

**ČESKÉ VYSOKÉ
UČENÍ TECHNICKÉ
V PRAZE**

**FAKULTA
STROJNÍ**



**DIPLOMOVÁ
PRÁCE**

2022

**TOMÁŠ
KŘINECKÝ**

I. OSOBNÍ A STUDIJNÍ ÚDAJE

Příjmení: **Křinecký** Jméno: **Tomáš** Osobní číslo: **473559**
Fakulta/ústav: **Fakulta strojní**
Zadávající katedra/ústav: **Ústav energetiky**
Studijní program: **Jaderná energetická zařízení**
Studijní obor: **Jaderná energetická zařízení**

II. ÚDAJE K DIPLOMOVÉ PRÁCI

Název diplomové práce:

CFD simulace vyhodnocení vlivu úniku horkého chladiva okolo dělicího prstence u tlakové nádoby reaktoru

Název diplomové práce anglicky:

CFD simulations for evaluating the influence of leakage of hot coolant around the dividing ring in a reactor pressure vessel

Pokyny pro vypracování:

Student provede vyhodnocení vlivu úniku horkého chladiva okolo dělicího prstence mezi hrdly studených a horkých větví cirkulačních smyček primárního okruhu jaderné elektrárny.

Součástí práce bude:

1. Rešerše se zaměřením na problematiku havárií LOCA, systémy doplňování chladiva a související tlakově-teplotní šoky na těleso TNR.
2. Stručný popis numerických metod používaných pro CFD výpočty.
3. Analýza geometrických podkladů a příprava pro tvorbu modelu.
4. Vytvoření detailní geometrie a výpočtové sítě.
5. Odladění modelu pro výpočet v CFD kódu Ansys-Fluent.
6. Simulace vybraného scénáře tlakově-teplotního šoku na nátrubek se zohledněním vlivu mezery mezi dělicím prstencem a košem aktivní zóny.
7. Analýza získaných výsledků výpočtu a závěrečné zhodnocení.

Seznam doporučené literatury:

Jméno a pracoviště vedoucí(ho) diplomové práce:

Ing. Václav Železný ústav energetiky FS

Jméno a pracoviště druhé(ho) vedoucí(ho) nebo konzultanta(ky) diplomové práce:

Datum zadání diplomové práce: **21.04.2022**

Termín odevzdání diplomové práce: **03.06.2022**

Platnost zadání diplomové práce: **31.12.2023**

Ing. Václav Železný
podpis vedoucí(ho) práce

podpis vedoucí(ho) ústavu/katedry

doc. Ing. Miroslav Španiel, CSc.
podpis děkana(ky)

III. PŘEVZETÍ ZADÁNÍ

Diplomant bere na vědomí, že je povinen vypracovat diplomovou práci samostatně, bez cizí pomoci, s výjimkou poskytnutých konzultací. Seznam použité literatury, jiných pramenů a jmen konzultantů je třeba uvést v diplomové práci.

Datum převzetí zadání

Podpis studenta

Čestné prohlášení:

Prohlašuji, že diplomovou práci na téma „CFD simulace vyhodnocení vlivu úniku horkého chladiva okolo dělicího prstence u tlakové nádoby reaktoru“ jsem vypracoval samostatně pod vedením Ing. Václava Železného a že jsem uvedl veškeré použité zdroje a literaturu tak, aby to bylo v souladu s Metodickým postupem o dodržování etických principů při tvorbě vysokoškolských závěrečných prací.

V Praze dne 3.6.2022

Podpis:

Anotační list

Jméno autora:	Bc. Tomáš Křinecký
Název DP:	CFD simulace vyhodnocení vlivu úniku horkého chladiva okolo dělicího prstence u tlakové nádoby reaktoru
Anglický název:	CFD simulations for evaluating the influence of leakage of coolant around the dividing ring in a reactor pressure vessel
Akademický rok:	2021/2022
Ústav/Obor:	Ústav energetiky/Jaderná energetická zařízení
Vedoucí BP:	Ing. Václav Železný
Konzultant:	Ing. Ladislav Vyskočil, Ph.D.
Bibliografické údaje:	Počet stran: 64 Počet obrázků: 56 Počet tabulek: 6 Počet příloh: 0
Klíčová slova:	CFD, LOCA, studené jazyky, tlakově teplotní šok, dělicí prstenec
Keywords:	CFD, LOCA, cold plumes, pressurized thermal shock, dividing ring
Anotace:	Tato diplomová práce se zabývá vlivem netěsnosti dělicího prstence při havarijním stavu, kdy dochází k úniku chladiva mimo primární okruh. Tento únik je kompenzován doplňováním studeného chladiva z havarijního systému. Vlivem teplotních rozdílů dochází ke vzniku a šíření studených jazyků způsobujících teplotní namáhání tlakové nádoby reaktoru.
Abstract:	This diploma thesis deals with the influence of the leakage of the dividing ring in an emergency situation, when there is a loss of coolant outside the primary circuit. This leakage is compensated by replenishing cold coolant from the emergency system. Due to temperature differences, cold plumes are formed and spread, causing thermal stress in the reactor pressure vessel.

Poděkování:

Rád bych poděkoval vedoucímu mé práce panu Ing. Václavu Železnému za odborné vedení práce, rady, které mi poskytl, a čas vynaložený na konzultace. Dále bych rád poděkoval panu Ing. Petru Pečenému za poskytnutí rad a pomoci při tvorbě sítě a výpočtu a Ing. Ladislavu Vyskočilovi, Ph.D. za rady při odlaďování výpočtu. V neposlední řadě bych rád poděkoval Ing. Jeleně Krhounkové z ÚJV Řež za poskytnutí dat k této práci.

Obsah

1.	Úvod	1
2.	Havarijní systémy chlazení aktivní zóny	2
2.1.	Vysokotlaký systém havarijního chlazení aktivní zóny (TJ)	2
2.2.	Nízkotlaký systém havarijního chlazení zóny (TH)	3
2.3.	Pasivní systém chlazení aktivní zóny (TH)	2
2.4.	Sprchový systém ochranné obálky	4
3.	Havárie spojené se ztrátou chladiva.....	5
3.1.	Velká LOCA havárie	5
3.2.	Malá LOCA havárie (SB LOCA – Small Break Loss Of Coolant Accident).....	7
3.3.	Malá LOCA havárie s dostatečným doplňováním chladiva	9
4.	Analýza tlakově teplotních šoků (TTŠ).....	10
4.1.	Výběr vyšetřované oblasti	11
4.2.	Termohydraulická analýza.....	11
4.3.	Výpočty teplotního a napěťového pole.....	11
4.4.	Výpočty lomové mechaniky	12
4.5.	Posouzení integrity	12
5.	Typ scénáře.....	13
6.	Popis dělicího prstence a vliv netěsnosti.....	16
7.	Úprava modelu pro výpočet scénáře	18
7.1.	Popis výchozího modelu	18
7.2.	Úprava modelu	19
8.	Tvorba výpočtové sítě	22
8.1.	Postup při tvorbě povrchové sítě	22
8.2.	Tvorba objemové sítě.....	24
8.3.	Popis sítě na jednotlivých oblastech	25
8.3.1.	Oblast havarijního vstřikování	25
8.3.2.	Část HCČ	26
8.3.3.	Hrdla TNR.....	27
8.3.4.	Sestupná šachta reaktoru.....	27
8.3.5.	Dolní směšovací komora	28
8.3.6.	Oblast netěsnosti a dělicího prstence	29
8.4.	Zhodnocení výpočtové sítě.....	30
9.	Nastavení výpočtu	31
9.1.	Vlastnosti vody a materiálů komponent	31

9.1.	Nastavení modelu, řešiče a diskretizačních schémat.....	32
9.2.	Vstupní okrajové podmínky.....	33
9.3.	Výstupní okrajové podmínky.....	35
9.4.	Ostatní okrajové podmínky	40
9.4.1.	Elipsoidické dno šachty.....	40
9.4.2.	Tenké stěny	40
9.4.3.	Přestup tepla z TNR do vzduchu.....	41
9.5.	Nastavení odečtu teplot u sledovaných svarů	41
10.	Odladování výpočtu	42
10.1.	Odladování sítě netěsnosti.....	42
10.2.	Odladování nastavení výpočtu	43
10.2.1.	Nastavení pomocného výpočtu průtoku netěsností	43
10.2.2.	Nastavení podmínky Thin Wall na lištách hydroakumulátorů	44
10.2.3.	Volba řešiče pro výpočet	44
10.2.4.	Spouštění s úzkým modelem netěsnosti.....	45
10.2.5.	Odladění průběhu výpočtu.....	45
10.2.6.	Variety korekce nárůstu rychlostí.....	45
10.2.7.	Spouštění nestacionárního výpočtu	46
10.2.8.	Zvolení finální varianty	46
11.	Výpočet.....	47
11.1.	Výpočetní technika	47
11.2.	Průběh výpočtu	47
12.	Vyhodnocení výsledků.....	49
12.1.	Rozložení teplot a rychlostí v oblasti havarijního vstřikování	49
12.2.	Rozložení teplot v oblasti hrdel	51
12.3.	Rozložení teplot v sestupné šachtě	56
12.4.	Vyhodnocení vlivu netěsnosti	57
12.5.	Zhodnocení výpočtu	59
13.	Závěr	61
14.	Bibliografie.....	62

Seznam použitých zkratk:

ATHLET – Analysis of thermal-hydraulics of leaks and transients with core degradation

AZ – Aktivní zóna

BSL – Baseline model

CFD – Computational fluid dynamics

DN – Diameter nominal

DNBR – Departure from nucleate boiling reserve

EDU – Elektrárna Dukovany

HA – Hydroakumulátor

HČČ – Hlavní cirkulační čerpadlo

HCP – Hlavní cirkulační potrubí

HPE – Hewlett Packard Enterprise

JE – Jaderná elektrárna

KO – Kompenzátor objemu

LB LOCA – Large break loss of coolant accident

LOCA – Loss of coolant accident

MKP – Metoda konečných prvků

PG – Parogenerátor

PRA – Probability risk assesment

PRESTO! – Pressure staggering option

RELAP – Reactor excursion and leak analysis program

SB LOCA – Small break loss of coolant accident

SST – Shear-Stress transport model

SIMPLE – Semi-implicit method for pressure linked equations

TH – Systém nízkotlakého doplňování

TJ – Systém vysokotlakého doplňování

TNR – Tlaková nádoba reaktoru

TMI – Three Mile Island

TRACE – Transient reactor analysis code

TTŠ – Tlakově teplotní šok

ÚJV Řež – Ústav jaderného výzkumu Řež

VVER – Vodo-vodjanoj energetičeskij reaktor

Seznam zkratk a označení

c_p	měrná tepelná kapacita	$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$
C_0	koeficient pro Power Law model	1
C_1	koeficient pro Power Law model	1
D_h	hydraulický průměr	m
$D_{\text{šachta_out}}$	vnější průměr šachty reaktoru	m
$D_{\text{TNR_in}}$	vnitřní průměr tlakové nádoby reaktoru	m
E	Youngův model pružnosti	MPa
G_n	hustota hmotnostního toku na netěsnosti	$kg \cdot m^{-2} \cdot s^{-1}$
k	turbulentní kinetická energie	$m^2 \cdot s^{-2}$
I	intenzita turbulence	%
K_I	součinitel intenzity napětí	$MPa \cdot m^{1/2}$
K_{IC}	lomová houževnatost	$MPa \cdot m^{1/2}$
\dot{m}_n	hmotnostní průtok netěsností	$kg \cdot s^{-1}$
Re	Reynoldsovo číslo	1
s_w	tloušťka svaru	mm
S_i	zdrojový člen	$m \cdot s^{-1}$
S_n	plocha netěsnosti	m^2
t	teplota	$^{\circ}C$
T_{in}	teplota stěny v oblasti studeného jazyka	$^{\circ}C$
T_{out}	teplota stěny mimo studený jazyk	$^{\circ}C$

v	průměrná střední rychlost	$m \cdot s^{-1}$
x	radiální vzdálenost svaru od osy	mm
α	součinitel teplotní roztažnosti	K^{-1}
Δp	tlaková ztráta	Pa
ε	míra disipace kinetické energie turbulence	$m^2 \cdot s^{-3}$
η	dynamická viskozita	Pa·s
θ_{id}	ideální vnitřní vrcholový úhel	°
θ_{max}	maximální vnitřní vrcholový úhel	°
θ_{min}	minimální vnitřní vrcholový úhel	°
λ	součinitel tepelné vodivosti	$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$
ξ	součinitel místní tlakové ztráty	1
ρ	hustota	$kg \cdot m^{-3}$
σ_R	zbytkové napětí	MPa
σ_{R_max}	maximální dovolené zbytkové napětí	MPa
τ	čas	s
ω	specifická míra disipace	s^{-1}

1. Úvod

První blok jaderné elektrárny Dukovany byl spuštěn v roce 1985. Původní plánovaná životnost byla 30 let, po mnoha modernizačních akcích však byla životnost prodloužena a nyní se spekuluje o provozu až po dobu 60 let. Většinu komponent v jaderné elektrárně je možné vyměnit, mezi nevyměnitelné ovšem patří parogenerátory a tlaková nádoba reaktoru. Ta kvůli svým rozměrům a usazení v ochranné obálce udává životnost elektrárny. V případě jejího nenávratného poškození by došlo k trvalému odstavení elektrárny.

Životnost tlakové nádoby udává její namáhání při provozních režimech. Mohou však nastat přechodové situace, kdy bude nádoba namáhána intenzivněji, a to převážně vlivem teplotních změn. Jedním z těchto možných scénářů je havárie s únikem chladiva, což vede ke spuštění systému havarijního doplňování. Ten vstříkne do primárního okruhu vodu zahřátou na 50 °C, tedy asi o 200 °C chladnější, než se v okruhu vyskytuje. Tento rozdíl způsobuje teplotní namáhání a v případě tlakové nádoby by mohl vést k nenávratnému poškození vlivem křehkého lomu.

Předkládaná diplomová práce se zaměřuje na CFD simulaci tohoto scénáře. Zároveň při něm sleduje vliv úniku chladiva okolo dělicího prstence. Tento únik má vliv na teplotní rozložení ve sledovaných oblastech. Výsledné hodnoty teplot slouží pro analýzu tlakově teplotních šoků, jejímž předmětem je právě studium teplotního namáhání tlakové nádoby reaktoru a možnosti vzniku křehkého lomu. Výsledky této analýzy jsou důležitou součástí výzkumu směřujícího ke zvýšení jaderné bezpečnosti celé elektrárny.

2. Havarijní systémy chlazení aktivní zóny

Tlakovodní reaktory jsou z bezpečnostních důvodů vybaveny systémem nouzového chlazení aktivní zóny. V případě úniku chladiva z primárního okruhu by bez jeho doplňování došlo kvůli poklesu tlaku k vypaření vody z aktivní zóny. To by vedlo k růstu teploty pokrytí paliva, přičemž za vysokých teplot dochází k exotermické reakci mezi vodní parou a zirkoniovým pokrytím. Tím vznikají deformace potenciálně vedoucí k porušení paliva, což může vyústit v uvolnění radioaktivních štěpných produktů do chladiva a skrz únik i mimo primární okruh. [1]

Systém havarijního chlazení aktivní zóny slouží k doplňování vody do primárního okruhu v případě úniku chladiva. Tento systém se dělí na pasivní a aktivní. Pasivní systém je tvořen hydroakumulátory, které fungují bez napájení a samy se spouští při poklesu tlaku. Aktivní systémy jsou dva, a to vysokotlaký a nízkotlaký. Oba systémy pro svoji funkci potřebují zdroj energie. Při ztrátě napájení je elektřina pro tyto systémy dodávána z dieselgenerátorů. Mezi aktivní havarijní systémy patří také sprchový systém kontejnmentu. [2], [3], [4]

2.1. Vysokotlaký systém havarijního chlazení aktivní zóny (TJ)

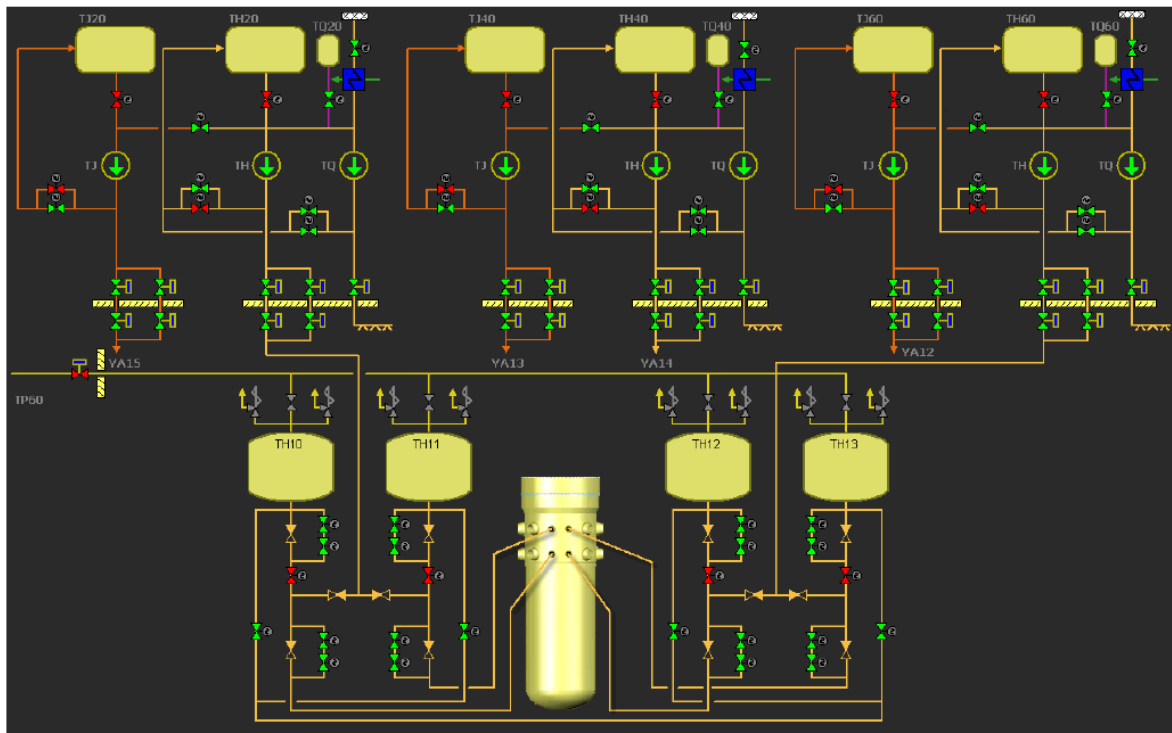
Tento systém slouží ke kompenzaci malých úniků chladiva a zajišťuje dodání kyseliny borité do aktivní zóny. Sestává ze tří nádrží a čerpadel, která jsou po párech připojena na druhou, třetí a pátou studenou větev primárního okruhu. Voda v nádržích je vyhřívána na teplotu 50 °C a obsahuje kyselinu boritou (H_3BO_3) o koncentraci 12 g/l. Čerpadla vysokotlakého systému mají výtlač 10 MPa a jsou schopna dodávat 150 m³/h. Při poklesu hladiny nádrže pod 400 mm dochází k přepojení sání na sací jímku ochranné obálky, odkud systém dodatečně čerpá vodu. [2], [3]

2.2. Pasivní systém chlazení aktivní zóny (TH)

Pasivní systém chlazení aktivní zóny zajišťuje doplňování vody z hydroakumulátorů. Ty se v kontejnmentu nacházejí čtyři, každý o objemu 70 m³. Hydroakumulátor je zhruba ze dvou třetin (40 m³) zaplněn vodou s kyselinou boritou o koncentraci 12 g/kg. Zbytek objemu zaujímá dusíkový polštář. Chladivo je vedeno do reaktoru potrubím DN 250, které je napojeno přímo na reaktor pomocí čtyř nátrubků. Ty se nacházejí mezi větvemi 3. a 4. smyčky. Při poklesu tlaku na 6 MPa se otevřou zpětné ventily a chladivo je dusíkem vytlačováno do reaktoru. [2], [3]

2.3. Nízkotlaký systém havarijního chlazení zóny (TH)

Nízkotlaký systém slouží k nouzovému chlazení aktivní zóny a doplňování chladiva po vyprázdnění hydroakumulátorů (HA). Pomocí tří čerpadel a tří nádrží, obdobně jako u vysokotlakého doplňování, systém dodává vodu do potrubních tras hydroakumulátorů a do horké a studené větve čtvrté cirkulační smyčky primárního okruhu. Systém se automaticky zapne po přijetí signálu z kompenzátoru objemu při poklesu tlaku pod 0,7 MPa. V případě poklesu hladiny ve všech třech nádržích pod kritickou hodnotu se otevřou armatury sací jímky na dně kontejnmentu, kde se koncentruje voda unikající jak z primárního okruhu, tak ze sprchového systému. Nasátá voda je poté vedena přes dochlazovače pomocí nízkotlakých čerpadel do primárního okruhu. Nízkotlaká čerpadla mají výtlač 1,5 MPa a jsou schopna dodávat chladivo o průtoku 750 m³/h. Mohou tedy dodat značné množství chladiva při relativně nízkém tlaku. [2], [3]

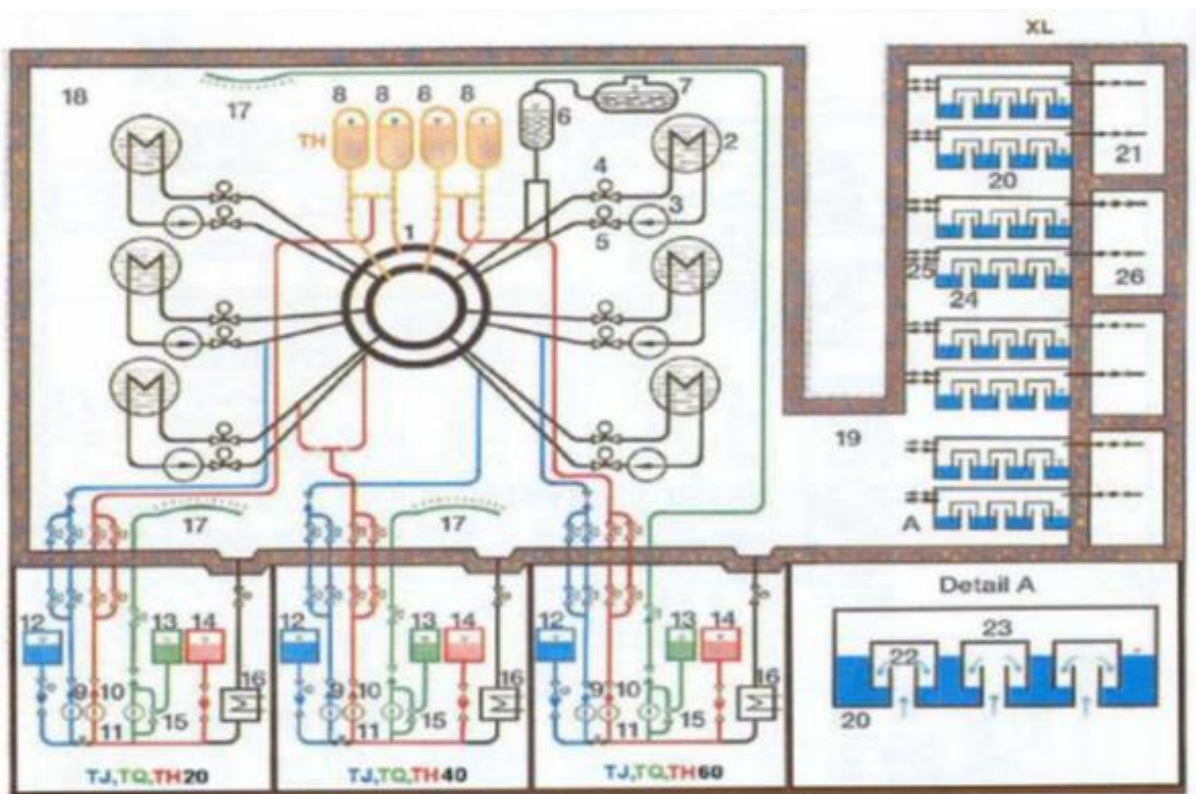


Obr. 1: Schéma havarijního doplňování aktivní zóny

2.4. Sprchový systém ochranné obálky

Tento systém zajišťuje snižování tlaku v hermetických prostorech při úniku chladiva z primárního okruhu. Zároveň tím brání úniku radioaktivních látek do životního prostředí. S tímto systémem je při počátečním nárůstu tlaku v provozu barbotážní systém. Ten je dimenzován na potlačení nárůstu tlaku při maximální projektové havárii. Jedná se o pasivní systém, který se uvádí do činnosti vzniklým tlakovým rozdílem mezi hermetickými prostory parogenerátorů a hlavních cirkulačních čerpadel (dále HCČ) a záchytnými komorami. Parovodní směs je vedena přes vodní kondenzátor do uzavřených prostorů označovaných jako barbotážní věž. Tento systém je značně rozměrný.

Na následujícím Obr. 2 se nachází výše popsané bezpečnostní systémy. Modře je zde vyobrazen systém vysokotlakého doplňování (TJ), červeně označen nízkotlaký systém (TH), oranžová barva reprezentuje hydroakumulátory a zelená barva značí sprchový systém. Číslo 20 značí detail barbotážní věže, číslem 17 je označený sprchový systém. [2], [3], [4]



Obr. 2 Schéma havarijních systémů VVER 440

3. Havárie spojené se ztrátou chladiva

Havárie LOCA (Loss of Coolant Accident) neboli havárie spojená se ztrátou chladiva se řadí mezi těžké havárie a u tlakovodních reaktorů patří k maximálním projektovým haváriím. Tento typ havárie lze rozdělit podle velikosti na velkou a malou. V některé literatuře bývá zmiňována i střední LOCA havárie. Toto rozdělení je dáno velikostí trhliny korelující s množstvím unikajícího chladiva.

3.1. Velká LOCA havárie

Velká LOCA havárie je stanovena jako havárie se závažností od gilotinového řezu na studené větvi primárního potrubí a jejich posunutím, což bývá udáváno jako maximální projektová LOCA havárie, po trhlínu s ekvivalentním průměrem 25 % plochy hlavního cirkulačního potrubí. Dochází k rapidnímu poklesu tlaku a značnému výtoku chladiva mimo primární okruh. Tím dochází k obnažení aktivní zóny. V reakci na tuto událost jsou postupně aktivovány bezpečnostní systémy, které jsou popsány v kapitole 2. Níže je popsán scénář pro maximální možnou LOCA havárii, jelikož při něm dochází k největším teplotním změnám na pokrytí paliva. U menších úniků bývá průběh havárie podobný, jednotlivé fáze jsou v závislosti na velikosti trhliny časově opožděny. Velkou LOCA havárii lze kategoricky rozdělit na čtyři části, a to:

- dekomprese a vyprazdňování primárního okruhu (blow-down),
- opětovné zaplavení spodního prostoru reaktorové nádoby (refill),
- opětovné zaplavení aktivní zóny (reflood),
- dlouhodobé dochlazování aktivní zóny.

Dekomprese a vyprazdňování primárního okruhu (blow-down)

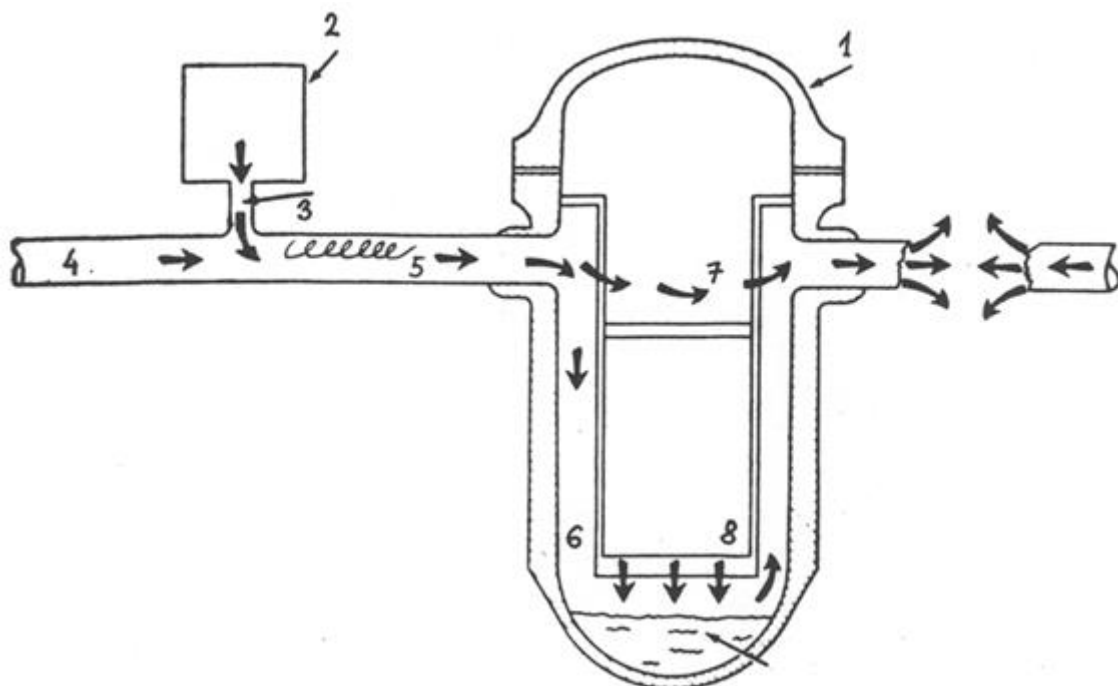
Ihned po vzniku trhliny dochází k úniku chladiva do kontejnmentu. V primárním okruhu nastává rychlý pokles tlaku. Jakmile dojde ke snížení tlaku v horní směšovací komoře pod úroveň saturace, chladivo přejde do varu a vzniká dvoufázová směs vody a páry. Tato směs uniká trhlínou pomaleji. Zároveň dochází k automatickému odstavení všech (HCČ), poněvadž by jejich provoz napomáhal k úniku chladiva a zároveň by hrozilo jejich poškození z důvodu oscilací způsobených dvoufázovým prouděním.

Voda uniká z okruhu jak na straně parogenerátoru (PG) a HCČ, tak reaktoru. Odtud vlivem menších hydraulických odporů dochází k většímu úniku chladiva. Jedná se o chladivo z ostatních větví, které proudí mezi reaktorovou nádobou a šachtou, a o chladivo z aktivní zóny. Část chladiva uniká obtokem kolem šachty reaktoru.

Po zastavení štěpné řetězové reakce dochází k útlumu tepelného výkonu až na úroveň výkonu zbytkového. Děje se tak kvůli přítomnosti páry v aktivní zóně, neboť ta má horší moderační schopnosti než voda. Reaktor se tedy odstaví prakticky sám, avšak pro zabránění nové kritičnosti v pozdější fázi musejí být regulační tyče v dolní koncové poloze. Dalším faktorem kontroly reaktivity je i dodávání vody s vysokou koncentrací kyseliny borité.

Opětné zaplavení spodního prostoru reaktorové nádoby (refill)

Při poklesu tlaku pod limitní hodnotu dojde k otevření zpětných ventilů hydroakumulátorů a následnému zaplavení spodního prostoru reaktorové nádoby. Tím je zahájeno dochlazování aktivní zóny. Následně se zapojují čerpadla TJ a TH systému chlazení aktivní zóny. Tyto systémy však zpočátku mají malý vliv na chlazení oproti hydroakumulátorům. Chlazení aktivní zóny je však celkově nedostatečné, protože v oblasti aktivní zóny odvádí teplo pouze proud páry s kapičkami vody. Palivové tyče se tudíž zahřívají a dochází zde ke krizi varu 2. druhu. Na Obr. 3 je znázorněno proudění chladiva ze systémů havarijního doplňování. Podstatou tohoto schématu je znázornění různých směrů proudění doplňovaného chladiva, tedy nejen sestupnou šachtou k aktivní zóně, ale i obtokem k výtoku mimo primární okruh.



Obr. 3 Schéma toku chladiva ze systému havarijního doplňování

Opětovné zaplavení aktivní zóny

S následným poklesem tlaku pod hodnotu výtlačku nízkotlakých čerpadel, tj. přibližně 0,7 MPa, dojde ke značnému zvýšení průtoku chladicí vody z havarijního systému. Nízkotlaký systém je nyní schopen zajistit postupné zaplavení obnažené aktivní zóny a odvádět zbytkové teplo. Ze začátku je ale obtížné teplo odvést, neboť články jsou ohřáté nad Leidenfrostovu teplotu, a tudíž nedochází ke smáčení povrchu palivových tyčí. Kolem nich je vrstvička páry, která prakticky izoluje daný povrch a omezuje odvod tepla. K dostatečnému odvodu tepla dochází až po snížení teploty a smočení palivových tyčí.

Dlouhodobé dochlazování aktivní zóny

Aby nedošlo k tavení paliva, je potřeba dlouhodobě odvádět zbytkové teplo. Toho lze docílit postupným přechodem na přirozenou cirkulaci. Tato fáze může trvat i měsíce až roky v závislosti na stupni vyhoření paliva v reaktoru. V případě nedostatečného odvodu tepla dojde k tavení paliva a následnému úniku radioaktivních látek, což se stalo například na jaderné elektrárně Fukušima. [5], [6]

3.2. Malá LOCA havárie (SB LOCA – Small Break Loss Of Coolant Accident)

Od velké LOCA havárie se ta malá liší definovaným výtokovým otvorem neboli množstvím chladiva, které uniká z okruhu. Pokles tlaku není tak razantní a je závislý na rozměru trhliny. Začátek tohoto přechodového stavu je obdobný jako u velké LOCA havárie, termodynamické jevy jsou však odlišné.

Výzkum SB LOCA havárie probíhal jak simulačně, tak experimentálně na mnoha zařízeních. Zkoumaly se režimy přirozené cirkulace, vliv této havárie na sekundární okruh, vliv různých průtoků chladiva dodávaného systémy havarijního chlazení či scénář při úniku chladiva skrze otevřený přepouštěcí ventil kompenzátoru objemu. Tento jev se nazývá TMI efekt podle jaderné havárie na elektrárně Three Mile Island, kde právě nedouzavření přepouštěcích ventilů způsobilo částečné roztavení aktivní zóny. V neposlední řadě se zkoumaly úniky chladiva skrze parogenerátor do sekundárního okruhu. Při těchto a mnoha dalších scénářích bylo studováno, zdali je daný scénář zvládnutelný pomocí havarijních systémů, jestli vznikají nějaké nechtěné jevy a jaký mají tyto scénáře vliv na jadernou bezpečnost. V závislosti výsledků těchto experimentů a analýz byly následně vydány bezpečnostní doporučení. [6]

Na výzkum průběhu malé LOCA havárie bylo postaveno mnoho experimentálních zařízení. Následující odstavce popisují vybraná zařízení a na nich provedené experimenty.

Velká vodní smyčka

Toto experimentální zařízení se nachází v Plzni v laboratořích firmy Škoda JS. Provádějí se zde experimenty pro zkoumání kritického tepelného toku či testy pohonů regulačních tyčí pro reaktory VVER 440. Mezi další experimenty prováděné na tomto pracovišti patří testování rezervy do krize varu (DNBR) za parametrů reaktoru VVER 1000. Zařízení sestává z primárního a sekundárního okruhu, mezi nejdůležitější komponenty se řadí čerpadla, testovací kanály, kompenzátor objemu, kondenzátor, elektrické ohříváky či chladiče. Zařízení může fungovat při parametrech až 20 MPa a 350 °C.

Zařízení PACTEL

Toto zařízení je zmenšeninou (1:305) reaktoru VVER 440. Nachází se ve finském městě Loviisa. V modelu bylo zachováno výškové rozdělení pro zkoumání přirozené cirkulace. Na tomto zařízení se zkoumají přechodové jevy a simuluje se zde SB LOCA havárie. Sleduje se vliv havarijních systémů, zkoumají se různé havarijní scénáře, jako je ztráta napájecí vody do parogenerátorů. Zařízení může pracovat na maximální tlaku 8 MPa na primární straně a 4,6 MPa na straně sekundární. Maximální tepelný výkon elektrických ohříváků simulujících palivové kazety je 1 MW.

Zařízení REWET-II

REWET-II je finské zařízení na zkoumání fáze opětovného zaplavení (reflood) při LOCA havárii. Jedná se o zmenšený model VVER 440, maximální tlak je 1 MPa a výkon 90 kW. Tyto nízké hodnoty jsou dostatečné pro simulaci zbytkového výkonu a tlaku při velké LOCA havárii. Primárně byly zkoumány jevy při nahřátí pokrytí palivových tyčí na 600 °C a za přítomnosti páry při tlaku 0,3 MPa. Experiment za těchto podmínek začíná zapnutím systému havarijního doplňování vodou o 50 °C.

Zařízení PMK 2

Toto zařízení je zmenšeným modelem maďarské jaderné elektrárny Paks. Bylo navrženo primárně pro zkoumání malých LOCA havárií na reaktorech typu VVER 440/213. Model je oproti elektrárně zmenšen v poměru 1:2070, poměr vertikálních umístění komponent je 1:1 kvůli výzkumu přirozené cirkulace. Výkon tohoto zařízení je v souladu s poměrem modelu vůči elektrárně. Mimo LOCA havárie zde byly hojně zkoumány i jiné přechodové jevy. Zařízení pracuje na maximální tlaku 12,3 MPa a simuluje maximální výkon 664 kW. [6]

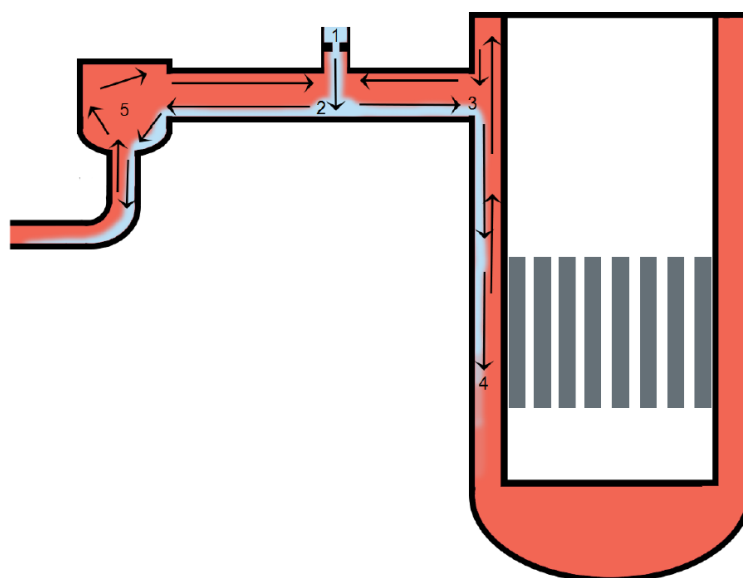
3.3. Malá LOCA havárie s dostatečným doplňováním chladiva

Následující podkapitola je věnována vybranému scénáři, na kterém je popsán vznik studených jazyků. Tento scénář je předmětem praktické části této práce. Jedná se o jeden z mnoha scénářů simulovaných na výše popsaných a dalších experimentálních zařízeních.

V počátku tohoto scénáře dojde vlivem trhliny k prudkému poklesu tlaku v primárním okruhu. Pokles je však mírnější oproti větším LOCA scénářům. S klesajícím tlakem klesá i hladina v kompenzátoru objemu. Ta při dosažení kritické hodnoty výšky hladiny vydá signál k odstavení reaktoru a zavření rychlozávěrných ventilů a klapek u turbíny. Pára v sekundárním okruhu je přepouštěna do kondenzátoru.

Poklesem tlaku na hodnotu, kdy je spuštěn vysokotlaký systém doplňování chladiva, dochází ke vstřikování vody do studené větve. V tomto scénáři je předpokládáno, že výtok trhlinou je převyšén doplňováním chladiva. Tlak v okruhu se stabilizuje a může i mírně růst. Doplňovaná voda obsahuje dostatek kyseliny borité pro kontrolu reaktivity. Po dostatečném vnesení záporné reaktivity pomocí H_3BO_3 a řízeném snížení tlaku operátor postupně vypíná jednotlivá čerpadla vysokotlakého systému.

Vstřikovaná voda je zhruba o 200 °C studenější než voda v primárním okruhu. Má tedy i vlivem koncentrace kyseliny borité vyšší hustotu, což vede ke stratifikaci chladiva označované jako vznik studeného jazyka. V místě výtoku systému vstřikování do smyčky se nachází clona, která zvýší rychlost vstřikování (1). Již v oblasti vstřiku (2) dochází k míšení horkého chladiva a dodávané vody. Studený jazyk se šíří do reaktoru (3) a následně do sestupné šachty, kde postupným míšením nakonec zaniká (4). Jazyk se šíří i druhým směrem do HCČ (5) a dále potrubím k parogenerátoru. Proti směru šíření studených jazyků proudí směrem od HCČ a od reaktoru horké chladivo k oblasti vstřikování. [6]



Obr. 4 Vznik a šíření studeného jazyka [7]

4. Analýza tlakově teplotních šoků (TTŠ)

Integrita tlakové nádoby reaktoru (TNR) musí být zachována po celou dobu životnosti jaderné elektrárny. Jedná se o nevyměnitelnou součást, což znamená, že nenávratné poškození TNR by způsobilo odstavení elektrárny a její vyřazení z provozu. Z hlediska bezpečnosti je důležité, aby TNR zůstala celistvá a funkční během celé doby životnosti elektrárny, a to i při přechodových jevech.

Analýza tlakově teplotních šoků je nedílnou součástí výzkumu a predikce ochrany TNR. Ta je při vystavení termohydraulickým přechodovým stavům teplotně namáhána. Navíc je při provozu vystavena značnému neutronovému toku a dalším druhům záření, což vede k radiačnímu křehnutí. Jejich společný vliv může způsobit vznik trhlin, a tedy poškození TNR.

Na *Obr. 5* se nachází schéma hodnocení integrity komponenty pomocí analýzy TTŠ. Celková analýza je velice komplexní proces, následující schéma nastiňuje postup řešení analýzy a ukazuje různá vstupní data, která jsou potřeba pro její průběh a následné vyhodnocení.



Obr. 5 Schéma analýzy TTŠ

4.1. Výběr vyšetřované oblasti

Výběr přechodových jevů pro TTŠ vychází z výsledků kvalitativní analýzy rizik (anglicky Probability Risk Assessment – PRA) a jiných bezpečnostních analýz. Volba těchto scénářů bývá určena také deterministicky neboli na základě inženýrského rozhodnutí s uvážením zkušeností z provozních režimů a analýz základních nehod, které mohou na elektrárně nastat. Vybírány jsou scénáře, u kterých je vyšší pravděpodobnost selhání TNR vlivem TTŠ.

4.2. Termohydraulická analýza

Tato analýza má dva úkoly, a to utvrdit výběr správného přechodového jevu a získat vstupní data pro materiálovou analýzu tlakové nádoby. Vstupními daty jsou teploty v oblastech s vyšším teplotním namáháním a tlak primárního okruhu. V neposlední řadě jsou touto analýzou poskytnuty součinitele přestupu tepla mezi chladičem v sestupné šachtě a stěnou TNR.

Tato analýza bývá prováděna dvěma způsoby. Prvním je výzkum na experimentálních zařízeních, z nichž jsou některá tato zařízení popsána v kapitole 3.2. Tato varianta je však ekonomicky náročná. Druhou metodu představují výpočtové kódy, jež lze dále rozdělit na dva typy.

Prvním jsou systémové kódy vyvinuté speciálně pro simulace termohydraulických dějů v primárním okruhu. Mezi ně se řadí například kódy RELAP, ATHLET či TRACE, které simulují přechodové jevy v měřítku celého primárního okruhu a jejich výstupem bývají průběhy rychlostí, tlaků či teplot. Nejsou však schopny detailně simulovat proudění.

Druhým typem výpočtových kódů jsou CFD simulace. Při těchto simulacích je vytvořena výpočetní síť, na které se simuluje daný jev. Oproti systémovým kódům dávají CFD simulace konkrétnější a přesnější výsledky. Výstupy ze systémových výpočtových kódů mohou sloužit jako okrajové podmínky pro CFD simulaci. Ta je však výpočetně náročnější a simulace může v závislosti na velikosti úlohy probíhat dny či i měsíce.

4.3. Výpočty teplotního a napětového pole

Tyto výpočty jsou nezbytné pro posouzení integrity tlakové nádoby. Hodnoty teplot jsou získány termohydraulickou analýzou, hodnoty napětí je možné buď analyticky vypočítat, anebo nasimulovat ve vhodném programu. Pro simulaci napětí bývá použita metoda konečných prvků (MKP). Zjišťuje se napětí na svarech, a to jak zbytkové napětí, tak napětí od tepelného namáhání.

Pro deterministickou analýzu TTŠ bývá zbytkové napětí vypočítáváno podle vztahu

$$\sigma_R = \sigma_{R_{\max}} \cdot \cos\left(\frac{2\pi x}{s_w}\right) [\text{MPa}] \quad (4.1)$$

kde σ_R je zbytkové napětí, $\sigma_{R,max}$ značí maximální dovolené zbytkové napětí, x je radiální vzdálenost svaru od osy a s_w je tloušťka svaru.

Napětí vyvolané teplotou studeného jazyku lze zjednodušeně vypočítat z rovnice

$$\sigma_t = E \cdot \alpha \cdot (T_{out} - T_{in}) [MPa]. \quad (4.2)$$

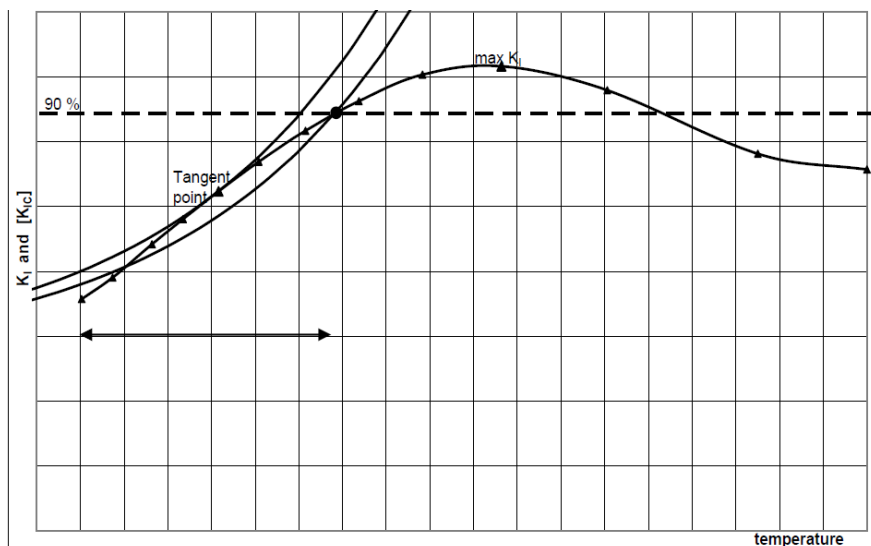
Zde σ_t značí napětí vyvolané teplotním rozdílem, E je Youngův modul pružnosti pro daný materiál, α součinitel teplotní roztažnosti, T_{out} je teplota stěny mimo studený jazyk a T_{in} je teplota stěny při studeném jazyku.

4.4. Výpočty lomové mechaniky

Analýzu lomové mechaniky lze řešit buď metodou konečných prvků, anebo výpočtově. V obou případech je výstupem součinitel intenzity napětí K_I , který se porovnává s lomovou houževnatostí K_{Ic} . Analytická metoda je vhodná pro tlakové nádoby bez návaru. Nejmenších lomových houževnatostí se dosahuje na svarových spojích. Další více namáhané místo je kuželové rozšíření u vstupních hrdel TNR.

4.5. Posouzení integrity

Výsledkem analýzy TTŠ je posouzení, zdali dojde ke vzniku a šíření trhliny. Vyhodnocení tohoto jevu lze provést pomocí grafického průběhu K_I a K_{Ic} . Tento graf bývá v literatuře nazýván Master Curve a je vyobrazen na Obr. 6.



Obr. 6 Master Curve

Pro zhodnocení integrity se používají dvě kritéria. Tangenciální kritérium slouží k určení jednoho bodu, kde dojde k tečnému styku K_I a K_{Ic} . Maximální kritérium se používá při tepelném přetížení materiálu. To vymezí oblast nad 90 % K_I , ze níž vycházejí kritické teploty pro vznik křehkého lomu. V případě maximálního kritéria je kritická teplota nižší z obou získaných hodnot. [8], [9]

5. Typ scénáře

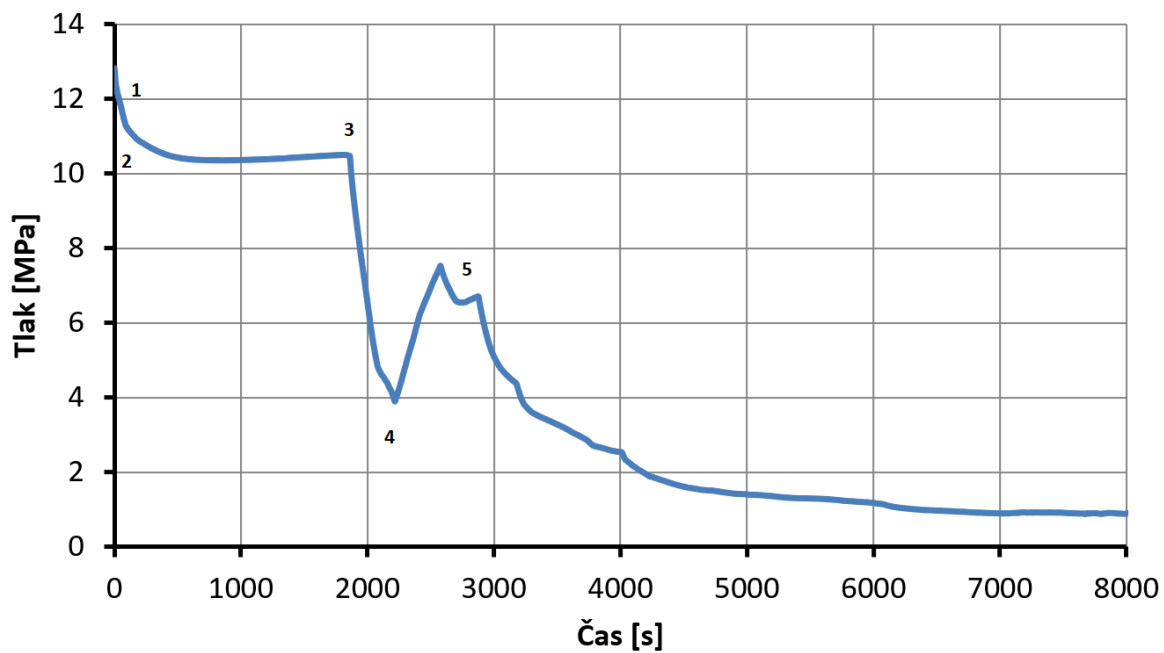
Vliv úniku chladiva okolo dělicího prstence bude simulován na úloze LOCA H30z neboli na scénáři, kde dochází k úniku chladiva z primárního okruhu. Písmeno H označuje, že se únik nachází na horké větvi, a číslo 30 značí ekvivalentní průměr výtoku otvoru v milimetrech. Na následujících grafech jsou znázorněny průběhy tlaku v sestupné šachtě reaktoru neboli prostoru mezi šachtou reaktoru a TNR. Dále jsou v nich zobrazeny hmotnostní průtoky a teploty vstřikované vody ze systému vysokotlakého havarijního napájení.

K úniku chladiva z primárního okruhu dochází ihned po vzniku trhliny. Tento únik doprovází výrazný pokles tlaku (1). Bezpečnostní systém pokles tlaku zaznamená, což vede k odstavení HCČ. Jejich doběh trvá přibližně 150 s, přičemž během této doby dochází k prudkému zpomalení chladiva, jehož rychlost se ustálí v úrovni desetin m/s. Vysokotlaký havarijní systém se aktivuje zhruba v 92. sekundě po inicializaci události. Únik je kompenzován vstřikováním vody do studených větví 2., 3. a 5. smyčky s hmotnostním průtokem 22 kg/s o teplotě vody 50 °C. Po aktivaci vysokotlakého havarijního systému dochází ke zpomalení a následnému zastavení poklesu tlaku (2). Ten se ustálí mezi 10–11 MPa.

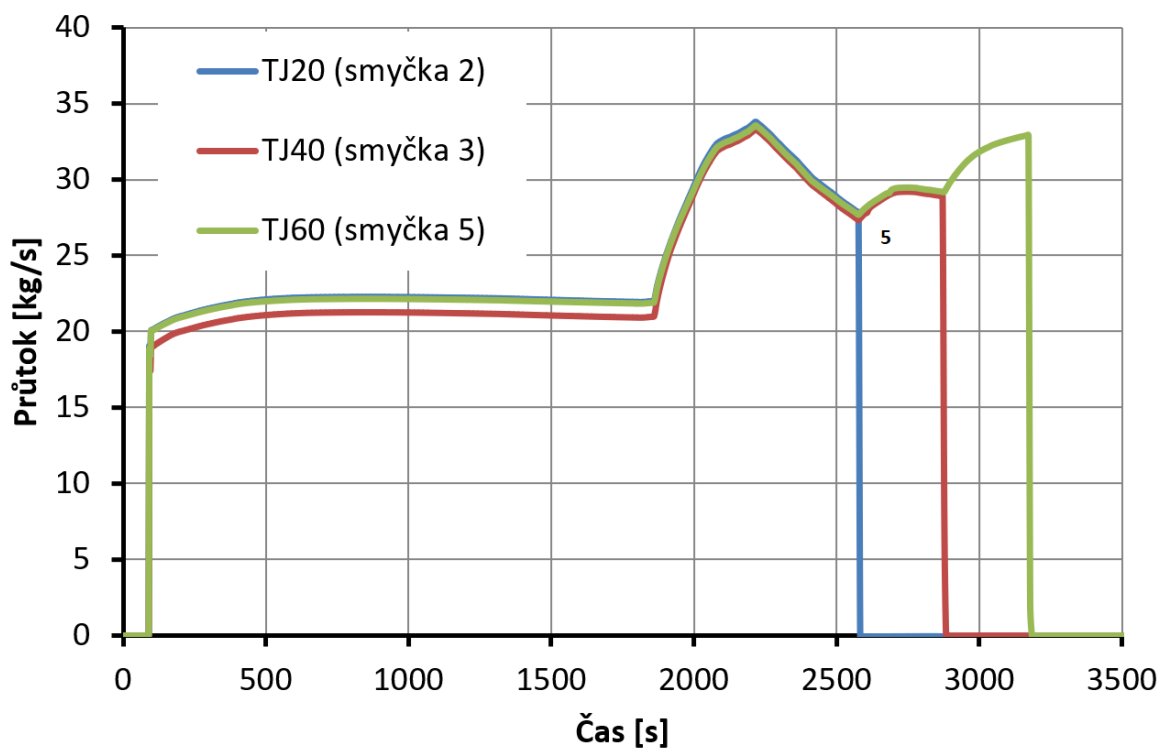
V této fázi je tlak stále na vysokých hodnotách, zároveň dochází ke stratifikaci studených jazyků, tudíž je tento časový úsek jedním z nejvíce problematických z hlediska působení TTŠ. Na *Obr. 9*, kde se nachází rozložení teplot vysokotlakého vstřikování, lze pozorovat po spuštění tohoto systému pokles teploty z 40 °C na 32 °C. Tento výkyv je způsoben tím, že je nejdříve vstřikována voda stojící ve výtlačném potrubí, která není nahřívána.

V čase 1860 s operátor otevírá odlehčovací ventil KO (3), čímž dochází k značnému poklesu tlaku a ke zvýšení průtoku havarijního vstřikování. Průtok je vyšší, poněvadž havarijní čerpadla pracují lépe díky zmíněnému poklesu tlaku. Ten klesá až k hodnotě 4 MPa, kdy operátor zavírá odlehčovací ventil KO (4), což vede k opětovnému nárustu tlaku a snižování průtoku vstřikované vody.

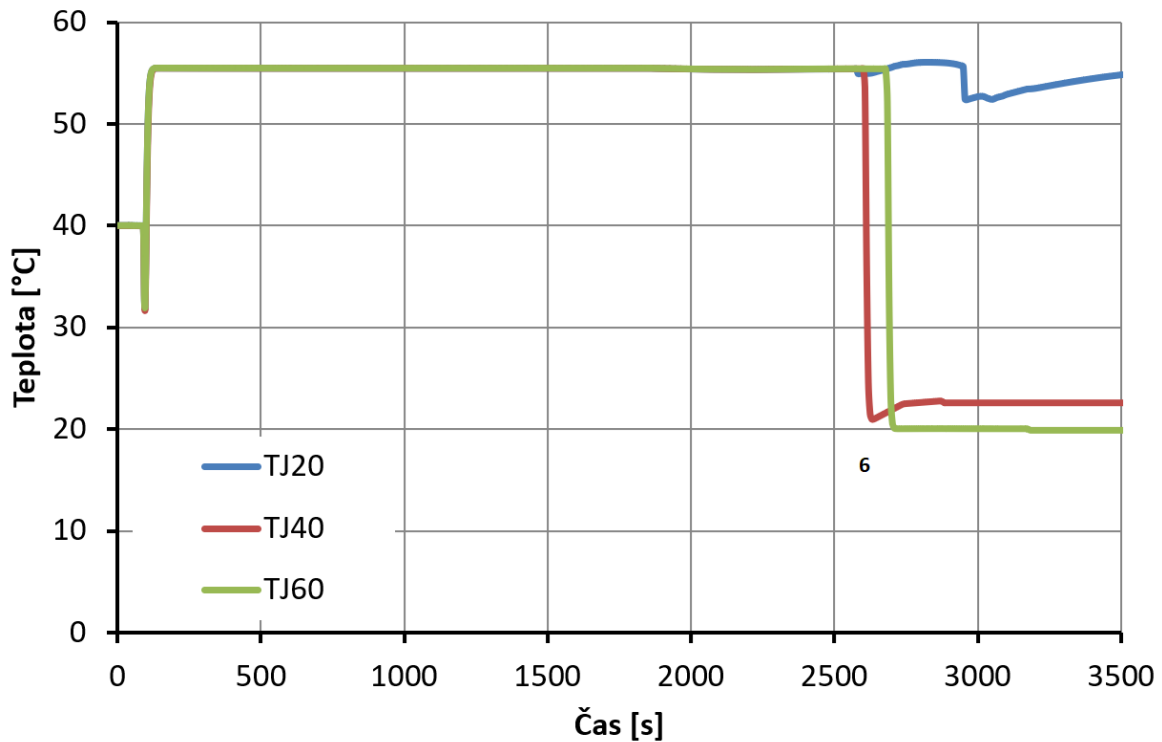
Poslední fáze nastane, jakmile je reaktor dostatečně podchlazen. Operátorem jsou odstavena jednotlivá čerpadla vysokotlakého vstřikování v souladu s bezpečnostními předpisy (5). Nejprve je odstaveno čerpadlo TJ21, přičemž operátor přepíná sání z nádrží TJ40 a TJ60 na neohřívané nádrže nízkotlakého vstřikování TH40 a TH60. V těchto nádržích je teplota vody okolo 20 °C (6). Vypnutí jednoho čerpadla způsobí pokles tlaku, a tudíž zvýšení hmotnostního průtoku ostatních čerpadel. Následně jsou odstavena čerpadla TJ40 a TJ60.



Obr. 7 Průběh tlaku v primárního okruhu



Obr. 8 Závislost hmotnostních průtoků havarijního vstřikování na čase

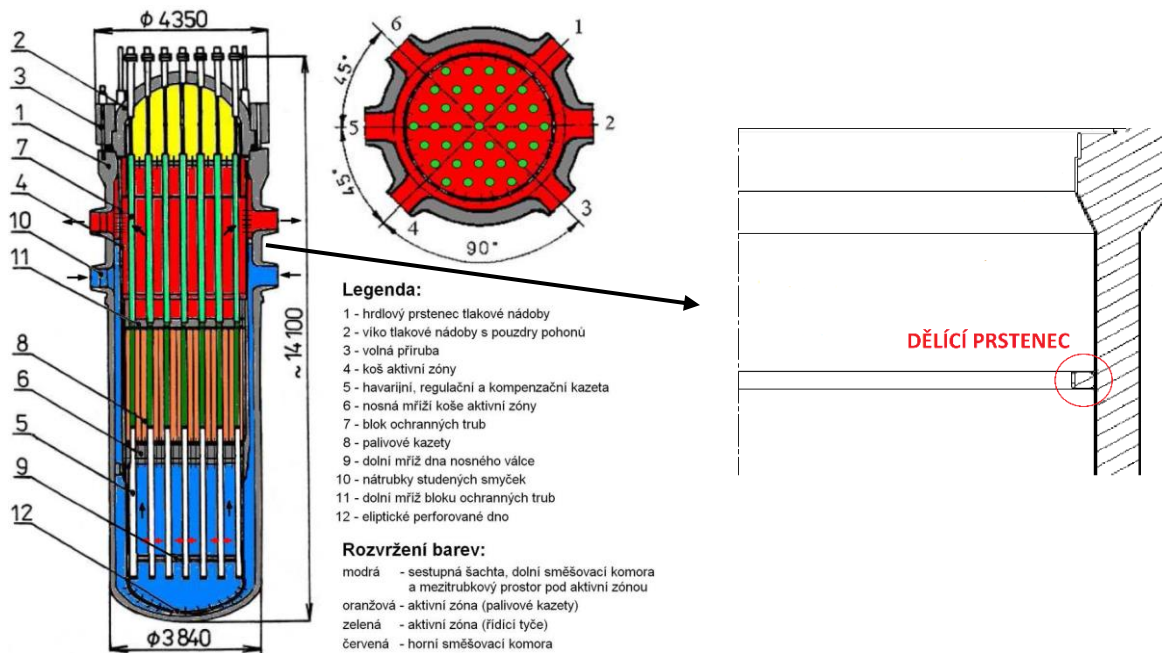


Obr. 9 Závislost teplot havarijního vstřikování na čase

Hlavním výstupem ze simulace tohoto scénáře budou teplotní průběhy na vybraných místech pro analýzu TTŠ. Jak bylo zmíněno v kapitole 4.4, svarová místa bývají náchylnější ke vzniku křehkého lomu. Při výpočtu budou sledována svarová místa spojující hrdla TNR a smyčky, na nichž se nachází napojení vysokotlakého havarijního vstřikování. Dalším sledovaným místem bude svar označovaný 5/6, jenž se nachází ve výšce aktivní zóny. V neposlední řadě budou sledována kuželová rozšíření vnitřních nátrubků TNR z 30° na 45°, jelikož zde dochází k trojosé napjatosti.

6. Popis dělicího prstence a vliv netěsnosti

Konstrukce reaktoru VVER 440 sestává z TNR, ve které je umístěna šachta reaktoru a v ní další části, jako jsou koš aktivní zóny či blok ochranných trub. Voda proudí do reaktoru z jednotlivých studených větví a po průchodu reaktorem odchází horkými větvemi k parogenerátorům. Na Obr. 10 je znázorněno mimo jiné proudění vody reaktorem. Aby nedocházelo k obtoku aktivní zóny, nachází se ve výšce zhruba 9,5 m ode dna TNR dělicí prstencem.

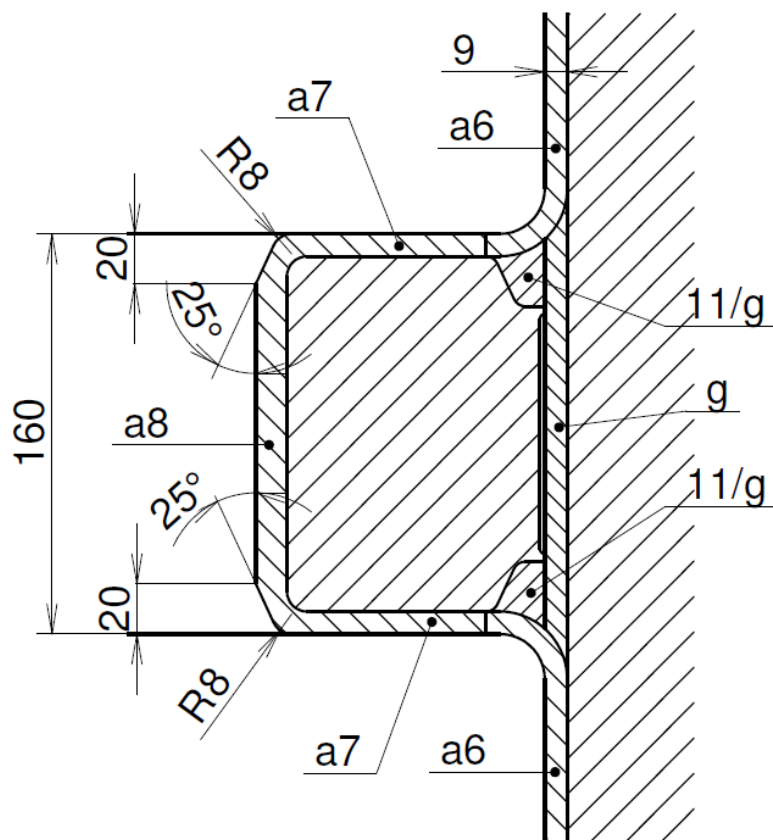


Obr. 10 Schéma reaktoru VVER 440/213 [10]

Tento prstenc je z odlišného materiálu než tlaková nádoba, jeho označení je 22K. Na dělicím prstenci se nachází dvouvrstvý návar. První vrstva je z materiálu ZIO-8, druhá z materiálu označeného EA-898/21B. Pod oblastí přivaření prstence k TNR je návar z materiálu SV-08A, v horní a dolní části prstence přiléhající k TNR se nachází svarový spoj z materiálu UONI 13/55.

TNR je vyrobena zároveň s dělicím prstencem, jenž má průměr $3310_0^{+0,8}$ mm. Po vyrobení se zjistí skutečný průměr prstence, na který se doobrobí průměr labyrintu na šachtě dle naměřeného rozměru nákržku nádoby s tolerancí -1,6 až -2,4 mm. Tudiž při jakémkoliv průměru nákržku je mezera mezi prstencem a šachtou v rozmezí 0,8 - 1,2 mm. Pro vymodelování netěsnosti byla zvolena střední hodnota, tedy 1 mm.

V sestupné šachtě reaktoru je vyšší tlak než v horní směšovací komoře. Mohou za to různé hydraulické ztráty, z nichž nejvýraznější jsou ztráty průtokem aktivní zónou. Mezi další ztráty lze započítat ztrátu na eliptickém dně, ztráty třecí či jiné místní tlakové ztráty. Vlivem rozdílu tlaků dochází k průtoku vzniklou mezi prstencem a šachtou reaktoru. Hlavní výpočet bude probíhat na částečném modelu primárního okruhu. Vzhledem k jeho velikosti není možné detailně vymodelovat tuto netěsnost. Ta je proto nahrazena okrajovou výtokovou podmínkou, pro kterou budou data získána z vlastního pomocného výpočtu. Na Obr. 11 se nachází detail dělicího prstence s parametry, jež jsou použity ve zmíněném pomocném výpočtu hmotnostního průtoku netěsností.



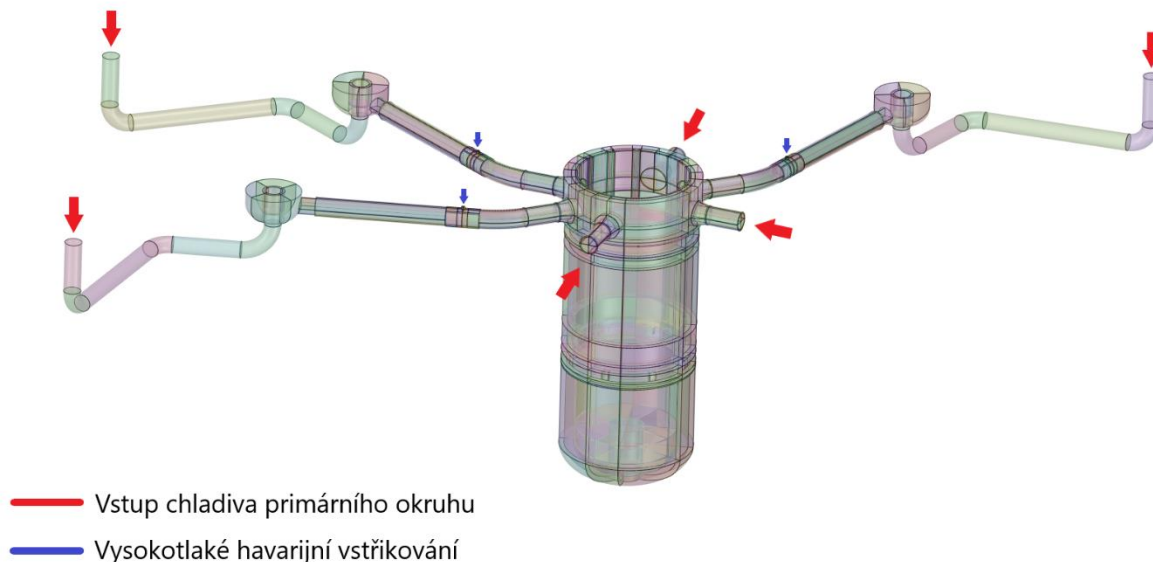
Obr. 11 Základní rozměry dělicího prstence

7. Úprava modelu pro výpočet scénáře

Pro provedení výpočtu je potřeba geometrický model, na němž je následně vytvořena síť, ve které se počítá daný scénář. Pro tuto práci byl poskytnut model vytvořený panem Ing. Šplíchalem v rámci své diplomové práce [11]. Původní model byl vytvořen v programu Design Modeler a postihuje komponenty primárního okruhu JE Dukovany.

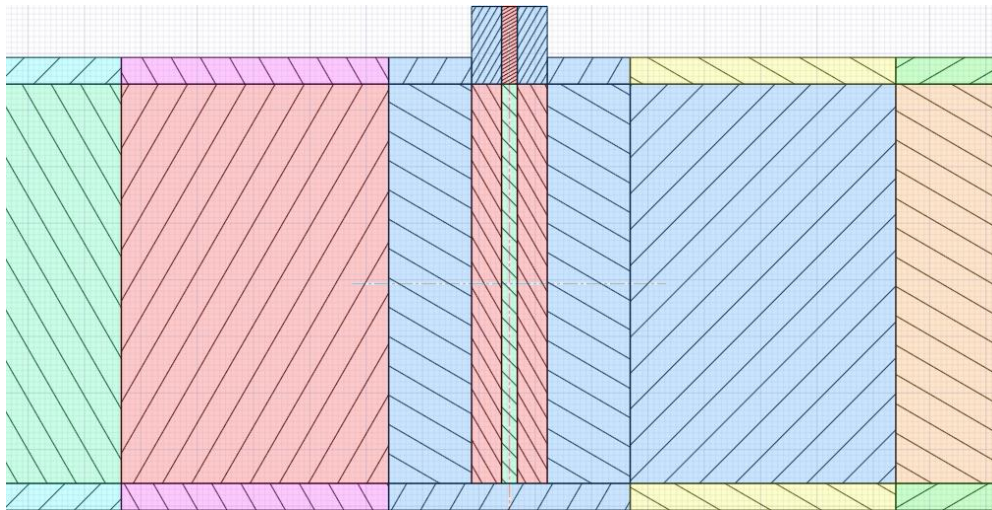
7.1. Popis výchozího modelu

Model sestává z komponent primárního okruhu, počínaje částí reaktoru, který je vymodelován až k dělicímu prstenci. Vymodelována je částečně TNR, šachta reaktoru, objem vody mezi těmito komponentami a objem vody pod košem aktivní zóny. Dále byly vymodelovány vnitřní části potrubí studených větví smyček 2, 3 a 5 až k parogenerátorům. Potrubí jako takové bylo vymodelováno do vzdálenosti cca 400 mm od HCČ. Studené větve smyček 1,4 a 6 byly vytvořeny do vzdálenosti jen cca 1 m za hrdly TNR, neboť zde nedochází k výrazným rychlostním a teplotním změnám v řešeném scénáři. Tvar HCČ byl pro tvorbu sítě značně zjednodušen. Spodní část u sání byla nahrazena půleným elipsoidem, horní část válcem. Není zde vymodelováno oběžné kolo kvůli složitosti jeho geometrie. Takto zjednodušený model je možné použít, poněvadž je HCČ odstaveno, a tudíž reprezentuje jen hydraulický odpor, který nemá zásadní vliv na výsledky této analýzy.



Obr. 12 Výchozí model

V modelu je také zohledněno vysokotlaké havarijní vstřikování, které je naznačeno částí potrubí až ke cloně. Clona o průměru 19,5 mm se nachází ve vzdálenosti 343 mm od středu hlavního cirkulačního potrubí (dále HCP) a nalézá se v potrubí systému vstřikování o průměru 94 mm. Geometrie této části modelu je zakreslena na *Obr. 13*. Důvodem pro zobrazené rozčlenění modelu v oblasti pod clonou byla nutnost vytvořit v místě vstřikování jemnější síť, jelikož zde bude docházet ke značným rychlostním změnám.

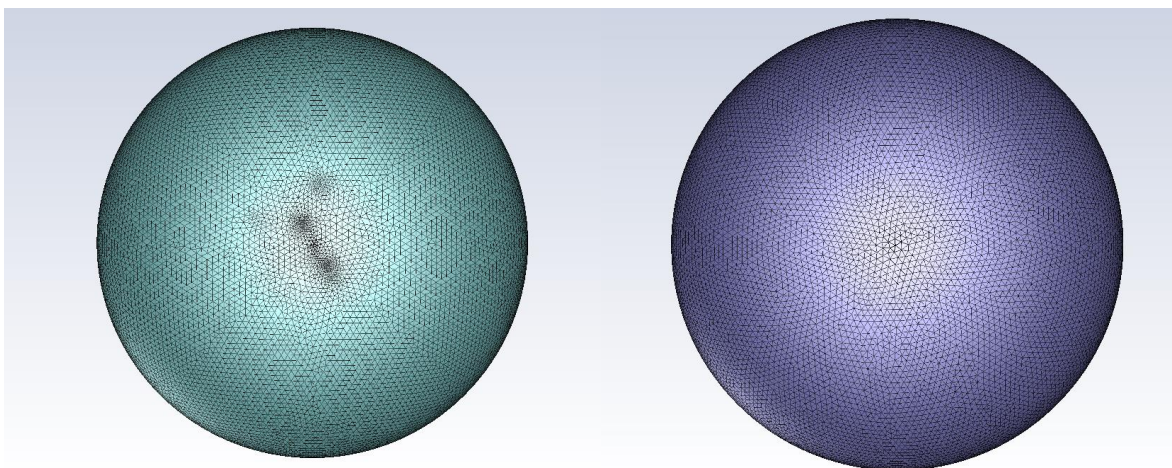


Obr. 13 Geometrie v oblasti napojení vysokotlakého vstřikování

7.2. Úprava modelu

Na modelu bylo zapotřebí provést několik úprav. Ty byly provedeny v programu Space Claim. Původním autorem byl model rozdělen na 1058 částí, které lépe sloužily k tvorbě sítě v programu, s nímž autor pracoval. Síť byla vytvořena z prismatických buněk a při její tvorbě bylo použito algoritmů, kterým toto dělení umožňovalo lépe a rychleji ji vytvořit. Pro tvorbu sítě v rámci této práce bylo však výchozí rozdělení modelu nežádané, a proto bylo potřeba model spojit zpět na ucelené části. Ke spojení většiny modelu stačilo použít funkci *spojit*, zejména u částí s jednodušší geometrií a rovnými či jednoduchými křivkami. *Obr. 12* znázorňuje model v původním stavu.

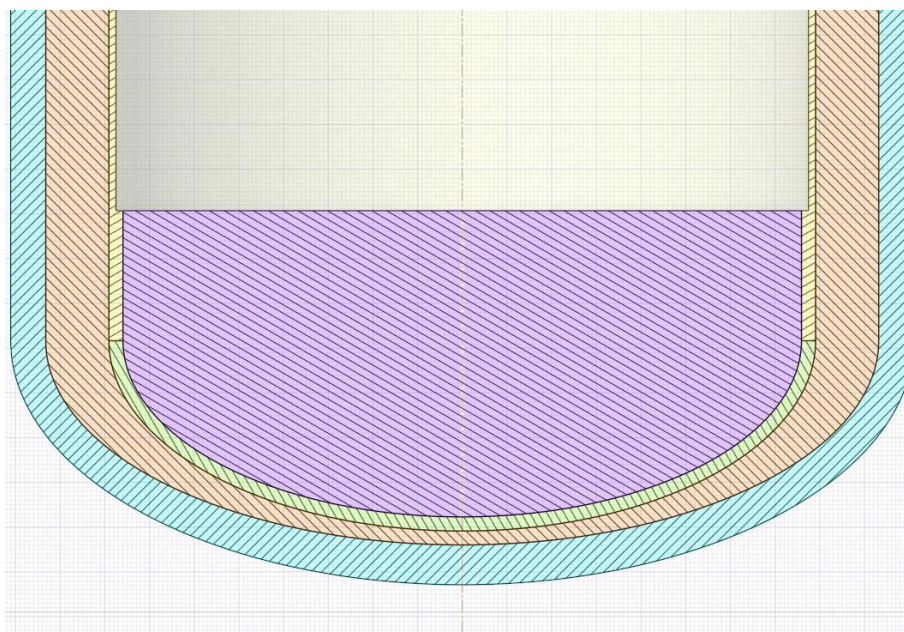
Některé části bylo třeba přemodelovat. Původní eliptické křivky všech částí u dna reaktoru byly programem při importu modelu nahrazeny spline křivkami. Spojování těchto křivek se ukázalo jako problematické a nedocházelo ke správnému napojení ploch jednotlivých objektů. U částí HCČ nastávalo navíc prolínání původních a nově vytvořených ploch v rámci modelování stěn HCČ. Při tvorbě sítě poté nebylo možné vytvořit na těchto plochách správně povrchovou síť. U dna reaktoru se při spojení původních částí modelu síť sice vytvořila, byla ale neúměrně zjemněná na některých hranách, a proto by vzniklo mnoho malých buněk, jejichž množství by zpomalovalo výpočet. Navíc síť celkově vykazovala deformace či nechtěné zakřivení způsobené spline křivkami a vytvořené buňky nevykazovaly dostatečnou kvalitu.



Obr. 14 Síť dna TNR bez úprav

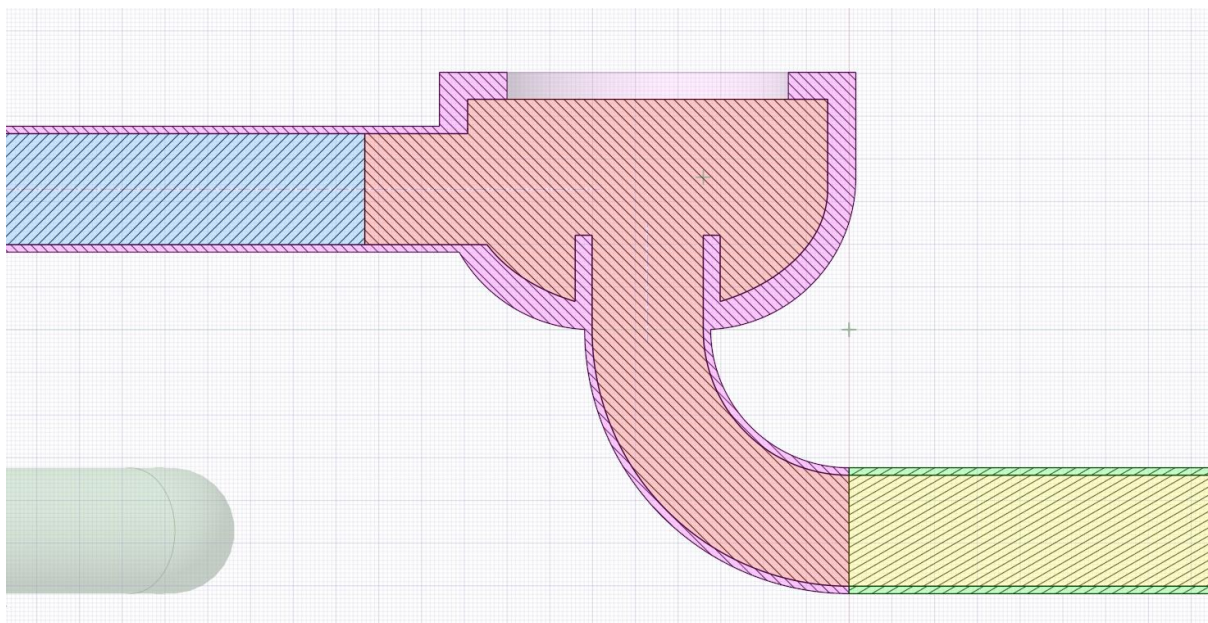
Obr. 15 Síť dna TNR po úpravách

Z těchto důvodů byly tyto části znovu vymodelovány a implementovány do zbytku modelu. Jednotlivě se problémy se spojením dílčích částí vyskytovaly po celé geometrii, většinou však stačilo danou část vymodelovat znovu či ji spojit s jinou komponentou nebo nejdříve pospojovat jiné dílčí komponenty.



Obr. 16 Řez geometrie spodní části reaktoru

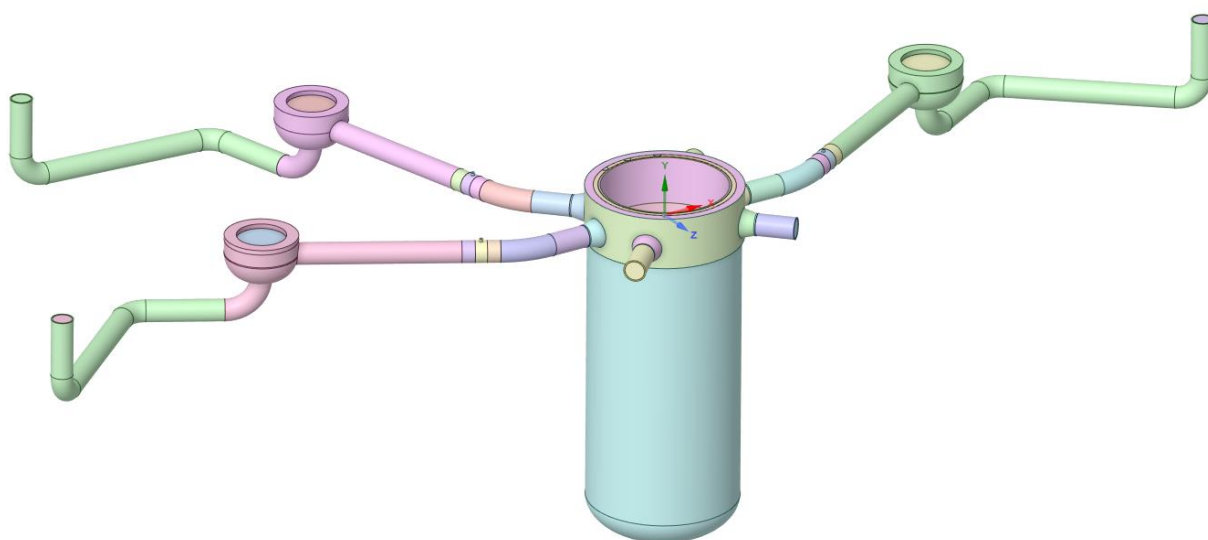
Dále bylo potřeba poupravit model jako takový. Jak již bylo výše zmíněno, potrubí HCP bylo vymodelováno jen do jisté vzdálenosti od HCČ. V této práci bylo potrubí dotvořeno až k výstupu z PG a podle výkresu byly vymodelovány stěny HCČ o tloušťce 33 mm. Výsledná geometrie HCČ je znázorněna na Obr. 17.



Obr. 17 Geometrie HCČ a přilehlého potrubí

V modelu byla nově vytvořena oblast simulující netěsnost u dělicího prstence. Kvůli problémům při odlaďování výpočtu, jež jsou popsány v kapitole 10, byla netěsnost vymodelována větší a lehce posunutá od šachty reaktoru. Aby tato netěsnost navazovala na objem vody po celém svém povrchu, musely být lišty hydroakumulátorů v horní části sestupné šachty asi o 200 mm zkráceny.

Nový model se skládá z 61 částí. Celkový počet je vysoký z důvodů různých dělení na větvích smyček 2, 3 a 5 pro tvorbu jemnější sítě v oblastech vzniku studeného jazyka. Finální model se nachází na Obr. 18.



Obr. 18 Upravený model

8. Tvorba výpočtové sítě

Pro provedení výpočtu je potřeba vytvořit výpočtovou síť. Ta musí být dostatečně hustá a dostatečně kvalitní, aby se podařilo dosáhnout požadovaných výsledků. Zároveň nesmí být síť příliš jemná, protože velikost sítě zásadně ovlivňuje dobu výpočtu. Jelikož bude řešený scénář počítán nestacionárně pro relativně dlouhý čas, je potřeba najít vhodný kompromis mezi velikostí a kvalitou sítě.

Pro tvorbu sítě byl zvolen program Ansys Fluent Meshing 2021 R1. Další možností bylo vytvořit síť v programu Ansys Meshing, který taktéž spadá pod společnost Ansys, pro vytvoření sítě simulace proudění je však program Ansys Fluent Meshing vhodnější. Autor předkládané diplomové práce měl navíc s tímto programem větší zkušenosti, proto jej zvolil jako vhodnou alternativu.

Pro vytvoření celkové sítě je nejprve potřeba vytvořit kvalitní povrchovou síť. Následně budou vypočteny jednotlivé objemy, ve kterých je nakonec programem vytvořena objemová síť.

8.1. Postup při tvorbě povrchové sítě

Pro tvorbu povrchové sítě bylo nejprve potřeba uložit geometrii ve formátu ploškové geometrie Fluent Meshing. Geometrie v tomto formátu byla nahrána do programu Ansys Fluent Meshing. Na takto uloženém modelu bylo potřeba nastavit podmínky pro tvorbu sítě.

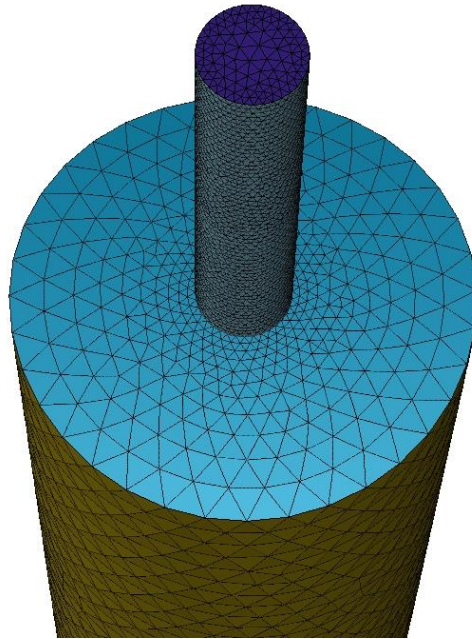
Nejprve byly nastaveny globální hodnoty velikostí buněk a růstového faktoru. Vzhledem k potřebě mít malé buňky v oblasti netěsnosti a zároveň velké buňky například v oblasti pod aktivní zónou, byly zvoleny minimální velikost 0,8 mm a maximální velikost 250 mm. Růstový faktor byl zvolen 1,2.

Pro celý model byla nastavena podmínka *Curvature*. Pro tuto podmínku je potřeba nastavit normálový úhel, jenž slouží jako maximální povolené zakřivení, které může jedna buňka nahradit. Pro tuto síť byl zvolen úhel 10°.

Další podmínkou, která byla hojně používána, je podmínka *Proximity*. Pomocí této podmínky bylo nastaveno, kolik buněk se musí vytvořit mezi dvěma stanovenými plochami, hranami či objekty. Pro šachtu reaktoru, TNR a stěny potrubí byla nastavena podmínka vytvořit alespoň 3 buňky mezi plochami daného objektu. Například u potrubí se díky vhodně zvolenému růstovému faktoru vytvoří dostatečné množství buněk v oblasti proudění bez potřeby na tuto oblast nastavovat další podmínky.

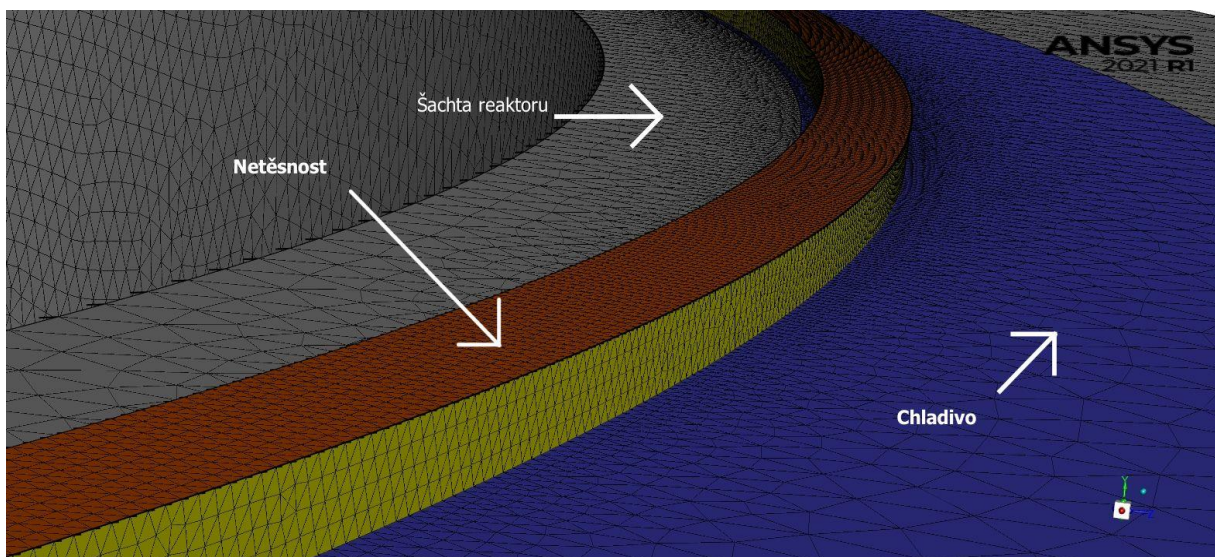
Pro vytvoření dostatečně husté sítě v oblasti vstřikování byla nastavena funkce *Proximity* na vymodelovaném vnitřním válci. Buňky zde vytvořené mají velikost mezi 3–10 milimetry, v radiálním směru se nachází minimálně 5 buněk. Na zbytek potrubí vstřikování nebylo potřeba dávat další

podmínku, poněvadž je tato oblast ovlivněna již výše popsanou podmínkou a kvůli zvolené velikosti růstového faktoru zde vznikne dostatečný počet buněk. Takto vytvořená síť je zobrazena na *Obr. 19*.



Obr. 19 Detail povrchové sítě pod havarijním vstříkáváním

Na netěsnosti je vytvořena síť, která má v radiálním směru minimálně 5 buněk a v axiálním 3 buňky. Síť netěsnosti je zobrazena na *Obr. 20*. V neposlední řadě je specifickými podmínkami nutno ošetřit problematické místo u lišt hydroakumulátorů. Mezi lištami a šachtou se nachází úzký prostor, v němž se musí nacházet minimálně 5 buněk. Proto opět pomocí funkce *Proximity* bylo stanoveno, aby mezi plochou lišty a šachtou bylo nejméně 5 buněk. Stejná podmínka byla nastavena i celkově mezi tlakovou nádobou a šachtou reaktoru. Detail sítě v této oblasti se nachází na *Obr. 24*.



Obr. 20 Finální varianta sítě netěsnosti

Následně byl vypočítán *Size Field*, což je soubor, ve kterém jsou uloženy informace o tvorbě sítě na dané geometrii. Tento soubor je vytvořený pomocí výše zmíněných funkcí aplikovaných na určenou geometrii. Do programu byl naimportován model v původním formátu *scdoc* neboli soubor aplikace SpaceClaim. V rámci nahrávání geometrie k modelu byla připojen vytvořený soubor *Size Field*. Následně pomocí výše zmíněných souborů byla programem vytvořena povrchová síť.

8.2. Tvorba objemové sítě

Povrchovou síť je nejdříve potřeba zkontrolovat, jelikož nekvalitní síť by zpomalovala výpočet anebo by se nepodařilo objemovou síť vůbec vytvořit. Hlavním kritériem hodnocení kvality povrchové sítě je kritérium *Skewness*. *Skewness* neboli zkosení udává maximální hodnotu z poměru maximálního a ideálního vnitřního vrcholového úhlu k úhlu ideálnímu či z poměru rozdílu ideálního a minimálního úhlu k ideálnímu. Hodnota *Skewness* by měla být co nejnižší, pro ideální trojúhelníkovou plošku by měla hodnotu 0. [12, s. 744]

$$Skewness = \max\left(\frac{\theta_{\max} - \theta_{id}}{\theta_{id}}; \frac{\theta_{id} - \theta_{\min}}{\theta_{id}}\right) \quad (8.1)$$

Pro vytvoření kvalitní objemové sítě je doporučeno, aby hodnota *Skewness* u všech buněk byla nižší než 0,7. V tomto modelu má povrchová síť maximální hodnotu *Skewness* 0,6369, tedy dostatečně nízkou pro tvorbu objemové sítě. Síť je proto dostatečně kvalitní a bylo možné přejít k vytvoření objemových regionů. V těchto oblastech se určí, jestli se jedná o *Fluid*, anebo *Solid*, tedy jestli se jedná o objem, ve kterém probíhá proudění, či o objem pevného materiálu. V modelu bylo vytvořeno 43 zón, které byly nastaveny jako *Fluid*, a 23 zón s nastavením *Solid*. Počet těchto zón odpovídá vytvořeným částem z geometrie.

Tvorba objemové sítě je výpočetně náročný děj obzvláště při očekávání modelu s vysokým počtem buněk. Její vygenerování může trvat hodiny v závislosti na výpočetní technice, která se k tvorbě sítě využívá. Objemová síť obsahuje primárně polyhedrální buňky v celém objemu. Výjimkou jsou oblasti proudění, kde vznikají mezní vrstvy. Pro tyto oblasti byla nastavena tvorba prismatických buněk.

Buňky pro zohlednění mezní vrstvy byly tvořeny na všech stěnách kromě clony vysokotlakého havarijního vstřikování. Prismatické buňky byly tvořeny metodou *Uniform*, která pracuje s konstantní velikostí buněk tvořených od povrchové sítě. Velikost první buňky je ve všech případech 1 mm, růstový faktor byl nastaven 1,6 a počet buněk v radiálním směru 7. Volba tohoto nastavení byla převzata z práce Ing. Šplíchala [11], poněvadž se rovněž řeší scénář, kde se budou vyskytovat nízké rychlosti ve studených větvích a v sestupné šachtě.

Pro polyhedrální buňky byl nastaven růstový faktor 1,2 a maximální velikost buňky 312 mm. Maximální délka byla vypočtena programem v závislosti na velikosti buněk povrchové sítě a zadaném růstovém faktoru. V *Tab. 1* se nachází porovnání povrchové a objemové sítě, počet vytvořených buněk a jejich kvalita.

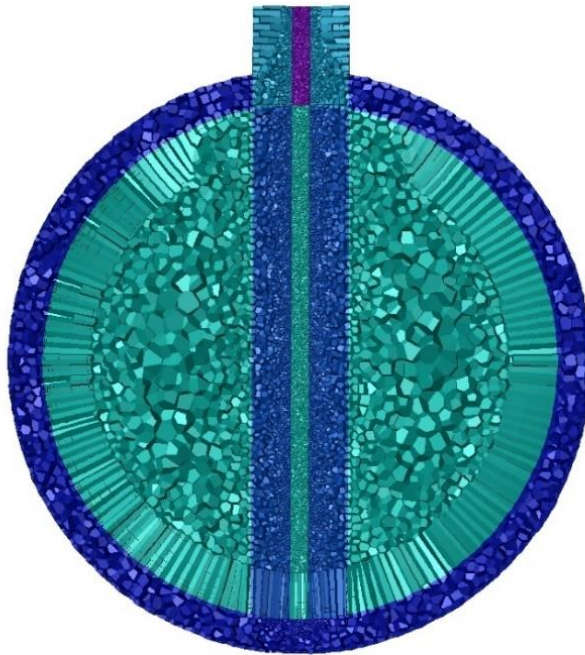
Tab. 1 Nastavení a základní popis povrchové a objemové sítě

	Povrchová síť	Objemová síť
Typ sítě	Trojúhelníková	Polyhedrální, částečně prismatická
Počet plošek/buněk	6 682 505	25 049 433
Maximální velikost plošky/buňky [mm]	250	312
Růstový faktor	1,2	1,2 (1,6)
Maximální Skewness	0,6369	0,9611

8.3. Popis sítě na jednotlivých oblastech

8.3.1. Oblast havarijního vstřikování

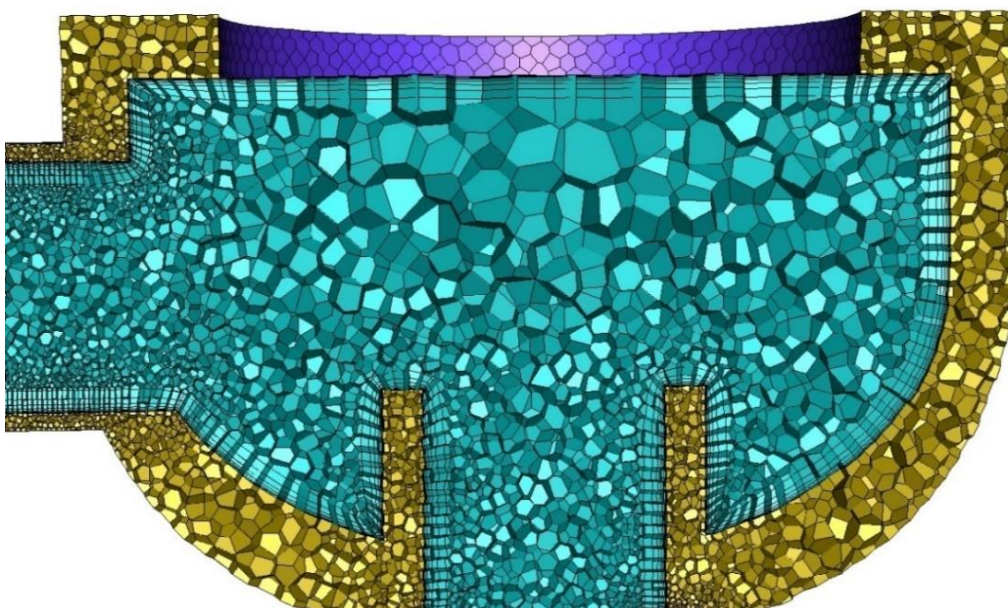
Síť potrubí studené větve v oblasti havarijního vstřikování je vyobrazena na *Obr. 21*. V oblasti vstřikování byla vymodelována hustší síť, jelikož se zde bude nabývat vysokých rychlostí vstřikované vody, která se dostane do kontaktu s pomalu proudící vodou v potrubí. Hustší síť umožní lépe a přesněji spočítat rychlostní změny v této oblasti. Nejmenší buňky se nacházejí pod otvorem clony, přičemž jejich velikost narůstá v radiálním směru. Bylo snahou v oblasti potrubí havarijního vstřikování vymodelovat prismatické buňky po celé výšce až k vnitřnímu průměru HCP, avšak na *Obr. 21* lze pozorovat, že právě na rozhraní těchto dvou ploch se prismatické buňky nepodařilo vytvořit. Při výpočtu se však tato vada neprojevila a v této oblasti nenastaly problémy. Hlavní změny veličin se dějí podél proudu vstřikování zasahujícího do vody v studené větvi a při spodní straně potrubí, kde jsou prismatické buňky kvalitní a správně vygenerované.



Obr. 21 Řez sítě potrubí v oblasti havarijního vstřikování

8.3.2. Část HCČ

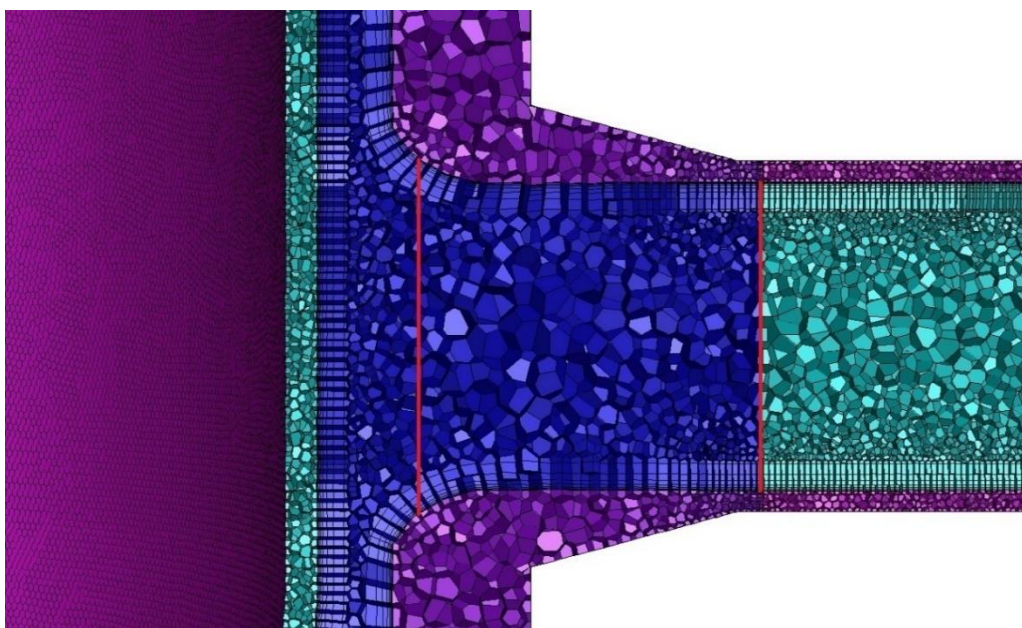
V oblasti vnitřní části hlavního cirkulačního čerpadla při tvorbě sítě neobjevily žádné problémy. Síť se podařilo kvalitně vytvořit v celém objemu. Prismatické buňky se zde nedeformovaly na očekávatelných místech, například na konci sání HCČ při vstupu do vnitřní oblasti tělesa či na výtlaku HCČ a jsou správně vytvořeny podél stěny čerpadla. Na Obr. 22 je vyobrazen řez sítě v oblasti HCČ. V této oblasti se však vytvořily některé buňky méně kvalitní. Popis kvality sítě se nachází v kapitole 8.4.



Obr. 22 Řez sítě v oblasti HCČ

8.3.3. Hrdla TNR

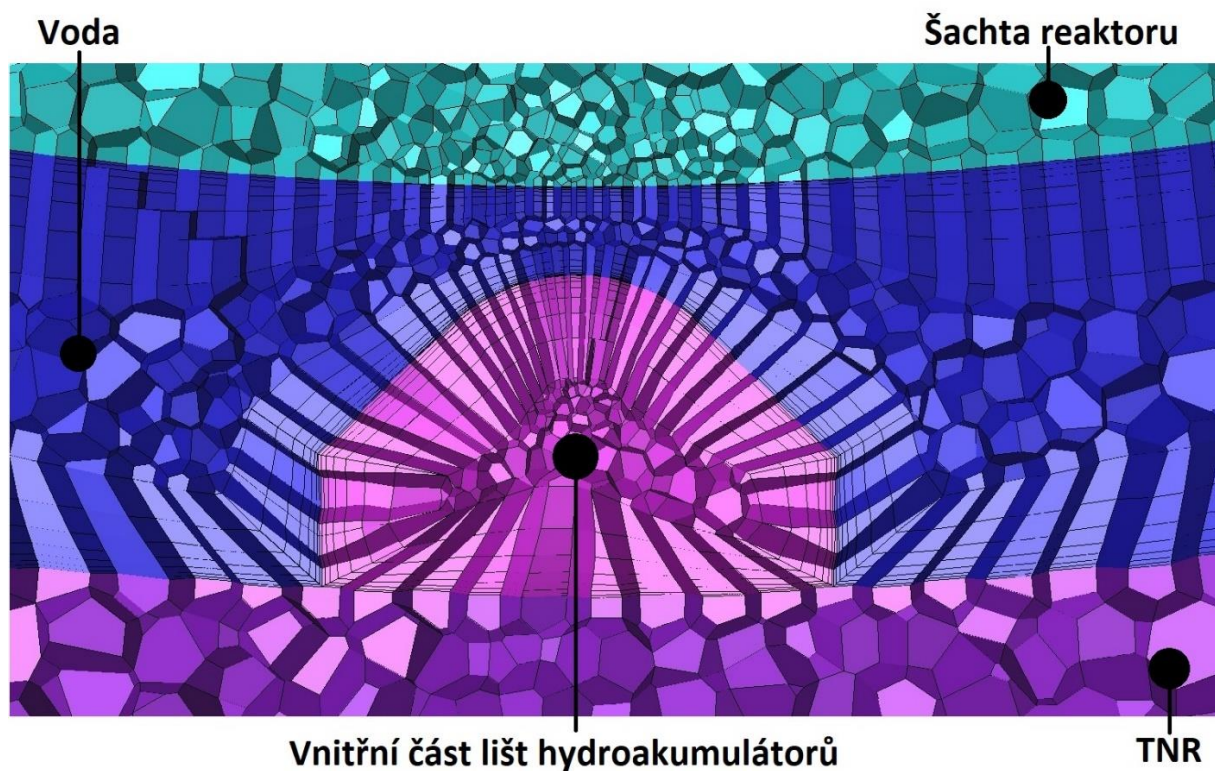
Neméně důležitými oblastmi jsou hrdla TNR. Na těchto hrdlech se nacházejí svary, pro které budou při výpočtu sledovány průběhy teplot. Dále se zde vyskytuje kuželové rozšíření, na němž dochází k trojosému napětí. Síť v této oblasti musí být kvalitní, aby bylo zajištěno, že výsledky pro další analýzu v rámci TTŠ budou věrohodné. Tvorba sítě zde proběhla také bez problému, prismatické buňky se vytvořily správně a síť je dostatečně hustá v oblasti, kde se budou tvořit studené jazyky. Místa svaru a kuželového rozšíření jsou označena červenou čarou na *Obr. 23*.



Obr. 23 Síť v oblasti hrdla TNR

8.3.4. Sestupná šachta reaktoru

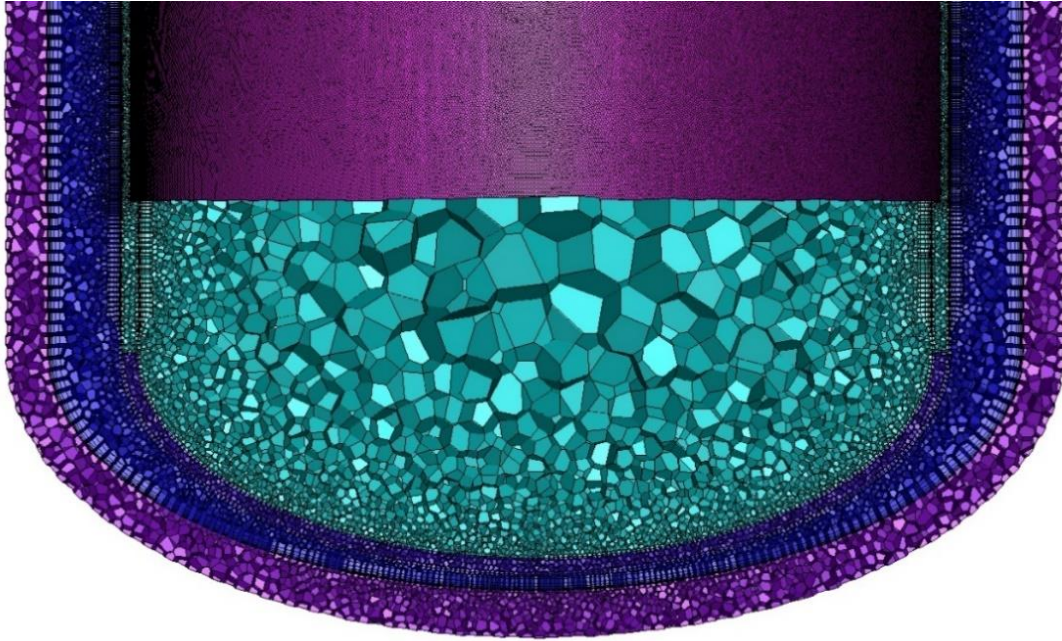
Na *Obr. 23* lze vidět, že oblast sestupné šachty reaktoru je převážně vyplněna prismatickými buňkami. Níže v prostoru mezi šachtou reaktoru a TNR se nachází více polyhedrálních buněk. V obou případech je v radiálním směru dostatečný počet buněk pro správný popis proudění a přestupu tepla. Nejužší místo se nachází mezi lištami hydroakumulátorů a šachtou reaktoru. V této oblasti jsou vytvořené prismatické buňky menší, protože zde není prostor pro vytvoření těchto buněk v plné výšce jako například v jednotlivých smyčkách. Byl zde kladen důraz na dostatečný počet buněk mezi lištami a šachtou reaktoru. Z *Obr. 24* lze vypožorovat, že i v nejužším místě je dostatečný počet buněk.



Obr. 24 Síť v oblasti lišty hydroakumulátorů

8.3.5. Dolní směšovací komora

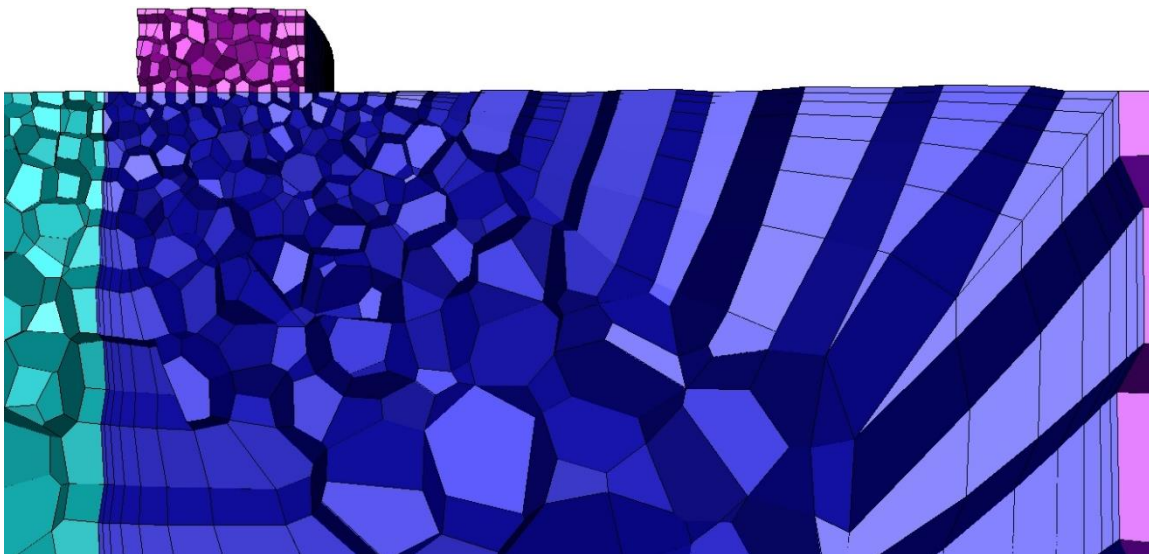
Šachta reaktoru je zakončena eliptickým perforovaným dnem, které obsahuje 1662 otvorů. Pro tvorbu sítě s těmito otvory by bylo potřeba vytvořit neadekvátně vysoký počet buněk, což by zapříčinilo časově i výpočetně náročnou tvorbu sítě a následný výpočet. Z tohoto důvodu bylo eliptické dno vymodelováno jako celistvý objem, ve kterém bude okrajovou podmínkou simulována tlaková ztráta. Z hlediska tvorby sítě bylo dno šachty vymodelováno jako objem obsahující *Fluid*, nebyly zde vytvořeny prismatické buňky. V oblasti nad eliptickým dnem se nacházejí největší buňky v celém modelu. Velikost těchto buněk je zde přijatelná, neboť v této oblasti neprobíhají žádné významné děje. Řez sítě dolní směšovací komory se nachází na Obr. 25.



Obr. 25 Síť ve spodní části reaktoru

8.3.6. Oblast netěsnosti a dělicího prstence

Oblast netěsnosti se projevila jako problematická z pohledu tvorby prismatických buněk. Bylo snahou zde vytvořit co nejvíce kvalitní síť, protože se z pohledu výpočtu jedná o problematickou část, která si vyžádala vyzkoušení různých modelů a sítí. Podobně jako u potrubí havarijního vstřikování se zde buňky nepodařilo vytvořit na rozhraní netěsnosti a oblasti pod dělicím prstencem. V netěsnosti je však dostatečný počet buněk, také zde do jisté míry vznikly prismatické buňky. Možné problémy, které příliš velké buňky u stěn mohly způsobit, se však při konečném výpočtu neprojevily.



Obr. 26 Síť v oblasti netěsnosti

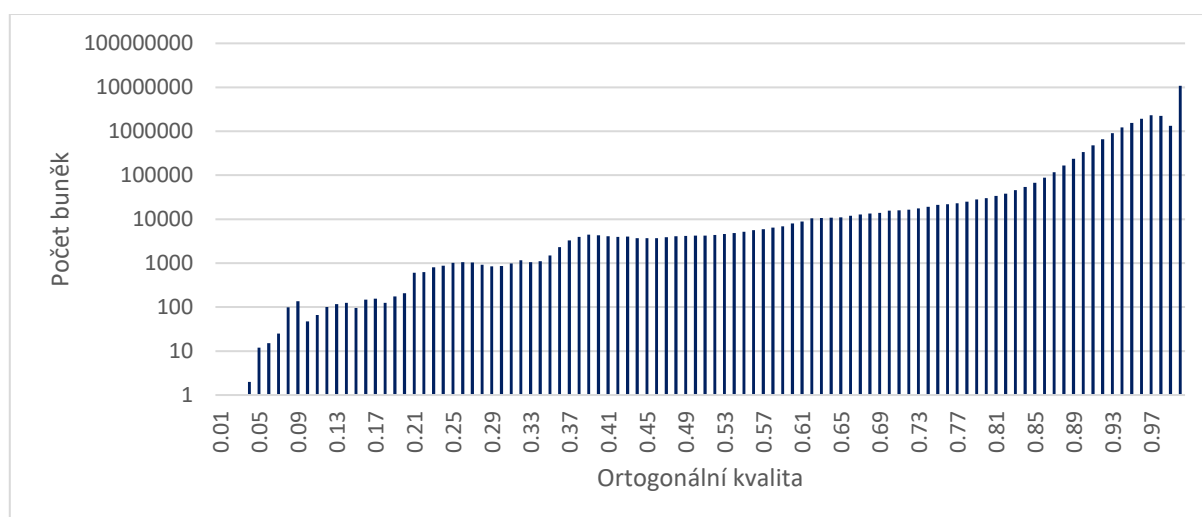
8.4. Zhodnocení výpočtové sítě

Pro správné provedení výpočtu musí být síť dostatečně kvalitní. V rámci posuzování kvality objemové sítě je primárně sledována minimální ortogonální kvalita. Dále se sleduje maximální hodnota *Aspect Ratio*.

Ortogonální kvalita se počítá pomocí vektorové mechaniky. Výpočty se provádějí na základě vektoru normály plochy, vektoru z těžiště buňky do těžiště každé ze sousedních buněk a vektoru z těžiště buňky ke každé z ploch. [13] Je také udávána rovnicí

$$\text{Orthogonal Quality} = 1 - \text{Inverse Orthogonal Quality} \quad (8.2)$$

a dle doporučení měla dosahovat hodnoty na všech buňkách alespoň 0,1. V síti se ale vyskytuje 336 buněk, jejichž kvalita je menší. Buňka s nejhorší kvalitou se nachází v jedné z lišt hydroakumulátorů, většina těchto nekvalitních buněk se vyskytuje v objemu vody sestupné šachty reaktoru.



Obr. 27 Histogram minimální ortogonální kvality sítě

Aspect Ratio udává poměr nejdelší a nejkratší hrany buňky. U proudění je vhodné se vyvarovat buněk s touto hodnotou větší než 40. Maximální hodnota v síti je 179,3 a nachází se v objemu vody HCČ. Vysoké hodnoty *Aspect Ratio* vznikají primárně na prismatických buňkách a jsou způsobeny nastavením velikosti růstového faktoru a velikosti povrchových plošek. V oblasti mezní vrstvy se předpokládá převažující směr proudění podél stěny oproti směru kolmému či šikmému. Možný negativní vliv se při výpočtu neprojevil. [12]

V neposlední řadě je potřeba zhodnotit počet buněk. V této síti se nachází 25 049 433 buněk. Jedná se o relativně vysoký počet, tudíž bylo nutné pro výpočet zajistit dostatečnou výpočetní kapacitu, aby jej bylo možné provést v adekvátním čase.

9. Nastavení výpočtu

Pro dosažení kvalitních výsledků je třeba správně nastavit danou úlohu vzhledem ke skutečnému řešenému problému. V první řadě je nutno správně definovat použité materiály a jejich fyzikální vlastnosti. Dále je třeba zohlednit okrajové podmínky a započítat vnější síly. V neposlední řadě se musí vybrat řešič, fyzikální model a řád přesnosti numerických schémat pro danou úlohu.

9.1. Vlastnosti vody a materiálů komponent

V programu Ansys Fluent se nachází knihovna s vlastnostmi vybraných materiálů. Tyto vlastnosti jsou však uvažovány jako konstantní hodnoty za atmosférického tlaku, a neodráží tak chování materiálů při změně tlaku a teploty. Je proto nezbytné do programu vložit informace o změnách veličin vztahujících se k použitým materiálům v průběhu scénáře.

Fyzikální vlastnosti vody byly zadány jako funkce po částech lineární. Chybějící hodnoty si umí program ze zadaných hodnot pomocí interpolace dopočítat. Ansys Fluent umožňuje zápis jednotlivých veličin při nestlačitelném proudění podle teploty, tudíž je potřeba zvolit tlak, pro který byly hodnoty určeny. Tlak byl zvolen 11,75 MPa, což odpovídá průměrnému tlaku nad aktivní zónou v průběhu scénáře. Hodnoty hustoty, dynamické viskozity, měrné tepelné kapacity a tepelné vodivosti v závislosti na teplotě jsou uvedeny v Tab. 2. [14]

Tab. 2 Výběr parametrů vody závislé na teplotě

t [°C]	ρ [kg·m ⁻³]	η [Pa·s]	c_p [J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹]	λ [W·m ⁻¹ ·K ⁻¹]
20	1003,6	$9,970 \cdot 10^{-4}$	4148,7	0,6039
60	988,3	$4,691 \cdot 10^{-4}$	4159,5	0,6600
100	963,8	$2,849 \cdot 10^{-4}$	4189,3	0,6856
140	932,3	$1,995 \cdot 10^{-4}$	4249,6	0,6908
180	894,1	$1,528 \cdot 10^{-4}$	4358,6	0,6818
220	848,5	$1,240 \cdot 10^{-4}$	4544,1	0,6591
260	792,7	$1,038 \cdot 10^{-4}$	4874,2	0,6192
300	719,5	$8,721 \cdot 10^{-5}$	5593,8	0,5500

Ve výpočtu jsou zohledněny dva typy pevných materiálů. Materiál 15CH2MFA je feritická ocel, ze které je vyrobena tlaková nádoba. Šachta reaktoru, lišty hydroakumulátorů, potrubí či HCČ jsou vyrobeny z austenitické oceli 08Ch18N10T. Pro oba materiály byla stanovena hustota jako konstantní

hodnota a hodnoty tepelné kapacity a tepelné vodivosti jsou do programu zadány pomocí po částech lineární funkce. Fyzikální vlastnosti těchto ocelí pocházejí z [9].

Tab. 3 Fyzikální vlastnosti pevných materiálů

	t [°C]	ρ [kg·m ⁻³]	c_p [J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹]	λ [W·m ⁻¹ ·K ⁻¹]
15CH2MFA	20	7756	445	35,9
	100		477	37,3
	200		520	38,1
	300		562	37,3
08CH18N10T	20	7800	478	16,6
	100		495	17,2
	200		516	18
	300		537	18,7

9.1. Nastavení modelu, řešiče a diskretizačních schémat

Pro popis turbulence byl zvolen dvourovnicový model k - ω SST (*Shear-Stress Transport*). Písmeno k značí turbulentní kinetickou energii, zatímco ω popisuje specifickou míru disipace, již je možné si představit jako poměr k a ε , kde ε je míra disipace kinetické energie turbulence. Tento model vyvinutý doktorem Florianem Menterem, jež popsal v [15], zohledňuje smyková napětí a stejně jako BSL (*Baseline*) model, od stejného autora, spojuje modely k - ω a k - ε . Ve volném proudění je použit model k - ε a v blízkosti stěny je používán k - ω model. Tento model je robustnější než klasický k - ω model navržený doktorem Wilcoxem [16] a lépe popisuje turbulenci u stěny. SST model navíc započítává přenos smykového napětí při definici turbulentní viskozity. S vybraným modelem byl zároveň spuštěn omezovač produkce turbulentní kinetické energie. Tento omezovač je doporučený pro použití dvourovnicových modelů, jelikož vyvažuje nadměrné generování turbulentní energie v blízkosti stagnačních bodů neboli míst s nulovými rychlostmi tekutiny.

Pro stacionární část výpočtu bylo použito nastavení *Pseudo-transient* z důvodu lepší konvergence za cenu delší doby výpočtu. Sekvenční řešič tlakových a rychlostních polí byl pro stacionární část zvolen jako *Pressure-Based Coupled*, který je sice pomalejší než například SIMPLE (*Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations*), ale naopak konverguje rychleji, a tudíž může výpočet proběhnout v kratším čase vzhledem k menší potřebě provedených iterací. Pro nestacionární část byl vybrán řešič SIMPLEC.

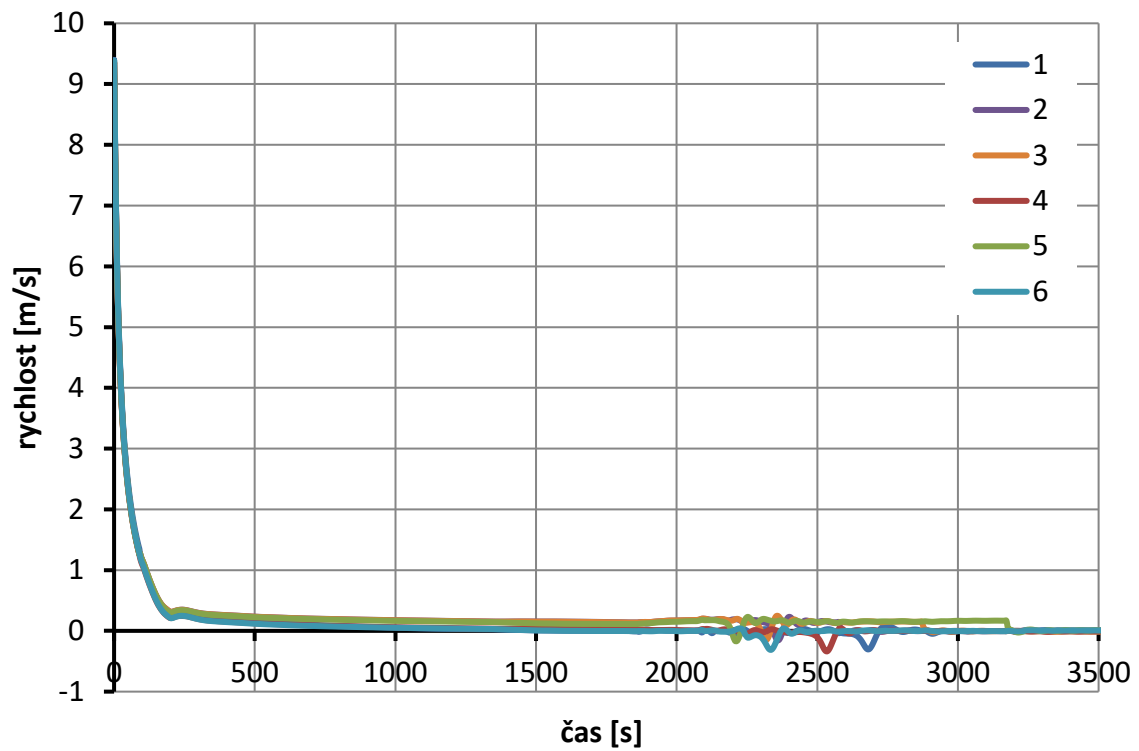
Bylo zvoleno diskretizační schéma druhého řádu *Upwind* pro výpočet hybnosti, turbulentní kinetické energie a specifické míry disipace a energie. Pro výpočet tlaku byl vybrán řešič PRESTO!, který je vhodný pro úlohy se strmými gradienty tlaku způsobenými vířivými toky. Pro výpočet gradientu je použita metoda *Least Squares Cell Based*. V modelu je také zohledněna gravitace. Následující Tab. 4 zahrnuje nastavení jak pro stacionární, tak nestacionární část výpočtu.

Tab. 4 Výpis nastavení parametrů pro výpočet

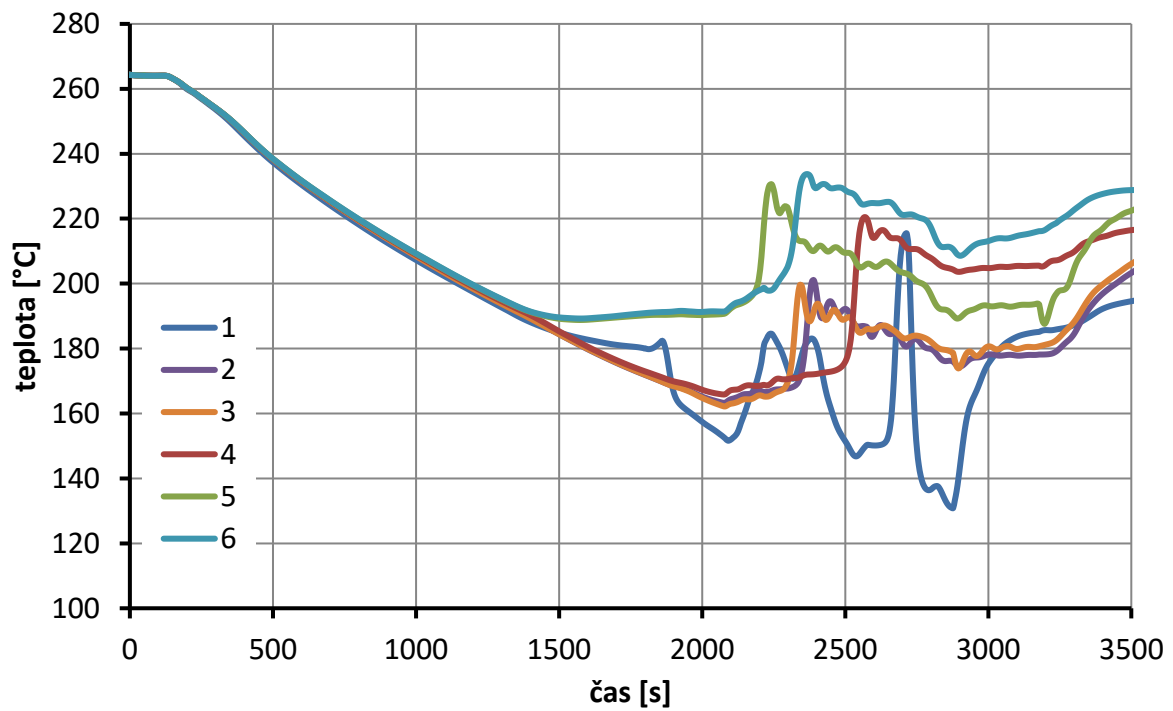
Řešič	Metoda korekce tlaku		
		Stacionární	Nestacionární
Model	Turbulentní model	k- ω SST Production Limiter Pseudo-transient	k- ω SST Production Limiter
	Rovnice energie	Ano	
Sekvenční řešení tlakových a rychlostních polí		Coupled	SIMPLEC
Diskretizační schéma	Gradient	Least Squares Cell Based	
	Tlak	PRESTO!	
	Hybnost	Schéma druhého řádu Upwind	
	Turbulentní kinetická energie		
	Specifická míra disipace		
	Energie		

9.2. Vstupní okrajové podmínky

V modelu se nacházejí dva typy vstupních okrajových podmínek, a to rychlostní *Velocity Inlet* a průtoková *Mass Flow Inlet*. Rychlostní okrajové podmínky se nacházejí na vstupech do studených větví 1-6. Okrajová podmínka pro hmotnostní průtok se zadává na havarijním vstřikování při cloně na druhé, třetí a páté větvi. Pro obě podmínky je také potřeba stanovit teploty. Pro tento výpočet byly vstupní hodnoty veličin převzaty z výsledků scénáře řešeného v systémovém kódu RELAP, které poskytla Ing. Jelena Krhounková z ÚJV Řež. Na Obr. 28 a Obr. 29 jsou vykresleny rychlostní a teplotní profily pro jednotlivé smyčky. Na již dříve popsaném Obr. 8 jsou znázorněny hmotnostní průtoky jednotlivých havarijních vstřikování, na Obr. 9 se nachází průběh teplot.



Obr. 28 Rychlosti na vstupech studených větví



Obr. 29 Teploty na vstupech studených větví

Pro popis turbulence je potřeba zvolit dva parametry. Pro obě podmínky byly vybrány hydraulický průměr a intenzita turbulence. Hydraulický průměr vychází z geometrie okrajové podmínky, tedy průměru potrubí a z vnitřního průměru clony. Hodnoty intenzity turbulence byly vypočítány z následující rovnice

$$I = 0,16 \cdot \text{Re}^{-\frac{1}{8}} = 0,0344 . \quad (9.1)$$

Reynoldsovo číslo je vypočítáno pro hydraulický průměr ve studené větvi jako

$$\text{Re} = \frac{v \cdot D_h \cdot \rho}{\eta} = \frac{0,25 \cdot 0,394 \cdot 875,4}{0,000139} = 217\,366 , \quad (9.2)$$

kde v je průměrná střední rychlost, D_h je hydraulický průměr, ρ hustota a η dynamická viskozita. Hustota a dynamická viskozita byly stanoveny pro střední teplotu a tlak z intervalu 90,2 s až 3600 s, tedy pro vyšetřovaný scénář po zapnutí havarijního vstřikování. Podobně byly vypočítány hodnoty intenzity turbulence i pro vstřikování. Zde intenzita turbulence dosahuje hodnoty 0,0251. Do programu jsou hodnoty intenzity zadány v procentech.

9.3. Výstupní okrajové podmínky

Výstupní okrajové podmínky jsou ve výpočtu nastaveny na dvou místech. Jedná se o výtok pod aktivní zónou a netěsnost u dělicího prstence.

Na výše zmíněném vodním objemu v oblasti pod aktivní zónou byla nastavena podmínka *Outlet Vent* charakterizovaná konstantním ztrátovým koeficientem 10 [7]. Ztrátový součinitel zajistí, že nedochází k příliš velkému zpětnému proudění na výstupní okrajové podmínce. V případě, že k němu dojde, je opět potřeba stanovit podmínky turbulence jako na vstupních okrajových podmínkách. Hydraulický průměr je dán geometrií, intenzita turbulence vychází 0,0220.

Tab. 5 Použité hodnoty potřebné pro popis turbulence

	Intenzita turbulence [%]	Hydraulický průměr [m]
Vstupní potrubí	3,44	0,3940
Vstřikování	2,51	0,0195
Výstup	2,20	2,8850

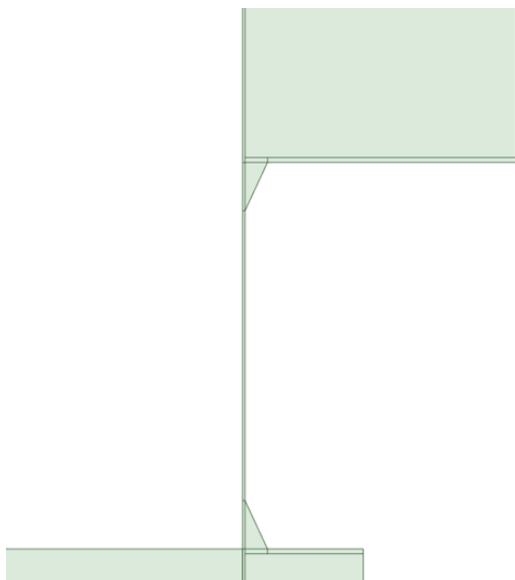
Na netěsnosti v modelu je nastavená okrajová podmínka *Mass Flux* neboli hustota hmotnostního toku. Z hmotnostního průtoku lze hodnoty pro hustotu hmotnostního toku vypočítat podílem přes průtočnou plochu jako

$$G_n = \frac{\dot{m}_n}{S_n} [\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}], \quad (9.3)$$

kde G_n značí hustotu hmotnostního toku na netěsnosti, \dot{m}_n hmotnostní průtok netěsností a S_n plochu na netěsnosti. Pro zpřesnění výpočtu hustoty toku byla uvažována plocha sítě na netěsnosti odečtená ze sítě v programu Fluent Meshing.

V kapitole 6 byl popsán vznik proudění netěsností. Pro výpočet je nutné stanovit z hodnot tlaků pod a nad dělicím prstencem hmotnostní průtok. Ten je možné spočítat pomocí vhodného vztahu. Pro tento výpočet byly hodnoty průtoku získány z pomocného CFD výpočtu.

Pro pomocný výpočet byl vytvořen 2D *axis symmetrical* model v programu SpaceClaim, jelikož by síť 3D modelu byla příliš velká kvůli rozměrům netěsnosti. Geometrie zahrnuje mírně zjednodušenou oblast netěsnosti, oblast vtoku a výtoku pro zadání okrajových podmínek a rameno, na kterém je nastavena osa rotace.



Obr. 30 Detail modelu netěsnosti

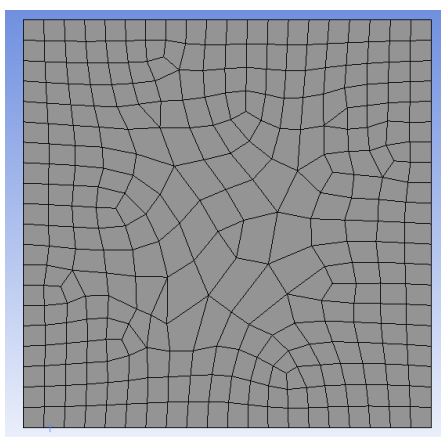
Na tomto modelu byla následně v programu Ansys Meshing vytvořena výpočetní síť. K tvorbě sítě byl zvolen tento program, jelikož Ansys Fluent Meshing neumožňuje tvořit 2D síť. Pro vytvoření sítě byly použity funkce *Sizing*, *Face Meshing* a *Inflation*.

Sizing

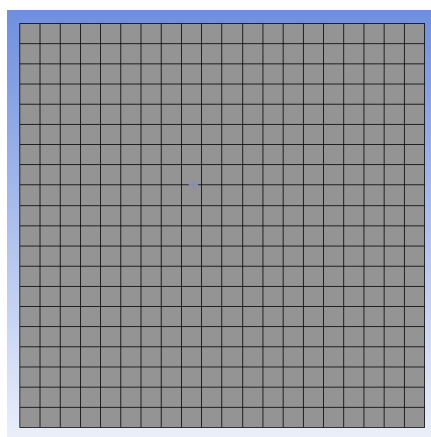
Funkce *Sizing* umožňuje navolit na jednotlivé hrany či plochy žádané velikosti buněk. Pro tuto práci byla pomocí této funkce nastavována buď velikost jednotlivé buňky, anebo poptávaný počet buněk na zvolenou hranu. Dále je potřeba nastavit *Behaviour* neboli chování při tvorbě sítě. Bylo zvoleno *Behaviour Hard*, které zajistí, že velikost buněk bude zachována po celé hraně a nebude ovlivněna tvorbou sítě. V neposlední řadě je možné použít funkci *Bias*, pomocí níž lze volit růst velikosti buněk po délce hrany. Je možné nastavit růst z jednotlivých stran, růst dostředně či od středu hrany do stran.

Face Meshing

Tato funkce je nezbytná pro vytvoření pravidelné sítě, pro kterou je tato funkce nezbytná. Při tvorbě na čtvercové ploše, kde protější hrany mají stejné nastavení *Sizing*, umožní tato funkce vytvoření pravidelné čtvercové sítě. Bez použití této funkce by se program řídil růstovým faktorem a zvoleným typem sítě, a tudíž by plocha uvnitř daného čtverce nebyla pravidelná. Vhodné je tuto funkci použít například v místě ustáleného proudění v jednom směru.



Obr. 31 Příklad sítě bez použití Face Meshing



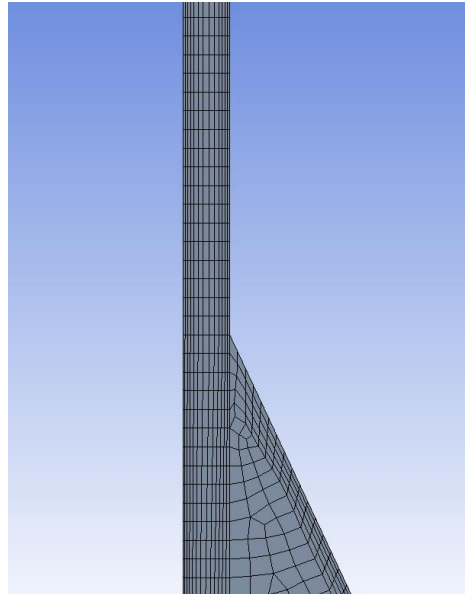
Obr. 32 Příklad sítě s použitím funkce Face Meshing

Inflation

Tato funkce slouží k nastavení růstu buněk od zvolené hrany. Je možné tento růst korigovat pomocí tloušťky první buňky, pomocí stanovení celkové tloušťky či pomocí funkce *Smooth Transition*, která zajišťuje hladký přechod mezi buňkami. Dále je potřeba stanovit počet vrstev, které se mají vytvořit, a růstový faktor, o nějž se výška buněk zvětšuje mezi jednotlivými vrstvami.

Celková síť obsahuje 46 899 buněk. Pro posouzení kvality byly sledovány hodnoty *Aspect Ratio* a *Skewness*. U proudění je vhodné vyvarovat se buněk, které by měly hodnotu *Aspect Ratio* vyšší než 40. Maximum v této síti je 10,4, tudíž z tohoto hlediska lze síť považovat za kvalitní. *Skewness* udává,

jak podobná je vytvořená buňka její rovnostranné variantě. Maximální *Skewness* sítě dosahuje hodnoty 0,93337, průměrná hodnota je 0,063. Sít je tedy i z hlediska hodnoty *Skewness* dostatečně kvalitní. [12, s. 744]



Obr. 33 Sít v oblasti netěsnosti

Nastavení výpočtu netěsnosti

Pro získání hmotnostních průtoků byl výpočet proveden stacionárně ve vybraných časech, přičemž výsledky byly proloženy křivkami, pomocí kterých byly dopočítány zbývající hodnoty. Podobně jako u hlavního výpočtu bylo potřeba správně nastavit vlastnosti vody a zvolit parametry pro výpočet. Vlastnosti vody byly do programu zadány pro teplotu 264,4 °C, jelikož v převážné části výpočtu bude mít voda pod dělicím prstencem přibližně právě tuto teplotu. Tlak byl zvolen jako průměrná hodnota z hodnot tlaků pod dělicím prstencem, a to 11,8 MPa.

Pro model turbulence byl zvolen dvourovnicový model *k- ω SST (Shear-Stress Transport)*, řešič *Pressure-Based Coupled*. Diskretizační schémata byla zvolena kromě gradientu a tlaku na přesnost druhého řádu *Upwind*. Pro výpočet tlaku bylo nastaveno schéma druhého řádu, pro výpočet gradientu byla použita metoda *Least Squares Cell Based*.

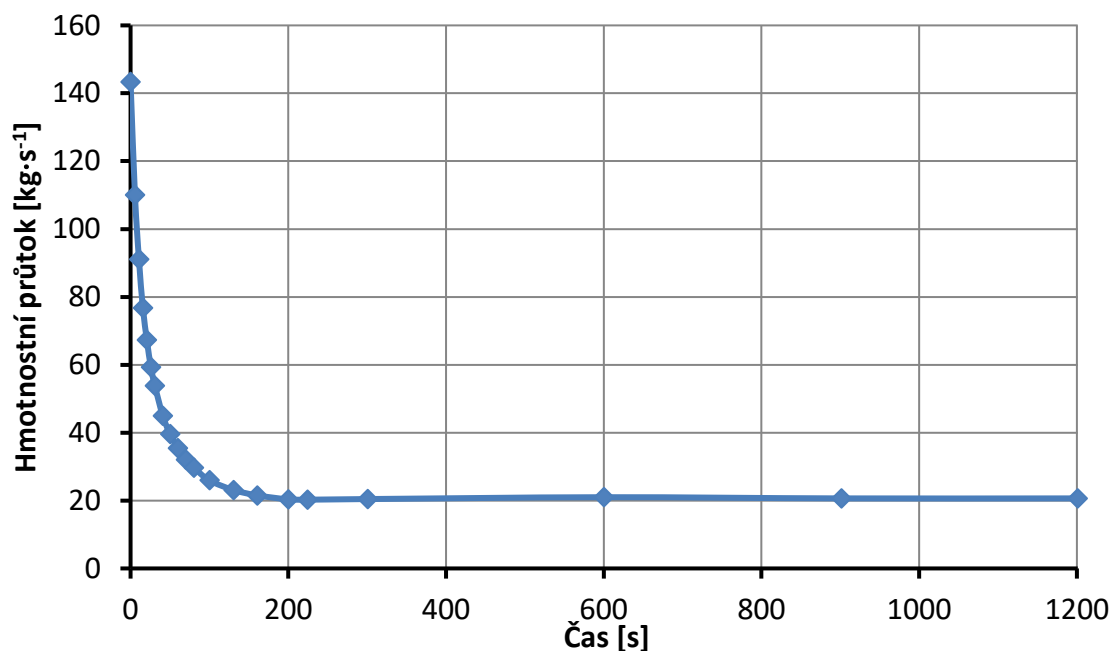
Ve výpočtu bylo potřeba zadat pouze dvě okrajové podmínky, a to na vstupu a na výstupu. Vstupní okrajová podmínka byla stanovena jako *Pressure Inlet*. Na výstupu se nachází podmínka *Pressure Outlet*.

Na těchto okrajových podmínkách je též potřeba zvolit metodu popisu turbulence. Na výstupu je toto potřeba nastavit pro případ zpětného proudění. Byl vybrán popis pomocí intenzity turbulence a hydraulického průměru. Intenzita turbulence byla zvolena na doporučení vedoucího práce 3 %. Hydraulický průměr byl vypočítán z mezikruží prostoru pod dělicím prstencem. Hydraulický průměr pro mezikruží je vypočítán dle rovnice

$$D_h = \frac{4 \cdot \left(\frac{\pi}{4}\right) (D_{TNRin}^2 - D_{\text{sachtaout}}^2)}{\pi (D_{TNRin} + D_{\text{sachtaout}})} = D_{TNRin} - D_{\text{sachtaout}} = 3542 - 3300 = 242 \text{ mm} \quad (9.4)$$

Výsledné hodnoty hmotnostních průtoků

Na následujícím grafu se nacházejí výsledky z jednotlivých výpočtů.



Obr. 34 Průběh hmotnostního průtoku na netěsnosti

Celkový průběh byl pro proložení křivkami rozdělen na dvě části. První část 0 s do 200 s byla nahrazena lomenou funkcí

$$\dot{m}_{n(\tau 0-200)} = \frac{-0,0001728 \cdot \tau^3 + 0,9787 \cdot \tau^2 - 3,955 \cdot \tau + 2698}{\tau + 18,81} \quad (9.5)$$

Druhá část popisuje čas od 200 s do 1200 s. Trend se zde na větším měřítku jeví lineární. Při bližším prozkoumání sice vykazuje mírné oscilace, přesto je nahrazení skutečného průběhu lineární funkcí přípustné, a lze tedy psát rovnici

$$\dot{m}_{n(\tau 200-1200)} = 0,0003183 \cdot \tau + 20,26 \quad (9.6)$$

9.4. Ostatní okrajové podmínky

9.4.1. Eliptické dno šachty

Jak bylo zmíněno v kapitole 8.3.5, eliptické dno je nastaveno jako porézní objem. Ten bude simulovat tlakovou ztrátu při průtoku otvory. Vypočítaná hodnota součinitele místní tlakové ztráty byla převzata z práce Ing. Šplíchala [11]. S touto hodnotou je možné nastavit proudění v jednom požadovaném směru, přičemž pro ostatní směry by se odporový součinitel nastavil řádově větší, čímž by bylo bráněno proudění v těchto směrech.

Eliptické dno reaktoru VVER 440/213 má otvory po celém dně kolmo k ploše dna šachty. Z tohoto důvodu je potřeba použít *Power Law* model. Ten umožní vypočítat zdrojový člen pro rovnici hybnosti podle [12, s. 1208] jako

$$S_i = -C_0|v|^{C_1}, \quad (9.7)$$

kde S_i značí právě zdrojový člen, z pohledu fyziky danou tlakovou ztrátu, v je rychlost. C_0 a C_1 jsou koeficienty, které byly získány způsobem popsáním níže.

Nejprve byly vypočítány hodnoty tlakové ztráty pro různé rychlosti podle rovnice

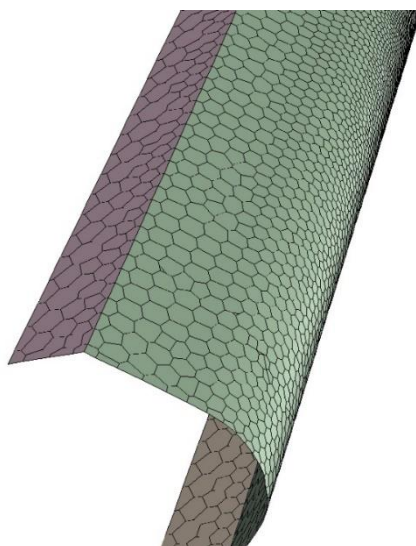
$$\Delta p = \xi \cdot \frac{v^2}{2} \cdot \rho \quad (9.8)$$

kde Δp je tlaková ztráta, ξ je součinitel místní tlakové ztráty, hustota ρ byla použita stejná jako při výpočtu intenzity turbulence a v značí rychlost proudění. Hodnoty rychlostí byly zvoleny od $0,1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ do $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, poněvadž se vyšší rychlosti u eliptického dna nevyskytují. Výsledný průběh tlakové ztráty byl nahrazen exponenciální funkcí, jejíž koeficienty C_0 a C_1 byly vstupními hodnotami pro Ansys Fluent. Použité hodnoty koeficientů jsou $C_0 = 692\,443,98$ a $C_1 = 0,26504$.

9.4.2. Tenké stěny

Lišty hydroakumulátorů jsou tlusté 14 mm, tudíž by v závislosti na výšce těchto lišt vzniklo při tvorbě sítě neúměrně mnoho buněk. Lišty byly proto vymodelovány jako plochy, na kterých je nastavena podmínka *Thin Wall*. Na tyto plochy se nastaví skutečná tloušťka a materiál dané stěny.

Pro většinu případů postačí pouze nastavit tloušťku stěny. Jelikož jsou ale lišty zakončeny v místě, kde proudí chladivo, a program s touto podmínkou počítá jen ve směru kolmém na danou plochu, je potřeba nastavit tenkou stěnu přes *Shell Conduction*. Tato funkce umožní počítat přestup tepla i v ostatních směrech. Celková tloušťka byla rozdělena na dvě vrstvy o 7 mm.



Obr. 35 Lišta hydroakumulátorů

9.4.3. Přestup tepla z TNR do vzduchu

Ve výpočtu nebyl zanedbán odvod tepla mimo soustavu. V nastavení bylo zahrnuto ochlazování vnější stěny TNR včetně hrdel. Touto podmínkou je simulována nedokonalá tepelná izolace vnější strany tlakové nádoby. Na vnějších stěnách TNR byl nastaven součinitel přestupu tepla $10 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$. Při skutečném scénáři by nebyl přestup tepla konstantní a v průběhu přechodového děje by se měnil.

9.5. Nastavení odečtu teplot u sledovaných svarů

Hlavním výstupem této práce jsou průběhy teplot na sledovaných svarech a kuželovém rozšíření. Tato místa je potřeba v programu správně vyznačit. Ve všech případech se jedná o kruh na dané ploše. Při tvorbě kruhu na kuželové části hrdla je potřeba nejdříve vytvořit *Iso-plochu*. V programu se zvolí, ze které plochy by měla být vytvořena (v tomto případě z vnitřní stěny TNR) a zadá se, v jaké vzdálenosti od nulového bodu se má daná *Iso-plocha* vyříznout. Jelikož se toto místo nachází ve vzdálenosti, kdy při ořezu vzniknou i křivky ze sousedních větví, je potřeba následně použít funkci *Iso-clip*, pomocí které se oříznou přebytečné křivky. Stejným postupem takto byly vytvořeny *Iso-plochy* i na svarech spojujících hrdla TNR s jednotlivými větvemi a na svaru tlakové nádoby 5/6.

Jelikož se *Iso-plocha* vybírá ve vzdálenosti od středu, používá se ke stanovení této vzdálenosti primárně souřadnicový systém modelu. Pomocí osy x byla stanovena sledovaná místa na druhé a páté větvi. Třetí větev je však natočená o 45° od druhé větve. Aby bylo možné i zde vytvořit *Iso-plochu*, byl vytvořen nový souřadnicový systém, který umožnil nastavit sledovaná místa i na této větvi.

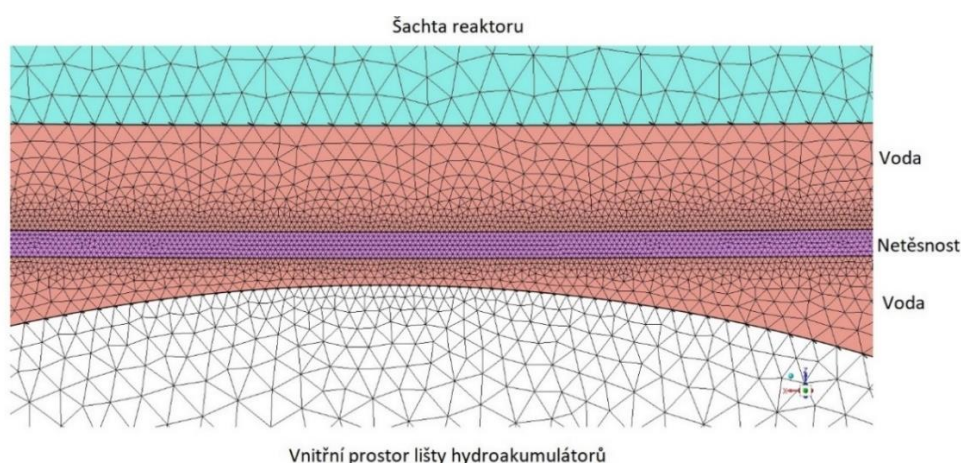
10. Odladování výpočtu

10.1. Odladování sítě netěsnosti

Jak bylo dříve zmíněno, netěsnost se nachází mezi dělicím prstencem a šachtou reaktoru. Z tohoto pohledu by tedy bylo správné vymodelovat vstup do netěsnosti přímo u šachty. Šířka této netěsnosti by byla zhruba 9 mm, tedy by odpovídala šířce v oblasti před zkosením dělicího prstence. Takto vytvořená netěsnost by však zasahovala do lišt hydroakumulátorů. Proto bylo zvoleno, že se netěsnost vymodeluje široká 1 mm, tedy bude mít po celé délce šířku odpovídajícímu nejužšímu místu za zkosením prstence.

Problém s tímto postupem nastává při výpočtu. Okrajová podmínka na části plochy u hrany by nefungovala správně a výpočet se takto nepodaří spustit.

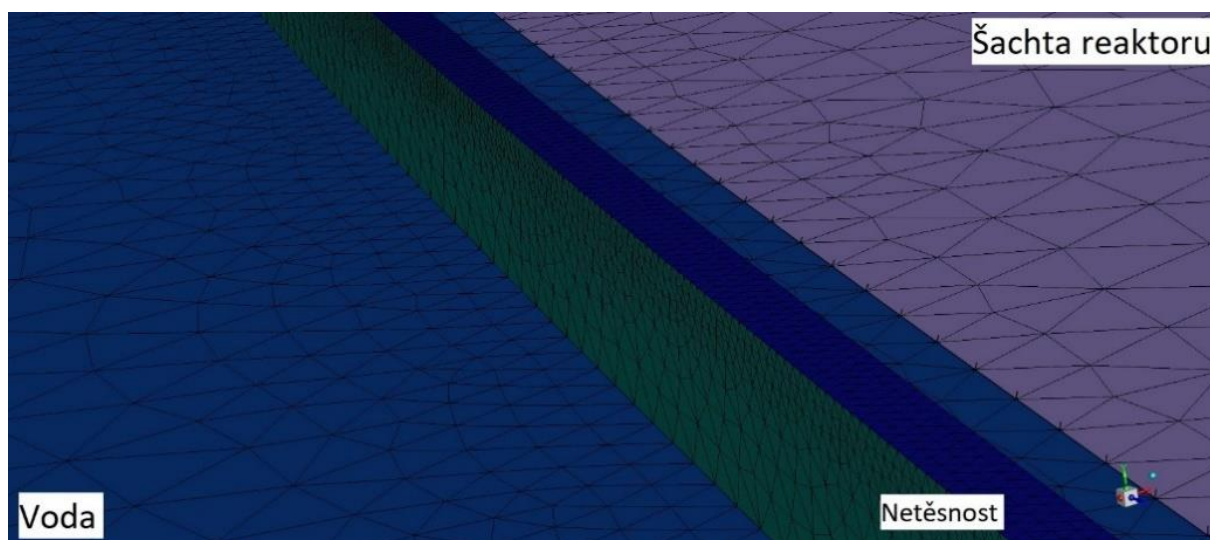
Z těchto důvodů bylo rozhodnuto netěsnost nemodelovat přímo u šachty, ale zhruba 4 mm od ní. Netěsnost byla opět vymodelována jako část plochy, která reprezentuje místo mezi dělicím prstencem a šachtou reaktoru. Netěsnost nebylo možné vymodelovat ve větší vzdálenosti od šachty, protože mezi šachtou a lištami hydroakumulátorů se nachází mezera o šířce 6 mm. Při tomto postupu se však opět objevily problémy v okrajové podmínce. Tentokrát se výpočet sice podařilo spustit, docházelo ovšem k divergenci převážně z důvodu nárůstu rychlostí na nereálné hodnoty právě v oblasti netěsnosti. V rámci ušetření počtu buněk bylo vyzkoušeno vytvořit netěsnost s 1, 3 i 5 buňkami na šířku, problémy se však vyskytovaly u všech variant.



Obr. 36 Sít' netěsnosti mezi lištou hydroakumulátorů a šachtou reaktoru

Problém s rychlostmi, pro které není v oblasti s netěsností fyzikální zdůvodnění, se podařilo vyřešit další variantou netěsnosti. Plocha, na které se netěsnost při předchozí variantě nacházela, byla vytažena 3 mm do výšky. Toto vytažení umožnilo nastavit okrajovou podmínku na celou plochu, a nejen na část plochy, jak tomu bylo v předchozích variantách. Ve vytažené části tímto dochází k lepšímu numerickému řešení rychlostí.

Pro tuto variantu bylo primárně nastaveno, aby na okrajové podmínce byly minimálně 3 buňky, na výšku vytažení také 3 buňky a aby na vstupu do netěsnosti byla ponechána alespoň jedna buňka. Byly též vyzkoušeny varianty s větším počtem buněk obdobně jako při variantě nastavení netěsnosti jako plochu. Tato metoda zabránila nárůstu rychlostí do nereálných hodnot, avšak stále se zde objevovaly rychlosti vyšší, než by bylo očekávatelné. V průběhu stacionárního výpočtu rychlosti na netěsnosti s rostoucím počtem iterací klesaly, ovšem po několika tisících iterací se trend otočil a rychlosti začaly opět růst. Vysoké rychlosti se vyskytovaly taktéž u jemnější sítě. Ta navíc způsobovala zásadní zpomalení výpočtu, neboť počet buněk narostl o několik milionů.



Obr. 37 Netěsnost se sítí vytaženou nad původní plochu

10.2. Odladování nastavení výpočtu

Tato podkapitola pojednává o různých metodách a postupech, které byly vyzkoušeny a provedeny v rámci odladování výpočtu. Pro správné spuštění výpočtu a jeho kvalitní průběh bylo potřeba nalézt vhodné nastavení a poupravit model tak, aby došlo ke konvergenci. Různé úpravy a varianty byly vyzkoušeny jak při nastavování vlastního výpočtu, tak na úrovni sítě a modelu.

10.2.1. Nastavení pomocného výpočtu průtoku netěsností

Při pomocném výpočtu hmotnostního průtoku netěsností není zohledněn vliv proudění do horkých větví, a tedy ani vliv strhávání výstupního proudu z netěsnosti. Toto zanedbání způsobuje, že na okrajové podmínce vzniká nežádané zpětné proudění, jelikož proud vycházející z netěsnosti s sebou strhává vodu za dělicím prstencem. Ve výpočtu bylo snahou se vyvarovat tohoto zpětného proudění pomocí prodloužení sítě za netěsností.

Byly vyzkoušeny různé velikosti sítě. Do radiálního směru je síť omezena geometrií TNR, zatímco v axiálním směru je nutné uvažovat, že při větší délce sítě se do výpočtu vnáší větší chyba, neboť zde není zohledněné proudění po výstupu z aktivní zóny.

Ve snaze zabránit zpětnému proudění bylo vytvořeno několik modelů s různými rozsahy za netěsností a bylo sledováno, zdali zpětné proudění na okrajové podmínce vymizí. I na modelu s velikostí sítě 800 mm za netěsností se však zpětné proudění na okrajové podmínce vyskytovalo. Vypočítaný hmotnostní průtok na netěsnosti se mezi verzemi lišil v setinách až desetínách procent.

Z těchto důvodů byla zvolena varianta s prodloužením sítě do 300 mm za netěsností, poněvadž při této vzdálenosti se zpětné proudění vyskytuje zhruba v polovině buněk na výstupní okrajové podmínce a při větších modelech se již procento buněk se zpětným prouděním nemění. Zároveň je tato oblast oproti delším sítím jen částečně v oblasti průtoku do horkých větví.

10.2.2. Nastavení podmínky Thin Wall na lištách hydroakumulátorů

Prvním místem, kde se vyskytovaly problémy ohledně spuštění výpočtu, byly lišty hydroakumulátorů a podmínka *Thin Wall* na nich použitá. Z hlediska rychlosti výpočtu by se pouhé stanovení tloušťky jevílo jako nejlepší varianta. Jelikož však bylo potřeba použít podmínku *Shell Conduction*, nastala otázka, kolik vrstev nastavit. Čím méně vrstev by bylo použito, tím rychleji by výpočet probíhal. Proto byla nejprve vyzkoušena jedna vrstva, při které se však stále objevovaly problémy s přestupem tepla a výpočet takto nebylo možné spustit. Až při použití dvou vrstev, jejichž tloušťka je nastavena tak, aby celkový součet udával skutečnou tloušťku lišt, se výpočet podařilo spustit.

10.2.3. Volba řešiče pro výpočet

Dále byly vyzkoušeny různé řešiče tlakových a rychlostních polí. Nejprve byla pro stacionární výpočet použita metoda SIMPLE, dále i SIMPLEC. Metoda Coupled se však projevila jako nejvhodnější. Také byla zkoušena různá diskretizační schémata. Při spuštění výpočtu byla nejprve aplikována schémata prvního řádu pro stabilnější výpočet při prvních desítkách iterací, až poté byla schémata přeprnuta na nastavení sepsané v *Tab. 4*. Nejprve byl zkoušen model $k-\varepsilon$, jako lepší se však projevilo použitý model $k-\omega$.

10.2.4. Spouštění s úzkým modelem netěsnosti

Při spouštění výpočtu byly v dřívějších fázích s variantou, kdy byla netěsnost široká 1 mm a posunutá od šachty, nejprve vypnuty některé okrajové podmínky, například výtok na netěsnosti či ochlazování stěny TNR. Eliptické dno bylo ponecháno jako volně prostupný objem a vlastnosti materiálů byly nastaveny jako konstantní. Poté byla tato nastavení postupně zapínána vždy po několika stovkách iterací. Při jednodušší úloze výpočet lépe konvergoval, po zapnutí některého pokročilého nastavení vždy rezidua nejprve prudce narostla a poté začala klesat, byť pomaleji než při předchozím nastavení.

10.2.5. Odladění průběhu výpočtu

Jako další problém se ukázala být konvergence výpočtu. Při prvotních variantách docházelo po několika iteracích k divergenci. Z těchto důvodů byla použita metoda *Pseudo Transient*, která umožnila za cenu delší doby výpočtu dosáhnout lepšího průběhu konvergence.

V průběhu iterací se hodnota *Time Scale Factor* zvýšila pokaždé, když hodnoty reziduí dosáhly požadovaných hodnot. U vyšších hodnot tohoto faktoru však již nedocházelo k dostatečnému snižování reziduí, ale k ustálení na určité hodnotě, či dokonce mírnému stoupání. Z tohoto důvodu se nepodařilo zvýšit tento faktor až na hodnotu 1.

Kromě reziduí byly sledovány hodnoty maximálních rychlostí jak při netěsnosti, tak v celkovém modelu. V průběhu výpočtu se po určitou dobu dařilo iteračně snižovat maximální rychlost, po jistém čase se však trend sestupu nejprve zastavil a začal poté exponenciálně růst. Tato maximální rychlost se objevovala na netěsnosti v oblasti nad lištami hydroakumulátorů. Právě mezi lištami a šachtou se vyskytovala maximální rychlost ve zbytku modelu. Vyšší rychlost na tomto místě je očekávatelná, protože je zde velice úzké místo, ve kterém se voda urychlí. Vypočítané hodnoty však neodpovídaly rychlostem, které by byly vzhledem ke scénáři očekávatelné.

10.2.6. Varianty korekce nárůstu rychlostí

Nejprve bylo vyzkoušeno adaptovat síť v programu Ansys Fluent. Pomocí sledování buněk, ve kterých se objevují nejvyšší rychlosti, byly vytipovány problematické oblasti, kde byly následně buňky adaptovány a zjemněny. Problém s růstem rychlostí se však touto metodou nepodařilo vyřešit, poněvadž se nárůst rychlostí nadále objevoval i po několika adaptacích. Další možností bylo vypnout problematické buňky. Většinou docházelo k těmto vysokým rychlostem jen v několika buňkách, které následně ovlivňovaly ostatní buňky ve svém okolí. Ani tato metoda však nevyřešila problém s nárůstem rychlostí, a proto bylo přikročeno k adaptaci sítě na úrovni Ansys Fluent Meshing.

První úpravou bylo zjemnění dané sítě v oblasti netěsnosti a vytvoření dostatečně kvalitních buněk. Právě počet buněk a kvalita sítě by mohly nejvíce ovlivnit výpočet a vznik daného problému. Bylo též vyzkoušeno vytvořit prismatické buňky mezní vrstvy v oblasti netěsnosti. Takto bylo vytvořeno zhruba 10 modelů s různými sítěmi, na kterých byly aplikovány výše popsané postupy a nastavení. Bylo snahou zachovat místo netěsnosti co nejpřesněji vůči skutečné geometrii, bohužel se však žádnou metodou nepodařilo zabránit nárůstu rychlostí a následné divergenci úlohy.

V neposlední řadě byla vyzkoušena oprava inicializace, neboť po hybridní inicializaci se velmi záhy objevovaly nefyzikální rychlosti na netěsnosti a v objemu vody pod ní. Na netěsnosti byla nastavena rychlost ve svislém směru $20 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ a v objemu vody ve všech směrech $0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. I s těmito počátečními hodnotami se však po několika iteracích začaly objevovat nadměrně vysoké hodnoty rychlostí, které následně opět po poklesu v období několika tisíců iterací začaly růst a už se je nepodařilo snížit.

10.2.7. Spouštění nestacionárního výpočtu

Jelikož se jedná o nestacionární úlohu a hodnoty maximální rychlosti se vyskytovaly pouze na několika buňkách, byla zvažena možnost spustit nekonvergovanou úlohu nestacionárně. Předpokladem bylo, že by se po počátečním čase na odladění úlohy maximální rychlost ustálila na přijatelné úrovni. Tato úvaha se však ukázala jako mylná, neboť i při časovém kroku $0,00001 \text{ s}$ výpočet po několika časových krocích začal divergovat.

10.2.8. Zvolení finální varianty

Nakonec se výpočet podařilo provést ve variantě s rozšířením netěsnosti za cenu změny geometrie lišt. Opět byl po jistých krocích zvyšován *Time Scale Factor*, nebylo však zapotřebí spouštět různá nastavení okrajových podmínek či vlastností materiálů postupně. Po přepnutí na nestacionární výpočet proběhlo odladění velikosti časového kroku. Pro tento výpočet bylo vyzkoušeno použít model PISO, ten však nevykazoval dostatečnou míru konvergence reziduí ani při menších časových krocích. Proto byl nakonec zvolen model SIMPLEC.

11. Výpočet

11.1. Výpočetní technika

Pro takto náročný výpočet je potřeba dostatečně výkonná výpočetní technika. Tvorba objemové sítě a stacionární výpočet proběhly s využitím výpočetních serverů FS ČVUT na počítači HP ProLiant DL580 G8 se čtyřmi patnáctijádrovými procesory Intel Xeon E7-4880 v2, 2.50 GHz a s pamětí 512 GB RAM, jenž byl zapůjčen firmou HPE. Rychlost výpočtu na tomto počítači se lišila dle vytiženosti ostatními uživateli. Výpočet jedné iterace při stacionárním výpočtu trval zhruba 2 minuty. [17]

Na nestacionární výpočet byla potřeba větší výpočetní kapacita. Výpočet proběhl na počítači HPE Superdome Flex, který obsahuje 20 osmnáctijádrových procesorů Intel Xeon Gold 3,0 GHz, 3800 GB RAM a má úložný prostor 20 TB. Pro výpočet byly použity 4 procesory, tedy 72 jader. [18]

11.2. Průběh výpočtu

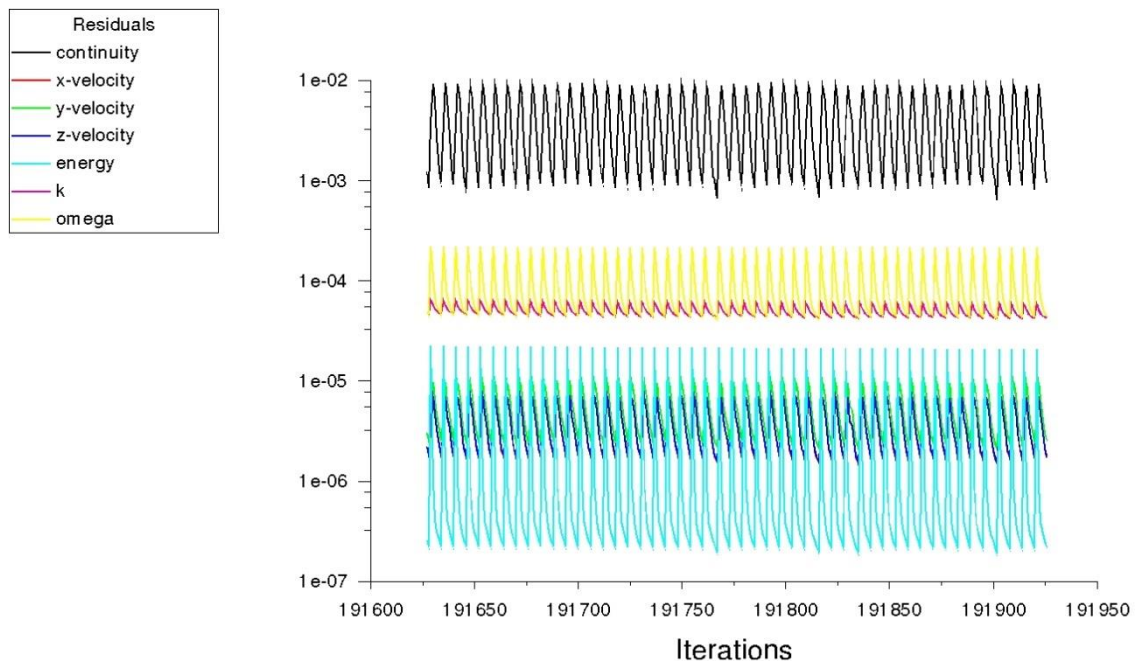
Vzhledem k výpočetní náročnosti a z časových důvodů byl scénář počítán pouze pro 1200 s. Výpočet byl nejprve inicializován pomocí hybridní inicializace. Poté byl spuštěn s hodnotou *Time Scale Factor* 0,001. Po 100 iteracích byla tato hodnota zvýšena na 0,005, následně na 0,01. Ideální by bylo dosáhnout hodnoty *Time Scale Factor* rovné 1; ze sledovaných reziduí ale bylo pozorováno, že při vyšší hodnotě *Time Scale Factor* rezidua u rovnice kontinuity neklesají a stagnují příliš vysoko, přibližně u hodnoty 0,1 namísto chtěné 0,001. Proto byl ponechán *Time Scale Factor* na hodnotě 0,01. Stacionárně bylo vypočteno 5500 iterací.

Pro nestacionární výpočet je potřeba stanovit podmínku konvergence na jeden časový krok či konečný počet iterací, které mají proběhnout v rámci výpočtu časového kroku. V této práci byly stanoveny konvergenční podmínky pro všechny rovnice až na rovnici energie tak, aby rezidua klesla alespoň na hodnotu 0,001. Pro rovnici energie je konvergenční hodnota $1 \cdot 10^{-6}$.

Časový krok pro spuštění nestacionárního výpočtu byl z počátku volen jako 0,001 s. Po proběhnutí 10 iterací a kontrole, že s tímto časovým krokem probíhá výpočet stabilně, byla tato hodnota zvýšena na 0,005 s. Následováním výše zmíněného postupu byl konečný časový krok stanoven na 0,02 s. V prvních vypočítaných sekundách bylo zapotřebí provést na jeden krok zhruba 80 iterací, postupně se však potřebný počet iterací snižoval. U 90. sekundy bylo potřeba na jeden krok 9 iterací. Poté nastalo zapnutí vysokotlakého vstřikování, které způsobilo navýšení počtu iterací na 24.

Od 100. sekundy byly změněny podrelaxační faktory u tlaku a hybnosti pro urychlení výpočtu. Ten zůstal i přes tyto změny stabilní, počet iterací potřebný na jeden krok se zmenšil průměrně na 6, čímž se výrazně snížil potřebný čas k vypočítání scénáře.

Celkový výpočet nestacionární části trval 28 dní, předcházelo mu odlaďování výpočtu stacionární části a její vlastní výpočet, který probíhal zhruba 2 měsíce. Byl vytvořen objem 1 TB souborů při odlaďování, při výpočtu bylo nastaveno automatické ukládání každou vypočítanou sekundu. Celkově bylo vytvořeno 4,62 TB souborů dat v jednotlivých časech. Tyto soubory však byly z důvodu velikosti promazávány, zálohovány byly po deseti sekundách. Konečné soubory nakonec zabíraly 444 GB místa. Při výpočtu nestacionární části proběhlo 434 429 iterací.



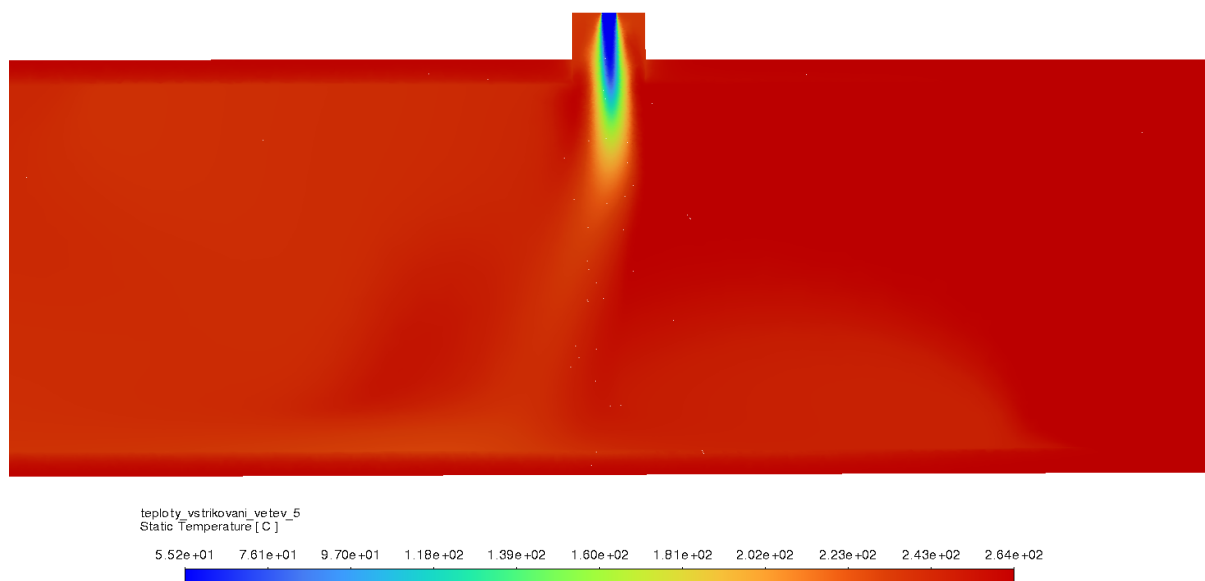
Obr. 38 Průběh reziduí při nestacionárním výpočtu

12. Vyhodnocení výsledků

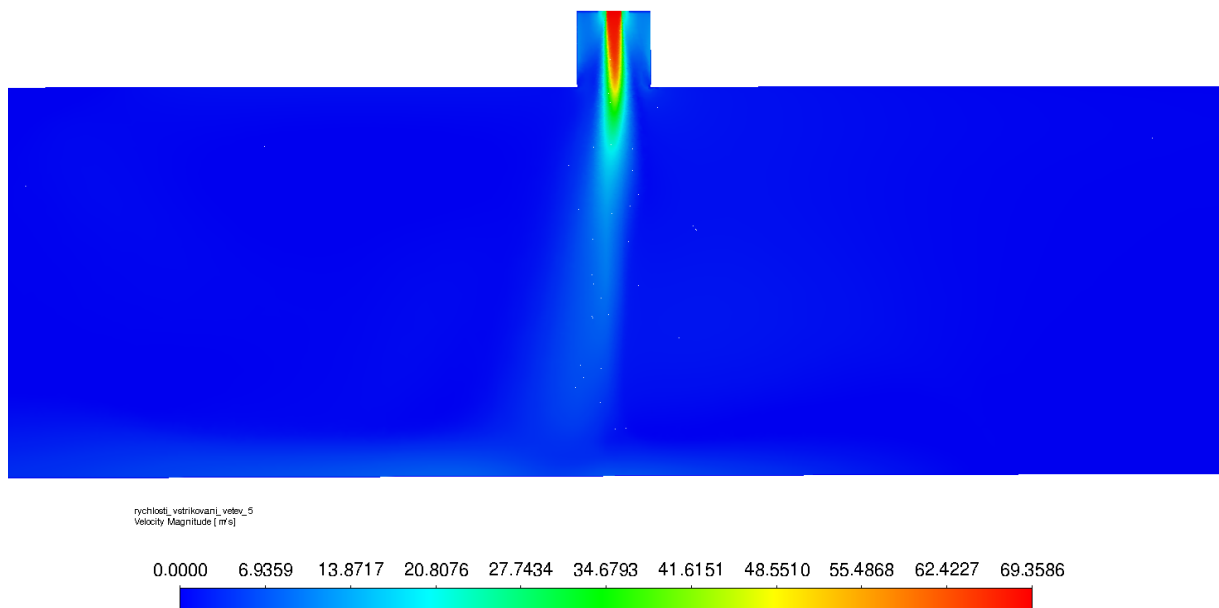
V této kapitole jsou zhodnoceny výsledky výpočtu a zobrazeny a popsány děje, které se v tomto scénáři vyskytují. Hlavní sledovanou veličinou byly v průběhu výpočtu teploty na konkrétních oblastech zmíněných v předchozích kapitolách. Sleduje se průběh minimálních a maximálních teplot. Dále je sledován vliv netěsnosti, konkrétně odtok stagnujícího chladiva pod dělicím prstencem, kde zůstává voda o vysoké teplotě. Jelikož se jedná o úlohu, při které byla vygenerována značná množství dat, kromě grafů průběhů teplot jsou v této kapitole popisovány jen vybrané časy.

12.1. Rozložení teplot a rychlostí v oblasti havarijního vstřikování

Ke spuštění havarijního vstřikování dochází zhruba v 92. s. Proud je veden clonou o velikosti 19,5 mm do hlavního cirkulačního potrubí, kde je voda díky odstaveným čerpadlům v pohybu čistě ze setrvačnosti a doběhu čerpadel. Z tohoto důvodu se zde nevyskytovaly vysoké rychlosti. Studená voda havarijního chlazení, jejíž hmotnostní průtok se pohybuje okolo hodnoty $22 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$, dosahuje rychlosti až $77 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Dohromady dochází k šíření studeného jazyka u spodní části potrubí oběma směry, tedy jak směrem k reaktoru, tak k hlavnímu cirkulačnímu čerpadlu. Zároveň dochází k míšení obou proudů a poklesu teploty vody v dané oblasti. Na *Obr. 39* lze pozorovat míšení proudů vody z havarijního vstřikování s vodou v HCP zhruba po třiceti sekundách od zapnutí vstřikování. Na tomto obrázku je reaktor nalevo od daného zobrazení. Unášená voda je chladnější než před vstřikováním. Na *Obr. 40* se nachází rychlostní rozložení vstřikování na 5. větvi.

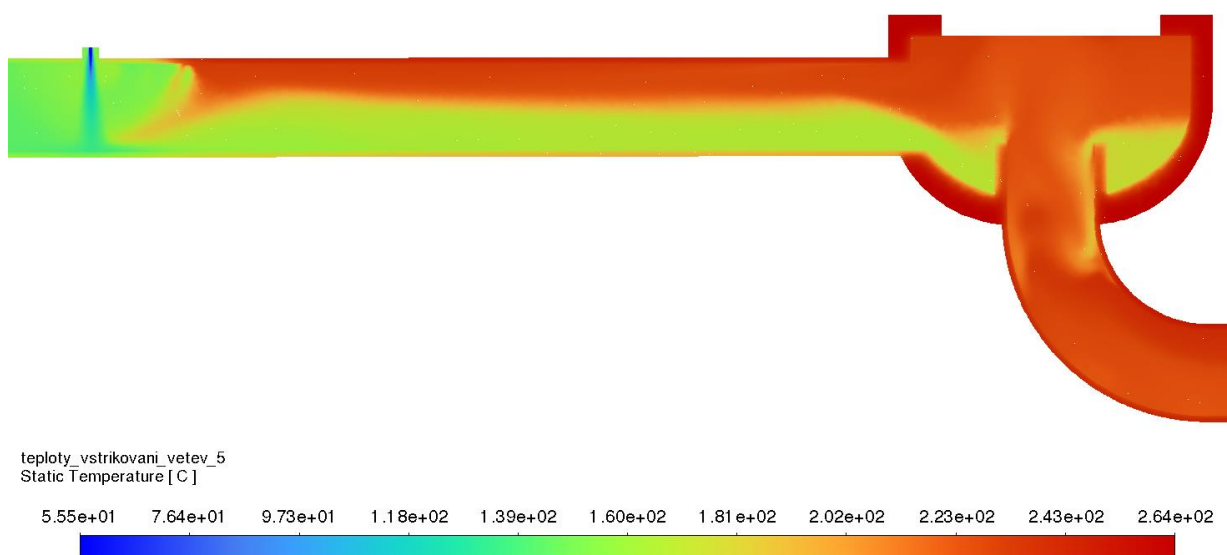


Obr. 39 Rozložení teploty v místě vstřiku na větvi 5 v čase 120 s

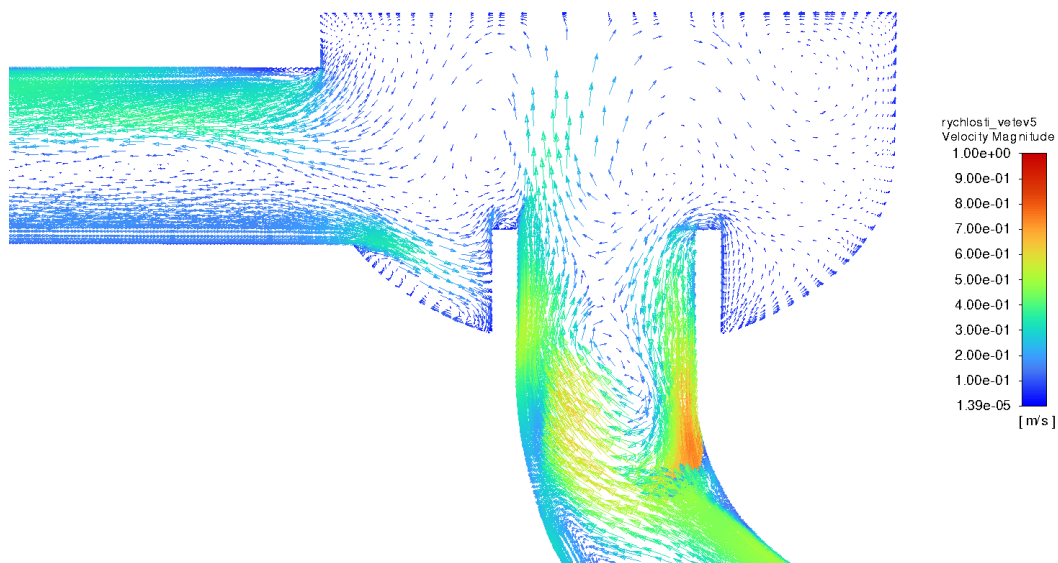


Obr. 40 Rychlostní rozložení havarijního vstřikování na větví 5 v čase 120 s

Chladná voda neproudí jenom k reaktorové nádobě, ale také směrem k HCČ, kde se též tvoří studené jazyky, a v potrubí je tak proud vody rozdělen na dvě části. Postupně dochází k proudění studené vody do výtlačku HCČ a následně přes sání čerpadla dále do potrubí. V oblasti mezi havarijním vstřikováním a tělem HCČ dochází ke stratifikaci chladiva. Studená část se nachází u spodní části potrubí a proudí směrem od vstřikování, zatímco horká část je převážně v horní části a proudí od HCČ, což lze pozorovat na Obr. 41. Rychlostní rozložení se nachází na Obr. 42. Vodu v HCČ zároveň ovlivňují jeho stěny, ve kterých je akumulované teplo.



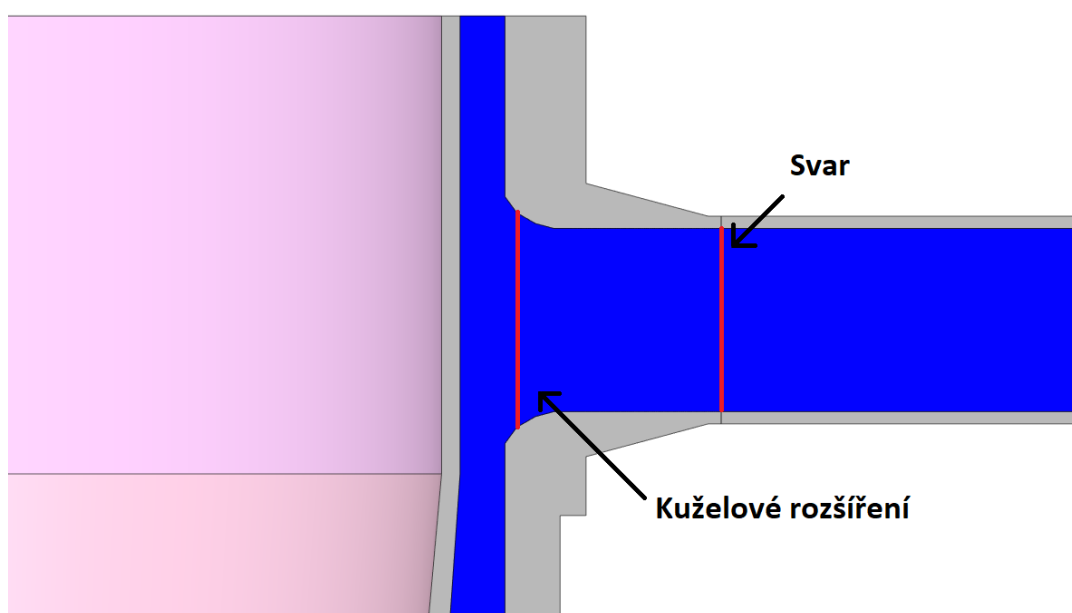
Obr. 41 Teplotní rozdělení na 5. větví s HCČ v čase 600 s



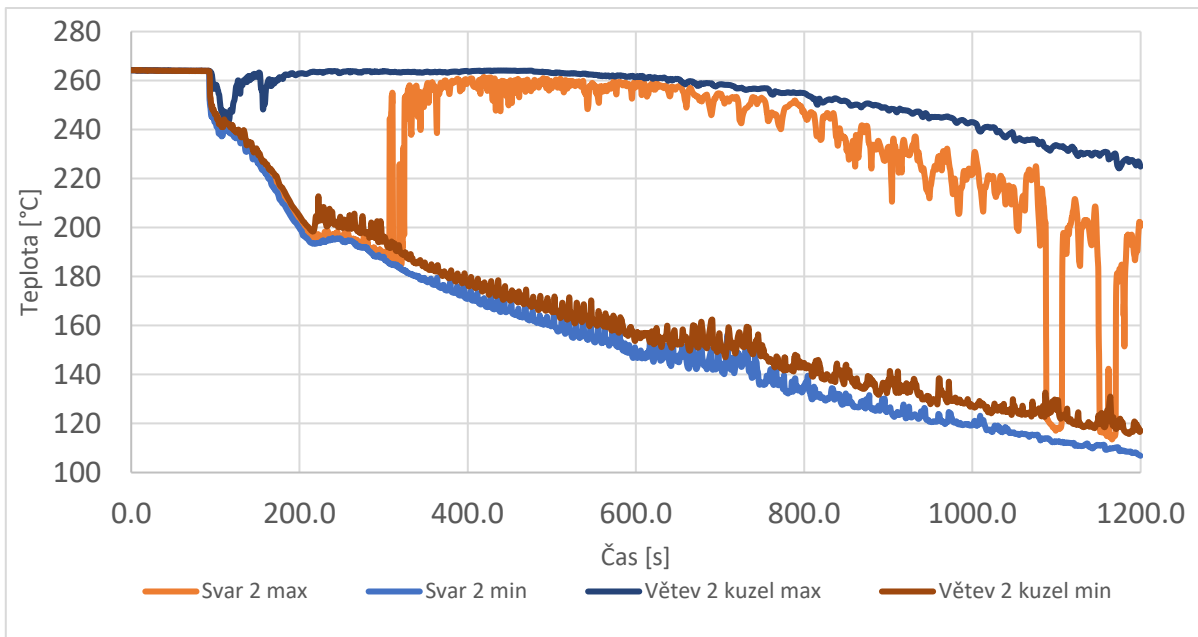
Obr. 42 Rychlostní rozdělení v oblasti HCC na 5. větvi v čase 600 s

12.2. Rozložení teplot v oblasti hrdel

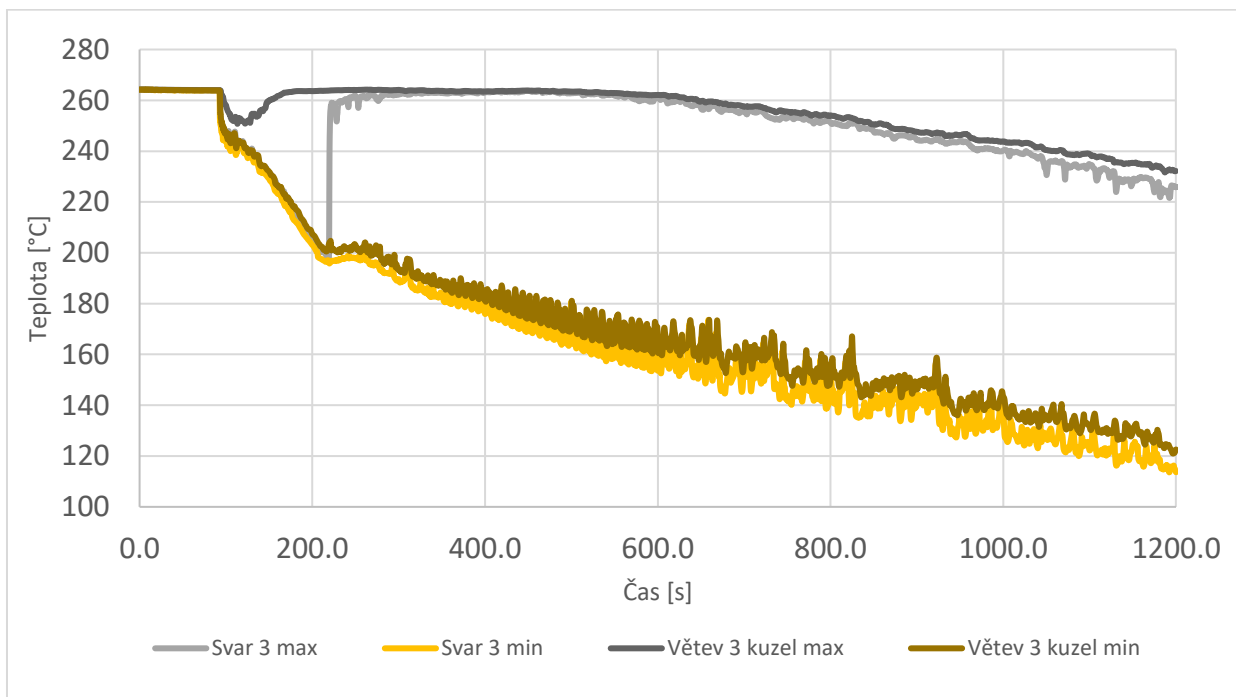
Hlavním výstupem této práce je průběh teplot vybraných míst pro analýzu TTŠ. Tato podkapitola se zabývá oblastí hrdel. Svarová místa jsou obecně sledována z toho důvodu, že je zde větší pravděpodobnost výskytu defektu či křehkého lomu. Během analyzovaného scénáře je potřebné sledovat rozdíl daných teplot, který vede k teplotnímu namáhání. Na hrdlech se nacházejí dvě sledovaná místa, a to svar napojující nátrubek TNR a potrubí studené větve kuželové rozšíření z 30° na 45° ve vstupním hrdle. Tato místa jsou naznačena na Obr. 43. Grafy průběhu maximálních a minimálních teplot jsou vykresleny na Obr. 44, Obr. 45 a Obr. 46.



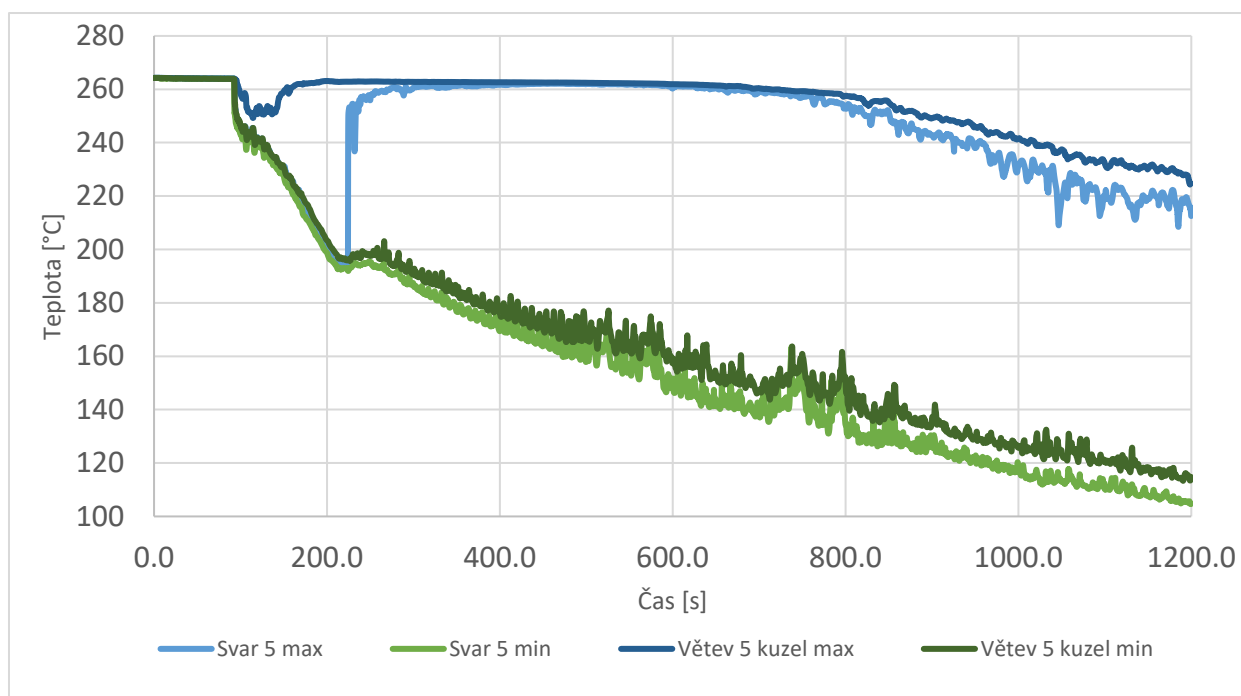
Obr. 43 Sledovaná místa v oblasti hrdla



Obr. 44 Teplotní průběh na nátrubku 2. větve

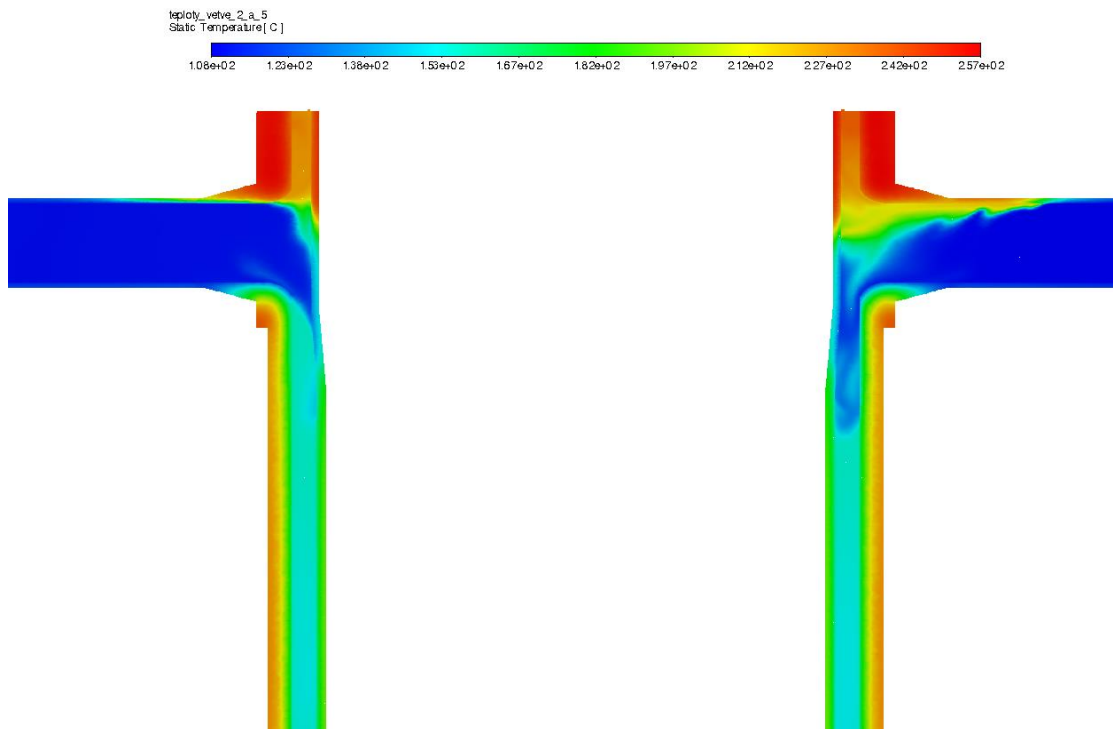


Obr. 45 Teplotní průběh na nátrubku 3. větve



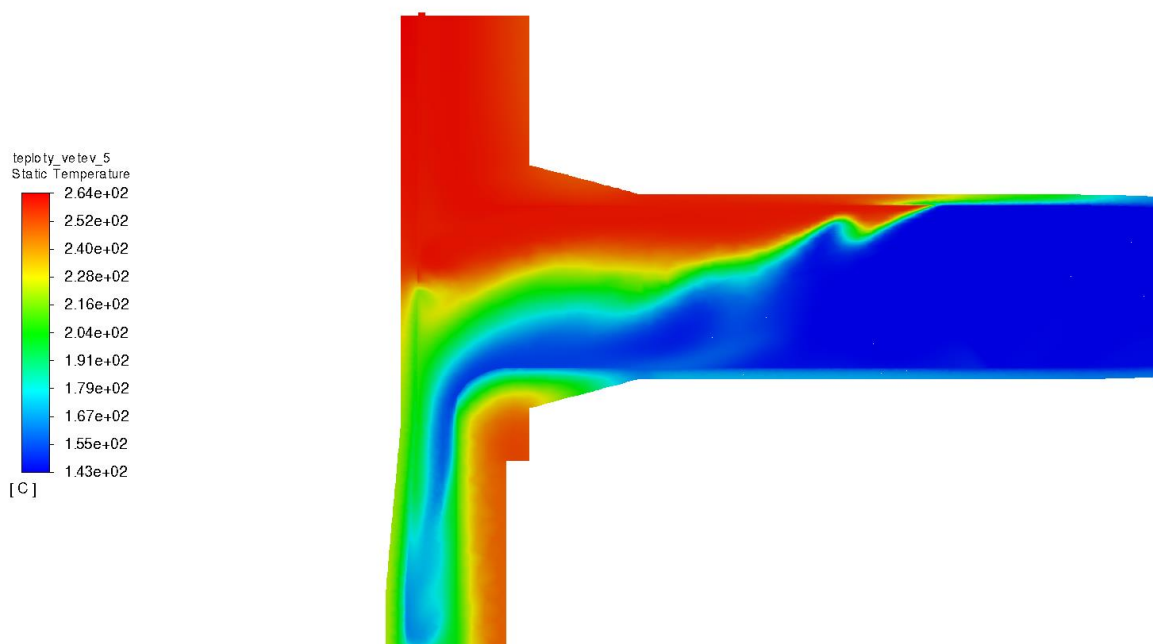
Obr. 46 Teplotní průběh na nátrubku 5. větve

Průběh teplot je na všech grafech do značné míry podobný. Lze pozorovat prudký pokles teploty okolo 100. sekundy, který je způsoben šířením studené vody od vstřikování. Minimální teplota následně stále relativně prudce klesá, jak se ke svaru dostává studenější voda. Až od času cca 220 s se trend zpomalí a minimální teplota klesá pomaleji. Zároveň ale dochází ke zpětnému proudění teplé vody z oblasti pod dělicím prstencem. Nejprve se teplá voda vrátí ke kuželovému rozšíření, až po cca dalších 120 s se dostane ke svaru na konci nátrubku. Maximální teplota horké vody zde zůstává přibližně dalších 500 s – 600 s, než se začne snižovat. Na větvích 3 a 5 je tento průběh velice podobný, výchyly se však vyskytují na větvi 2. Zde se zpětný proud horké vody neprojevuje v takové míře jako u 3. a 5. větve. Ze začátku jen mírně osciluje, dokud se nedostane i ke svaru na konci nátrubku. Teplota na tomto svaru je pak nižší než na kuželovém rozšíření, rychleji klesá a ke konci scénáře bývá teplejší voda opět vytlačována. Na Obr. 47 se nachází řez tlakovou nádobou, přičemž napravo se nalézá větev 5, nalevo větev 2. Lze zde jasně vidět, že zatímco v 5. větvi se při svaru u konce hrdla stále nachází horké chladivo, na 2. větvi se u tohoto svaru nachází jen studená voda proudící od HCČ.



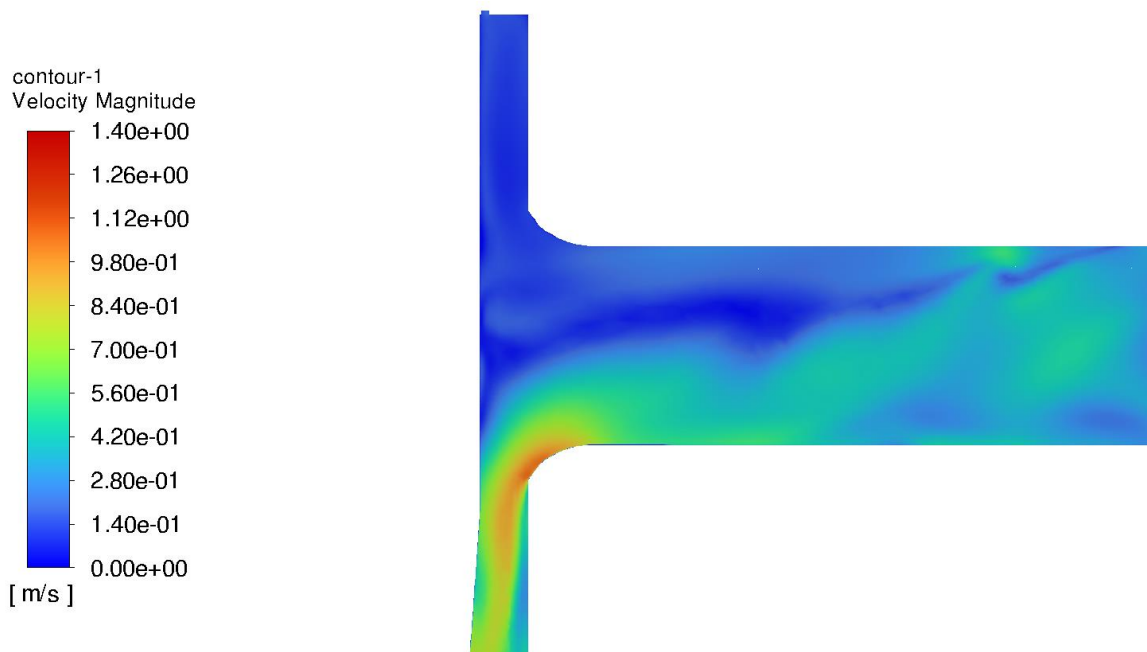
Obr. 47 Teplotní rozložení v řezu tlakové nádoby v čase 1100 s

Na Obr. 48 se nachází teplotní rozložení na hrdle 5. smyčky v čase 600 s. Zde je možné zřetelně pozorovat vytvořený studený jazyk proudící sestupnou šachtou. Zároveň lze vidět přechodovou oblast mezi horkým a studeným chladivem. V této oblasti dochází k teplotnímu rozdílu skoro 110 °C. Zároveň se zde stále drží teplé chladivo v oblasti pod dělicím prstencem, kde má voda teplotu okolo 264 °C jako na začátku scénáře.

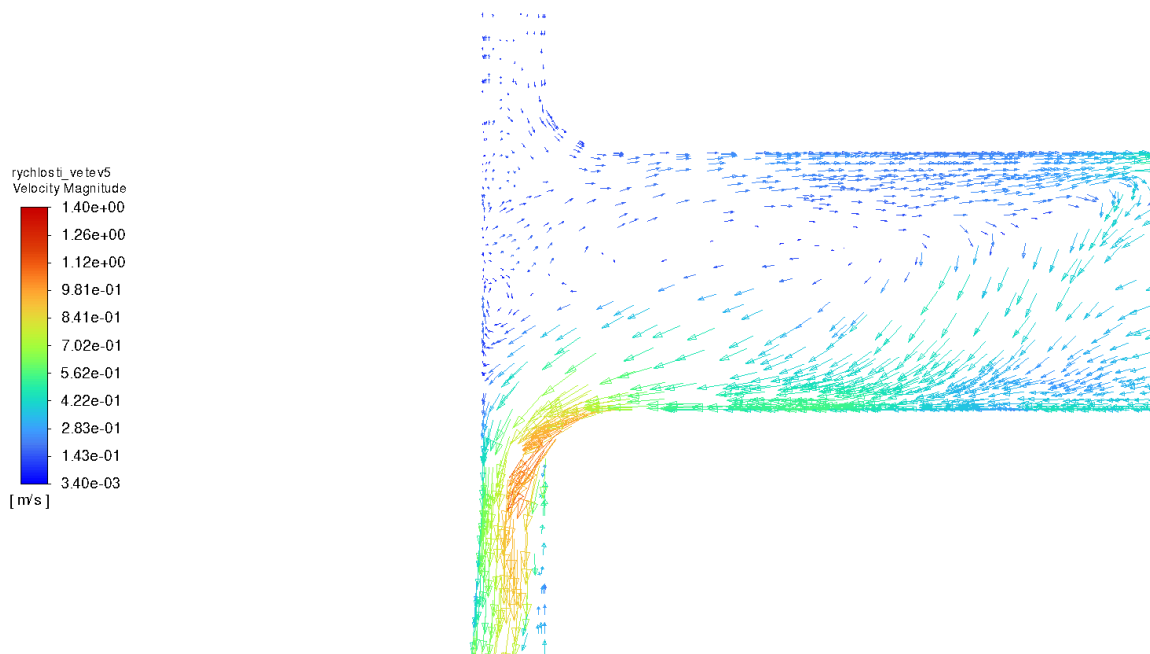


Obr. 48 Teplotní rozložení řezu reaktorem u vstupu 5. větve v čase 600 s

Obr. 49 znázorňuje rychlostní rozložení na hrdle 5. větve. Ve spodní části hrdla dochází k urychlení chladiva při nátoku do sestupné šachty. Zároveň lze toto místo s vyššími rychlostmi porovnat se zobrazením studeného jazyka na *Obr. 48* a z toho vyvodit, že právě studený jazyk je urychlený při sestupu. Dochází též k proudění horkého chladiva zpět do hrdla, což potvrzuje *Obr. 50*, kde je vidět zpětné proudění. I zde je dobře znázorněno urychlení chladiva v sestupné šachtě.



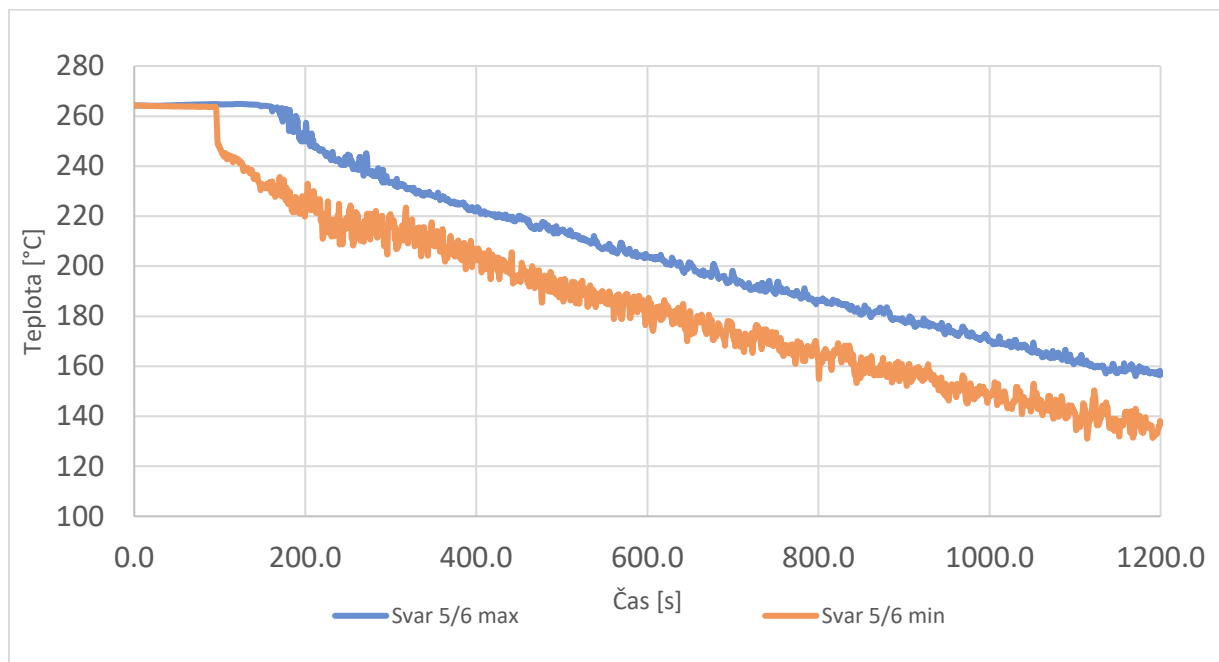
Obr. 49 Rychlostní rozložení řezu reaktorem u vstupu 5. větve v čase 600 s



Obr. 50 Rychlostní rozložení ve vektorovém zobrazení řezu reaktorem u vstupu 5. větve v čase 600 s

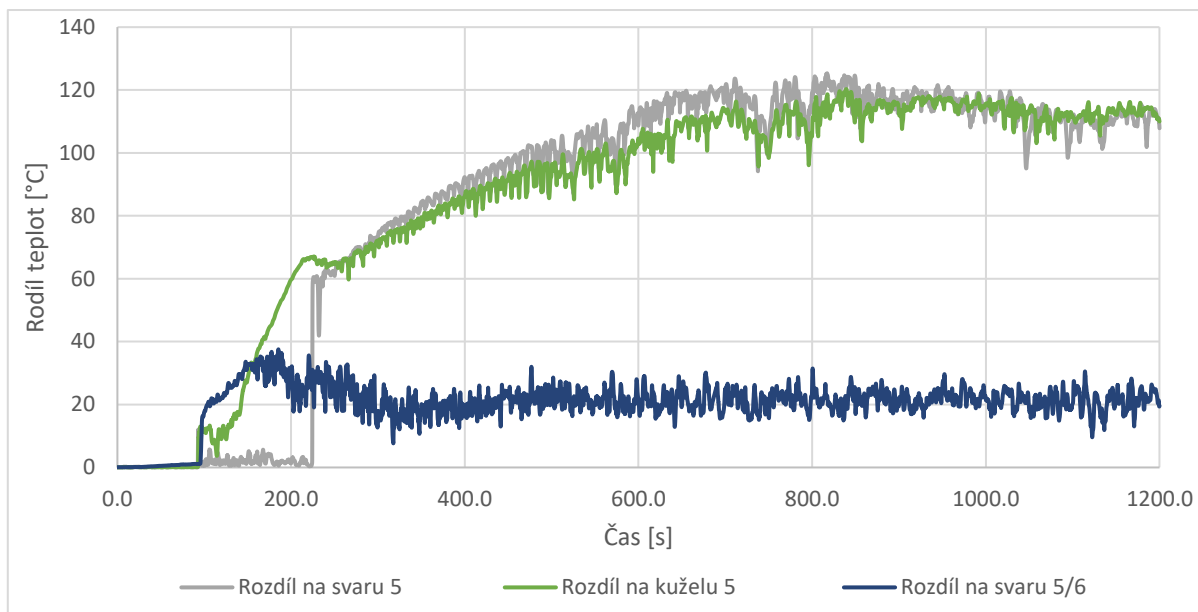
12.3. Rozložení teplot v sestupné šachtě

V oblasti sestupné šachty se nachází další důležitý svar. Nese označení 5/6, a protože je situován v oblasti aktivní zóny, je oproti jiným svarům mnohem více radiačně namáhán. Svar se nachází ve výšce 4,701 m ode dna TNR. V případě porušení tohoto svaru by docházelo ke značné ztrátě chladiva a k omezení možnosti chladit aktivní zónu, nemluvě o možnosti roztržení tlakové nádoby. Teplotní průběh na tomto svaru se nachází na *Obr. 51*.



Obr. 51 Teplotní průběh na svaru 5/6

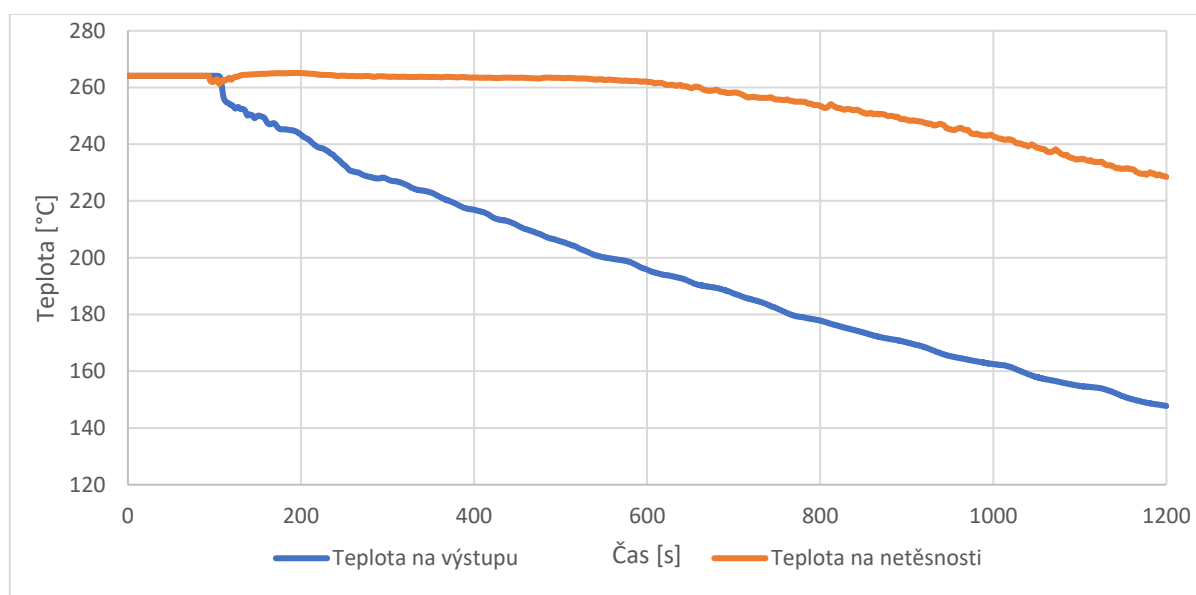
Po několika sekundách od spuštění havarijního vstřikování dochází k prudkému poklesu teploty na svaru. Následně se po dalších desítkách sekund trend ustálí a jak maximální, tak minimální teploty začínají převážně lineárně klesat. Oproti svarům na hrdlech zde nedochází k tak značnému teplotnímu rozdílu, jelikož zde chladivo bývá již značně smíchané, studený jazyk v této oblasti vymizel a teplotní rozdíly jsou převážně dány rozdílem teplot v místech, kam doputoval studený proud z větví s havarijním chlazením oproti místům ostatním. Teplotní rozdíl zároveň nevykazuje v průběhu scénáře výraznější výkyvy. Na *Obr. 52* se nachází porovnání teplotních rozdílů na svaru 5/6 a na svarech u hrdla 5. smyčky. Zajímavostí je, že zatímco se teplotní rozdíl na svaru 5/6 relativně ustálí, rozdíl na svaru v hrdle roste až do cca 800. sekundy a přibližně se ustálí až téměř na konci výpočtu.



Obr. 52 Teplotní rozdíl na 5. větvi a na svaru 5/6

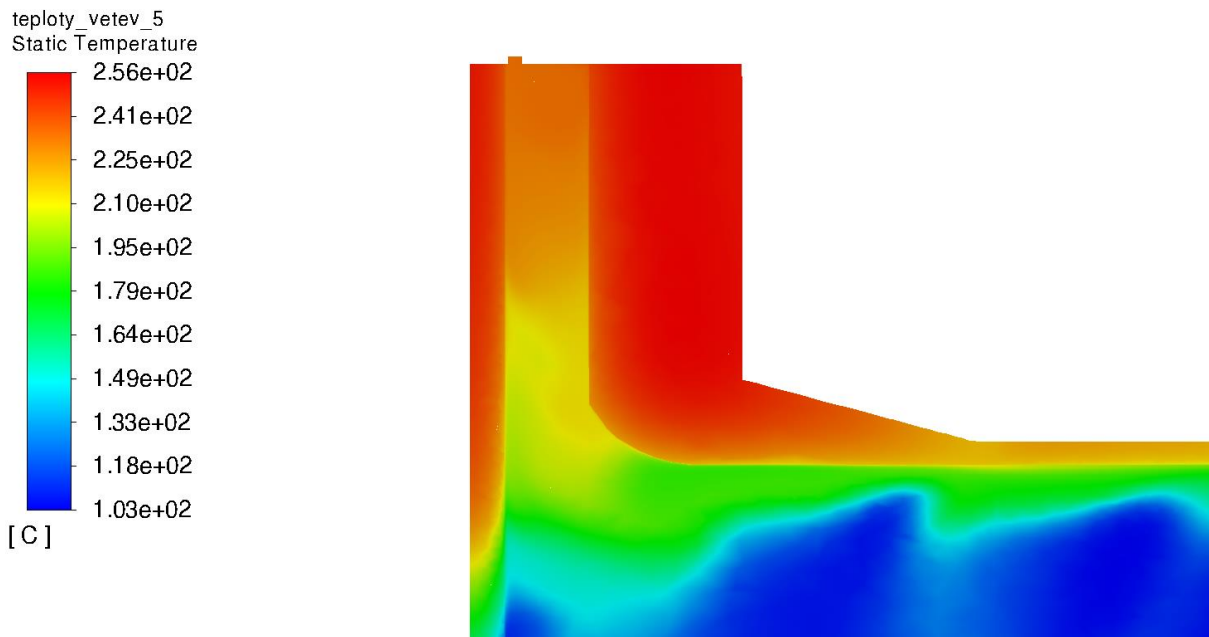
12.4. Vyhodnocení vlivu netěsnosti

Netěsnost má z pohledu teplot v hrdlech kladný vliv, jelikož pomáhá „odčerpát“ horké chladivo, které proudí zpět do větvi a způsobuje danou teplotní diferenci. Díky odtoku horkého chladiva přes netěsnost do horní směšovací komory se maximální teplota v průběhu děje snižuje rychleji, než by klesala bez odtoku skrz netěsnost. Například na 5. větvi dosahuje v čase 1200 s maximální teplota na kuželovém svaru 224,7 °C, zatímco v práci Ing. Šplíchala je maximální teplota ve stejném čase okolo 250 °C. Obecně sestupný trend maximálních teplot nastává zhruba o 100 sekund dříve a má prudší průběh.



Obr. 53 Teplotní průběh na výstupních okrajových podmínkách

Obr. 53 ukazuje rozdílný průběh průměrných teplot na netěsnosti a na výstupu nad eliptickým dnem. Zatímco na výstupu u aktivní zóny průměrná teplota klesne již u 100. s a po čase 300 s od začátku děje začne přibližně lineárně klesat, u netěsnosti je vidět nejprve mírný pokles po spuštění havarijního chlazení, poté nárůst zhruba o 0,5 °C nad předchozí hodnotu a až v čase cca 550 s se objeví klesající trend. Vysoké hodnoty teplot po takto dlouhou dobu jsou způsobeny stagnací horkého chladiva pod dělicím prstencem.



Obr. 54 Řez tlakovou nádobou u 5. větve, detail oblasti pod dělicím prstencem v čase 1200 s

12.5. Zhodnocení výpočtu

Výsledky simulovaného scénáře odpovídají předpokladům o šíření studených jazyků. Ve výpočtu se projevil vliv netěsnosti, díky které dochází k rychlejšímu ochlazení stagnujícího chladiva a odtoku z oblasti pod dělicím prstencem, čímž dochází k dřívějšímu poklesu maximálních teplot v oblasti hrdel. Ve výpočtu se projevil vliv vymodelování zbytku pevných stěn. Na konci scénáře měly vnější stěny HCČ stále vysokou teplotu, a tudíž ovlivňovaly teplotu chladiva.

Ve výsledných průbězích sledovaných teplot se vyskytují oscilace okolo určité hodnoty při daném trendu. Tyto výkyvy lze přisoudit vlivu turbulence. Totéž souvisí s výkyvy na druhé větvi, kde oproti ostatním větvím nedochází k zaplnění hrdel horkým chladivem v takové míře. Data pro rychlosti a teploty jak v jednotlivých větvích, tak u havarijního chlazení jsou si velice podobná, tudíž vstupní okrajové podmínky neměly vliv na vznik tohoto jevu. Oproti 5. větvi se však větve 2 a 3 nacházejí v těsné blízkosti, a tudíž se navzájem ovlivňují.

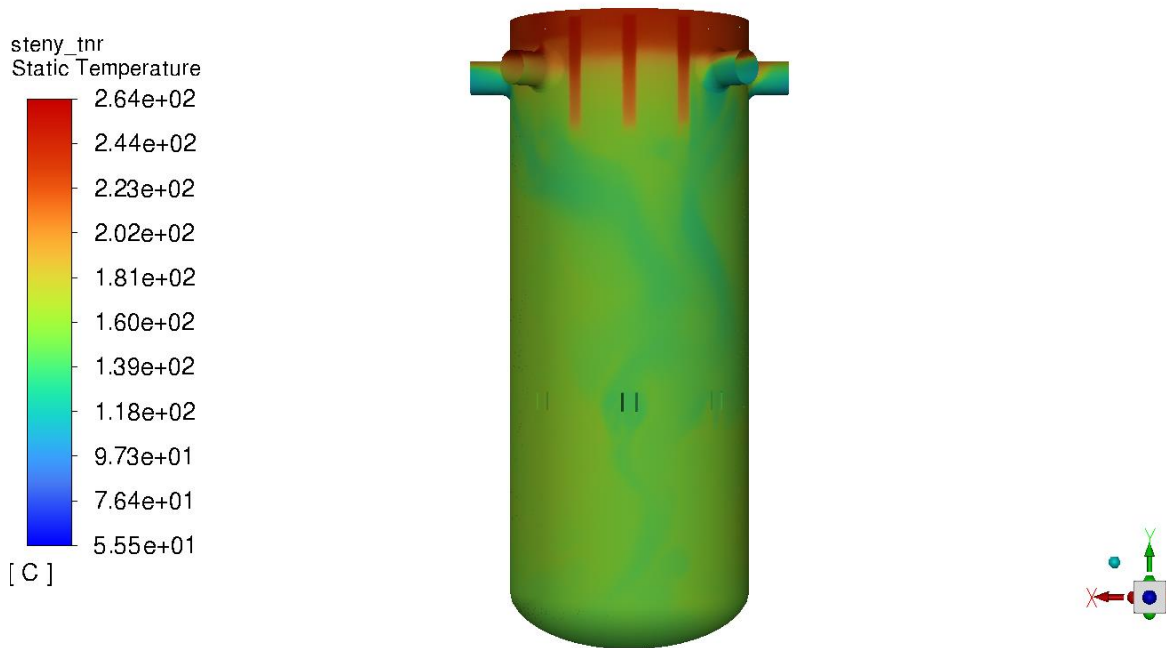
Ve výpočtu se prokázal vliv netěsnosti prostřednictvím konečného snižování maximální teploty na svarech. Kdyby se podařilo výpočetně analyzovat větší časový úsek scénáře, mohlo by dojít k razantnějšímu snížení teploty vody pod dělicím prstencem a ke snižování teplotního rozdílu, který je v čase 1200 s v hrdlech přibližně 110 °C.

V průběhu výpočtu byly primárně sledovány teploty na vybraných místech. Výsledné maximální rozdíly a jím příslušné časy jsou uvedeny v *Tab. 6*.

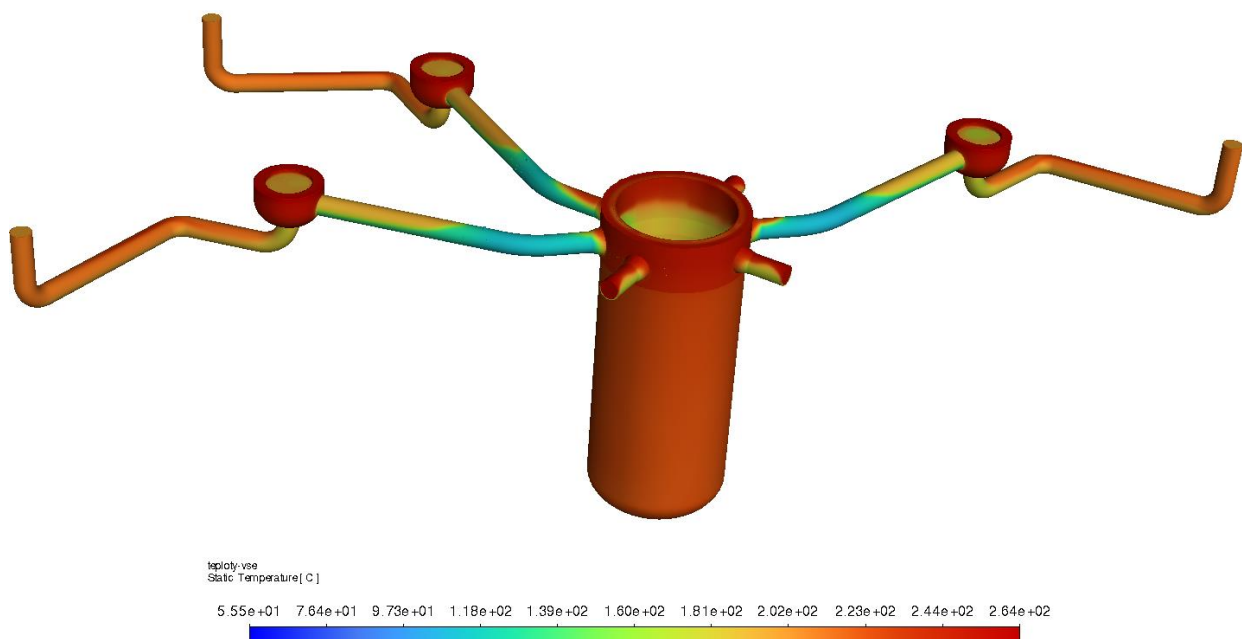
Tab. 6 Výsledné maximální teplotní rozdíly

	Čas [s]	Maximální teplotní rozdíl [°C]
Větev 2, svar	786,6	117,9233
Větev 2, kuželové rozšíření	888,5	118,0530
Větev 3, svar	955,9	116,2524
Větev 3, kuželové rozšíření	1196,3	111,6425
Větev 5, svar	817,1	125,3106
Větev 5, kuželové rozšíření	839,3	120,2867
Svar 5/6	185,4	37,5508

Maximální teplotní rozdíl je pozorován na svaru 5. větve. Na svaru 5/6 je maximální rozdíl asi čtyřikrát menší. Tyto hodnoty by byly společně s hodnotami tlaku vstupem pro analýzu TTŠ, která by se zabývala konkrétní lomovou mechanikou a problematikou daných materiálů. Nabízí se zopakovat výpočet s použitím celistvé prismatické sítě a vyzkoušet, zda by problémy s netěsností vymizely a zda by se dosáhlo stejných výsledků. Také by bylo vhodné provést výpočet plného trvání scénáře, tedy 3600 s, čehož se z časových důvodů a kvůli problémům při odlaďování výpočtu nepodařilo dosáhnout.



Obr. 55 Teplotní rozložení na vnitřní stěně TNR v čase 1200 s



Obr. 56 Teplotní rozložení celého modelu v čase 1200 s

13. Závěr

Cílem této práce bylo vyhodnotit vliv netěsnosti okolo dělicího prstence. Rešeršní část se zabývá popisem jednotlivých havarijních systémů chlazení aktivní zóny. Dále tato část práce obsahuje popis průběhu havárie se ztrátou chladiva (LOCA), jsou zde vyjmenována některá experimentální zařízení a je popsán konkrétní scénář, který je v této práci řešen. Závěr rešeršní části se zabývá postupem při analýze tlakově teplotních šoků.

Praktická část začíná popisem řešeného scénáře a dělicího prstence. Následně je vyložena úprava geometrie modelu VVER 440/213 Jaderné elektrárny Dukovany pro tuto úlohu. Na této geometrii byla vytvořena výpočetní síť v programu Ansys Fluent Meshing. Další kapitola popisuje nastavení výpočtu a popis okrajových podmínek. Část této práce je věnována výpočetní náročnosti a odlaďování vlastního výpočtu.

Výsledky této práce jsou shrnuty v kapitole 12. Zde jsou popsány teplotní průběhy na sledovaných oblastech a je v ní rovněž zhodnocen vliv netěsnosti na průběh výpočtu a na výsledcích. Maximální teplotní rozdíl se nachází na 5. větvi a dosahuje 125 °C. Maximální teplotní rozdíl na svaru tlakové nádoby je 37,5 °C. Výsledky této práce mohou sloužit jako vstupní data pro analýzu tlakově teplotních šoků, jež může výrazně přispět ke zvýšení jaderné bezpečnosti elektráren s tlakovodními reaktory typu VVER 440/213.

14. Bibliografie

- [1] BEČVÁŘ, Josef. *Jaderné elektrárny*. Praha: SNTL - Státní nakladatelství technické literatury, 1978, 634 s.
- [2] HEŘMANSKÝ, Bedřich. *Jaderné reaktory I.: Reaktory II. generace*. Praha, 2017.
- [3] ZDEBOR, Jan. *Jaderné systémy I: Pomocné systémy* [přednáška]. In: Praha: FS ČVUT
- [4] KROPÍK, Martin. *Jaderná elektrárna Dukovany* [přednáška]. In: Praha: FJFI ČVUT
- [5] HEŘMANSKÝ, Bedřich. *Bezpečnost jaderných elektráren III.: LOCA a těžké havárie*. Praha, 2011.
- [6] *VALIDATION MATRIX FOR THE ASSESSMENT OF THERMAL-HYDRAULIC CODES FOR VVER LOCA AND TRANSIENTS* [online]. NEA/CSNI/R(2001)4, 2001 [cit. 2022-05-15]. Dostupné z: https://www.oecd-nea.org/jcms/pl_17492/validation-matrix-for-the-assessment-of-thermal-hydraulic-codes-for-vver-loca-and-transients?details=true
- [7] PÍSKÁČEK, Václav. *CFD model reaktoru VVER-440 pro studium tlakově-teplotních šoků*. Praha, 2017. Diplomová práce. FS ČVUT. Vedoucí práce Ing. Pavel Zácha, Ph.D.
- [8] *Pressurized Thermal Shock in Nuclear Power Plants: Good Practices for Assessment* [online]. Vídeň: IAEA-TECDOC-1627, 2010 [cit. 2022-05-15]. Dostupné z: https://www-pub.iaea.org/MTCD/publications/PDF/te_1627_web.pdf
- [9] *GUIDELINES ON PRESSURIZED THERMAL SHOCK ANALYSIS FOR WWER NUCLEAR POWER PLANTS* [online]. Revision 1. Vídeň: IAEA-EBP-WWER-08 (Rev. 1), 2006 [cit. 2022-05-15]. Dostupné z: [https://www-pub.iaea.org/MTCD/Publications/PDF/IAEA-EBP-WWER-08\(1\).pdf](https://www-pub.iaea.org/MTCD/Publications/PDF/IAEA-EBP-WWER-08(1).pdf)
- [10] ZÁCHA, Pavel. *VYŠETŘOVÁNÍ TROJROZMĚRNÉHO PROUDOVÉHO A TEPLOTNÍHO POLE v SESTUPNÉ ŠACHTĚA DOLNÍ SMĚŠOVACÍ KOMOŘE REAKTORU VVER-440. ANSYS konference* [online]. [cit. 2022-05-15]. Dostupné z: <https://docplayer.cz/93963366-Vysetrovani-trojrozmerneho-proudoveho-a-teplotniho-pole-v-sestupne-sachte-a-dolni-smesovaci-komore-reaktoru-vver-440.html>
- [11] ŠPLÍCHAL, Pavel. *Problematika vzniku a šíření studených jazyků v tlakovodních reaktorech*. Praha, 2013. Diplomová práce. FS ČVUT. Vedoucí práce Ing. Pavel Zácha, Ph.D.
- [12] *Ansys Fluent User's Guide*. Release 2021 R2. ANSYS, Inc., 2021.
- [13] *Orthogonal Quality In ANSYS Meshing* [online]. [cit. 2022-05-27]. Dostupné z: <https://mechanicalland.com/orthogonal-quality-in-ansys-meshing/>
- [14] *Chemistry WebBook* [online]. National Institute of Standards and Technology. [cit. 2022-05-15]. Dostupné z: <https://webbook.nist.gov/chemistry/>
- [15] MENTER, F.R. *Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications*. AIAA Journal. 32(8). 1994.

- [16] WILCOX, D.C. *Turbulence Modeling for CFD*. La Canada, California: DCW Industries, Inc., 1998.
- [17] *Výpočetní servery* [online]. FS ČVUT [cit. 2022-05-27]. Dostupné z:
<https://www.fs.cvut.cz/zamestnanci/informace-o-sluzbach/cps/sluzby/el/>
- [18] *Technické vybavení superpočítání* [online]. ČVUT [cit. 2022-05-27]. Dostupné z:
<https://ist.cvut.cz/nase-sluzby/superpocitani/superpocitani-technika/>
- [19] *Ansys Fluent Theory Guide*. Release 2021 R2. ANSYS, Inc., 2021.

Seznam obrázků

<i>Obr. 1: Schéma havarijního doplňování aktivní zóny</i>	3
<i>Obr. 2 Schéma havarijních systémů VVER 440</i>	4
<i>Obr. 3 Schéma toku chladiva ze systému havarijního doplňování</i>	6
<i>Obr. 4 Vznik a šíření studeného jazyka [7]</i>	9
<i>Obr. 5 Schéma analýzy TTŠ</i>	10
<i>Obr. 6 Master Curve</i>	12
<i>Obr. 7 Průběh tlaku v primárního okruhu</i>	14
<i>Obr. 8 Závislost hmotnostních průtoků havarijního vstřikování na čase</i>	14
<i>Obr. 9 Závislost teplot havarijního vstřikování na čase</i>	15
<i>Obr. 10 Schéma reaktoru VVER 440/213 [10]</i>	16
<i>Obr. 11 Základní rozměry dělicího prstence</i>	17
<i>Obr. 13 Výchozí model</i>	18
<i>Obr. 12 Geometrie v oblasti napojení vysokotlakého vstřikování</i>	19
<i>Obr. 14 Síť dna TNR bez úprav</i>	20
<i>Obr. 15 Síť dna TNR po úpravách</i>	20
<i>Obr. 16 Řez geometrie spodní části reaktoru</i>	20
<i>Obr. 17 Geometrie HCČ a přilehlého potrubí</i>	21
<i>Obr. 18 Upravený model</i>	21
<i>Obr. 19 Detail povrchové sítě pod havarijním vstřikováním</i>	23
<i>Obr. 20 Finální varianta sítě netěsnosti</i>	23
<i>Obr. 21 Řez sítě potrubí v oblasti havarijního vstřikování</i>	26
<i>Obr. 22 Řez sítě v oblasti HCČ</i>	26
<i>Obr. 23 Síť v oblasti hrdla TNR</i>	27
<i>Obr. 24 Síť v oblasti lišty hydroakumulátorů</i>	28
<i>Obr. 25 Síť ve spodní části reaktoru</i>	29
<i>Obr. 26 Síť v oblasti netěsnosti</i>	29
<i>Obr. 27 Histogram minimální ortogonální kvality sítě</i>	30
<i>Obr. 28 Rychlosti na vstupech studených větví</i>	34
<i>Obr. 29 Teploty na vstupech studených větví</i>	34
<i>Obr. 30 Detail modelu netěsnosti</i>	36
<i>Obr. 31 Příklad sítě bez použití Face Meshing</i>	37
<i>Obr. 32 Příklad sítě s použitím funkce Face Meshing</i>	37
<i>Obr. 33 Síť v oblasti netěsnosti</i>	38

<i>Obr. 34 Průběh hmotnostního průtoku na netěsnosti</i>	39
<i>Obr. 35 Lišta hydroakumulátorů</i>	41
<i>Obr. 36 Síť netěsnosti mezi lištou hydroakumulátorů a šachtou reaktoru</i>	42
<i>Obr. 37 Netěsnost se sítí vytaženou nad původní plochu</i>	43
<i>Obr. 38 Průběh reziduí při nestacionárním výpočtu</i>	48
<i>Obr. 39 Rozložení teploty v místě vstřiku na větví 5 v čase 120 s</i>	49
<i>Obr. 40 Rychlostní rozložení havarijního vstřikování na větví 5 v čase 120 s</i>	50
<i>Obr. 41 Teplotní rozdělení na 5. větví s HCČ v čase 600 s</i>	50
<i>Obr. 42 Rychlostní rozdělení v oblasti HCČ na 5. větví v čase 600 s</i>	51
<i>Obr. 43 Sledovaná místa v oblasti hrdla</i>	51
<i>Obr. 44 Teplotní průběh na nátrubku 2. větve</i>	52
<i>Obr. 45 Teplotní průběh na nátrubku 3. větve</i>	52
<i>Obr. 46 Teplotní průběh na nátrubku 5. větve</i>	53
<i>Obr. 47 Teplotní rozložení v řezu tlakové nádoby v čase 1100 s</i>	54
<i>Obr. 48 Teplotní rozložení řezu reaktorem u vstupu 5. větve v čase 600 s</i>	54
<i>Obr. 49 Rychlostní rozložení řezu reaktorem u vstupu 5. větve v čase 600 s</i>	55
<i>Obr. 50 Rychlostní rozložení ve vektorovém zobrazení řezu reaktorem u vstupu 5. větve v čase 600 s</i>	55
<i>Obr. 51 Teplotní průběh na svaru 5/6</i>	56
<i>Obr. 52 Teplotní rozdíl na 5. větví a na svaru 5/6</i>	57
<i>Obr. 53 Teplotní průběh na výstupních okrajových podmínkách</i>	57
<i>Obr. 54 Řez tlakovou nádobou u 5. větve, detail oblasti pod dělicím prstencem v čase 1200 s</i>	58
<i>Obr. 55 Teplotní rozložení na vnitřní stěně TNR v čase 1200 s</i>	60
<i>Obr. 56 Teplotní rozložení celého modelu v čase 1200 s</i>	60

Seznam tabulek

<i>Tab. 1 Nastavení a základní popis povrchové a objemové sítě</i>	25
<i>Tab. 2 Parametry vody závislé na teplotě</i>	31
<i>Tab. 3 Fyzikální vlastnosti pevných materiálů</i>	32
<i>Tab. 4 Výpis nastavení parametrů pro výpočet</i>	33
<i>Tab. 5 Použité hodnoty potřebné pro popis turbulence</i>	35
<i>Tab. 6 Výsledky maximálních teplotních rozdílů</i>	59