

**ČESKÉ VYSOKÉ  
UČENÍ TECHNICKÉ  
V PRAZE**

**FAKULTA  
STROJNÍ**



**DIPLOMOVÁ  
PRÁCE**

**2020**

**TOMÁŠ  
NIKL**

## I. OSOBNÍ A STUDIJNÍ ÚDAJE

Příjmení: **Nikl** Jméno: **Tomáš** Osobní číslo: **437230**  
Fakulta/ústav: **Fakulta strojní**  
Zadávací katedra/ústav: **Ústav energetiky**  
Studijní program: **Jaderná energetická zařízení**  
Studijní obor: **Jaderná energetická zařízení**

## II. ÚDAJE K DIPLOMOVÉ PRÁCI

Název diplomové práce:

**Ověření strategie IVMR na reaktorech VVER 1000/V320 a určení koeficientu přestupu tepla**

Název diplomové práce anglicky:

**Verification of IVMR Strategy for VVER 1000/V320 Reactors and Determination of Heat Transfer Coefficient**

Pokyny pro vypracování:

Práce bude obsahovat:

1. Definice těžké havárie, popis fenomenologie těžkých havárií, přístupy k jejich zvládnání
2. Popis experimentálního zařízení THS 15
3. Diskuze přístupu udržení taveniny v tlakové nádobě reaktoru
4. Přehled používaných korelací a výpočetních přístupů
5. Vytvoření poloempirického modelu výpočtu přestupu tepla na vnější straně nádoby při použití IVMR strategie
6. Diskuze výsledků

Seznam doporučené literatury:

- [1] Heřmanský Bedřich, Bezpečnost jaderných elektráren III, 22.11.2011, Praha
- [2] Duspiva Jiří, Těžké havárie, UJV 2011
- [3] SARNET textbook, draft 2011
- [4] Bill Cheung, Critical Heat Flux (CHF) Phenomenon on a Downward Facing Curved Surface Prepared, 1997
- [5] T.Y. Chu, J.H. Bentz, and RB.Simpson, Observations of the Boiling Process from a Downward-Facing Torispherical Surface , 1995

Jméno a pracoviště vedoucí(ho) diplomové práce:

**doc. Ing. Václav Dostál, Ph.D., ústav energetiky FS**

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

Datum zadání diplomové práce: **24.04.2020**

Termín odevzdání diplomové práce: **26.06.2020**


Platnost zadání diplomové práce: **31.12.2021**



doc. Ing. Václav Dostál, Ph.D.  
podpis vedoucí(ho) práce



podpis vedoucí(ho) ústavu/katedry



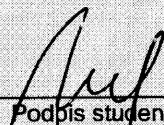
prof. Ing. Michael Valášek, DrSc.  
podpis děkana(ky)

## 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.

**19.6.2020**

Datum převzetí zadání



Podpis studenta

## Čestné prohlášení

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci na téma „Ověření strategie IVMR na reaktorech VVER 1000/V320 a určení koeficientu přestupu tepla“ vypracoval samostatně a s použitím uvedené literatury a ostatních pramenů.

V Praze, dne 20.7.2020



Tomáš Nikl

## Anotáční list

---

<b>Jméno autora</b>	Tomáš Nikl
<b>Název BP</b>	Ověření strategie IVMR na reaktorech VVER 1000/V320 a určení koeficientu přestupu tepla
<b>Anglický název:</b>	Verification of IVMR Strategy for VVER 1000/V320 Reactors and Determination of Heat Transfer Coefficient
<b>Akademický rok:</b>	2019/2020
<b>Ústav/Odbor:</b>	Ústav energetiky, Jaderná energetická zařízení
<b>Vedoucí BP/DP:</b>	doc. Ing. Dostál Václav Ph.D.
<b>Konzultant:</b>	Ing. David Bátěk, doc. Ing. Dostál Václav Ph.D
<b>Bibliografické údaje:</b>	Počet stran: 90 Počet obrázků: 43 Počet tabulek: 13 Počet příloh: 0
<b>Klíčová slova:</b>	Těžké havárie, IVR metoda, koeficient přestupu tepla
<b>Keyword:</b>	Severe accidents, IVR strategy, heat transfer coefficient
<b>Anotace:</b>	Práce se zabývá popisem těžkých havárií a metodami na zmírnění jejich následků, zejména metodou IVR. Výpočetní část práce se zaměřuje na výpočet koeficientu přestupu tepla v experimentálním kanálu zařízení THS-15.
<b>Abstract:</b>	This work describes problems of severe accidents and mitigation of their consequences, especially the IVR strategy. Experimental part of this work is aimed at heat transfer coefficient computation for heat transfer in experimental channel of THS-15 device.

# Obsah

Čestné prohlášení .....	1
Seznam zkratk .....	2
Úvod .....	3
1 Definice těžké havárie .....	4
2 Fenomenologie těžké havárie s tavením paliva.....	6
2.1 Nízkotlaká sekvence událostí vedoucích k tavení AZ.....	6
2.1.1 Nahřívání a tavení AZ .....	7
2.1.2 Vypařování zbylé vody v reaktorové nádobě.....	9
2.1.3 Nahřívání a protavení reaktorové nádoby .....	11
2.2 Vysokotlaká sekvence událostí vedoucích k tavení AZ .....	12
2.2.1 Výpadek napájení vlastní spotřeby.....	12
2.3 Zvládání těžkých havárií .....	13
2.3.1 Ex-Vessel Retention .....	14
2.3.2 In-Vessel Retention .....	18
3 Strategie IVR (In-Vessel Retention) .....	19
3.1 Experimenty CYBL .....	20
3.1.1 Popis zařízení .....	20
3.1.2 Provedené experimenty .....	22
3.2 CHF experimenty na <i>SBLB test facility</i> .....	24
3.2.1 Popis experimentálního zařízení .....	25
3.2.2 Cíle experimentu .....	31
3.3 Experimenty na zařízení ULPU.....	31
3.3.1 Popis experimentálního zařízení (ULPU-V) .....	32
3.3.2 Cíle experimentů .....	35
3.4 Experimenty CHF na zařízení SULTAN.....	35
3.5 Experimenty na zařízení BALI.....	36

3.5.1	Popis zařízení .....	36
3.5.2	Cíle a výsledky experimentů .....	38
3.6	Experimenty na zařízení BESTH 2 .....	39
3.6.1	Popis zařízení .....	40
3.6.2	Cíle a výsledky experimentů .....	43
4	Teorie k výpočtům CHF a používané korelace .....	45
4.1	Modely CHF pro vzhůru směřující ploché povrchy .....	46
4.2	Modely pro výpočet CHF na zakřivených površích .....	47
5	Experimentální část .....	49
5.1	Experimentální zařízení THS-15 .....	49
5.1.1	Popis jednotlivých částí zařízení THS-15 .....	50
5.1.2	Optická sonda .....	55
5.1.3	Provoz zařízení THS-15 .....	60
5.2	Stanovení koeficientu přestupu tepla .....	62
5.2.1	Použitá korelace pro výpočet .....	62
5.2.2	Naměřená data .....	63
5.2.3	Výpočet koeficientu přestupu tepla .....	75
5.2.4	Výsledky .....	80
5.2.5	Diskuze výsledků .....	83
	Závěr .....	85
	Zdroje .....	87
	Seznam obrázků .....	89

## Seznam zkratk

OECD – Organizace pro hospodářskou spolupráci a rozvoj

IAEA – Mezinárodní agentura pro atomovou energii

SBO – Station Black Out – Výpadek napájení

VVER 1000 – Tlakovodní reaktor VVER 1000 o výkonu 1000 MWe

LB-LOCA – Large-Break LOCA – Havárie se ztrátou chladiva důsledkem gilotinového řezu na HCP

HCP – Hlavní cirkulační potrubí

TNR – Tlaková nádoba reaktoru

AZ – Aktivní zóna

DBA – Design Basis Accident – Projektová havárie

BDBA – Beyond Design Basis Accident – Nadprojektová havárie

CHF – Kritický tepelný tok

# Úvod

Využívání jaderných zdrojů jako jednoho z možných hlavních energetických zdrojů v budoucnu, s sebou nese také vyšší nároky na jejich bezpečný provoz. Havárie na jaderném energetickém zařízení má zpravidla velký dopad na své okolí. Proto každá jaderná elektrárna má své postupy pro zvládnání takových situací.

Po havárii na jaderné elektrárně Fukušima v roce 2011 se jako jedním z klíčových přístupů ke zvládnání havárií stala metoda IVR, jejímž cílem je zabránění selhání tlakové nádoby reaktoru a udržení roztaveného jádra včetně radioaktivních látek uvnitř této nádoby. Tato metoda byla poprvé uplatněna při havárii druhého bloku jaderné elektrárny Three Mile Island v roce 1979, kdy se podařilo zastavit průběh havárie a roztavená aktivní zóna byla zadržena na dně tlakové nádoby reaktoru. V současnosti je metoda IVR klíčovým přístupem ke zvládnání těžkých havárií součástí projektů reaktorů generace III/III+. Konkrétně lze jmenovat reaktory AP600, AP1000, APR1400 a další.

Metoda IVR je ověřena pro použití na reaktorech s nižším výkonem (do cca 500 MWe) např. na elektrárně Loviisa ve Finsku. pro použití na reaktorech s vyšším výkonem (přes 1000 MWe) je nutné provést další výzkum pro konkrétní typy reaktorů.

Ověření této strategie pro reaktory VVER 1000/V320, které se nacházejí na obou blocích jaderné elektrárny Temelín, v současné době probíhá v rámci projektu IVMR v ÚJV Řež, a.s., kde bylo postaveno zařízení simulující část tlakové nádoby reaktoru a šachty reaktoru v měřítku 1:1.

Tato diplomová práce se ve své teoretické části bude zabývat fenomenologií těžkých havárií s tavením aktivní zóny a jejich zvládnáním, popisem strategie IVR a popisem experimentů, které se zabývaly výzkumem na ověření této strategie. Experimentální část se bude zaměřovat na výpočet koeficientu přestupu tepla na vnější straně vytápěné stěny zařízení THS-15, jejím obsahem bude také popis tohoto zařízení, dále souhrn naměřených hodnot a diskuze získaných výsledků.

Získané výsledky by v budoucnu, až bude vytvořena databáze všech kritických tepelných toků ze zařízení THS-15, mohly být nápomocny k vytvoření korelace na výpočet kritického tepelného toku u reaktorů VVER 1000/V320.



# 1 Definice těžké havárie

Při provozu jaderného energetického zařízení může za určitých podmínek dojít k událostem, které se mohou vlivem různých okolností rozvinout až v havárii. Těmi okolnostmi jsou zejména ztráta odvodu tepla z některého z okruhů, ztráta chladiva (Loss Of Coolant Accident – LOCA) nebo ztráta napájení bloku (Station Black Out – SBO). Havárie, při které správná funkce bezpečnostních systémů zajistí, že nedojde k překročení odpovídajících referenčních úrovní nebo limitů ozáření, se nazývá „projektovou havárií“ - DBA (Za maximální možnou projektovou havárii elektráren generace II, což jsou obě JE v ČR, je považována tzv. gilotinová LOCA, událost, při které dojde k náhlému roztržení potrubí primárního okruhu s výtokem z obou stran celkovým průřezem). Při navrhování bezpečnostních systému se vychází z „projektových kritérií“, která nesmějí být překročena. Pokud dojde k překročení těchto kritérií, ale bezpečnostní systémy jsou schopny uvést blok do kontrolovatelného stavu, jedná se o „nadprojektovou havárii“ (Beyond Design Basis Accident – BDBA). V případě vážného poškození jaderného paliva s vážným poškozením nebo s nezvratnou ztrátou struktury aktivní zóny jaderného reaktoru nebo systému pro skladování jaderného paliva v důsledku jeho tavení, se již jedná o těžkou havárii. Jako projektová kritéria je možné zjednodušeně vybrat následující:[2][5]

1. Maximální teplota pokrytí nesmí překročit 1200 °C
2. Nesmí dojít k naoxidování více než 1 % z celkového obsahu pokrytí vyjádřené množstvím vygenerovaného vodíku
3. Nesmí dojít k lokálnímu naoxidování pokrytí více než 17 % jeho tloušťky [2]

Rozdělení provozních stavů reaktoru znázorňuje následující obrázek.



1 - Provozní stavy reaktoru [5]

Závažnost jaderných událostí hodnotí stupnice INES, která byla zavedena v březnu roku 1990 agenturami IAEA a OECD. Jejím účelem je usnadnit komunikaci mezi odborným jaderným společenstvím, sdělovacími prostředky a veřejností ohledně situace na jaderných zařízeních v průběhu jaderné události. Stupnice INES rozděluje jaderné události do sedmi stupňů: 1–3 jsou nehody, 4–7 se označují jako havárie. Události, které nemají žádný vliv na bezpečnost se označují stupněm 0 a nazývají se odchylky.

Stupeň INES	Oblast dopadu		
	Dopad vně zařízení	Dopad uvnitř zařízení	Dopad na ochrany do hloubky
<b>7: Velmi těžká havárie</b>	Rozsáhlý únik, široce rozšířené dopady na zdraví a životní prostředí		
<b>6: Těžká havárie</b>	Závažný únik, pravděpodobné nasazení veškerých plánovaných protipatření		
<b>5: Havárie s rizikem vně zařízení</b>	Omezený únik, pravděpodobné částečné nasazení plánovaných protipatření	Vážné poškození aktivní zóny reaktoru/ radiačních bariér	
<b>4: Havárie bez vážnějšího rizika vně zařízení</b>	Menší únik, ozáření obyvatelstva řádově v povolených mezích	Významné poškození aktivní zóny reaktoru /radiačních bariér /smrtné ozáření zaměstnanců	
<b>3: Vážná nehoda</b>	Velmi malý únik, ozáření obyvatelstva zlomkem povolených limitů	Velké rozšíření kontaminace/akutní účinky na zdraví zaměstnanců	Téměř havarijní stav, nezůstaly žádné bezpečnostní bariéry
<b>2: Nehoda</b>		Významné rozšíření kontaminace /nadměrné ozáření zaměstnance	Nehoda s významným poškozením bezpečnostních opatření
<b>1: Anomálie</b>			Anomálie od schváleného provozního režimu
<b>0: Odchylka</b>	Žádný bezpečnostní význam		

2 - Stupnice INES s popisky [20]

## 2 Fenomenologie těžké havárie s tavením paliva

Jaderné energetické reaktory se od klasických energetických zařízení liší dvěma důležitými aspekty:

1. V průběhu provozu se v jaderném reaktoru hromadí velká zásoba radioaktivních látek, které vznikají štěpením paliva a rozpadem štěpných trosk
2. Po odstavení reaktoru se dále uvolňuje zbytkové teplo vlivem rozpadu štěpných trosk. Pokud není možné toto teplo odvádět, dojde k zahřívání paliva a při překročení teploty tání k jeho roztavení.

Radioaktivní látky vzniklé v průběhu provozu reaktoru jsou uzavřeny v palivovém proutku a k jejich uvolnění může dojít při ztrátě integrity pokrytí a roztavení paliva.

U reaktoru VVER 1000, který se řadí mezi tlakovodní reaktory, lze prakticky všechny cesty vedoucí k tavení paliva ohraničit tzv. nízkotlakou a vysokotlakou sekvencí. Jako příklad nízkotlaké sekvence lze uvést velkou havárii se ztrátou chladiva (Large Break-LOCA), při níž se nepodařilo opětovně zaplavení aktivní zóny nebo ustavení trvalé přirozené cirkulace. K vysokotlaké sekvenci by mohlo dojít při úplném výpadku energetických zdrojů, včetně rezervních dieselařegátů, pokud by nedošlo k odtlakování primárního okruhu přes odlehčovací, respektive pojišťovací ventily kompenzátoru objemu. Odtlakování primárního okruhu je součástí návodu pro zvládnání těžkých havárií SAMG (Severe Accident Management Guidelines). [1]

### 2.1 Nízkotlaká sekvence událostí vedoucích k tavení AZ

Nízkotlaká sekvence událostí může vycházet z havárie LB LOCA s předpokladem prasknutí chladné větve smyčky primárního okruhu. Pokud se nepodaří dlouhodobě odvádět zbytkový tepelný výkon, dojde k následujícím procesům vedoucím k tavení paliva a uvolnění radioaktivních látek:

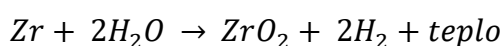
1. Nahřívání a tavení aktivní zóny
2. Vypařování zbylé vody v reaktorové nádobě
3. Nahřívání a protavení reaktorové nádoby
4. Interakce taveniny s betonem
5. Růst tlaku a teploty v ochranné obálce (kontejnmentu)

*Protavení nádoby reaktoru je snahou zabránit použitím metody IVMR, kdy by mělo dojít k zatuhnutí taveniny na dně reaktorové nádoby nebo alespoň jejímu ochlazení díky chlazení vnější stěny TNR v případě zaplavení šachty reaktoru.*

### **2.1.1 Nahřívání a tavení AZ**

Po ztrátě chlazení teplota AZ postupně narůstá a s klesající hladinou v reaktoru se postupně odhaluje aktivní zóna. Odhalené palivo je zpočátku ochlazováno proudící parou. S klesající hladinou se zvyšuje poměr mezi teplem generovaným zbytkovým výkonem a teplem odváděným proudící parou. Když se teplota pokrytí blíží k hodnotě 1200 °C, zvyšuje se kinetika chemické reakce mezi parou a zirkoniovými povlaky, tloušťka zoxidované vrstvy roste parabolickou mírou a konstanta růstu je závislá na teplotě. [3] Tím dochází ke zkřehnutí pokrytí, tvorbě vodíku a uvolňování dalšího tepla. To vede k dalším procesům degradace.

Rovnice popisující chemickou reakci mezi pokrytím a proudící parou:



Mezi první procesy degradace paliva, ve smyslu jeho mechanických vlastností, patří počáteční kontakt mezi palivovou tabletou a pokrytím. Ten je způsoben rozdílem tepelných roztažností materiálů palivové tablety a pokrytí. V místě kontaktu tablety a pokrytí dochází od teplot okolo 1400 K v důsledku interakce mezi UO<sub>2</sub> a Zr k uvolnění kapalného uranu. [2]

V případě nízkotlaké sekvence událostí vzrůstá tlak uvnitř palivových proutků vlivem míchání plnicího plynu – helia s plynnými štěpnými produkty uvolněnými z paliva. To má za následek creepovou deformaci pokrytí při teplotách nad 1000 K. Ta spolu s vysokou tažností materiálu pokrytí vede k významnému vyduťtí pokrytí, jehož následkem je blokáce průtoku chladiva nebo v pozdější fázi také propadávání trosek z vyšších vrstev AZ. Následuje porušení pokrytí, které vede k uvolnění štěpných produktů z palivového proutku a k průniku páry do prostoru mezi pokrytím a palivovou tabletou. To vede k oboustranné oxidaci pokrytí, což má za následek zrychlení nahřívání. Při teplotách nad 1300 K ztrácí proces nadouvání pokrytí význam z důvodu převládajících procesů spojených s formováním vnější oxidické skořepiny a formováním trhlin v jednotlivých vrstvách oxidů a kovové matrici pokrytí. [2]

Oxidací zirkoniových materiálů a jejich interakcí s materiálem palivových tablet dochází k tvorbě keramických sloučenin s nízkou tažností a nízkou odolností vůči teplotním šokům. To má význam například při opětovném zaplavení aktivní zóny, kdy při zchlazení těchto keramických sloučenin dojde k jejich drobení a odlupování a formování trosek.

Se zvyšující se teplotou v aktivní zóně dochází k interakci mezi materiály pokrytí, distančních mřížek a obálek kazet (v případě reaktoru VVER 440) s absorpčními materiály regulačních orgánů (Ag-In-Cd nebo B<sub>4</sub>C). Následně vznikají vzájemné sloučeniny při teplotách o stovky stupňů nižších, než jsou jejich teploty tání. Mezi nejvýznamnější reakce lze zařadit ty mezi zirkoniovým materiálem pokrytí a absorpčními materiály regulačních orgánů, ocelí a inconelem stejně jako mezi ocelí a karbidem bóru. Tvorba tekutých fází může být zpožděna předem vytvořenou oxidickou vrstvou na materiálu pokrytí. Tavenina, bohatá na kov, může začít rozpouštět palivové tablety již při teplotách o 1000 K nižších, než je vlastní teplota tání UO<sub>2</sub>.

Eutektická reakce mezi Zr a UO<sub>2</sub> je v případě roztaveného zirkonia velmi intenzivní při formování směsi U/Zr/O, která má teplotu tání o 1000 K nižší, než je teplota tání UO<sub>2</sub>. To zvyšuje potenciál relokace paliva. Pokud již došlo k významnému naoxidování pokrytí, je z oxidů zirkonia utvořena skořepina, která může, až do jejího porušení, zadržet roztavený materiál pokrytí i eutektickou směs U/Zr/O.

Oxidická skořepina může být porušena s přispěním několika faktorů. Jedním z nich je například její rozpuštění roztaveným kovem z vnitřní strany. Dalším faktorem je rozložení teplotního pole a z něj plynoucí tepelná pnutí a průběh postupu hranice oxidických vrstev. Po porušení oxidické skořepiny následuje uvolnění roztaveného materiálu a jeho následné stékání po povrchu palivového proutku do nižších a chladnějších částí aktivní zóny, kde dochází k jeho zamrznutí. To vede k formování blokace průtoku mezi palivovými proutky. K zatuhnutí eutektické směsi U/Zr/O dochází dříve než v případě samotného roztaveného kovu. Důsledkem je rozložení blokace na zatuhlý kov v nižších vrstvách a na zatuhlé eutektikum ve vyšších vrstvách AZ. Relokace paliva vede k redistribuci zbytkového výkonu.

Na rozdíl od materiálu paliva se slitina AIC (Ag-In-Cd) používaná v regulačních orgánech tlakovodních reaktorů začíná tavit již při teplotách okolo 1070 K. Od 1300 K může dojít k deformaci ocelového pokrytí řídicích tyčí v důsledku působení vysokého tlaku par těkavého kadmia. Od 1500 K pak může v důsledku vydouvání nebo ohýbání dojít ke kontaktu mezi ocelovým pokrytím řídicích tyčí a zirkoniovými vodicími trubkami. To vede ke kapalnění v důsledku vzájemné chemické reakce a následuje porušení integrity pokrytí řídicích tyčí a vodicích trubek. K relokaci kapalné slitiny AIC dochází jak ve vertikálním, tak i v radiálním směru a dále se účastní reakcí se zirkoniem obsaženým v pokrytí paliva nebo ve vodicích trubkách. Dochází tak k vytváření více-komponentové taveniny s rozpuštěným UO<sub>2</sub>

Regulační orgány obsahující karbid boru (v případě VVER 1000 je spodních 30 cm tvořeno titaničitanem dysprositým) začínají degradovat při teplotách okolo 1470 K chemickými reakcemi mezi vlastním materiálem a ocelí. Při teplotách nad 1520 K dochází k intenzivnímu kapalnění.

Z ostatních vnitroreaktorových komponent se počáteční fáze havárie s tavením paliva zúčastní pouze distanční mřížky. Jejich vliv spočívá v ovlivňování průtočného průřezu podporou blokáží. Kvůli jejich nižší teplotě se na nich zachytává stékající roztavený materiál. Zachycení materiálu je omezeno až do roztavení distanční mřížky. V případě inconelových distančních mřížek (první a poslední distanční mřížka u paliva VVANTAGE-6 firmy Westinghouse, to se již na JE Temelín nepoužívá) [19] dochází k rozpouštění zirkoniového pokrytí při teplotách nad 1500 K, což způsobuje perforaci pokrytí paliva a následný únik tekavých štěpných produktů. Hmota tekuté fáze u inconelových distančních mřížek může být dostatečná pro napadení a rozpuštění  $UO_2$  po destrukci pokrytí.[2]

### **2.1.2 Vypařování zbylé vody v reaktorové nádobě**

Po prolomení nosného roštu aktivní zóny dojde k relokaci vzniklé taveniny a lože trosk na dno reaktorové nádoby, kde se formuje bazén taveniny. Tento proces je ovlivněn tvorbou kovových a keramických tavenin a ostatními procesy poškození aktivní zóny. Relokaci materiálů lze rozdělit do dvou základních skupin: radiální rozložení (roztékání nebo transport) a axiální stékání roztaveného materiálu.

Radiální rozložení je ovlivněno rozdílem tlaků nebo hydrostatickým tlakem. Při tomto jevu dochází k relokaci poměrně malého množství materiálu, ale může dojít k napadení komponent na okrajích aktivní zóny, např. pláště aktivní zóny.

Mezi nejdůležitější proces axiální relokace materiálu patří stékání – candling, které bylo popsáno v předchozí kapitole při porušení oxidické skořepiny. Stékání je ovlivněno zejména gravitací, povrchovým napětím taveniny, tepelnou vodivostí a oxidací. Tento proces je ukončen buď zatuhnutím nebo stečením k nějaké blokáži průtoku.

V důsledku tuhnutí kovových materiálů dochází k formování blokáží a vytvoření „kelímku“ pro taveninu. Radiální rozlité taveniny podporuje vznik krusty na povrchu taveniny, která může být porušena dalším nahříváním. Po porušení dojde k další relokaci taveniny do nižších vrstev, kde dojde k opětovnému zatuhnutí a utvoření nové krusty. [1][2]

V důsledku zadržování pevných částí a případně taveniny na blokážích dojde k formování lože trosek. Pevnými částmi účastnicími se tohoto procesu mohou být mimo jiné zbytky zhroucených palivových tyčí, které ztratily podporu vlivem ztráty geometrie v nižších vrstvách aktivní zóny. Lože trosek může být znovu roztaveno, což je způsobeno špatným odvodem tepla přes krustu na okraji a prakticky žádným prouděním chladicího média. Po dosažení teploty okolo 2800 K začíná tavení keramických materiálů. Teplota tavení je snižována přítomností  $ZrO_2$  a zbytků kovových fází Fe a Zr. Celý proces tavení je ovlivněn také přítomností kyslíku a mírou vyhoření paliva. Roztavené lože trosek poté stéká do nižších vrstev AZ a dochází k jeho akumulaci nad blokáží.

Na nahřívání nebo chlazení lože trosek mají vliv jeho porozita a podmínky externího přenosu tepla. V případě zaplavení lože trosek vodou a nedosažení kritického teplotního toku dojde k ochlazení lože trosek – hašení „quenching“. V případě, že je produkce tepla v loži trosek vyšší než přenos tepla do vody, dojde k jejímu vyvaření a následnému znovuroztavení trosek. Pokud je produkce tepla vysoká a velikost lože trosek narůstá, dojde k přehřívání a tavení trosek, což má za následek formování bazénu taveniny.

Existují tři stabilní konfigurace bazénu taveniny:

1. Tepelné toky jsou velmi vysoké nebo je naakumulováno množství materiálu s nízkou teplotou tavení. Tavenina je v přímém kontaktu s atmosférou v tlakové nádobě reaktoru. Dominantním způsobem přenosu tepla je sálání.
2. Teplota povrchu bazénu taveniny je pod teplotou tavení a je zde utvořena stabilní krusta. V závislosti na teplotě se zde uplatňuje jedno nebo dvoufázový režim přestupu tepla, přenos tepla sáláním je důležitý.
3. Krusta na povrchu bazénu taveniny je pokryta troskami, které mohou být zaplaveny vodou. Přestup tepla je závislý na podmínkách v loži trosek.

Po zaplavení bazénu taveniny dojde na rozhraní bazénu taveniny a vody k blánovému varu a ke tvorbě krusty. Krusta může být znovu roztavena. Vlivem odvodu tepla přes horní a boční povrchy bazénu taveniny dochází k přirozené cirkulaci, přičemž je teplo odváděno z taveniny do krusty. Tento přenos je popsán korelacemi v závislosti na Rayleighově čísle  $Ra$ , velikosti, tvaru, tepelných zdrojích a termodynamických vlastnostech. V případě zformování oddělené kovové vrstvy bude maximum tepelného toku soustředěno zde (tato vrstva je poměrně tenká, pouze několik dm).

Stabilita krusty závisí na mnoha faktorech: na vnitřních zdrojích tepla v bazénu taveniny, součinitelích přestupu tepla na obou stranách krusty, vedení tepla v krustě a teplotním poli vně bazénu taveniny a krusty. Napětí v krustě je závislé na vnějších podporách, tlakovém spádu, hydrostatickém tlaku taveniny v bazénu a teplotním napětí. Při lokálním poškození krusty dochází k tvorbě drobnějších prasklin. Další možností je celkové porušení krusty s následným výtokem taveniny. Tavenina může vytékat několika způsoby. Rozdíl mezi nimi je dán konfigurací struktur ve spodní směšovací komoře. Proud taveniny pak může na dně tlakové nádoby vytvořit nový bazén taveniny, pokud není po vstupu do vody porušen, dále může vytvořit částečně bazén taveniny a částečně lože trosků, pokud je při vstupu do vody rozdělen na několik větších proudů, nebo může při vstupu do vody vytvořit pouze lože trosků v případě, že je proud rozdělen na mnoho malých pramínků.

Bazén taveniny na dně reaktorové nádoby může být vytvořen dvěma způsoby. První způsob je vytvoření bazénu vlivem výtoku jednoho silného proudu taveniny na dno reaktorové nádoby, přičemž dochází k vytvoření krusty na povrchu bazénu taveniny v důsledku kontaktu s vodou a stěnou tlakové nádoby. Voda vytlačena taveninou se poté začíná intenzivně vyvařovat. Druhým způsobem je formování lože trosků na dně reaktorové nádoby, přičemž také dochází k vyvařování vody nacházející se mezi troskami, čímž vzniká parovodní směs. Po vyvaření zbývající vody dochází k zahřívání trosků a jejich tavení, což má za následek vytvoření bazénu taveniny na dně reaktorové nádoby.

Mezi stěnou reaktorové nádoby a krustou na povrchu bazénu taveniny se následně vytvoří mezera. Ta má izolační vlastnosti, takže tepelný tok z taveniny do stěny je menší, a zároveň umožňuje chlazení při obnově dodávky vody do reaktorové nádoby. Důvodem vytvoření mezery je původní přítomnost vody a páry pod vznikající krustou bazénu taveniny a proces tečení („creep“) stěny reaktorové nádoby. [2]

### **2.1.3 Nahřívání a protavení reaktorové nádoby**

Degradace materiálu tlakové nádoby reaktoru může proběhnout dvěma způsoby. Prvním je napadení a eroze materiálu dna nádoby silným vytékajícím proudem taveniny, který není při vstupu do zbývající vody na dně nádoby rozdělen na několik meších proudů. Druhým způsobem je nahřívání a případně následné odtavování vlivem přenosu tepla z taveniny nebo trosků do stěny tlakové nádoby reaktoru. V případě separace kovové a oxidické vrstvy může dojít k jednomu specifickému způsobu narušení stěny TNR. Tím je rozpouštění materiálu dna v důsledku tvorby eutektických slitin při kontaktu materiálu dna s oddělenou kovovou



vrstvou. Předpokladem pro tento způsob napadení dna je porušení krusty na povrchu bazénu taveniny.

Poškození dna tlakové nádoby reaktoru může být z hlediska časování rozděleno do dvou kategorií – časné a pozdní poškození. K časnému poškození může dojít v důsledku napadení dna přímým proudem taveniny nebo v důsledku parní exploze v tlakové nádobě reaktoru.

K pozdnímu poškození dna může dojít v důsledku postupného nahřívání stěny dna s následným creepovým poškozením. V případě nízkotlaké sekvence událostí dochází k významnému odtavení materiálu dna tlakové nádoby a k jejímu porušení dojde tepelným creepem ve zbývající neodtavené části materiálu stěny nádoby. Napětí ve stěně nádoby je dáno především tíhou taveniny a tíhou vlastního dna a tepelným pnutím.[2]

## **2.2 Vysokotlaká sekvence událostí vedoucích k tavení AZ**

Tato sekvence událostí probíhá při vysokém tlaku chladiva v primárním okruhu. Následující popis bude odpovídat havárii způsobené výpadkem všech zdrojů elektrické energie bez odtakování primárního okruhu (SBO – station black out).[1]

### **2.2.1 Výpadek napájení vlastní spotřeby**

V případě selhání obou nezávislých systémů elektrického napájení vlastní spotřeby dojde k automatickému odstavení reaktoru a ke spuštění náhradních zdrojů energie. Těmi jsou zpravidla minimálně dva nezávislé systémy diesel-agregátů. Jestliže dojde k selhání i těchto záložních systémů, jsou systémy nouzového dochlazování reaktoru, kromě hydroakumulátorů, bez energie. Zároveň dojde k přerušení funkce napájecích čerpadel parogenerátorů.

Z počátku probíhá odvod zbytkového tepla přes parogenerátory až do okamžiku, kdy dojde k vypaření zbylé vody na sekundární straně parogenerátoru. Asi za 45 až 90 minut je odvod tepla přes PG zcela přerušen a trubky na sekundární straně parogenerátoru jsou zcela vysušeny. Následuje zvyšování tlaku a teploty v primárním okruhu, který je bez odvodu tepla. Po překročení určité tlakové hladiny dojde k otevření přepouštěcího ventilu. S každým dalším zvýšením tlaku se tento proces opakuje až do dosažení meze sytosti v aktivní zóně.

V primárním okruhu vzniká dvousložková (voda a vodík) a dvoufázová směs kapaliny a páry, což má za následek vytvoření klesající hladiny v reaktoru. Po odkrytí části palivových článků již chlazení proudící parou není dostatečné a dochází k ohřívání a následnému tavení horních částí palivových proutků.

Následně dojde ke zhroucení aktivní zóny jako v případě nízkotlaké sekvence a poté k vytvoření bazénu taveniny na dně tlakové nádoby reaktoru. V dalším kroku dochází k napadení dna reaktorové nádoby a jejímu selhání.

Dekomprese reaktorové nádoby je spojena s činností hydroakumulátorů, které zaplavují částečně roztavenou aktivní zónu. Doplnování vody do aktivní zóny v nevhodném okamžiku může situaci ještě zhoršit, neboť vzniká dostatečné množství páry k nežádoucí chemické reakci s pokrytím paliva. Se vstříkáváním vody se také zvyšuje riziko parní exploze.

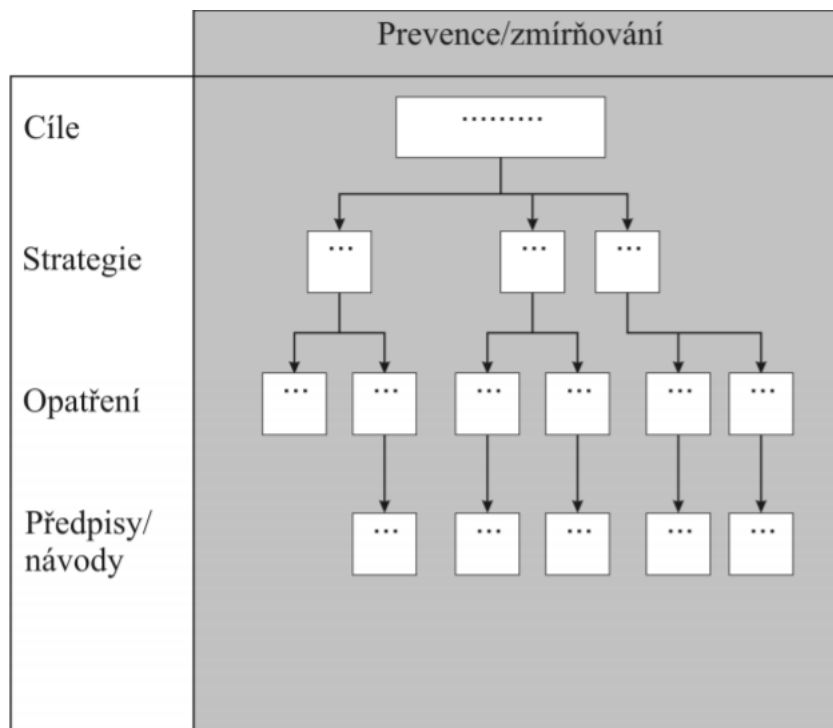
Průběh havárie s vysokotlakou sekvencí se od havárie s nízkotlakou sekvencí liší především v následujících bodech:

1. Proud páry z odlehčovacích ventilů může představovat značné dodatečné zatížení konstrukce.
2. Při dekompresi uniká z primárního okruhu do kontejnmentu velké množství radioaktivních aerosolů a par štěpných produktů.
3. Při spuštění hydroakumulátorů po odtlakování primárního dochází k urychlení oxidace pokrytí.
4. Pokud dojde ke ztrátě integrity tlakové nádoby, je tavenina vlivem vysokého tlaku rozptýlena na malé části a tím je urychlena interakce s okolními materiály, což může být reaktorová šachta a kontejnment (u JE Temelín DCH – Direct Containment Heating nehrozí, jelikož šachta reaktoru je relativně malá a uzavřená).

Na základě těchto poznatků je důležitou součástí bezpečnostních systémů jaderných elektráren automatický systém odtlakování primárního okruhu. [1][2]

### **2.3 Zvládání těžkých havárií**

Každá jaderná elektrárna musí mít zaveden program zvládání havárií, a to nezávisle na frekvenci úniku štěpných produktů, která pro ni byla stanovena. Předpisy a návody pro zvládání těžkých havárií jsou vytvářeny v souladu s tzv. top-down přístupem, který zahrnuje stanovení cílů, strategií a k nim příslušná opatření, a ústí ve vytvoření předpisů a návodů. Tento přístup pokrývá jak oblast prevence těžkých havárií, tak oblast zmírňování jejich následků.



3 - Top-down přístup ke zvládnání havárií [4]

Cíle zvládnání těžkých havárií, k jejichž dosažení je potřeba uplatnit řadu strategií, jsou definované jako:

- Zabránění významnému poškození AZ,
- Ukončení vývoje vážného poškození AZ, pokud k němu došlo,
- Zachování integrity kontejnmentu, jak nejdéle je to možné,
- Minimalizování úniků radioaktivních materiálů,
- Dosažení dlouhodobě stabilního stavu.

Na základě strategií, určených pro dosažení cílů zvládnání havárií, musí být odvozena vhodná a účinná opatření, která zahrnují modifikace JE nezbytné pro zvládnání nadprojektových nehod a těžkých havárií a činnosti personálu, mezi které patří obnovy poškozeného nebo nefunkčního zařízení jaderné elektrárny.[4]

Mezi klíčové strategie pro zvládnání těžkých havárií patří metody Ex-Vessel a In-Vessel Retention.

### 2.3.1 Ex-Vessel Retention

Během průběhu těžké havárie může ztráta chlazení coria vyústit až v porušení integrity TNR. Po porušení integrity dojde k relokaci taveniny z TNR do šachty reaktoru. Na způsob relokace má vliv předcházející sekvence průběhu těžké havárie, pokud se jedná o

vysokotlakou sekvenci, bude tavenina pod tlakem vymrštna do šachty reaktoru a dojde k jejímu rozptylu (To na JE Temelín není možné, viz kapitola 2.1) a rychlejší interakci s materiály v šachtě reaktoru. V případě nízkotlaké sekvence tavenina pouze „vyteče“ do šachty reaktoru. Pokud se nepodaří úspěšně odvádět zbytkové teplo z taveniny, případně trosek, může dojít k interakci taveniny s betonovými stěnami šachty reaktoru (MCCI – Molten Core-Concrete Interaction) a následnému porušení integrity kontejnmentu vlivem eroze betonu nebo masivním generováním páry a nekondenzujících plynů.

Tato strategie nachází uplatnění v návrzích nových jaderných elektráren označovaných jako Generace III/III+. Strategii Ex-Vessel lze rozdělit na metodu „suché šachty“ – *dry cavity* a metodu „mokré šachty“ – *wet cavity*.

Výhodou metody *dry cavity* je eliminace rizika vzniku parní exploze, zatímco výhodou metody *wet cavity* je zlepšení podmínek chlazení po porušení integrity TNR a snížení pravděpodobnosti porušení integrity TNR.[6]

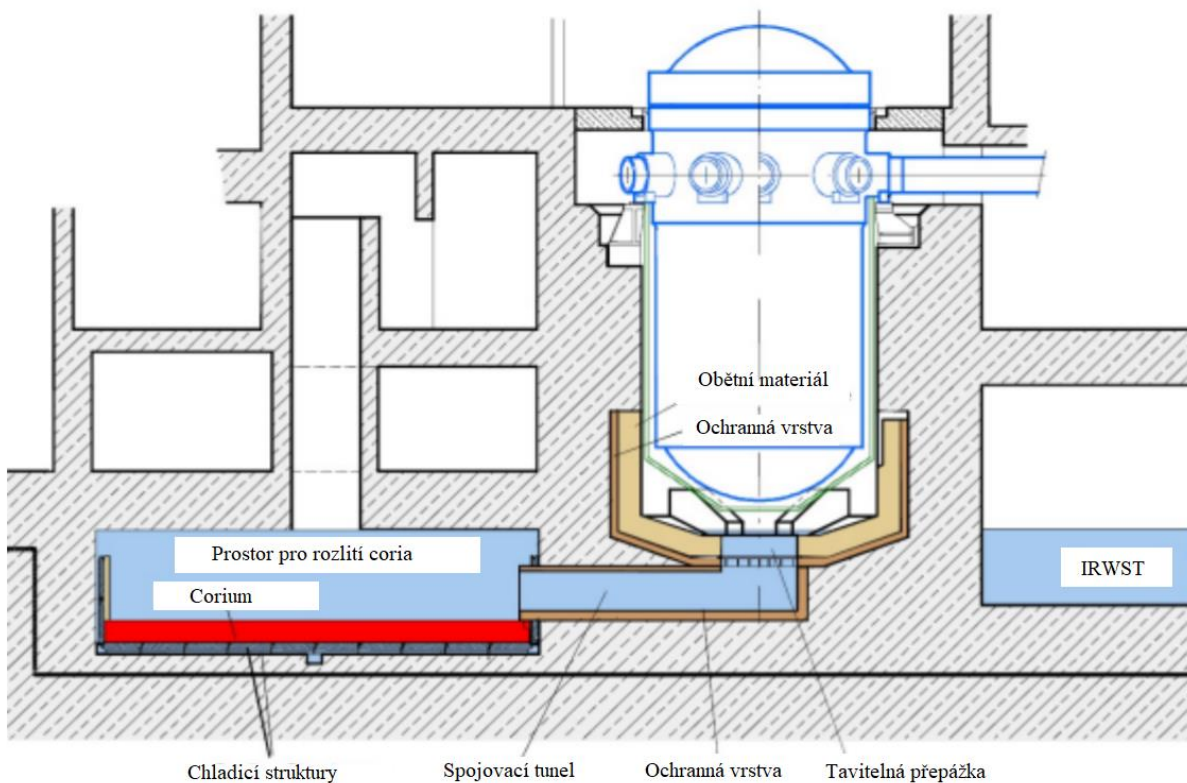
### **2.3.1.1 Metoda dry cavity**

Metoda *dry cavity* je implementována do designu reaktorů EPR, ESBWR, VVER 1200/MIR 1200, EU-APR1400 a dalších. Tyto projekty mají společné technické řešení záchytu taveniny, které se nazývá *core-catcher*. *Core catcher* se nachází na dně šachty reaktoru (případ VVER) nebo je již v návrhu implementován do kontejnmentu (případ EPR). Funkce *core-catcheru* spočívá v zachycení taveniny a trosek z TNR ve specializované nádobě obsahující obětní materiál. Interakcí taveniny s obětním materiálem dojde ke ztrátě její energie a jejímu zatuhnutí. [6]

#### **2.3.1.1.1 EPR core-catcher**

V případě reaktoru EPR od firmy Areva byla použita metoda *dry cavity* pomocí aplikace systému CMSS (Core Melt Stabilization System). Během těžké havárie po porušení integrity TNR je tavenina relokována do šachty reaktoru. V této fázi dojde k MCCI, což má za následek porušení roztavitelné přepážky, relokaci taveniny a její rozlití do samotného *core-catcheru*. Zde je tavenina následně nepřímo chlazená vodou z nádrže IRWST (IN-Containment Refueling Water Storage Tank) pomocí potrubí nacházejícího se pod podlahou a poté přímo chlazená zaplavením prostoru s *core-catcherem*.

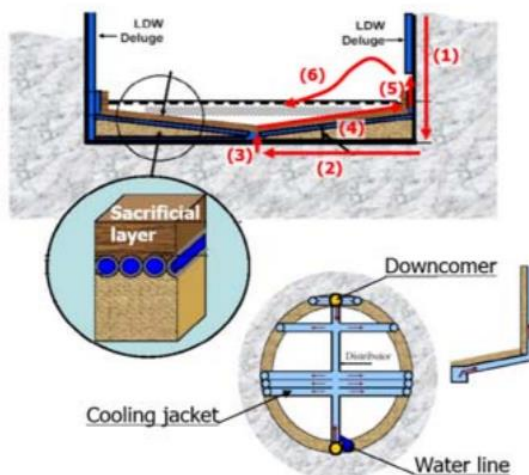
Vodní hladina v *core-catcheru* po pasivním zaplavení



4 - Schéma core catcheru EPR

### 2.3.1.1.2 Core-catcher pro reaktor ESBWR

Reaktor ESBWR od společnosti GE Hitachi Nuclear Energy obsahuje ve svém návrhu koncept *core-catcheru* pojmenovaný *Basemat Internal Melt Arrest and Coolability* (BiMAC). BiMAC se nachází na dně spodní suché komory (Lower Drywell – LDW). Princip chlazení coria je podobný jako v případě EPR *core-catcheru*. Stejně jako v jeho případě se i zde nachází vrstva obětního keramického materiálu okolo chladicího pláště.

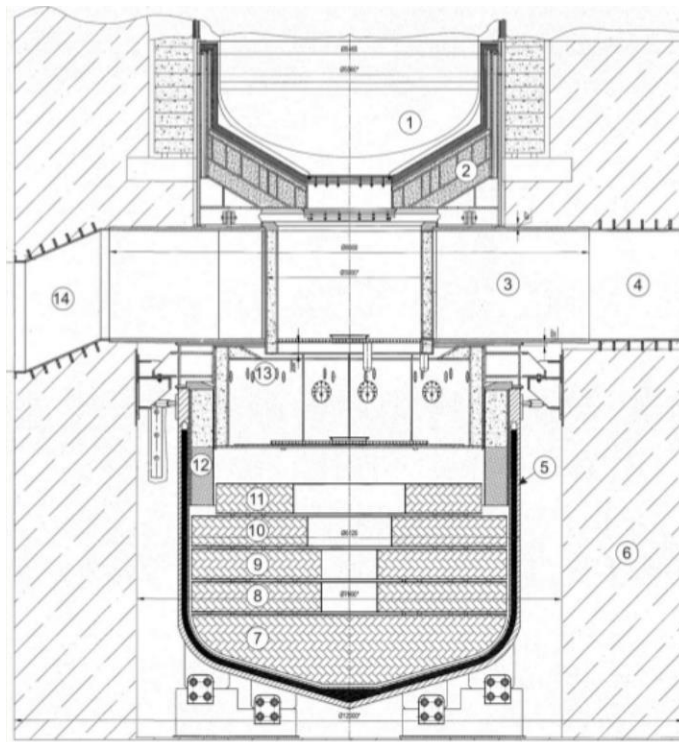


5 - Schéma systému BiMAC

Voda ze systému GDCS (Gravity driven Cooling System) je vsřikována do chladicího pláště skrz dvě vertikální trubky a následně přetéká, čímž dochází k přímému chlazení taveniny vlivem jejího zatopení shora.

### 2.3.1.1.3 Core-catcher pro reaktory VVER

*Core-catcher* použitý u ruských reaktorů VVER 1000 a VVER 1200 představuje jiný přístup k zachycení taveniny než v případě výše jmenovaných *core-catcherů*. Jedná se o aplikaci metody *dry cavity*. Ruský *core-catcher* je válcovitá kovová nádoba se zaobleným dnem obsahující obětní vrstvy ze směsi keramických materiálů. Mezera mezi dvojitými vnějšími stěnami je vyplněna granulemi z oxidů železa a hliníku (FAOG – Ferric and Alluminium Oxide Granules). Nádoba může být zaplavena vodou z důvodu odvodu tepla z coria přes vnější stěnu *core-catcheru*. Chlazení coria je zde tak umožněno pouze nepřímě.



6 - Schéma corium catcheru pro VVER 1200 [21]

1- Nádoba reaktoru, 2- Spodní plát, 3- příhradový nosník, 4- technologický koridor, 5- nádoba lapače coria, 6- šachta reaktoru, 7-11- kazety s obětním materiálem, 12- tepelná izolace, 13- servisní plošina, 14- ventilační koridor

### 2.3.1.2 Metoda wet cavity

Metoda *wet cavity* je uplatněna v návrzích reaktorů AP1000/AP600, APWR, APR1400 a dalších. V rámci této metody je do šachty reaktoru napuštěno velké množství

vody, která způsobuje chlazení nebo *quenching* coria. Projekty jaderných elektráren, u nichž je tato metoda uplatněna zároveň umožňují použití strategie In-Vessel Retention (IVR). Z hlediska ochrany do hloubky je použití této strategie výhodné v poskytnutí další bariéry proti úniku štěpných produktů v případě ztráty integrity spodního dna TNR. Nevýhodou při použití této metody je zvýšení rizika parní exploze.

#### **2.3.1.2.1 Ex-Vessel strategie pro reaktory AP1000 a AP600**

Klíčovou strategií pro zvládání těžkých havárií reaktorů AP1000 a AP600 je metoda In-Vessel. Konfigurace šachty reaktoru byla proto přizpůsobena pro maximalizaci přestupu tepla z TNR do vody v okolí jejího spodního dna a pro dosažení přirozené cirkulace. V případě selhání tlakové nádoby pokračuje zvládání těžké havárie metodou ExVC (Ex-Vessel Cooling)

#### **2.3.1.2.2 Ex-Vessel strategie pro reaktory APWR a APR1400**

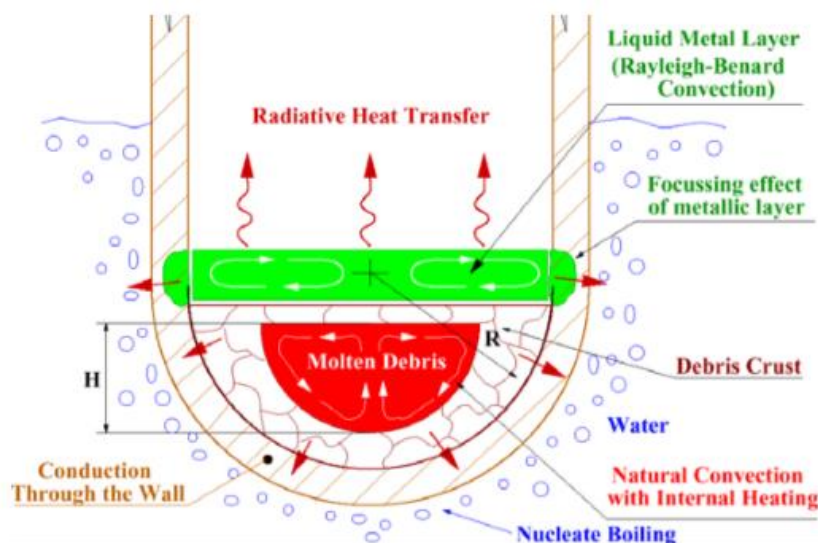
Reaktory APWR od formy Mitsubishi Heavy Industry a korejský APR1400 mají podobný přístup k zvládání těžkých havárií. Oba projekty zahrnují zaplavení šachty reaktoru vodou před porušením integrity TNR. Stejně jako v případě reaktorů AP1000 a AP600 je i u těchto reaktorů primární strategií pro zvládání těžkých havárií strategie In-Vessel a systém je velmi podobný. [6]

### **2.3.2 In-Vessel Retention**

Tato strategie zvládání těžkých havárií bude popsána v následujících kapitolách.

### 3 Strategie IVR (In-Vessel Retention)

K dosažení stabilního a bezpečného stavu po těžké havárii je zapotřebí stabilizace roztaveného coria. Jednou z možností je aplikace IVR strategie, kdy je šachta reaktoru zaplavena a roztavené corium je stabilizováno na spodní stěně reaktorové nádoby. Jednou z hlavních výhod tohoto řešení, je minimalizace rizika selhání kontejnmentu. Ta spočívá v eliminaci kontaktu roztaveného coria s betonem. Důsledkem je menší množství vyprodukovaného vodíku.[7]



7 - Vizualizace jevů při použití IVR strategie

Tato strategie je již uplatněna na reaktorech VVER 440 typu V213 na finské JE Loviisa a na maďarské JE Paks. S použitím této strategie se počítá také v návrzích nových reaktorů generace III, jde o reaktory AP-1000, APR 1400 a CPR-1000. V minulosti byla tato strategie uvažována také pro koncepty reaktorů. Šlo o reaktory KERENA (koncept varného reaktoru) nebo VVER 640. Tato strategie je dobře uplatnitelná u reaktorů s nižším výkonem (okolo 500 MWe), u reaktorů s vyšším výkonem (okolo 1000 MWe) je zapotřebí dalšího výzkumu k prokázání bezpečnostních rezerv. Také je nutné nalézt nejefektivnější technické řešení pro vnější chlazení reaktorové nádoby.

Jednou z fyzikálních podmínek pro úspěšné použití IVR strategie je, aby při chlazení reaktorové nádoby nikde na povrchu nenastala krize varu (CHF – critical heat flux), což znamená de facto snížení intenzity chlazení a nárůst teploty tlakové nádoby reaktoru, který může vést až k poruše integrity TNR.

Var na vnějším povrchu tlakové nádoby reaktoru je unikátní tím, že k němu dochází po celém obvodu elipsy nebo kruhu. Z tohoto důvodu nemůže vytvořená pára jednoduše



uniknout směrem vzhůru od zahřívajícího povrchu, ale musí urazit relativně dlouhou vzdálenost po kulovém/elipsovitém povrchu TNR k okraji válcové části. Tento jev může způsobit, že podmínky pro var na vnější straně TNR budou závislé na velikosti povrchu, na kterém k varu dochází.

V minulosti bylo provedeno několik experimentů, které se zabývaly možnostmi použití IVR strategie a výzkumem varu na povrchu TNR. Z provedených experimentů vyšlo najevo, že CHF je závislý na řadě faktorů, jedním z hlavních je úhel svíraný s horizontální přímkou. Z důvodu závislosti varu na velikosti chlazeného povrchu je však potřeba provádět experimenty, prokazující krizi varu při určitém tepelném toku, v reálném měřítku. V následujících podkapitolách budou popsány vybrané experimenty.[8]

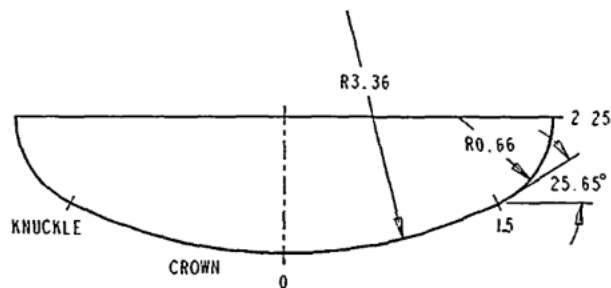
### **3.1 Experimenty CYBL**

Experiment CYBL (Cylindrical Boiling Facility) byl vytvořen na základě požadavku Department of Energy (DOE) v rámci New Production Reactor Program v srpnu roku 1995. Experimentální zařízení bylo umístěno v Sandia national Laboratories v Albuquerque v Novém Mexiku. Jeho účelem bylo provedení řady ověřujících experimentálních měření pro těžkovodní „*Heavy Water New Production Reactor*“. Experimentální zařízení bylo dále použito k posouzení možnosti použití strategie IVR v případě zaplavení šachty u reaktoru AP-600.

#### **3.1.1 Popis zařízení**

Experimentální zařízení CYBL se skládalo z dvou nádob. Vnitřní nádoby představující reaktor a vnější nádoby představující šachtu reaktoru. Obě nádoby byly vyrobeny z nerezové oceli 316 L, která byla navržena k použití u HWR-NPR nádoby. Vnější nádrž měla průměr 5,1 metru a byla vysoká 8,4 metru. Vnitřní testovací nádrž měla 3,7 metru v průměru a byla 6,8 metru vysoká. Průměr komerčního energetického reaktoru je typicky 4 metry. [8] Experimentální nádrž byla tak téměř v měřítku 1:1. Vnější a vnitřní nádrže byly propojeny pomocí komolého kuželu. Mezera mezi svislými stěnami nádob měřila 0,71 metru a vzdálenost mezi dnem testovací nádrže a dnem nádrže simulující šachtu reaktoru byla 1,38 metru. Dno bylo zformováno z plochého plátu o tloušťce 14,3 mm. Z důvodu tvářecího procesu je v nejužším místě tloušťka zredukována na 12,7 mm.

Testovací nádrž má stejně jako její předloha HWR-NPR reaktor semieliptický tvar dna.

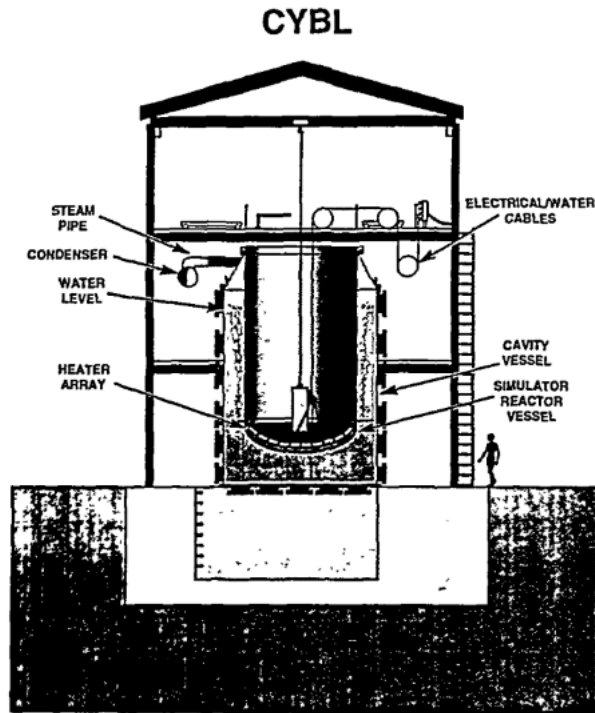


8 - Tvar dna testovací nádrže [8]

Tepelný tok z coria na dně TNR je simulován řadou sálavých výbojek. Pro tyto experimenty bylo použito dvacet panelů o rozměrech 0,3 metru na 1,2 metru. Každý panel se skládal z plochého hliníkového reflektoru a dvou přípojníc, které umožňovaly připojení až 63 lineárních quartzových lamp, každé o výkonu 6 kW. Hliníkový reflektor a přípojnice byly chlazené vodou. jednotlivé panely byly seskládány do 12 nezávislých ovladatelných topných segmentů. Díky tomu mohl být tepelný tok přizpůsoben jednotlivým testům. Pro tyto experimenty byly topné panely ve výšce jednoho metru nad dnem testovací nádrže. Maximální příkon zařízení byl 4,3 MW, který se po výměně kabeláže dal zvýšit až na 6 MW. Maximální možný tepelný tok byl 400 kW/m<sup>2</sup>.

Pod testovacím zařízením se nacházela pozorovací „jáma“. K pozorování varu sloužilo 51 oken o průměru od 0,3 do 0,6 metru nacházejících se ve dně vnější nádoby. K měření teplot na povrchu vnitřní testovací nádrže a teplot vody v okolí testovací nádrže sloužila řada termočlánků. Tepelné toky byly počítány z dat z termočlánků nacházejících se na povrchu a 9,5 mm pod povrchem vnitřní nádoby. Ve válcovité části byly termočlánky rozděleny do 15 vertikálních poloh a sloužily k měření teploty unikající parovodní směsi. Všechny termočlánky byly typu K.

Experiment byl ovládán dálkově kvůli bezpečnosti obsluhy. K pozorování a nahrávání varu sloužilo 10 kamer. Kromě monitorování teplot a výkonů bylo zařízení vybaveno senzory pro monitorování tlaku a průtoků. Řídicí systém zařízení byl schopen generovat grafy zobrazující teploty a tepelné toky vybraných sekcí a poskytovat provozní informace v reálném čase. Řídicí systém dokázal automaticky odpojit příkon topných segmentů v případě detekce krize varu.



9 - Experimentální zařízení CYBL [8]

### 3.1.2 Provedené experimenty

Na testovacím zařízení CYBL bylo provedeno dohromady 10 experimentů. Byly testovány jak uniformní, tak špičkové tepelné toky. Jmenovitý tepelný tok se pohyboval v rozmezí od  $60 \text{ kW/m}^2$  do  $200 \text{ kW/m}^2$ . Pro všechny experimenty byla hladina vody ve vnější nádrži nastavena na 5 metrů. Kvůli pětmetrovému vodnímu sloupci se var v oblasti celého dna testovací nádrže nacházel v oblasti podchlazeného bublinkového varu.

#### 3.1.2.1 Pozorování varu

Jednalo se o fenomenologický popis varu na vnější straně testovací nádoby. Pozorovaný proces varu v centrální spodní oblasti byl cyklický se čtyřmi odlišnými fázemi:

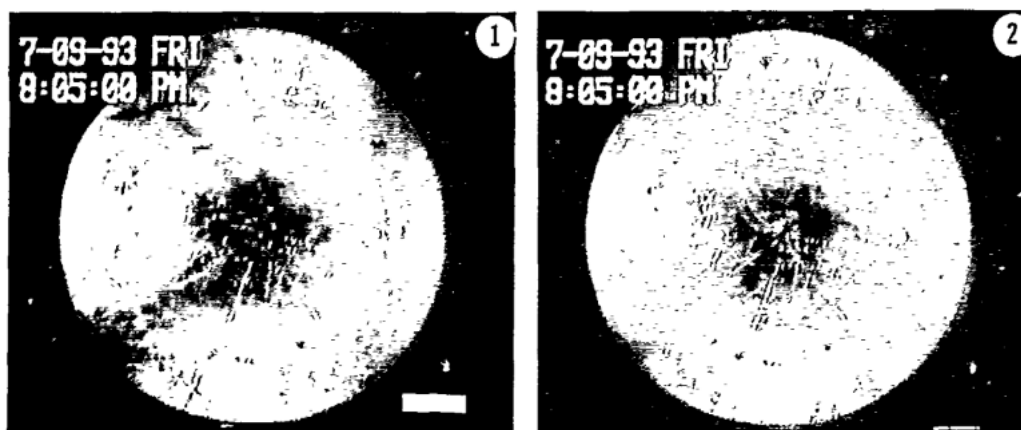
- Přímý kontakt kapaliny s nádobou,
- Tvorba bublin a jejich růst,
- Formování parních polštářů,
- Rozptýlení parních polštářů

Tok parovodní směsi byl osově symetrický s převládajícím radiálním pohybem. Při malých tepelných tocích se frekvence pulsování zvyšovala. Po překročení určitého tepelného toku se frekvence pulsování ustálila na konstantní hodnotě. Hranice mezi malými a velkými

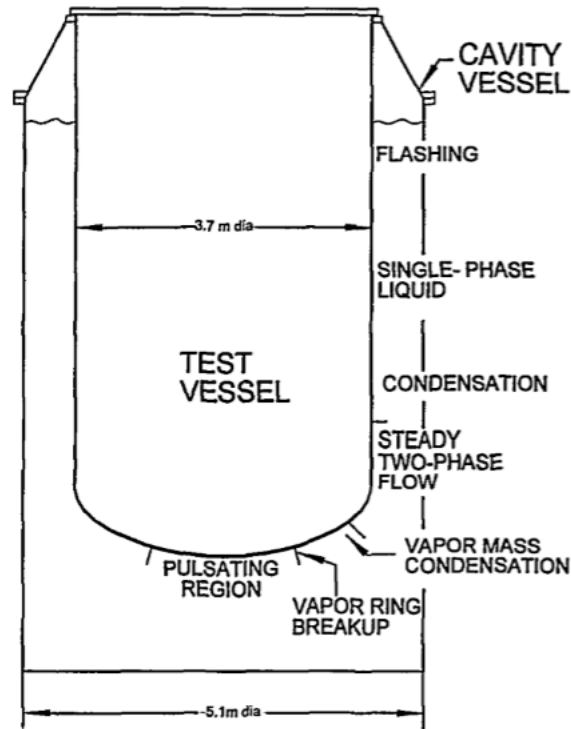
tepelnými toky byla stanovena zhruba na  $100 \text{ kW/m}^2$ . Přesnější stanovení této hodnoty nebylo možné vzhledem k malému počtu naměřených dat v oblasti nízkých tepelných toků. Podobně jako v případě závislosti frekvence na velikosti tepelného toku, byla zjištěna závislost velikosti parního polštáře na tepelném toku.

Pozorováním regionu v okolí středu dna testovací nádrže bylo zjištěno, že vzniklá pára netvoří jeden velký parní polštář, ale je po vzniku rozdělena na více menších polštářů, jejichž velikost nepřesahuje několik desítek cm. Radiálním pohybem rozptylujících se parních polštářů docházelo k pohlcování jednotlivých parních bublinek, vznikajících na povrchu dna vnitřní nádoby.

Výsledkem těchto experimentů byla zpráva popisující fenomenologii varu v případě velkých dolů směřujících zakřivených ploch simulujících dno tlakové nádoby reaktoru v měřítku téměř 1:1. [8]



10 - Vybrané snímky pozorování varu při experimentech [8]



11 - Schéma odpozorovaných režimů proudění v průběhu experimentů [8]

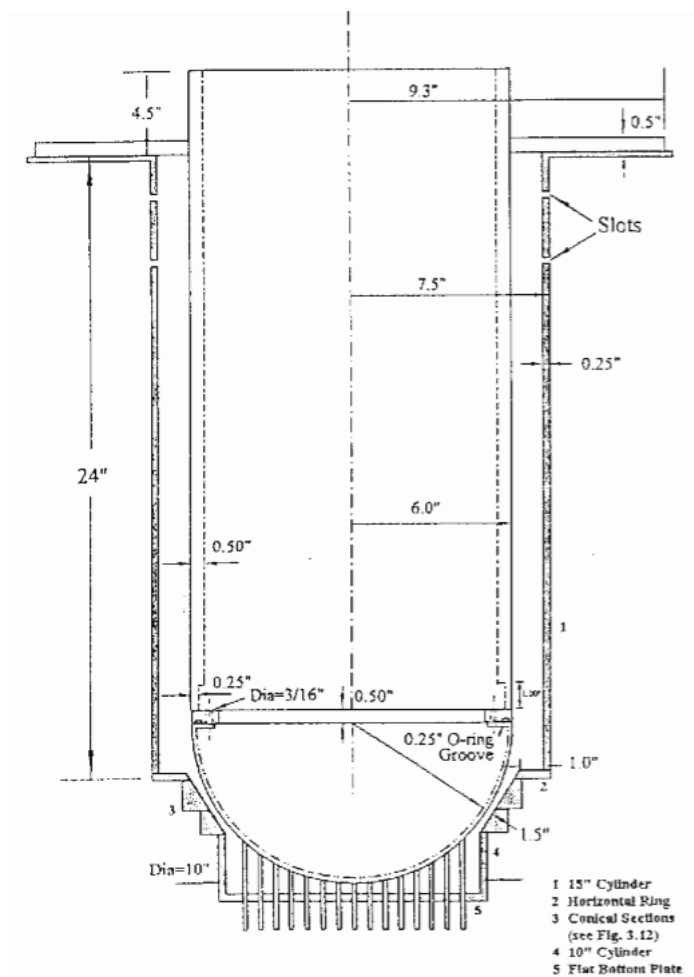
### 3.2 CHF experimenty na *SBLB test facility*

V roce 2001 byly na Pennsylvania State University provedeny experimenty v rámci studie proveditelnosti, která se zabývala použitím strategie IVR na projektech pokročilých lehkovodních reaktorů (ALWR – Advanced Light Water Reactors). Financování těchto experimentů, respektive celého projektu bylo zajištěno společnostmi EPRI (Electric Power Research Institute) a KEPCO (Korea Electric Power Corporation). Společnost KEPCO byla v projektu zainteresována kvůli ověření strategie IVR na jejich projektu KNGR (Korean Next Generation Reactor). KNGR byl projekt pokročilého tlakovodního reaktoru o výkonu původně 1300 MWe vycházejícího z KSNPP (Korean Standard Nuclear Power Plant). Projekt KNGR byl licencován v roce 2002 a v současnosti je znám pod názvem APR 1400. Součástí projektu bylo mnoho pokročilých řešení např. systém zaplavení reaktorové šachty s aktivními ventily a systém IRWST (In-containment Refueling Water Storage Tank).

Hlavním úkolem této studie bylo experimentální studium krize varu na vnějším povrchu nádoby simulující tlakovou nádobu reaktoru KNGR a vytvoření korelace pro výpočet krize varu pro tento specifický případ. K tomuto účelu bylo vytvořeno experimentální zařízení v měřítku 1:16.

### 3.2.1 Popis experimentálního zařízení

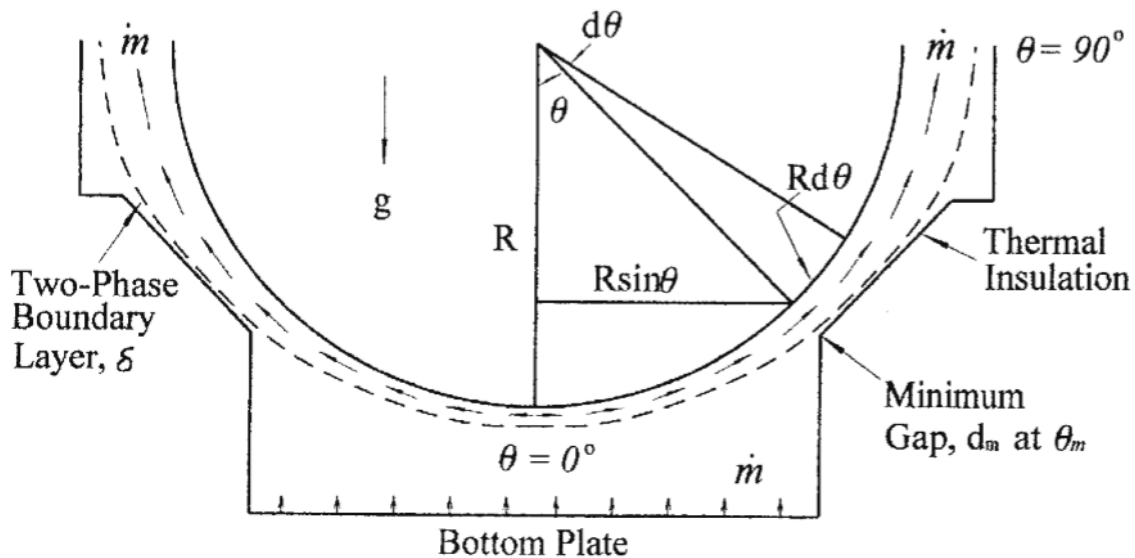
Systém se skládal ze zahříváné nádoby simulující dno tlakové nádoby reaktoru KNGR a tepelné izolace. Vše bylo ponořeno do nádrže s vodou. Tepelná izolace tvořila spolu s testovací nádobou mezikruhový prostor, který měl minimální mezeru  $d_m$  na pozici definovanou úhlem  $\theta_m$  měřeným od středu dna nádoby ( $\theta = 0$ ). Spodní část izolace obsahovala množství otvorů umožňujících proudění chladiva z šachty reaktoru do mezikruhového prostoru.



12 - Schéma experimentálního zařízení simulujícího KNGR reaktor

Vznik parních bublin na povrchu zahříváné nádoby vede k nárůstu objemu páry a jejího oddělení od povrchu. Vzhledem k orientaci povrchu (ze shora dolů) jsou parní bubliny tlačeny proti povrchu zahříváné nádoby působením vztakových sil. To má za následek vytvoření vrstvy dvofázového proudění podél zahříváné stěny. Tloušťka vrstvy se zvětšuje v závislosti na úhel  $\theta$ . To je způsobeno tvorbou parní složky v nižších polohách a strháváním

kapalné fáze vody do dvoufázového proudu. Po p ekroch n   rovn  dna testovací nádoby ( $\theta = 90^\circ$ ) se vytvo r  souproud  proud v mezikruhov m prostoru. V p r pad  ustáleného stavu musí platit rovnice kontinuity a hmotnostní průtok dvouf zov  směsi se musí rovnat hmotnostnímu průtoku kapaliny přes spodní st nu tepeln  izolace.



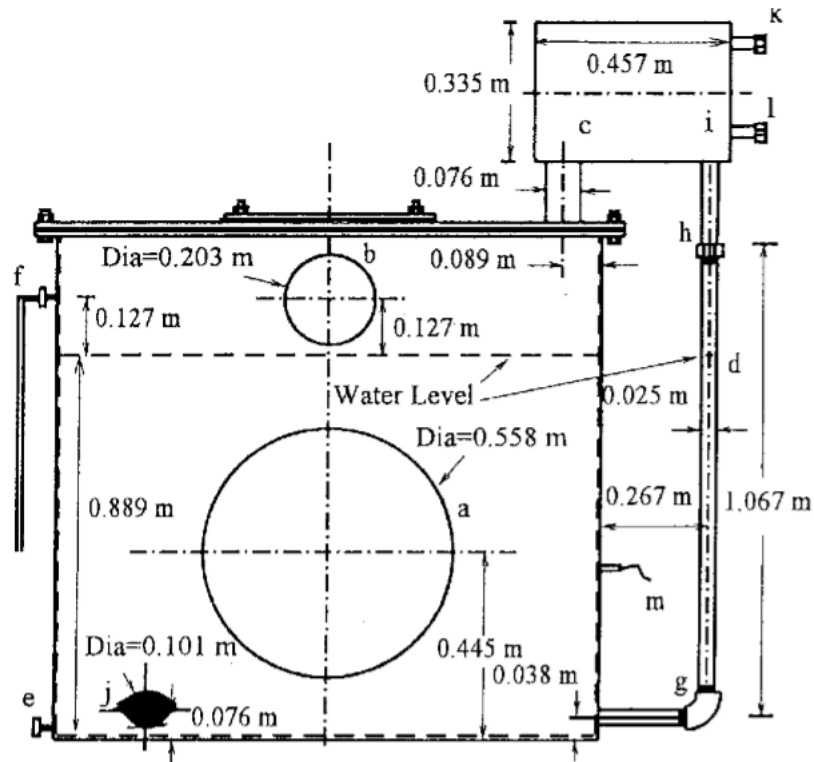
13 - Detail spodní části experimentálního zařizení

Experimentální zařizení obsahovalo celkem pět hlavních částí:

- Vodn  nádrž,
- Testovací nádobu s topnými segmenty,
- Tepelnou izolaci z plexiskla,
- Systém r izen  a sběru dat,
- Fotografick  systém.

### 3.2.1.1 Vodn  nádrž

Vodn  nádrž byla navržena speci ln  pro studium kritických tepelných toků u nádob simulujících tlakové nádobu reaktoru. Nádrž měla p r m r 1,22 metru a výšku 1,14 metru. Tloušťka v ka a dna byla 12,7 mm a tloušťka v lcov  části byla 6,35 mm. Horní víko bylo ke zbytku nádoby p r sroubov no. Nádrž byla vyrobena z uhl kov  oceli,  astečně kvůli jejím mechanick m vlastnostem a  astečně díky její relativn  n zk  cen . Vnit rn  strana nádrž byla opatřena antikorozním nátěrem.



- |                                         |                                      |
|-----------------------------------------|--------------------------------------|
| a Viewing Window                        | h Pipe Connection                    |
| b Viewing Window                        | i Condenser Access Door              |
| c Condenser                             | j Immersion Heater                   |
| d Condensate Return                     | k Cold Water Inlet                   |
| e Drain                                 | l Hot Water Outlet                   |
| f Water Inlet and Pressure Relief Valve | m 2.54 mm dia Tube for thermocouples |

14 - Schéma vodní nádrže

### 3.2.1.2 Testovací nádoby

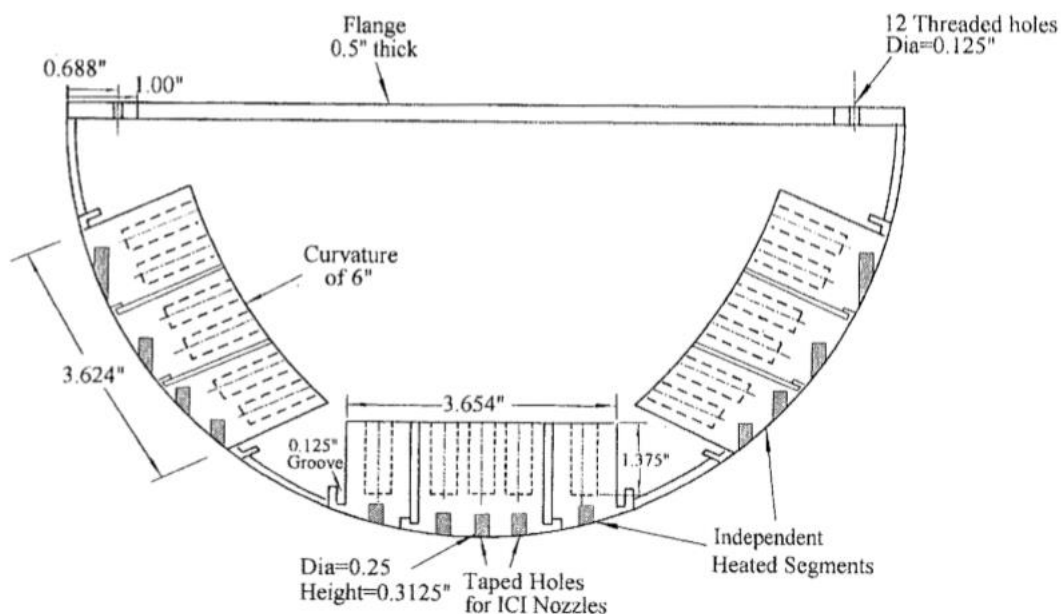
V rámci experimentů byly použity dva druhy testovacích nádob. Jedna s instrumentačními otvory ve dně nádoby a druhá bez instrumentačních otvorů. Obě nádoby obsahovaly vyhřívané dno a nevyhřívanou válcovou stěnu. Válcová část byla vyrobena z hliníku a její vnější poloměr byl 30,5 cm. Tloušťka stěny válcové části byla 12,7 mm. Dno bylo k válcové části připojeno dvanácti šrouby.

Nádoba s instrumentačními otvory obsahovala 29 tyčí o průměru 6,35 mm simulujících instrumentační trubky. Při experimentu byly použity jak kovové, tak polymerové tyče. Polymerové tyče měly však nízkou tepelnou vodivost a byly použity pouze pro studium hydrodynamických jevů při dvoufázovém proudění. Kovové tyče měly tepelnou vodivost srovnatelnou s tepelnou vodivostí testovací nádoby a byly použity při studiu jak hydrodynamických, tak termodynamických jevů při dvoufázovém proudění.

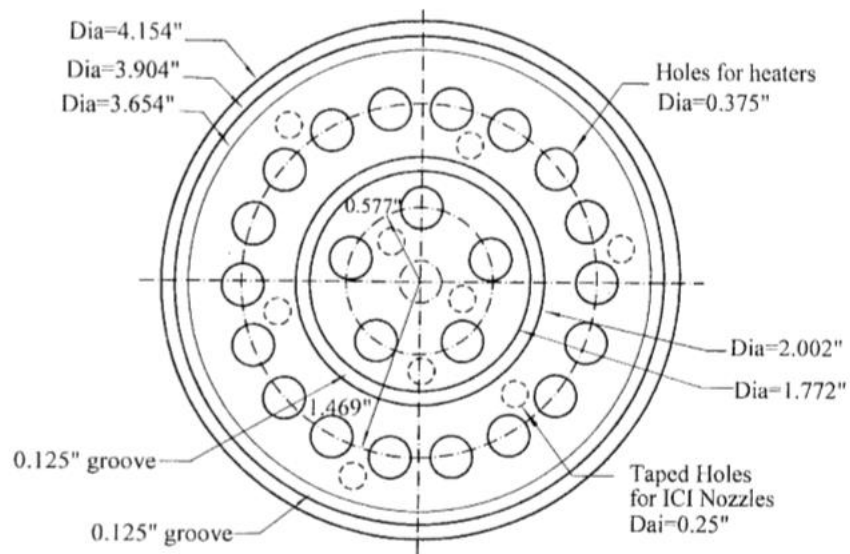


Dno nádob bylo vytápěno topnými kazetami dlouhými 31,75 mm a širokými 9.52 mm. Topné segmenty byly rozděleny na celkem pět nezávislých topných bloků. Ty se skládaly z jednoho kruhového topného segmentu v dolní části nádoby a dvou obdélníkových segmentů v horní části. Díky symetričnosti nádoby byly tyto obdélníkové bloky identické. Mezi každým topným segmentem byly vytvořeny drážky o rozměru 3,2 mm, jejichž účelem bylo omezit vedení tepla mezi jednotlivými segmenty. Drážky se nacházely také po okrajích jednotlivých topných bloků kvůli redukci tepelných ztrát vedením. Tímto vznikly dva nezávislé topné bloky v dolní části nádoby a tři nezávislé bloky v horní části. Každá topná patrona měla příkon 400 W při 120 V. Ve spodním kruhovém bloku se nacházelo 6 patron v centrální části a 18 patron ve vnější části. Každý ze tří bloků v horní části obsahoval 8 patron. Toto uspořádání umožňovalo dosáhnout tepelného toku  $1,5 \text{ MW/m}^2$  z každého z pěti topných bloků.

K měření teploty na povrchu testovací nádoby byly použity termočlánky typu K. Ty byly k nádobě instalovány v polohách  $\theta = 0^\circ, 18^\circ, 45^\circ, 60^\circ$  a  $75^\circ$ . Záměrně bylo použito podobné uspořádání jako v případě IVR experimentů pro AP-600 provedených Billem Cheungem v roce 1997 kvůli možnosti porovnání výsledků.



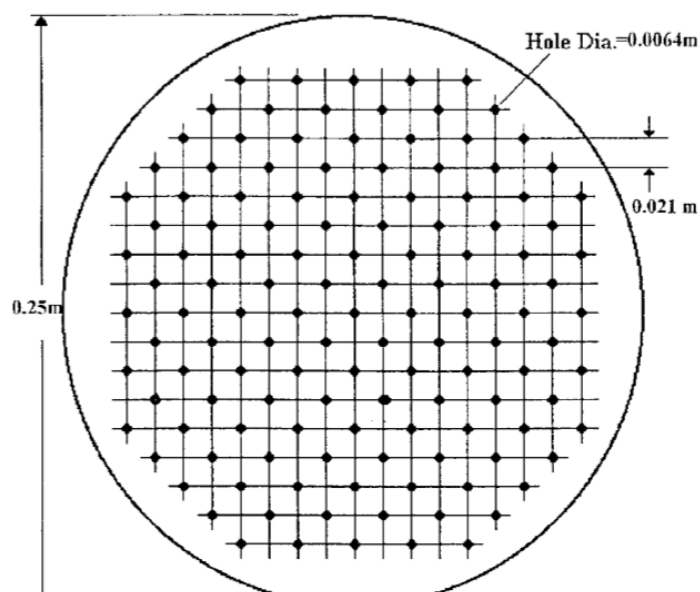
15 - Schéma umístění topných segmentů



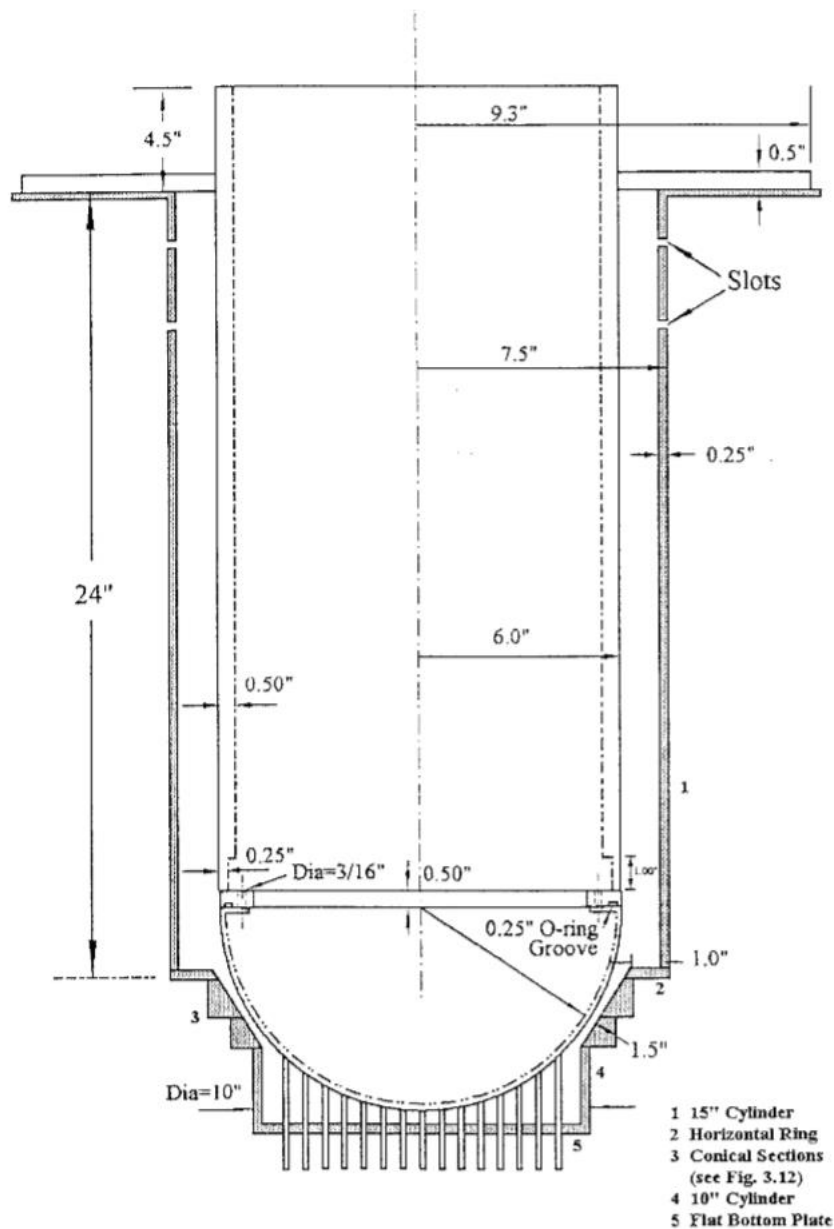
16 - Horní pohled na spodní topné segmenty

### 3.2.1.3 Tepelná izolace

Tepelná izolace byla vytvořena v měřítku podle výsledků simulace izolačních struktur. Skládala se z pěti částí. Z horního válce o průměru 0,381 metru, z centrálního prstence, z kónické části simulující minimální mezeru, ze spodního válce o průměru 0,254 metru a ze spodní desky opatřené otvory pro vstup chladiva. Všechny části byly vytvořeny z průhledného plexiskla, kvůli možnosti pozorování a záznamu varu na povrchu testovací nádoby a dvoufázového proudění v mezikruhové části. Horní a spodní válcové části byly vytvořeny z komerčně dostupných polotovarů a zbývající části byly zformovány podle výkresů.



17 - Rozmístění otvorů pro vstup chladiva ve spodní desce



18 - Výkres kompletní tepelné izolace

### 3.2.1.4 Systém řízení a sběru dat

Signály z termočlánků byly zaznamenávány osobním počítačem vybaveným softwarem pro sběr dat. Při experimentech monitorujících var v ustáleném stavu nebyla rychlost zápisu dat kritická, pro záznam dat byl proto dostačující pomalejší program Quicklog.

Při počátku krize varu při experimentech v ustáleném stavu by další nárůst výkonu vyústil v počátek blánového varu (vrstva páry na povrchu nádoby), což by mělo za následek rychlý nárůst teploty povrchu nádoby. Z důvodu její ochrany a ochrany topných segmentů

před roztavením byl instalován kontrolní mechanismus zajišťující odpojení segmentů od elektriny v případě skokového nárůstu teploty.

### **3.2.1.5 Fotografický systém**

Fotografický systém se skládal z vysokorychlostní kamery Minolta X-370 a vysokorychlostního systému Kodak Ektapro. Kamera byla použita pořízení makrozáběrů procesu varu. Její snímací frekvence mohla být nastavena až na 1000 Hz. Vysokorychlostní systém obsahoval analyzátor pohybu, zobrazovač, chlazení a zařízení pro přenos obrazu.

### **3.2.2 Cíle experimentu**

Cílem experimentu bylo zkoumání fenoménu kritického tepelného toku na povrchu nádoby simulující reaktor KNGR a vytvoření CHF korelace v rámci studie proveditelnosti možnosti použití IVR strategie v případě těžké havárie reaktoru KNGR. Korelace byla vytvořena s použitím naměřených dat v průběhu experimentu. Kromě korelace byly také pozorovány režimy dvoufázového proudění v anulární oblasti a v oblasti minimální mezery, což vedlo k lepšímu pochopení celkového mechanismu varu. [9]

## **3.3 Experimenty na zařízení ULPU**

ULPU-2000 je testovací zařízení pro výzkum IVR strategie a fenoménu kritického tepelného toku. Nachází se na University of California v Santa Barbara. Experimenty ověřující IVR strategii probíhaly mezi roky 1997 a 2003. Celkem bylo zařízení provozováno v pěti konfiguracích, označených římskými číslicemi *I* až *V*.

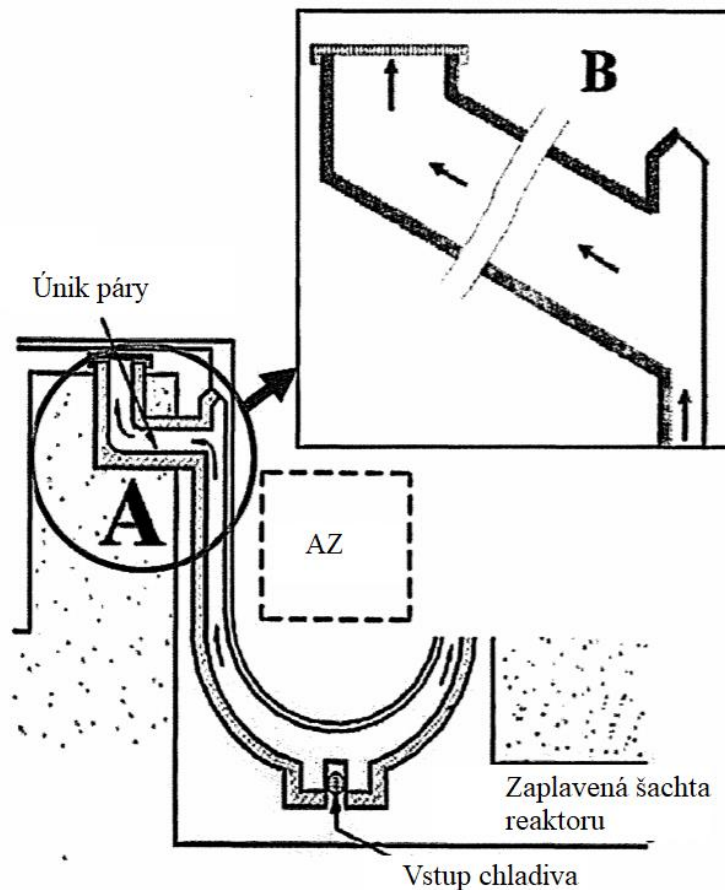
Konfigurace *I*, *II* a *III* byly použity převážně k výzkumu varu na sférickém, dolů-směřujícím povrchu a k ověření možnosti použití strategie IVR u reaktorů AP-600. Během těchto experimentů bylo pozorováno masivní dvoufázové proudění, což indikovalo potenciál pro zvýšení výkonové hranice uchlazitelnosti a tím pádem možnosti použití IVR strategie na reaktorech s vyšším výkonem (v porovnání s AP-600).

Zvýšení limitů bylo umožněno změnou geometrie izolace (vznikl usměrňovač proudu chladiva), což má za následek změnu cirkulace chladiva a zlepšení přenosu tepla. Touto změnou geometrie vznikla konfigurace ULPU-IV.

Na konfiguraci ULPU-IV bylo provedeno celkem 28 experimentů. Z jejich výsledků vyplývalo, že usměrnění proudu parovodní směsi v okolí dna TNR zlepšilo konvekci a mělo pozitivní vliv na hodnoty CHF. Je nutné dodat, že zařízení ULPU-IV neodpovídalo svou geometrií reaktoru AP-1000. Během roku 2002 došlo k vývoji geometrie tepelné izolace a

příslušných komponent u reaktoru AP-1000, především se jednalo o geometrii vstupních a výstupních kanálů pro chladivo. Rozdíl je znázorněn na následujícím obrázku.

Ve snaze uplatnit strategii IVR pro reaktory AP-1000 vznikla spolupráce mezi výzkumníky pracujícími na zařízení ULPU a inženýry z firmy Westinghouse. Výsledkem této



19 - Schéma IVR metody pro reaktor AP-1000

spolupráce bylo upravení zařízení ULPU-2000 na zařízení ULPU-2400 (maximální možný tepelný tok je  $2400 \text{ kW/m}^2$ ), někdy označované také jako ULPU-V. Tato změna zároveň umožňovala optimalizaci zařízení pro požadavky konkrétních experimentů.

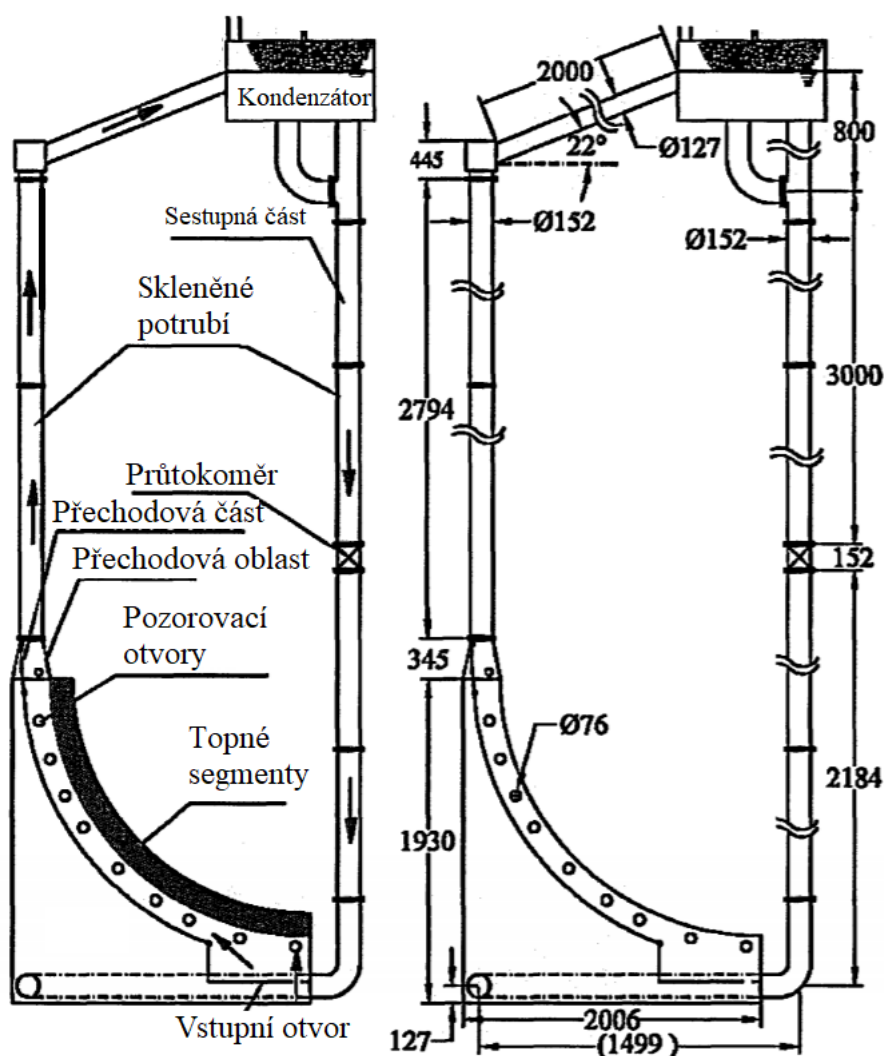
Na zařízení ULPU-V bylo provedeno celkem 36 experimentů při použití tří modifikací. Při měření bylo dosaženo kritických tepelných toků přesahujících  $1,8 \text{ MW/m}^2$ .

### 3.3.1 Popis experimentálního zařízení (ULPU-V)

Design zařízení ULPU-V vychází z předchozích konfigurací. Jeho návrh vychází z předpokladu, že var a kondenzace, definující limity uchlazenosti, jsou ovlivněny lokálním prouděním, pro jehož správnou simulaci je zapotřebí vytvoření kanálu v plné délce.

Vzhledem k symetričnosti skutečného reaktoru postačuje k simulaci reálného proudění výřez. Tlaková nádoba reaktoru je simulována měděnými bloky širokými 152 mm a hlubokými 76 mm. Šířka 152 mm odpovídá výřezu 1/84 z obvodu reaktoru AP-1000.

Prívod tepla je zajištěn topnými patronami, které jsou ovládány jednotlivě, což umožňuje vytvoření libovolného tepelného profilu. Maximální možný příkon zařízení je 500 kW. Díky velké tepelné setrvačnosti mědi, ze které jsou vytvořeny bloky simulující stěnu TNR, lze snadno určit krizi varu pomocí výkyvů teploty. Zároveň je měděný blok během několika minut znovu připraven na další měření. Tyto jevy umožňují velice přesné stanovení kritického tepelného toku.



20 - Schéma zařízení ULPU-V

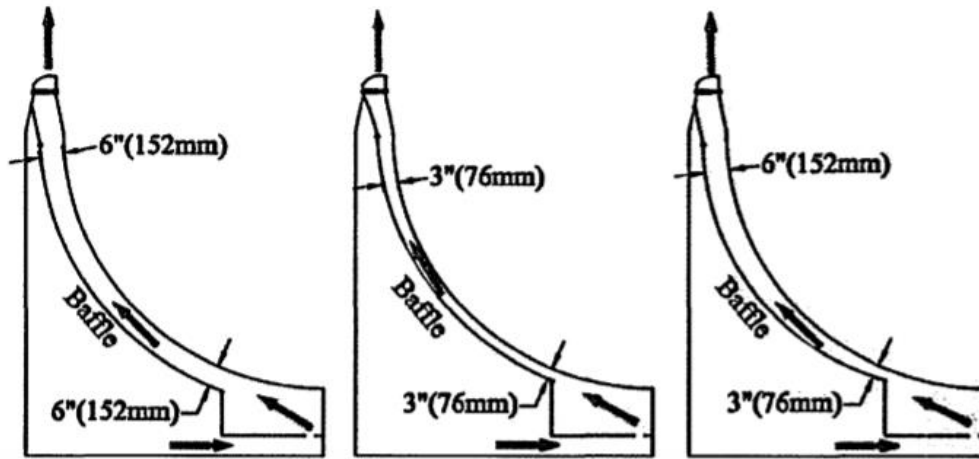
Tvar zařízení ULPU-V reprezentuje spodní dno TNR, celou průtočnou oblast mezi TNR a usměrňovací tepelnou izolací a otvory v horní části pro únik chladiva. V prototypové

geometrii reaktoru se sestupná část (viz obr. 14) skládá z mnoha velkých dutin a propojujících trubek s prakticky žádnými hydraulickými odpory. Na ULPU-V je tato sestupná část tvořena trubicí o průměru 152 mm, která nahradila 76 mm trubku použitou v konfiguraci IV. Trubka o průměru 152 mm obsahuje pouze jedno koleno ve spodní části ve snaze minimalizovat tlakové ztráty. Sestupná část obsahuje také elektromagnetický průtokoměr typu Venturi.

Vzestupná větev IVR chladicí smyčky reaktoru AP-1000 se skládá ze tří hlavních částí: zakřivený kanál okolo spodního dna TNR, anulární kanál po výšce válcové části TNR a šikmý kanál spojující tepelnou izolaci s horní chladicí nádrží v kontejneru. Potrubí vzestupné větve zařízení ULPU je stejného průměru jako v případě sestupné části (průměr 152 mm) a odpovídá výšce válcové části stěny TNR po přírubu. Potrubí je vyrobeno ze skla Pyrex umožňujícího pozorování proudění.

Vstupní otvor pod dnem TNR musí být během provozu reálného reaktoru uzavřen. Zároveň zde musí být možnost jeho otevření, aby mohla být zajištěna cirkulace chladiva v případě havárie a zaplavení šachty vodou. V havarijních případech ke otevření slouží (u prototypu reaktoru AP-1000) systém balónků, které v případě zaplavení šachty otvor otevrou. Tento otvor je na zařízení ULPU-V simulován dírou o průměru 76 mm, jejíž plocha přibližně odpovídá 1/84 plochy otevřeného vstupního otvoru tepelné izolace reaktoru AP-1000.

Usměrňovač proudu byl navržen a testován již na konfiguraci ULPU-IV. Pro použití na konfiguraci ULPU V byl usměrňovač vybaven polohovacím mechanismem, umožňujícím změnu vzdálenosti usměrňovače od stěny TNR. V programu ULPU-V byly postupně použity tři konfigurace usměrňovače: dvě ekvidistantní konfigurace pojmenované 3“ a 6“ vzdálené od stěny TNR 76 a 152 mm a třetí, jejíž vzdálenost od stěny TNR byla po výšce proměnlivá. V nejnižší části byla od stěny TNR vzdálena 76 mm a v nejvyšší části 152 mm. Usměrňovač byl navíc vybaven těsněním, které zabraňovalo únikům chladiva z kanálu tvořeného stěnou TNR a usměrňovačem do výřezu šachty reaktoru. Hlavním důvodem použití těsnění bylo zajištění přesného měření lokálních tlaků při dvoufázovém proudění a zabránění míšení chladiva v kanálu s podchlazenou vodou ze šachty reaktoru. [10]



21 - Tři různé konfigurace usměrňovače

### 3.3.2 Cíle experimentů

Cílem ULPU experimentů bylo studium fenoménu CHF v případě použití IVR strategie u reaktorů AP-600 a později AP-1000. Od konfigurace III byl u zařízení použit model tepelné izolace. Pozorováním varu byla zjištěna možnost zvýšení limitů uchlazenosti a tím pádem zvýšení hodnot CHF. Pro výzkum varu v horní části experimentálního kanálu bude zapotřebí zařízení, které bude schopné vyvinout tepelný tok větší než  $2 \text{ MW/m}^2$ , aby byla zajištěna dostatečná bezpečnostní rezerva. [10]

### 3.4 Experimenty CHF na zařízení SULTAN

Zařízení SULTAN bylo zkonstruováno ve Francii pod vedením společností CEA a CENG v roce 1997

k výzkumu schopnosti chlazení velkých povrchů vodou během přirozené konvekce. Hlavním úkolem bylo zjištění hlavních charakteristik dvourozměrného dvoufázového proudění během chlazení velkých povrchů a zjištění hodnot kritických tepelných toků (CHF). Při měření bylo obsaženo široké pásmo vstupních podmínek:

- Tlak se pohyboval v rozmezí 0,1 – 0,5 MPa,
- Teplota na vstupu do kanálu v rozmezí 50–150 °C,
- Hustota hmotnostního toku v rozmezí 5 – 4400  $\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{m}^{-2}$ ,
- Tepelný tok v rozmezí 100-1000  $\text{kW/m}^2$ ,
- Průtočná mezera v rozmezí 3-15 cm,
- Úhel v rozmezí 0-90°.



Zařízení bylo tvořeno topnou deskou o délce 4 m, šířce 15 cm a tloušťce 1,5 mm. Topná deska byla umístěna v obdélníkovém kanále s možností nastavení vzdálenosti panelu od desky. Výsledkem experimentů na zařízení SULTAN bylo vytvoření korelací pro předběžný výpočet kritického tepelného toku v závislosti na průtoku experimentálním kanálem, tlakem chladiva, teplotě chladiva na vstupu do experimentálního kanálu a na úhlu chlazené plochy. [11]

### 3.5 Experimenty na zařízení BALI

V rámci studií zabývajících se těžkými haváriemi provedenými pod vedením firem CEA, EDF a Framatome byl v roce 1993 zahájen experiment BALI, jehož cílem bylo vytvoření databáze tepelných toků na okraji bazénu taveniny a popis proudění coria v bazénu taveniny. Tato databáze byla aplikovatelná jak pro případy použití In-Vessel strategie, tak Ex-Vessel strategie.

Pro úspěšné použití IVR strategie je nutné znát přestup tepla na okrajích bazénu taveniny a samotné proudění coria v bazénu taveniny. Databáze tepelných toků spolu se známými hodnotami CHF vytváří bezpečnostní rezervu pro zachování integrity nádoby v případě použití IVR strategie a zároveň poskytuje nezbytné vstupní parametry pro návrh core-catcheru v případě použití Ex-Vessel strategie.

V případě experimentu BALI byla primárně z bezpečnostních a technologických důvodů, ale také z finančních důvodů nahrazena simulující tekutinou. Její použití umožňovalo získání databáze bezrozměrných kritérií respektujících vysoce turbulentní přirozenou konvekci v případě reálných reaktorů.

#### 3.5.1 Popis zařízení

Při návrhu zařízení je nutné respektovat bezrozměrné veličiny a okrajové podmínky. Zároveň je nutné zajistit stejné fyzikální chování simulující tekutiny. V případě přenosu tepla přirozenou konvekcí v nádobě s objemovým vývinem tepla je nutné respektovat tři veličiny:

Prandtlovo číslo	$Pr = \frac{\vartheta}{\alpha}$
Poměr stran	$e = \frac{H}{R}$
Rayleighovo číslo	$Ra_i = \frac{g\beta QH^5}{\lambda\vartheta\alpha}$

*kde  $\beta$  značí součinitel teplotní roztažnosti,  $g$  tíhové zrychlení,  $H$  výšku vrstvy kapaliny,  $\lambda$  součinitel teplotní vodivosti,  $\vartheta$  součinitel kinematické viskozity,  $R$  poloměr a  $a$  součinitel přestupu tepla*

Jako tekutina simulující corium byla použita voda, jejíž Prandtlovo číslo se pohybuje ve stejných řádech jako Prandtlovo číslo coria. Pro výzkum vlivu viskozity na přenos tepla byla do vody přidána celulózová vlákna. Pro respektování Rayleighova čísla bylo nutné testovací zařízení vyrobit ve velikosti odpovídající reálnému dnu TNR, čímž se zachoval i poměr stran šachty reaktoru.

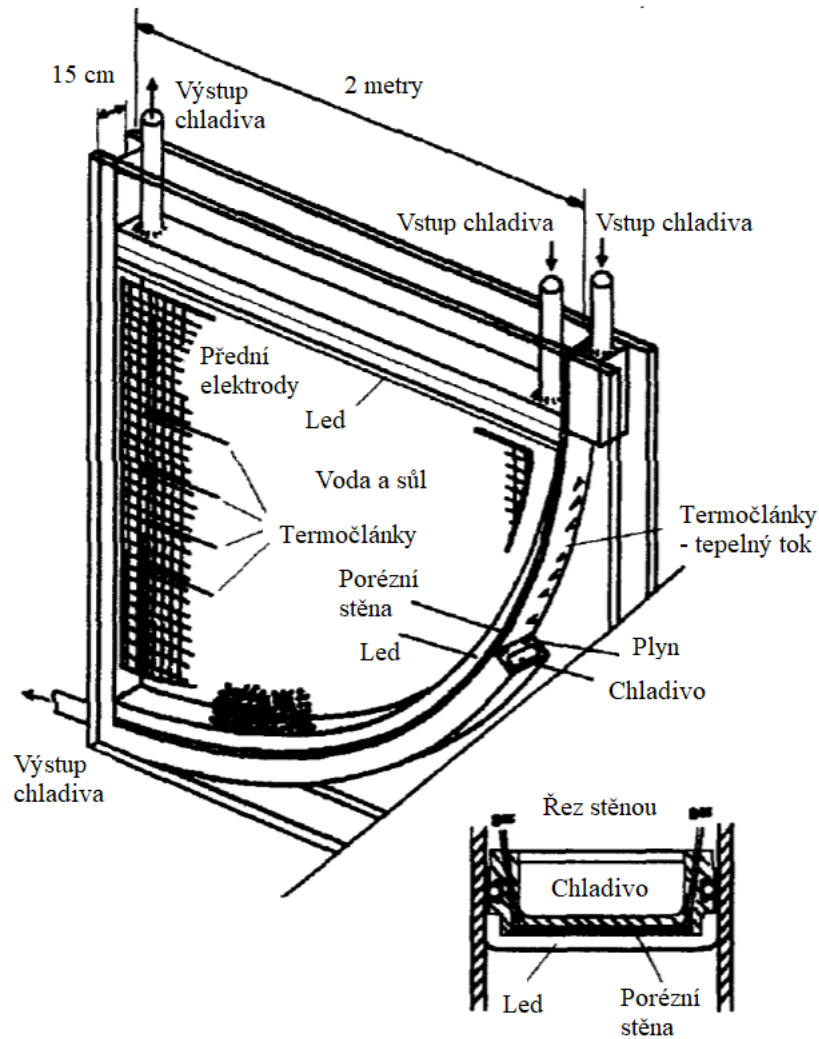
Z hlediska zachování okrajových podmínek je také nutné zachovat: Stejný objemový vývin tepla a stejnou teplotu na okrajích bazénu taveniny.

Objemový vývin tepla je zajištěn přímým ohřevem ve dvourozměrné geometrii, použitím samotné vodní vrstvy jako elektrického odporu. Energie předaná do vody Jouleovým efektem se může lišit, její maximální hodnota však je do 50 kW. Použití sítě elektrod umožňuje přímé kvalitativní a kvantitativní pozorování proudění.

Uniformní teplota na hranicích bazénu taveniny byla zajištěna změnou skupenství. Na okraji simulovaného bazénu taveniny-vody byla zformována ledová krusta, která byla ovládána pomocí výměníku tepla s organickým médiem ochlazeným na -50 až -80 °C. Samotné médium bylo chlazeno tekutým dusíkem. Aby byly do měření zahrnuty rozdílné podmínky chlazení horního povrchu, experimenty byly provedeny pro extrémní podmínky: bez použití a s použitím chlazení horního povrchu.

K vytvoření konfigurace rozvrstveného bazénu taveniny, rozděleného na oxidickou a metalickou fázi, byla použita specifická sekce, kde byla metalická vrstva nasimulována nezávisle na oxidické vrstvě. K simulaci metalické vrstvy byla použita voda, stejně jako v případě oxidické vrstvy.

Protože Prandtlovo číslo pro kov má průměrnou hodnotu pohybující se mezi hodnotami Prandtlova čísla odpovídajícího tekutým kovům a vodě, lze vodu použít také k simulaci metalické vrstvy bazénu taveniny. Tepelný tok z oxidické vrstvy do metalické byl reprezentován pomocí topného panelu. Tepelný odpor na povrchu metalické vrstvy simuloval přestup tepla zářením. K dosažení tepelného odporu byla použita plastová vrstva chlazená z vnější strany. [12]



22 - Schéma zařízení BALI

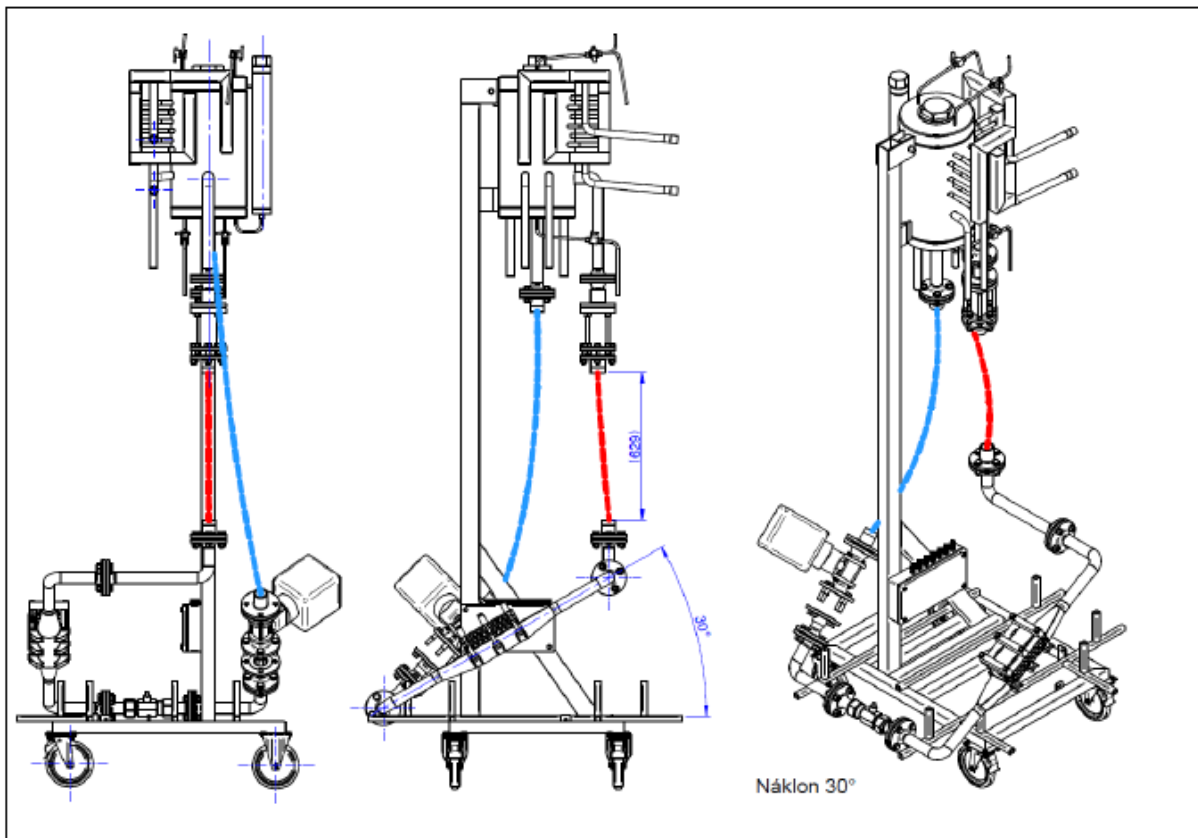
### 3.5.2 Cíle a výsledky experimentů

Na základě tohoto experimentálního programu byla zvětšena databáze tepelných toků v bazénu taveniny. Poprvé byla definována bezrozměrná podobnostní čísla popisující chování bazénu taveniny (např.  $Ra \approx 10^{17}$ ). Naměřená data byla porovnána s výsledky podobných experimentů (COPO II a ACOPO), s nimiž se v případě experimentů COPO II shodovala a v případě experimentů ACOPO vykazovala rozdíly zejména v hodnotách koeficientů přestupu tepla při stejném výkonu. Z experimentálních dat byly poté vytvořeny 3D korelace pro použití na reálném reaktoru. [12]

### 3.6 Experimenty na zařízení BESTH 2

V ÚJV Řež bylo postaveno zařízení pro výzkum odvodu tepla z povrchu TNR během těžké havárie. Účelem zařízení bylo získání křivky CHF na základě provedených experimentálních měření. V zařízení je vzorek TNR zahříván z jedné strany pomocí topného panelu a z druhé strany ochlazován médiem proudícím v chladicím kanálu. Vzniklá parovodní směs je v kondenzátoru ochlazena na linii sytosti. Proudění je zajištěno pomocí přirozené cirkulace. Experimentální měření na tomto „malém“ standu předcházelo měření na velkém zařízení (v měřítku 1:1) THS-15, jehož účelem je ověření možnosti použití strategie IVR na reaktorech typu VVER 1000.

Změnu úhlu vzorku TNR umožňuje speciální ohebné potrubí. Bez jeho absence by bylo zapotřebí vyrobit přesné rozměry trubek pro minimálně 10 konfigurací standu.



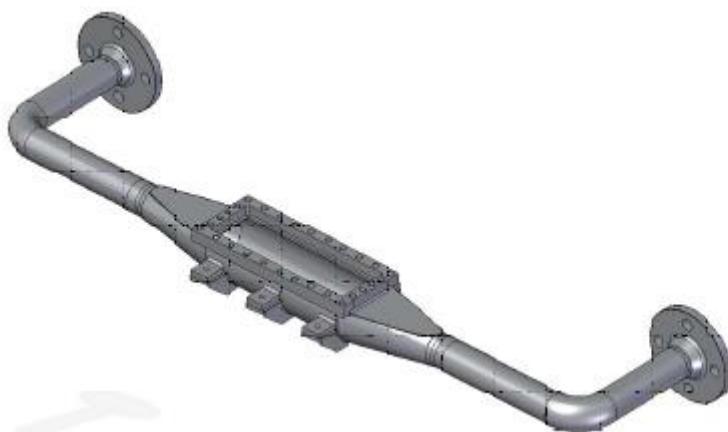
23 - schéma možnosti náklonu standu

### 3.6.1 Popis zařízení

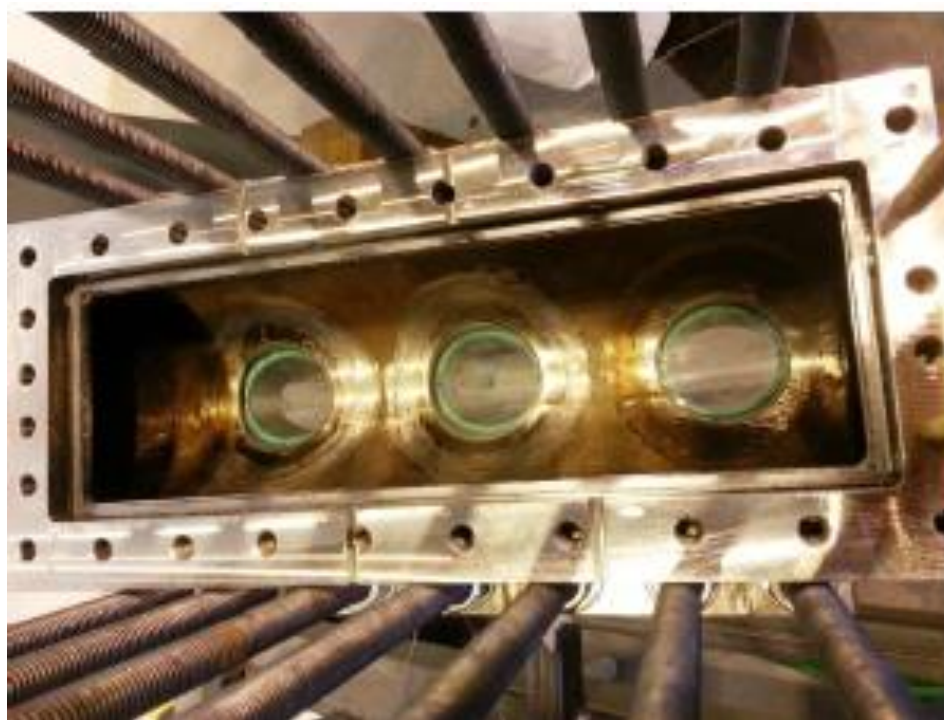
Zařízení BESTH-2 se skládá z chladicího kanálu, topného panelu, kondenzátoru, systému přehřevu a měřící a regulační techniky.

#### 3.6.1.1 Chladicí kanál

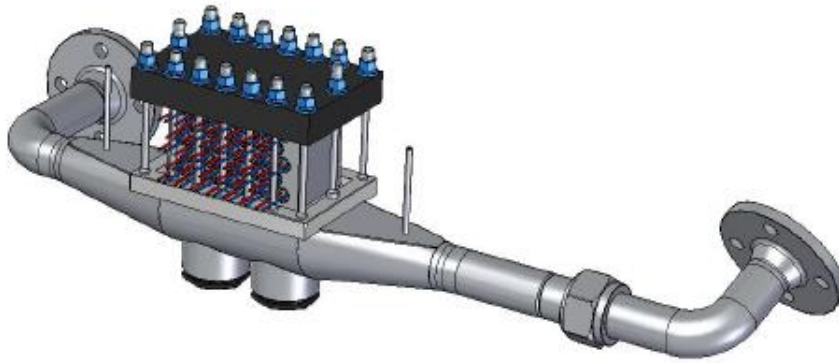
Rozměry chladicího kanálu jsou navrženy v závislosti na rozměrech topného panelu, který je ke kanálu připojen. Zároveň bylo nutné zajistit co nejmenší narušení proudění chladicího média. Na zařízení BESTH byly provozovány dvě verze chladicího kanálu.



24 - Vizualizace chladicího kanálu - 1. verze



25 - Pohled do chladicího kanálu 1. verze

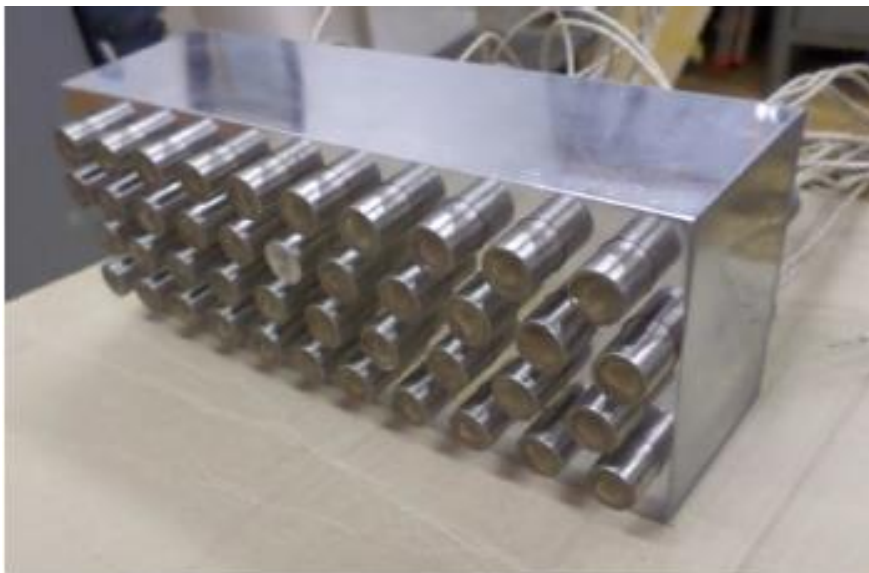


26 - vizualizace 2. verze stendu

Druhá verze se od první lišila rozměry (oproti první byla menší v porovnání s topným panelem) a počtem průzorů (první verze měla 3, druhá verze měla 2). Byla také změněna funkce upevnění topného panelu ke chladicímu kanálu pomocí vylepšeného těsnění a předejatých šroubů, které lépe kompenzují teplotní dilatace.

### 3.6.1.2 Topný panel

V průběhu provozu zařízení BESTH byly použity celkem dvě varianty topných panelů. Panely jsou tvořeny elektrickými topnými patronami, které jsou vloženy do měděné matrice pro co nejoptimálnější rozložení tepla.



27 - Topný panel se 42 topnými patronami opatřený protikorozní chromovou vrstvou

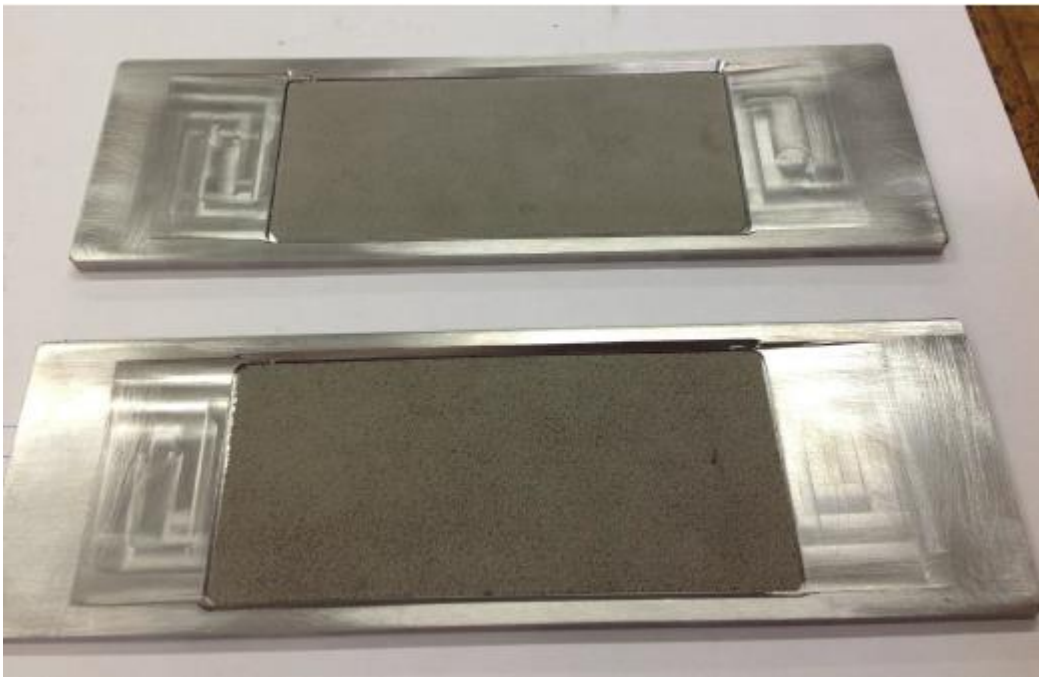
Druhá varianta topného panelu byla upravena tak, aby došlo k dokonalejšímu propojení vzorku TNR s topným panelem a tím ke zlepšení podmínek přestupu tepla z topení přes vzorek do chladicího média. Tohoto spojení bylo docíleno použitím metody explozivního svařování. První varianta disponovala větším výkonem, ale z důvodu jejích větších rozměrů a

tím pádem vyšším ztrátám tepla do okolí měla nižší účinnost přenosu tepla a dosahovala menších hodnot maximálního možného tepelného toku.

### 3.6.1.3 Vzorky TNR

Zkušební vzorky TNR byly vyrobeny z archivní části reaktorové nádoby VVER 1000. Jejich drsnost byla upravena na hodnotu odpovídající vnější stěně TNR. Pro účely měření bylo připraveno několik variant vzorků: vzorek bez technologických úprav a vzorky s povrchovou úpravou, např. vystavením koroznímu prostředí nebo s povrchovou vrstvou porézního nástřiku, tzv. „cold spray“.

V případě použití s první verzí topného panelu byly vzorky vkládány mezi topný panel a chladicí kanál a následně utěsněny a v případě použití s modifikovanou verzí topného panelu byly vzorky součástí topného panelu.



28 - vzorky s porézním nástřikem

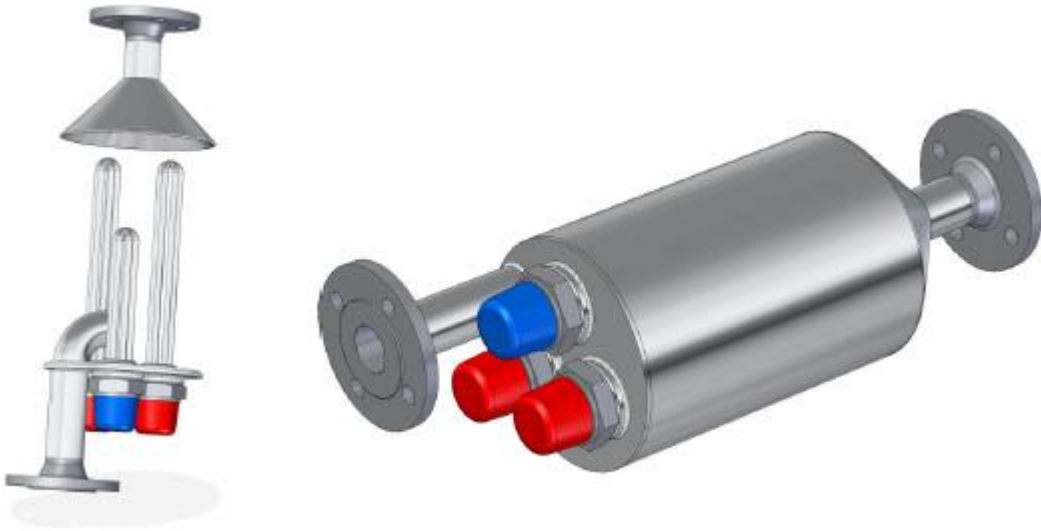
### 3.6.1.4 Kondenzátor

Kondenzátor na zařízení BESTH slouží k udržení proudění chladicího média na principu přirozené cirkulace. Je zde udržována hladina primárního média, které je ochlazováno chladivem proudícím v trubkovém prostoru sekundárního okruhu. Kondenzátor je vybaven měřením tlaku v systému, měřením hladiny, ventily pro odpouštění vzduchu nebo pro odběr vzorku chladiva, pojistným ventilem a víkem pro čištění vnitřního prostoru kondenzátoru. Minimální chladicí výkon kondenzátoru je 35 kW.



### 3.6.1.5 Předehřev chladiva

Kvůli požadavku experimentů na teplotu chladiva na vstupu do chladicího kanálu bylo zařízení BESTH vybaveno systémem předehřevu. Ten se skládá z nádoby válcově-kuželovitého tvaru, do níž jsou umístěny tři topné elektrické spirály o celkovém maximálním příkonu 10,4 kW. [13]



29 - Vizualizace systému předehřevu

### 3.6.2 Cíle a výsledky experimentů

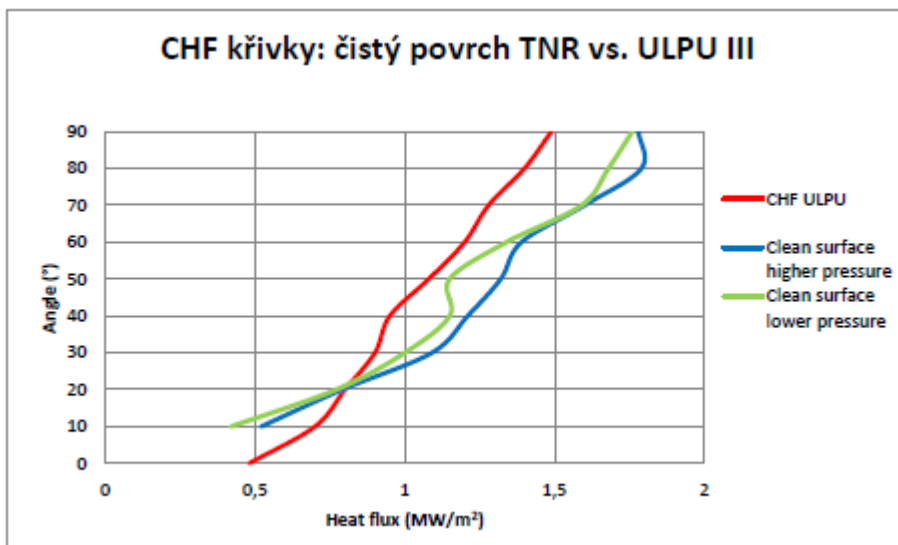
Na experimentálním zařízení BESTH bylo provedeno okolo 100 experimentálních měření. Zařízení bylo v průběhu jeho provozu několikrát modifikováno.

V průběhu experimentů bylo zjištěno, že na hodnoty CHF má pozitivní vliv zvyšování tlaku v systému. To znamená, že čím nižší je tlak, tím nižší jsou hodnoty kritického tepelného toku. Z výsledků bylo patrné, že tlak má na konečnou hodnotu CHF podstatný vliv. Vliv průtoku nebylo možno posoudit vzhledem k povaze zařízení pracujícího na principu přirozené cirkulace. Lze ale předpokládat, že snižování průtoku chladicím kanálem bude mít za následek snížení hodnot CHF.

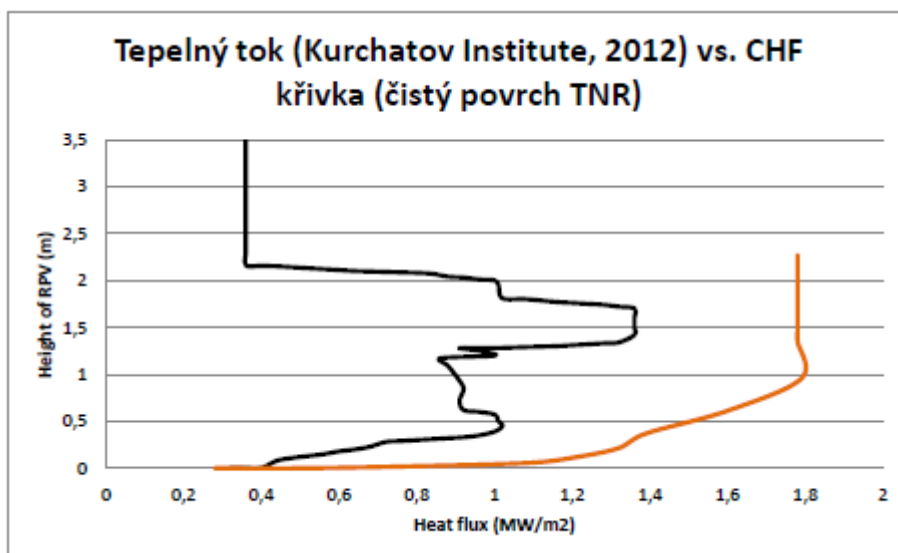
Vliv úhlu náklonu má podle získaných výsledků zásadní vliv na hodnotu CHF. Trend křivky závislosti úhlu náklonu na hodnotě CHF je podobný výsledkům obdobných experimentů ve světě (např. ULPU). Pro znázornění následují graf závislosti úhlu náklonu na hodnotě CHF v porovnání s experimenty ULPU a graf hodnot CHF v porovnání s vypočteným tepelným tokem v případě těžké havárie reaktoru VVER 1000.[14]



Na následujících grafech jsou zobrazeny některé z dílčích výsledků:



30 - Křivky CHF v porovnání s výsledky z experimentů ULPU [14]



31 - Tepelný tok měřeného profilu vs. křivka CHF [14]

## 4 Teorie k výpočtům CHF a používané korelace

Cílem většiny prováděných experimentů zabývajících se možnostmi použití IVR strategie v případě těžké havárie bylo zjištění hodnot CHF a vytvoření korelací a jeho výpočet. Některé studie se zabývaly také analytickou metodou určení CHF.

Analytické výpočty vycházejí ze skutečnosti, že v případě bublinkového varu může být CHF způsobeno čtyřmi odlišnými mechanismy:

1. V případě zvýšení tepelného toku, bublinky generované na povrchu TNR splývají a vytvářejí parní sloupce. Ty obsahují kapénky kapalné fáze, které mají tendenci přilnout zpět k povrchu. V případě zvýšení rychlosti parní složky na úroveň, kdy je schopna unášet kapénky z povrchu, se na povrchu formuje parní vrstva.
2. Zvýšení hodnoty tepelného toku vede k zvýšení hustoty bublinkové sítě na povrchu zahřívaného povrchu. Po dosažení kritické hustoty parních bublin na povrchu je kapalné fázi zabráněno v pohybu směrem ke stěně TNR. To vede k formování parního polštáře na zahřívaném povrchu.
3. Při zvýšení tepelného toku se parní bublinky na povrchu formují do parních proudů nebo sloupců. Když parní proudy opouštějí povrch, můžou být deformovány Helmholtzovými nestabilitami, což má za následek zabránění kontaktu kapalné fáze s některými částmi povrchu. Při vypařování zbylé tekutiny na místech, kde je zabráněno kontaktu přitékající kapaliny s povrchem, se formuje parní polštář na části povrchu nebo na celém povrchu.
4. Při velkých tepelných tocích jsou formovány velké parní bubliny, které jsou dále zásobovány parou z menších parních proudů, které se nacházejí u jejich základny. Pod velkou parní bublinou se nachází velmi tenký film kapalné fáze. Před dosažením CHF se velká bublina vznáší nad malými proudy páry, které se po dosažení určité velikosti odpoutají od povrchu. Parní polštář na povrchu se vytvoří vyvařením tenkého filmu kapalné fáze během doby vznášení se velké parní bubliny až do jejího odpoutání.

Na základě těchto poznatků byly vytvářeny první analytické korelace na výpočet CHF. V následujících kapitolách budou uvedeny příklady některých korelací pro výpočet CHF.[15]

## 4.1 Modely CHF pro vzhůru směřující ploché povrchy

První modely popisující analogii mezi zaplavením povrchu a vznikem CHF byly postaveny na mechanismu popsaném v bodu 1 v kapitole 4. Tato podobnost mezi jevy byla poprvé popsána v roce 1941. Výsledkem pozdějších analýz postavených na rozměrové analýze byla relace pro maximální tepelný tok:

$$\bar{q}_{CHF}'' = C_k \rho_v^{\frac{1}{2}} h_{fg} [g(\rho_f - \rho_g) \sigma]^{\frac{1}{4}}$$

, kde  $C_k$  = konstanta o hodnotě 0,131,  $h_{fg}$  = entalpie přeměny,  $g$  = gravitační rychlení,  $\rho_f$  = hustota kapalné fáze,  $\rho_g$  = hustota parní složky,  $\sigma$  = povrchové napětí kapaliny

Tato korelace byla vytvořena z dat naměřených na válcovém horizontálním povrchu, přičemž její původní použití bylo zamýšleno pro ploché povrchy.

V roce 1957 byla ve studii “*A theoretical analysis of heat transfer in natural convection and in boiling*“, jejíž autorem byl Y.P. Chang, popsána podobnost mezi pohybem Taylorových vln a krizí varu. Tato skutečnost inspirovala autora studie “*Hydrodynamics aspects of boiling heat transfer*” z roku 1959 k zahrnutí pohybu Taylorových vln a Helmholtzových nestabilit do modelu výpočtu CHF. Ten je založen na následujících předpokladech:

- Vypaření kapalné fáze je dosaženo v případě, kdy se rozhraní velkých parních sloupců stane nestabilním
- Parní sloupce opouštějící povrch, jsou rozmístěny ve čtvercové síti. Střední vzdálenost mezi parními sloupci je nejvíce nebezpečná vlnová délka odpovídající dvourozměrnému vlnovému vzorci pro Taylorovy nestability.
- Poloměr parních sloupců je definován jako  $\lambda_D/4$ , přičemž  $\lambda_D$  je Taylorova kritická vlnová délka.
- Vlnová délka Helmholtzových nestabilit je považována za rovnou  $\lambda_D$ .

Na základě těchto předpokladů byla vytvořena následující rovnice[15]:

$$\bar{q}_{max}'' = 0,149 \rho_g h_{fg} \left[ \frac{\sigma(\rho_f - \rho_g) \cdot g}{\rho_g^2} \right]^{\frac{1}{4}}$$

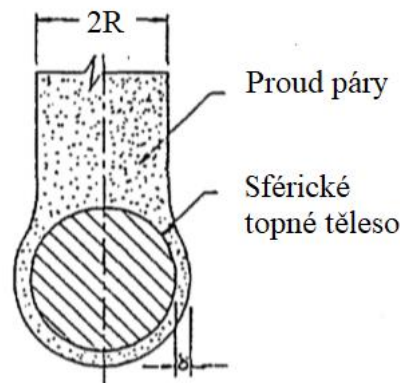
## 4.2 Modely pro výpočet CHF na zakřivených površích

V rámci studie "Extended hydrodynamic theory of the peak and minimum pool boiling heat fluxes" byl v roce 1973 vytvořen model na výpočet průměrného CHF na sférickém povrchu. Studie vycházela z hydrodynamické teorie, jejímž autorem byl N. Zuber. Odvod páry ze sférického povrchu byl závislý na velikosti povrchu. Výsledkem této studie byl výpočet poměru průměrného CHF na sférickém povrchu (při malém poloměru) a CHF na plochém povrchu:

$$\left| \frac{\bar{q}_{max}''}{\bar{q}_{maxF}''} \right|_{small R'} = \frac{12\sqrt{2}}{\pi} \frac{[(R' + 0,5\Delta)\Delta]^{3/4}}{R'^2}$$

, kde  $\Delta$  byl koeficient závislý na  $R'$  a určený experimentálně a  $R'$ :

$$R' = R \sqrt{g(\rho_f - \rho_g)/\sigma}$$



32 - Znázornění proudění v případě vytápěného sférického tělesa

Předchozí rovnice po úpravě pro velké povrchy:

$$\left| \frac{\bar{q}_{max}''}{\bar{q}_{maxF}''} \right|_{Large R'} = \frac{8(3)^{3/4}}{\pi} \frac{(R' + 0,5\Delta)\Delta}{R'^2}$$

Po srovnání výsledků s naměřenými daty byly odvozeny vztahy vyjadřující závislosti  $R'$  a  $\Delta$ , což vedlo k vytvoření následujících rovnic:

$$\left| \frac{\bar{q}_{max}''}{\bar{q}_{maxF}''} \right|_{Large R'} = 0,84 \text{ pro } R' > 5,44$$

$$\left| \frac{\bar{q}_{max}''}{\bar{q}_{maxF}''} \right|_{Large R'} = \frac{1,734}{\sqrt{R'}} \text{ pro } R' < \pi$$

Všechny existující hydrodynamické modely pro výpočet CHF na zakřivených površích (2-D horizontální válcové plochy nebo 3-D sférické plochy) byly založeny na uniformním kritickém tepelném toku na celém zahřívaném povrchu. Proto žádná teoretická studie nebyla zaměřena na rozpoznání prostorových variací CHF podél vnějších zakřivených povrchů.[15]

## 5 Experimentální část

Po sérii experimentů provedených na „malém“ zařízení BESTH 2 popsaných v kapitole 3.6 bylo v ÚJV Řež postaveno velké zařízení THS-15 v měřítku 1:1 odpovídající geometrii reaktoru VVER 1000. Cílem experimentů na tomto velkém zařízení je ověření strategie IVR pro tento typ reaktoru.

K výpočtu koeficientu přestupu tepla v této diplomové práci budou použity hodnoty naměřené na zařízení THS-15.

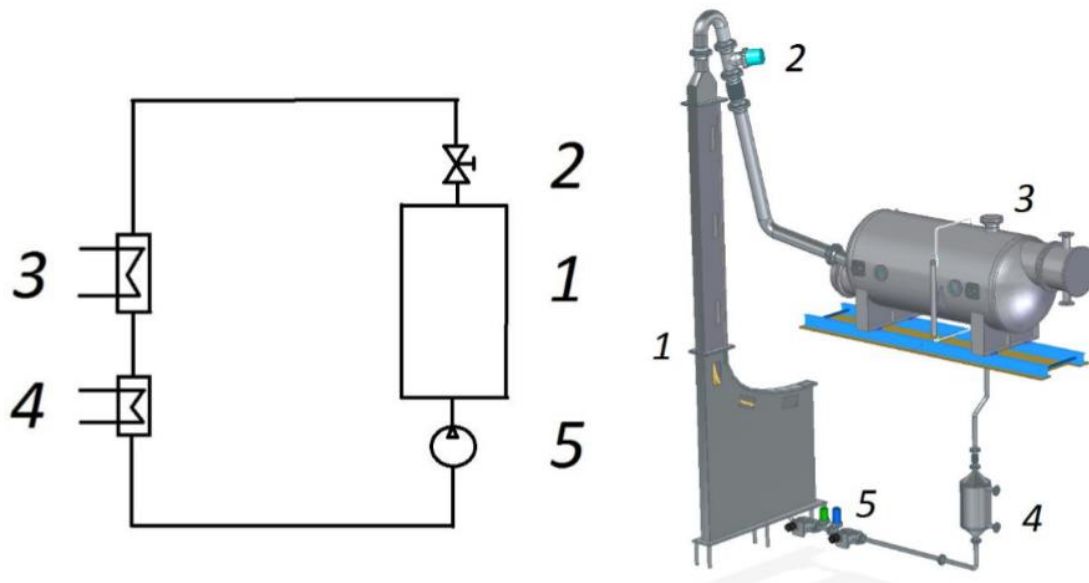
### 5.1 Experimentální zařízení THS-15

THS-15 (Termohydraulická smyčka, rok 2015) je navržena jako uzavřený okruh. Zahříváním chladiva (demineralizované vody) skrz model stěny tlakové nádoby reaktoru vzniká pára, která je dále vedena přes ventil, který simuluje mezeru mezi TNR a šachtou reaktoru, do kondenzátoru. Kondenzát je následně veden do podchlazovače, kde může být dochlazen na požadovanou teplotu. Poté je pomocí čerpadla dopraven zpět do experimentálního kanálu, který představuje výřez šachty reaktoru. Čerpadlo nemá na proudění v experimentálním kanálu prakticky žádný vliv, slouží pouze k doplňování vody a udržování hladiny v experimentálním kanálu.

Kondenzátor je ochlazován za pomoci sekundárního okruhu. Teplo z chladiva sekundárního okruhu je odváděno přes vzduchový chladič, který je umístěn mimo budovu, kde se zařízení nachází.

#### **Primární okruh:**

Voda v experimentálním kanálu cirkuluje za pomoci gravitace. Část vody se vypaří a odchází skrz ventil simulující mezeru mezi TNR a šachtou reaktoru do kondenzátoru, který zároveň slouží jako zásobník chladiva v primárním okruhu.



33 - Schéma a vizualizace primárního okruhu

Popis částí okruhu: 1 – Experimentální kanál, 2 – ventil simulující mezeru mezi TNR a šachtou reaktoru, 3 – kondenzátor, 4 – podchlazovač, 5 – Čerpadlo.

#### **Sekundární okruh:**

Voda do kondenzátoru je doplňována z topného systému ÚJV Řež. Aby bylo možné dosáhnout teploty vody na vstupu do kondenzátoru cca 60 °C, je k dispozici řešení, díky kterému je možné ohřátou vodu z kondenzátoru napojit zpět na vstup do kondenzátoru přes zabudovaný by-pass (pouze pokud je teplota na vstupu do kondenzátoru příliš studená).

Maximální možný příkon topných segmentů v průběhu experimentu je 750 kW. Původní konzervativní předpoklad počítal s 20 % tepelnými ztrátami, avšak za pomoci ověřených simulací a výpočtů byly tepelné ztráty z topných segmentů určeny na 8 %. Maximální možný chladicí výkon sekundárního okruhu bez použití dochlazovače je zhruba 600 kW. Maximální chladicí výkon dochlazovače je 165 kW.

#### **5.1.1 Popis jednotlivých částí zařízení THS-15**

Zařízení THS-15 se skládá z jednoho primárního/experimentálního okruhu a dvou sekundárních chladicích okruhů.

### 5.1.1.1 Primární okruh

Primární okruh je rozdělen na horkou větev a studenou větev. Horká větev se skládá z experimentálního kanálu, regulačního ventilu a potrubí DN200. Studená větev se skládá z kondenzátoru, podchlazovače, uzavíracích ventilů a potrubí DN50.

#### Experimentální kanál

Experimentální kanál je navržen tak, aby svými rozměry a kapacitou odpovídal reálnému prostoru pod semieliptickým dnem reaktoru VVER 1000/V320. Kanál představuje výřez tohoto prostoru o šířce 150 mm.

Experimentální kanál se skládá ze dvou hlavních částí horizontálně spojených přírubou. Spodní část představuje šachtu reaktoru pod dnem TNR a horní část představuje vnější povrch TNR a mezeru mezi ní a šachtou reaktoru. Tepelný tok generovaný roztaveným coriem je simulován pomocí topných panelů.

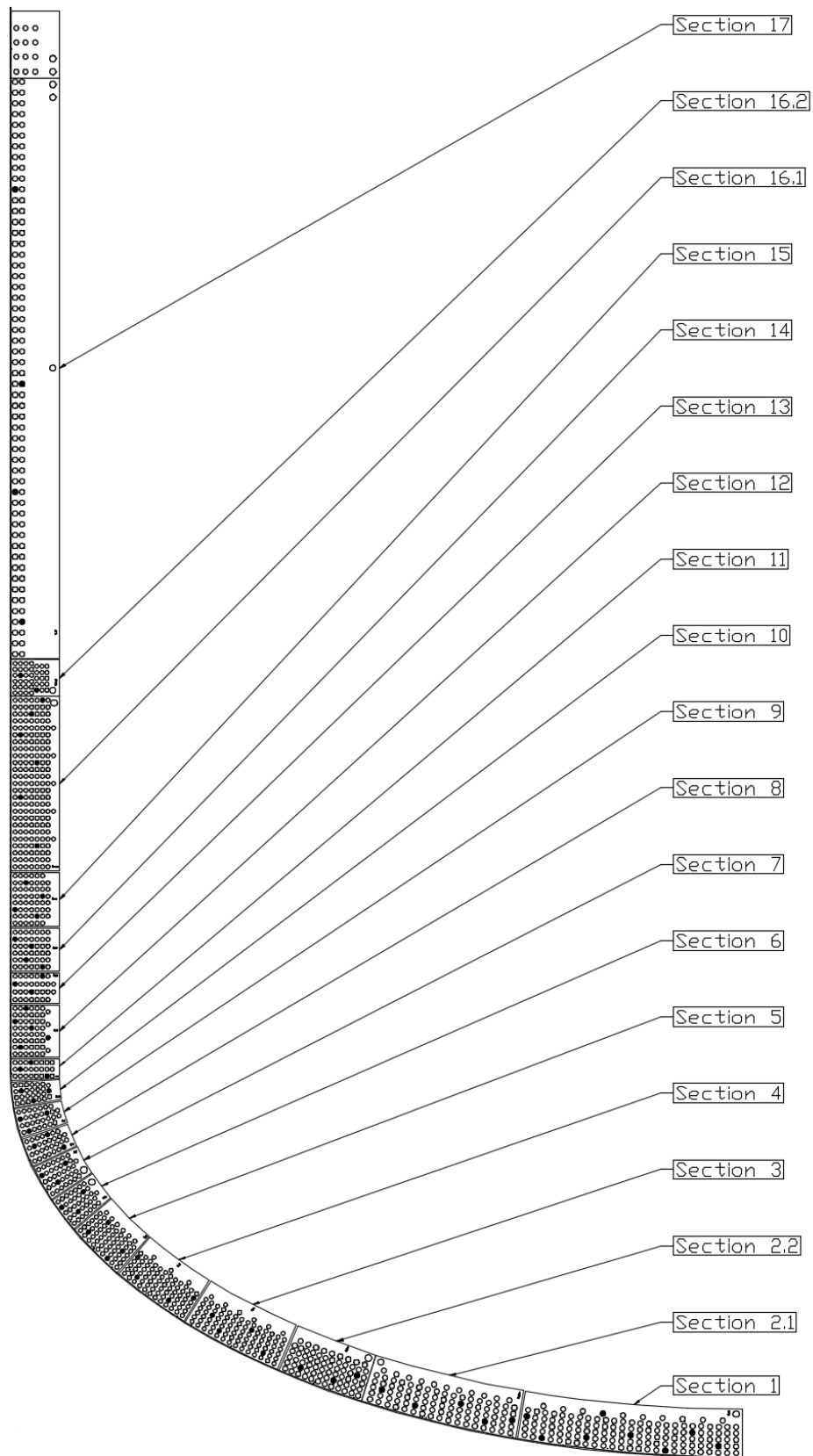
Topné panely jsou vyrobeny z měděných bloků přivařených metodou explozivního svařování k oceli použité pro reálnou TNR VVER 1000/V320. Celá konstrukce je přivařena ke konstrukci experimentálního kanálu. Tepelný tok je v měděných blocích generován elektricky vyhřívanými patronami.

Zakřivený topný panel je tvořen dohromady 19 topnými segmenty, přičemž každý může být regulován samostatně. Parametry topných segmentů jsou uvedeny v následující tabulce.

Tabulka 1 - Parametry topných segmentů

Počet segmentů	19
Počet topných patron	1212
Instalovaný elektrický příkon	1,5 MW
Dosažitelný tepelný tok	1,6 – 2,2 MW/m <sup>2</sup>
Tloušťka měděných bloků	150 mm
Tloušťka ocelového pásu	3 mm
Efektivita topných segmentů	cca 92 %





35 - Topné segmenty [16]

## Deflektor

Po sérii experimentů zaměřených na určení hodnoty CHF byl do experimentálního kanálu zařízení THS-15 nainstalován deflektor – usměřovač proudu. Důvodem použití deflektoru u reálného reaktoru VVER 1000 je nemožnost aplikace přirozené cirkulace podél stěny TNR a nutnost použití nucené konvekce k úspěšnému použití strategie IVR na reaktorech VVER 1000. Nucená konvekce bude muset být dosažena použitím usměřovačem proudu.



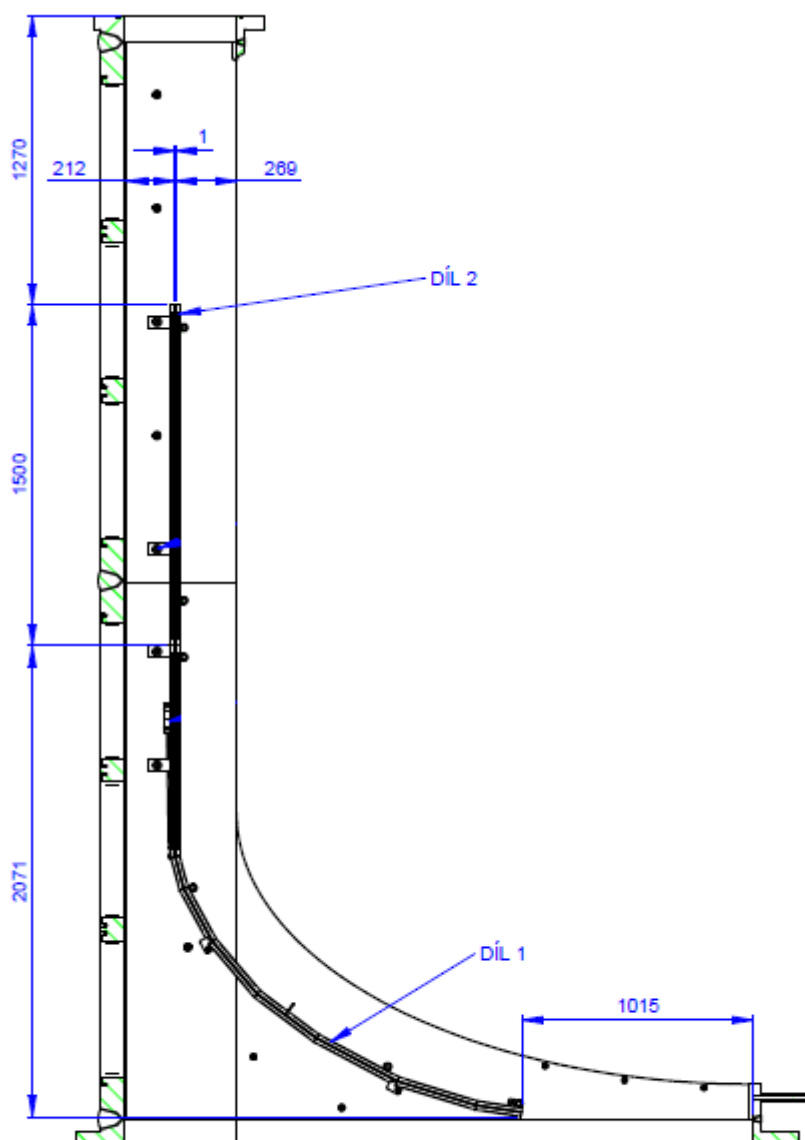
36 - model deflektoru použitelného pro reaktor VVER 1000/V320

V ÚJV Řež byly provedeny celkem tři analytické studie, které se zabývaly návrhem usměřovače proudu. Jednalo se o dvě citlivostní studie a jednu studii proveditelnosti. První citlivostní studie byla zaměřena na výzkum vlivu vzdálenosti mezi usměřovačem proudu a stěnou TNR na průtok a rychlost proudění chladiva. Druhá citlivostní studie se zabývala výškou usměřovače proudu z hlediska zajištění optimální hnací síly pro přirozenou konvekci chladiva v šachtě reaktoru. Poslední studie – studie proveditelnosti se zabývala možností instalace usměřovače proudu do reálných podmínek reaktorů VVER 1000/V320.

Na základě výsledků z těchto studií byly určeny potřebné rozměry pro usměrňovač proudu:

- Vzdálenost usměrňovače proudu a stěny TNR by měla být cca 270 mm
- Výška válcové části usměrňovače proudu – cca 2500 mm
- Poloměr vstupní válcové části – cca 1000 mm

Na následujícím výkresu jsou znázorněny reálné rozměry:



## Kondenzátor

Kondenzátor je zkonstruován s ohledem na minimální požadovaný chladicí výkon 600 kW a skládá se z hlavního tělesa a trubkového svazku. Konstrukce obsahuje také měřicí systémy (vodní hladina, teploty a tlak) a bezpečnostní ventily. Je vyroben z austenitické oceli. Jako chladivo primárního okruhu se používá v závislosti na typu experimentu demineralizovaná voda, voda s nečistotami nebo kyselina boritá. Jako chladivo sekundárního okruhu je použita voda z vodovodní sítě areálu ÚJV Řež.



38 - Foto kondenzátoru

### 5.1.2 Optická sonda

Zařízení THS-15 je vybaveno optickou sondou umožňující monitorování případné krize varu založené na sledování přítomnosti parních bublin a jejich vývoje. Pomocí optické sondy lze provádět měření obsahu parní složky v experimentálním kanále v průběhu experimentu. Měření obsahu parní složky probíhá v místě, kde byla zjištěna krize varu, nebo za touto pozicí.[16]

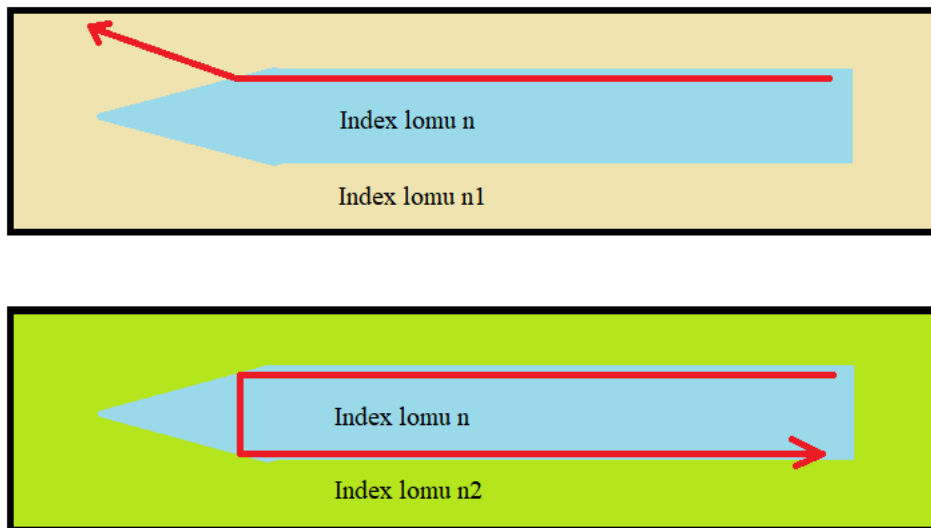
### 5.1.2.1 Popis optické sondy

Optická sonda je dvoufázové zařízení, které indikuje parní složku. Zařízení se skládá z následujících částí:

#### a) Optická sonda

Optická sonda je vybavena standardním optickým vláknem a je chráněna obalem z nerezové oceli

Princip funkce optické sondy je založen na změně indexu lomu mezi kapalnou a plynnou fází chladiva. Špička optického vlákna emituje světlo, které může být v závislosti na okolním prostředí odraženo zpět do elementu detekujícího světlo. Pokud je špička s optickým vláknem obklopena kapalnou fází, je světelný paprsek odražen do světlo-detekujícího elementu. Pokud je špička optické sondy obklopena plynnou fází chladiva – parou, je paprsek odražen z optické sondy ven.

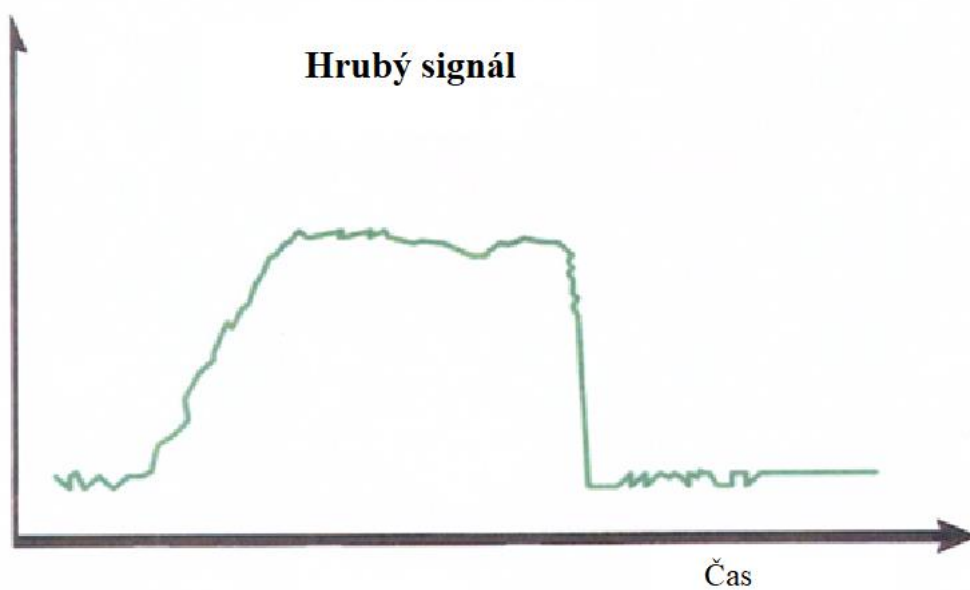


39 - Princip funkce optické sondy

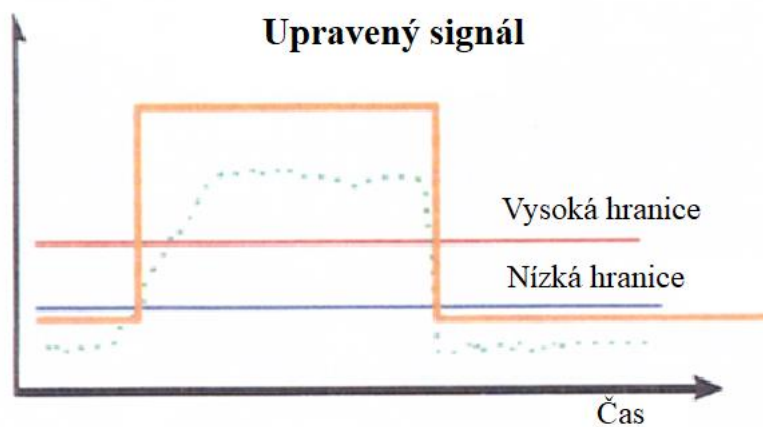
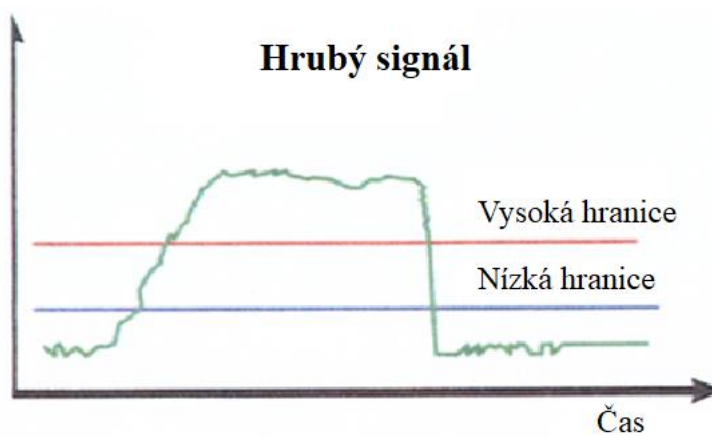
#### b) Elektro-optický modul

Tento modul integruje vysílač/přijímač, zesilovač a zařízení na tvorbu signálu. V průběhu dvoufázového proudění optická sonda poskytuje analogový signál, který má kolísavou hladinu. Analogový signál musí být zformátován a převeden na digitální použitím nízké a vysoké hranice a zesilovače. Nízká a vysoká hranice jsou nastaveny automaticky

v průběhu kalibrace tohoto typu optické sondy. Výsledný digitální signál se pohybuje v rozmezí 0–5 V.



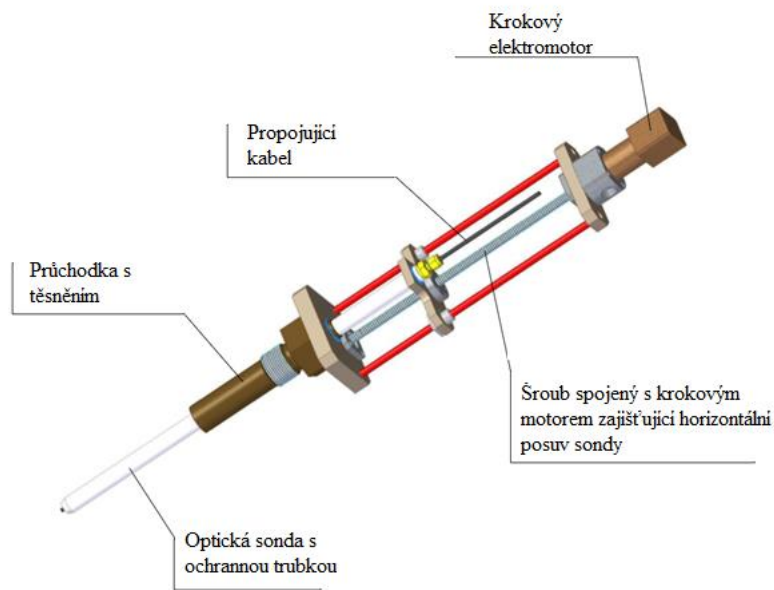
40 - Analogový signál z optické sondy



41 - Znárodnění hrubého a upraveného signálu

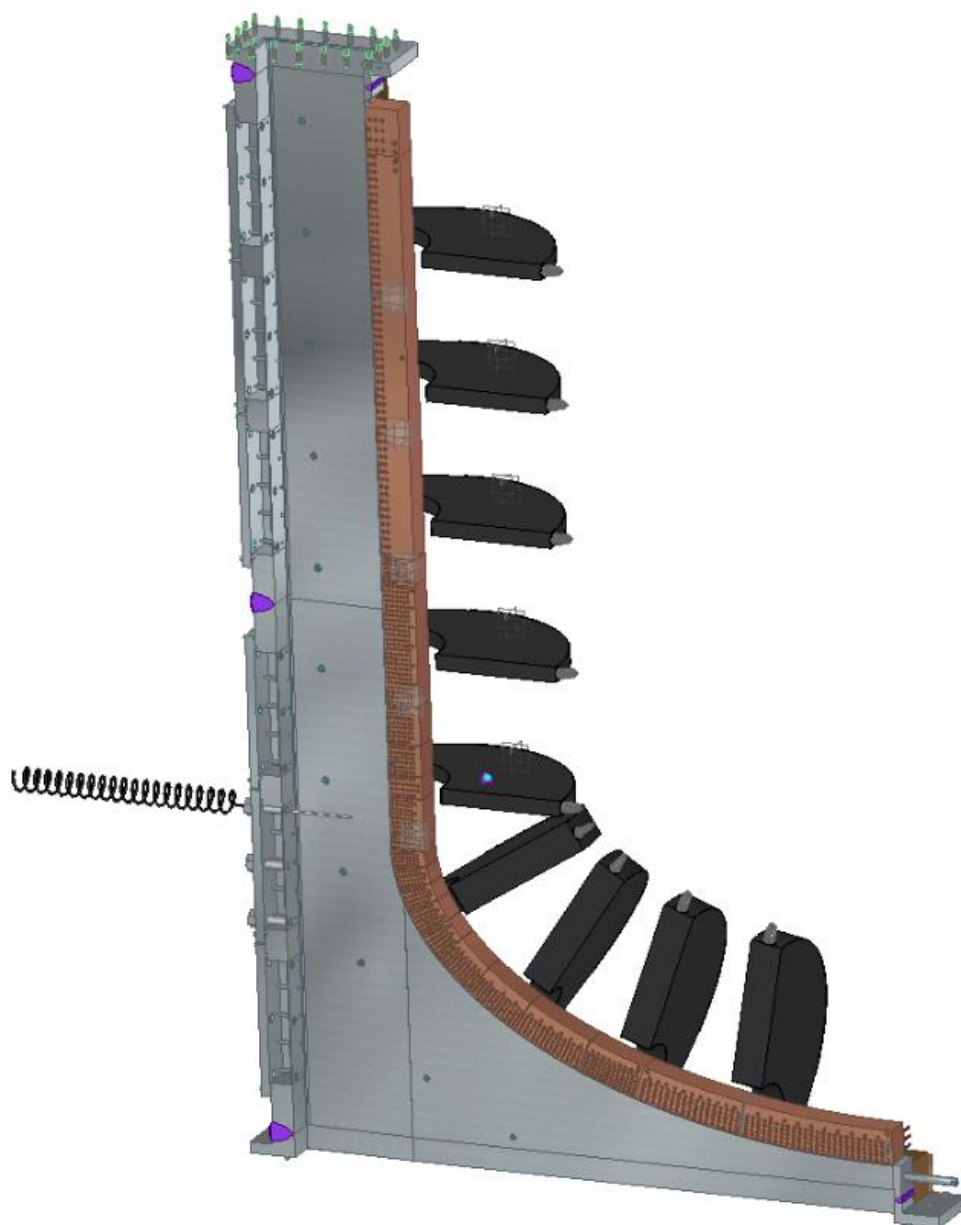
### 5.1.2.2 Optická sonda s horizontálním posuvem

Na základě potřeby měřit podíl parní složky v různých vzdálenostech od povrchu TNR byla statická optická sonda nahrazenou optickou sondou umožňující horizontální posuv v průběhu měření. Elektronický systém optické sondy umožňuje snímání dat s frekvencí 10 kHz. V rámci zařízení THS-15 probíhá snímání dat s frekvencí 1 Hz. Kvůli takto nízké frekvenci je nutné měřit podíl parní složky na jedné pozici (vzdálenosti od povrchu TNR) delší dobu (v praxi probíhalo měření na jedné pozici 10 minut) a výsledky poté zprůměrovat.



42 - Model optické sondy s horizontálním posuvem [17]

Optická sonda je umístěna na zadní straně experimentálního kanálu a směřuje k vytápěné stěně. Její přesná poloha je znázorněna na následujícím obrázku. V současné konfiguraci umožňuje měření podílu parní složky v experimentálním kanálu pod úrovní 12. segmentu.[17]



43 - Model znázorňující výšku umístění optické sondy v experimentálním kanálu (zde bez deflektoru) [17]



### **5.1.3 Provoz zařízení THS-15**

#### **5.1.3.1 Spouštění zařízení**

V průběhu spouštění zařízení operátor nejprve nastaví celkový příkon všech segmentů na cca 10 % nominálního příkonu zařízení (okolo 70 kW), čímž zajistí postupné ohřívání termohydraulické smyčky. Maximální rychlost zahřívání je 30 °C za hodinu. Během tohoto procesu je v provozu napájecí čerpadlo. Ohřátá voda teče dále do kondenzátoru. Voda v experimentálním kanálu a v kondenzátoru je zahřívána až na teplotu blízko saturační teploty. Až do tohoto momentu je sekundární okruh mimo provoz. Jakmile se teplota v primárním okruhu přiblíží cca 100 °C, operátor spustí sekundární okruh.

Když se objeví var chladiva doprovázený mírným zvýšením tlaku v experimentálním kanálu v porovnání s atmosférickým tlakem, operátor vypne napájecí čerpadlo. Varem chladiva dochází ke snižování jeho hladiny v experimentálním kanálu. Zároveň operátor otevře ventily odtlakování. Po dosažení požadované hladiny vody (ta je dána požadavkem konkrétního experimentu) bude spuštěn regulační okruh a zařízení bude připraveno k provedení experimentu. Ventily odtlakování jsou nyní zavřeny a tlak je nastaven podle požadavku experimentu a udržován pomocí sekundárního okruhu. Regulační ventil REG1 bude nastavován podle typu experimentu.

Další kroky zvyšování elektrického příkonu by neměly překročit 5 % (max. 45 kW) instalovaného výkonu až do dosažení zhruba 20 % celkového příkonu (140 kW). V závislosti na charakteristice prováděných experimentů může být po dosažení cca 20 % příkonu spuštěn terciální okruh, který umožňuje nastavení teploty napájecí vody v primárním okruhu v rozmezí 20–120 °C.

Po spouštěcí fázi následuje standardní provozní režim, přizpůsobený individuálnímu provozu a programu experimentu.

#### **5.1.3.2 Provoz zařízení v průběhu experimentu**

Zvyšování výkonu jednotlivých segmentů je progresivní, před každým dalším zvýšením je dosaženo ustáleného stavu. Zvyšování výkonu je prováděno v pěti krocích (pokud to experiment umožňuje) – 30 %, 50 %, 70 %, 90 % a 100 % požadovaného výkonu v jednotlivých segmentech. Tyto hodnoty se liší na základě testovaných profilů tepelných toků, viz kapitola 5.1. V této kapitole jsou také uvedeny celkové příkony jednotlivých segmentů. Tyto hodnoty jsou vkládány pomocí specializovaného SW, který vloženou hodnotu zaokrouhlí na nejbližší vyšší procentuální hodnotu příkonu segmentu. Po dosažení ustáleného

stavu zařízení nebo po dosažení krize varu, je zařízení odstaveno. Tento proces je popsán v následující podkapitole.[18]

## 5.2 Stanovení koeficientu přestupu tepla

### 5.2.1 Použitá korelace pro výpočet

Pro výpočet koeficientu přestupu tepla na straně vody v experimentálním kanále zařízení THS-15 byla použita Chenova korelace.

Chenova korelace byla vytvořena pro výpočet přestupu tepla při varu ve vertikálních kanálech (prostor mezi vyhřívanou stěnou zařízení THS-15 a usměřovačem proudu ohraničený spodní hranou segmentu 13 a horní hranou segmentu 14 tvoří obdélníkový vertikální kanál s boční vytápěnou stěnou). Chenova korelace obsahuje složky pro výpočet koeficientu přestupu tepla při bublinkovém varu (v experimentálním kanále dochází k bublinkovému varu, dokud nenastane krize varu) a koeficientu přestupu tepla při nucené konvekci. Při vyšších procentech podílu parní složky v chladivu se koeficient přestupu tepla (dále *alfa*) mění v závislosti převážně na průtoku chladiva. [21]

Chenova korelace je tvořena dvěma korelacemi, korelací od Forstera a Zuberu z roku (1955) a Dittus-Boelterovou korelací pro nucenou konvekci z roku 1930.[21]

$$h_{tp} = h_{fz}S + h_lF$$

, kde  $h_{tp}$  je *alfa* pro dvoufázové proudění,  $h_{fz}$  je *alfa* pro bublinkový var,  $h_l$  je *alfa* pro nucenou konvekci,  $S$  je koeficient pro potlačení bublinkového varu; pro FZ korelaci má hodnotu 0,00122 a  $F$  je korekční faktor definovaný jako poměr mezi reálným Reynoldsovým číslem pro dvoufázové proudění ku Reynoldsovu číslu pro jednofázové proudění.

$$h_l = 0,023 Re_f^{0,8} Pr_f^{0,4} \frac{k_f}{D_h}$$

$Re_f$  je Reynoldsovo číslo pro kapalnou složku,  $Pr_f$  je Prandtlovo číslo pro kapalnou složku,  $k_f$  je tepelná vodivost kapaliny a  $D_h$  je hydraulický průměr protékaného kanálu,

$$Re_f = \frac{G(1-x)D_h}{\mu_f}$$

$G$  je hmotnostní tok,  $x$  je procentuální podíl parní složky,  $D_h$  je hydraulický průměr a  $\mu_f$  je dynamická viskozita kapaliny

$$Pr_f = \frac{\mu_f c_{p_f}}{k_f}$$

$$h_{fz} = \frac{k_f^{0,79} c_{pf}^{0,45} \rho_f^{0,49} g_c^{0,25}}{\sigma^{0,5} \mu_f^{0,29} H_{fg}^{0,24} \rho_g^{0,24}} \Delta T^{0,24} \Delta P^{0,75}$$

$k_f$  je tepelná vodivost kapaliny,  $c_{pf}$  je měrná tepelná kapacita kapaliny,  $\rho_f$  je hustota kapalné složky,  $g_c$  je zrychlení působící na kapalinu (v tomto případě gravitační),  $\sigma$  je povrchové napětí kapaliny,  $\mu_f$  je dynamická viskozita kapaliny,  $H_{fg}$  je výparná entalpie,  $\rho_g$  je hustota parní složky,  $\Delta T$  je rozdíl teploty stěny a teploty saturace chladiva a  $\Delta P$  je rozdíl saturačního tlaku odpovídajícího teplotě stěny a saturačního tlaku,

$$F = \left( \frac{1}{X_{tt}} + 0.213 \right)^{0.736}$$

$X_{tt}$  je Martinelliho parametr,

$$X_{tt} = \left( \frac{1-x}{x} \right)^{0.9} \left( \frac{\rho_g}{\rho_f} \right)^{0.5} \left( \frac{\mu_f}{\mu_g} \right)^{0.1}$$

$\rho_g$  je hustota parní složky,  $\rho_f$  je hustota kapalné složky,  $\mu_f$  je dynamická viskozita kapaliny,  $\mu_g$  je dynamická viskozita parní složky a  $x$  je suchost směsi.

Výsledná korelace [21]:

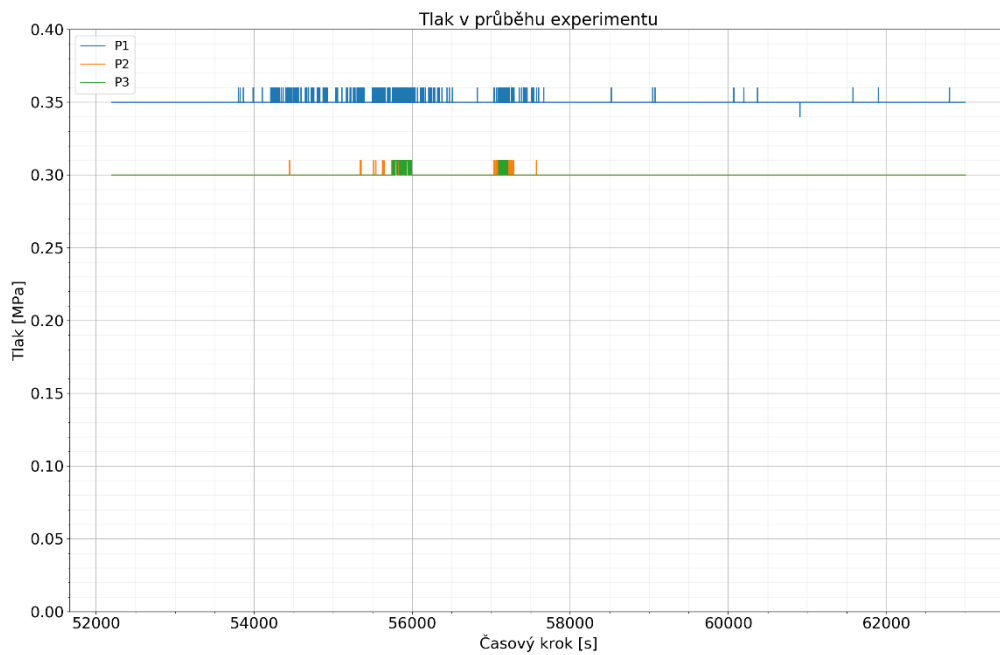
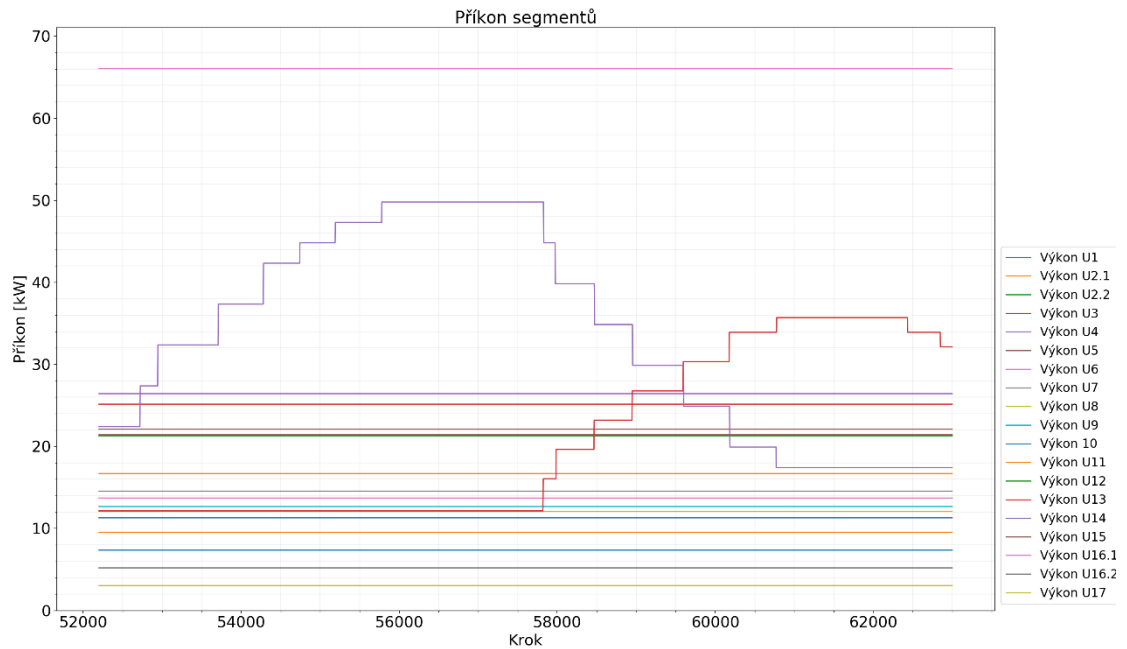
$$h_{tp} = S \cdot \frac{k_f^{0,79} c_{pf}^{0,45} \rho_f^{0,49} g_c^{0,25}}{\sigma^{0,5} \mu_f^{0,29} H_{fg}^{0,24} \rho_g^{0,24}} \Delta T^{0,24} \Delta P^{0,75} + F \cdot 0,023 Re_f^{0,8} Pr_f^{0,4} \frac{k_f}{D_h}$$

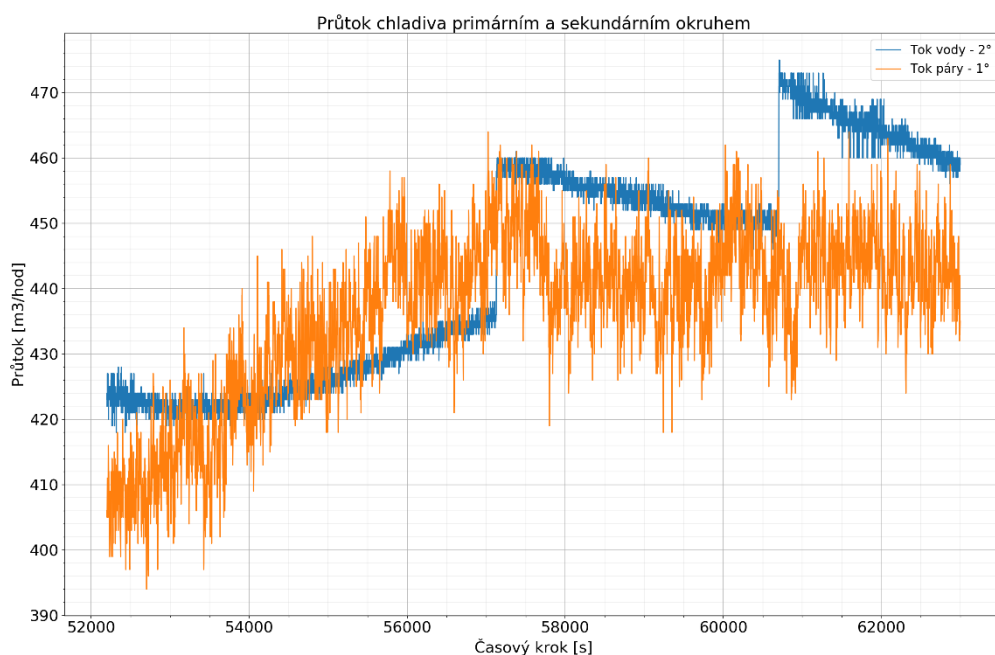
## 5.2.2 Naměřená data

Data použitá pro tento výpočet byla naměřena v průběhu experimentů na zařízení THS-15. Z důvodu velikosti zařízení a jeho energetické náročnosti bylo nutné tato měření vměstnat mezi probíhající měření v rámci projektu IVMR. Z hlediska čidel a měřicí techniky bylo možné určit koeficient přestupu tepla pouze na segmentech 13 a 14, protože pouze tyto segmenty byly vybaveny termočlánky na povrchu vyhřívané stěny (každý segment pouze jeden) a úprava zařízení nebyla reálná. Měření probíhalo při tlacích 0,3 a 0,5 MPa. Během měření byl výkon obou segmentů postupně snížen na 0 % a po malých skocích vždy po ustálení hodnot zvyšován až na 100 %. Časy v tabulkách odpovídají stabilnímu stavu těsně před zvýšením výkonu segmentu. Tímto způsobem byly vytvořeny body odpovídající určitému výkonu (a tepelného toku) měřeného segmentu.

### 5.2.2.1 Měření při tlaku 0,3 MPa

Na následujících grafech budou zobrazeny podmínky, za kterých měření na segmentech číslo 13 a 14 probíhalo:





### 5.2.2.1.1 Segment 13

Data použitá pro výpočet koeficientu přestupu tepla na segmentu 13:

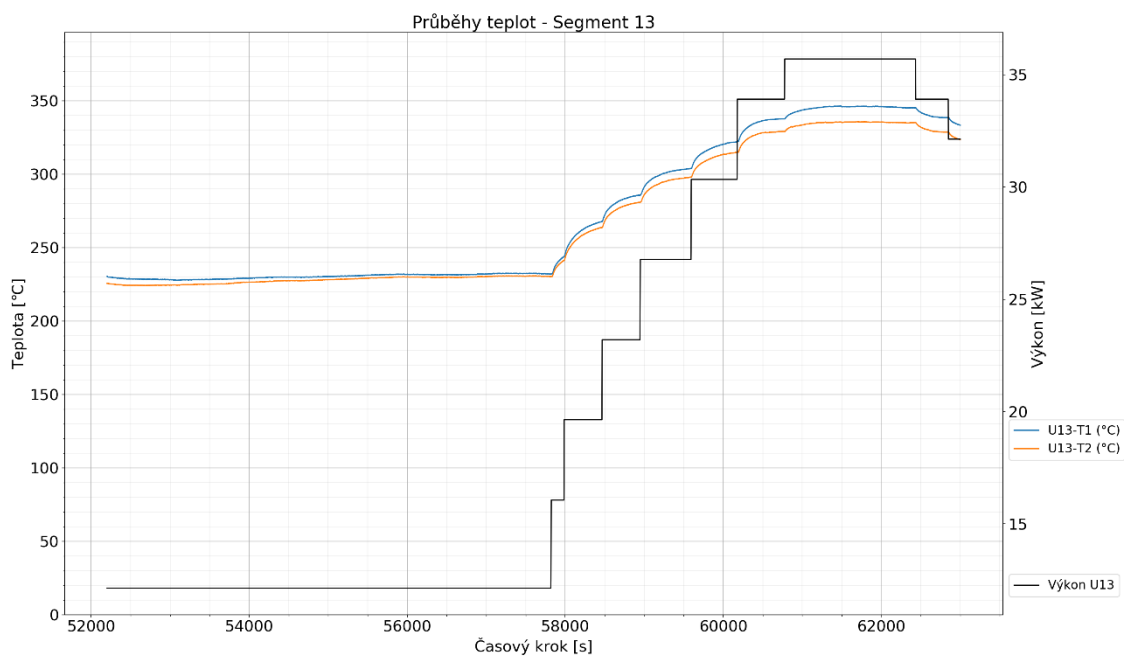
Data v tabulce:

$P_1$  = tlak na vstupu do experimentálního kanálu,  $P_2$  = tlak v experimentálním kanálu,  
 $p_{sat\_T\_sat}$  = saturační tlak v kanálu,  $T_{sat}$  = teplota saturace,  $h_f$  = entalpie syté kapaliny,  
 $h_g$  = entalpie syté páry, Průtok 1 = průtok páry, Průtok 2 = průtok kapaliny,  $U_{13-T1}$  =  
teplota z termočlánku T1 (umístěn mezi měděným segmentem a ocelí představující TNR),  
 $U_{13-T2}$  = teplota z termočlánku T2, Výkon U13 = výkon segmentu číslo 13,  $TS-13$  = teplota  
na povrchu stěny u segmentu 13,  $p_{sat\_Tw\_13}$  = saturační tlak odpovídající teplotě na  
zahřívané stěně.

Krok	Time	P1 (MPa)	P2 (MPa)	$p_{sat\_T\_sat}$	$T_{sat}$	$h_f$	$h_g$	Prutok1 (kg/hod)
1	16:03:37	0.35	0.3	300	133.5254	561.4554	2724.892	457
2	16:06:22	0.35	0.3	300	133.5254	561.4554	2724.892	457
3	16:14:23	0.35	0.3	300	133.5254	561.4554	2724.892	455
4	16:22:25	0.35	0.3	300	133.5254	561.4554	2724.892	454
5	16:33:10	0.35	0.3	300	133.5254	561.4554	2724.892	450
6	16:42:53	0.35	0.3	300	133.5254	561.4554	2724.892	450
7	16:52:54	0.35	0.3	300	133.5254	561.4554	2724.892	471
8	17:20:31	0.35	0.3	300	133.5254	561.4554	2724.892	462

Prutok2 (kg/hod)	U13-T1 (°C)	U13-T2 (°C)	U13 AVG	Výkon U13 (kW)	TS-13	p_sat_Tw_13	Podíl páry (%)
437	232.1	230.4	231.25	12.14	167.77	750.2683	11.7555
446	243.8	241.2	242.5	16.42	169.04	773.8449	10.71
442	267.8	263.7	265.75	19.64	171.9	829.0901	10.71
436	285.7	280.9	283.3	23.2	173.91	869.749	5.9925
439	303.9	298	300.95	26.77	175.91	911.7537	34.476
451	322.1	315	318.55	30.34	178.01	957.5657	9.129
442	337.7	329.1	333.4	33.91	179.43	989.5582	8.364
455	345.4	335.2	340.3	35.7	180.27	1008.876	23.766

Teploty termočlánků v průběhu měření do 100 % výkonu segmentu:



### 5.2.2.1.2 Segment 14

Data použitá pro výpočet koeficientu přestupu tepla na segmentu 14:

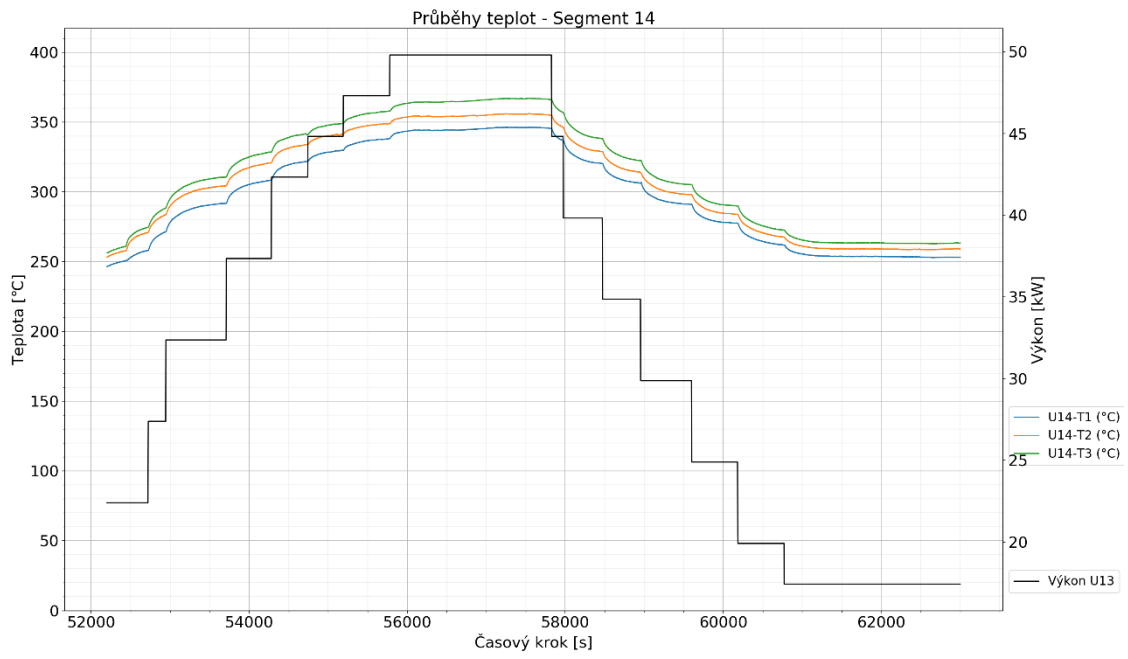
Data v tabulce:

P1 = tlak na vstupu do experimentálního kanálu, P2 = Tlak v experimentálním kanálu,  
 p\_sat\_T\_sat = saturační tlak v kanálu, T\_sat = teplota saturace, h\_f = entalpie syté kapaliny,  
 h\_g = entalpie syté páry, Průtok 1 = průtok páry, Průtok 2 = průtok kapaliny, U14-T1 =  
 teplota z termočlánku T1 (umístěn mezi měděným segmentem a ocelí představující TNR),  
 U14-T2 = teplota z termočlánku T2, Výkon U14 = výkon segmentu číslo 14, TS-14 = teplota  
 na povrchu stěny u segmentu 14, p\_sat\_Tw\_14 = saturační tlak odpovídající teplotě na  
 zahřívané stěně.

Time	P1 (MPa)	P2 (MPa)	p_sat_T_sat	T_sat	h_f	h_g	Prutok1 (kg/hod)	Prutok2 (kg/hod)
14:38:38	0.35	0.3	300	133.5254	561.4554	2724.892	423	409
14:42:22	0.35	0.3	300	133.5254	561.4554	2724.892	420	422
14:55:07	0.35	0.3	300	133.5254	561.4554	2724.892	421	411
15:04:38	0.35	0.3	300	133.5254	561.4554	2724.892	423	421
15:12:19	0.35	0.3	300	133.5254	561.4554	2724.892	426	437
15:19:47	0.35	0.3	300	133.5254	561.4554	2724.892	426	444

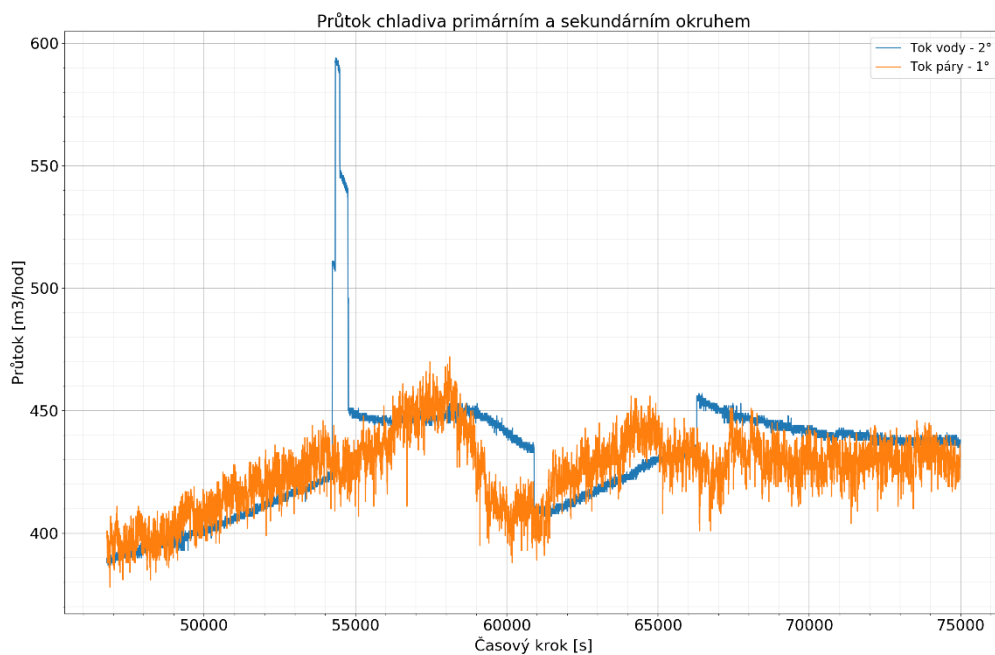
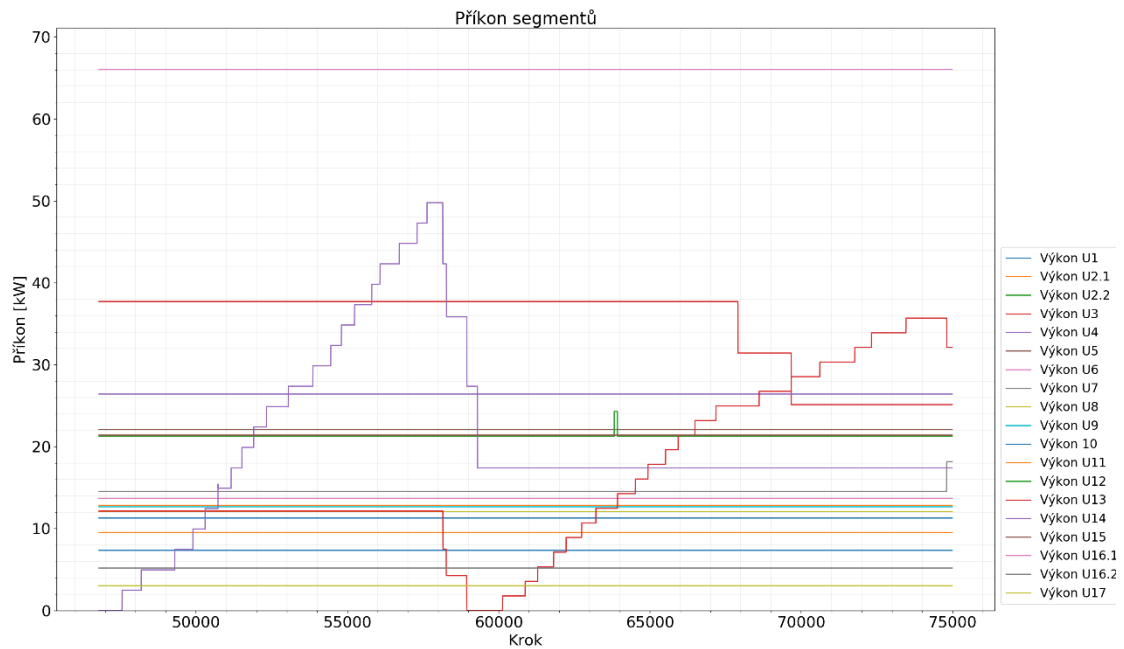
U14-T1 (°C)	U14-T2 (°C)	U14-T3 (°C)	U14 AVG	Výkon U14 (kW)	TS-14	p_sat_Tw_14	Podíl páry (%)
258	270.8	274.5	267.7667	22.41	175.17	896.0294	14.1015
271.4	283.6	288.4	281.1333	27.39	177.17	939.0281	12.801
291.8	304.5	310.6	302.3	32.37	179.97	1001.943	17.493
308.3	320.8	328.6	319.2333	37.35	181.74	1043.396	13.056
321.8	334	341	332.2667	42.33	183.26	1080.06	19.0485
329.8	341.2	349	340	44.82	183.52	1086.432	23.2305





### 5.2.2.2 Měření při tlaku 0,5 MPa

Na následujících grafech budou zobrazeny podmínky, za kterých měření na segmentech číslo 13 a 14 probíhalo:



### 5.2.2.2.1 Segment 13

Data použitá pro výpočet koeficientu přestupu tepla na segmentu 13:

Data v tabulce:

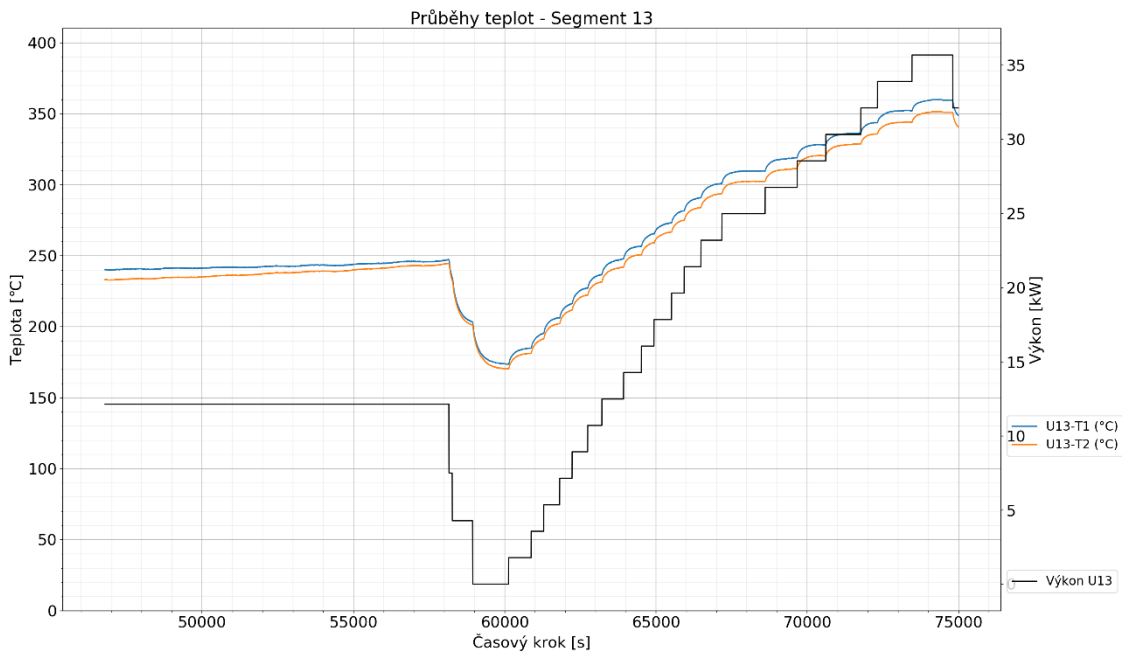
P1 = tlak na vstupu do experimentálního kanálu, P2 = Tlak v experimentálním kanálu,  
 p\_sat\_T\_sat = saturační tlak v kanálu, T\_sat = teplota saturace, h\_f = entalpie syté kapaliny,  
 h\_g = entalpie syté páry, Průtok 1 = průtok páry, Průtok 2 = průtok kapaliny, Výkon U13 =  
 výkon segmentu číslo 13, TS-13 = teplota na povrchu stěny u segmentu 13, p\_sat\_Tw\_13 =  
 saturační tlak odpovídající teplotě na zahřívání stěně.

Krok	Time	P1 (MPa)	P2 (MPa)	p_sat_T_sat	T_sat	h_f
1	16:42:17	0.54	0.49	490	151.0766	636.9022
2	16:54:43	0.55	0.49	490	151.0766	636.9022
3	17:01:38	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
4	17:10:25	0.56	0.5	500	151.8362	640.1853
5	17:17:15	0.56	0.5	500	151.8362	640.1853
6	17:25:51	0.56	0.5	500	151.8362	640.1853
7	17:33:40	0.56	0.51	510	152.5838	643.4179
8	17:45:37	0.56	0.51	510	152.5838	643.4179
9	17:55:26	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
10	18:02:24	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
11	18:12:04	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
12	18:19:00	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
13	18:28:13	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
14	18:39:45	0.56	0.51	510	152.5838	643.4179
15	19:03:38	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
16	19:21:14	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
17	19:37:01	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
18	19:56:17	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
19	20:05:28	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
20	20:24:32	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
21	20:46:55	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853

h_g	Prutok1 (kg/hod)	Prutok2 (kg/hod)	Výkon U13 (kW)	TS-13 (°C)	p_sat_Tw_13	Podíl páry (%)
2747.206	440	406	0	165.9	716.5938	23.2305
2747.206	437	421	1.79	169.14	775.726	18.5385
2748.108	410	408	3.57	171.75	826.1172	12.801
2748.108	410	419	5.35	174.26	876.9872	19.3035
2748.108	413	413	7.14	176.02	914.1096	22.2105
2748.108	416	424	8.93	177.95	956.2321	13.056

2748.989	419	438	10.71	179.7	995.7354	20.349
2748.989	424	434	12.49	181.64	1041.018	16.728
2748.108	427	442	14.28	182.6	1064.018	20.094
2748.108	429	445	16.06	183.72	1091.353	15.912
2748.108	429	423	17.85	184.99	1123.015	9.1545
2748.108	431	433	19.64	186.3	1156.425	12.2655
2748.108	454	423	21.42	187.35	1183.763	14.8665
2748.989	449	425	23.2	189.57	1243.233	3.6465
2748.108	444	426	24.99	190.13	1258.598	12.2655
2748.108	442	433	26.77	191.15	1286.966	17.493
2748.108	439	437	28.56	192.32	1320.12	15.657
2748.108	439	426	30.34	193.15	1344.041	15.147
2748.108	439	435	32.13	193.94	1367.124	12.0105
2748.108	436	432	33.91	194.87	1394.693	12.2655
2748.108	436	430	35.7	195.75	1421.179	7.3185

Na následujícím obrázku jsou znázorněny průběhy teplot z termočlánků při výkonu segmentu 13 od 0 do 100 %.



### 5.2.2.2.2 Segment 14

Data použitá pro výpočet koeficientu přestupu tepla na segmentu 14:

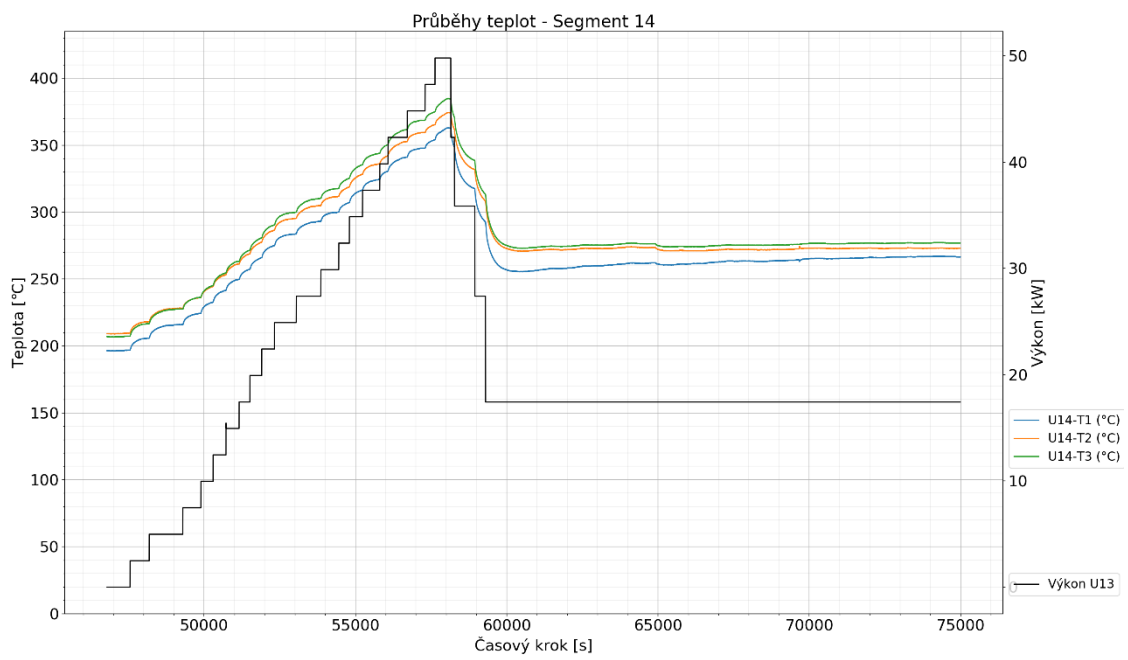
Data v tabulce:

P1 = tlak na vstupu do experimentálního kanálu, P2 = Tlak v experimentálním kanálu,  
 $p_{sat\_T\_sat}$  = saturační tlak v kanálu,  $T_{sat}$  = teplota saturace,  $h_f$  = entalpie syté kapaliny,  
 $h_g$  = entalpie syté páry, Průtok 1 = průtok páry, Průtok 2 = průtok kapaliny, Výkon U14 =  
výkon segmentu číslo 14, TS-14 = teplota na povrchu stěny u segmentu 14,  $p_{sat\_Tw\_14}$  =  
saturační tlak odpovídající teplotě na zahřívání stěně.

Krok	Time	P1 (MPa)	P2 (MPa)	$p_{sat\_T\_sat}$	$T_{sat}$	$h_f$
1	13:12:40	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
2	13:23:14	0.56	0.5	500	151.8362	640.1853
3	13:41:47	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
4	13:51:41	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
5	13:58:26	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
6	14:05:33	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
7	14:12:47	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
8	14:18:43	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
9	14:25:12	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
10	14:32:17	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
11	14:44:14	0.56	0.51	510	152.5838	643.4179
12	14:57:47	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853

13	15:07:37	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
14	15:13:30	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
15	15:20:45	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
16	15:30:14	0.56	0.51	510	152.5838	643.4179
17	15:34:45	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
18	15:45:23	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
19	15:55:14	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
20	16:00:39	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853
21	16:09:19	0.55	0.5	500	151.8362	640.1853

<b>h_g</b>	<b>Prutok1 (kg/hod)</b>	<b>Prutok2 (kg/hod)</b>	<b>Výkon U14 (kW)</b>	<b>TS-14 (°C)</b>	<b>p_sat_Tw_14</b>	<b>Podíl páry (%)</b>
2748.108	390	387	0	175.71	907.4826	18.258
2748.108	395	403	2.49	177.51	946.497	8.874
2748.108	398	412	4.98	179.11	982.2761	22.44
2748.108	401	403	7.47	179.84	998.9503	10.965
2748.108	402	409	9.96	181.64	1041.018	9.9195
2748.108	405	421	12.45	182.71	1066.678	16.983
2748.108	407	411	14.94	184	1098.273	16.7025
2748.108	407	420	17.43	185.16	1127.307	16.4475
2748.108	412	409	19.92	186.39	1158.749	9.6645
2748.108	413	423	22.41	187.49	1187.446	12.2655
2748.989	418	427	24.9	189.19	1232.891	25.0665
2748.108	422	441	27.39	190.27	1262.462	16.728
2748.108	589	426	29.88	191.21	1288.65	14.6115
2748.108	451	423	32.37	192	1310.986	14.1015
2748.108	448	437	34.86	193.25	1346.946	16.983
2748.989	446	434	37.85	194.44	1381.893	17.238
2748.108	445	432	39.84	195.37	1409.694	18.258
2748.108	446	440	42.33	196.57	1446.21	20.91
2748.108	446	456	44.82	197.33	1469.717	12.5205
2748.108	446	442	47.31	198.16	1495.728	15.912
2748.108	449	461	49.8	199.2	1528.826	21.165



### 5.2.3 Výpočet koeficientu přestupu tepla

Vzhledem k rozsáhlosti dat byl k jejich zpracování, výpočtu a tvorbě grafů použitých v předchozích kapitolách použit program Spider, používající programovací jazyk Python 3.7. Na následujících stránkách je uveden kód výpočtu korelace.

```
import numpy as np
import matplotlib.pyplot as plt
import pandas as pd

"""SEGMENT 13 - 0.5 MPa """

# nemenne hodnoty, XSteam_v2a (v. 2.5)

d = 0.15 # sirka segmentu
b = 0.269 # hloubka segmentu
A = b*d # plocha kanalu u segmentu 13
D_h = (4*(b*d))/(2*(b+d)) # hydraulicky prumer
mi_f = 0.00018008746916888 # dyn viskozita kapaliny [Pa.s]
mi_g = 1.4055292594011E-5 # dyn viskozita pary [Pa.s]
rho_f = 915.2843434 # hustota kapaliny [kg/m3]
rho_g = 2.66805803 # hustota pary [kg/m3]
sigma = 0.048349071 # povrchove napeti kapaliny [N/m]
k_f = 0.68171988097414 # tepelna vodivost kapaliny [W/m.K]
cp_f = 4315.079167 # merna tepelna kapacita kapaliny

# promenne hodnoty pro segment 13

p1 = pd.read_csv("./alfa13v1.csv", sep=';', usecols=['P1 (MPa)'],encoding="ISO-8859-1")
p1 = np.asarray(p1) # prevedeni DataFrame na float64 kvuli 'for' cyklu
x = len(p1)
p_sat_T_sat = pd.read_csv("./alfa13v1.csv", sep=';', usecols=['p_sat_T_sat'],encoding="ISO-8859-1")
p_sat_T_sat = np.asarray(p_sat_T_sat)
p_sat_Tw_13 = pd.read_csv("./alfa13v1.csv", sep=';', usecols=['p_sat_Tw_13'],encoding="ISO-8859-1")
p_sat_Tw_13 = np.asarray(p_sat_Tw_13)
T_sat = pd.read_csv("./alfa13v1.csv", sep=';', usecols=['T_sat'],encoding="ISO-8859-1")
T_sat = np.asarray(T_sat)
h_f = pd.read_csv("./alfa13v1.csv", sep=';', usecols=['h_f'],encoding="ISO-8859-1")
h_f = np.asarray(h_f) # entalpie kapaliny
h_g = pd.read_csv("./alfa13v1.csv", sep=';', usecols=['h_g'],encoding="ISO-8859-1")
```



```

h_g = np.asarray(h_g) # entalpie pary
prutok1 = pd.read_csv("./alfa13v1.csv", sep=';', usecols=['Prutok1 (kg/hod)'], encoding="ISO-8859-1")
prutok1 = np.asarray(prutok1)
prutok2 = pd.read_csv("./alfa13v1.csv", sep=';', usecols=['Prutok2 (kg/hod)'], encoding="ISO-8859-1")
prutok2 = np.asarray(prutok2)
TS_13 = pd.read_csv("./alfa13v1.csv", sep=';', usecols=['TS-13 (°C)'], encoding="ISO-8859-1")
TS_13 = np.asarray(TS_13)
U13 = pd.read_csv("./alfa13v1.csv", sep=';', usecols=['Výkon U13 (kW)'], encoding="ISO-8859-1")
U13 = np.asarray(U13) # prikon segmentu
Podil_pary = pd.read_csv("./alfa13v1.csv", sep=';', usecols=['Podíl páry (%)'], encoding="ISO-8859-1")
Podil_pary = np.asarray(Podil_pary)
X = Podil_pary/100

# Chenova korelace

alfa_13 = []

for i in range(0,x):

    h_fg = h_g[i] - h_f[i] # latentni teplo pri tlaku 0.5 MPa

    # konvektivni slozka korelace

    G = (prutok1[i]/(3600))/A
    Re_f_13 = (G*(1-X[i])*D_h)/mi_f
    X_tt_13 = (((1-X[i])/X[i])**0.9)*(rho_g/rho_f)**0.5)*((mi_f/mi_g)**0.1)
    arg_13 = (1/X_tt_13)

    if arg_13 < 0.1:
        F = 1
    else:
        F = 2.35*(0.213 + arg_13)**0.736

    Pr_f = ((mi_f*cp_f)/k_f)

    h_c_13 = 0.023*(Re_f_13**0.8)*(Pr_f**0.4)*(k_f/D_h)*F
    # soucinitel prestupu tepla pro konvektivni slozku [W/m2.K]

    # slozka bublinkoveho varu
    Re_13 = Re_f_13 * F**1.25

```

```

S_13 = 1/(1 + 2.53E-6*Re_13**1.17)

print(S_13)

h_nb_13 =
S_13*0.00122*((k_f**0.79)*(cp_f**0.45)*(rho_f)**0.49*(9.81**0.25))/((sigma**0.5)*(mi_g**0.29)*(h_fg)**0.24
)*(rho_g**0.24))*((TS_13[i]-T_sat[i])**0.24)*((p_sat_Tw_13[i])-(p_sat_T_sat[i]))**0.75

alfa_2f_13 = h_c_13 + h_nb_13

alfa_13.append(alfa_2f_13)

print("Alfa 2f - segment 13 =", alfa_2f_13, "W/m2.K")

# Graf zavislosti alfa na HF

Osa_x = pd.read_csv("./alfa13v1.csv", sep=';', usecols=['Krok'], encoding = "ISO-8859-1")

Osa_x = np.asarray(Osa_x)

alfa_13 = np.asarray(alfa_13)

HeatFlux_13=[]

plocha =
[0.105,0.07035,0.03885,0.0477,0.03735,0.0276,0.01605,0.0165,0.0135,0.0138,0.01215,0.0105,0.02445,0.01425,0.01995,0.0252,
0.08115,0.0171,0.27015] # plocha segmentu m2

HeatFlux_13 = ((U13/1000)*0.92)/plocha[13] # tepelny tok [MW/m2

plt.subplot()

plt.plot(HeatFlux_13,alfa_13,'k')

plt.plot(HeatFlux_13,alfa_13,'ob')

plt.title("Zavislost alfa - tepelny tok - segment 13")

plt.xlabel("Tepelny tok [MW/m2]")

plt.ylabel("Koefficient prestupu tepla [W/m2.K]")

plt.grid(True)

plt.minorticks_on()

plt.savefig("Graf_soucinitel_prestupu_tepla_segment_13_0.5MPa.png", dpi=150,format='png')

plt.show

"""SEGMENT 14 - 0.5MPa """

# promenne hodnoty pro segment 14

p1 = pd.read_csv("./alfa14v1.csv", sep=';', usecols=['P1 (MPa)'],encoding="ISO-8859-1")

p1 = np.asarray(p1) # prevedeni DataFrame na float64 kvuli 'for' cyklu

x = len(p1)

p_sat_T_sat = pd.read_csv("./alfa14v1.csv", sep=';', usecols=['p_sat_T_sat'],encoding="ISO-8859-1")

p_sat_T_sat = np.asarray(p_sat_T_sat)

```

```

p_sat_Tw_14 = pd.read_csv("./alfa14v1.csv", sep=';', usecols=['p_sat_Tw_14'],encoding="ISO-8859-1")
p_sat_Tw_14 = np.asarray(p_sat_Tw_14)
T_sat = pd.read_csv("./alfa14v1.csv", sep=';', usecols=['T_sat'],encoding="ISO-8859-1")
T_sat = np.asarray(T_sat)
h_f = pd.read_csv("./alfa14v1.csv", sep=';', usecols=['h_f'],encoding="ISO-8859-1")
h_f = np.asarray(h_f) # entalpie kapaliny
h_g = pd.read_csv("./alfa14v1.csv", sep=';', usecols=['h_g'],encoding="ISO-8859-1")
h_g = np.asarray(h_g) # entalpie pary
prutok1 = pd.read_csv("./alfa14v1.csv", sep=';', usecols=['Prutok1 (kg/hod)'],encoding="ISO-8859-1")
prutok1 = np.asarray(prutok1)
prutok2 = pd.read_csv("./alfa14v1.csv", sep=';', usecols=['Prutok2 (kg/hod)'],encoding="ISO-8859-1")
prutok2 = np.asarray(prutok2)
TS_14 = pd.read_csv("./alfa14v1.csv", sep=';', usecols=['TS-14 (°C)'],encoding="ISO-8859-1")
TS_14 = np.asarray(TS_14)
U14 = pd.read_csv("./alfa14v1.csv", sep=';', usecols=['Výkon U14 (kW)'],encoding="ISO-8859-1")
U14 = np.asarray(U14) # prikon segmentu
Podil_pary = pd.read_csv("./alfa14v1.csv", sep=';', usecols=['Podíl páry (%)'], encoding="ISO-8859-1")
Podil_pary = np.asarray(Podil_pary)
X = Podil_pary/100
T9 = pd.read_csv("./alfa14v1.csv", sep=';', usecols=['T9 (°C)'],encoding="ISO-8859-1")
TS_14 = np.asarray(TS_14)

```

*# Chenova korelace*

```
alfa_14 = []
```

```
for i in range(0,x):
```

```
    h_fg = h_g[i] - h_f[i]
```

*# konvektivni slozka korelace*

```
G = ((prutok1[i])/(3600))/A
```

```
Re_f_14 = (G*(1-X[i])*D_h)/mi_f
```

```
X_tt_14 = (((1-X[i])/X[i])**0.9)*(rho_g/rho_f)**0.5)*((mi_f/mi_g)**0.1)
```

```
arg_14 = (1/X_tt_14)
```

```
if arg_14 < 0.1:
```

```
    F = 1
```

```
else:
```

```
    F = 2.35*(0.213 + arg_14)**0.736
```

```

Pr_f = ((mi_f*cp_f)/k_f)
h_c_14 = 0.023*(Re_f_14**0.8)*(Pr_f**0.4)*(k_f/D_h)*F

# slozka bublinkoveho varu

Re_14 = Re_f_14 * F**1.25

S_14 = 1/(1 + 2.53E-6*Re_14**1.17)

h_nb_14 =
S_14*0.00122*(((k_f**0.79)*(cp_f**0.45)*(rho_f)**0.49*(9.81**0.25))/((sigma**0.5)*(mi_g**0.29)*((h_fg)**0.24
)*(rho_g**0.24)))*(TS_14[i]-T_sat[i])**0.24*((p_sat_Tw_14[i])-(p_sat_T_sat[i]))**0.75

alfa_2f_14 = h_c_14 + h_nb_14
alfa_14.append(alfa_2f_14)

print("Alfa 2f - segment 14 =", alfa_2f_14, "W/m2.K")

# Graf zavislosti alfa na HF

alfa_14 = np.asarray(alfa_14)

HeatFlux_14=[]

plocha =
[0.105,0.07035,0.03885,0.0477,0.03735,0.0276,0.01605,0.0165,0.0135,0.0138,0.01215,0.0105,0.02445,0.01425,0.01995,0.0252,
0.08115,0.0171,0.27015]

HeatFlux_14 = ((U14/1000)*0.92)/plocha[14] # tepelny tok [MW/m2]

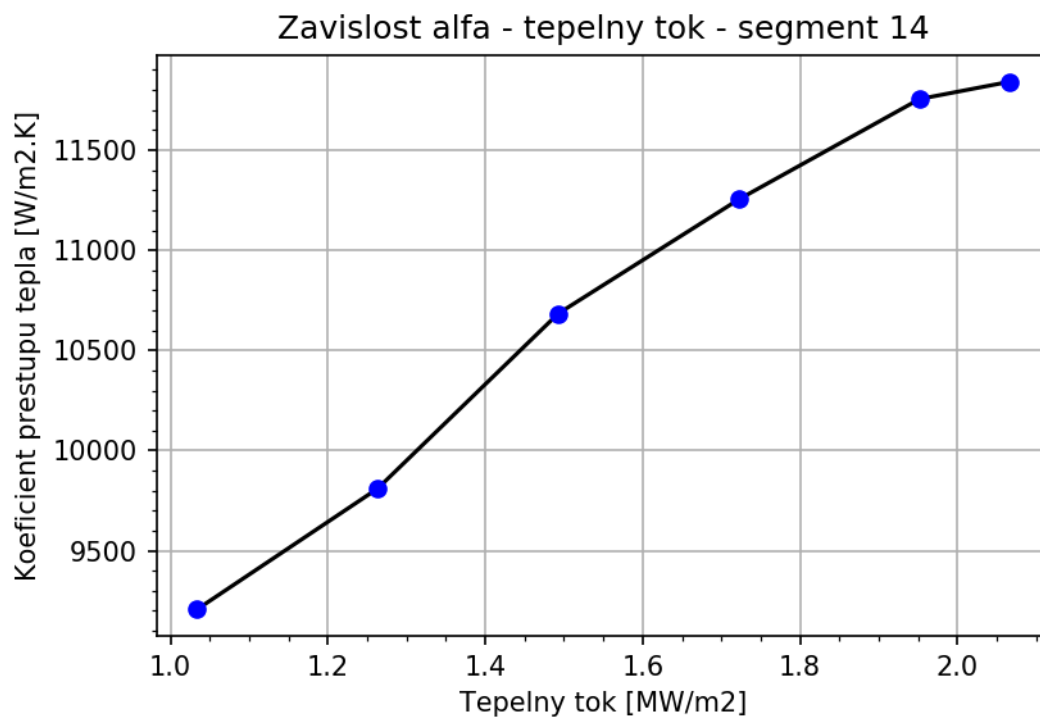
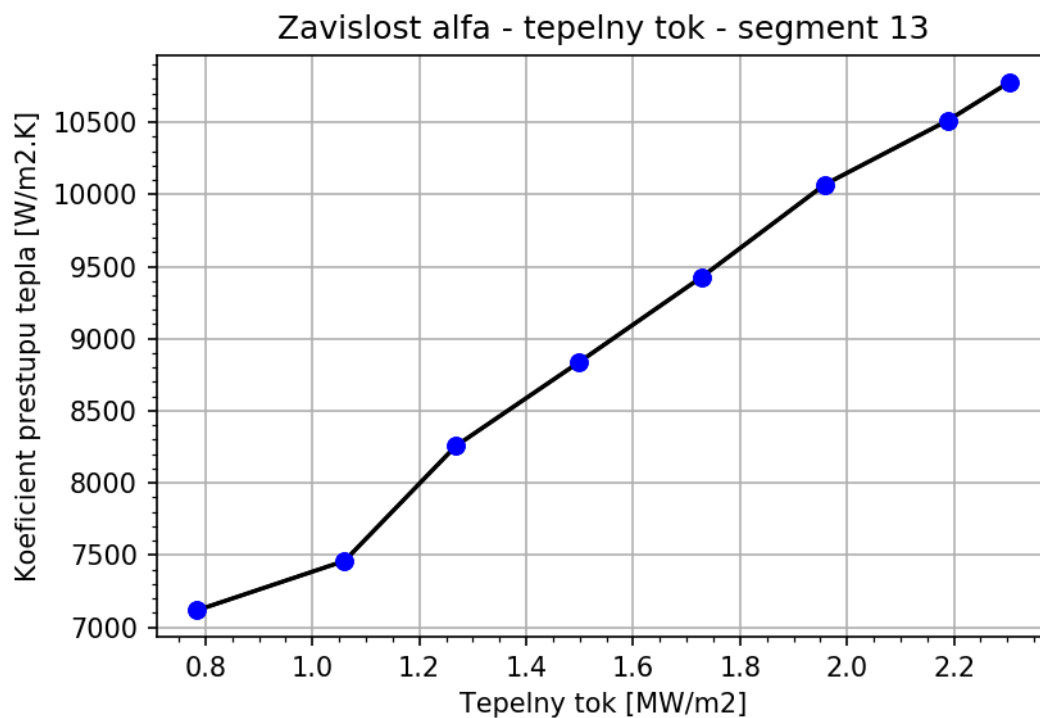
plt.clf()
plt.subplot()
plt.plot(HeatFlux_14,alfa_14,'k')
plt.plot(HeatFlux_14,alfa_14,'ob')
plt.title("Zavislost alfa - tepelny tok - segment 14")
plt.xlabel("Tepelny tok [MW/m2]")
plt.ylabel("Koefficient prestupu tepla [W/m2.K]")
plt.grid(True)
plt.minorticks_on()
plt.savefig("Graf_soucinitel_prestupu_tepla_segment_14_0.5MPa.png", dpi=150,format='png')
plt.show

```

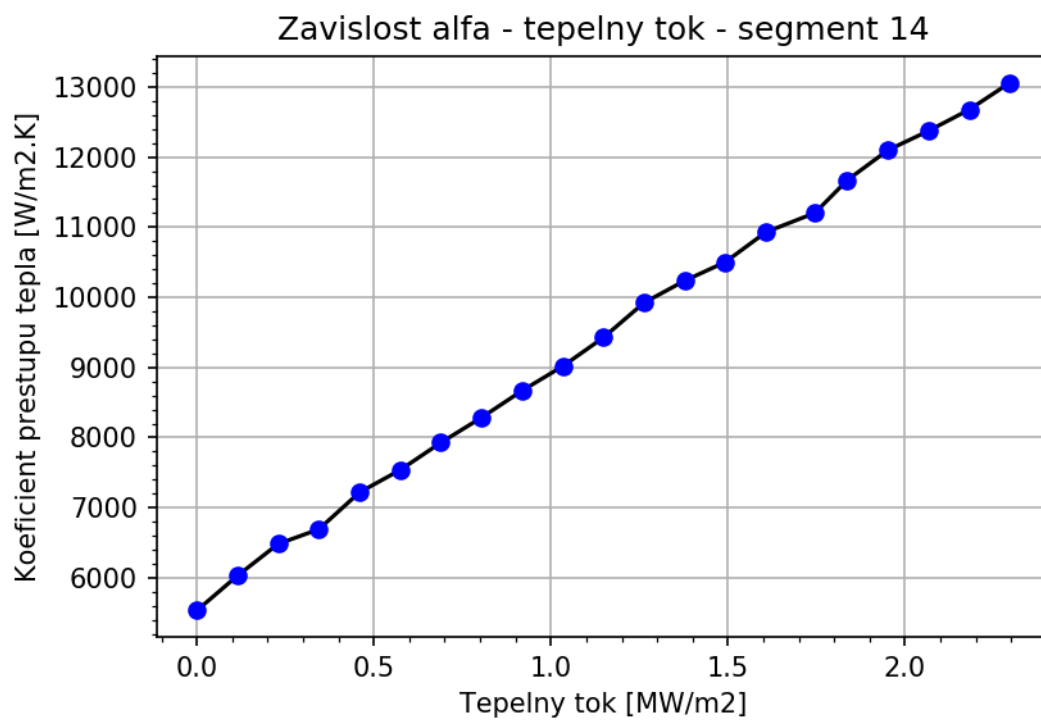
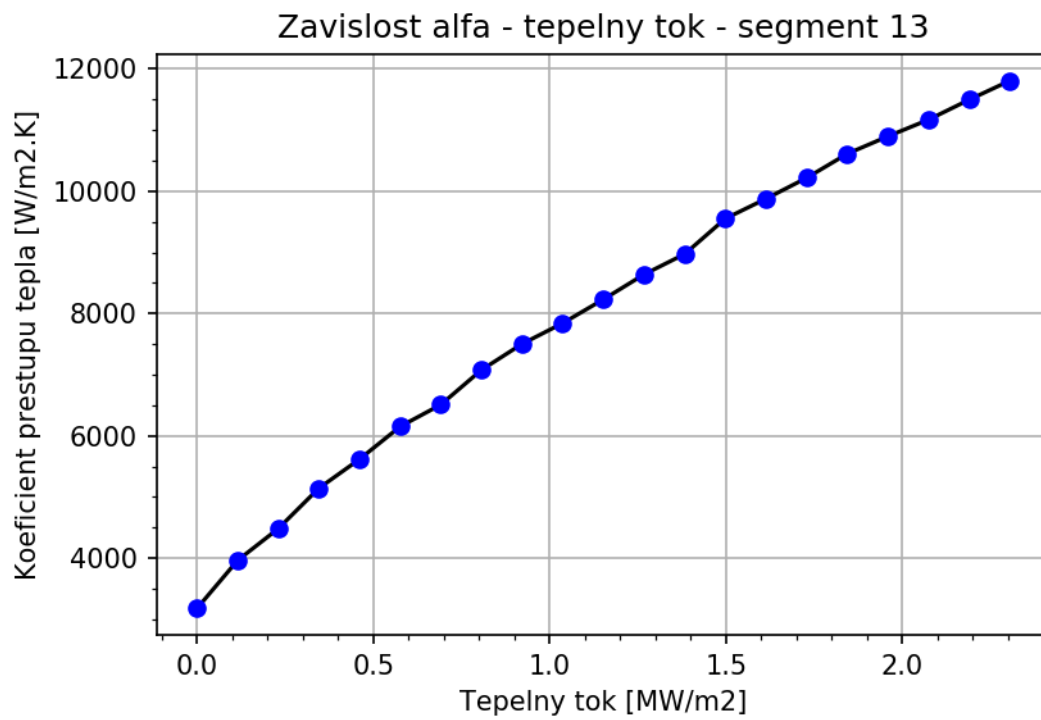
## 5.2.4 Výsledky

Výsledky výpočtu korelace jsou uvedeny na následujících grafech a tabulkách:

### 5.2.4.1 Tlak 0,3 MPa



### 5.2.4.2 Tlak 0,5 MPa



### 5.2.4.3 Číselné hodnoty výsledků

#### 5.2.4.3.1 Tlak 0,3 MPa

##### Segment 13

Tepelný tok [MW/m <sup>2</sup> ]	$\alpha$ [W/m <sup>2</sup> .K]
0.783775	7118.28
1.0601	7460.89
1.26799	8256.15
1.49782	8835.1
1.72831	9427.46
1.95879	10068.8
2.18928	10512.9
2.30484	10779.4

##### Segment 14

Tepelný tok [MW/m <sup>2</sup> ]	$\alpha$ [W/m <sup>2</sup> .K]
1.03344	9206.57
1.2631	9810.11
1.49275	10684
1.72241	11254.4
1.95206	11755.2
2.06689	11841.8

#### 5.2.4.3.2 Tlak 0,5 MPa

##### Segment 13

Tepelný tok [MW/m <sup>2</sup> ]	$\alpha$ [W/m <sup>2</sup> .K]
0.115565	3177.83
0.230484	3964.73
0.345404	4482.68
0.460968	5141.85
0.576533	5617.96
0.691453	6153.5
0.806372	6509.88
0.921937	7076.22
1.03686	7503.59
1.15242	7841.7
1.26799	8231.3
1.38291	8640.12
1.49782	8972.93
1.61339	9550.79
1.72831	9876.81
1.84387	10216.7
1.95879	10612.2

2.07436	10896.5
2.18928	11169.9
2.30484	11495.3

### Segment 14

Tepelný tok [MW/m <sup>2</sup> ]	$\alpha$ [W/m <sup>2</sup> .K]
0	5533.22
0.114827	6030.08
0.229654	6482.35
0.344481	6691.95
0.459308	7217.84
0.574135	7536.59
0.688962	7927.02
0.803789	8283.92
0.918617	8668.49
1.03344	9017.71
1.14827	9425.94
1.2631	9923.14
1.37792	10236.7
1.49275	10503.5
1.60758	10930.9
1.74546	11203
1.83723	11671.7
1.95206	12099.9
2.06689	12374.8
2.18171	12677.7
2.29654	13061.6

### 5.2.5 Diskuze výsledků

Vypočtené výsledky koeficientů přestupu tepla jsou zhruba pětkrát nižší, než byla očekávaná hodnota. Na základě zjišťování vlivu různých veličin na konečnou hodnotu koeficientu přestupu tepla v rámci použité korelace vyšlo najevo, že největší vliv na výsledek má teplota na povrchu segmentu (termočlánky TS-13 a TS-14). Při dosažení teplot T1 a T2 do výpočtu se výsledky koeficientu přestupu tepla při maximální tepelném toku pohybovaly okolo hodnoty 50000 W/m<sup>2</sup>.K. Rozdíl mezi hodnotami měřenými termočlánky na povrchu a termočlánky na rozhraní mědi a oceli se pohyboval okolo v rozmezí hodnot 150–200 °C. Velký vliv na výsledek mohlo mít použití pouze jednoho termočlánku na stěně u každého segmentu. Pro přesnější výsledky by bylo zapotřebí rozmístit termočlánky po celém povrchu segmentu.



Další veličinou, která má vliv na výsledek je průtok vymezenou částí kanálu. Tuto veličinu nebylo možné žádným způsobem vypočítat ani změřit. Vzhledem ke skutečnosti, že pára se vypařuje převážně v kanálu tvořeném vyhřívanou stěnou a usměrňovačem proudu, byla během výpočtu použita hodnota průtoku páry za experimentálním kanálem.

Cílem bylo provést měření v rozmezí tlaků 0,1 až 0,5 MPa, ale z časových důvodů byly změřeny pouze hodnoty při tlacích 0,3 a 0,5 MPa. Měření tlaku 0,3 MPa probíhalo z výchozího stavu odpovídajícímu testovanému profilu LP, chybí proto hodnoty koeficientu přestupu tepla pro nižší výkony obou segmentů. Kladné hodnoty koeficientů přestupu tepla při nulovém výkonu jsou dány nedostatečným vychladnutím stěny segmentů z předchozího měření.

## Závěr

Cílem výpočetní části této práce bylo stanovení koeficientu přestupu tepla na vnější straně vyhřívané stěny zařízení THS-15. Cílem teoretické části byla rešerše na téma těžkých havárií a jejich zvládnutí, popis strategií určených ke zmírnění následků těžkých havárií a rešerše popisující provedené experimenty na ověření strategie IVR pro různé typy reaktorů.

Rešerše na téma fenomenologie těžkých havárií popisovala jevy v průběhu těžké havárie až po napadení dna tlakové nádoby reaktoru. V rámci této kapitoly byly popsány nízkotlaké a vysokotlaké průběhy těžké havárie a jejich odlišnosti. Na závěr této kapitoly byly popsány metody na zvládnutí těžkých havárií.

V kapitole zabývající se strategií IVR byla popsána samotná metoda a podmínky nutné k jejímu úspěšnému použití. Kapitola dále navazovala popisem vybraných experimentů, které se zabývaly převážně vytvořením korelace pro výpočet kritického tepelného toku na zaoblených površích (spodní dno tlakové nádoby reaktoru).

V experimentální části této diplomové práce bylo popsáno zařízení THS-15 a jeho technologické celky, dále byla popsána optická sonda, pomocí které byl naměřen podíl parní složky v experimentálním kanále v průběhu měření.

Měření byly pouze segmenty 13 a 14, které jako jediné obsahovaly termočlánky na povrchu vyhřívané stěny (ostatní termočlánky se nacházejí na rozhraní měděného topného bloku a ocelového pásu představujícího tlakovou nádobu reaktoru). Měření z časových důvodů proběhlo pouze při přetlaciích v experimentálním kanále 0,3 a 0,5 MPa. Naměřená data, použitá pro výpočet koeficientu přestupu tepla, byla uvedena v tabulkách v příslušných podkapitolách.

Pro výpočet koeficientu přestupu tepla z naměřených dat byla použita Chenova korelace, která slouží k výpočtu koeficientu přestupu tepla při bublinkovém varu a nucené konvekci. Výpočet byl proveden pomocí kódu v programovacím jazyce *Python* v programu *Spider*. Výsledky byly oproti očekávání odlišné. Vypočtené výsledky koeficientu přestupu tepla se pohybovaly při maximálním výkonu segmentů v okolí hodnot  $10000 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ . Což je zhruba pětikrát méně, než bylo očekáváno. Na základě provedeného citlivostního výpočtu bylo určeno, že největší vliv na konečnou hodnotu v rámci korelace má teplota stěny. K měření této teploty byl na celém povrchu segmentu použit pouze jeden termočlánek. Při použití teplot

z termočlánku T1-Ti se hodnoty koeficientu přestupu tepla pohybovaly v okolí hodnot 50000 W/m<sup>2</sup>.K.

Pro přesnější měření by bylo nutné použít více termočlánků a zajistit měření rychlosti chladiva v kanále tvořeném vytápěnou stěnou a usměrňovačem proudu. Případně pro tuto situaci vytvořit CFD výpočetní model.

## Zdroje

- [1] HEŘMANSKÝ B., *Bezpečnost jaderných elektráren III*, 22.11.2011, Praha
- [2] DUSPIVA J., *Metodika: Těžké havárie*, ÚJV Řež, 2012
- [3] MELCOR manuál, strana COR-RM-86
- [4] POŽADAVKY NA ZAVEDENÍ PROVOZNÍCH PŘEDPISŮ TYPU EOP a SAMG-  
*bezpečnostní návod LM-1.11*, SÚJB, prosinec 2010
- [5] Vyhláška č. 329(str. 3490), SÚJB, 11.10.2017
- [6] JUNGJAE L., JIHUN K., TAEHOON K., YOUNG H. S., EUNHO K., KU Y. Ch.,  
*Overview of Ex-Vessel Cooling Strategies and Perspectives*, Korea Institute of Nuclear  
Safety, Dept. Severe Acc. Risk Assess.,2017
- [7] *In-Vessel Retention Strategy for High Power Reactors - Final Report*, Leden 2005
- [8] CHU T.Y., BENTZ J.H., SIMPSON R.B., *Observations of the Boiling Process from a  
Downward-Facing Torispherical Surface: Confirmatory Testing of the Heavy Water  
New Production Reactor Flooded Cavity Design*, Sandia National Laboratories  
Albuquerque, New Mexico 87185
- [9] *Critical Heat Flux Experiments to Support In-Vessel Retention Feasibility Study for an  
Evolutionary Advanced Light Water Reactor Design*, Final Report, November 2001
- [10] DINH T.N., TU J.P., SALMASSI T., THEOFANOUS T.G., *Limits of  
Coolability in the AP1000-Related ULPU-2400 Configuration V Facility*, Center for  
Risk Studies and Safety University of California, Santa Barbara
- [11] GHIONE A., NOEL B., VINAI P., DEMAZIERE CH., *Assessment of Critical  
Heat Flux correlations in narrow rectangular channels*, The 11th International  
Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Operation and Safety, Oct  
2016, Gyeongju, South Korea
- [12] BONNER J.M., *Thermal hydraulic phenomena in corium pools the BALI  
experiment.*, CEA/GRENOBLE DRN/DTP/SETEX
- [13] KRHOUNEK V., BÁTĚK D., ŽĎÁREK J., *Experimentální zařízení  
umožňující dosažení tepelného toku alespoň 1,7 MW/m<sup>2</sup> a simulaci chladicího  
kanálu s náklonem od 0 do 90 stupňů*, ÚJV
- [14] BÁTĚK D., ŽĎÁREK J., *Experimentální zařízení umožňující dosažení  
tepelného toku alespoň 1,7 MW/m<sup>2</sup> a simulaci chladicího kanálu s náklonem od 0 do  
90 stupňů*, ÚJV

- [15] CHEUNG F.B., HADDAD K.H., LIU Y.C., *Critical Heat Flux (CHF) Phenomenon on a Downward Facing Curved Surface*, Department of Mechanical Engineering The Pennsylvania State University
- [16] ŽDÁŘEK J., BÁTĚK D., KRHOUNEK V., BULÁK J., MACKERLE P., *D 4.3 Interim report on full scale tests*, J. Zdarek, D. Batek, V. Krhounek, J. Bulak, P. Mackerle, ÚJV 2018
- [17] ŽDÁŘEK J., BÁTĚK D., KRHOUNEK V., BULÁK J., NIKL T., *D 4.10 Optical probe measurement to monitor possible boiling crisis based on steam bubbles occurrence and progress*, ÚJV 2019
- [18] *THS-15 Zpráva z měření a analýzy dat*, ÚJV květen 2020

#### **Internetové zdroje:**

- [19] [https://www.researchgate.net/figure/VVANTAGE-6-fuel-assembly-11\\_fig1\\_329657861](https://www.researchgate.net/figure/VVANTAGE-6-fuel-assembly-11_fig1_329657861) Popis palivového souboru pro reaktory VVER 1000/V320 od firmy Westinghouse [dostupné online]
- [20] <https://www.sujb.cz/fileadmin/sujb/docs/aktualne/Fukushima-DaiichiUR.pdf> zdroj stupnice INES s popisky [dostupné online]
- [21] <https://www.nuclear-power.net/nuclear-engineering/heat-transfer/boiling-and-condensation/mcadams-thom-chens-correlation-nucleate-boiling/> zdroj Chenovy korelace použité k výpočtu [dostupné online]
- [22] [https://www.slideshare.net/psa\\_eps/vver-core-catcher](https://www.slideshare.net/psa_eps/vver-core-catcher) zdroj obrázku popisující corium catcher pro reaktory VVER 1200 [dostupné online]

## Seznam obrázků

1 - PROVOZNÍ STAVY REAKTORU [5].....	4
2 - STUPNICE INES S POPISKY [20].....	5
3 - TOP-DOWN PŘÍSTUP KE ZVLÁDÁNÍ HAVÁRIÍ [4] .....	14
4 - SCHÉMA CORE CATCHERU EPR .....	16
5 - SCHÉMA SYSTÉMU BiMAC .....	16
6 - SCHÉMA CORIUM CATCHERU PRO VVER 1200 [21] .....	17
7 - VIZUALIZACE JEVŮ PŘI POUŽITÍ IVR STRATEGIE .....	19
8 - TVAR DNA TESTOVACÍ NÁDRŽE [8].....	21
9 - EXPERIMENTÁLNÍ ZAŘÍZENÍ CYBL [8].....	22
10 - VYBRANÉ SNÍMKY POZOROVÁNÍ VARU PŘ EXPERIMENTECH [8] .....	23
11 - SCHÉMA ODPOZOROVANÝCH REŽIMŮ PROUDĚNÍ V PRŮBĚHU EXPERIMENTŮ [8].....	24
12 - SCHÉMA EXPERIMENTÁLNÍHO ZAŘÍZENÍ SIMULUJÍCÍHO KNGR REAKTOR .....	25
13 - DETAIL SPODNÍ ČÁSTI EXPERIMENTÁLNÍHO ZAŘÍZENÍ .....	26
14 - SCHÉMA VODNÍ NÁDRŽE.....	27
15 - SCHÉMA UMÍSTĚNÍ TOPNÝCH SEGMENTŮ.....	28
16 - HORNÍ POHLED NA SPODNÍ TOPNÉ SEGMENTY .....	29
17 - ROZMÍSTĚNÍ OTVORŮ PRO VSTUP CHALDIVA VE SPODNÍ DESCE .....	29
18 - VÝKRES KOMPLETNÍ TEPELNÉ IZOLACE.....	30
19 - SCHÉMA IVR METODY PRO REAKTOR AP-1000 .....	32
20 - SCHÉMA ZAŘÍZENÍ ULPU-V.....	33
21 - TŘI RŮZNÉ KONFIGURACE USMĚRŇOVAČE.....	35
22 - SCHÉMA ZAŘÍZENÍ BALI.....	38
23 - SCHÉMA MOŽNOSTI NÁKLONU STENDU .....	39
24 - VIZUALIZACE CHLADICÍHO KANÁLU - 1. VERZE.....	40
25 - POHLED DO CHLADICÍHO KANÁLU 1. VERZE .....	40
26 - VIZUALIZACE 2. VERZE STENDU .....	41
27 - TOPNÝ PANEL SE 42 TOPNÝMI PATRONAMI OPATŘENÝ PROTİKOROZNÍ CHROMOVOU VRSTVOU .....	41
28 - VZORKY S PORÉZNÍM NÁSTRÍKEM .....	42
29 - VIZUALIZACE SYSTÉMU PŘEDEHŘEVU .....	43
30 - KŘIVKY CHF V POROVNÁNÍ S VÝSLEDKY Z EXPERIMENTŮ ULPU [14] .....	44
31 - TEPELNÝ TOK MĚŘENÉHO PROFILU VS. KŘIVKA CHF [14].....	44

32 - ZNÁZORNĚNÍ PROUDĚNÍ V PŘÍPADĚ VYTÁPĚNÉHO SFÉRICKÉHO TĚLESA .....	47
33 - SCHÉMA A VIZUALIZACE PRIMÁRNÍHO OKRUHU .....	50
34 - VIZUALIZACE EXPERIMENTÁLNÍHO KANÁLU .....	51
35 - TOPNÉ SEGMENTY [16].....	52
36 - MODEL DEFLEKTORU POUŽITELNÉHO PRO REAKTOR VVER 1000/V320 .....	53
37 - VÝKRES DEFLEKTORU V ZAŘÍZENÍ THS-15 .....	54
38 - FOTO KONDENZÁTORU .....	55
39 - PRINCIP FUNKCE OPTICKÉ SONDY .....	56
40 - ANALOGOVÝ SIGNÁL Z OPTICKÉ SONDY .....	57
41 - ZNÁZORNĚNÍ HRUBÉHO A UPRAVENÉHO SIGNÁLU .....	57
42 - MODEL OPTICKÉ SONDY S HORIZONTÁLNÍM POSUVEM [17].....	58
43 - MODEL ZNÁZORŇUJÍCÍ VÝŠKU UMÍSTĚNÍ OPTICKÉ SONDY V EXPERIMENTÁLNÍM KANÁLU (ZDE BEZ DEFLEKTORU) [17] .....	59