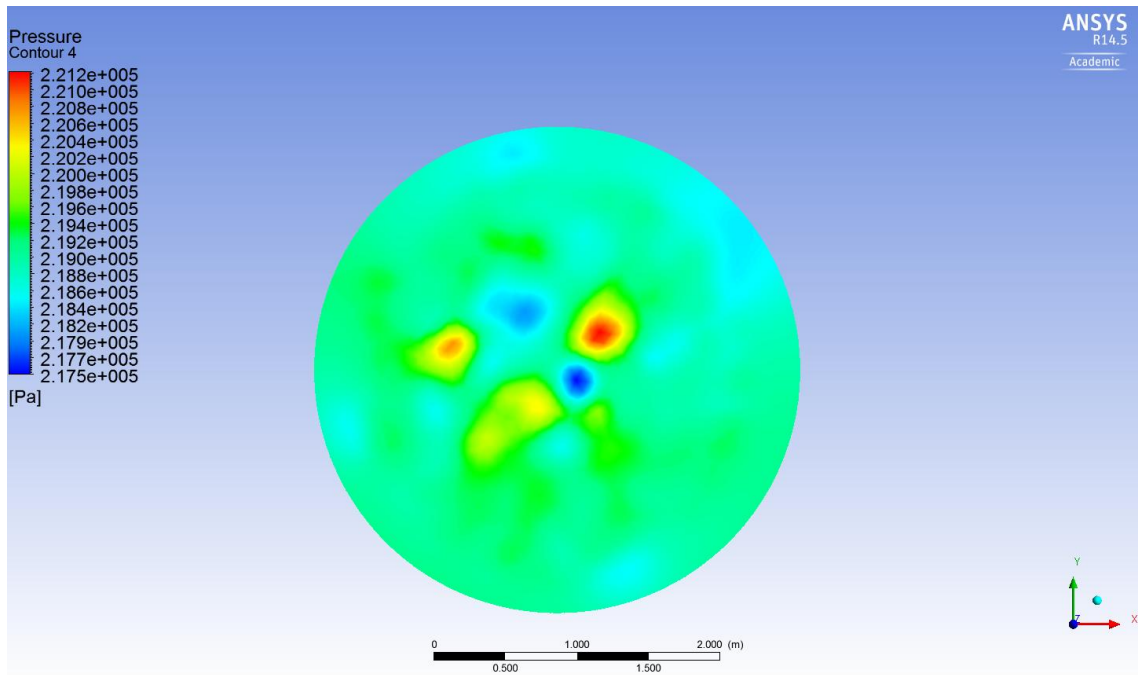




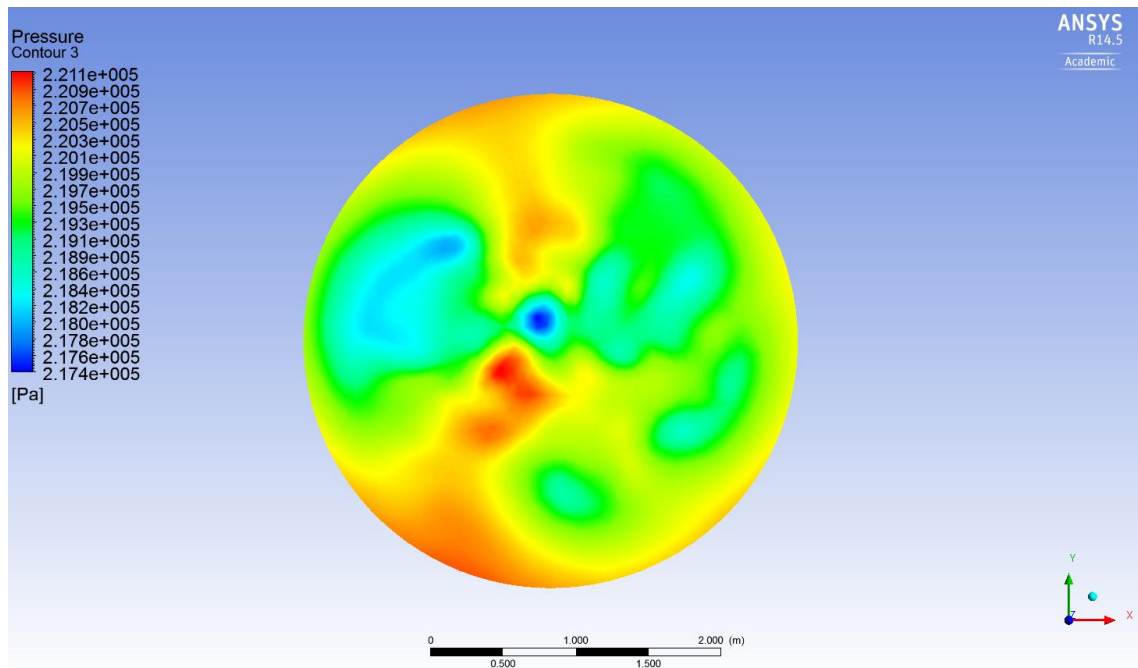
Obr. 50 Vektory rychlosti, sito č. 3 [983,15]



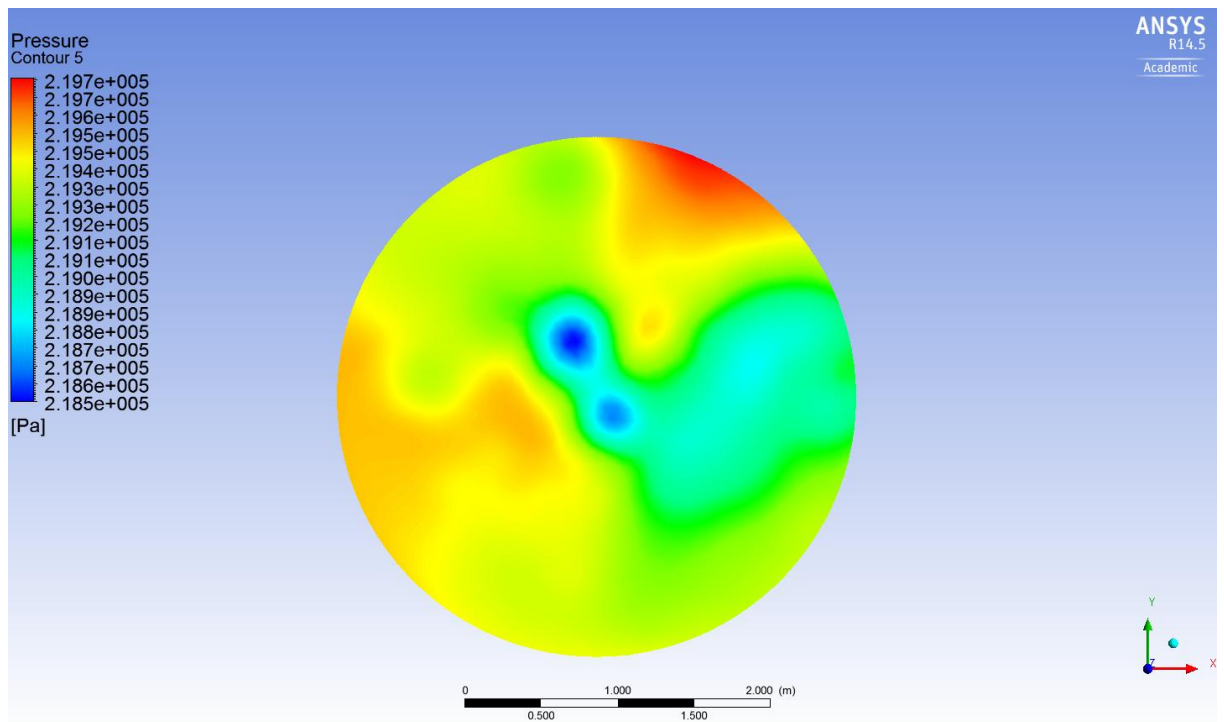
Obr. 51 Kontúry tlaku, sito č. 3 - a.- 873,15 [K], b.- 983,15 [K]



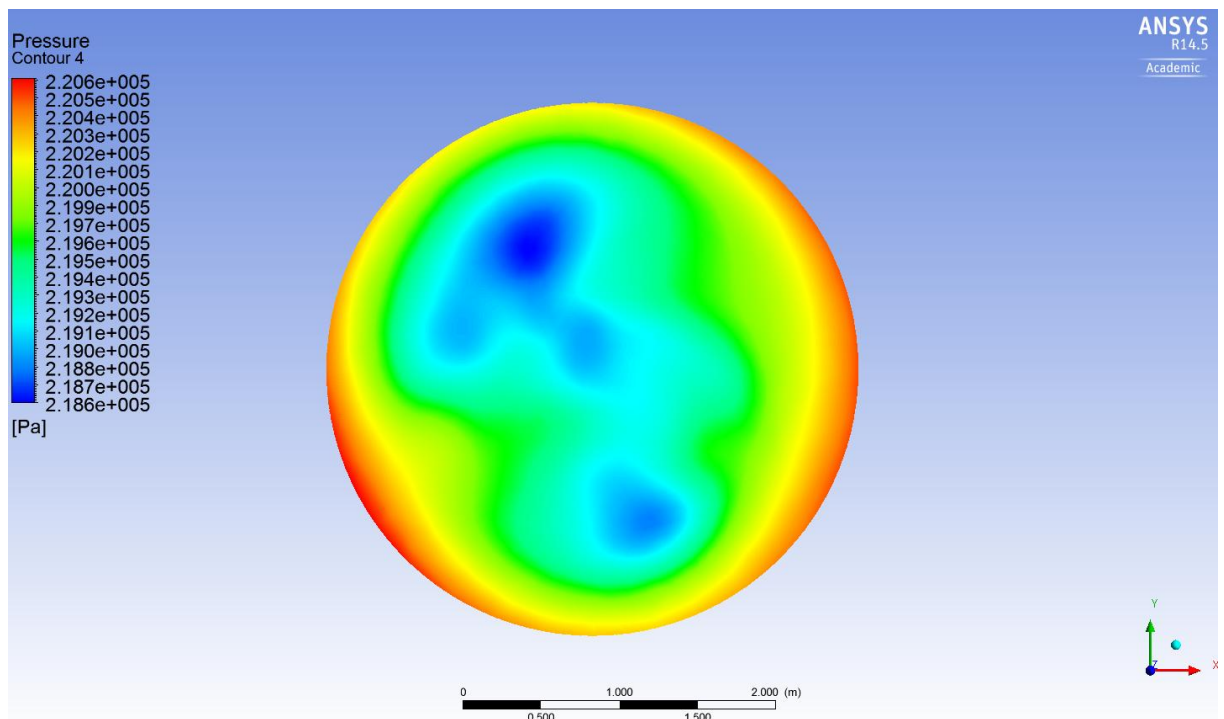
Obr. 52 Sito č. 3 – kontúry tlaku – ROVINA 1 – 873,15 [K]



Obr. 53 Sito č. 3 – kontúry tlaku – ROVINA 1 – 983,15 [K]

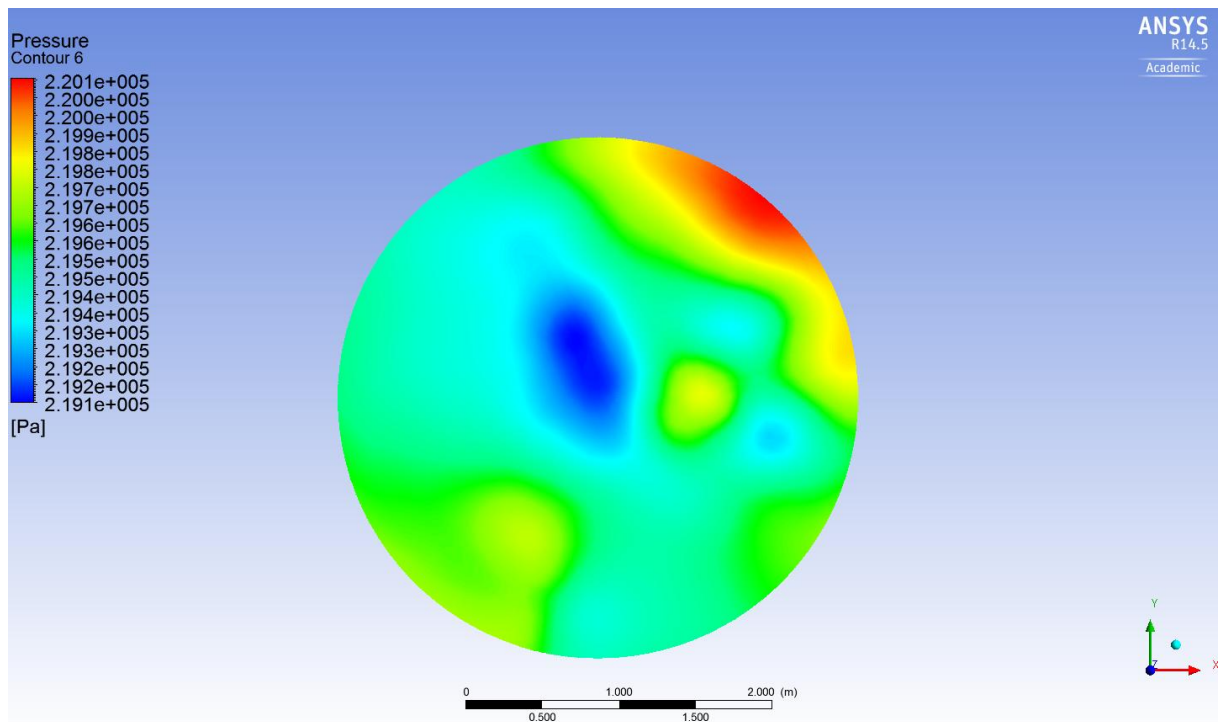


Obr. 54 Sito č. 3 – kontúry tlaku – ROVINA 2 – 873,15 [K]

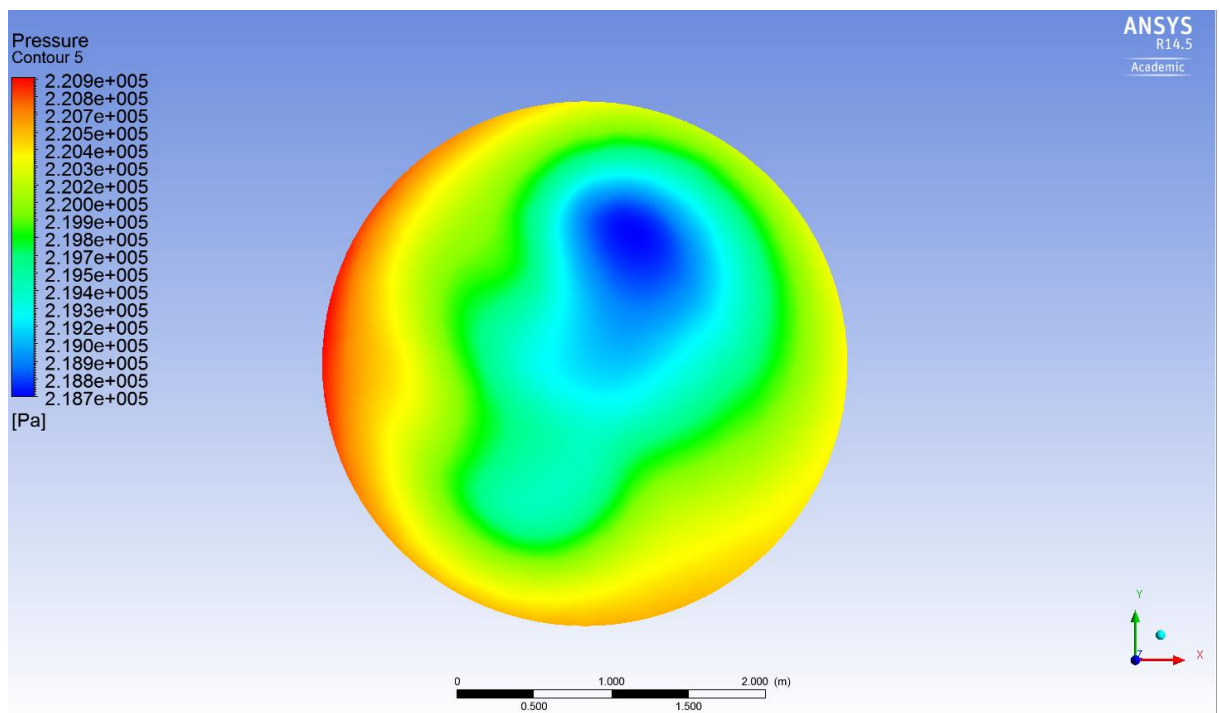


Obr. 55 Sito č. 3 – kontúry tlaku – ROVINA 2 – 983,15 [K]

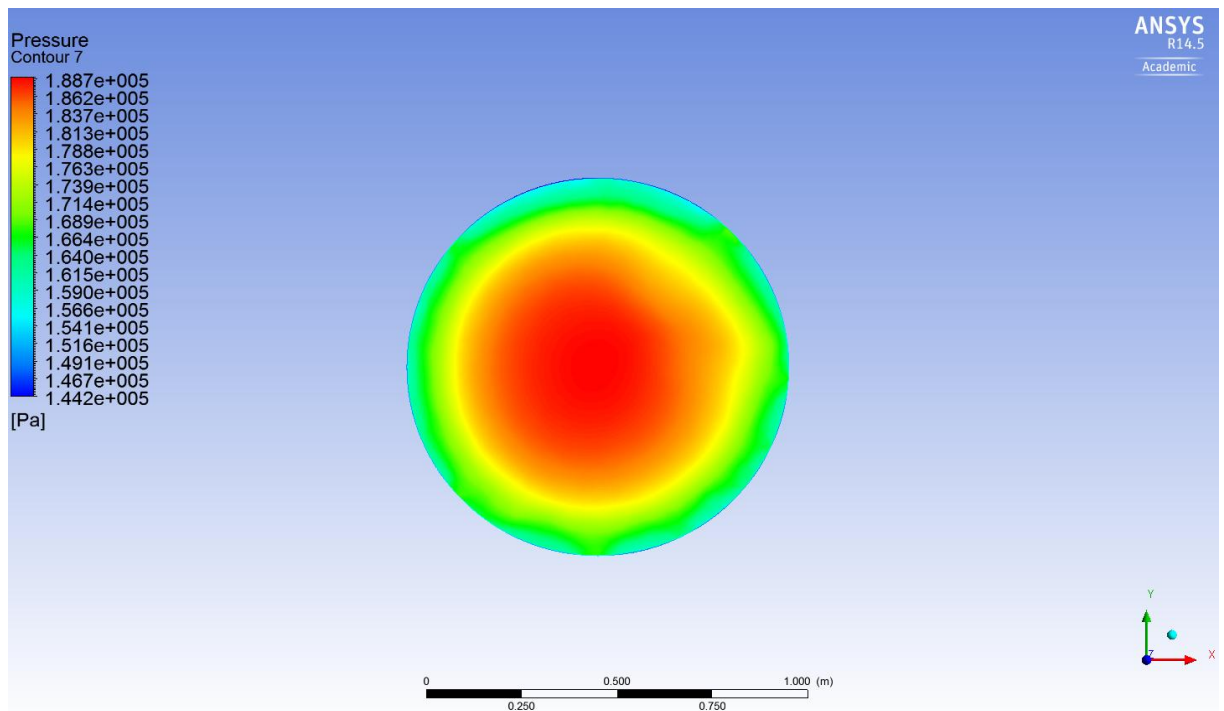




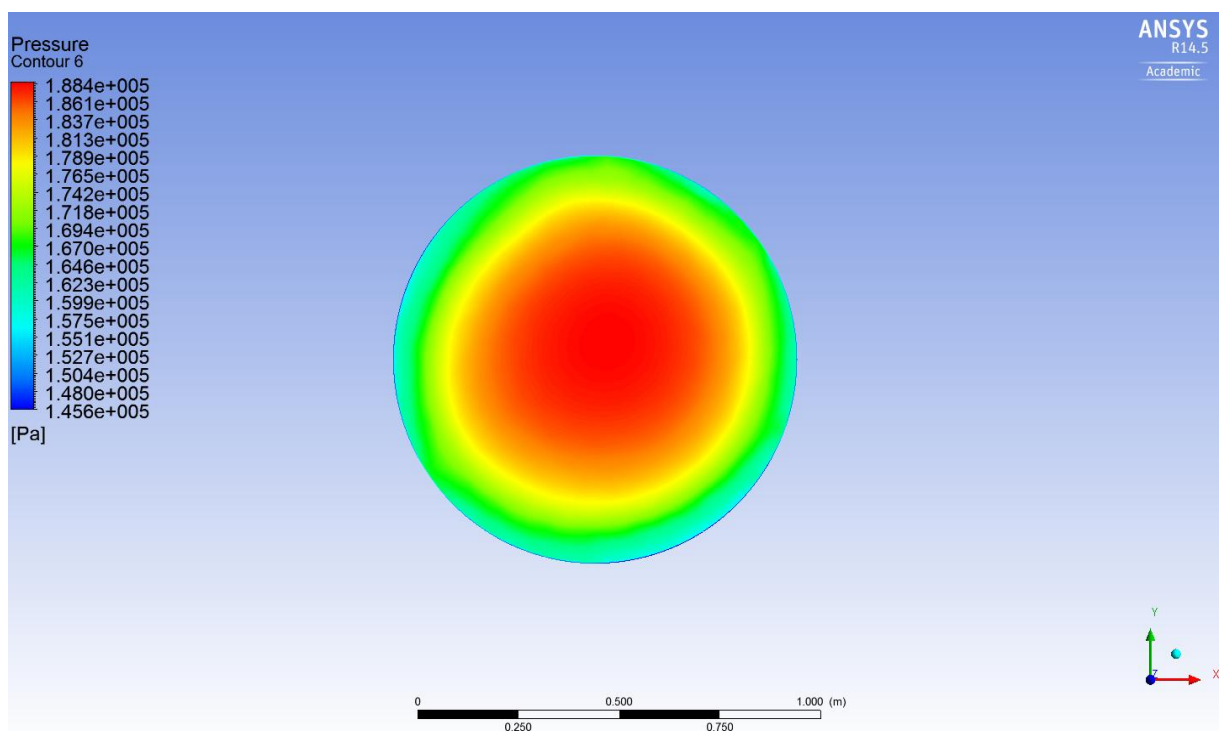
Obr. 56 Sito č. 3 – kontúry tlaku – ROVINA 3 – 873,15 [K]



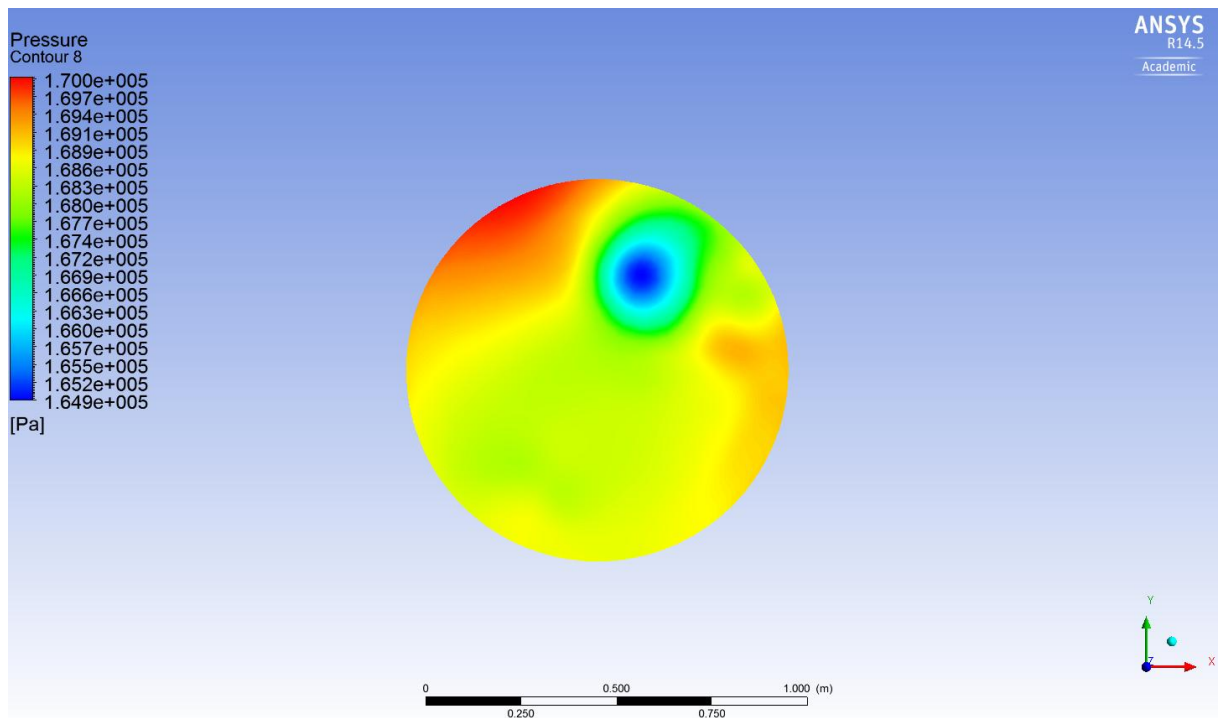
Obr. 57 Sito č. 3 – kontúry tlaku – ROVINA 3 – 983,15 [K]



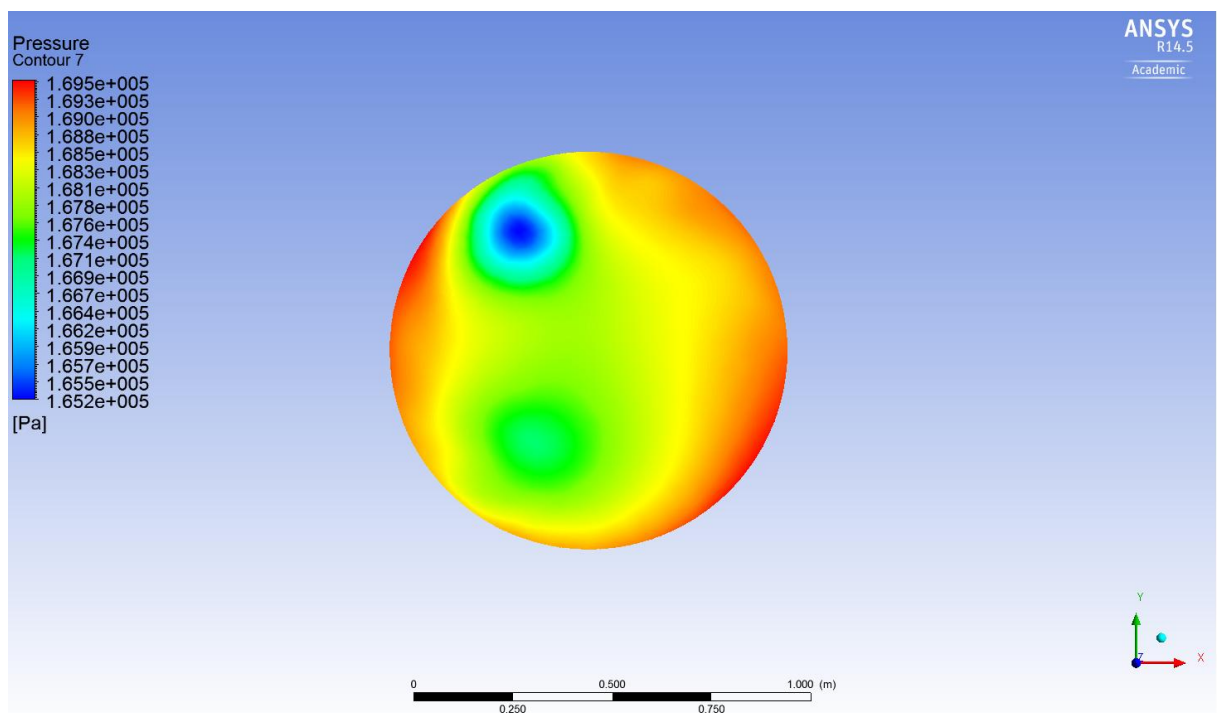
Obr. 58 Sito č. 3 – kontúry tlaku – ROVINA 4 –873,15 [K]



Obr. 59 Sito č. 3 – kontúry tlaku – ROVINA 4 –983,15 [K]



Obr. 60 Sito č. 3 – kontúry tlaku – ROVINA 5 –873,15 [K]



Obr. 61 Sito č. 3 – kontúry tlaku – ROVINA 5 –983,15 [K]

## 5 Vyhodnotenie výsledkov

Výsledky som spracoval v tabuľkovej forme pre lepšiu prehľadnosť. Spôsob ktorým som vyhodnocoval túto úlohu je nasledovný. Reaktor som rozsekal na päť rovín vid'. obr. 37, obr. 44., obr. 50. vo vyhodnocovacom prostredí ANSYS CFD Post. Výšky v ktorých sa roviny nachádzajú sú uvedené v tabuľkách. Na každej rovine som vykreslil 200 tlakových kontúr. Tab. 8. obsahuje minimálne a maximálne tlaky na jednotlivých rovinách pri konštantnej teplote 983,15 [K] a pre všetky tri konštrukcie sita. Podľa tejto tabuľky je vidieť v akom rozmedzí sa pohybuje tlak v reaktore v rozličných výškach.

Tab. 8 Porovnanie tlakov v jednotlivých rovinách pri teplote 983,15 [K]

	SITO č. 1 983,15 [K]		SITO č. 2 983,15 [K]		SITO č. 3 983,15 [K]	
	Min [Pa]	Max [Pa]	Min [Pa]	Max [Pa]	Min [Pa]	Max [Pa]
<b>Rovina 1</b> <b>1,6 [m]</b>	221 504	223 421	220 394	224 169	217 398	221 156
<b>Rovina 2</b> <b>2,6 [m]</b>	220 165	222 987	221 821	224 202	218 616	220 658
<b>Rovina 3</b> <b>3,6 [m]</b>	219 327	223 226	222 478	224 079	218 657	220 935
<b>Rovina 4</b> <b>4,8 [m]</b>	144 583	189 752	148 480	188 854	145 596	188 666
<b>Rovina 5</b> <b>5,8 [m]</b>	164 189	169 574	165 093	170 162	165 230	169 514

Tab. 9 obsahuje opäť hodnoty minimálnych a maximálnych tlakov, pričom hodnoty odpovedajú teplote 873,15 [K]. Znamená to, že ak by sa v aktívnej zóne regeneroval vôbec tepelný výkon a teplota v celom reaktore by bola rovnaká ako je na vstupe do reaktora, tak rozmedzie tlakov v jednotlivých rovinách je možné vidieť v tab. 9.

Tab. 9 Porovnanie tlakov v jednotlivých rovinách pri teplote 873,15 [K]

	SITO č. 1 873,15 [K]		SITO č. 2 873,15 [K]		SITO č. 3 873,15 [K]	
	Min [Pa]	Max [Pa]	Min [Pa]	Max [Pa]	Min [Pa]	Max [Pa]
<b>Rovina 1</b> <b>1,6 [m]</b>	218 895	221 162	219 322	222 394	217 539	221 253
<b>Rovina 2</b> <b>2,6 [m]</b>	217 348	221 328	220 821	222 433	218 520	219 753
<b>Rovina 3</b> <b>3,6 [m]</b>	220 299	222 034	221 158	222 712	219 145	220 055
<b>Rovina 4</b> <b>4,8 [m]</b>	145 435	187 940	151 681	189 055	144 206	188 909
<b>Rovina 5</b> <b>5,8 [m]</b>	161 142	170 057	166 335	170 025	164 899	170 007

V ďalšom kroku som bral do úvahy iba výsledné hodnoty tlaku zistené pri výpočte prúdového poľa v reaktore so sitom č. 1 vid'. tab. 10. Ako je vidieť, pri teplote 873,15 [K] a teplote 983,15 [K] nie je veľký rozdiel medzi minimálnymi hodnotami tlakov a tak isto medzi hodnotami maximálnych tlakov. Napríklad, pri teplote 873,15 [K] je na rovine 1 minimálny tlak 220 299 [Pa] a pri teplote 983,15 [K] je na tej istej rovine minimálny tlak 221 504 [Pa]. Rozdiel minimálnych tlakov je teda 1205 [Pa]. Teploty 873,15 a 983,15 [K] sú však hraničné hodnoty, ktoré sa môžu v reaktore vyskytovať. Všetky rozdiely tlakov sú uvedené v tab. 11, kde sú teda odpočítané zistené minimálne tlaky pri teplote 983,15 [K] od minimálnych tlakov pri teplote 873,15 [K] a rovnako aj maximálne tlaky.

Pre každú rovinu platí:

$$\Delta p_{\min.} = p_{\min}(873,15 \text{ K}) - p_{\min}(983,15 \text{ K}) [\text{Pa}] \quad (14)$$

$$\Delta p_{\max.} = p_{\max}(873,15 \text{ K}) - p_{\max}(983,15 \text{ K}) [\text{Pa}] \quad (15)$$

Kde:

$\Delta p_{\min.}$  – rozdiel minimálnych tlakov na rovine 1 pri teplotách 873,15 a 983,15 [K]

$\Delta p_{\max.}$  – rozdiel maximálnych tlakov na rovine 1 pri teplotách 873,15 a 983,15 [K]

**Tab. 10 Sito č. 1 – Porovnanie minimálnych a maximálnych hodnôt tlakov pri teplotách 873,15 [K] a 983,15 [K]**

	<b>Pre 873,15 [K]</b>	<b>Pre 983,15 [K]</b>	<b>Pre 873,15 [K]</b>	<b>Pre 983,15 [K]</b>
	<b>Min [Pa]</b>	<b>Min [Pa]</b>	<b>Max [Pa]</b>	<b>Max [Pa]</b>
<b>Rovina 1</b> <b>1,6 [m]</b>	220 299	221 504	222 034	223 421
<b>Rovina 2</b> <b>2,6 [m]</b>	217 348	220 165	221 328	222 987
<b>Rovina 3</b> <b>3,6 [m]</b>	218 895	219 327	221 162	223 226
<b>Rovina 4</b> <b>4,8 [m]</b>	145 435	144 583	187 940	189 752
<b>Rovina 5</b> <b>5,8 [m]</b>	161 142	164 189	170 057	169 574

V tab.12 a tab. 14. sú takým istým spôsobom znázornené minimálne a maximálne tlaky pre reaktor so sitom č. 2 a reaktor so sitom č.3 a ich rozdiely sú uvedené v tab. 13 a tab. 15.

**Tab. 11 Sito č. 1 – Rozdiely minimálnych a maximálnych hodnôt tlakov pri teplotách 873,15 [K] a 983,15 [K]**

	<b>Sito č. 1</b>	
	<b>Min. tlak (873,15 K) – Min. tlak (983,15 K)</b>	<b>Max. tlak (873,15 K) - Max. tlak (983,15 K)</b>
<b>Rovina 1 [1,6 m]</b>	-1205	-1387
<b>Rovina 2 [2,6 m]</b>	-2817	-1659
<b>Rovina 3 [3,6 m]</b>	-432	-2064
<b>Rovina 4 [4,8 m]</b>	852	-1812
<b>Rovina 5 [5,8 m]</b>	-3047	483

**Tab. 12 Sito č. 2 – Porovnanie minimálnych a maximálnych hodnôt tlakov pri teplotách 873,15 [K] a 983,15 [K]**

	<b>Pre 873,15 [K]</b>	<b>Pre 983,15 [K]</b>	<b>Pre 873,15 [K]</b>	<b>Pre 983,15 [K]</b>
	<b>Min [Pa]</b>	<b>Min [Pa]</b>	<b>Max [Pa]</b>	<b>Max [Pa]</b>
<b>Rovina 1</b> <b>1,6 [m]</b>	219 322	220 394	222 394	224 169
<b>Rovina 2</b> <b>2,6 [m]</b>	220 821	221 821	222 433	224 202
<b>Rovina 3</b> <b>3,6 [m]</b>	221 158	222 478	222 712	224 079
<b>Rovina 4</b> <b>4,8 [m]</b>	151 681	148 480	189 055	188 854
<b>Rovina 5</b> <b>5,8 [m]</b>	166 335	165 093	170 025	170 162

**Tab. 13 Sito č. 2 – Porovnanie minimálnych a maximálnych hodnôt tlakov pri teplotách 873,15 [K] a 983,15 [K]**

	<b>Sito č. 2</b>	
	<b>Min. tlak (873,15 K) – Min. tlak (983,15 K)</b>	<b>Max. tlak (873,15 K) - Max. tlak (983,15 K)</b>
<b>Rovina 1 [1,6 m]</b>	-1072	-1775
<b>Rovina 2 [2,6 m]</b>	-1000	-1769
<b>Rovina 3 [3,6 m]</b>	-1320	-1367
<b>Rovina 4 [4,8 m]</b>	3201	201
<b>Rovina 5 [5,8 m]</b>	1242	-137

**Tab. 14** Sito č. 3 – Porovnanie minimálnych a maximálnych hodnôt tlakov pri teplotách 873,15 [K] a 983,15 [K]

	<b>Pre 873,15 [K]</b>	<b>Pre 983,15 [K]</b>	<b>Pre 873,15 [K]</b>	<b>Pre 983,15 [K]</b>
	<b>Min [Pa]</b>	<b>Min [Pa]</b>	<b>Max [Pa]</b>	<b>Max [Pa]</b>
<b>Rovina 1</b> <b>1,6 [m]</b>	217 539	217 398	221 253	221 156
<b>Rovina 2</b> <b>2,6 [m]</b>	218 520	218 616	219 753	220 658
<b>Rovina 3</b> <b>3,6 [m]</b>	219 145	218 657	220 055	220 935
<b>Rovina 4</b> <b>4,8 [m]</b>	144 206	145 596	188 909	188 666
<b>Rovina 5</b> <b>5,8 [m]</b>	164 899	165 230	170 007	169 514

**Tab. 15** Sito č. 3 – Porovnanie minimálnych a maximálnych hodnôt tlakov pri teplotách 873,15 [K] a 983,15 [K]

	<b>Sito č. 3</b>	
	<b>Min. tlak (873,15 K) – Min. tlak (983,15 K)</b>	<b>Max. tlak (873,15 K) - Max. tlak (983,15 K)</b>
<b>Rovina 1 [1,6 m]</b>	141	97
<b>Rovina 2 [2,6 m]</b>	-96	-905
<b>Rovina 3 [3,6 m]</b>	488	-880
<b>Rovina 4 [4,8 m]</b>	-1390	243
<b>Rovina 5 [5,8 m]</b>	-331	493

Posledný spôsob vyhodnotenia tlakových strát spočíval v tom, že som vzal do úvahy priemerné hodnoty tlakov na vstupe, výstupe a niekde medzi vstupom a výstupom t.j. v oblasti tesne nad sitom. Jednoduchým spôsobom som od seba odčítal priemernú hodnotu tlaku na vstupe od priemernej hodnoty tlaku na výstupe a dostal som nejaký tlakový rozdiel medzi vstupom a výstupom. Z tab. 16 je teda jasné, v akých hodnotách sa zhruba bude pohybovať rozdiel tlaku medzi vstupom a výstupom reaktora.



Najmenší rozdiel tlakov pripadá na sito č. 3, kde  $\Delta p$  na reaktore vychádza zhruba 53 000 [Pa]. Nutnosťou je všimnúť si, že priemerné hodnoty tlakov u sita č. 3 sú takmer identické na všetkých porovnávaných rovinách pri teplotách 873,15 [K] a 983,15 [K].

**Tab. 16 Sito č. 3 – Priemerné hodnoty tlakov na jednotlivých rovinách**

Rovina	Sito č. 1 – Priemerná hodnota tlaku [Pa]		Sito č. 2 – Priemerná hodnota tlaku [Pa]		Sito č. 3 – Priemerná hodnota tlaku [Pa]	
	873,15 [K]	983,15 [K]	873,15 [K]	983,15 [K]	873,15 [K]	983,15 [K]
<b>Vstup</b>	225 764	226 952	223 804	225 268	222 676	223 035
<b>Výstup</b>	169 986	169 988	169 994,55	169 993	169 990	169 984
<b>Sito</b>	220 564	221 555	220 991,05	222 535	218 251	218 639
<b>TS AZ</b>	50 578	51 566	50 996	52 542	48 261	48 655
<b>TS celková</b>	55 778,34	56 963,94	53 809,47	55 275	52 686	53 051

$$\text{TS celková} = \text{Vstup [Pa]} - \text{Výstup [Pa]} \quad (16)$$

$$\text{TS AZ} = \text{Sito [Pa]} - \text{Výstup [Pa]} \quad (17)$$

**Tab. 17 Sito č. 3 – Priemerné hodnoty tlakov na jednotlivých rovinách**

	Sito č. 1	Sito č. 2	Sito č. 3
	Tlak (873,15 K) – Tlak (983,15 K)	Tlak (873,15 K) – Tlak (983,15 K)	Tlak (873,15 K) – Tlak (983,15 K)
<b>Vstup</b>	-1188	-1464	-359
<b>Výstup</b>	-2	1,55	6
<b>Sito</b>	-991	-1543,95	-388
<b>TS AZ</b>	-988	-1546	-394
<b>TS celková</b>	-1185,6	-1465,53	-365

## 6 Záver

Reaktory na báze roztavených fluoridových solí sú momentálne v štádiu výskumu a táto práca má byť akýmsi odrazom pre ďalšie detailnejšie výpočty týkajúce sa problematiky prúdenia zmesi soli v oblasti primárneho okruhu.

Hlavným cieľom úlohy bolo stanoviť tlakové straty pri prúdení danej zmesi soli cez homogénny reaktor typu MSR pri známom rozložení zdroja energie v aktívnej zóne. Aby do numerického výpočtu tlakových strát bolo možné zahrnúť vplyv rozloženia zdroja energie, bolo potrebné nadefinovať do programu Fluent ANSYS rovnice popisujúce rozloženie zdroja energie. Po viacerých neúspešných pokusoch definovania rovníc do programu bolo nutné vnieť do výpočtu zjednodušenie. To zjednodušenie spočívalo v tom, že v celom reaktore som uvažoval konštantnú teplotu. Preto bol výpočet opakovaný viackrát, aby sa dalo odhadnúť, akým spôsobom sa v závislosti od zmeny teploty v reaktore menia tlaky. Okrem toho do výpočtu vstupovala aj meniacia sa geometria sita, cez ktorú vstupuje zmes fluoridových solí zo zmiešavacej komory do aktívnej zóny.

Výsledkom výpočtov bolo zistenie maximálneho a minimálneho rozdielu priemernej hodnoty vstupného a výstupného tlaku z domény. Najväčší rozdiel priemernej hodnoty tlakov bol zistený u sita č. 1 pri konštantnej teplote 983,15 [K]. Rozdiel sa pohyboval okolo hodnoty 57 000 [Pa]. Naopak, najnižší rozdiel bol zistený u sita č. 3, kde sa medzi vstupom a výstupom z domény pohyboval rozdiel tlakov okolo hodnoty 53 000 [Pa]. V prípade sita č. 3 boli dokonca priemerné hodnoty tlakov takmer identické na sledovaných rovinách. Pričom výpočet prebehol raz pri teplote 600 [°C] a druhýkrát pri teplote 710 [°C]. Z tohto porovnania, ktoré neodpovedá realite, dostávam, že aj napriek teplotnému rozdielu 110 [°C] je tlakový rozdiel medzi vstupom a výstupom z reaktora takmer identický vo všetkých troch prípadoch výpočtu. To by však znamenalo, že teplota by na tlakové straty mala len minimálny vplyv.

Tento výpočet je kvôli tomu potrebné brať len ako prípravu pre prípad, kedy sa prúdové pole bude počítať už s rozložením zdroja energie v aktívnej zóne, pretože bez toho nie je možné jednoznačne určiť skutočné rozloženie rýchlostných polí a tlakové straty v reaktore.

## Zoznam použitej literatúry

- [1] KOZUBKOVÁ MILADA, Modelování proudění tekutin FLUENT, CFX. Ostrava: Vysoká škola báňská – Technická univerzita Ostrava, 2008.
- [2] [http://www.arc.vt.edu/ansys\\_help/flu ug/flu ug\\_mesh\\_quality.html](http://www.arc.vt.edu/ansys_help/flu ug/flu ug_mesh_quality.html)
- [3] VALENTA V., Charakteristiky reaktorů MSR. Plzeň: Západočeská univerzita v Plzni, 2011.
- [4] V. Valetna: Source materials for the design of fluoride salt-based higher actinides transmuter (in Czech). Report NPI ASCR Rež TECH-03/2003.
- [5] E.S.Bettis, R.W. Schroeder, G.A.Cristy: The Aircraft Reactor Experiment Design and Construction. Nucl. Sci. Eng. 1957, Vol. 2, N 6, p. 804-826.
- [6] P.N. Haubenreich, J.R. Engel: Experience with the Molten-Salt Reactor Experiment. Nucl. Appl. Technol. 1970, Vol. 8, N 2, P. 107-140.
- [7] V.L. Blinkin, V.M. Novikov: Molten salts nuclear reactors. Moskva, Atomizdat 1978. (In Russian)
- [8] M.W. Rosenthal, E.S. Bettis et al.: Advances in the Development of Molten Salt Breeder Reactors, Geneva, A/Conf. 49/P/048.
- [9] J.R. Engel. H.F. Bauman, J.F. Daering: Conceptual Design Characteristics of a Denaturated Molten Salt Reactor with Once-Through Fueling. Oak-Ridge Rep. ORNL/TM-7202, 1980.
- [10] K. Furukawa: Design Study of small Molten Salt Fission Power Station Suitable for Coupling with Accelerator Molten Salt Breeder. Proc. ICENES-4, Madrid, World Sci, Publ. Co., 1987, p.235-243.
- [11] V.M. Novikov, V.V. Ignatiev: On the efficiency of Molten-Salt-Reactors with increase safety (Analysis of conception study). Moskva Energoizdat 1993. (In Russian)
- [12] V.V. Ignatiev, V.M. Novikov: Molten salt reactor as asymptotic safety nuclear system. Proc. ICENES-5, Karlsruhe, World Sci, Publ. Co., 1989.
- [13] V.M. Novikov, V.V. Ignatiev: On the efficiency of Molten-Salt Reactors with optimized natural convection circuit. Atomkernenergie/Kernntechnik. 1985. Vol. 46, N 1, p. 4-8.
- [14] Y. Shumazu: Nuclear Safety Analysis of Molten Salt Breeder Reactor. J. Nucl. Sci. Technol. 1978, Vol. 15, N7 p. 45-50.
- [15] P.N. Alexejev, I. A. Belov: Micro-fuel reactor with molten salt cooling MARC for little power engineering (in Russian). Atomnaja energia, T 93, V1, 1 jul 202, str. 3-13.
- [16] V. Valenta: Initial data for detail design of base and demonstration ADTT unit. Report SKODA JS, Ae 4248/dokC+A, Pilzen, Septemer 1999.
- [17] D.F. Williams, L.M. Toth, and K.T. Clarino, Assessment of Candidate Molten Salt Coolants for the Advanced High-Temperature Reactor (AHTR), ORNL/TM-2006/12, Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, Tennessee (2006).

- [18] D.T. Ingersoll , C.W. Forsberg, L.J. Ott , D.F. Williams ,J.P. Renier, D.F. Wilson ,S.J. Ball, L. Reid , W.R. Corwin, G.D. Del Cul, (ORNL), P.F. Peterson, H. Zhao (UCB),P.S. Pickard, E.J. Parma, M. Vernon (SNL): ORNL/TM-2004/104, Status of Preconceptual Design of the Advanced High-Temperature Reactor (AHTR), May 2004.
- [19] P. Hosnedl, V. Valenta, C. Cabet, M. Delpech, C. Renault: MOST Poject WP5: Review and analysis of the structural materials, 2003.
- [20] E.L. Compere, Fission Product Behavior in Molten Salt Reactor Experiment, Report ORNL-4865 (1975) [r10]
- [21] J.R. Engel *et al*, Development Status and Potential Program for Development of Proliferation-Resistant Molten-Salt Reactors, ORNL/TM-6415 March (1979) [r1].
- [22] <http://techbox.dennikn.sk/temy/c7617/jadrovny-odpad-namiesto-katastrofy-pozehnanie.html>
- [23] VALENTA V.: Podklady pro minimalizaci tlakových ztrát v primárním okruhu

## **Prílohy**

3x výkres A4 – geometrické rozmery sita č. 1,2,3.

1x výkres A3 – geometrické rozmery reaktora MSR

CD médium