



# VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

## FAKULTA ELEKTROTECHNIKY A KOMUNIKAČNÍCH TECHNOLOGIÍ

FACULTY OF ELECTRICAL ENGINEERING AND COMMUNICATION

## ÚSTAV ELEKTROENERGETIKY

DEPARTMENT OF ELECTRICAL POWER ENGINEERING

## SUBKANÁLOVÁ ANALÝZA AKTIVNÍ ZÓNY JADERNÉHO REAKTORU VVER-1000

SUBCHANNEL ANALYSIS OF VVER-100 REACTOR CORE

### DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

### AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Michal Bednář

### VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

doc. Ing. Karel Katovský, Ph.D.

BRNO 2021

# Diplomová práce

magisterský navazující studijní program **Elektroenergetika**

Ústav elektroenergetiky

**Student:** Bc. Michal Bednář

**ID:** 197707

**Ročník:** 2

**Akademický rok:** 2020/21

## NÁZEV TÉMATU:

### Subkanálová analýza aktivní zóny jaderného reaktoru VVER-1000

#### POKYNY PRO VYPRACOVÁNÍ:

1. Seznamte se s metodou výpočtu rezervy do krize varu v aktivní zóně.
2. Seznamte se s výpočetními prostředky a metodou subkanálové analýzy.
3. Seznamte se subkanálovým výpočetním kódem
4. Vytvořte model aktivní zóny reaktoru VVER-1000 ve zvoleném výpočetním prostředí.
5. Po dohodě s vedoucím a konzultantem proveďte citlivostní studii vlivu vybraných parametrů aktivní zóny na výpočet.

#### DOPORUČENÁ LITERATURA:

- 1) Neil E. Todreas, Mujid Kazimi; Nuclear Systems Volume I & II; Taylor and Francis (2001)
- 2) L. S. Tong, Joel Weisman; Thermal Analysis of Pressurized Water Reactors; American Nuclear Society (1996)

**Termín zadání:** 8.2.2021

**Termín odevzdání:** 24.5.2021

**Vedoucí práce:** doc. Ing. Karel Katovský, Ph.D.

**Konzultant:** Ing. Štěpán Foral, Ph.D., TES, s.r.o.

**doc. Ing. Petr Toman, Ph.D.**  
předseda rady studijního programu

#### UPOZORNĚNÍ:

Autor diplomové práce nesmí při vytváření diplomové práce porušit autorská práva třetích osob, zejména nesmí zasahovat nedovoleným způsobem do cizích autorských práv osobnostních a musí si být plně vědom následků porušení ustanovení § 11 a následujících autorského zákona č. 121/2000 Sb., včetně možných trestněprávních důsledků vyplývajících z ustanovení části druhé, hlavy VI. díl 4 Trestního zákoníku č.40/2009 Sb.

## **Abstrakt**

Tato diplomová práce se věnuje pojmu krize varu a rezervy do krize varu. V práci je vysvětlen pojem krize varu v jaderných reaktorech a jsou popsány jednotlivé parametry aktivní zóny reaktoru, které mají vliv na hodnotu rezervy do krize varu v jaderném reaktoru. Práce se následně věnuje subkanálové analýze a popisuje matematické a fyzikální modely vybraného subkanálového programu. V práci jsou následně zpracovány pomocí subkanálového programu ALTHAMC12 vlivy vybraných parametrů na rezervu do krize varu. Závěr práce se věnuje vyhodnocení nejlepší a nejhorší vypočtené varianty.

## **Klíčová slova**

krize varu; DNBR; subkanálová analýza; tlakovodní reaktor; VVER 1000

## **Abstract**

This master's thesis deals with boiling crisis and with departure from nucleate boiling ratio. This thesis explains terms like the boiling crisis in nuclear reactors and the thesis deals with individual parameters of the reactor core, which have an impact on departure from nucleate boiling ratio. After that, the thesis deals with subchannel analysis and describes basic mathematical and physical models of the chosen subchannel program. The thesis then processes, with the ALTHAMC12 subchannel program, the chosen parameters and their impact on departure from nucleate boiling ratio. The conclusion of the diploma thesis deals with the evaluation of the best and worst calculated combination.

## **Keywords**

boiling crisis; DNBR; subchannel analysis; pressurized water reactor; VVER 1000

## **Bibliografická citace**

BEDNÁŘ, Michal. *Subkanálová analýza aktivní zóny jaderného reaktoru VVER-1000*. Brno, 2021. Dostupné také z: <https://www.vutbr.cz/studenti/zav-prace/detail/134896>. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií, Ústav elektroenergetiky. Vedoucí práce Karel Katovský.

# Prohlášení autora o původnosti díla

**Jméno a příjmení studenta:** *Michal Bednář*

**VUT ID studenta:** *197 707*

**Typ práce:** *Diplomová práce*

**Akademický rok:** *2020/21*

**Téma závěrečné práce:** *Subkanálová analýza aktivní zóny  
jaderného reaktoru VVER-100*

Prohlašuji, že svou závěrečnou práci jsem vypracoval samostatně pod vedením vedoucí/ho závěrečné práce a s použitím odborné literatury a dalších informačních zdrojů, které jsou všechny citovány v práci a uvedeny v seznamu literatury na konci práce.

Jako autor uvedené závěrečné práce dále prohlašuji, že v souvislosti s vytvořením této závěrečné práce jsem neporušil autorská práva třetích osob, zejména jsem nezasáhl nedovoleným způsobem do cizích autorských práv osobnostních a jsem si plně vědom následků porušení ustanovení § 11 a následujících autorského zákona č. 121/2000 Sb., včetně možných trestněprávních důsledků vyplývajících z ustanovení části druhé, hlavy VI. díl 4 Trestního zákoníku č. 40/2009 Sb.

V Brně dne: 24. května 2021

-----  
podpis autora

## **Poděkování**

Rád bych poděkoval panu doc. Ing. Karlu Katovskému, Ph.D., a současně panu Ing. Štěpánu Foralovi, Ph.D. za cenné rady a pomoc při vedení této diplomové práce. Dále bych rád poděkoval panu Ing. Martinu Blahovi za cenné rady a poznatky při zpracování diplomové práce.

V Brně dne: 24. května 2021

-----  
podpis autora

# Obsah

<b>SEZNAM OBRÁZKŮ</b> .....	<b>8</b>
<b>SEZNAM TABULEK</b> .....	<b>9</b>
<b>ÚVOD</b> .....	<b>10</b>
<b>1. KRIZE VARU A REZERVA DO KRIZE VARU</b> .....	<b>11</b>
1.1 REZERVA DO KRIZE VARU .....	16
1.2 PARAMETRY OVLIVŇUJÍCÍ CHF A DNBR.....	18
1.2.1 <i>Vliv podchlazení chladicí vody na vstupu do AZ</i> .....	18
1.2.2 <i>Vliv výkonu</i> .....	20
1.2.3 <i>Vliv tlaku</i> .....	20
1.2.4 <i>Vliv průtoku</i> .....	21
1.2.5 <i>Vliv axiálně nerovnoměrného vývinu tepla</i> .....	22
1.2.6 <i>Vliv distančních mřížek</i> .....	24
<b>2. SUBKANÁLOVÁ ANALÝZA</b> .....	<b>27</b>
2.1 PRINCIP SUBKANÁLOVÉ ANALÝZY .....	27
2.2 ZÁKLADNÍ MATEMATICKÉ MODELY SUBKANÁLOVÉ ANALÝZY .....	28
2.3 ZÁKLADNÍ FYZIKÁLNÍ MODELY SUBKANÁLOVÉ ANALÝZY .....	33
2.4 VÝVOJ V RÁMCI SUBKANÁLOVÉHO PROGRAMU ALTHAMC12 .....	39
<b>3. MODEL AKTIVNÍ ZÓNY V SUBKANÁLOVÉM PROGRAMU ALTHAMC12</b> .....	<b>41</b>
3.1 TVORBA VSTUPNÍCH SOUBORŮ.....	41
3.2 GEOMETRIE MODELU.....	43
3.3 PARAMETRY SUBKANÁLU .....	44
3.4 FYZIKÁLNÍ MODELY .....	46
<b>4. VÝPOČTOVÉ KOMBINACE PARAMETRŮ AZ</b> .....	<b>49</b>
4.1 ZADÁVANÉ PARAMETRY .....	49
4.1.1 <i>Axiální výkonové profily</i> .....	50
4.1.2 <i>Radiální výkonový profil</i> .....	51
4.1.3 <i>Poloha nejzatíženějšího PS v AZ</i> .....	52
4.1.4 <i>Průtokové profily na vstupu do AZ</i> .....	54
4.2 VÝSLEDKY VÝPOČTOVÝCH ANALÝZ.....	56
4.2.1 <i>Konzervativní výpočet</i> .....	56
4.2.2 <i>Výsledky výpočtových kombinací</i> .....	56
4.2.3 <i>Změna režimových parametrů výpočtových kombinací</i> .....	59
4.2.4 <i>Citlivostní analýza vlivů jednotlivých parametrů</i> .....	61
<b>5. VÝSTUPY Z VÝPOČTOVÝCH ANALÝZ</b> .....	<b>64</b>
5.1.1 <i>Vyhodnocení konzervativnosti metodiky</i> .....	64
5.1.2 <i>Vyhodnocení konfigurace s největším rozdílem MDNBR</i> .....	65
<b>6. ZÁVĚR</b> .....	<b>66</b>
<b>LITERATURA</b> .....	<b>67</b>
<b>SEZNAM SYMBOLŮ A ZKRATEK</b> .....	<b>70</b>

# SEZNAM OBRÁZKŮ

1.1	Závislost hustoty tepelného toku na rozdílu teplot teplosměnné stěny a chladiva [1].....	11
1.2	Průběh teploty při vzniku krize varu [18].....	13
1.3	Umístění termočlánků při pokusech s krizí varu [18] .....	14
1.4	Výkonová omezení provozu reaktoru [5].....	15
1.5	Průběh DNBR [19].....	17
1.6	Vliv podchlazení na velikost CHF [11].....	19
1.7	Závislost MDNBR na teplotě chladiva.....	19
1.8	Závislost velikosti MDNBR na poměrném výkonu .....	20
1.9	Vliv tlaku na CHF [11].....	21
1.10	Vliv průtoku na CHF [11] .....	22
1.11	Referenční axiální výkonové profily .....	23
1.12	Velikost DNBR pro axiální výkonové profily z Obr. 1.11 .....	23
1.13	Korekční faktory korelací CHF pro axiálně nerovnoměrný vývin tepla [17].....	24
1.14	Vliv distančních mřížek na kritický tepelný tok [12] .....	25
1.15	Vliv distančních mřížek a wire wrap na CHF [12].....	25
1.16	Vliv distančních mřížek na průtokový profil v palivovém souboru [16].....	26
2.1	Schématické znázornění tvorby subkanálů v „rod centered“ a „coolant centered“ systému [24] .....	27
2.2	Princip subkanálové analýzy [21] .....	28
2.3	Veličiny rovnice kontinuity v kontrolním objemu [22].....	29
2.4	Veličiny zákona zachování energie v kontrolním objemu [22].....	30
2.5	Veličiny zákona zachování axiální hybnosti v kontrolním objemu [22] .....	32
2.6	Veličiny zákona zachování příčné hybnosti v kontrolním objemu [22] .....	33
3.1	Číslování subkanálů a palivových souborů [28].....	44
3.2	Znázornění palivového souboru z benchmarku V1000CT-1 společně s umístěním distančních mřížek [28] .....	47
4.1	Axiální výkonový profil BOC .....	51
4.2	Axiální výkonový profil EOC .....	51
4.3	Reálný radiální výkonový profil [28] .....	52
4.4	Centrální umístění nejzatíženějších PS. Červená barva značí polohu jednoho nejzatíženějšího PS, oranžová barva značí polohu skupiny nejzatíženějších PS.....	53
4.5	Umístění nejzatíženějších PS v mezipoloze. Červená barva značí polohu jednoho nejzatíženějšího PS, oranžová barva značí polohu skupiny nejzatíženějších PS .....	53
4.6	Umístění nejzatíženějších PS na okraj AZ. Červená barva značí polohu jednoho nejzatíženějšího PS, oranžová barva značí polohu skupiny nejzatíženějších PS .....	54
4.7	Průtok vybranými PS na vstupu do AZ .....	55



# SEZNAM TABULEK

1.1	Souhrn oblastí a bodů zobrazených na Obr. 1.1 .....	12
2.1	Rozsah platnosti Bezrukovovy korelace .....	40
3.1	Souhrn jednotlivých karet vstupního souboru TS-geom .....	42
3.2	Souhrn parametrů aktivní zóny reaktoru VVER-1000 JE Kozloduy .....	43
4.1	Výpočtové režimové a výkonové parametry AZ.....	50
4.2	Souhrn výsledků MDNBR se zvýrazněním hlavních vlivů.....	57
4.3	Souhrn výsledků MDNBR se zvýrazněním ostatních vlivů v rámci daného axiálního průběhu.....	57
4.4	Souhrn výsledků MDNBR po snížení tlaku .....	59
4.5	Souhrn výsledků MDNBR po snížení průtoku.....	60
4.6	Souhrn výsledků MDNBR po dalším snížení průtoku .....	61
4.7	Změna MDNBR vlivem změny průtokového profilu.....	62
4.8	Změna MDNBR vlivem změny umístění nejzatíženějšího PS .....	63
4.9	Změna MDNBR vlivem změny počtu nejzatíženějších PS .....	63
4.10	Změna MDNBR vlivem změny radiálního výkonového profilu .....	63
4.11	Změna MDNBR vlivem změny axiálního výkonového profilu .....	63

# ÚVOD

Bezpečnost je nejzákladnějším a prvořadým požadavkem při provozu jaderné elektrárny. Je nutné zabezpečit, aby nedošlo k úniku radioaktivních materiálů do vnějšího prostředí. Tento únik by způsobil ohrožení bezpečnosti pracovníků elektrárny a případně také obyvatelstva v okolí elektrárny. Mezi základní opatření pro zajištění radiační bezpečnosti lze, mimo jiné, zařadit tzv. bariéry. Jednou ze zmíněných bariér je pokrytí palivových proutků. Integritu palivových proutků v aktivní zóně jaderného reaktoru však nelze zaručit v případě, kdy v jaderném reaktoru nastane krize varu.

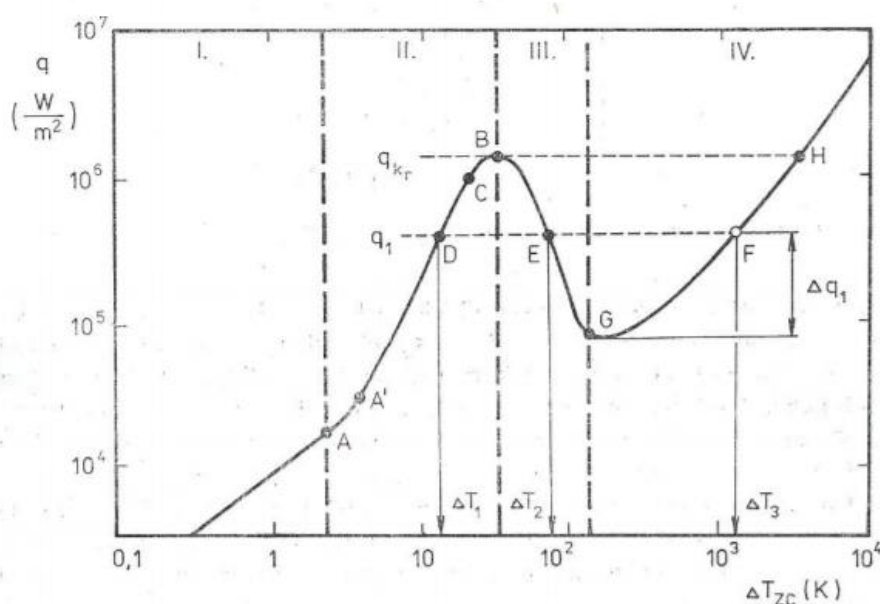
Práce se věnuje popisu problematiky krize varu a rezervy do krize varu. Jsou popsány jednotlivé parametry a jejich vliv na velikost rezervy do krize varu. Následně práce popisuje princip subkanálové analýzy a prakticky demonstruje výpočet rezervy do krize varu v aktivní zóně reaktoru VVER-1000. Výpočet je doplněn o citlivostní analýzu zkoumající vliv vybraných parametrů na výslednou hodnotu rezervy do krize varu.

Primárním cílem práce je pomocí subkanálové analýzy a pomocí subkanálového programu ALTHAMC12 stanovit rezervu do krize varu při různých kombinacích parametrů aktivní zóny. Současně je cílem stanovit, který z parametrů má na rezervu do krize varu největší a který nejmenší vliv. Při zpracování této problematiky byla využita metodika firmy TES s.r.o. pro výpočet krize varu v jaderných reaktorech.

Práce je dělena do 5 kapitol. Kapitola 1 se věnuje popisu krize varu, rezervy do krize varu a popisu vlivů vybraných parametrů na rezervu do krize varu. Kapitola 2 popisuje princip subkanálové analýzy s popisem matematických a fyzikálních modelů. Kapitoly 3, 4 a 5 se věnují praktické části práce. Kapitola 3 popisuje tvorbu modelu aktivní zóny reaktoru VVER-1000 v subkanálovém programu ALTHAMC12. Kapitola 4 se věnuje výpočtům rezervy do krize varu z hlediska kombinací parametrů aktivní zóny. Kapitola 5 se věnuje vyhodnocení výsledků z Kapitoly 4.

# 1. KRIZE VARU A REZERVA DO KRIZE VARU

Krizí varu se rozumí nepřipustný stav, který se objevuje u tlakovodních reaktorů a varných reaktorů. V tomto směru se rozlišují dva druhy krize varu. Krize varu prvního druhu, tzv. burnout, se vztahuje k tlakovodním reaktorům. Krize varu druhého druhu, tzv. dryout, se vztahuje k varným reaktorům. Tento stav je nebezpečný pro provoz jaderného reaktoru a v případě, že nastane, může způsobit poničení palivových proutků nebo celé aktivní zóny. Tato práce se zabývá pouze tlakovodními reaktory a věnuje se tudíž pouze krizi varu prvního druhu, dále popisované pouze jako krize varu. [1]



Obrázek 1.1 Závislost hustoty tepelného toku na rozdílu teplot teplosměnné stěny a chladiva [1]

Na Obrázku 1.1 je zobrazen graf závislosti hustoty tepelného toku  $q$  v závislosti na rozdílu teploty teplosměnné stěny a teploty chladiva  $\Delta T_{zc}$ . V případě aktivní zóny jaderného reaktoru je teplosměnnou stěnou myšlen povrch palivového proutku. Graf na Obr. 1.1 vychází z předpokladu, že lze plynule regulovat rozdíl teplot stěny a chladiva. Tomuto předpokladu odpovídá křivka vyobrazená plnou čarou. Za nominálního stavu se reaktor nachází v oblasti I., která reprezentuje režim jednofázového nuceného proudění chladiva v reaktoru. V této oblasti dochází ke konvektivnímu přestupu tepla. S nárůstem hustoty tepelného toku roste i rozdíl teplot chladiva a stěny a křivka přechází do oblasti II. V této oblasti dochází ke vzniku bublinek, nejdříve u povrchu palivového proutku, čemuž odpovídá povrchový bublinkový var. Se stále rostoucí hustotou tepelného toku vzniká čím dál více bublinek, přestávají kondenzovat a dochází k objemovému bublinkovému varu. Jestliže bude stále docházet ke zvyšování hustoty tepelného toku,

dojde v bodě B ke krizi varu. V tomto bodě se bublinky shlukují a tvoří celistvou parní blánu mezi stěnou a chladičem. Následně křivka klesá a poté opět roste, což je však možné pouze za plynulé regulace teploty stěny a chladiča. Tato možnost v rámci řízení reaktoru neexistuje, což způsobí, že ve chvíli, kdy nastane krize varu v jaderném reaktoru, dojde k přeskoku z bodu B na bod H. Tento proces způsobí prudké zvýšení rozdílu mezi teplotou stěny a chladiča z důvodu nedostatečného odvodu tepla z palivového proutku pomocí chladiča. Velikost hustoty tepelného toku v bodě B, tedy v místě, kde dochází ke krizi varu, se nazývá kritický tepelný tok (anglicky CHF – critical heat flux) [2]. Jednotlivé oblasti na Obrázku 1.1 jsou shrnuty v následující tabulce 1.1.

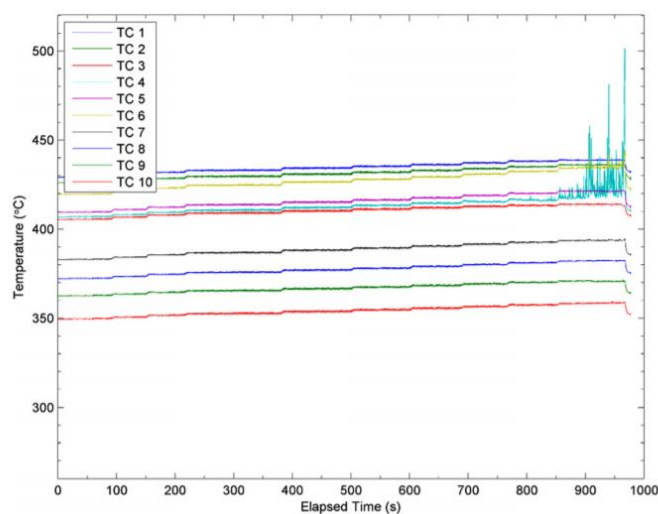
Tabulka 1.1 Souhrn oblastí a bodů zobrazených na Obr. 1.1

Oblast/bod	Popis oblasti/bodu
Oblast I	Jednofázové proudění chladiča, konvektivní přestup tepla
Oblast II	Mezi body A a A' se začíná projevovat bublinkový var, který je již plně vyvinutý za bodem A' a přechází do objemového bublinkového varu. Stále převažuje konvektivní přestup tepla.
Oblast III	Přechodový blánový var
Oblast IV	Blánový var se stabilním parním filmem, přenos tepla zejména pomocí radiace.
Bod B	Bod, ve kterém dochází ke krizi varu
Bod C	V tomto bodě je hodnota součinitele přestupu tepla, díky zlepšenému promíchávání chladiča bublinkami a lepšímu přenosu tepla do chladiča maximální. Od tohoto bodu klesá velikost součinitele přestupu tepla z důvodu zhoršeného přestupu tepla.
Body D, E, F	Pracovní body pro jednu velikost hustoty tepelného toku, ale pro různé velikosti rozdílu teplot stěny a chladiča
Bod G	V tomto místě dochází k Leidenfrostově jevu, tento bod je označován také jako Leidenfrostův. V tomto bodě je vytvořen již stabilní parní film.
Bod H	Bod znázorňující přeskok z bodu B při nemožnosti plynulé regulace

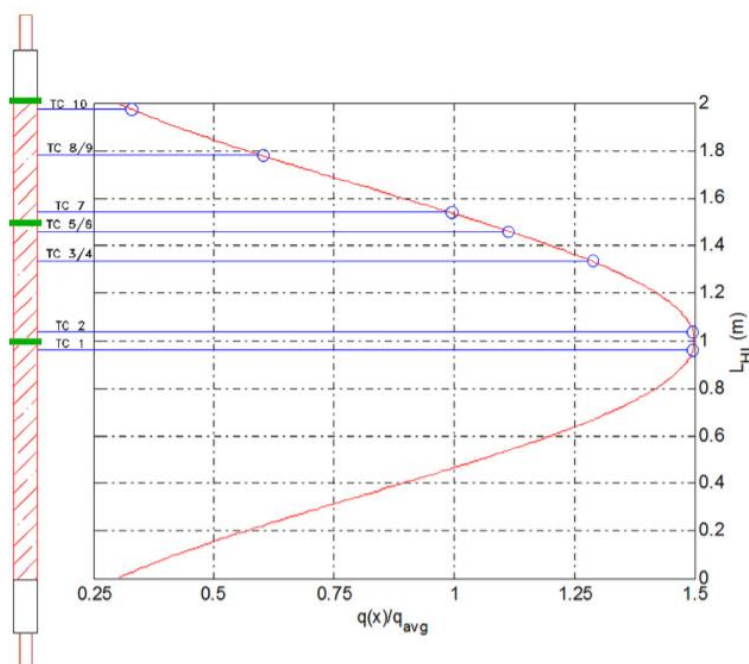
Bližší popis jednotlivých oblastí, principu vzniku bublinek apod., byl již zpracován v rámci bakalářské práce [1] a pro účely diplomové práce není další popis nutný.

Již zmíněné prudké zvýšení teploty povrchu palivového proutku, způsobené parním filmem, může způsobit řadu nežádoucích efektů. Může dojít k zoxidování povrchu, v horším případě až k natavení palivového proutku v případě, že nedojde k časnému odstavení reaktoru [3]. V případě, že krize varu v jaderném reaktoru vznikne, je již předpokládáno, vzhledem k deterministické bezpečnostní analýze, že došlo k narušení integrity palivového proutku, přestože k narušení dojít nemuselo. Skutečnost, že ke krizi varu došlo, nelze detekovat přímo, jelikož by bylo zapotřebí měřit teplotu každého proutku ve velkém počtu axiálních pozic. Detekce krize varu probíhá tedy nepřímou, lze využít například měření výstupní teploty chladiva.

Při vzniku krize varu, jak již bylo zmíněno, dochází k rychlému nárůstu teploty. Tento nárůst je velice rychlý a je požadováno, aby ke krizi varu nedošlo v žádném místě reaktoru, a to za normálního i abnormálního provozu. Pro názornost rychlosti nárůstu teploty lze využít Obrázek 1.2. Na tomto obrázku je vidět průběh teplot na jednotlivých termočláncích. Umístění termočlánců na palivovém proutku je vidět na Obrázku 1.3. Tento experiment byl proveden na experimentálním zařízení pro studii krize varu na Wisconsinské univerzitě [18]. V rámci experimentu docházelo k postupnému navyšování výkonu, a tudíž i postupnému navyšování teploty proutků. V rámci experimentu byla snaha o udržení parametrů AZ konstantní, konkrétně například průtok, který případně mohl také klesnout. Krize varu je následně zaznamenána na termočláncu č. 4 na Obrázku 1.2. Na tomto obrázku je vidět několik vrcholů (peaků), které mohou znamenat lokální podchlazený var, detekce krize varu byla spuštěna až u překročení dané mezní hodnoty teploty u třetího vrcholku (peaku). Jakmile došlo k detekci krize varu, došlo k automatickému snížení výkonu, a následně případně k jeho zvýšení a opakování experimentu.



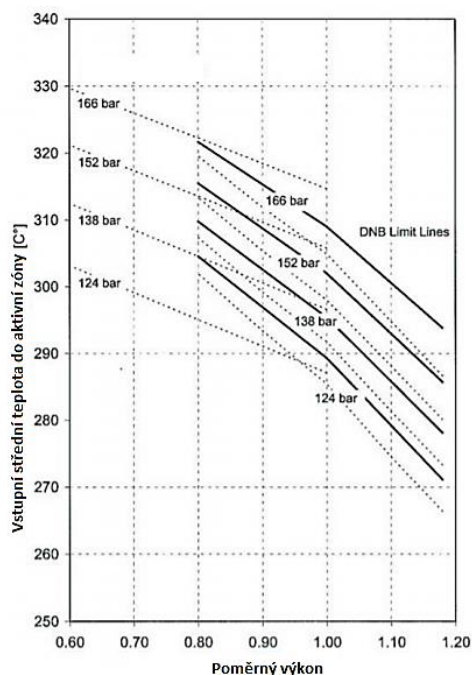
Obrázek 1.2 Průběh teploty při vzniku krize varu [18]



Obrázek 1.3 Umístění termočlánků při pokusech s krizí varu [18]

Aby v průběhu provozu reaktoru vznikla krize varu, bylo by zapotřebí, aby došlo k nějaké změně parametrů aktivní zóny. Tím je myšleno z hlediska palivových proutků např. zvýšení jejich výkonu. Případně se mohou měnit parametry chladiva, čímž dochází ke zhoršenému odvodu tepla z palivového proutku. Z tohoto hlediska lze uvést například stav, kdy dojde ke zhoršení odvodu tepla z důvodu sníženého průtoku chladiva. Snížení průtoku chladiva může být zapříčiněno například výpadkem jednoho z hlavních cirkulačních čerpadel. Případné další zhoršování parametrů, například výpadek dalšího čerpadla, může vést k zapůsobení havarijních či bezpečnostních systému a následnému odstavení reaktoru, což zajistí, že nedojde ke vzniku krize varu.

S výkonem palivových proutků a celé aktivní zóny jsou spojeny výkonové limity reaktoru, které jsou zobrazeny na Obrázku 1.4. Na tomto obrázku je vidět závislost vstupní střední teploty chladiva do aktivní zóny na poměrném výkonu reaktoru. Tyto křivky jsou stanoveny pro různé tlaky a celý graf lze rozdělit do dvou oblastí. V případě, že je poměrný výkon menší než jedna, jedná se o saturační křivky. V opačném případě, kdy je poměrný výkon větší než 1, značí křivky výkonové omezení pro zamezení vzniku krize varu. Křivky pak stanovují omezení, při kterém je zaručeno, že nedojde ke krizi varu. Čerchované a plné čáry jsou pro různé typy paliva (nové a referenční) [5].



Obrázek 1.4 Výkonová omezení provozu reaktoru [5]

Kromě výkonových omezení se, mimo jiné pro zamezení vzniku krize varu, zavádí celá řada limitních podmínek pro provoz jaderného reaktoru a samotných technologických systémů. Tyto podmínky jsou stanovovány za účelem udržení bezpečného provozu samotným provozovatelem, ale také jsou kontrolovány a vyžadovány dalšími kontrolními orgány, mezi které patří například IAEA – Mezinárodní agentura pro atomovou energii, nebo místní dozorní orgány, mezi které patří SÚJB – Státní úřad pro jadernou bezpečnost. Pro bližší popsání lze citovat licenční požadavky na projekt paliva a aktivní zóny od SÚJB [4]. V rámci těchto požadavků existuje celá řada kritérií, mezi které patří kritérium pro krizi varu, konkrétně: „Existuje nejméně 95% pravděpodobnost na 95% hladině významnosti, že krizové podmínky přestupu tepla nenastanou na limitujících palivových proutcích za všech normálních a abnormálních podmínek.“. Licenční požadavky jsou dále určovány například pro rozložení výkonu v rámci aktivní zóny, při které musí být zabezpečeno, že [4]:

- 1) Měrný lineární výkon byl limitován tak, aby byla splněna kritéria přijatelnosti LOCA
- 2) Měrný lineární výkon nezpůsobí tavení za všech abnormálních podmínek, včetně maximálního převýšení výkonu
- 3) Palivo nebude provozováno s rozložením výkonu, který by vedl k porušení kritérií na DNB

Zmíněná omezení platí pro stacionární stavy a je zapotřebí počítat s případným snížením daných limitů v případě přechodových dějů, kdy se mění celá řada dalších parametrů. Ustálenými stavy se bude zabývat také praktická část diplomové práce.

## 1.1 Rezerva do krize varu

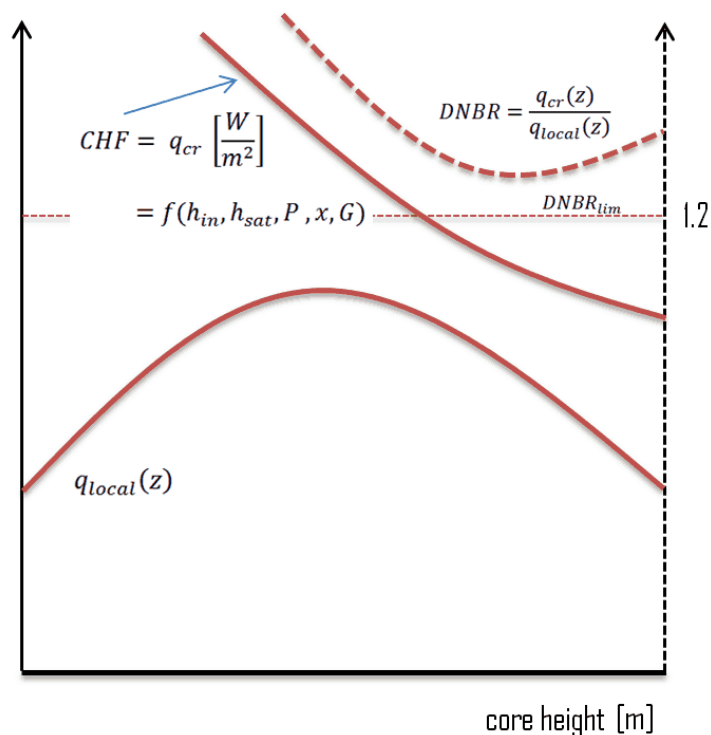
Jedním z hlavních bezpečnostních požadavků ve vodou chlazených reaktorech je stanovení bezpečnostní rezervy mezi lokálním tepelným tokem a kritickým tepelným tokem, který způsobí krizi varu. Tuto rezervu v tlakovodních reaktorech zpravidla představuje velikost parametru DNBR, anglicky Departure from Nucleate Boiling Ratio. Tento parametr lze popsat pomocí následující rovnice [7]:

$$DNBR = \frac{CHF}{LHF} = \frac{\textit{kritický tepelný tok}}{\textit{lokální tepelný tok}} \quad (1.1)$$

Kritický tepelný lze vypočítat pomocí daných korelací. Tyto korelace mají empirický charakter a jsou vždy stanovovány pro konkrétní geometrie, stejně jako pro určité rozmezí parametrů. Mezi tyto parametry patří velikost tlaku, hmotnostního průtoku nebo také suchost. Aby bylo možné stanovit kritický tepelný tok pro palivový proutek v každé axiální pozici, je zapotřebí stanovit také parametry chladiva v každé axiální pozici. Jednotlivé parametry se v rámci axiální pozice mění, teplota chladiva se zvyšuje, dochází k tlakovým ztrátám při průchodu chladivem, mění se hodnoty entalpie a podobně. Pro stanovení jednotlivých parametrů na dané axiální pozici, dané velikostí kontrolního objemu, slouží subkanálová analýza, která bude blíže popsána dále v Kapitole 2. Lokální tepelný tok je následně určen pomocí velikosti provozního výkonu, daného axiálního rozložení profilu vývinu tepla, případně z dalších neutronově fyzikálních výpočtů.

Na Obrázku 1.5 je vidět názorné stanovení hodnoty DNBR. Levá svislá osa značí velikost hustoty tepelného toku, vodorovná osa značí vzdálenost od vstupu do palivového souboru, tedy axiální pozici. Na obrázku je vidět typický oříznutý kosinový průběh axiálního vývinu tepla v palivovém proutku, anglicky označován jako *chopped cosine*. Tento průběh tedy představuje lokální tepelný tok a je označen jako  $q_{local}$ . Dále je na obrázku vidět průběh velikosti kritického tepelného toku. Tato křivka je označena jako CHF. Tento průběh má klesající charakter. Čerchovaná čára označena jako DNBR poté představuje průběh hodnoty rezervy do krize varu. Místo, kde je velikost DNBR nejmenší se označuje jako MDNBR (minimal DNBR). Toto místo se nalézá za střední částí palivového proutku. Tato skutečnost byla viditelná také na již zmíněném Obrázku 1.3, podle umístění termočlánků.





Obrázek 1.5 Průběh DNBR [19]

Z rovnice (1.1) je patrné, že ve chvíli, kdy se kritický tepelný tok rovná lokálnímu tepelnému toku, dochází ke krizi varu. Z tohoto předpokladu vychází, že hodnota DNBR musí být vždy větší než 1, aby bylo zaručeno, že nenastane krize varu. V reálném systému však nelze počítat s limitní hodnotou  $DNBR = 1$ , jelikož může dojít ke krizi varu i za vyšší hodnoty DNBR. V tomto případě se zavádí kritérium 95/95. Toto kritérium stanovuje, že s pravděpodobností 95 % na hladině významnosti 95 % nesmí dojít ke krizi varu. Tímto kritériem se vyjadřuje nedokonalost daného systému. Vznikají různé nejistoty, které mohou vzniknout při práci s výpočetními programy, vlivem nepřesností geometrie aktivní zóny apod. Dále je třeba brát ohled na to, že vypočtený kritický tepelný tok je vypočtený podle korelací, které také do výpočtů přinášejí určité nejistoty. Veškeré nejistoty se dají spojit a bývají zahrnuty v takzvaném korelačním limitu, který navyšuje limitní hodnotu DNBR, při které dochází ke krizi varu [6]. Tato hodnota je také zmíněna na Obrázku 1.5 a je označena jako  $DNBR_{lim}$ .

Korelační limit bývá vždy stanoven pro konkrétní typ paliva a závisí na tom, jakým kódem a jakou korelací byl stanoven kritický tepelný tok. Velikost korelačního limitu se pohybuje mezi různými hodnotami. Pro korelaci W-3 vyvinutou firmou Westinghouse je korelační limit 1,3 [8]. V rámci praktické části bude počítáno s korelacemi v rámci subkanálového programu ALTHAMC12, kdy lze zmínit konkrétně například korelaci OKB u které je limitní hodnota  $DNBR = 1,47$  (pro palivo TVSA-T, vypočteno subkanálovým kódem KANAL) [9] či korelaci PI-3 a její limitní hodnota  $DNBR = 1,189$  (subkanálový kód CALOPEA) [10].

## 1.2 Parametry ovlivňující CHF a DNBR

V předchozí podkapitole bylo vysvětleno, jak se vypočte rezerva do krize varu, tj. poměr DNBR. Pro jeho určení je zapotřebí vypočítat kritický tepelný tok, kdy pro jeho výpočet je zapotřebí dopočítat lokální parametry chladiva v subkanálovém programu. Každý z jednotlivých parametrů, které je zapotřebí dopočítat, ovlivňuje velikost kritického tepelného toku jinak. Z tohoto důvodu se následující podkapitoly věnují jednotlivým parametrům a jak jejich změna působí na velikost kritického tepelného toku. Je zapotřebí dbát důraz na to, že zmíněné závislosti bývají odvozovány nezávisle na sobě, tedy za předpokladu, že při změně jednoho parametru se ostatní nemění. Toto v praxi není možné a jednotlivé parametry jsou spolu vzájemně provázány.

Parametry ovlivňující velikost CHF lze rozdělit na dvě skupiny, primární a sekundární. Primární parametry způsobují větší změny velikosti CHF. Patří mezi ně vliv podchlazení vody, systémový tlak, průtok chladicí vody a geometrie (délka, průměr palivového proutku, počet a typ mřížek ...). Sekundární parametry již nemají takový vliv na změny velikosti CHF. Lze mezi ně zařadit metodu ohřívání (v případě testovacích sekcí), systémové materiály (například vliv drsnosti ohřívajícího povrchu) a orientace kanálu [11]. Literatura [12] stanovuje za nejdůležitější parametry ovlivňující velikost CHF tlak, průtok, suchost, průměr palivového proutku, poměr rozteče ku průměru palivového proutku, konfigurace palivových proučků, rozložení výkonu v aktivní zóně a distanční mřížky. Vlivy vybraných parametrů jsou popsány v následujících podkapitolách.

### 1.2.1 Vliv podchlazení chladicí vody na vstupu do AZ

Podchlazení lze definovat jako rozdíl entalpie na mezi sytosti a vstupní entalpie. Případně lze entalpie nahradit teplotami [11].

$$\Delta i_{sub} = i_{sat} - i_{vstupni} , \quad (1.2)$$

$$\Delta T_{sub} = T_{sat} - T_{vstupni} , \quad (1.3)$$

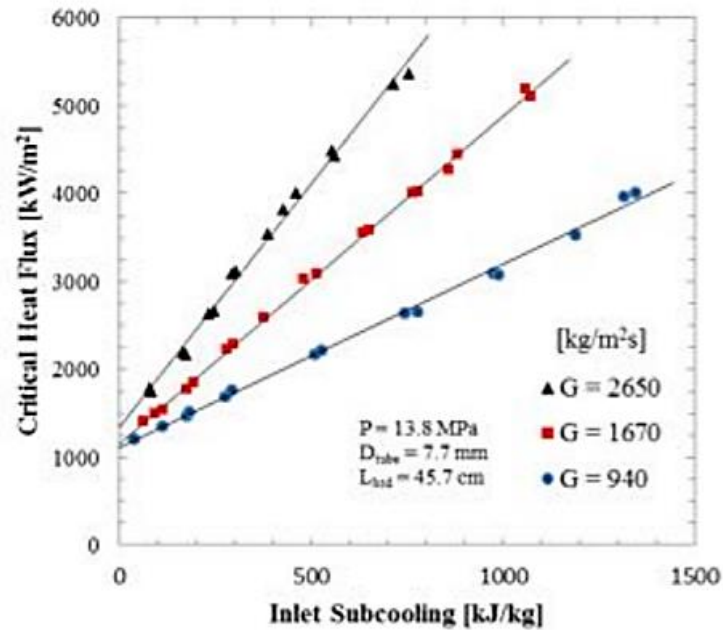
kde  $i$  je entalpie a  $T$  je termodynamická teplota. Index  $sat$  znamená saturační, index  $vstupni$  značí vstupní hodnotu, index  $sub$  značí podchlazený (ze slova subcooling).

Případně lze využít suchosti, poté je míra podchlazení definována jako:

$$\Delta x_{sub} = \frac{i_{vstupni} - i_{sat}}{r} , \quad (1.4)$$

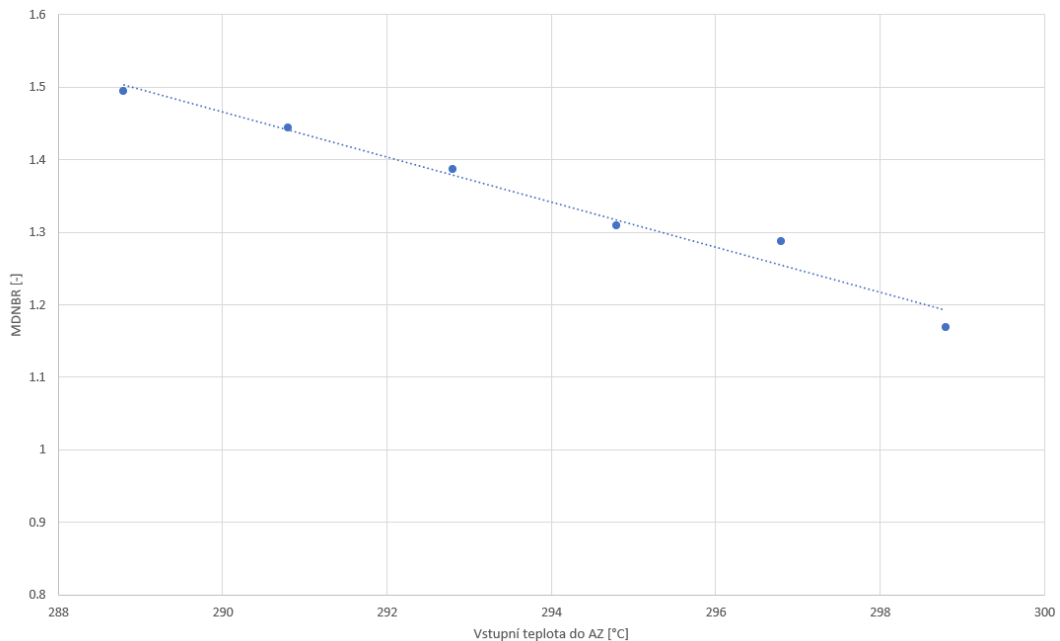
kde  $x$  je suchost a  $r$  je měrné výparné teplo.

Experimenty stanovují, že s rostoucí mírou podchlazení roste také kritický tepelný tok zhruba lineárně, jak je vidět na Obrázku 1.6. Na tomto obrázku je graficky znázorněna závislost vlivu podchlazení na velikosti CHF, v závislosti na velikosti průtoku. Je také vidět již zmíněná provázanost více parametrů, kdy pro různé průtoky stejné podchlazení vycházejí různé hodnoty CHF.



Obrázek 1.6 Vliv podchlazení na velikost CHF [11]

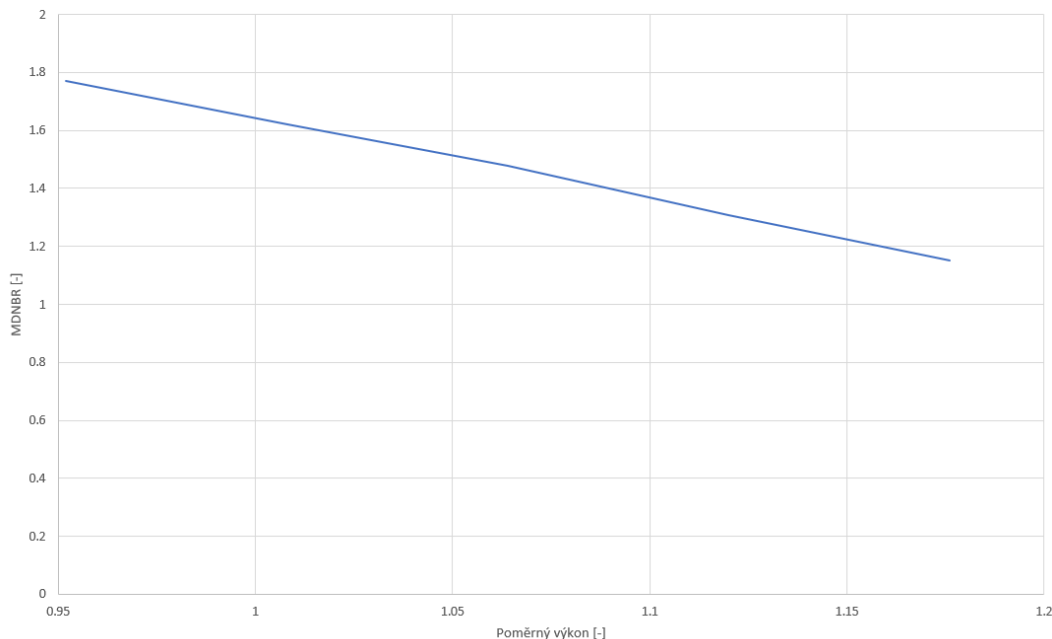
Podle rovnice (1.3) je vidět, že podchlazení lze určit také pomocí vstupní teploty chladiva. Tato závislost je znázorněna na Obrázku 1.7. Podle předpokladů je závislost podobná jako závislost na podchlazení určená pomocí entalpií, tedy lineární. Vstupní hodnoty pro sestavení grafu jsou z literatury [13].



Obrázek 1.7 Závislost MDNBR na teplotě chladiva

### 1.2.2 Vliv výkonu

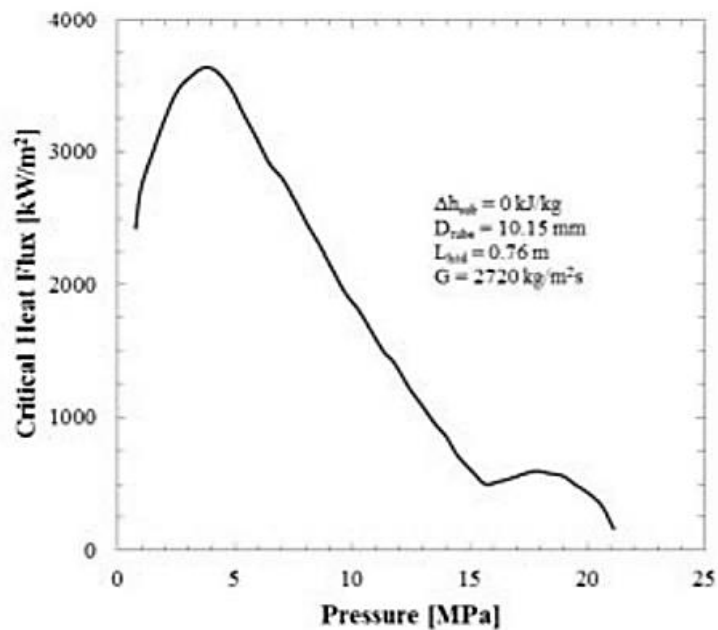
K určení vlivu výkonu celé aktivní zóny na CHF je opět využito dat z literatury [13]. S narůstajícím výkonem roste teplota palivových proučků a je zapotřebí odvádět větší množství tepla. Jestliže ostatní parametry zůstanou konstantní, dojde ke snížení hodnoty kritického tepelného toku, a tudíž i DNBR. Vliv výkonu je podobně jako u podchlazení lineární.



Obrázek 1.8 Závislost velikosti MDNBR na poměrném výkonu

### 1.2.3 Vliv tlaku

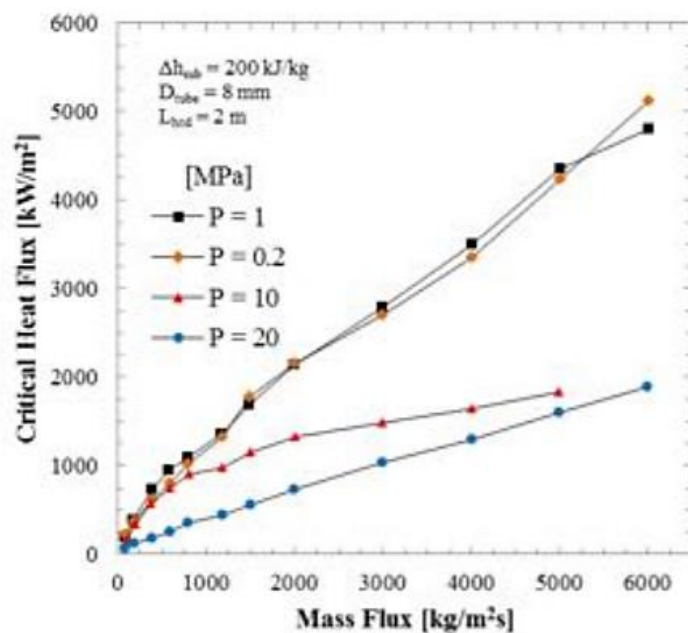
Přestože stanovení vlivu tlaku na CHF je složité, lze dojít k jistým zobecněním. Při přístupu, kdy jsou ostatní vstupní parametry konstantní a nezávislé, lze stanovit, že kritický tepelný tok s narůstajícím tlakem nejdříve také narůstá. Při dosažení určité úrovně dochází s rostoucím tlakem k poklesu kritického tepelného toku. Tato skutečnost je znázorněna na Obrázku 1.9. Toto chování lze vysvětlit vlivem latentního výparného tepla a tepelných kapacit vody a páry. S narůstajícím tlakem následně tepelná kapacita klesá, a současně klesá hodnota kritického tepelného toku. V obrázku lze spatřit druhé maximum v oblasti pro tlak vyšší než 15 MPa. Tento fenomén je pravděpodobně způsoben existencí tzv. LQR – Limiting Quality Region [11].



Obrázek 1.9 Vliv tlaku na CHF [11]

#### 1.2.4 Vliv průtoku

Vliv průtoku na velikost CHF je znázorněn na Obrázku 1.10. Za předpokladu konstantních ostatních vstupních parametrů je stanoveno, že s rostoucím průtokem roste také hodnota kritického tepelného toku. Pro nižší tlaky je tato závislost kvazilineární. Pro vyšší hodnoty tlaku je vidět, že vliv průtoku je již čistě lineární. To je pravděpodobně důsledkem změny rychlostních profilů proudění. Tento graf je také ve shodě s Obrázkem 1.9, kdy pro vyšší tlaky je hodnota CHF nižší, avšak je zapotřebí dbát na zmíněné druhé maximum.



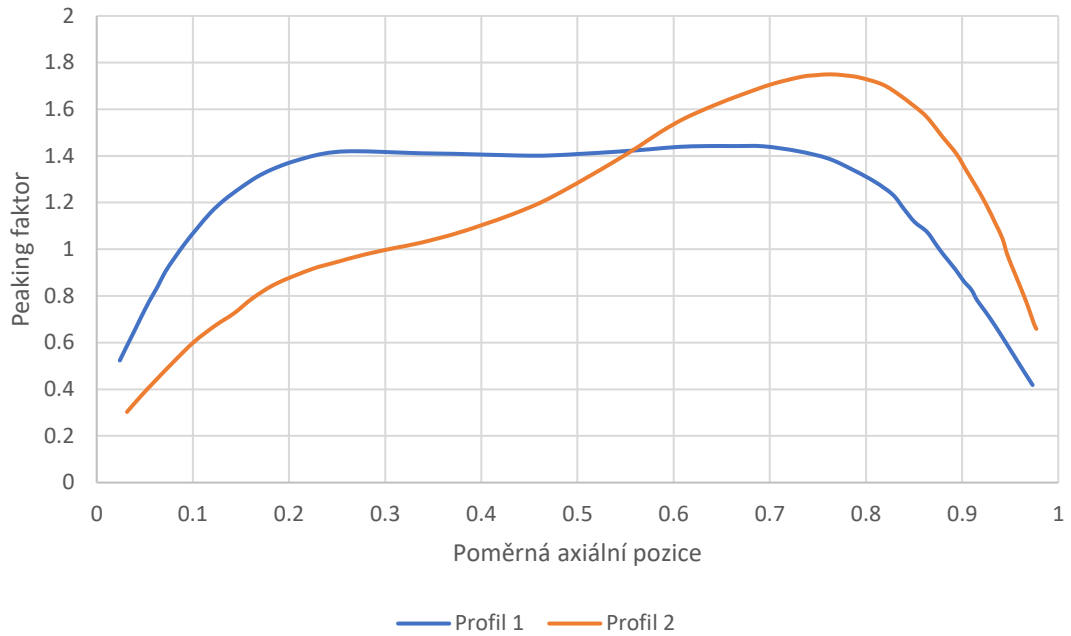
Obrázek 1.10 Vliv průtoku na CHF [11]

### 1.2.5 Vliv axiálně nerovnoměrného vývinu tepla

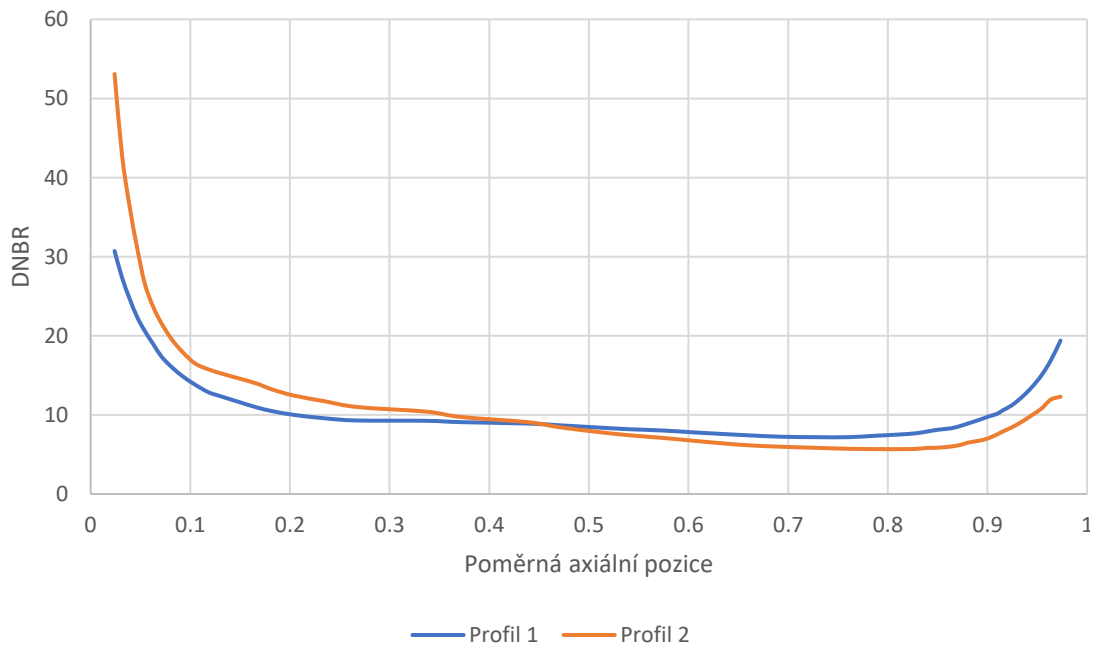
Distribuce axiálního profilu vývinu tepla má vliv nejen na velikost lokálního tepelného toku, ale také na průběh DNBR podél palivového souboru (proutku). Korelace, které se využívají pro výpočet CHF, bývají zpravidla pro rovnoměrně vyhřívané kanály a oproti nerovnoměrnému vývinu tepla nadhodnocují tuto hodnotu o 5-10% [11]. V literatuře se často pracuje s axiálním profilem vývinu tepla, označovaným jako „chopped cosine“, zmíněný již u Obrázku 1.5. Avšak vlivem vyhořívání se může vrchol tohoto profilu posouvat. Pro bližší popsání tohoto vlivu bylo využito již vypočteného kritického tepelného toku pomocí Bezrukovovy korelace v bakalářské práci [1] a dvou různých axiálních výkonových profilů převzatých z [20]. Tyto profily jsou znázorněny na Obrázku 1.11.

V tomto grafu je na svislé ose tzv. peaking factor, který znázorňuje poměr mezi danou hodnotou výkonu ku průměrnému výkonu v celé AZ. V rámci výpočtu bylo pro zjednodušení pro oba axiální průběhy počítáno se stále stejným průběhem lokálních vlastností chladiva a tím pádem také kritického tepelného toku. Závislost kritického tepelného toku by se ale v praxi měnila právě podle daného průběhu výkonu. Výsledná axiální závislost DNBR na daném profilu je vidět na Obrázku 1.12. Na tomto obrázku je vidět vypočtený průběh DNBR v závislosti na vzdálenosti od počátku palivového souboru. Tento průběh koresponduje s Obrázkem 1.5, kdy minimum DNBR se vyskytuje za střední částí palivového souboru. Na obrázku je vidět, že vlivem posunutí peaku u

profilu č. 2 se MDNBR posunulo směrem k výstupu z palivového souboru a jeho velikost klesnula. Konkrétní vypočtené hodnoty vycházejí následovně. V případě profilu č. 1 vychází hodnota MDNBR = 7,18 na poměrné axiální pozici  $x = 0,73$ . V případě profilu č. 2 vychází hodnota MDNBR = 5,67 na poměrné axiální pozici  $x = 0,82$ .



Obrázek 1.11 Referenční axiální výkonové profily



Obrázek 1.12 Velikost DNBR pro axiální výkonové profily z Obr. 1.11

Obecně se pro korekci neuniformního axiálního vývinu tepla využívají korekční faktory. Různé tvary těchto faktorů jsou znázorněny na Obrázku 1.13. Například u korelace W-3 se využívá korekční faktor podle Tonga.

Author	Correction factor
Bowring <sup>10)</sup>	$Y = \frac{\int_0^{Z_C} q''(Z) dZ}{q''(Z_C) Z_C}$
Groeneveld <i>et al.</i> <sup>11)</sup>	$F = 1 \quad \text{for } X_C < 0$ $F = \frac{\int_{Z_{sw}}^{Z_C} q''(Z) dZ}{q''(Z_C)(Z_C - Z_{sw})} \quad \text{for } X_C > 0$
Tong <sup>8)</sup>	$F = \frac{C \int_{Z_{ONB}}^{Z_C} q''(Z) e^{-C(Z_C - Z)} dZ}{q''(Z_C) [1 - e^{-C(Z_C - Z_{ONB})}]}$ $C = 5.906 \frac{(1 - X_C)^{4.31}}{(G/1,356)^{0.478}}$
Smolin <i>et al.</i> <sup>14)</sup>	$F = \frac{C \int_0^{Z_C} q''(Z) e^{-C(Z_C - Z)} dZ}{q''(Z_C)}$ $C = \frac{1}{40d_{in}}$

Obrázek 1.13 Korekční faktory korelací CHF pro axiálně nerovnoměrný vývin tepla [17]

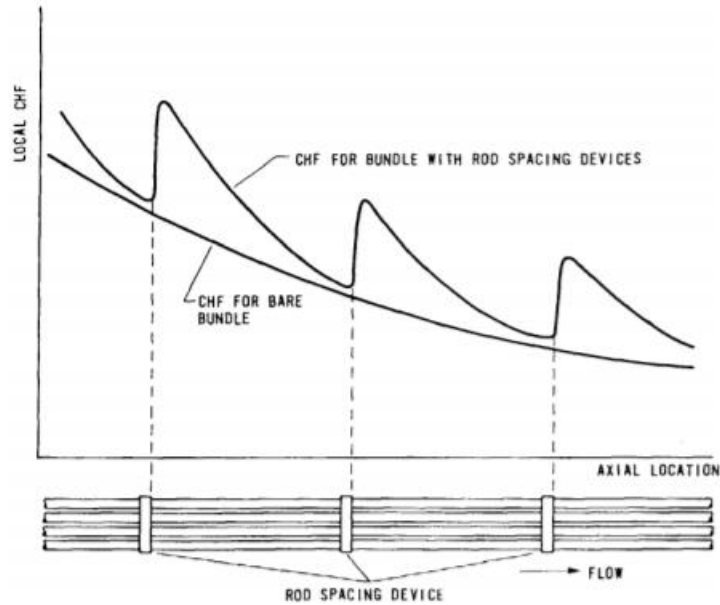
### 1.2.6 Vliv distančních mřížek

Mřížky mají v rámci palivového souboru vícero využití. Jedním z hlavních důvodů použití distančních mřížek v palivovém souboru je zabezpečit fixaci palivových proutků. Jejich uvolnění by mohlo způsobit jejich vibrace a následné poškození. Případně lze využít turbulizujících mřížek, tedy mřížek s mísíci lopatkami. V případě použití tohoto typu mřížek je primárním důvodem použití lepší promíchávání chladiva vlivem turbulentního proudění.

Vliv mísících lopatek na kritický tepelný tok je znázorněn na Obrázku 1.14. Na tomto obrázku je znázorněn průběh kritického tepelného toku s turbulizující mřížkou, který je nahoře. Pod tímto průběhem je průběh kritického tepelného toku podél holého svazku palivových proutků. V případě průběhu bez mřížek dochází k předpokládanému exponenciálnímu poklesu CHF, který byl již dříve znázorněn na Obr. 1.5. V případě použití mřížek se tento průběh pilovitě změní. Za mřížkou totiž vznikají nucené přetoky, zvyšuje promíchávání chladiva díky zvýšenému turbulentnímu proudění, díky čemuž dochází k lepšímu promíchávání teplejšího chladiva u palivového proutku s chladivem o nižší teplotě vzdálenějšího od proutku. Toto promíchávání způsobí lepší odvod tepla z palivového proutku a díky tomu nárůst velikosti CHF za mřížkou. Následně již nedochází k takovému promíchávání a dochází opět k poklesu hodnoty kritického tepelného toku. Proces se opakuje u další mřížky. [11]

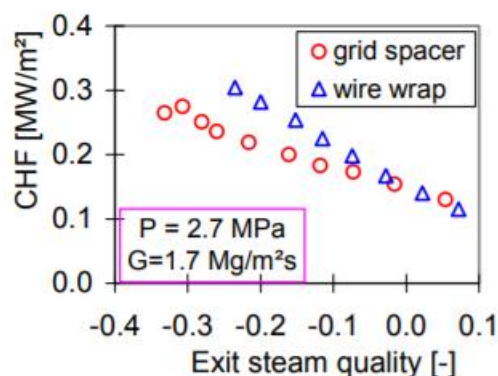


Tento efekt by byl vidět i u obyčejné distanční mřížky bez mísících lopatek. Za těmito mřížkami se také objeví turbulentní proudění, avšak o značně menším efektu než u mísících lopatek.



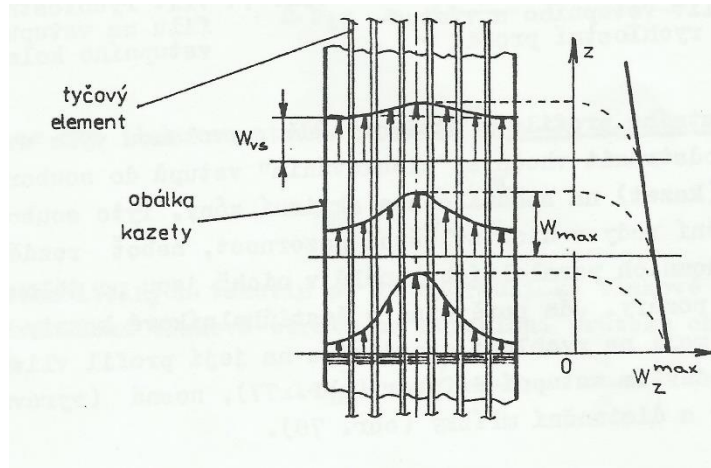
Obrázek 1.14 Vliv distančních mřížek na kritický tepelný tok [12]

Podobný vliv jako distanční mřížky má technologie wire wrapping, tedy omotávání palivových proutků drátem, jehož účel je udržet rozestupy mezi jednotlivými palivovými proutky. Tato technologie se využívá převážně v rychlých reaktorech, například v sodíkem chlazeném rychlém reaktoru [14][15]. Tento typ reaktoru sice není předmětem této diplomové práce, literatura [12] však popisuje zajímavé srovnání, kdy u distančních mřížek má hodnota CHF menší hodnotu než u wire wrap, jak znázorňuje Obrázek 1.15.



Obrázek 1.15 Vliv distančních mřížek a wire wrap na CHF [12]

Také u vlivu distančních mřížek lze pozorovat provázanost s dalšími parametry, například s rychlostí proudění. Tuto provázanost lze popsat pomocí nerovnoměrnosti rychlostního profilu na vstupu do palivového souboru, znázorněného na Obrázku 1.16. Na různé velikosti chladiva na vstupu má především vliv vstupní difuzor, nosná (nebo také vyrovnávací) mřížka, distanční mřížky a samotný meziproutkový prostor. Vlivem distančních mřížek dochází ke zrovnoměření rychlostního profilu proudění chladiva v palivovém souboru. V obrázku se vyskytuje veličina  $w$  představující rychlost proudění. Písmeno  $z$  značí směr proudění podél osy palivového souboru [16].



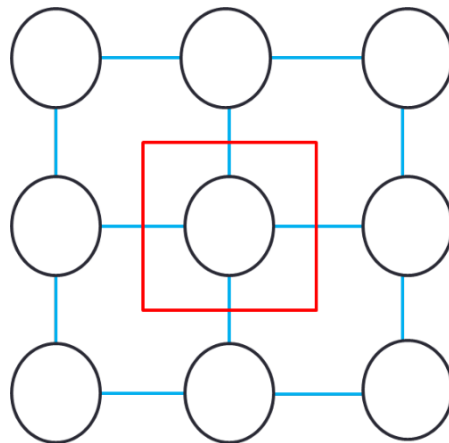
Obrázek 1.16 Vliv distančních mřížek na průtokový profil v palivovém souboru [16]

## 2. SUBKANÁLOVÁ ANALÝZA

Subkanálová analýza slouží k určení parametrů chladiva v daném místě aktivní zóny. V následujících podkapitolách je popsán princip subkanálové analýzy, matematický a fyzikální popis, společně s popisem subkanálového programu ALTHAMC12 použitého při praktické části práce.

### 2.1 Princip subkanálové analýzy

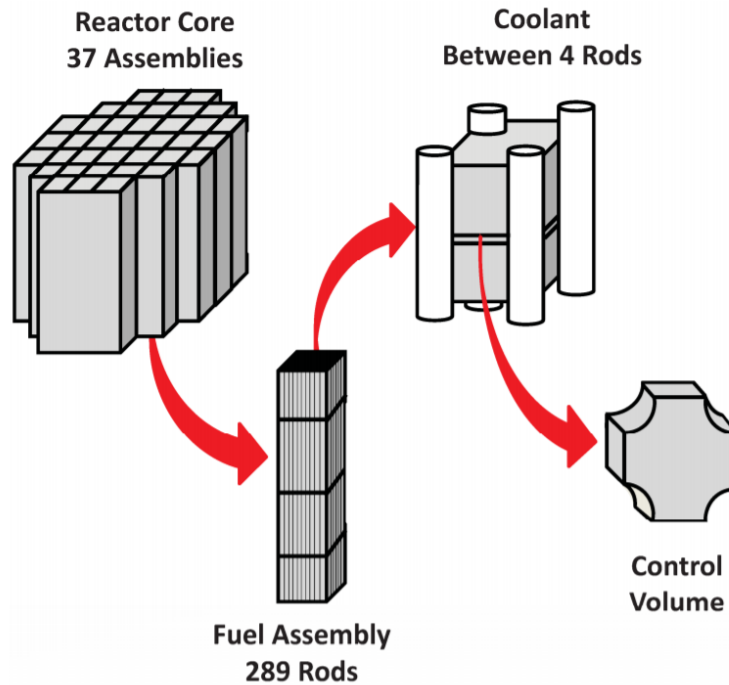
Subkanálové kódy patří mezi termohydraulické kódy zaměřené na aktivní zónu. Vychází se z principu, který je znázorněn na Obrázku 2.1, kdy se subkanály umísťují mezi palivovými proutky. Existují dva základní přístupy umístění subkanálu, tzv. „rod centered“ a „coolant centered system“, které jsou také na obrázku schématicky znázorněny. V případě coolant centered systému jsou hranice subkanálů určeny spojnicí středů sousedících palivových proutků a na obrázku jsou znázorněny modrou barvou. V případě rod centered systému, jak název napovídá, je uprostřed subkanálu umístěn palivový proutek. Tento systém je znázorněn na obrázku červenou barvou.



Obrázek 2.1 Schématické znázornění tvorby subkanálů v „rod centered“ a „coolant centered“ systému [24]

Na Obrázku 2.2 je znázorněn princip dělení aktivní zóny přebraný z dokumentace NuScale [21]. Aktivní zóna reaktoru je složena z palivových souborů a jednotlivé palivové soubory jsou dále složeny z palivových proutků. Dělení AZ na jednotlivé subkanály sleduje toto dělení, kdy jednotlivé subkanály mohou být definovány jak na úrovni PS, tak na úrovni prostoru mezi PP. Dělení na subkanály na úrovni PS odpovídá rod centered systému, dělení na subkanály mezi palivovými proutky odpovídá coolant centered systému. Tyto subkanály se poté v axiálním směru dělí na kontrolní objemy, někdy označované jako nody. V každém tomto kontrolním objemu jsou následně iteračně řešeny zákony zachování hmoty, energie a hybnosti, ze kterých se následně získají lokální

vlastnosti chladiva. Díky získaným lokálním vlastnostem v různých axiálních i radiálních pozicích, lze v těchto pozicích dopočítat také hodnotu kritického tepelného toku.



Obrázek 2.2 Princip subkanálové analýzy [21]

## 2.2 Základní matematické modely subkanálové analýzy

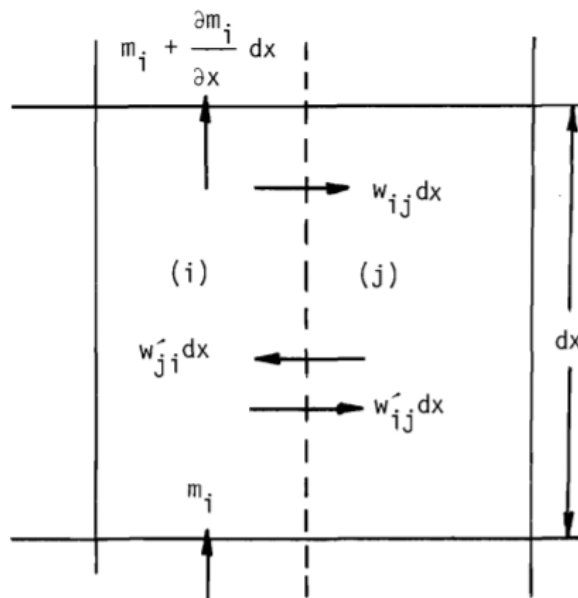
V praktické části této práce je využíván subkanálový program ALTHAMC12. Tento subkanálový program obsahuje licenčně chráněné metody výpočtů, obzvláště v rámci fyzikálních modelů. Z tohoto důvodu bude pro popis matematických a fyzikálních modelů využito volně dostupného manuálu pro subkanálový program COBRA-IIC [22], na kterém je subkanálový program ALTHAMC12 částečně založen. Značení veličin pro popis matematických modelů, a následně i fyzikálních modelů, je přebíráno z manuálu pro subkanálový kód COBRA-IIC [22], který je veřejně dostupný. Pro pomoc s překladem anglických názvů některých veličin bylo také využito literatury [23].

V rámci jednotlivých kontrolních objemů řeší subkanálový program iteračně základní zákony zachování energie, hmoty a hybnosti. Jednotlivé zákony jsou popsány pomocí rovnic (2.1), (2.2), (2.3) a (2.4). V příslušných rovnicích uvedených níže vystupují u jednotlivých veličin indexy  $i$  a  $j$ , které označují daný subkanál  $i$  a jeho sousedící subkanál  $j$ .

### Rovnice kontinuity:

Rovnice kontinuity představuje zákon zachování hmoty a je důležitá pro stanovení hmotnostního průtoku  $m$  v daném subkanálu  $i$ , za předpokladu, že se časově nemění plocha průřezu  $A$ . Grafické znázornění tohoto zákona v kontrolním objemu je na Obrázku 2.3. Na levé straně rovnice také vystupuje časová derivace hustoty  $\rho$ , která představuje změnu průtoku vlivem změny hustoty kapaliny. Pravá strana rovnice obsahuje pouze jeden člen  $w$ , který představuje příčné proudění mezi subkanály. Jestliže je průtok odchylován ze subkanálu  $i$  do subkanálu  $j$ , má hodnota  $w$  kladné znaménko, proto po přesunu na pravou stranu se objevuje záporné znaménko. Veličina  $w'$  značí turbulentní transport, nebo také příčné proudění způsobené turbulentními fluktuacemi.

$$A_i \frac{\partial \rho_i}{\partial t} + \frac{\partial m_i}{\partial x} = -w_{ij} \quad (2.1)$$



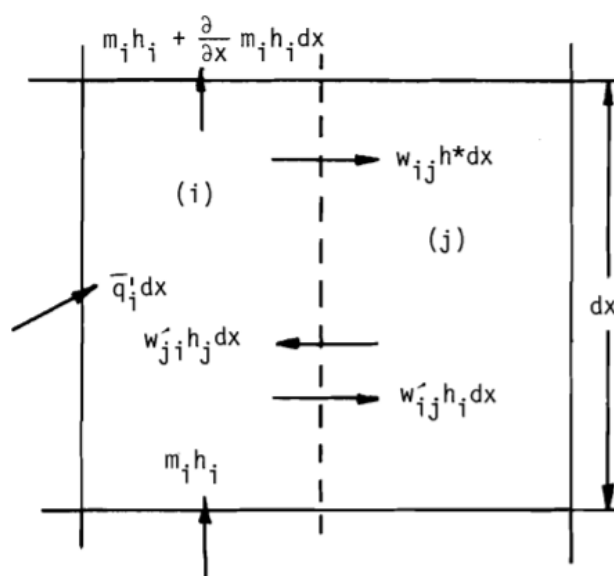
Obrázek 2.3 Veličiny rovnice kontinuity v kontrolním objemu [22]

### Zákon zachování energie:

Z této rovnice lze určit hodnoty lokální entalpie  $h$  a její změny v čase a v kontrolním objemu definovaným délkou  $\Delta x$ , v daném subkanálu  $i$ . Grafické znázornění jednotlivých veličin v kontrolním objemu je na Obrázku 2.4. Časová změna entalpie je závislá na rychlosti trvání daného jevu, a tudíž je také závislá na hodnotě  $u''$ , která představuje efektivní rychlost transportu energie. Pravou část rovnice lze rozdělit na čtyři členy, které budou vysvětleny postupně zleva doprava. První člen značí poměr výkonu (veličina  $q_i'$  je

lineární výkon<sup>1)</sup> ku hmotnostnímu průtoku  $m$  v daném subkanálu a představuje míru změny entalpie v případě, že se nevyskytuje tepelné promíchávání. Druhý člen vyjadřuje turbulentní transport entalpie  $h$  mezi propojenými subkanály  $i$  a  $j$ . Veličina  $w'$  vyjadřuje turbulentní tepelné promíchávání chladiva a je určena pomocí empirických korelací. Třetí člen pravé strany představuje přenos tepla konduktivním směřováním v chladivu, kdy veličina  $c$  představuje koeficient tepelné vodivosti a  $t$  je teplota v daném subkanálu. Tento člen, tedy příspěvek vedení tepla v médiu, je ve srovnání s ostatními složkami přenosu tepelné energie minimální a lze ho případně zanedbat. Ve čtvrtém členu je vyjádřen přenos tepelné energie v rámci příčného proudění mezi subkanály vlivem tlakového gradientu. V tomto členu se nalézá veličina  $h^*$ , která představuje množství entalpie odebrané vlivem příčného proudění.

$$\frac{1}{u''} \cdot \frac{\partial h_i}{\partial t} + \frac{\partial h_i}{\partial x} = \frac{q'_i}{m_i} - (h_i - h_j) \cdot \frac{w'_{ij}}{m_i} - (t_i - t_j) \cdot \frac{c_{ij}}{m_i} + (h_i - h^*) \cdot \frac{w_{ij}}{m_i} \quad (2.2)$$



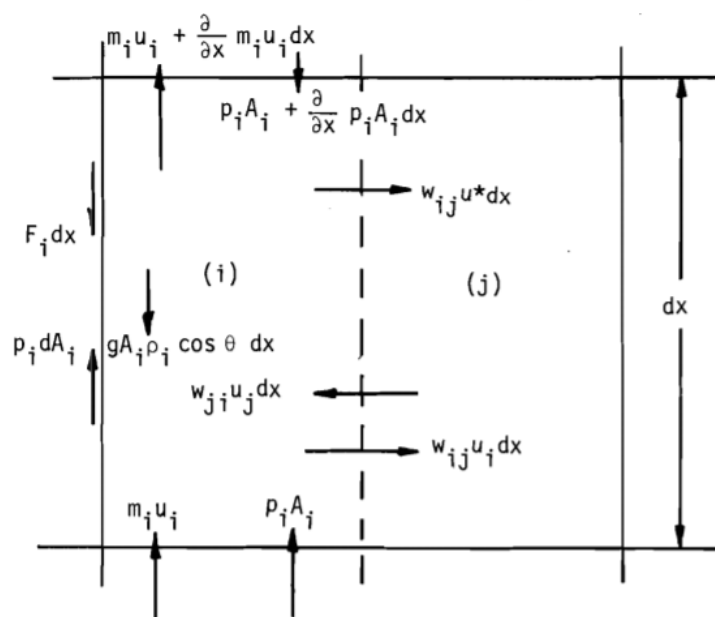
Obrázek 2.4 Veličiny zákona zachování energie v kontrolním objemu [22]

<sup>1</sup> V manuálu programu COBRA-IIIC je tato veličina označena jako Heat addition per unit length s jednotkou ( $J \cdot m^{-1}$ ). Po kontrole jednotek v dané rovnici bylo dospěno k závěru, že tato veličina musí mít jednotku ( $W \cdot m^{-1}$ ), a tudíž se jedná o lineární výkon. V manuálu se tedy pravděpodobně nachází chyba.

### Axiální (osová) hybnost:

Tato rovnice slouží k výpočtu lokální hodnoty tlaku. Grafické znázornění jednotlivých veličin v kontrolním objemu je na Obrázku 2.5. Třetí člen na levé straně rovnice vyjadřuje axiální tlakový gradient v daném subkanálu a tento gradient je rozšířen o dva členy, které slouží k popisu při nestacionárních dějích, proto obsahují časovou derivaci. Některé veličiny byly již popsány výše, přičemž  $u$  značí rychlost proudění v axiálním směru, veličina  $p$  značí tlak. Pravá strana obsahuje opět několik členů, které ovlivňují tlakový gradient. První člen popisuje tlakové ztráty vyjádřené třetí složkou (kde  $v$  je měrný objem, tj. inverzní hodnota hustoty  $\rho$ ,  $f_i$  je součinitel třecího odporu,  $\phi$  je opravný koeficient součinitele třecího odporu ve dvoufázové oblasti blíže popsán v následující kapitole 2.3 a  $D$  značí hydraulický průměr), prostorovou akcelerační složkou (kde  $v'_i$  značí efektivní měrný objem pro hybnost) a složkou zohledňující místní odpory (kde  $k_i$  značí ztrátový koeficient tlakového gradientu). Druhý člen zohledňuje působení gravitační síly (zde se vyskytuje gravitační zrychlení  $g$  a úhel  $\theta$  zohledňující směr působení gravitační síly). Třetí člen pravé strany představuje turbulentní míšení, které způsobuje zrovnoměření rychlostí v sousedících subkanálech. Faktor  $f_t$  v tomto členu napomáhá s výpočtem v rámci neideální analogie mezi turbulentním transportem entalpie v předchozí rovnici a transportem hybnosti, ostatní veličiny byly popsány dříve. Čtvrtý člen představuje příčné proudění, které způsobuje změnu hybnosti vzhledem ke změnám rychlostí v subkanálech  $i$  a  $j$ , kde  $u^*$  představuje efektivní rychlost proudění v příčném směru. Tento člen vede k vyrovnání tlakových gradientů v celém příčném průřezu.

$$\begin{aligned} \frac{1}{A_i} \cdot \frac{\partial m_i}{\partial t} - 2u_i \cdot \frac{\partial p_i}{\partial t} + \frac{\partial p_i}{\partial x} = - \left( \frac{m_i}{A_i} \right)^2 \cdot \left[ \frac{v_i f_i \phi}{2D_i} + \frac{k_i}{2\Delta x} + A_i \cdot \frac{\partial \left( \frac{v'_i}{A_i} \right)}{\partial x} \right] - \\ - \rho_i g \cos \theta - \frac{f_t}{A_i} (u_i - u_j) \cdot w'_{ij} + \frac{1}{A_i} (2u_i - u^*) w_{ij} \end{aligned} \quad (2.3)$$



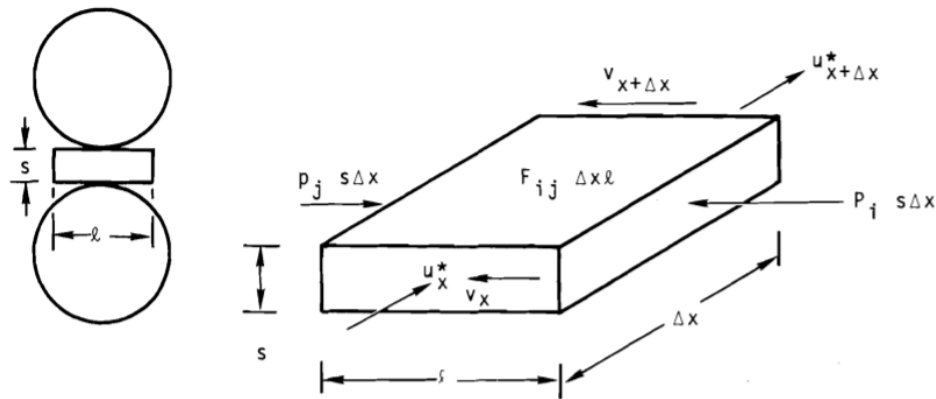
Obrázek 2.5 Veličiny zákona zachování axiální hybnosti v kontrolním objemu [22]

**Příčná hybnost:**

Tato rovnice znázorňuje rovnici pro příčnou hybnost mezi dvěma sousedícími subkanály. Ve své podstatě rovnice popisuje funkční závislost rozdílu tlaků na proudění  $w_{ij}$  v příčném směru. První dvě části na levé straně rovnice představují časové a prostorové zrychlení proudění v příčném směru. Toto proudění je vyvoláváno příčným tlakovým gradientem a směřuje k jeho vyrovnání. Zbylé dvě části rovnice vyjadřují tření a tlak. Grafické znázornění je na Obrázku 2.6. Levá část obrázku představuje kontrolní objem vložený do mezery mezi sousedícími subkanály a znázorňuje veličiny  $S/l$ . Veličina  $C$  poté představuje ztrátovou nelineární funkci pro příčný tok.

$$\frac{\partial w_{ij}}{\partial t} + \frac{(u_{ij}^* \cdot w_{ij})}{\partial x} + \left(\frac{S}{l}\right) \cdot C_{ij} \cdot w_{ij} = \left(\frac{S}{l}\right) (p_i - p_j) \tag{2.4}$$





Obrázek 2.6 Veličiny zákona zachování příčné hybnosti v kontrolním objemu [22]

### 2.3 Základní fyzikální modely subkanálové analýzy

Subkanálový program slouží jako zautomatizované řešení diferenciálních rovnic matematického modelu popsaného výše. Aby se však dalo dojít k řešení, je zapotřebí dalších vstupů. Mezi ně samozřejmě patří geometrické uspořádání, provozní podmínky (režimy), ale také je zapotřebí definovat empirické nebo semiempirické korelace sloužící k dopočtu parametrů dosazovaných do matematických modelů. Většina z těchto korelací nemá univerzální charakter a je zapotřebí vybrat, který model nejvíce vyhovuje pro daný zkoumaný případ. Pro popis fyzikálních modelů je opět použit manuál subkanálového programu COBRA-IIIC, ze kterého je přebráno také značení proměnných.

#### Součinitel přestupu tepla $h$

Součinitel přestupu tepla v jednofázové oblasti se v jednofázové oblasti vypočte podle následující rovnice:

$$\frac{h \cdot D}{k} = 0,023 \cdot \left(\frac{G \cdot D}{\mu}\right)^{0,8} \cdot \left(\frac{c_p \cdot \mu}{k}\right)^{0,4}, \quad (2.5)$$

kde  $h$  je součinitel přestupu tepla,  $D$  je hydraulický průměr,  $k$  je tepelná vodivost (v české literatuře  $\lambda$ ),  $G$  je hustota hmotnostního toku,  $\mu$  je dynamická viskozita a  $c_p$  je měrná tepelná kapacita (specific heat). Jsou zde použity objemové (bulk) vlastnosti kapaliny.

Součinitel přestupu tepla se v některé české literatuře označuje jako  $\alpha$ , v některé české literatuře se však používá také anglické značení  $h$ .

Rovnice (2.5) odpovídá kritériální rovnici (2.6), která je upravena pro přestup tepla při nuceném turbulentním proudění tekutiny, a současně musí být splněna podmínka, že Reynoldsovo číslo je větší než  $10^4$  a také podmínka pro Prandtlovo číslo  $0,7 < Pr < 2500$ . Součinitel přestupu tepla je poté odvozován z Nusseltova čísla [25].

$$Nu = 0,023 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,4}, \quad (2.6)$$

kde  $Nu$  je Nusseltovo číslo,  $Re$  je Reynoldsovo číslo,  $Pr$  je Prandtlovo číslo.

### Součinitel třecího odporu $f_i$

Součinitel třecího odporu je zmíněn v rovnici pro axiální hybnost (2.3). Vypočte se podle následující rovnice:

$$f_i = a \cdot (Re)^b + c, \quad (2.7)$$

kde  $a$ ,  $b$ ,  $c$  jsou konstanty závislé na drsnosti a geometrii subkanálu.

### Opravný koeficient součinitele třecího odporu ve dvoufázové oblasti

Tento opravný koeficient je označován jako  $\phi$  a je také použit v rovnici pro axiální hybnost (2.3). V subkanálovém programu COBRA-IIIC jsou pro jeho výpočet k dispozici tři modely – homogenní, Armandův model nebo polynomická funkce.

- Homogenní model
  - Pro suchost  $x < 0$

$$\phi = 1 \quad (2.8)$$

- Pro suchost  $x > 0$

$$\phi = \frac{\rho_f}{\rho} = \frac{\text{hustota kapaliny}}{\text{hustota parovodní směsi}} \quad (2.9)$$

- Armandův model – rozhodující parametr je objemový podíl  $\alpha$ 
  - $\alpha \leq 0$

$$\phi = 1 \quad (2.10)$$

- $0,39 < (1 - \alpha) \leq 1$

$$\phi = \frac{(1-x)}{(1-\alpha)^{1,42}} \quad (2.11)$$

- $0,1 < (1 - \alpha) \leq 0,39$

$$\phi = 0,478 \frac{(1-x)^2}{(1-\alpha)^{2,2}} \quad (2.12)$$

- $0 < (1 - \alpha) \leq 0,1$

$$\phi = 1,73 \frac{(1-x)^2}{(1-\alpha)^{1,64}} \quad (2.13)$$

- Polynomická funkce
  - Pro suchost  $x < 0$

$$\phi = 1 \quad (2.14)$$

- Pro suchost  $x > 0$

$$\phi = a_0 + a_1 \cdot x + a_2 \cdot x + \dots, \quad (2.15)$$

kde koeficienty  $a$  jsou zadávány uživatelem v rámci inputu.

### Koeficient tlakové ztráty na mřížkách

Koeficient tlakové ztráty na mřížkách lze vyjádřit formou efektivního koeficientu tlakové ztráty  $K$ , který se vyskytuje v rovnici pro tlakovou ztrátu:

$$\Delta P = \frac{K}{2 \cdot \rho} \cdot \left(\frac{m}{A}\right)^2, \quad (2.16)$$

kde  $\Delta P$  je tlaková ztráta.

Ve dvoufázové oblasti je použit stejný koeficient, ale je rozšířen o měrný objem  $v$ , již zmíněný v rovnici pro axiální hybnost (2.3).

V místě, kde se nachází mřížka je tento koeficient tlakové ztráty přeformulován na ztrátový koeficient tlakového gradientu  $k_i$ , a to podělením původního koeficientu o velikost kontrolního objemu  $\Delta x$ . Tento nový koeficient je použit v rovnici zákona zachování hybnosti (2.3), v prvním členu pravé strany.

### Objemový podíl páry (void fraction $\alpha$ )

Pro výpočet objemového podílu páry jsou v subkanálovém programu COBRA-IIIC zahrnuty čtyři modely – homogenní, skluzový, modifikovaný Armandův model nebo polynomická funkce.

- Homogenní model
  - Pro suchost  $x \leq 0$

$$\alpha = 0 \quad (2.17)$$

- $x > 0$

$$\alpha = \frac{x \cdot v_g}{(1-x) \cdot v_f + x \cdot v_g}, \quad (2.18)$$

kde index  $g$  (gas) značí páru a index  $f$  (fluid) značí kapalinu

- Skluzový model

- $x \leq 0$

$$\alpha = 0 \quad (2.19)$$

- $x > 0$

$$\alpha = \frac{x \cdot v_g}{(1-x) \cdot v_f + x \cdot v_g} \quad (2.20)$$

- Modifikovaný Armandův model

- $x \leq 0$

$$\alpha = 0 \quad (2.21)$$

- $x > 0$

$$\alpha = \frac{(0,833+0,167 \cdot x) \cdot x \cdot v_g}{(1-x) \cdot v_f + x \cdot v_g} \quad (2.22)$$

- Polynomická funkce

- $x \leq 0$

$$\alpha = 0 \quad (2.23)$$

- $x > 0$

$$\alpha = a_0 + a_1 \cdot x + a_2 \cdot x^2 + \dots \quad (2.24)$$

### Objemový podíl páry v podchlazené kapalině (subcooled void fraction)

V rámci subkanálového programu COBRA-IIC jsou k dispozici dvě možnosti výpočtu tohoto parametru. Buď lze podíl páry v podchlazené kapalině zanedbat, nebo lze využít Levyho modelu. Levyho model vypočítává reálnou suchost (quality)  $x$  v závislosti na rovnovážné suchosti  $x_e$  (equilibrium quality) a suchosti, při které se začnou tvořit bublinky  $x_d$ .

- Pro  $x_e < x_d$

$$x = 0 \quad (2.25)$$

- Pro  $x_e / x_d < 1$

$$x = x_d \left( \frac{x_e}{x_d} - 1 \right) \quad (2.26)$$

Hodnota  $x_d$  se vypočte pomocí vzorce:

$$x_d = -\frac{c_p \cdot \Delta T}{h_{fg}}, \quad (2.27)$$

kde  $c_p$  je měrná tepelná kapacita (specific heat),  $h_{fg}$  je saturační entalpie a veličina  $\Delta T$  se vypočte v závislosti na velikosti  $Y_B$ .

$$Y_B = \frac{0,015}{\mu} \cdot \sqrt{\frac{\sigma \cdot D}{v}}, \quad (2.28)$$

kde je  $\mu$  dynamická viskozita a  $\sigma$  je povrchové napětí.

Poté jsou možné tři varianty výpočtu:

- $0 < Y_B < 5$

$$\Delta T = \frac{q'}{P_h \cdot h} - Q \cdot Pr \cdot Y_B, \quad (2.29)$$

kde  $P_h$  je vytápěný obvod a  $h$  v tomto případě představuje součinitel přestupu tepla.

- $5 < Y_B < 30$

$$\Delta T = \frac{q'}{P_h \cdot h} - 50 \cdot \left( Pr + \log \left( 1 + Pr \cdot \left( \frac{Y_B}{5} - 1 \right) \right) \right) \quad (2.30)$$

- $Y_B > 30$

$$\Delta T = \frac{q'}{P_h \cdot h} - 50 \cdot \left( Pr + \log(1 + 5 \cdot Pr) + \frac{1}{2} \log \left( \frac{Y_B}{30} \right) \right) \quad (2.31)$$

V těchto rovnicích se objevují také členy  $Q$  a  $\tau_w$ . Tyto členy se vypočtou pomocí následujících rovnic. Veličina  $Q$  představuje pouze parametr rovnice,  $\tau_w$  představuje smykové tření na pokrytí (wall shear stress).

$$Q = \frac{q'}{P_h \cdot h} \cdot c_p \cdot \sqrt{\tau_w \cdot v} \quad (2.32)$$

$$\tau_w = \frac{f \cdot v}{8} \cdot \left( \frac{m}{A} \right)^2 \quad (2.33)$$

### Turbulentní míšení v jednofázové oblasti

Díky modelům turbulentního míšení lze určit výměnu energie a hybnosti mezi sousedícími subkanály, která je způsobována turbulencemi. Do základních matematických modelů mohou být zahrnuty za předpokladu výměny stejných hmotnostních množství mezi subkanály.

Pro výpočet členu  $w'_k$  vyjadřujícího turbulentní promíchávání je k dispozici několik forem:

$$w'_k = \beta \cdot s_k \cdot \bar{G}, \quad (2.34)$$

$$w'_k = a \cdot Re^b \cdot s_k \cdot \bar{G}, \quad (2.35)$$

$$w'_k = a \cdot Re^b \cdot \bar{G} \cdot \bar{D}, \quad (2.36)$$

$$w'_k = a \cdot Re^b \cdot \frac{s_k}{z_k} \cdot \bar{G} \cdot \bar{D}, \quad (2.37)$$

kde  $\beta$  je koeficient turbulentního míšení,  $s$  je vzdálenost mezi palivovými proutky (rod spacing),  $z$  je efektivní centroidová vzdálenost (tedy vzdálenost těžišť jednotlivých objemů. Jelikož je téměř nemožné stanovit těžiště objemu v případě parovodní směsi, využívá se vzdálenost těžišť sousedních subkanálů.),  $a$  a  $b$  jsou parametry zadávané uživatelem, dostupné například z [27]. Pro výpočet Reynoldsova čísla jsou využívány průměrné hodnoty.

$$Re = \frac{\bar{D} \cdot \bar{G}}{\bar{\mu}} \quad (2.38)$$

$$\bar{D} = 4 \cdot (A_{i(k)} + A_{j(k)}) / (P \cdot w_{i(k)} + P \cdot w_{j(k)}) \quad (2.39)$$

$$\bar{G} = (m_{i(k)} + m_{j(k)}) / (A_{i(k)} + A_{j(k)}) \quad (2.40)$$

$$\bar{\mu} = \frac{1}{2} (\mu_{i(k)} + \mu_{j(k)}) \quad (2.41)$$

Je potom na uživateli, kterou metodu výpočtu  $w'_k$  si vybere.

Při míšení v podchlazené kapalině se do výpočtu zahrnuje tepelná vodivost. V tom případě se koeficient tepelné vodivosti vypočte jako:

$$c_k = \left( \frac{k_{i(k)} + k_{j(k)}}{2} \right) \cdot \frac{s_k}{z_k} \cdot K_g, \quad (2.42)$$

kde  $c_k$  je koeficient tepelné vodivosti,  $K_g$  je korekční faktor geometrie.

Pro oblast dvoufázové oblasti nejsou pro turbulentní míšení v rámci manuálu COBRA-IIIC dostupné informace. Avšak vzhledem k závislosti turbulentního míšení na suchosti používá subkanálový program COBRA-IIIC parametr  $\beta$  jako funkci suchosti. Mezi sousedícími subkanály pak využívá průměrnou hodnotu suchosti.

### Korelace kritického tepelného toku

Subkanálový program COBRA-IIIC využívá dvě korelace pro výpočet CHF, konkrétně korelace B&W-2 a korelaci W-3 a uživatel si může vybrat, kterou využije. Pro nerovnoměrný vývin tepla je poté využíván korekční faktor  $F$ , jehož některé formy již byly zmíněny na Obrázku 1.13. Subkanálový program COBRA-IIIC využívá korekční faktor v této podobě:

$$F = \frac{C}{q'(x_j)(1-e^{-Cx_j})} \cdot \int_{x_0}^{x_j} q''(x)e^{-(x_j-x)} dx, \quad (2.43)$$

kde  $C$  je konstanta uvažující integrál jako sumaci určitých integrálů přes velikost kontrolního objemu  $\Delta x$ ,  $q''$  je průměrná hustota tepelného toku.

## 2.4 Vývoj v rámci subkanálového programu ALTHAMC12

Jak již bylo zmíněno, v rámci praktické části je pracováno se subkanálovým programem ALTHAMC12. Tento subkanálový program částečně vychází z jeho historického předchůdce COBRA-IIIC, ale dále i z jiných subkanálových programů jako je například VIPRE-01. Díky tomu má subkanálový program ALTHAMC12 několik vylepšení oproti starším subkanálovým programům. Těmto vylepšením se věnuje tato podkapitola, která vychází z uživatelské příručky subkanálového programu ALTHAMC12 [26].

V rámci matematických modelů využívá subkanálový program ALTHAM stejné rovnice jako subkanálový program COBRA-IIIC. Zásadnější vylepšení jsou poté v rámci fyzikálních modelů. Subkanálový program ALTHAMC12 totiž nerozlišuje pouze oblast jednofázového a dvoufázového proudění, ale je rozšířen i o přechodové oblasti, zakrizovou oblast a dokáže počítat také s jednofázovým prouděním páry. Přechod do povrchového varu je poté indikován okamžikem, kdy teplota stěny dosáhne teploty sytosti chladiva při daném tlaku, nebo kdy ji překročí o Jeans-Lottesovu diferenci. Toto rozšíření platí i pro výpočet součinitele přestupu tepla  $h$ , kdy pro každou oblast je specifikována rovnice výpočtu.

Součinitel třecího odporu je v rámci subkanálového programu ALTHAMC12 vylepšen v rámci opravného koeficientu pro případ výpočtů s trojúhelníkovým uspořádáním. Pro jednofázovou oblast využívá Blasiova nebo Fanningova modelu. Pro dvoufázovou oblast se součinitel násobí opravným koeficientem podle Armandova modelu.

V případě popisu hmotnostního podílu páry využívá subkanálový program Levyho model, pro objemový podíl páry poté Madsenův model. Vylepšení je poté v rámci rozšíření pro oblast dvoufázového proudění.

V případě turbulentního míšení využívá ALTHAMC12 model zmíněný v rovnici (2.36). Vylepšen je pro oblast dvoufázového proudění, kdy subkanálový program využívá Beusův nebo Bowringův model.

Současně je také zapotřebí zmínit iterační metody používané při výpočtech v rámci subkanálových programů. Iterační metoda používaná v rámci subkanálového programu COBRA-IIIC je metoda konečných diferencí. Subkanálový program ALTHAMC12 je v tomto ohledu vylepšen a využívá pro řešení Gauss-Seidlovu iterační metodu s úpravou urychlující konvergenčí. V případě, kdy subkanálový program musí řešit také teplotní profil v palivu, využívá program Gaussovu-Jordanovu finitní metodu.

Subkanálový program ALTHAMC12 je také rozšířen o další korelace kritického tepelného toku. Subkanálový program obsahuje české korelace PI-1, PI-3, PG-I, PG-IP, PG-S a dále obsahuje korelace CRT-1, OKB Bezrukov a OKBM Bezrukov.

Vzhledem k tomu, že v rámci praktické části bude pro vyhodnocení rezervy do krize varu používána Bezrukovova korelace, je zde popsán její základní tvar společně s rozmezím platnosti korelace v Tabulce 2.1 [2].

$$q_{kr} = a_1 \cdot (1 - x)^{a_2 + a_3 p} \cdot (G)^{a_4 + a_5(1-x)} \cdot (1 + a_6 p), \quad (2.44)$$

kde  $q_{kr}$  je kritický tepelný tok,  $x$  je suchost,  $G$  je hustota hmotnostního toku,  $p$  je tlak a  $a_1$  až  $a_6$  je soubor koeficientů. Pro co nejvyšší přesnost vztahu byly koeficienty vypočteny metodou nejmenších čtverců takto:

$$a_1 = 0,795, a_2 = -0,5, a_3 = 0,105, a_4 = -0,127, a_5 = 0,311, a_6 = -0,0185.$$

Rozsah platnosti této Bezrukovovy korelace je udávána mezemi:

Tabulka 2.1 Rozsah platnosti Bezrukovovy korelace

Veličina	Jednotka	Rozsah
Tlak	MPa	7,45 – 16,7
Hustota hmotnostního toku	kg.m <sup>-2</sup> .s <sup>-1</sup>	700 – 3800
Lokální suchost (podchlazení)	-	-0,07 – 0,4
Aktivní délka palivového elementu	m	1,75 – 3,5
Průměr palivového proutku	mm	9,1
Rozteč	mm	1,34 – 1,38



## **3. MODEL AKTIVNÍ ZÓNY V SUBKANÁLOVÉM PROGRAMU ALTHAMC12**

### **3.1 Tvorba vstupních souborů**

V rámci praktické části práce byl vytvořen model aktivní zóny reaktoru VVER-1000 v subkanálovém programu ALTHAMC12. Subkanálový program využívá vstupní soubory, ve kterých je zapotřebí definovat vstupní parametry. Celkem je zapotřebí definovat 3 vstupní soubory, pracovně nazvány `althamc12_module`, `TS-geom` a `TS-regimes`. Vstupní soubor `Althamc12_module`, ve kterém se specifikují názvy vstupních a výstupních souborů. Následuje vstupní soubor, nazývaný `TS-geom`, ve kterém se definuje geometrie zařízení a veškeré fyzikální nastavení výpočtu. Posledním souborem, který je zapotřebí definovat je `TS-regimes`, který představuje soubor režimových parametrů, kterými je tlak chladiva na vstupu do AZ, průtok chladiva na vstupu do AZ, teplota/entalpie na vstupu do AZ a celkový výkon AZ.

Přesnější popis je zapotřebí pro vstupní soubor `TS-geom`. Tento vstupní soubor subkanálového programu ALTHAMC12 se sestává z informačních bloků, tzv. karet. Každá karta definuje některý z požadovaných vstupních parametrů a odpovídá typicky jednomu řádku vstupního souboru, v některých případech (zejména u složitějších modelů) však karta může zabírat i několik desítek řádků. Souhrn těchto karet a jejich krátký popis je součástí Tabulky 3.1. Posloupnost karet je přesně daná, stejně jako jejich velikost a umístění daných hodnot v dané kartě. Z důvodu licenční ochrany není proveden bližší popis nejen tohoto souboru, ale ani souboru `TS-regimes`, je uvedena pouze Tabulka 3.1, která shrnuje hlavní karty užívané při výpočtech v této diplomové práci.

Tabulka 3.1 Souhrn jednotlivých karet vstupního souboru TS-geom

Název karty	Popis karty
SUBC	Tato karta definuje základní informace o výpočtu – o jaký typ výpočtu se jedná (testovací sekce, palivová kazeta), počet režimů v souboru TS-regimes, či jestli se jedná o stacionární výpočet nebo transient. V druhé části tato karta dovoluje definovat název daného výpočtu.
GEOM.1	Tato karta stanovuje základní dimenze. Je zapotřebí definovat počet palivových proutků, počet distančních mřížek, počet subkanálů a počet rozhraní mezi danými subkanály.
GEOM.2	Tato karta definuje, kolik bude úseků zadávaného axiálního výkonového profilu a jaká je celková vytápěná délka palivového proutku.
GEOM.4	Tato karta slouží k definici typů subkanálů. Je zapotřebí definovat vytápěný, omočený obvod a průtočnou plochu u každého typu subkanálu.
GEOM.5	Tato karta slouží k přiřazení jednotlivých subkanálů patřících do daného typu definovaného v kartě GEOM.4.
GEOM.6	Tato karta slouží k zadefinování jednotlivých typů rozhraní mezi subkanály. Definuje se zejména počet rozhraní, délka daného rozhraní a další potřebné parametry.
GEOM.7 a .8	V těchto kartách je určeno, které subkanály spojuje rozhraní definované v kartě GEOM.6.
RODS.1	Tato karta slouží k první části popisu palivových proutků. Je zde například definován průměr palivového proutku a jejich počet.
RODS.2	Tato karta definuje zbylé parametry palivového proutku, tj. relativní výkon daného proutku a které subkanály jsou přidruženy k danému palivovému proutku.
RODS.3	Tato karta definuje axiální výkonový profil.
GRID.1, .2 a .3	Tato karta definuje polohu, typ mřížek, společně se součiniteli odporů jednotlivých mřížek.
MIXX	Tato karta definuje koeficient turbulentního míšení a koeficient generace tepla v chladivu.
DRAG	Tato karta definuje drsnost povlaku palivového proutku.
CROS	Tato karta definuje model odporu příčného proudění.
CORR	Na této kartě je provedena volba korelace krize varu.
OPER	Tato karta slouží k zadefinování rozdělení průtoku na vstupu do AZ.
OUTS	Tato karta slouží k zadefinování, které výsledky se vypíšou ve výstupním souboru

Pro zjednodušení zadávání variantních vstupních parametrů výpočtů byl vytvořen generátor vstupních souborů pro subkanálový program ALTHAMC12 v prostředí MS Excel. Do tohoto generátoru se dosadí potřebné hodnoty a generátor následně vytvoří vstupní soubor, který je předán subkanálovému programu ALTHAMC12. Následující podkapitoly se věnují popisu výpočtu potřebných veličin, které jsou vyžadovány jako vstupní data pro vstupní soubory.

Model zjednodušené AZ byl vyvinut na základě dat z benchmarku V1000CT-1 [28], který vychází z měření provedených na 6. bloku JE Kozloduy v Bulharsku (jaderný reaktor VVER-1000). Následující tabulka shrnuje některé základní parametry aktivní zóny tohoto bloku.

Tabulka 3.2 Souhrn parametrů aktivní zóny reaktoru VVER-1000 JE Kozloduy

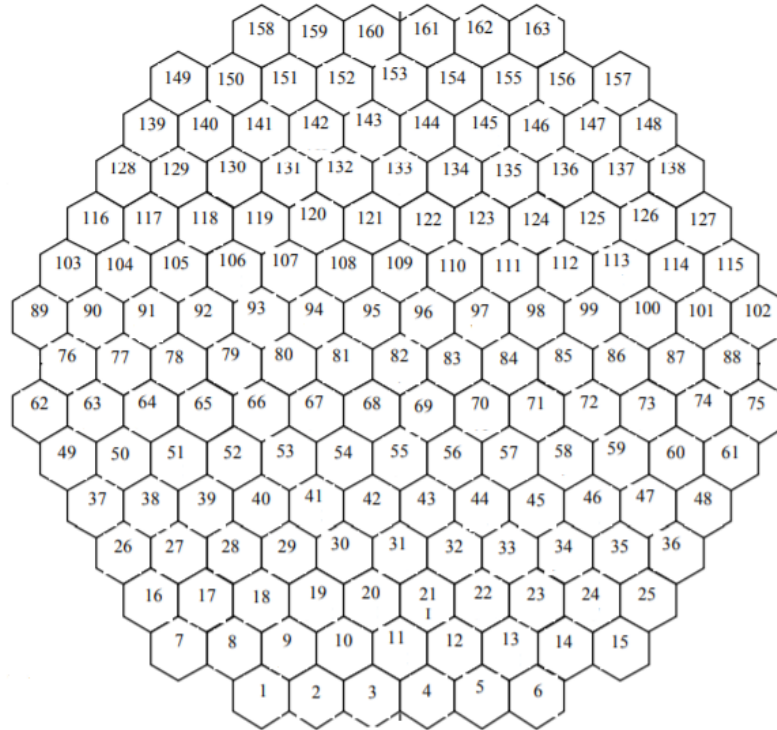
Parametr	Velikost
Počet palivových proutků v PS	312
Průměr palivového proutku	9,1 mm
Aktivní délka palivového proutku (hot state)	3550 mm
Rozteč palivových proutků	12,75 mm
Mříž palivových proutků	Trojúhelníková
Počet vodících trubek v PS	18
Průměr vodící trubky	12,6 mm
Průměr centrální trubky (water rod)	11,2 mm
Počet palivových souborů	163
Šířka palivového souboru (rozměr „na klíč“ – wrench size)	234 mm
Rozteč PS	236 mm
Tepelný výkon AZ	3000 MW
Vstupní teplota	287 °C
Tlak chladiva v primárním okruhu	15,69 MPa
Nominální průtok aktivní zónou	17611 kg · s <sup>-1</sup>

## 3.2 Geometrie modelu

Model jaderného reaktoru je omezen pouze na aktivní část AZ. To znamená, že v axiálním směru je model vymezen vyhřívanou délkou palivového sloupce, zatímco v radiálním směru je model vymezen palivovými soubory. Žádné další vestavby nejsou součástí modelu.

Radiální omezení modelu, společně s číslováním jednotlivých subkanálů je přebráno z číslování palivových souborů v rámci benchmarku V1000CT-1 [28] a je znázorněno na Obrázku 3.1. Obecná teorie tvorby subkanálů byla již probrána v kapitole 2.1. V rámci tvorby modelu AZ však došlo k jistým zjednodušením. Jedním ze zjednodušení je, že hranice subkanálu nejsou definovány spojnicemi středů palivových proutků. V tomto

zjednodušeném modelu odpovídá jeden palivový soubor jednomu subkanálu. Toto tedy odpovídá rod centered systému. Pro zjednodušení je mezikazetová mezera součástí subkanálu, kdy polovina této mezery je rozdělena mezi sousedící subkanály.



Obrázek 3.1 Číslování subkanálů a palivových souborů [28]

Model tedy obsahuje pouze jeden typ subkanálu. Počet subkanálů pak odpovídá počtu palivových souborů v aktivní zóně, tedy 163. Pro každý subkanál je zapotřebí definovat vytápěný obvod, omočený obvod a průtočnou plochu. Tyto hodnoty jsou odvozeny v následující podkapitole 3.3.

### 3.3 Parametry subkanálu

V modelu AZ odpovídá jeden subkanál právě jednomu PS. V této podkapitole jsou určeny hlavní parametry do vstupního souboru subkanálového programu ALTHAMC12.

Vytápěný obvod odpovídá součtu obvodů všech palivových proutků v jednom PS.

$$O_v = O_{PP} \cdot N_{PP} = \pi \cdot d_{PP} \cdot N_{PP} = \pi \cdot 9,1 \cdot 312 = 8919,61 \text{ mm} , \quad (3.1)$$

kde  $O_v$  je vytápěný obvod,  $O_{PP}$  je obvod palivového proutku,  $d_{PP}$  je průměr palivového proutku a  $N_{PP}$  je počet palivových proutků a  $d$  je průměr.

Omočený obvod pak odpovídá součtu obvodů všech palivových proutků, vodících trubek a centrální trubky.

$$\begin{aligned}
 O_o &= O_{PP} \cdot N_{pp} + O_{VT} \cdot N_{VT} + O_{CT} = \\
 &= \pi \cdot 9,1 \cdot 312 + \pi \cdot 12,6 \cdot 18 + \pi \cdot 11,2 = 9667,309 \text{ mm},
 \end{aligned}
 \tag{3.2}$$

kde  $O_o$  je omočený obvod,  $O_{VT}$  je obvod vodící trubky,  $N_{VT}$  je počet vodících trubek a  $O_{CT}$  je obvod centrální trubky.

Průtočná plocha se poté vypočte jako obsah pravidelného šestiúhelníku, definovaného velikostí palivového souboru a polovinou mezery. Velikost palivového souboru je 234 mm a polovina mezery je 1 mm. Tuto mezeru je potřeba přidat na všechny strany, pak bude celková šířka šestiúhelníku 236 mm (vzdálenost od středu strany ke středu protilehlé strany). Od této plochy pravidelného šestiúhelníku je potřeba odečíst plochu palivových proutků, vodících trubek a centrální trubky.

$$\begin{aligned}
 A_p &= A_{\text{šestiúhelník}} - A_{PP+VT+CT} = 48234,15 - 22635,05 = \\
 &= 25599,10 \text{ mm}^2,
 \end{aligned}
 \tag{3.3}$$

kde  $A_p$  je průtočná plocha,  $A_{\text{šestiúhelník}}$  je plocha šestiúhelníku a  $A_{PP+VT+CT}$  je souhrnná plocha palivových proutků, vodících trubek a centrální trubky.

V rámci geometrie je také zapotřebí definovat délku rozhraní mezi jednotlivými subkanály. Vzhledem k tomu, že všechny subkanály jsou pouze jednoho typu, je zapotřebí definovat pouze jednu délku rozhraní, která odpovídá délce jedné strany pravidelného šestiúhelníku.

$$a = 136,255 \text{ mm} ,
 \tag{3.4}$$

kde  $a$  je délka rozhraní.

Počet těchto rozhraní je celkem 444 a v rámci subkanálového programu je zapotřebí také zadefinovat umístění, tedy mezi kterými subkanály je dané rozhraní, například mezi subkanálem 1 a 2.

V rámci geometrie je zapotřebí také popsat palivové proutky. Subkanálový program ALTHAMC12 umožňuje zadávat relativní výkon proutku a jeho umístění je popsáno výčtem, které subkanály smáčí daný proutek. Zde dochází v rámci modelu k dalšímu zjednodušení. Veškeré palivové proutky v palivovém souboru jsou nahrazeny jedním fiktivním proutkem, který je smáčen pouze jedním subkanálem. Tento subkanál odpovídá danému palivovému souboru. Relativní výkon je poté zadáván jako relativní výkon daného palivového souboru. Subkanálový program také umožňuje zadání konkrétního axiálního výkonového profilu. Subkanálový program také potřebuje zadefinovat průměr tohoto fiktivního proutku. Ten je určen jako součin průměru jednoho proutku s počtem všech palivových proutku v PS.

$$d_{\text{fiktivní}} = d_{PP} \cdot N_{PP} = 9,1 \cdot 312 = 2839,2 \text{ mm} ,
 \tag{3.5}$$

kde  $d_{\text{fiktivní}}$  je průměr fiktivního palivového proutku.

### 3.4 Fyzikální modely

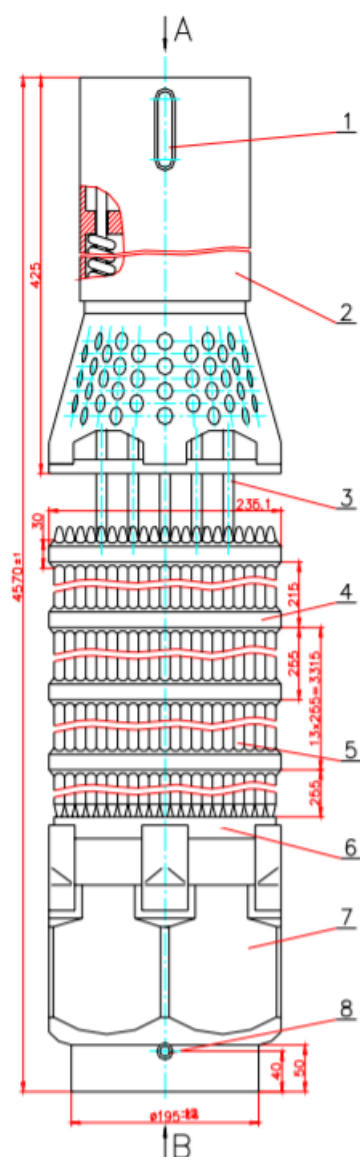
V této podkapitole jsou popsána možná nastavení fyzikálních modelů v rámci vstupního souboru TS-geom. V rámci Tabulky 3.1 se jedná o karty GRID a další karty pod ní.

Subkanálový program ALTHAMC12 umožňuje zadávat různé typy mřížek, ať už jsou to distanční mřížky nebo mřížky s mísícími lopatkami. Je uživateli umožněno stanovit axiální pozici ve které se mřížka nachází a potřeba definovat hydraulický odpor dané mřížky v axiálním směru. V rámci tohoto zjednodušeného modelu se počítá pouze s jednoduchými distančními mřížkami o celkovém počtu 15. Jejich axiální umístění je přebráno z benchmarku V1000CT-1 [28] a je znázorněno na Obrázku 3.2. Na tomto obrázku je znázorněn i samotný tvar palivového souboru. Hydraulický odpor byl zvolen dle doporučení externího vedoucího práce. Subkanálový program také umožňuje zadat různé velikosti hydraulického odporu pro různé typy subkanálů. Jelikož model obsahuje pouze jeden typ, je tato velikost hydraulického odporu totožná pro celou aktivní zónu. Podobný přístup byl pro nastavení drsnosti povrchu palivového proutku, kdy bylo využito opět doporučené hodnoty zadané externím vedoucím práce. Drsnost palivového proutku však nemá výrazný vliv na výpočet DNBR.

ALTHAMC12 také umožňuje zadat koeficient generace tepla v chladivu. Pro konzervativnost je tento koeficient předpokládán nulový. To znamená, že veškeré teplo se generuje v palivových proutcích. Tento předpoklad povede k nižší hodnotě DNBR.

Následně je zapotřebí ve vstupním souboru definovat koeficient turbulentního míšení. Velikost tohoto koeficientu je  $\beta = 0,012$  [30]. Jedná se o známou hodnotu získanou experimenty. V modelu AZ nejsou subkanály na úrovni meziproutkového prostoru, ale jsou sdruženy do jednoho velkého subkanálu o velikosti PS. Z toho důvodu je zapotřebí tento koeficient korigovat. Korekce je provedena podle literatury [29]. Po korekci se tento koeficient blíží nule a ve výpočtech je téměř zanedbatelný.

$$\begin{aligned}\beta_{korekce} &= \beta \cdot \frac{\text{centroidová vzdálenost subkanálů}}{\text{centroidová vzdálenost sdružených subkanálů}} = \\ &= \beta \cdot \frac{\text{rozteč PP}}{\text{rozteč PS}} = 0,012 \cdot \frac{12,75}{236} = 0,012 \cdot 0,054 = 0,000648,\end{aligned}\tag{3.6}$$



Obrázek 3.2 Znázornění palivového souboru z benchmarku V1000CT-1 společně s umístěním distančních mřížek [28]

V dalším kroku je potřeba definovat model hydraulického odporu příčného proudění, který je v subkanálovém programu ALTHAMC12 definován proměnnou  $f$  a pomocí rovnice (3.7). Tento součinitel je tedy zapotřebí definovat pomocí tří koeficientů  $ABETA$ ,  $BBETA$ ,  $CBETA$ , konkrétně ve tvaru:

$$f = ABETA \cdot Re^{BBETA} + CBETA \quad (3.7)$$

V tomto případě je vycházeno z tabulkové příručky Idel'chik [27]. Tato příručka pro trojúhelníkové uspořádání definuje tento součinitel hydraulického odporu jako:

$$\zeta = \psi \cdot A \cdot Re^{-0,27} \cdot (z + 1) + \Delta\zeta, \quad (3.8)$$

kde  $\zeta$  je součinitel hydraulického odporu v příčném směru,  $A$  je koeficient vypočtený podle rovnic popsaných dále,  $\psi$  je koeficient respektující úhel pod kterým dochází k příčnému proudění, závorka  $(z + 1)$  reprezentuje korekci na počet řad proutků,  $\Delta\zeta$  je dodatečná ztráta z důvodu teplotního rozdílu na vstupu a výstupu v příčném směru.

Z této rovnice je jasná hodnota koeficientu  $BBETA = -0,27$ . Jelikož je dodatečná ztráta z důvodu teplotního rozdílu v rámci tohoto modelu zanedbávána, považuje se koeficient  $CBETA$  roven nule. Koeficient  $ABETA$  je zapotřebí dopočítat.

Koeficient  $\psi$  je pro úhel  $90^\circ$ , který se týká tohoto modelu, roven jedné. Následně je zapotřebí vypočítat koeficient  $A$ . Ten se vypočte podle rovnice:

$$A = 3,2 + 0,66 \cdot a_1 + \left(13,1 - 9,1 \cdot \frac{s_1}{d}\right) \cdot (0,8 + 0,2 \cdot a_1), \quad (3.9)$$

kde  $a_1$  je koeficient vypočtený podle rovnice popsané dále,  $s_1$  je rozteč proutků v jedné řadě,  $d$  je průměr proutku.

Koeficient  $a_1$  se pak vypočte podle:

$$a_1 = (1,7 - \bar{s})^{1,5}, \quad (3.10)$$

kde  $\bar{s}$  se vypočte podle:

$$\bar{s} = \frac{s_1 - d}{s_2 - d}, \quad (3.11)$$

kde  $s_2$  je rozteč sousedních proutků v rámci sousedních řad.

Následně dojde pouze k dosazení známých hodnot:

$$\bar{s} = \frac{12,75 - 9,1}{12,75 - 9,1} = 1 \quad (3.12)$$

$$a_1 = (1,7 - 1)^{1,5} = 0,58566 \quad (3.13)$$

$$A = 3,2 + 0,66 \cdot 0,58566 + \left(13,1 - 9,1 \cdot \frac{12,75}{9,1}\right) \cdot (0,8 + 0,2 \cdot 0,58566) = 3,90836 \quad (3.14)$$

Zde je zapotřebí hodnotu  $A$  korigovat podle již zmíněného koeficientu. Tato korekce je podle [29] prováděna přes počet řad proutků ve shodě s [27]. Zde je počítáno s počtem řad palivových proutků v PS, tedy 21. Výsledná hodnota koeficientu  $ABETA$  pak vychází:

$$ABETA = A \cdot 21 = 3,90836 \cdot 21 = 82,0756 \quad (3.15)$$

V rámci vstupního souboru lze také definovat rozdělení průtoku na vstupu do AZ. Toto rozdělení může být buď rovnoměrné, nebo konkrétně definováno uživatelem pro každý subkanál.



## 4. VÝPOČTOVÉ KOMBINACE PARAMETRŮ AZ

### 4.1 Zadávané parametry

Součástí diplomové práce je ověření metodiky, kterou navrhla firma TES s.r.o. pro výpočet rezervy do krize varu v tlakovodních jaderných reaktorech. Úkolem analýzy bylo potvrdit konzervativnost metodiky pro výpočet rezervy do krize varu, která je zde testována ve zjednodušené formě. Potvrzení konzervativnosti mělo být provedeno formou analýzy, ve které je provedena sada kontrolních výpočtů, které jsou založeny na možných konfiguracích AZ s přihlédnutím na vliv režimových parametrů.

Uvažované kombinace parametrů byly:

1. Axiální výkonový profil – zdroj benchmark V1000CT1 [28]:
  - a. Typový cosinus
  - b. Začátek kampaně (BOC) - výkonové maximum ve spodní části AZ
  - c. Konec kampaně (EOC) – výkonové maximum v horní části AZ
2. Radiální výkonový profil – zdroj benchmark V1000CT1 [28]:
  - a. Rovnoměrný výkonový profil po celé AZ
  - b. Reálný výkonový profil z V1000CT1
3. Poloha nejzatíženějšího PS v AZ
  - a. Centrální (dle metodiky TES)
  - b. Krajní poloha – tak, aby byl co největší rozdíl výkonu PS vůči průměru sousedních PS
  - c. Mezipoloha – tak, aby byl co nejmenší rozdíl výkonu PS vůči průměru sousedních PS
4. Výkon sousedního PS
  - a. Výkon podle bodu 2 (pouze 1 nejzatíženější PS)
  - b. Konzervativní podle metodiky TES (nejzatíženější PS obklopen 6 PS se stejným výkonem)
5. Průtokový profil na vstupu do AZ:
  - a. Referenční (přebrán od firmy TES)
  - b. Typový rovnoměrný

Dále byl analyzován jeden speciální případ, konkrétně konzervativní výpočet dle metodiky TES (kombinace: 1a-2a-3a-4b + konzervativní průtokový profil).

Dále byly stanoveny předpoklad analýzy ve smyslu, že sumární výkon AZ je ve všech konfiguracích stejný a také v tom smyslu, že byl specifikován relativní výkon prošetřovaného nejzatíženějšího PS. V případě ověření metodiky firmy TES s.r.o. má nejzatíženější PS relativní výkon 1,512. Hodnota je převzata z [30].

Pro ověření metodiky byly specifikovány následující očekávané výstupy:

1. Vyhodnocení, zda konzervativní konfigurace používaná v metodice TES je skutečně konzervativní (na základě vyhodnocení DNBR).
2. Kvalitativní analýza dopadu jednotlivých parametrů formou citlivostní analýzy
3. Vyhodnocení konfigurace s největším rozdílem MDNBR oproti referenční konzervativní konfiguraci. Analýza příčin s uvážením společného působení všech parametrů.
4. Návrh na snížení konzervativnosti metodiky pro výpočet DNBR v celé AZ.

Pro výpočty daných konfigurací nebylo počítáno s nominálními parametry AZ reaktoru VVER-1000 zmíněnými v Tabulce 3.2, ale byl použit koncový ustálený stav benchmarku V1000CT1 [28] se sníženým výkonem bloku a provozem všech čtyř hlavních cirkulačních čerpadel. Konkrétní vstupní hodnoty jsou shrnuty v Tabulce 4.1. V tabulce jsou také zmíněny konzervativní parametry. V rámci konzervativních parametrů se jedná o zhoršení jednotlivých parametrů tak, aby se snížila rezerva do krize varu v souvislosti s teoretickými předpoklady zmíněnými v teoretické části práce. To znamená například zvýšení vstupní teploty nebo snížení průtoku. Z hlediska tlaku pracuje reaktor v souvislosti s teorií v oblasti odpovídající druhému vyvýšení podle Obrázku 1.9. Pro snížení rezervy do krize varu tedy došlo ke snížení tlaku, čímž se také snižuje teplota sytosti chladiva. Velikost zhoršení jednotlivých parametrů vychází opět z již zmiňovaného benchmarku V1000CT-1, ve kterém jsou také popsány možné neurčitosti měření daných parametrů. Konzervativní parametry reprezentují naměřené základní parametry, které jsou následně zhoršeny o velikost neurčitosti podle benchmarku V1000CT-1.

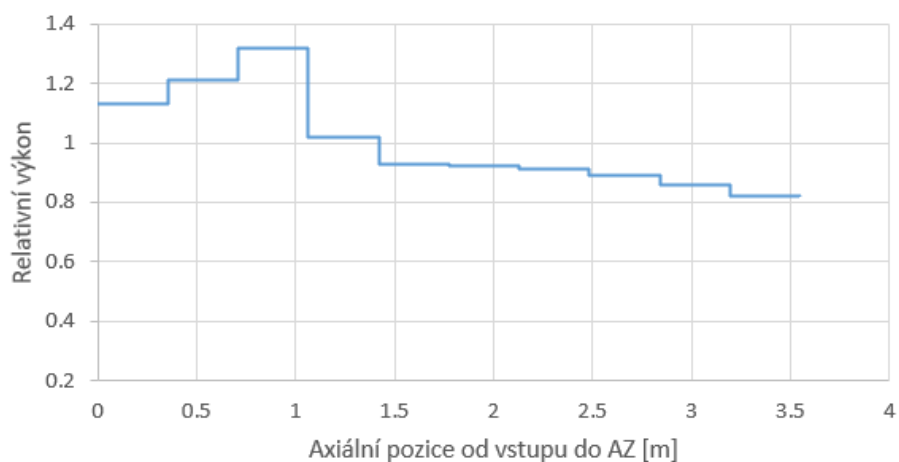
Tabulka 4.1 Výpočtové režimové a výkonové parametry AZ

Základní výkon AZ [MW]	860,92
Konzervativní výkon AZ [MW]	920,92
Základní vstupní tlak AZ [MPa]	15,72
Konzervativní vstupní tlak AZ [MPa]	15,42
Základní vstupní teplota AZ [°C]	281,2
Konzervativní vstupní teplota AZ [°C]	283,2
Základní průtok AZ [kg/s]	17299,9
Konzervativní průtok AZ [kg/s]	15938,9

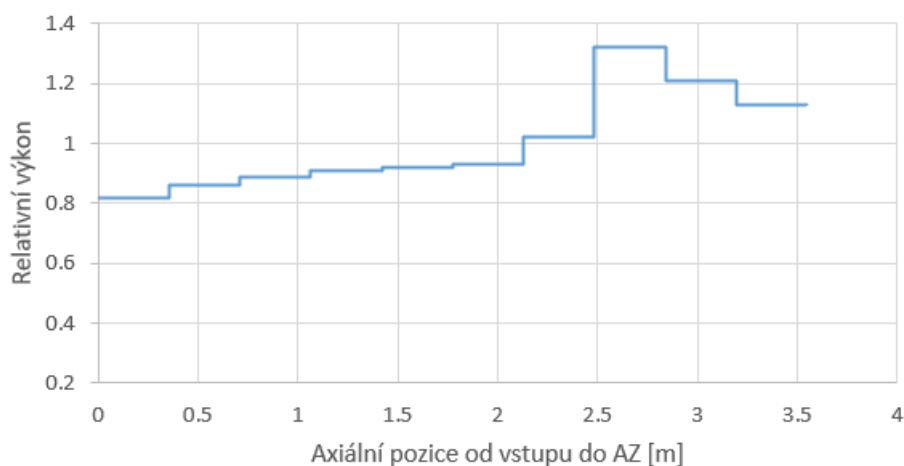
#### 4.1.1 Axiální výkonové profily

Součástí ověření metodiky firmy TES s.r.o. je rovněž prošetření tří axiálních výkonových profilů. Nejdříve se jedná o axiální výkonový profil BOC (Obrázek 4.1) získaný z benchmarku V1000CT-1. Tento profil odpovídá výkonovému rozložení na začátku palivové kampaně. Axiální výkonový profil EOC (Obrázek 4.2), odpovídající konci

palivové kampaně, byl vytvořen jako inverzní k axiálnímu výkonovému profilu BOC. Z důvodu utajení vstupních dat není kosinový axiální výkonový profil prezentován.



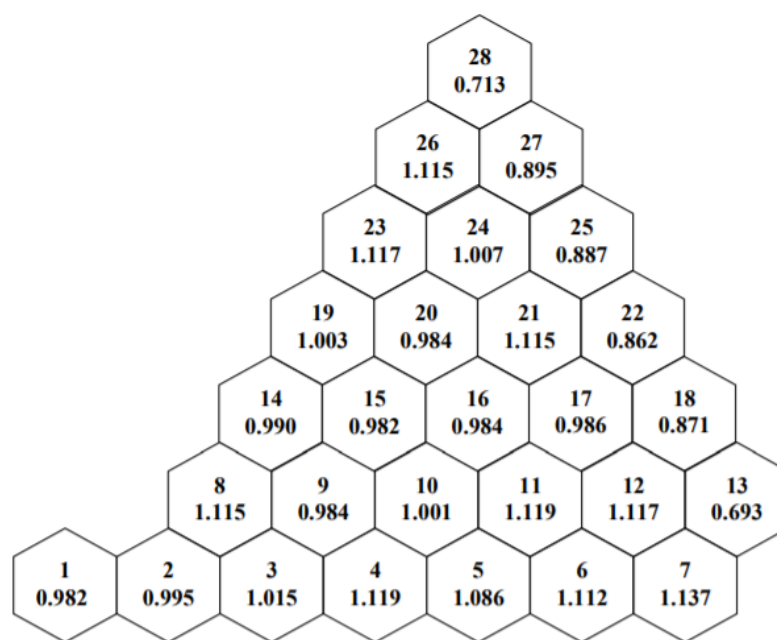
Obrázek 4.1 Axiální výkonový profil BOC



Obrázek 4.2 Axiální výkonový profil EOC

#### 4.1.2 Radiální výkonový profil

V rámci kombinací radiálních výkonových profilů byl uvažován buď rovnoměrný výkonový profil, nebo reálný výkonový profil. V rámci reálného výkonového profilu se opět vycházelo z informací v benchmarku V1000CT-1. Tento výkonový profil je znázorněn na Obrázku 4.3. Na obrázku je znázorněna pouze jedna šestina AZ, vychází se tedy ze šestinové symetrie AZ. Výpočty jsou ovšem prováděny pro celou AZ. Na obrázku je v každém PS nejdříve označení daného PS (z hlediska jedné šestiny) a pod tímto číslem je relativní výkon daného palivového souboru.



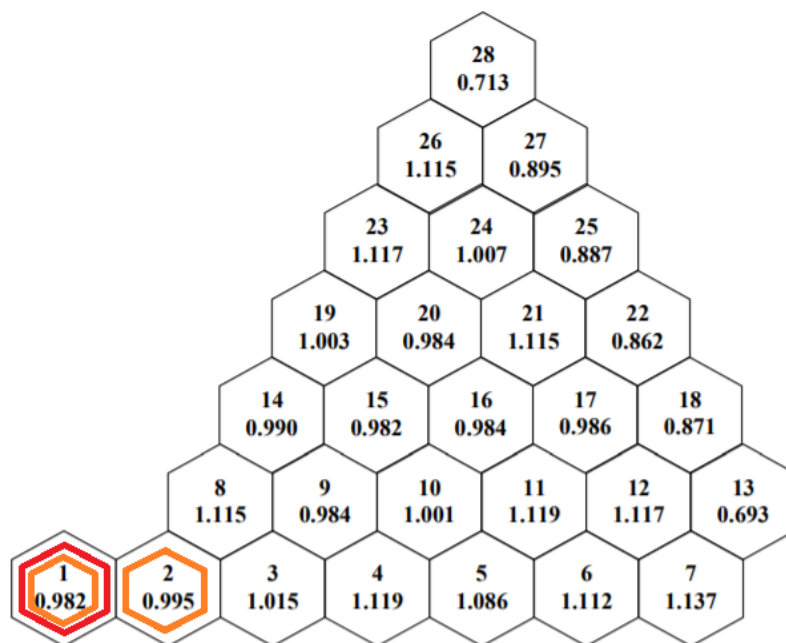
Obrázek 4.3 Reálný radiální výkonový profil [28]

#### 4.1.3 Poloha nejzatíženějšího PS v AZ

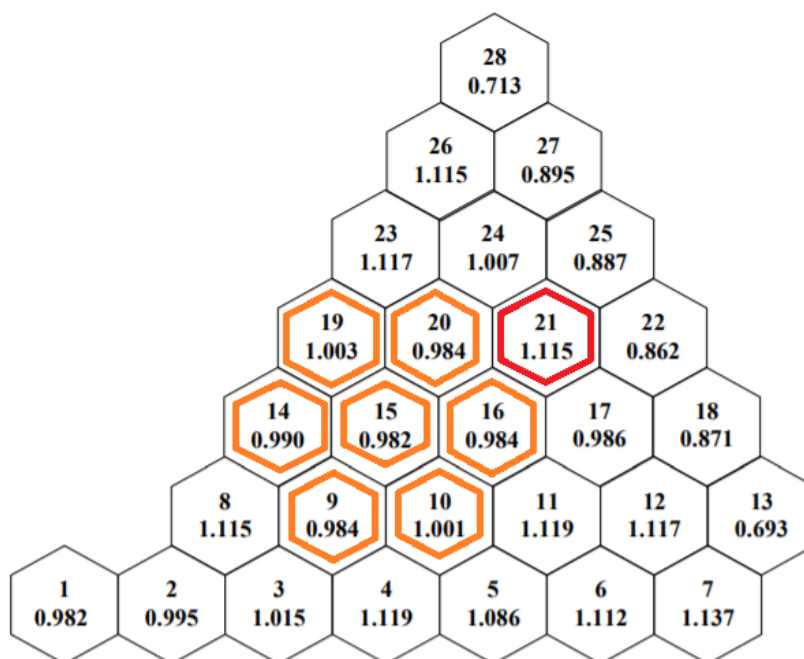
Z hlediska výběru polohy nejzatíženějšího PS byl brát v potaz reálný radiální výkonový profil. Nejzatíženějším PS se rozumí takový, pro který byl v rámci výpočtů nastaven relativní výkon 1,512. V rámci výpočtů reálného radiálního výkonového profilu byly provedeny analýzy umístění jednoho nejzatíženějšího PS nebo skupiny nejzatíženějších PS. Skupinou se rozumí jeden nejzatíženější PS obklopen PS se stejným, zvýšeným relativním výkonem.

Z hlediska okrajových poloh byly vyhledávány pouze ta umístění, ve kterých je největší rozdíl oproti průměru relativních výkonů ostatních PS, které obklopují nejzatíženější PS. Pro mezipolohu byla poté vyhledána místa s nejnižším rozdílem oproti průměru ostatních PS. V případě rovnoměrného radiálního rozložení nemá smysl umístění jakkoliv měnit, byla tedy zachována umístění nejzatíženějších PS podle reálného radiálního výkonového profilu.

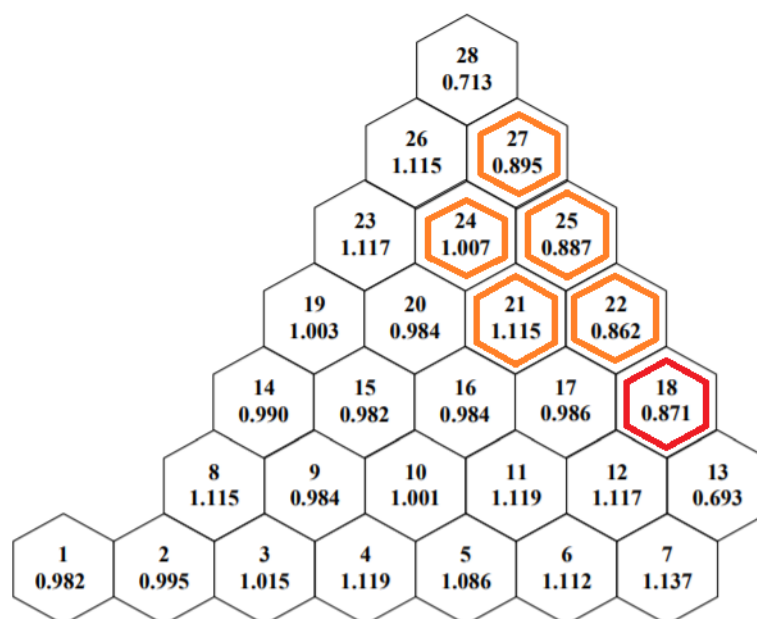
Jednotlivá umístění jsou znázorněna opět pomocí šestinové symetrie v následujících obrázcích 4.4, 4.5 a 4.6. Šestinové symetrie bylo využito pouze pro lepší názornost s relativními výkony, v analyzovaných případech se nejzatíženější PS (či skupina nejzatíženějších PS) vyskytoval pouze na jedné pozici v AZ. Jednotlivá umístění jsou barevně rozlišena, kdy červenou barvou je označena poloha jednoho nejzatíženějšího PS, zatímco oranžovou barvou je označena poloha skupiny nejzatíženějších PS. Počet nejzatíženějších PS se odvíjí od toho, zda se centrální PS nachází v centru AZ, v mezipoloze či na okraji AZ.



Obrázek 4.4 Centrální umístění nejzatíženějších PS. Červená barva značí polohu jednoho nejzatíženějšího PS, oranžová barva značí polohu skupiny nejzatíženějších PS



Obrázek 4.5 Umístění nejzatíženějších PS v mezipoloze. Červená barva značí polohu jednoho nejzatíženějšího PS, oranžová barva značí polohu skupiny nejzatíženějších PS

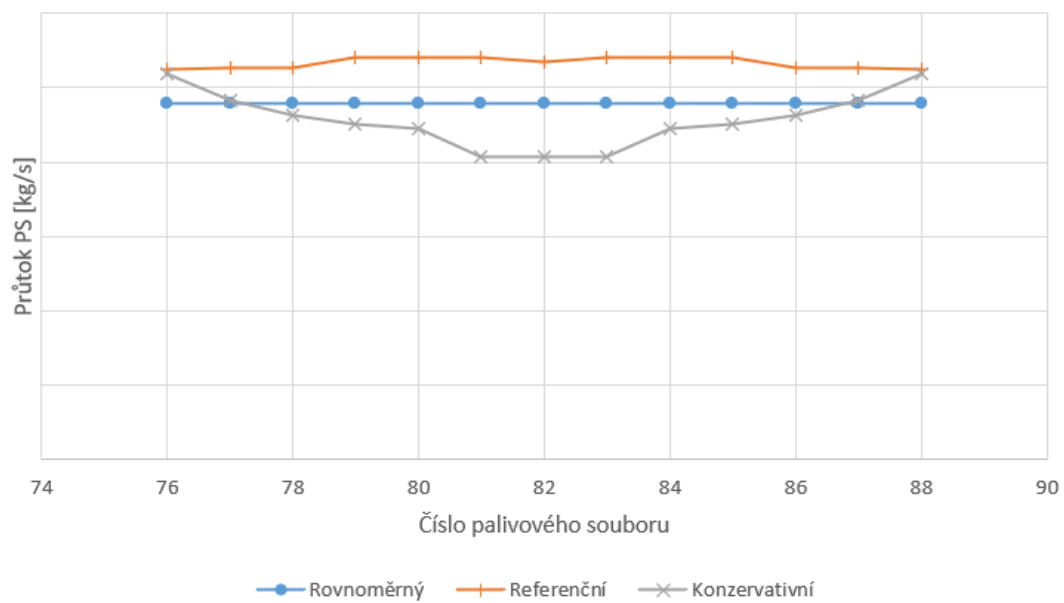


Obrázek 4.6 Umístění nejzatíženějších PS na okraj AZ. Červená barva značí polohu jednoho nejzatíženějšího PS, oranžová barva značí polohu skupiny nejzatíženějších PS

#### 4.1.4 Průtokové profily na vstupu do AZ

Součástí ověření metodiky firmy TES s.r.o. je i prošetření kombinací s různými průtokovými profily na vstupu do AZ. Znázornění těchto profilů je na Obrázku 4.7.

Znázornění je provedeno vykreslením hodnot průtoků pro vybrané PS označené čísly 76 až 88 v AZ, jejichž značení je platné podle Obrázku 3.1. Součástí obrázku je vykreslení průtoků ve vybraných PS pro konzervativní průtokový profil, používaný v konzervativní metodice firmy TES s.r.o., ve kterém je vidět snížený průtok pro nejzatíženější PS umístěné v centru AZ. Z důvodu utajení vstupních dat nejsou osy y v obrázcích zobrazeny s kompletními údaji.



Obrázek 4.7 Průtok vybranými PS na vstupu do AZ

## **4.2 Výsledky výpočtových analýz**

Tato podkapitola shrnuje výsledky výpočtů při různých kombinacích parametrů, specifikovaných v zadání diplomové práce v Kapitole 4.1. Současně je vždy popsáno, o jakou kombinaci parametrů se jedná. Dále jsou popisovány velikosti vlivů jednotlivých parametrů na rezervu do krize varu.

### **4.2.1 Konzervativní výpočet**

Z hlediska konzervativního výpočtu se jedná o teoreticky nejhorší možnou variantu, která může nastat z pohledu dosažení minimální hodnoty DNBR. Jako ukázkový případ metodiky firmy TES s.r.o. byla zvolena kombinace, kdy byl vybrán axiální výkonový profil typový kosinus, rovnoměrný radiální výkonový profil s umístěním nejzatíženějšího PS do středu AZ. Tento nejzatíženější PS je poté obklopen dalšími šesti PS o stejném výkonu jako nejzatíženější a ve všech sedmi PS je snížený průtok oproti ostatním PS ve zbytku AZ. Toto odpovídá konzervativnímu průtokovému profilu podle Obr. 4.7. Z hlediska režimových parametrů byly dosazovány zhoršené, konzervativní parametry z Tabulky 4.1.

Z těchto předpokladů byla vypočtena minimální hodnota rezervy do krize varu  $MDNBR = 18,638$ .

### **4.2.2 Výsledky výpočtových kombinací**

Po vypočtení teoreticky nejmenší rezervy do krize varu dle konzervativního výpočtu bylo přistoupeno k výpočtům jednotlivých kombinací podle zadání v Kapitole 4.1. S ohledem na velké množství informací se ukázalo, že jako nejpřehlednější forma prezentace výsledků je sestavit tabulky shrnující všechny výsledky výpočtů MDNBR. Výsledky jsou tedy shrnuty v Tabulkách 4.2 a 4.3. Ve zmíněných a následujících tabulkách jsou vždy pro lepší názornost nejnižší hodnoty MDNBR zvýrazněny žlutým obrysem.



Tabulka 4.2 Souhrn výsledků MDNBR se zvýrazněním hlavních vlivů

	Počet nejzat.	Poloha nejzat.	Kosinus	Kosinus	BOC	BOC	EOC	EOC
	PS	PS	Rovn. výkon	Reálný výk.	Rovn. výkon	Reálný výk.	Rovn. výkon	Reálný výk.
Referenční průtokový prof.	1	Central	19.683	19.684	24.824	24.826	21.364	21.366
		Mezipol	19.566	19.567	24.665	24.666	21.318	21.317
		Okraj	19.536	19.537	24.639	24.641	21.270	21.270
	7	Central	19.634	19.634	24.745	24.745	21.328	21.329
		Mezipol	19.453	19.455	24.633	24.635	21.156	21.160
		Okraj	19.411	19.412	24.620	24.621	21.063	21.063
Rovnoměrný průt. prof.	1	Central	19.443	19.443	24.560	24.561	21.149	21.150
		Mezipol	19.442	19.444	24.560	24.561	21.149	21.151
		Okraj	19.443	19.444	24.559	24.560	21.150	21.150
	7	Central	19.442	19.443	24.555	24.556	21.153	21.154
		Mezipol	19.442	19.444	24.556	24.558	21.153	21.156
		Okraj	19.442	19.442	24.555	24.556	21.153	21.154

Tabulka 4.3 Souhrn výsledků MDNBR se zvýrazněním ostatních vlivů v rámci daného axiálního průběhu

	Počet nejzat.	Poloha nejzat.	Kosinus	Kosinus	BOC	BOC	EOC	EOC
	PS	PS	Rovn. výkon	Reálný výk.	Rovn. výkon	Reálný výk.	Rovn. výkon	Reálný výk.
Referenční průtokový prof.	1	Central	19.683	19.684	24.824	24.826	21.364	21.366
		Mezipol	19.567	19.567	24.665	24.666	21.318	21.317
		Okraj	19.536	19.537	24.639	24.641	21.270	21.270
	7	Central	19.634	19.634	24.745	24.745	21.328	21.329
		Mezipol	19.453	19.455	24.633	24.635	21.156	21.160
		Okraj	19.411	19.412	24.620	24.621	21.063	21.063
Rovnoměrný průt. prof.	1	Central	19.443	19.443	24.560	24.561	21.149	21.150
		Mezipol	19.443	19.444	24.560	24.561	21.149	21.151
		Okraj	19.443	19.444	24.559	24.560	21.150	21.150
	7	Central	19.442	19.443	24.555	24.556	21.153	21.154
		Mezipol	19.442	19.444	24.556	24.558	21.153	21.156
		Okraj	19.442	19.442	24.555	24.556	21.153	21.154

Na levé straně tabulky jsou varianty průtokového profilu, společně s počtem a polohou nejzatíženějšího PS. Počet 7 znamená jeden nejzatíženější proutek, obklopen ze všech stran dalšími nejzatíženějšími PS. Tato hodnota samozřejmě neplatí pro umístění v okraji, kam nelze umístit všech 7 PS, ale pouze 5. Ve vrchní části tabulky jsou poté možnosti axiálního výkonového profilu, společně s radiálním výkonovým profilem. Rovn. Výkon pak značí rovnoměrné radiální rozložení, zatímco Reálný výk. značí využití reálného výkonového radiálního profilu z benchmarku V1000CT-1.

Při interpretaci výsledků je vhodné nejdříve vyjít z Tabulky 4.2. Zde je vidět jaká veličina má na hodnotu MDNBR největší vliv. Největší vliv má axiální výkonový profil. Nejmenší rezerva do krize varu tedy vychází pro typový kosinus, konkrétně okolo hodnoty 19,5. Lépe poté vychází axiální výkonový profil EOC s hodnotami MDNBR okolo 21,2. Největší rezerva do krize varu je poté pro axiální průběh BOC s hodnotami MDNBR okolo 24,5.

V rámci Tabulky 4.3 byly následně zvýrazněny ostatní parametry, tedy zvýraznění, jak se mění hodnoty vždy pro každý jednotlivý axiální průběh při změně ostatních parametrů. Z obecného hlediska je vidět, že ostatní parametry nemají na hodnotu MDNBR již tak velký vliv jako axiální výkonový profil. Hodnoty MDNBR se mění pouze na druhém desetinném místě.

V případě, že není brán zřetel na téměř minimální změny hodnoty MDNBR vlivem ostatních parametrů, je možné provést částečně citlivostní analýzu daných parametrů. Obecně vycházejí v Tabulce 4.3 pro každý axiální průběh nižší hodnoty MDNBR pro rovnoměrný průtokový profil než pro referenční průtokový profil. Tato skutečnost není názorná pro kosinový axiální výkonový profil a EOC axiální výkonový profil v případě umístění do okraje. Obecně lze také vyvodit, že nejnižší hodnoty MDNBR vycházejí pro skupinu nejzatíženějších PS namísto jednoho nejzatíženějšího PS.

Avšak jak již bylo zmíněno, ostatní parametry kromě axiálního výkonového profilu nemají na hodnoty MDNBR téměř žádný vliv. To může být způsobeno tím, že reaktor pracuje v analyzovaném případě v provozním režimu s velkým podchlazením chladiva na vstupu do AZ a se sníženým výkonem. Lokální podchlazení chladiva zde dosahovalo hodnoty -0,29. Při kontrole s rozsahem platnosti Bezrukovovy korelace (Tabulka 2.1) je vidět, že se lokální podchlazení pohybuje mimo meze platnosti korelace. V souvislosti s tímto je možno předpokládat, že při provozu reaktoru za daných parametrů je korelace méně citlivá a neudává korektní údaje kritického tepelného toku. Je tedy možné, že z tohoto důvodu nemají vedlejší parametry téměř žádný vliv na hodnotu MDNBR. Z tohoto předpokladu bylo přistoupeno k úpravě režimových parametrů reaktoru, aby výsledky subkanálové analýzy spadaly do oboru platnosti Bezrukovovy korelace. Očekává se, že v oblasti nízkých hodnot MDNBR bude korelace také citlivější na změny jednotlivých parametrů, což umožní jistější vyhodnocení konzervativnosti metodiky TES.

### 4.2.3 Změna režimových parametrů výpočtových kombinací

Z hlediska změny režimových parametrů bylo postupováno tak, že se postupně měnily jednotlivé režimové parametry, nejdříve tlak a následně hustota hmotnostního toku.

Prvním předpokladem bylo, že snížením tlaku dojde ke zhoršení hodnoty MDNBR, kdy současně s poklesem tlaku poklesne také teplota sytosti chladiva. Tímto snížením by se výsledky výpočtů mohly stát citlivější vůči ostatním parametrům. Z Tabulky 4.3 byla vybrána nejméně příznivá varianta a dále byl hledán takový tlak, kterému odpovídá nejnižší hodnota MDNBR. Tímto způsobem byl určen tlak o hodnotě 11,38 MPa. Pro tuto hodnotu vstupního tlaku byly opět vypočteny všechny kombinace, které jsou znázorněny v Tabulce 4.4.

Tabulka 4.4 Souhrn výsledků MDNBR po snížení tlaku

	Počet nejzat.	Poloha nejzat.	Kosinus	Kosinus	BOC	BOC	EOC	EOC
	PS	PS	Rovn. výkon	Reálný výk.	Rovn. výkon	Reálný výk.	Rovn. výkon	Reálný výk.
Referenční průtokový prof.	1	Central	7.274	7.275	11.479	11.480	10.712	10.713
		Mezipol	7.269	7.269	11.422	11.423	10.696	10.696
		Okraj	7.257	7.257	11.413	11.414	10.678	10.678
	7	Central	7.267	7.267	11.452	11.452	10.699	10.699
		Mezipol	7.226	7.227	11.411	11.412	10.634	10.636
		Okraj	7.200	7.200	11.407	11.407	10.598	10.598
Rovnoměrný průt. prof.	1	Central	7.223	7.224	11.385	11.386	10.631	10.632
		Mezipol	7.223	7.224	11.385	11.385	10.631	10.632
		Okraj	7.224	7.224	11.385	11.385	10.632	10.632
	7	Central	7.225	7.226	11.384	11.384	10.633	10.634
		Mezipol	7.225	7.226	11.384	11.385	10.633	10.635
		Okraj	7.225	7.226	11.384	11.384	10.634	10.634

Z těchto výsledků je patrné, že nebylo dosaženo zvýšení citlivosti korelace a výsledky mají stále obdobný charakter jako u předchozích výpočtů. Současně bylo zjištěno, že se lokální podchlazení pohybovalo okolo hodnoty -0,11, což je stále mimo rozsah platnosti Bezrukovovy korelace.

Z tohoto důvodu byla tato možnost vyhodnocena jako nevhodná. Bylo tedy přistoupeno k variantě snížení hustoty hmotnostního toku do PS při zachování původních hodnot ostatních režimových parametrů, což znamená že byl snížen průtok celou AZ. Tento parametr patří k nejdůležitějším při událostech na reálném reaktoru. Aby byla zachována platnost Bezrukovovy korelace z hlediska hodnoty hustoty hmotnostního toku, je zapotřebí, aby se vstupní hodnota pohybovala nad hodnotou 700 kg/m<sup>2</sup>/s.

Současně bylo zapotřebí zajistit, aby se lokální podchlazení pohybovalo v rozsahu platnosti Bezrukovovy korelace. Bylo opět postupováno podobně jako při volbě tlaku. Vycházelo se z nejhůřší varianty výpočtu a byl snižován průtok AZ. Z tohoto předpokladu byl nastavena vstupní hodnota hustoty hmotnostního toku do PS na hodnotu v průměru 1000 kg/m<sup>2</sup>/s. V případě události na reálném reaktoru, odpovídající odstavení všech HCČ dochází k řádovému snížení průtoku reaktorem, lze proto předpokládat ještě nižší hodnoty průtoku do AZ, a tudíž zhoršené hodnoty hustoty hmotnostního toku do PS.

Pro vybranou hodnotu průtoku a pro zachované ostatní parametry byly opět vypočteny všechny kombinace, které jsou shrnuty v Tabulce 4.5.

Tabulka 4.5 Souhrn výsledků MDNBR po snížení průtoku

	Počet nejzat.	Poloha nejzat.	Kosinus	Kosinus	BOC	BOC	EOC	EOC
	PS	PS	Rovn. výkon	Reálný výk.	Rovn. výkon	Reálný výk.	Rovn. výkon	Reálný výk.
Referenční průtokový prof.	1	Central	7.655	7.643	11.377	11.333	7.602	7.580
		Mezipol	7.530	7.410	11.245	11.050	7.497	7.406
		Okraj	7.412	7.488	11.065	11.222	7.450	7.516
	7	Central	7.321	7.308	10.562	10.512	7.394	7.368
		Mezipol	7.235	7.197	10.416	10.386	7.281	7.210
		Okraj	7.136	7.137	10.209	10.205	7.175	7.177
Rovnoměrný průt. prof.	1	Central	7.427	7.415	11.079	11.034	7.404	7.380
		Mezipol	7.427	7.306	11.075	10.881	7.402	7.310
		Okraj	7.345	7.406	10.946	11.090	7.376	7.445
	7	Central	7.118	7.103	10.287	10.247	7.202	7.175
		Mezipol	7.118	7.102	10.287	10.243	7.202	7.173
		Okraj	7.078	7.078	10.153	10.152	7.131	7.133

Ve výsledcích po snížení průtoku lze spatřit, že výsledky se svou tendencí již liší od předchozích. Bylo ověřeno, že korelace již pracuje v povolených mezích platnosti. V tomto analyzovaném případě dosahovalo lokální podchlazení hodnoty -0,05, což zapadá do rozsahu platnosti Bezrukovovy korelace. Současně je z výsledků viditelné, že korelace je také částečně citlivější na ostatní parametry. Byla tudíž provedena citlivostní analýza jednotlivých parametrů v následující podkapitole 4.2.4.

Současně je vidět, že se nejnižší hodnoty MDNBR pro axiální výkonový profil kosinus a EOC se pohybují na podobné hodnotě. Pro kontrolu byl ještě proveden výpočet pro ještě sníženější hodnotu průtoku na vstupu do AZ, jehož výsledky jsou shrnuty v Tabulce 4.6. Nastavené hodnotě odpovídala vstupní hodnota hustoty hmotnostního toku do PS průměrně 800 kg/m<sup>2</sup>/s. Je vidět, že tato hodnota spadá do platnosti Bezrukovovy korelace, ale je zde jistá rezerva, aby do platnosti korelace zapadaly i oblasti v AZ se

zhoršeným průtokem, například v okrajových částech pro které byla vstupní hodnota hustoty hmotnostního toku do PS 770 kg/m<sup>2</sup>/s. Lokální podchlazení pak dosahovalo hodnoty +0,016, což opět zapadá do rozsahu platnosti Bezrukovovy korelace. Bližší popis výsledků je v podkapitole 5.1.1.

Tabulka 4.6 Souhrn výsledků MDNBR po dalším snížení průtoku

	Počet nejzat.	Poloha nejzat.	Kosinus	Kosinus	BOC	BOC	EOC	EOC
	PS	PS	Rovn. výkon	Reálný výk.	Rovn. výkon	Reálný výk.	Rovn. výkon	Reálný výk.
Referenční průtokový prof.	1	Central	5.783	5.764	8.585	8.586	6.290	6.272
		Mezipol	5.680	5.595	8.382	8.135	6.222	6.066
		Okraj	5.629	5.857	8.674	9.101	6.245	6.479
	7	Central	5.651	5.631	8.120	8.017	5.651	5.623
		Mezipol	5.571	5.499	8.024	7.879	5.565	5.535
		Okraj	5.475	5.477	7.839	7.910	5.447	5.479
Rovnoměrný průt. prof.	1	Central	5.584	5.567	8.294	8.287	6.183	6.164
		Mezipol	5.584	5.533	8.295	7.998	6.184	6.047
		Okraj	5.578	5.825	8.619	9.061	6.210	6.468
	7	Central	5.463	5.439	7.953	7.765	5.509	5.457
		Mezipol	5.463	5.437	7.954	7.750	5.509	5.455
		Okraj	5.430	5.429	7.798	7.866	5.418	5.456

#### 4.2.4 Citlivostní analýza vlivů jednotlivých parametrů

V následujících tabulkách jsou shrnuty vlivy jednotlivých parametrů na velikost hodnoty MDNBR podle výsledků z Tabulky 4.5. V tomto případě se vycházelo z nejhorší analyzované kombinace ověřovaných parametrů, tedy takové, kdy je minimální rezerva do krize varu. V tomto analyzovaném případě se jedná o kosinový axiální výkonový profil, rovnoměrný průtokový profil, skupinu nejzatíženějších PS a tyto PS jsou umístěny na okraj AZ. Pro rovnoměrný a reálný radiální výkonový profil vycházejí totožné hodnoty. Pro výchozí stav pro citlivostní analýzu byl brán rovnoměrný radiální výkonový profil.

Tabulka 4.7 znázorňuje vliv referenčního nebo rovnoměrného průtokového profilu. Přestože je citlivostní analýza provedena pro kosinový axiální výkonový profil, lze vliv tohoto parametru sledovat v rámci všech axiálních výkonových profilů. Výsledkem je, že pro všechny axiální výkonové profily vychází nižší hodnota vždy pro rovnoměrný průtokový profil. To je způsobeno pravděpodobně sníženým průtokem ve vyšetřovaném PS v případě rovnoměrného průtokového profilu.

Tabulka 4.8 popisuje vliv umístění nejzatíženějšího PS. Je vidět, že nejnižší hodnota vychází pro umístění na okraj AZ. Tato skutečnost je názorná pro všechny případy v rámci rovnoměrného radiálního výkonového profilu. V případě rovnoměrného průtokového profilu může být důvodem zvýšení relativních výkonů zbylých PS v AZ, z důvodu sníženého počtu nejzatíženějších PS v okrajové poloze. Z hlediska referenčního průtokového profilu je snížená hodnota MDNBR pravděpodobně způsobena zhoršeným průtokem v okrajové poloze.

V Tabulce 4.9 je poté názorná změna MDNBR v závislosti, jestli se jedná o samostatný nejzatíženější PS, nebo jestli je tento PS obklopen dalšími nejzatíženějšími PS. Z logického hlediska vychází nižší hodnota MDNBR pro skupinu nejzatíženějších PS a jedná se o jeden z hlavních parametrů, který má vliv na snížení hodnoty MDNBR.

Tabulky 4.10 a 4.11 popisují vliv radiálního a axiálního výkonového profilu. Při zaměření se na vyšetřovanou nejhorší variantu se hodnoty pro různé radiální výkonové rozložení nemění. Při porovnání hodnot z hlediska zbytku tabulky lze těžko rozhodnout o vlivu radiálního výkonového profilu. V některých případech je hodnota MDNBR horší pro rovnoměrný radiální výkonový profil, někdy zase pro reálný radiální výkonový profil. Zde vždy závisí na konkrétní pozici vyšetřovaného PS. V případě porovnání nejhorší varianty, ale pro axiální výkonový profil BOC, vychází horší varianta pro reálné výkonové rozložení. Pro axiální výkonový profil EOC vychází zase jako horší varianta rovnoměrné radiální výkonové rozložení. V rámci vyhodnocení vlivu reálného radiálního výkonového profilu se také naskytá problém, že v reálném reaktoru se radiální výkonový profil mění s každou záložkou nového paliva do reaktoru. Z tohoto důvodu je pro vyhodnocování lepší využít rovnoměrný radiální výkonový profil.

Výkonový axiální profil byl již zmíněn dříve a je vidět, že má na hodnotu MDNBR největší vliv, jelikož při změně axiálního výkonového profilu dochází k největším změnám MDNBR. Nejnižší hodnoty MDNBR vycházejí pro typový kosinus, s podobnou hodnotou pro axiální výkonový profil EOC, nejvyšší hodnota MDNBR vychází pro axiální výkonový profil BOC.

Tabulka 4.7 Změna MDNBR vlivem změny průtokového profilu

Průtokový profil	MDNBR
Referenční	7,136
Rovnoměrný	7,078

Tabulka 4.8 Změna MDNBR vlivem změny umístění nejzatíženějšího PS

Poloha	MDNBR
Okraj	7,078
Mezipoloha	7,118
Centrální	7,118

Tabulka 4.9 Změna MDNBR vlivem změny počtu nejzatíženějších PS

Počet nejzatíženějších PS	MDNBR
1	7,345
5-7	7,078

Tabulka 4.10 Změna MDNBR vlivem změny radiálního výkonového profilu

Radiální výkonový profil	MDNBR
Rovnoměrný	7,078
Reálný	7,078

Tabulka 4.11 Změna MDNBR vlivem změny axiálního výkonového profilu

Axiální profil	MDNBR
BOC	10,153
Kosinus	7,078
EOC	7,131

## 5. VÝSTUPY Z VÝPOČTOVÝCH ANALÝZ

Bylo zjištěno, že původní kombinace režimových a výkonových parametrů způsobují, že korelace krize varu pracovala mimo rozsah své platnosti. Pro vyhodnocení konzervativnosti metodiky TES s.r.o. bylo nutné upravit režimové parametry. Jediné vypovídající výsledky byly dosaženy snížením průtoku na vstupu do AZ.

Z těchto výsledků následně vycházelo, že nejhorším axiálním výkonovým profilem je kosinový průběh nebo profil EOC. Dále bylo zjištěno, že pro konzervativní přístup je zapotřebí použít rovnoměrný průtokový profil. Za pomoci citlivostní analýzy bylo zjištěno, že je vhodnější pro vyhodnocení rezervy do krize varu použít rovnoměrný výkonový radiální profil, a to také z toho hlediska, že se reálné výkonové rozložení mění pokaždé se zavázkou nového paliva do reaktoru. Dalším zjištěním bylo, že nejhorší varianta vychází pro nejzatíženější PS obklopený dalšími PS.

### 5.1.1 Vyhodnocení konzervativnosti metodiky

Zjištěné kombinace parametrů dosahující minimálního DNBR jsou v souladu s konzervativní metodikou TES. Dle vypočtených výsledků a provedené citlivostní analýzy by bylo vhodné pro nejhorší variantu použít umístění nejzatíženějších PS na okraj, což se neshoduje s konzervativní metodikou, která doporučuje umístění do středu AZ. V rámci metodiky TES je však použit konzervativní průtokový profil s konkrétně sníženými průtoky pro skupinu nejzatíženějších PS. Aby bylo možné tedy s jistotou potvrdit, že je metodika TES skutečně konzervativní, bylo zapotřebí variantu umístění v centru z Tabulky 4.5 prošetřit stejným způsobem, tedy využitím konzervativního průtokového profilu.

Z tohoto důvodu byl proveden kontrolní výpočet kombinace kosinového axiálního výkonového profilu, rovnoměrného výkonového radiálního rozložení, 7 nejzatíženějších PS v centrální poloze, pro které byl snížen průtok podle konzervativního průtokového profilu. V tomto případě vycházela hodnota MDNBR = 6,231. Tato hodnota je nižší než všechny hodnoty v Tabulce 4.5.

Pro vyhodnocení konzervativnosti je také zapotřebí popsat Tabulku 4.6, která byla vypočtena pro dále snížený průtok na vstupu do AZ. Při popisu veškerých kombinací lze použít citlivostní analýzu pro Tabulku 4.5. Zásadní rozdíl při porovnání výsledků je, že pro dále zhoršený průtok AZ vychází nejnižší hodnota MDNBR pro axiální výkonový profil EOC (MDNBR = 5,418), na rozdíl od kosinového axiálního výkonového profilu (MDNBR = 5,430). Díky těmto výsledkům bylo zjištěno, že typový kosinus nemusí být nejkonzervativnější axiální výkonový profil. V rámci konzervativní metodiky TES s.r.o. je však vždy prošetřována sada referenčních axiálních výkonových profilů a zjištěná skutečnost je tímto ošetřena.

Kvůli zjištěným výsledkům byl opět proveden kontrolní výpočet pro umístění skupiny nejzatíženějších PS do středu AZ s využitím konzervativního průtokového profilu. Pro



axiální výkonový profil EOC vyšla hodnota MDNBR = 5,207. Pro kosinový axiální výkonový profil vyšla hodnota MDNBR = 4,6823. Tyto výsledky podporují vhodnost volby kosinového axiálního profilu jako konzervativního axiálního výkonového profilu.

Díky této kontrole lze potvrdit, že kombinace parametrů dle metodiky TES je skutečně konzervativní (tedy dává nejhorsí výsledky s ohledem na minimum DNBR). Jedná se o kombinaci parametrů: skupina nejzatíženějších PS umístěných do středu AZ, konzervativní průtokový profil a rovnoměrný radiální výkonový profil. Díky kontrolnímu výpočtu lze také určit typový kosinus jako konzervativní axiální výkonový profil. Jeho použití pro konzervativní výpočty však nemusí být ve všech případech jednoznačné. Proto je vhodné vždy prošetřit sadu axiálních výkonových profilů, což je v rámci metodiky TES s.r.o. prováděno.

V rámci těchto vypočtených hodnot lze těžko navrhnout metodu na snížení konzervativnosti nebo pro zjednodušení této metodiky, jelikož se nenaskýtá prakticky žádný prostor pro úpravu metodiky. Toto tvrzení potvrzuje nutná úprava výpočtu pro umístění do centra, aby byla skutečně potvrzena konzervativnost metodiky.

### **5.1.2 Vyhodnocení konfigurace s největším rozdílem MDNBR**

V rámci výpočtů se sníženým průtokem (Tabulka 4.5) vycházela největší rezerva do krize varu pro axiální výkonový profil BOC, rovnoměrný výkonový radiální profil a jeden nejzatíženější PS umístěný do středu AZ při referenčním průtokovém profilu.

Dále je možné pro vyhodnocení využít Tabulku 4.6, ve které jsou shrnuty výsledky pro více snížený průtok AZ. V tomto případě vycházela největší rezerva do krize varu opět pro axiální výkonový profil BOC, referenční průtokový profil a jeden nejzatíženější PS. Rozdíl je však v umístění, kdy největší rezerva do krize varu vychází pro umístění na okraj AZ pro reálný výkonový profil. Lze tedy předpokládat, že v případě dále zhoršujícího se průtoku bude mít větší vliv na rezervu do krize varu relativní výkon okolních PS. Relativní výkon PS v této poloze je nižší oproti umístění ve středu AZ.

V případě celkového srovnání se jedná o předpokládanou kombinaci, kdy s jedním nejzatíženějším PS je vyšší MDNBR, než pro skupinu nejzatíženějších PS. Současně je největší rezerva do krize varu v případě umístění nejzatíženějšího PS do místa s největším průtokem, což pro referenční průtokový profil odpovídá v centru AZ. Nejvyšší rezerva do krize varu vychází pro axiální výkonový profil BOC. Jedná se v podstatě o opak konzervativní metodiky, kdy je snížen počet nejzatíženějších PS a tento nejzatíženější PS je umístěn do polohy s vyšším průtokem. V případě dále zhoršujícího se průtoku je následně největší rezerva do krize varu v místě s nižšími hodnotami relativního výkonu PS, což v případě reálného radiálního výkonového profilu odpovídá okrajové poloze.

## 6. ZÁVĚR

Tato práce se zabývá problematikou krize varu. Součástí práce je provedená rešerše problematiky krize varu a rezervy do krize varu. Dále jsou popsány jednotlivé parametry aktivní zóny, které mají vliv na rezervu do krize varu. Je popsána také velikost vlivu jednotlivých parametrů.

Následně je popsána subkanálová analýza. Jsou popsány základní matematické a fyzikální modely řešené v rámci subkanálové analýzy. Pro popis těchto modelů je využit subkanálový program COBRA-IIIC. Jelikož je v rámci praktické části práce využit subkanálový program ALTHAMC12, je součástí rešerše popis tohoto subkanálového programu, společně s jeho vylepšeními oproti subkanálovému programu COBRA-IIIC.

Praktická část práce se zabývá tvorbou zjednodušeného modelu AZ reaktoru VVER-1000 v prostředí subkanálového programu ALTHAMC12. Pomocí vytvořeného modelu aktivní zóny byly analyzovány různé kombinace režimových a výkonových parametrů aktivní zóny a byla vyhodnocována rezerva do krize varu, za pomoci metodiky firmy TES s.r.o.

Pro zadané kombinace parametrů bylo provedeno 72 výpočtů hodnoty rezervy do krize varu. Bylo zjištěno, že pro původně zadané režimové parametry nepracuje vybraná korelace kritického tepelného toku v rozsahu platnosti. Následně bylo přistoupeno ke změně režimových parametrů, kdy pro každou změnu bylo opět provedeno všech 72 výpočtů. Po změně režimových parametrů již pracovala korelace v rozsahu platnosti, díky čemuž byla zvýšena citlivost pro prošetřované parametry aktivní zóny.

Bylo také zjištěno, že pro vyhodnocování rezervy do krize varu je reálný výkonový radiální profil nevhodný, jelikož jeho vliv je neurčitý. Pro prošetřovanou nejhorší variantu byl vliv radiálního výkonového profilu dokonce nulový. Problémem také je, že se reálný výkonový profil mění s každou závázkou nového paliva do reaktoru.

Za pomoci citlivostní analýzy bylo zjištěno, že největší vliv na vypočtenou rezervu do krize varu má (v následujícím pořadí) axiální výkonový profil, počet nejzatíženějších palivových souborů v aktivní zóně a hodnota průtoku v daném prošetřovaném PS. Prošetřovaná konzervativnost metodiky firmy TES s.r.o. byla následně potvrzena za pomoci doplňujících kontrolních výpočtů. Díky těmto výpočtům bylo ověřeno, že nejnižší rezerva do krize varu v souladu s doporučenou konfigurací v metodice TES s.r.o. nastává pro skupinu nejzatíženějších palivových souborů umístěných do středu aktivní zóny. Dále bylo ověřeno, že metodika TES pro výpočet MDNBR správně doporučuje použití rovnoměrného radiálního výkonového profilu a konzervativně zhoršený průtok v prošetřovaných nejzatěžovanějších palivových souborech. Bylo ověřeno, že minima DNBR je dosahováno pro modelový kosinový průběh, ale při určité kombinaci parametrů pro axiální výkonový profil EOC. Dle metodiky TES s.r.o. je vždy prošetřována sada referenčních axiálních profilů. Tato metodika je podpořena zjištěnými výsledky výpočtů MDNBR, které nepoukazují na jediný nejkonzervativnější axiální výkonový profil.

## LITERATURA

- [1] BEDNÁŘ, Michal. Krize varu v jaderných reaktorech. Brno, 2019. Dostupné z: <https://www.vutbr.cz/studenti/zav-prace/detail/119132>. Bakalářská práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií, Ústav elektroenergetiky. Vedoucí práce Štěpán Foral.
- [2] HEŘMANSKÝ, Bedřich. Termomechanika jaderných reaktorů: vysokoškolská učebnice pro vysoké školy technické, studijní obor 39-39-8 Jaderné inženýrství. Praha: Academia, 1986.
- [3] HEZOUČKÝ, František a Svatobor ŠTECH. *Základy teorie normálních a abnormálních provozních režimů energetických bloků s tlakovodními reaktory*. Plzeň: Západočeská univerzita v Plzni, 2015. ISBN 978-80-261-0548-0.
- [4] Státní úřad pro jadernou bezpečnost, Jaderná bezpečnost, Koncepce posuzování nových typů jaderného paliva v České republice: Licenční požadavky na project paliva a aktivní zóny, Praha 2005 [online]. [cit. 2020-11-16]. Dostupné z: <https://www.sujb.cz/fileadmin/sujb/docs/dokumenty/publikace/Palivo.pdf>
- [5] Operation and Licensing of Mixed Cores in Water Cooled Reactors [online]. 2013, 90 [cit. 2020-11-15]. Dostupné z: <https://www.iaea.org/publications/10495/operation-and-licensing-of-mixed-cores-in-water-cooled-reactors>
- [6] ROBEYNS, J., F. PARMENTIER a G. PEETERS. Application of a statistical thermal design procedure to evaluate the PWR DNBR safety analysis limits [online]. Brussele, Belgium [cit. 2021-03-01]. Dostupné z: [https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/\\_Public/33/010/33010791.pdf](https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/33/010/33010791.pdf)
- [7] Tong, L. S., Weisman, Joel. Thermal Analysis of Pressurized Water Reactors. Amer Nuclear Society, 3rd edition, 5/1996. ISBN-13: 978-0894480386.
- [8] Nuclear Fuel Safety Criteria Technical Review, Second Edition [online]. 2012 [cit. 2020-11-17]. Dostupné z: [https://www.oecd-nea.org/jcms/pl\\_14782/nuclear-fuel-safety-criteria-technical-review](https://www.oecd-nea.org/jcms/pl_14782/nuclear-fuel-safety-criteria-technical-review)
- [9] KAIDALOV, V.B., A.A. FALCOV, V.A. BOLNOV, O.N. MOROZKIN, V.L. MOLCHANOV a A.V. UGRYUMOV. TVSA-T fuel assembly for "Temelin" NPP. Main results of design and safety analyses. Trends of development.: VVER-2010, Experience and Perspectives [online]. Prague, 2010 [cit. 2021-03-10]. Dostupné z: [https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/\\_Public/42/016/42016152.pdf](https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/42/016/42016152.pdf)
- [10] UGRYUMOV, A.V., J. ČÍŽEK a R. PERNICA. PI-3 Correlations and statistical evaluation results [online]. Řež, 1992 [cit. 2021-03-15]. Dostupné z: [https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/\\_Public/23/054/23054000.pdf](https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/23/054/23054000.pdf)
- [11] Corradini, Michael, and Wu, Qiao. Critical Heat Flux Phenomena at High Pressure & Low Mass Fluxes: NEUP Final Report Part I: Experiments. United States: N. p., 2015. [online]. [cit. 2020-11-17] Dostupné z: <https://www.osti.gov/servlets/purl/1183661/>

- [12] Cheng, X., Müller, U., Review on Critical Heat Flux in Water Cooled Reactors [online]. 2003 [cit. 2020-11-17]. Dostupné z: <http://digbib.ubka.uni-karlsruhe.de/volltexte/fzk/6825/6825.pdf>
- [13] WANG, Dean, M. J. DRISCOLL a Mujid S. KAZIMI. Design and Performance Assessment of a PWR Whole-Assembly Seed and Blanket Thorium Based Fuel Cycle [online]. Massachusetts Institute of Technology, 2000 [cit. 2021-03-20]. Dostupné z: [https://www.researchgate.net/publication/292960176\\_Design\\_and\\_Performance\\_Assessment\\_of\\_a\\_PWR\\_Whole-Assembly\\_Seed\\_and\\_Blanket\\_Thorium\\_Based\\_Fuel\\_Cycle](https://www.researchgate.net/publication/292960176_Design_and_Performance_Assessment_of_a_PWR_Whole-Assembly_Seed_and_Blanket_Thorium_Based_Fuel_Cycle)
- [14] Jeong, J., Yoo, J., Lee, K., Ha, K. Three-dimensional flow phenomena in wire-wrapped 37-pin fuel bundle for SFR [online]. 2015 [cit. 2020-11-19]. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1738573315001369>
- [15] Westinghouse Electir Coroporation. Method for wire wrapping nuclear fuel pins. Lascheid, R. H.. United States of America. Patentový spis GB 2129187. 23.5.1983. [online]. [cit. 2020-11-22]. Dostupné z: [https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/\\_Public/15/067/15067980.pdf?r=1](https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/15/067/15067980.pdf?r=1)
- [16] DUBŠEK, František. Jaderná energetika. VUT Brno. 1994. ISBN 80-214-0833-2
- [17] Baek, Won-Pil. Effect of the Axial Heat flux on Critical Heat Flux in Low Flow Conditions with Vertical Annuli [online]. 2006 [cit. 2020-12-01]. Dostupné z: [https://www.researchgate.net/profile/Won-Pil\\_Baek/publication/254276510\\_Effect\\_of\\_the\\_Axial\\_Heat\\_Flux\\_on\\_the\\_Critical\\_Heat\\_Flux\\_in\\_Low\\_Flow\\_Conditions\\_with\\_Vertical\\_Annuli/links/541168390cf29e4a232957cb/Effect-of-the-Axial-Heat-Flux-on-the-Critical-Heat-Flux-in-Low-Flow-Conditions-with-Vertical-Annuli.pdf?origin=publication\\_detail](https://www.researchgate.net/profile/Won-Pil_Baek/publication/254276510_Effect_of_the_Axial_Heat_Flux_on_the_Critical_Heat_Flux_in_Low_Flow_Conditions_with_Vertical_Annuli/links/541168390cf29e4a232957cb/Effect-of-the-Axial-Heat-Flux-on-the-Critical-Heat-Flux-in-Low-Flow-Conditions-with-Vertical-Annuli.pdf?origin=publication_detail)
- [18] Greenwood, M.S., Duarte, J. P., Corradini, M. Presentation and comparison of experimental critical heat flux data at conditions prototypical of light water small modular reactors [online]. 2017 [cit. 2020-12-03]. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0029549316305301>
- [19] DNB – Departure form Nucleate boiling [online]. [cit. 2020-12-15]. Dostupné z: <https://www.nuclear-power.net/nuclear-engineering/heat-transfer/boiling-and-condensation/dnb-departure-from-nucleate-boiling/>
- [20] Georgieva, E. L., Dinkov, Y. D., Ivanov, K., Stieglitz, R., Benchmarking of the NEM Real-Time Core Model for VVER 1000 Simulator Application – Asymmetric Core [online]. 2016 [cit. 2020-12-15]. Dostupné z: [https://www.researchgate.net/publication/305330570\\_Benchmarking\\_of\\_the\\_NEM\\_Real-Time\\_Core\\_Model\\_for\\_VVER-1000\\_Simulator\\_Application\\_-\\_Asymmetric\\_Core](https://www.researchgate.net/publication/305330570_Benchmarking_of_the_NEM_Real-Time_Core_Model_for_VVER-1000_Simulator_Application_-_Asymmetric_Core)
- [21] NuScale Power, LLC. Licensting Topical Report. Subchannel Analysis Methodology [Online]. [cit. 2020-12-16]. Dostupné z: <https://www.nrc.gov/docs/ML1830/ML18305B218.pdf>

- [22] Rowe, D. S., Cobra IIIC: digital computer program for steady state and transient thermal-hydraulic analysis of rod bundle nuclear fuel elements [online]. 1. 3. 1973 [cit. 2020-12-18]. Dostupné z: <https://www.osti.gov/biblio/4480166-cobra-iiic-digital-computer-program-steady-state-transient-thermal-hydraulic-analysis-rod-bundle-nuclear-fuel-elements>
- [23] VLČEK, Daniel. Modelování přestupu tepla na proutcích palivového svazku reaktoru PWR při dvoufázovém proudění. Praha, 2017. Výzkumný úkol. Vedoucí práce Jiří Čížek. Dostupné z: [https://www.researchgate.net/publication/322519551\\_cz\\_Heat\\_Transfer\\_Modelling\\_of\\_PWR\\_Fuel\\_Rods\\_Bundle\\_during\\_a\\_Two-Phase\\_Flow\\_Modelovani\\_prestupu\\_tepla\\_na\\_proutcich\\_palivoveho\\_svazku\\_reaktoru\\_PWR\\_pri\\_dvoufazovem\\_proudeni](https://www.researchgate.net/publication/322519551_cz_Heat_Transfer_Modelling_of_PWR_Fuel_Rods_Bundle_during_a_Two-Phase_Flow_Modelovani_prestupu_tepla_na_proutcich_palivoveho_svazku_reaktoru_PWR_pri_dvoufazovem_proudeni)
- [24] BENNET, Alex, Nicolas MARTIN, Maria AVRAMOVA a Kostadin IVANOV. Impact of Radial Void Fraction Distribution on Boiling Water Reactor Lattice Physics Calculations: Application to AREVA's Next Generation BWR Fuel Assembly, the ATRIUM™ 11 Design [online]. Idaho, 2016 [cit. 2021-03-22]. Dostupné z: [https://www.researchgate.net/figure/Sub-Channel-Layouts-Blue-Channel-Centered-Sub-channel-Red-Rod-Centered-Sub-channel\\_fig1\\_303326370](https://www.researchgate.net/figure/Sub-Channel-Layouts-Blue-Channel-Centered-Sub-channel-Red-Rod-Centered-Sub-channel_fig1_303326370)
- [25] LÁZNÍČKOVÁ, Ilona. Technická mechanika, Mechanika poddajných těles, Termomechanika. 2014. Skripta. VUT v Brně
- [26] Čížek, J., Uživatelská příručka programu ALTHAMC12
- [27] IDEL'CHIK, I. E. Handbook of Hydraulic Resistance: Coefficients of Local Resistance and of Friction [online]. Moskva-Leningrad, 1960 [cit. 2021-03-30]. Dostupné z: <https://www.nrc.gov/docs/ML1220/ML12209A041.pdf>
- [28] IVANOV, Boyan, Kostadin IVANOV, Pavliv P. GROUDEV a M. PAVLOVA. VVER-1000 Coolant Transient Benchmark (V1000-CT). Phase 1 - Final Specification [online]. 2002 [cit. 2021-04-01]. Dostupné z: [https://www.researchgate.net/publication/235349900\\_VVER-1000\\_Coolant\\_Transient\\_Benchmark\\_V1000-CT\\_Phase\\_1--Final\\_Specification](https://www.researchgate.net/publication/235349900_VVER-1000_Coolant_Transient_Benchmark_V1000-CT_Phase_1--Final_Specification)
- [29] Hong Ju KIM, Beomjun JANG a Hae-Seuk WOO. Assessment of the Thermal Hydraulic Models in THALES [online]. Gyeongju, Korea, 2016 [cit. 2021-04-03]. Dostupné z: [https://www.kns.org/files/pre\\_paper/36/16A-316%EC%9E%A5%EB%B3%91%EC%9D%BC.pdf](https://www.kns.org/files/pre_paper/36/16A-316%EC%9E%A5%EB%B3%91%EC%9D%BC.pdf)
- [30] Š. Foral et al; Ověření metodiky pro výpočet rezervy do krize varu na benchmarku V1000CT-1 v prostředí subkanálového programu ALTHAMC12, zpráva TES-Z-20-094 Rev0; TES s.r.o., Třebíč; 24.9.2020

# SEZNAM SYMBOLŮ A ZKRATEK

## Zkratky:

AZ	Aktivní zóna
BOC	Beginning of Campaign – začátek palivové kampaně
DNB	Departure from Nucleate Boiling
DNBR	Departure from Nucleate Boiling Ratio
EOC	End of Campaign – konec palivové kampaně
HCC	hlavní cirkulační čerpadlo
CHF	Critical Heat Flux
IAEA	Mezinárodní agentura pro atomovou energii
LHF	Local Heat Flux
LOCA	Loss of Coolant Accident
LQR	Limiting Quality Region
MDNBR	Minimal Departure from Nucleate Boiling Ratio
PP	palivový proutek
PS	palivový soubor
SÚJB	Státní úřad pro jadernou bezpečnost

## Symboly:

$a$	délka subkanálového rozhraní	(m)
$A$	pomocný koeficient	(-)
$A$	průřez	(m <sup>2</sup> )
$a, b, c$	koeficienty drsnosti a geometrie subkanálu	(-)
$a_1, a_2 \dots$	koeficienty polynomické funkce	(-)
$ABETA$	pomocný koeficient	(-)
$A_p$	průtočná plocha	(m <sup>2</sup> )
$BBETA$	pomocný koeficient	(-)
$c$	koeficient tepelné vodivosti	(W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> )
$C$	pomocný koeficient	(-)
$C$	ztrátová funkce pro příčný tok	(-)
$CBETA$	pomocný koeficient	(-)
$c_p$	měrná tepelná kapacita	(J·kg <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> )
$D$	hydraulický průměr	(m)
$d$	průměr	(m)
$F$	koeficient nerovnoměrného výv. tepla	(-)
$f$	součinitel odporu příčného proudění	(-)
$f$	součinitel třecího odporu	(-)
$f_t$	koeficient turbulentní hybnosti	(-)

$g$	gravitační zrychlení	$(\text{m}\cdot\text{s}^{-2})$
$G$	hustota hmotnostního toku	$(\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1})$
$h$	měrná entalpie	$(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1})$
$h$	součinitel přestupu tepla	$(\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1})$
$h^*$	měrná entalpie odebraná příčným prouděním	$(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1})$
$i$	měrná entalpie	$(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1})$
$i_{sat}$	saturační měrná entalpie	$(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1})$
$i_{sub}$	míra podchlazení pomocí měrné entalpie	$(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1})$
$i_{vstupni}$	měrná entalpie na vstupu do AZ	$(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1})$
$K$	koeficient tlakové ztráty	(-)
$k$	tepelná vodivost	$(\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1})$
$K_g$	korekční faktor na geometrii	(-)
$k_i$	ztrátový koeficient tlakového gradientu	(-)
$l$	délka kontrolního objemu pro př. hybnost	(m)
$m$	hmotnostní průtok	$(\text{kg}\cdot\text{s}^{-1})$
$N_{PP}$	počet palivových proutků	(-)
$Nu$	Nusseltovo číslo	(-)
$N_{VT}$	počet vodících trubek	(-)
$O_{CT}$	obvod centrální trubky	(m)
$O_o$	omočený obvod	(m)
$O_{PP}$	obvod palivového proutku	(m)
$O_v$	vytápěný obvod	(m)
$O_{VT}$	obvod vodící trubky	(m)
$p$	tlak	(Pa)
$P_h$	vytápěný obvod	(m)
$Pr$	Prandtlovo číslo	(-)
$q$	hustota tepelného toku	$(\text{W}\cdot\text{m}^{-2})$
$Q$	pomocný parametr	(-)
$q'$	lineární výkon	$(\text{W}\cdot\text{m}^{-1})$
$q''$	průměrná hustota tepelného toku	$(\text{W}\cdot\text{m}^{-2})$
$q_{cr}$	kritický tepelný tok	$(\text{W}\cdot\text{m}^{-2})$
$q_{local}$	lokální hustota tepelného toku	$(\text{W}\cdot\text{m}^{-2})$
$r$	měrné výparné teplo	$(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1})$
$Re$	Reynoldsovo číslo	(-)
$S$	délka kontrolního objemu pro př. hybnost	(m)
$\bar{s}$	pomocný koeficient	(-)
$s$	velikost mezery mezi proutky	(m)
$s_1$	rozteč proutků ve stejné řadě	(m)
$s_2$	rozteč proutků v rámci vedlejších řad	(m)

$t$	čas	(s)
$t$	teplota	(°C)
$T$	termodynamická teplota	(K)
$T_{sat}$	saturační termodynamická teplota	(K)
$T_{sub}$	míra podchlazení pomocí teploty	(K)
$T_{vstupni}$	termodynamická teplota na vstupu do AZ	(K)
$u$	rychlost proudění v axiálním směru	(m·s <sup>-1</sup> )
$u^*$	rychlost proudění v příčném směru	(m·s <sup>-1</sup> )
$u''$	efektivní rychlost transportu energie	(m·s <sup>-1</sup> )
$v$	měrný objem	(m <sup>3</sup> ·kg <sup>-1</sup> )
$v'$	efektivní měrný objem pro hybnost	(m <sup>3</sup> ·kg <sup>-1</sup> )
$w$	příčné tlakové proudění	(kg·m <sup>-1</sup> ·s <sup>-1</sup> )
$w'$	příční turbulentní proudění	(kg·m <sup>-1</sup> ·s <sup>-1</sup> )
$x$	poměrná axiální pozice	(-)
$x$	suchost	(-)
$x_d$	suchost kdy se tvoří bublinky	(-)
$x_e$	rovnovážná suchost	(-)
$x_{sub}$	míra podchlazení pomocí suchosti	(-)
$Y_B$	pomocný součinitel	(-)
$z$	osový směr proudění	(-)
$z$	efektivní centroidová vzdálenost	(m)
$z$	počet řad proutků	(-)
$\tau_w$	smykové tření	(N·m <sup>-2</sup> )
$\Delta T_{zc}$	rozdíl teploty stěny a chladiva	(K)
$\Delta x$	velikost kontrolního objemu	(m)
$\Delta \zeta$	dodatečná ztráta teplotním rozdílem	(-)
$\alpha$	objemový podíl páry	(-)
$\beta$	koeficient turbulentního míšení	(-)
$\zeta$	součinitel hydraulického odporu	(-)
$\theta$	úhel působení gravitační síly	(°)
$\mu$	dynamická viskozita	(Pa·s)
$\rho$	hustota	(kg·m <sup>-3</sup> )
$\sigma$	povrchové napětí	(N·m <sup>-1</sup> )
$\psi$	koeficient úhlu příčného proudění	(-)
$\phi$	opravný koeficient součinitele tř. odporu	(-)