



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

VÝPOČETNÍ A EXPERIMENTÁLNÍ ANALÝZY JADERNÝCH PALIV NOVÉ GENERACE

EXPERIMENTAL AND CALCULATIONAL ANALYSES OF NEW GENERATION NUCLEAR FUELS

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Jakub Tioka

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Kamil Števanka

BRNO 2021



Diplomová práce

magisterský navazující studijní program **Elektroenergetika**

Ústav elektroenergetiky

Student: Bc. Jakub Tioka

ID: 195453

Ročník: 2

Akademický rok: 2020/21

NÁZEV TÉMATU:

Výpočetní a experimentální analýzy jaderných paliv nové generace

POKYNY PRO VYPRACOVÁNÍ:

1. Provedte detailní rešerši týkající se oblasti jaderného paliva.
2. Podrobně proberte problematiku pokročilých paliv (ATF - Accident Tolerant Fuel, TRISO - Tristructural Isotropic, a další).
3. Seznamte se s výpočetními programy určenými k simulacím v oblasti tzv. subkanálové analýzy.
4. Provedte simulaci experimentu na testovacím stendu pokrytí jaderného paliva Mobile Research Critical Heat-flux Apparatus.
5. Účastněte se měření a vyhodnocování dat z experimentů.
6. Srovnajte experimenty s výpočty.

DOPORUČENÁ LITERATURA:

- 1) Materiály IAEA, NEA a WNA
- 2) M. Ševeček: Dizertační práce
- 3) Š. Foral: Dizertační práce
- 4) Manuály k vybraným výpočetním programům

Termín zadání: 8.2.2021

Termín odevzdání: 24.5.2021

Vedoucí práce: Ing. Kamil Števíka

Konzultant: doc. Ing. Karel Katovský, Ph.D.

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.

Prohlášení

„Prohlašuji, že svou diplomovou práci na téma výpočetní a experimentální analýzy jaderných paliv nové generace jsem vypracoval samostatně pod vedením vedoucího diplomové 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 diplomové práce dále prohlašuji, že v souvislosti s vytvořením této diplomové 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 vedoucímu diplomové práce Ing. Kamilovi Števkovi, za podnětné rady a odbornou pomoc, kterou mi poskytoval při zpracování mé diplomové práce a za čas, který mi věnoval. Současně bych chtěl poděkovat doc. Ing. Karlovi Katovskému, Ph.D. za jeho pomoc se získáváním potřebných informací a podkladů. Mé poděkování patří také Ing. Danielovi Vlčkovi a Ing. Štěpánovi Foralovi Ph.D. za odbornou pomoc a cenné rady při vypracování této práce.

V Brně dne: **24. května 2021**

.....
podpis autora

Abstrakt

Výzkum jaderných paliv odolných vůči haváriím (ATF), na které se zaměřuje první část této práce, je v současné době jedním z nejaktuálnějších témat v oblasti jaderných paliv. Tato paliva musí být úspěšně testována při provozních i havarijních podmínkách pro jejich možné zařazení do komerčního využití.

Tato práce se dále konkrétně zaměřuje na krizi varu v jaderných reaktorech, při níž může dojít až k poškození pokrytí. Proto je potřeba znát hodnotu kritického tepelného toku a snažit se udržovat rezervu do krize varu.

V praktické části této práce se nachází výpočty pro určení hodnoty kritického tepelného toku, které jsou následně srovnávány s experimentálně naměřenými hodnotami. Pro tuto výpočetní analýzu je využit program ALTHAMC12 a další korelace stanovené na základě předchozího měření.

Klíčová slova

lehkovodní reaktor, jaderné palivo, pokrytí paliva, palivo odolné vůči haváriím, krize varu, kritický tepelný tok

Abstract

The search for Accident tolerant fuels (ATF) which is the first part of this thesis is currently one of the most actual topics in the field of nuclear fuels. These fuels must be first successfully tested in operational and also accident conditions for their possible inclusion in commercial use.

Following part of the thesis specifically focuses on the boiling crisis in nuclear reactors which can damage the nuclear fuel cladding. Therefore, it is necessary to know the critical heat flux value and the departure from nuclear boiling ratio.

Calculations which determine critical heat flux value are placed in the practical part of the thesis. Calculations are compared with the data obtained during experiments. The ALTHAMC12 and the other correlations which are based on the previous measurements are used for the computational analysis.

Keywords

light water reactor, nuclear fuel, fuel cladding, accident tolerant fuel, boiling crisis, critical heat flux

Bibliografická citace:

TIOKA, Jakub. Výpočetní a experimentální analýzy jaderných paliv nové generace [online]. Brno, 2021 [cit. 2021-05-24]. Dostupné z: <https://www.vutbr.cz/studenti/zav-prace/detail/134920>. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií, Ústav elektroenergetiky. Vedoucí práce Kamil Števíanka.

Obsah

1.	Úvod	16
2.	Jaderná Paliva	17
2.1	Typy jaderných paliv	17
2.1.1	Dle materiálu paliva	17
2.1.2	Dle obohacení paliva	17
2.1.3	Dle formy paliva.....	17
2.1.4	TRISO	18
2.2	Palivový soubor tlakovodních reaktorů	19
2.2.1	Palivová tyč	19
2.2.2	Palivová peleta	20
2.2.3	Výroba palivových pelet	21
2.2.4	Problémy oxidu uraničitého palivových pelet	21
2.2.5	Pokrytí jaderného paliva.....	21
2.2.6	Slitiny zirkonia používané na pokrytí paliva.....	22
2.2.7	Problémy pokrytí paliva ze slitin zirkonia	22
2.3	Chování paliva při normálním provozu	23
	Napuchání pelet.....	23
	Praskání pelet	24
2.3.1	Dlouhodobá oxidace zirkoniového pokrytí paliva	24
2.3.2	Ozařování zirkoniového pokrytí paliva.....	24
2.4	Chování paliva při abnormálním provozu	25
2.4.1	Velká LOCA havárie.....	25
2.4.2	RIA	26
2.4.3	Poškození pokrytí paliva	26
3.	ATf – paliva odolná vůči haváriím	28
3.1	Antioxidační povlak	28
3.1.1	Metody výroby	28
3.1.2	Chrom.....	29
3.1.3	FeCrAl.....	29
3.1.4	MAX fáze	29
3.1.5	Nitridy	29

3.1.6	Karbid křemíku	30
3.2	Nový materiál pokrytí paliva	30
3.2.1	FeCrAl	30
3.2.2	Karbid křemíku	31
3.3	Modifikace palivových pelet	31
4.	Rozbor Antioxidačních povlaků	32
4.1	Testovací metody ATF povlaků	32
4.1.1	Testování odolnosti vůči oxidaci	32
4.1.2	Testování odolnosti vůči záření	32
4.1.3	Testování mechanické pevnosti	33
4.2	Vlivy povlaku na vlastnosti pokrytí paliva	33
4.2.1	Tloušťka povlaku	33
4.2.2	Mechanická pevnost	33
4.2.3	Odolnost vůči oxidaci	33
4.2.4	Odolnost vůči ozařování	34
4.2.5	Ochrana vůči poškození pokrytí paliva	34
5.	Krize Varu	35
5.1	Dvoufázové proudění	35
5.1.1	Podobnostní čísla	36
5.2	Rozdělení varu	36
5.3	Problematika varu v tlakovodních reaktorech	37
5.3.1	Krize varu prvního druhu	37
5.3.2	Krize varu druhého druhu	38
5.4	Školní zařízení pro měření kritického tepelného toku	39
5.4.1	Testovací sekce	40
6.	Subkanálová analýza	42
6.1	Subkanálový kód	43
6.1.1	Základní rovnice	43
6.1.2	Korelace pro výpočet kritického tepelného toku	45
6.2	Korelace prstencové geometrie	45
6.2.1	Korelace Rogers	45
6.2.2	Korelace Hanaro	46

6.2.3	Korelace Kowalski	47
6.3	Korelace pro geometrii svazku tyčí	47
6.3.1	Korelace Bezrukov – OKB	47
6.3.2	Korelace Bowring	48
6.3.3	Korelace VA-6	49
6.3.4	Korelace KDIS	49
7.	Výsledky	51
7.1	Vstupní hodnoty do výpočtů	51
7.1.1	Experimenty na školním testovacím zařízení	51
7.1.2	Experimenty na LWL	53
7.2	Výpočet v programu ALTHAMC12	55
7.2.1	Výsledky z modelu školního testovacího zařízení	55
7.2.2	Výsledky z LWL	56
7.3	Výpočet podle korelací v prstencové geometrii	59
7.3.1	Výpočet podle korelace Rogers	59
7.3.2	Výpočet podle korelace Hanaro	61
7.3.3	Výpočet podle korelace Kowalski	62
7.4	Výpočet podle korelací geometrie svazku tyčí	63
7.4.1	Výpočty srovnané s experimentálními daty	63
7.4.2	Výpočty srovnané s výsledky z ALTHAMC12	64
7.5	Shrnutí výsledků	64
7.5.1	Výpočet podle korelací prstencové geometrie	65
7.5.2	Výpočet podle korelací geometrie svazku tyčí	66
7.5.3	Možné vlivy ATF na krizi varu	67
8.	Závěr	69
	Literatura	70
9.	Přílohy	74
9.1	Tabulky při výpočtech prstencové geometrie	74
9.2	Tabulky při výpočtech geometrie svazků tyčí	77

Seznam symbolů a zkratek

Zkratka	Význam
ATF	palivo odolné vůči haváriím
LEU	nízko obohacený uran
HEU	vysoce obohacený uran
BWR	varný reaktor
PWR	tlakovodní reaktor západního typu
VVER	tlakovodní reaktor východního typu
RBMK	kanálový reaktor velkého výkonu
CANDU	kanadský těžkovodní reaktor
FBR	rychlý množivý reaktor
HTGR	vysokoteplotní plynem chlazený reaktor
OCR	organicky chlazený reaktor
RIA	havárie zahájená rychlým nárustem reaktivity
LOCA	havárie se ztrátou chladiva
LHGR	lineární rychlost generování tepla
TD	teoretická hustota
DNB	krize varu
DNBR	minimální kritický tepelný poměr
CHF	kritický tepelný tok
Nu	Nusseltovo číslo
Re	Reynoldsovo číslo
Fo	Fourierovo číslo
Pr	Prandtlovo číslo
Gr	Grasshofovo číslo
We	Weberovo číslo
MRCHA	mobilní výzkumné zařízení pro měření kritického tepelného toku
LWL	velká vodní smyčka

Symbol	jednotka	význam
a	$\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$	součinitel teplotní vodivosti
c_p	$\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	měrná tepelná kapacita
D	m	průměr
d	m	rozeč mezi palivovými proutky
G	$\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$	hustota hmotnostního toku
g	$\text{m} \cdot \text{s}^{-2}$	gravitační zrychlení
h	$\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$	měrná entalpie
K_g	-	celkový koeficient ztrát
l	m	délka palivového proutku
\dot{m}	$\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$	hmotnostní tok
O	m	obvod
p	Pa	tlak
q	$\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$	plošná hustota tepelného toku
q_c^{II}	$\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$	kritický tepelný tok
r	m	poloměr
s	-	skluzový poměr

S	m^2	plocha
T	K	teplota
t	s	čas
Ta	m^{-1}	Taylorova nestabilita
u	$m.s^{-1}$	rychlost proudění
w	$kg.m^{-1}.s^{-1}$	příčné proudění způsobené tlakovým rozdíly
w ^l	$kg.m^{-1}.s^{-1}$	příčné proudění způsobené turbulentním prouděním
x	-	statická suchost
x _z	-	průtočná suchost
y	K^{-1}	teplotní součinitel objemové roztažnosti
z	m	charakteristický rozměr

Řecký symbol	jednotka	význam
$\{a\}_z$	-	střední objemový podíl páry v ose proudění
$\langle av \rangle$	-	objemový střední podíl páry
$\langle \rho \rangle$	$kg.m^{-3}$	měrná hustota dvoufázové směsi
Δ		rozdíl
δ	m	velikost mezery mezi palivovými proutky
ζ	-	součinitel místních odporů
θ	-	lokální číslo pro podchlazení
λ	$W.m^{-1}.K^{-1}$	měrná tepelná vodivost
ξ	-	součinitel tření
σ	$N.m^{-1}$	povrchové napětí
Φ	-	opravný koeficient na dvoufázové proudění
ν	$m^2.s$	kinematická viskozita
ρ	$kg.m^{-3}$	hustota

Index	význam
eh	vyjadřuje vyhřívaný obvod nebo plochu
fg	vztahuje se k výparnému teplu
hyd	vyjadřuje hydraulický obvod nebo průměr
i	vztahující se k počítanému subkanálu
ij	označení veličiny vztahující se na subkanál i a j
in	vyjadřuje vnitřní nebo vstupní parametry
j	vztahující se k sousedícímu subkanálu
l	vztahující se ke kapalině
out	vyjadřuje vnější nebo výstupní parametry
p	vztahuje se k povrchu pokrytí paliva
r	vyjadřuje redukovaný parametr
stř	označuje střední hodnoty
t	vztahující se k těžišti
v	vztahující se k páře
vyp	označuje vypočítané hodnoty
w	vyjadřuje omočený obvod nebo plochu
y	označení souřadnicové osy y
z	označení souřadnicové osy z

Seznam obrázků

Obr. 2-1 Vrstvy pokrytí TRISO částice [26] - upraveno.....	19
Obr. 2-2 Palivové tyče [1]	19
Obr. 2-3 Teplotní profil palivové pelety v závislosti na LHGR [2]	20
Obr. 2-4 Tepelná vodivost oxidu uraničitého v závislosti na teplotě [3]	20
Obr. 2-5 Palivové pelety [4]	21
Obr. 2-6 Teplota fázové transformace Zr slitin [19]	23
Obr. 2-7 Napuchání palivových pelet [39] – upraveno	23
Obr. 2-8 Radiální trhliny palivové pelety při na konci palivového cyklu [5]	24
Obr. 2-9 Reaktor v době vzniku havárie LOCA [40]	25
Obr. 2-10 Poškození pokrytí paliva nafouknutím [6]	26
Obr. 2-11 Interakce pelet s pokrytím paliva při RIA [6].....	27
Obr. 3-1 porovnání pokrytí z FeCrAl s Zr při ztrátě napájení [20] - upraveno.....	30
Obr. 5-1 Rozdíl teplot povrchu pokrytí a chladiva v závislosti na hustotě tepelného toku mezi povrchem pokrytí a chladičem [22] – upraveno.....	37
Obr. 5-2 Režimy proudění, přestupu tepla a průběh teploty pokrytí a chladiču při krizi varu druhého druhu [27]- upraveno	39
Obr. 5-3 Primární část měřicího zařízení pro testování kritického tepelného toku [27] - upraveno	40
Obr. 5-4 Testovací sekce školního zařízení MRCHA	41
Obr. 6-1 Uspořádání palivových proutků a subkanálů [29] - upraveno	42
Obr. 6-2 uzavřené palivové kazety a otevřené palivové soubory [44].....	43
Obr. 7-1 geometrie testovací sekce MRCHA.....	51
Obr. 7-2 geometrie testovací sekce LWL.....	53
Obr. 7-3 Stanovení vzdálenosti mezi těžišti	54
Obr. 7-4 Porovnání hodnot kritického tepelného toku experimentálních a vypočtených hodnot školního zařízení podle korelace PGS.....	55
Obr. 7-5 Porovnání hodnot kritického tepelného toku experimentálních a vypočtených hodnot LWL podle korelace PGS	56
Obr. 7-6 Porovnání hodnot kritického tepelného toku experimentálních a vypočtených hodnot LWL podle korelace OKB	57

Obr. 7-7 porovnání hodnot kritického tepelného toku experimentálních a vypočtených podle korelace Rogers	59
Obr. 7-8 porovnání hodnot kritického tepelného toku experimentálních a vypočtených podle korelace Rogers s novými koeficienty	61
Obr. 7-9 porovnání hodnot kritického tepelného toku experimentálních a vypočtených podle korelace Hanaro	61
Obr. 7-10 porovnání hodnot kritického tepelného toku experimentálních a vypočtených podle korelace Kowalski	62
Obr. 7-11 porovnání hodnot kritického tepelného toku experimentálních a vypočtených podle korelací Bezrukov, VA-6, KDIS a Bowring	63
Obr. 7-12 porovnání vypočtených hodnot kritického tepelného toku z programu ALTHAMC12 podle OKB korelace s vypočtenými hodnotami podle korelací Bezrukov, VA-6, KDIS a Bowring.....	64
Obr. 7-13 Závislost kritického tepelného toku na hustotě hmotnostního toku – korelace Rogers.....	65
Obr. 7-14 Závislost kritického tepelného toku na hustotě hmotnostního toku – porovnání výsledků jednotlivých korelací	66

Seznam tabulek

Tabulka 1 – Jmenovité hodnoty složení Zr slitin [19]	22
Tabulka 2 – Parametry zařízení a provozní odchylky od nastavených hodnot	40
Tabulka 3 - Platný rozsah korelací	45
Tabulka 4 - Konstanty korelace Rogers [31]	46
Tabulka 5 Platnost korelací pro geometrie svazku tyčí.....	47
Tabulka 6 – Rozměry testovací sekce školního zařízení.....	51
Tabulka 7 - Rozměry jednoho subkanálu.....	51
Tabulka 8 - Rozměry testovací sekce LWL	53
Tabulka 9 – rozměry jednoho středového subkanálu.....	54
Tabulka 10 - Rozsah platnosti korelací v programu ALTHAMC12 [25]	55
Tabulka 11 - Citlivostní analýza tepelného toku při výpočtu kritického tepelného toku podle korelace OKB v programu ALHAMC12	58
Tabulka 12 Citlivostní analýza tepelného toku při výpočtu rezervy do krize podle korelace OKB v programu ALHAMC12.....	58
Tabulka 13 - Rozsah platnosti nových koeficientů korelace Rogers	60
Tabulka 14 – Stanovené a vypočtené odchylky	66
Tabulka 15 závislost kritického tepelného toku na počtu axiálních kroků výpočtu	67
Tabulka 16 - Parametry chladiva při měření na školním zařízení.....	74
Tabulka 17 - Výpočetní tabulka korelace Rogers pro 200kPa.....	74
Tabulka 18 - Výpočetní tabulka korelace Rogers pro 120kPa.....	74
Tabulka 19 - Výpočetní tabulka korelace Rogers pro 300kPa.....	75
Tabulka 20 - Výpočetní tabulka korelace Kowalski pro 200kPa.....	75
Tabulka 21 - Výpočetní tabulka korelace Kowalski pro 120kPa.....	75
Tabulka 22 - Výpočetní tabulka korelace Kowalski pro 300kPa.....	75
Tabulka 23 - Výpočetní tabulka korelace Hanaro pro 200kPa	76
Tabulka 24 - Výpočetní tabulka korelace Hanaro pro 200kPa	76
Tabulka 25 - Výpočetní tabulka korelace Hanaro pro 200kPa	76
Tabulka 26 - Výpočetní tabulka korelace Rogers s novými koeficienty pro 200kPa	76
Tabulka 27 - Výpočetní tabulka korelace Rogers s novými koeficienty pro 120kPa	76
Tabulka 28 - Výpočetní tabulka korelace Rogers s novými koeficienty pro 200kPa	77

Tabulka 29 - Rozměry bočního subkanálu.....	77
Tabulka 30 - Rozměry rohového subkanálu	77
Tabulka 31 - Výpočetní tabulka korelace Bezrukov	77
Tabulka 32 - Výpočetní tabulka korelace VA-6	78
Tabulka 33 - Výpočetní tabulka korelace KDIS	78
Tabulka 34 - Výpočetní tabulka korelace Bowring.....	79
Tabulka 35 - parametry chladiwa při měření na LWL.....	79
Tabulka 36 Vypočítané hodnoty z ALTHAMC12 podle PGS korelace pro školní zařízení	80
Tabulka 37 Vypočítané hodnoty z ALTHAMC12 podle OKB korelace pro LWL.....	80
Tabulka 38 Vypočítané hodnoty z ALTHAMC12 podle PGS korelace pro LWL.....	81

1. ÚVOD

Pro jaderné elektrárny je současný trend neustále hodnotit a zvyšovat jejich bezpečnost. To je možné rozdělit na dva způsoby. Prvním způsobem zvýšení bezpečnosti je zabránit vzniku možné havárie, druhý způsob se zabývá zvládnutím havárie s co nejmenší možnou škodou. Právě v této druhé kategorii při vzniku velmi těžké havárie je jaderné palivo jedním z největších bezpečnostních rizik.

Po havárii jaderné elektrárny Fukušima Daiči v roce 2011 začal rozvoj nových typů paliv označených jako ATF (Accident Tolerant Fuel). Tato nová paliva, odolná vůči haváriím, by měla zlepšit nebo eliminovat rizika spojená s používáním současných paliv. Jeden z hlavních problémů je oxidace palivového pokrytí za velmi vysoké teploty, dalším problémem je špatný odvod tepla ze středu palivové pelety. Paliva ATF si též musí být schopna zachovat současné dobré provozní vlastnosti běžných paliv.

ATF paliva se snaží vylepšit současná paliva třemi způsoby. Prvním způsobem je nanesení antioxidační vrstvy na současné zirkoniové pokrytí, druhý způsob uvažuje o změně materiálu pokrytí za materiál odolnější vůči oxidaci a třetí způsob se snaží vylepšit malou tepelnou vodivost palivových pelet. Nejdále ve výzkumu jsou paliva s nanesenou antioxidační vrstvou, která se již testují v komerčních reaktorech a výrobci očekávají jejich uvedení na trh již v roce 2025.

Úkolem této práce je připojit se k výzkumu krize varu probíhající na VUT FEKT na ústavu elektroenergetiky. Pro provádění experimentů se na škole využívá zařízení nazývané Mobile Research Critical Heat flux Apparatus, které umožňuje měřit kritický tepelný tok za nízkého tlaku a průtoku. Testovací sekce tohoto zařízení je vnitřně vyhřívaný prstenec, v jehož středu se nachází testovaný vzorek pokrytí paliva. Již byly provedeny experimenty se vzorky materiálů pokrytí paliva, které se v současné době používají. Následovat mají experimenty s nanesenou antioxidační vrstvou na testovacích vzorcích.

Dalším úkolem této práce je výpočetně ověřit experimentálně zjištěné hodnoty, k čemuž má být využit vhodný program pro výpočty tzv. subkanálové analýzy.

Posledním úkolem této práce je porovnat výsledky změřené na školním zařízení s výsledky vypočtenými pomocí subkanálové analýzy.

2. JADERNÁ PALIVA

V historii se používalo mnoho druhů jaderných paliv. Jako vhodné jaderné palivo pro komerční reaktory se ukázalo palivo ve formě palivových pelet z UO_2 uzavřené v pokrytí ze zirkoniové slitiny. Ostatní typy paliv se používaly a používají jen v experimentálních a neenergetických reaktorech. V této kapitole jsou popsány hlavní typy jaderných paliv a dále je popsáno klasické palivo komerčních reaktorů.

2.1 Typy jaderných paliv

Existuje mnoho způsobů, jak rozdělit jaderná paliva. V následující části jsou dělena podle materiálu, obohacení a formy. V této kapitole je uvedený i specifický typ paliva pro vysokoteplotní reaktory nazývaný TRISO.

2.1.1 Dle materiálu paliva

Uran – ^{235}U je jediný štěpný přírodní nuklid. Využívá se jako palivo ve všech komerčních reaktorech.

Plutonium – nevyskytuje se v surové formě na Zemi, vzniká např. při provozu jaderných reaktorů. Nejběžněji vzniká po zachytu neutronu na ^{238}U . Získává se pak hlavně při přepracování použitého jaderného paliva. Samostatně se dále v palivu nepoužívá, ale kombinuje se v palivu typu MOX (Mixed Oxide Fuel). Toto palivo obsahuje $\pm 7,5\%$ PuO_2 a zbytek je doplněn přírodním uranem. [26]

Thorium – zatím je ve fázi výzkumu, uvažuje se jako prvek do množivých reaktorů. ^{232}Th má lepší účinný průřez pro zachyt neutronů než ^{238}U . Po zachytu a ustálení se přemění na ^{233}U , který je dobrým štěpným materiálem. [34]

2.1.2 Dle obohacení paliva

Přírodní uran – obsahuje $0,7\%$ ^{235}U . Dnes jej už nepoživá žádný komerční reaktor, dříve ho využívaly reaktory typu RBMK a CANDU.

Nízko obohacený uran (LEU) – do 20% ^{235}U , se používá pro komerční tlakovodní, varné i experimentální reaktory. Přesto má většina komerčních paliv obohacení do 5% ^{235}U .

Vysoce obohacený uran (HEU) – nad 20% ^{235}U , využívá se pro reaktory typu FBR a HTGR, výjimečně pro experimentální reaktory. [35]

2.1.3 Dle formy paliva

Oxidová forma – keramické palivo UO_2 využívají téměř všechny energetické jaderné reaktory. Výhodami jsou vysoká teplota tání a teplotní stabilita, odolnost vůči korozi a radiaci. Hlavními nevýhodami jsou nízká tepelná vodivost, křehkost a slabá odolnost proti rychlým teplotním změnám. Budou podrobně popsány dále v kapitole 2.2.4. [35]

Kovová forma – kovová uranová paliva byla využívána některými z prvních jaderných reaktorů. Je snadné je vyrobit i recyklovat, mají vysokou hustotu a velkou tepelnou vodivost. Dobře spalují aktinoidy a mají malou tepelnou kapacitu. Jejich hlavní nevýhodou je nízká teplota tání a též velká teplotní roztažnost. Z tohoto důvodu se kovová paliva se momentálně komerčně nevyužívají. [35]

Karbidová forma – karbidové palivo se zatím nepoužívá v komerčních reaktorech, zkoumá se však pro své dobré vlastnosti. Karbid uranu má šestkrát větší tepelnou vodivost a o 30 % vyšší hustotu než UO_2 . Má vysokou teplotu tání (přes $2500\text{ }^\circ\text{C}$), těž dobře pohlcuje štěpné produkty při provozních teplotách. Mezi hlavní nevýhody patří obtížné přepracování vyhořelého paliva a vysoká náchylnost ke korozi ve vodě, proto jej není možné využít v žádném reaktoru chlazeném vodou. Bylo však úspěšně testováno v reaktoru chlazeném organickými látkami (OCR). Tyto reaktory jako chladivo používají uhlovodíky, např. polychlorovaný bifenyl. Je uvažováno jako palivo pro reaktory IV. generace. [8]

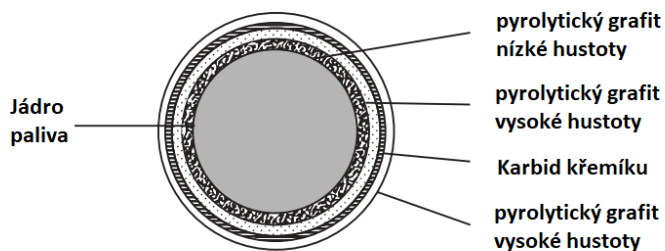
Nitridová forma – stejně jako karbidové palivo se používají zatím jen ve výzkumu. Oproti UO_2 mají vyšší hustotu (asi o 40 %), jednoduché přepracování, jsou chemicky stabilní a odolné vůči záření. Na druhé straně výroba vyžaduje složité kroky, což zvyšuje jejich cenu. Nitridové palivo též není odolné vůči oxidaci. Testováno bylo úspěšně v sodíkem chlazeném reaktoru. Uvažuje se, stejně jako karbidové palivo, do reaktorů IV. generace. [9]

Kapalné formy – kapalné palivo bylo vyvíjeno již po druhé světové válce s cílem vyvinout pohon pro letadla [35]. Při použití kapalných paliv proudí palivo i se štěpnými produkty v celém primárním okruhu. Zkušební reaktory měly uran rozpuštěný ve fluoridových solích (MSR), čímž se dosáhlo vyšších teplot za nižších tlaků než u pevných paliv. U této formy paliva jsou eliminovány problémy s pevnými palivy (napučání, hromadění plyných štěpných produktů). Naopak obrovskou nevýhodou jsou problémy spojené s využitím fluoridových solí, které navíc způsobují silnou korozi celého primárního okruhu. Je potřeba i předehřívát primární okruh při spouštění a náročný je i systém pro výměnu paliva. [7]

V komerčních reaktorech se dále paliva mohou dělit dle způsobu jejich výměny, rozměrů a chladiva. A i pro reaktory stejného typu existuje více druhů paliv s rozdílným obohacením, vyhořením a předpokládanou dobou odstávky.

2.1.4 TRISO

TRISO (Tristructural-isotropic) je palivo používané ve vysokoteplotních reaktorech (HTGR). Z toho důvodu palivo musí odolávat velmi vysokým provozním teplotám ($750\text{ }^\circ\text{C}$ – $900\text{ }^\circ\text{C}$). TRISO palivo bylo poprvé vyvinuto na konci 50. let 20. století. Palivo má tvar koule o průměru asi 60 mm nebo šestibokého hranolu s pokrytím z grafitu. Uvnitř paliva jsou malé palivové částice o průměru asi 1 mm, které tvoří vysoce obohacený uran ve formě UO_2 se čtyřmi vrstvami pokrytí paliva. Jednotlivé vrstvy pokrytí jsou znázorněny na Obr. 2-1. První vrstva z vnitřní strany je porézní pyrolytický grafit s nízkou hustotou, ve kterém se hromadí štěpné plyny. Další vrstvou je pyrolytický grafit s vysokou hustotou, který pomáhá zachycovat štěpné plyny a chrání při depozici karbidu křemíku vnitřní část paliva. Třetí vrstvou je karbid křemíku (SiC), který tvoří hlavní konstrukční část a zachycuje ostatní štěpné produkty. Poslední vrstvou je pyrolytická vrstva s vysokou hustotou (nejčastěji opět grafitová) sloužící pro ochranu vrstvy SiC při manipulaci paliva během jeho výměny. [26]



Obr. 2-1 Vrstvy pokrytí TRISO částice [26] - upraveno

Z paliva neuniká žádný štěpný produkt a pokrytí paliva je odolné vůči nízkoteplotní oxidaci, vysokoteplotní oxidaci a ozařování neutrony. Úspěšně bylo pokrytí paliva testováno na tepelnou odolnost při teplotách 1800 °C. TRISO palivo se uvažuje i do reaktorů chlazených roztavenými solemi a pokročilých reaktorů chlazených plynem. Toto palivo se uvažuje i pro malé modulární reaktory. Experimentuje se i s palivem ve formě karbidů a thoriovým palivem. [28]

2.2 Palivový soubor tlakovodních reaktorů

Všechny současné komerční reaktory mají palivo hermeticky odděleno od chladiva i moderátoru. Palivovým souborem, se rozumí svazek palivových tyčí, mezi kterými protéká chladivo. Pokud je palivový soubor uzavřený v pouzdře, pak se nazývá uzavřená palivová kazeta. Novější typy reaktorů mají spíše otevřené palivové soubory bez pouzdra. Vzhledem k zaměření práce na paliva tlakovodních reaktorů budou nadále popisovány pouze takové palivové soubory, které jsou pro tento typ reaktorů používány. [37]

2.2.1 Palivová tyč

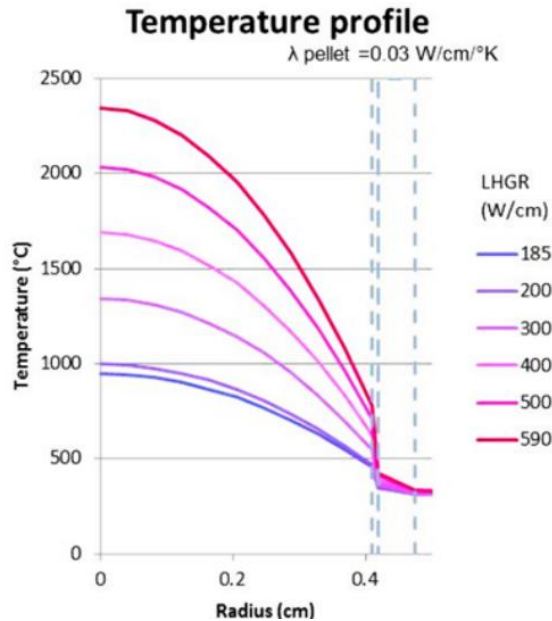
Palivové pelety hermeticky uzavřené v pokrytí ze slitin zirkonia se nazývají palivová tyč. Délka tyče může být od 2 m až do 4 m. Plní se heliem s přetlakem 0,5 – 2 MPa, což zlepšuje tepelnou vodivost mezi peletou a pokrytím paliva. Natlakované hélium též snižuje namáhání tlakem působící na pokrytí paliva během provozu reaktoru. V horní části je distanční pružina, která udržuje pelety v pracovní poloze. [37]



Obr. 2-2 Palivové tyče [1]

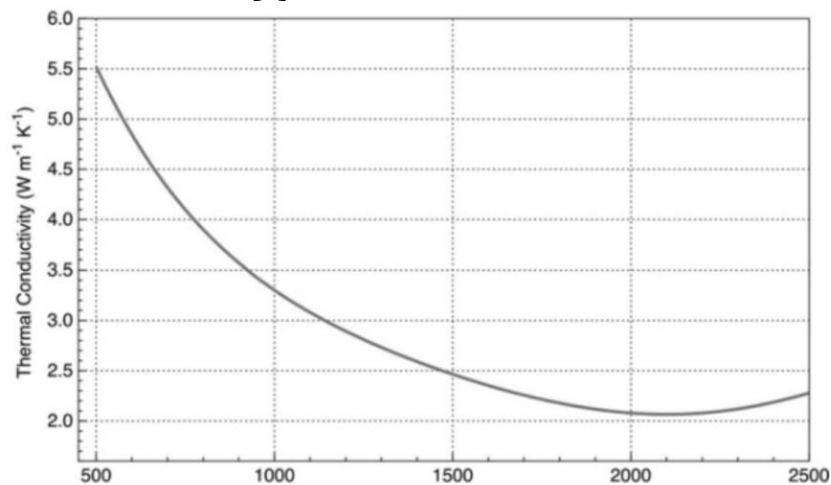
2.2.2 Palivová peleta

Palivová peleta je váleček o průměru 8-15 mm vyrobený z UO_2 . Mohou obsahovat vnitřní mezeru o průměru 1 mm, ve které se hromadí plynné štěpné produkty. Množství využitelné energie uvnitř pelety se udává ve vyhoření [MWd/kg]. Vyhoření pro reaktory druhé generace se pohybuje kolem 40 MWd/kg, novější typy reaktorů dosahují i hodnot přes 60 MWd/kg. Dalším důležitým parametrem je lineární rychlost generování tepla (LHGR) udávaná ve W/cm. Je to také jedna z vlastností, od které se odvíjí provozní teplotní profil pelety. Tato hodnota se mění v peletě v závislosti na vyhoření a stavu vyhořívajících absorbátorů. Teplotní profil pelety, při různých hodnotách LHGR, můžeme vidět na Obr. 2-3. [3]



Obr. 2-3 Teplotní profil palivové pelety v závislosti na LHGR [2]

Druhým parametrem, který upravuje teplotní profil pelety, je tepelná vodivost. Tepelná vodivost UO_2 je ve srovnání s kovovým uranem, nitridem uranu, karbidem uranu a zirkoniovým obkladovým materiálem velmi nízká. Tepelná vodivost se nám mění v závislosti na teplotě, teoretické hustotě, velikosti zrn, a vyhoření pelety. Příklad závislosti tepelné vodivosti na teplotě lze pozorovat na Obr. 2-4 [3].



Obr. 2-4 Tepelná vodivost oxidu uraničitého v závislosti na teplotě [3]

2.2.3 Výroba palivových pelet

Pelety se vyrábí lisováním sypkého UO_2 za vysoké teploty do požadovaného tvaru, tento proces se nazývá slinování. U palivové pelety je též důležité, aby dosahovala vysoké hladkosti povrchu – hrubý povrch by snížil tepelnou vodivost při styku s pokrytím paliva.

Palivová peleta má specifické hodnoty hustoty, velikosti zrn a poměr mezi kyslíkem a uranem. Teoretická hustota (TD) pelety, je poměr skutečné hustoty pelety k hustotě UO_2 , se pohybuje od 95 do 97 %. Při menších hodnotách by byla nedostatečná tepelná vodivost a při vyšších hodnotách by peleta nemohla pojmout napuchání. 2:1 je používaný poměr kyslíku a uranu v peletě. Velikost zrn UO_2 je přibližně 10–20 μm . [3]



Obr. 2-5 Palivové pelety [4]

2.2.4 Problémy oxidu uraničitého palivových pelet

Hlavním problémem UO_2 je jeho velmi malá tepelná vodivost, to vede k vysokým provozním teplotám (až 1600 °C) ve středu pelety, což je možné vidět na Obr. 2-3. V průběhu provozu dochází k napuchání a popraskání pelety. [37]

Při RIA (reactivity initiated accident) může díky špatné tepelné vodivosti dojít až k roztavení paliva (teplo se neodvádí dost rychle). I kvůli tomu problému mají palivové pelety co nejmenší průměr [12].

Snížené středové teploty pelety byl odstranilo mnoho provozních i havarijních problémů. Proto se zkoumají palivové pelety ATF dopované určitými prvky či sloučeninami pro zvýšení tepelné vodivosti; tyto jsou zmíněny v kapitole 3.

2.2.5 Pokrytí jaderného paliva

Hlavním úkolem pokrytí paliva je zabránit štěpným produktům úniku do chladiwa. Nejobtížnější je zadržet štěpné plyny a těžké prvky (Kr, Xe, I, Cs). Materiálem pokrytí pro paliva tlakovodních reaktorů jsou slitiny zirkonia označované jako Zr-4, ZIRLO, M5, E110, Zr-2. Zirkonium se využívá, protože je mechanicky odolné, má vysokou odolnost vůči korozi, nepropouští štěpné produkty a co je nejdůležitější, má malý mikroskopický účinný průřez pro radiační záchyt tepelných neutronů. Z toho důvodu všechny současné Zr slitiny obsahují přes 97 % Zr, Tloušťka klasického pokrytí paliva ze Zr slitiny je 0,575 mm. Teplota tání pokrytí paliva ze slitin Zr nastává při 1975 °C. [19]

2.2.6 Slitiny zirkonia používané na pokrytí paliva

Od 60. let minulého století, kdy se rozhodlo o používání Zr jako plášťů jaderných paliv, docházelo k neustálému vylepšování těchto slitin. Současné slitiny jsou optimalizované pro běžný provozní chod. Složení používaných slitin je uvedeno v

Tabulka 1.

Tabulka 1 – Jmenovité hodnoty složení Zr slitin [19]

označení materiálu	Sn %	Nb %	O %	Fe %	Cr %	Ni %	Zr %
Zry2	1,45	0	0,125	0,14	0,1	0,06	98,13
Zry4	1,45	0	0,125	0,21	0,1	0	98,12
ZIRLO	1,1	1,1	0,1	0,1	0	0	97,60
M5	0	1	0,06	0,038	0	0	98,90
E110	0	1	0,09	0,009	0	0	98,90

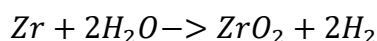
Legující prvky pomáhají vylepšit některé vlastnosti Zr:

- O – zvyšuje mez kluzu
- Sn – podporuje odolnost vůči korozi
- Nb – zajišťuje lepší odolnost vůči záření a oxidaci za vysoké teploty
- Fe, Cr, Ni – chrání slitinu vůči korozi za nízkých teplot

Jediný další legující prvek, o kterém se uvažuje, je Molybden. Měl by zlepšit odolnost vůči oxidaci za vysoké teploty. [19]

2.2.7 Problémy pokrytí paliva ze slitin zirkonia

U slitin Zr dochází k reakci.

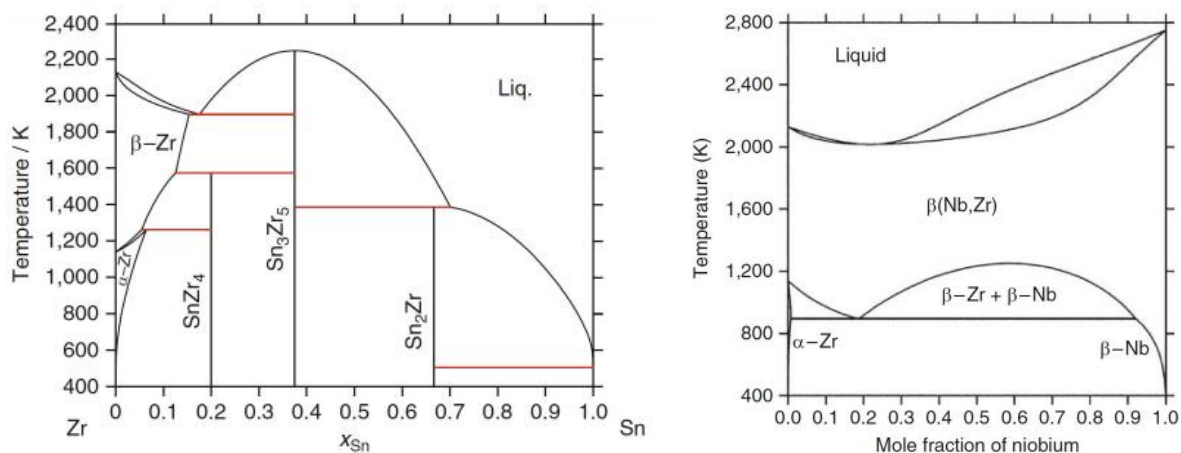


Při teplotě nad 1100 °C dochází k významnému nárůstu reakční rychlosti. Při této reakci též dochází k produkci tepla, která při překročení teploty 1100 °C není zanedbatelná (může být i srovnatelná s výkonem odstaveného reaktoru). Materiál při reakci velmi rychle degraduje.[38] Též dochází k radiolýze vody, při které se voda rozkládá na částice, a jeden z konečných produktů je vodík.

V okolí teplot 1200–1300 °C u pokrytí paliva dochází také k nevratné plastické deformaci palivové tyče. Též je možná deformace, která zabrání proudění chladiva. [17]

Dalším nevýhodou používání Zr a jeho slitin je, že mají fázovou přeměnu. Čistý Zr má fázovou přeměnu při 865 °C, kdy přechází z α do β modifikace. Při této fázové přeměně je snižena pevnost pokrytí paliva. Přesné účinky fázové přeměny se liší v závislosti na použité

slitině a použité výrobní metodě. Teploty fázových transformací v závislosti na poměru slitin Zr a Sn, Zr a Nb jsou naznačeny na Obr. 2-6. [19]



Obr. 2-6 Teplota fázové transformace Zr slitin [19]

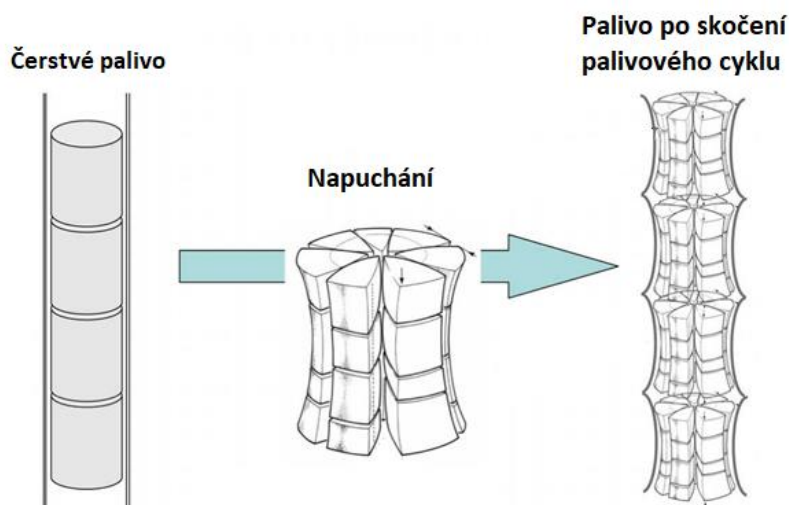
Tyto problémy nejvíce nastávají při LOCA havárii. Proto je snaha redukovat pravděpodobnost výskytu této havárie a případně mírnit její dopady. Problém vysokoteplotní oxidace řeší paliva odolná vůči haváriím popsána v kapitole 3.

2.3 Chování paliva při normálním provozu

Následující část popisuje situace, které nastávají při běžném provozu reaktoru a při vývoji nových paliv se s nimi musí počítat. Dále jsou uvedeny jen efekty, které mají při normálním provozu vliv na pokrytí paliva.

Napuchání pelet

Při provozu jaderného paliva vznikají štěpné plyny (zejména Xe a Kr). Ty se hromadí prvně v pórech, které záměrně vznikly při slinování pelety. Pokud jsou póry menší než 1 μm většinou zanikají vlivem ozáření, než se v nich usadí štěpný plyn. Z toho důvodu se prvně peleta může zmenšit o 0,5 %. Po určité době se nemá štěpný plyn již kde usazovat. Poté se tyto plyny

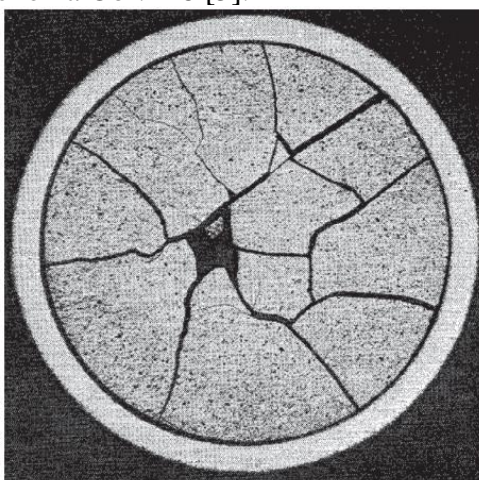


Obr. 2-7 Napuchání palivových pelet [39] – upraveno

se mohou buď uvolnit z pelety a smísit se s héliem. To způsobuje pokles tepelné vodivosti. Pokud se však štěpné plyny neuvolní, usazují se v palivu a následně se shlukují v bublinách. Vzniká tak vnitřní tlak pelety, která postupně začne napuchat. Postupně dochází až k dotyku pokrytí a pelet. Pokud je tlak na pokrytí příliš velký může dojít až k poškození pokrytí paliva. [16] Na Obr. 2-7 je znázorněn efekt napuchání.

Praskání pelet

Praskání palivových pelet vzniká za normálního provozu reaktoru. Vysoký teplotní gradient vyvolává termo-elastické napětí, které působí v radiálním, axiálním a obvodovém směru a způsobuje trhliny. Nejsilnější napětí vzniká při rychlé změně výkonu reaktoru. Typické rozložení trhlín v peletě, při provozu za vysokého LHGR (400–450 W/cm), na konci palivového cyklu, je zobrazeno na Obr. 2-8 [5].



Obr. 2-8 Radiální trhliny palivové pelety při na konci palivového cyklu [5]

2.3.1 Dlouhodobá oxidace zirkoniového pokrytí paliva

Plášť paliva je vystaven po dobu 4-5 let vodě o teplotě až 325 °C. V průběhu vyhořívání se na pokrytí paliva tvoří vrstva oxidu. Přírůstek oxidu měříme pomocí přírůstku hmotnosti v mg/dm². Ten pak můžeme převést na teoretickou hodnotu tloušťky oxidu. Zr-4 má po uplynutí jednoho roku, v prostředí VVER 1000, přibližně hodnotu 180 mg/dm², což odpovídá tloušťce oxidu 8,5 μm. Dnes používané slitiny Zr mají dobrou odolnost vůči dlouhodobé oxidaci. Je však potřeba znát vlastnosti dlouhodobé oxidace u materiálů uvažovaných jako pokrytí ATF popisovaných ve 3. kapitole. [14]

2.3.2 Ozařování zirkoniového pokrytí paliva

Za provozu je plášť vystaven silnému ozařování, které způsobuje změny v mikrostruktuře a mikrochemii, což může způsobovat defekty, shluky a pohyb legujících prvků. To má za následek zvýšení meze kluzu a ztrátu tažnosti. Míra poškození materiálu se udává v dpa (displacements per atom), tato hodnota udává, kolikrát je v průměru přemístěn atom ve své strukturální mřížce. Během doby, kdy je palivo v reaktoru, může dojít k poškození Zr pokrytí až 150 dpa. Rozložení poškození není lineární, nejvyšší hodnoty dpa má povrch plášťů. Pro

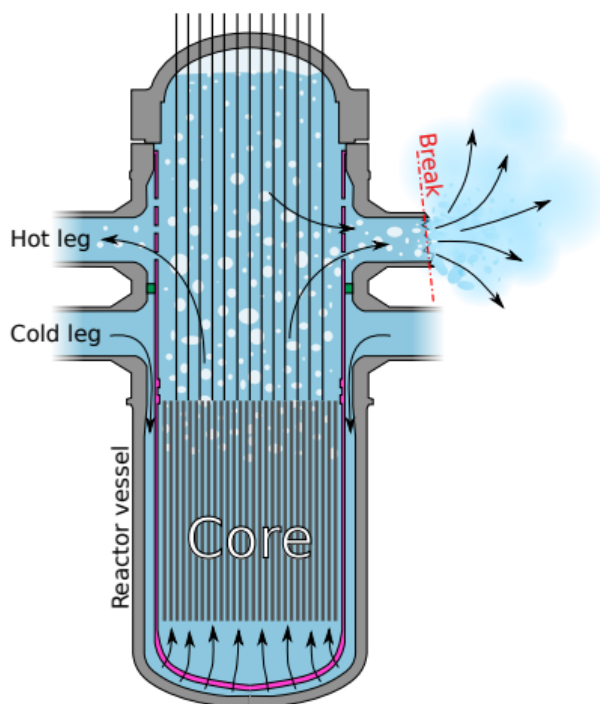
stabilizaci vlastností se Zr leguje pomocí prvků Nb a Mo. Čím je vyšší teplota, tím je efekt ozařování silnější. [12]

2.4 Chování paliva při abnormálním provozu

V následujícím textu jsou popsány dva typy projektových havárií a chování paliva při těchto situacích. Obě tyto havárie představují největší riziko poškození pokrytí paliva. Proto se jaderná paliva a jejich pokrytí se navrhuje a testuje pro podmínky, které by mohly nastat při těchto haváriích.

2.4.1 Velká LOCA havárie

Velká LOCA (loss of coolant accident) je maximální uvažovaná projektová havárie jaderného reaktoru. Pro vznik havárie se uvažuje gilotinový řez primárního potrubí na vstupu do reaktoru s následným neomezeným výtokem chladiva z reaktorové nádoby i primárního potrubí. Reaktor v době vzniku havárie je naznačen na Obr. 2-9. Během prvních sekund havárie dojde k odvodňování reaktoru a pokles tlaku v aktivní zóně. Následuje částečné obnažení paliva, odvod tepla z pokrytí paliva se zhoršuje a teplota pokrytí prudce stoupá až rychlostí $102\text{ }^{\circ}\text{C/s}$. Po několika dalších sekundách se aktivuje systém ECCS (emergency core cooling system), který částečně zaplaví aktivní zónu. Při opětovném zaplavení paliva nastává tepelný šok, při kterém se může porušit pokrytí paliva. Dalším problémem u LOCA je ztráta tlaku v reaktoru. Nastává pak velký tlakový rozdíl mezi tlakem uvnitř paliva a mimo něj. Zároveň při teplotách nad $850\text{ }^{\circ}\text{C}$ se Zr mění z alfa fáze do beta modifikace. To dohromady může způsobit nafouknutí a prasknutí pokrytí paliva. Přibližně po minutě by opět mělo být zaplavené celé



Obr. 2-9 Reaktor v době vzniku havárie LOCA [40]

palivo. I během této doby roste teplota pokrytí paliva, i když jen pomalu, přesto může dosáhnout teploty přes 1100 °C. Maximální hodnota teploty, kterou může pokrytí paliva dosáhnout při LOCA havárii, je 1204 °C. Oxidace při havárii nesmí přesáhnout 17 % z tloušťky materiálu. Při překročení této hodnoty se ztrácí tažnost materiálu. Jakékoliv mechanické narušení (nafouknutí, zlomení, ohnutí) palivové tyče může způsobit omezení průtoku chladiva a aktivní zóna se může začít lokálně přehřívat. [13]

2.4.2 RIA

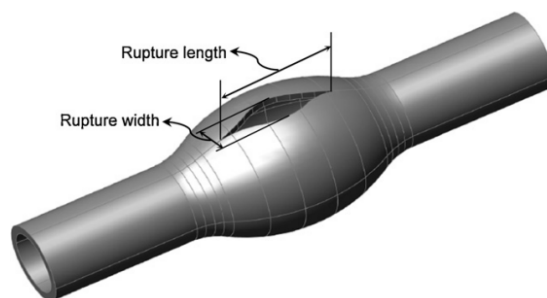
RIA (reactivity initiated accident) je havárie se vstupem kladné reaktivity, např. při rychlém a neúmyslném vysunutí řídicí tyče z reaktoru. Při RIA hrozí nebezpečí roztavení paliva, ve kterém se naakumuluje teplo, které není schopné se rychle se odvést (nevýhoda UO₂). Teplota paliva a výkon reaktoru po vzniku havárie narůstá extrémně rychle. Tento nárůst je zastaven až výkonovým koeficientem reaktivity a odvodem tepla. Teplota pokrytí paliva v této chvíli zůstává pod 350 °C. Teplota pelety způsobí její roztažení až do velikosti, kdy se dotkne pokrytí paliva. Poté dochází k vnitřnímu tlaku na plášť, který se může nafouknout a zabránit tak průtoku chladiva. Voda se na určitou dobu odpaří z pokrytí. V této chvíli je teplota pokrytí až 950 °C. Po znovuzaplavení vzniká na povrchu pokrytí tepelný šok, který může poškodit plášť. Pokud je teplota pelet příliš vysoká, může dojít až k roztavení paliva a pokrytí.

Dopad havárie není tak velký u čerstvého paliva, jež má rovnoměrnější rozložení ²³⁵U. Palivu klesá tepelná vodivost s postupným vyhoříváním. Teplo se nestíhá tak rychle odvádět, navíc štěpné produkty snižují teplotu tavení paliva. [19]

2.4.3 Poškození pokrytí paliva

Při obou haváriích nastává riziko poškození pokrytí paliva. Každý typ paliva a reaktoru má jinou pravděpodobnost poškození pokrytí paliva v závislosti na materiálu pokrytí, vyhoření, trvání i rozsahu nehody, teplotě a tlaku uvnitř i vně paliva. Jednotlivá selhání pokrytí paliva budou rozebrána v následujícím textu.

Při LOCA havárii vzniká pravděpodobnost nafouknutí pokrytí paliva a jeho následného prasknutí. Situace může nastat, když se sníží tlak v primárním okruhu a zároveň uvnitř paliva přehříváním tlak narůstá. To může vést k plastické deformaci nafouknutí pokrytí paliva a poté k jeho roztržení. Typické roztržení pokrytí paliva je ukázáno na Obr. 2-10 [6]

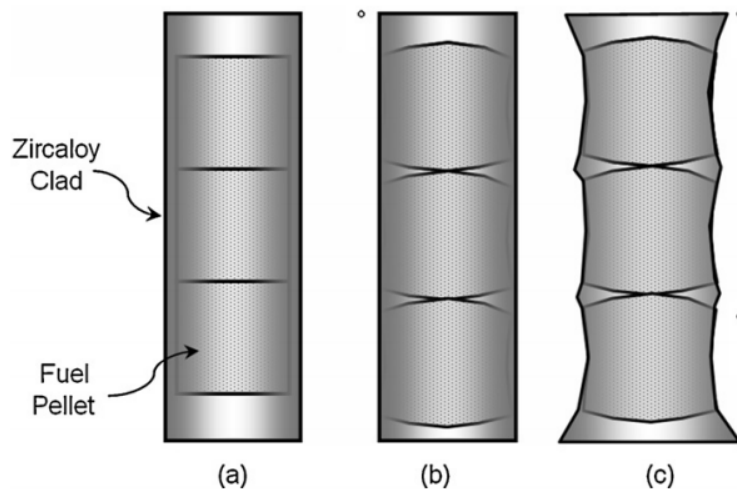


Obr. 2-10 Poškození pokrytí paliva nafouknutím [6]

Prasknutí nastává v bodě s maximální teplotou. K této poruše dochází v přechodu z alfa do beta fáze Zr slitiny při teplotě 850–900 °C. Nebyl objeven žádný vliv na prasknutí v závislosti na rychlosti ohřevu a ozáření. [6]

Při LOCA havárii vzniká další problém s oxidací materiálu při vysokých teplotách. Oxidační vrstva je křehká a při velké tloušťce ohrožuje integritu pokrytí paliva. Za této situace je nosná pouze nevnitřnější vrstva pokrytí. Pokud vrstva oxidu přesáhne 17 % z tloušťky pokrytí paliva, je možné křehké i tvárné selhání materiálu. V případě prasknutí pokrytí paliva a oxidace z obou stran je rychlost oxidace čtyřikrát vyšší než oxidace z jedné strany. [6]

V počátečním stadiu RIA je možné poškození pokrytí paliva při mechanické interakci s peletami. Na Obr. 2-11 (a) je palivo za normálního provozu. Obr. 2-11 (b) již znázorňuje palivo na začátku havárie, kdy se palivová peleta tepelně roztahuje a má teplotu až 1600 °C. Plášť v té stejné chvíli má teplotu pouze kolem 300 °C. Obr. 2-11 (c) ukazuje již stav paliva, kdy teplota pokrytí paliva naroste až na 900 °C a palivová peleta se deformuje. Mohou se objevit trhliny na pokrytí. Pravděpodobnost tohoto poškození závisí na velikosti mezery mezi peletou a pokrytím, vyhoření a součiniteli tření mezi pokrytím a peletami. [6]



Obr. 2-11 Interakce pelet s pokrytím paliva při RIA [6]

Další možné poškození pokrytí paliva může nastat při krizi varu (DNB), která se může objevit u havárií s poklesem tlaku nebo průtoku chladiva. Krize varu se začíná vyskytovat při překročení hodnot kritického tepelného toku. Při krizi varu se palivo lokálně nebo celkově vysouší z povrchu pokrytí, což má za následek velký nárůst teploty na povrchu pokrytí. To krátkodobě způsobuje nežádoucí tepelné namáhání pokrytí a dlouhodobě nebo opakovaně způsobuje trvalé poškození pláště. Touhle problematikou se podrobně zabývá kapitola 5. [6]

3. ATF – PALIVA ODOLNÁ VŮČI HAVÁRIÍM

Hlavním úkolem paliv odolných vůči haváriím je zvýšit odolnost vůči oxidaci při abnormálních až havarijních stavech a zároveň zachovat či zlepšit provozní vlastnosti současných jaderných paliv používaných v komerčních reaktorech. Na podobném principu je založen i výzkum ovládacích tyčí odolných vůči haváriím (ATCR) a dalších nepalivových komponentů.

Hodnocení ATF se provádí na základě následujících parametrů: absorpce neutronů, fázová stabilita, tvorba ochranných oxidů, proveditelnost výroby, tepelná stabilita, odolnost vůči tepelnému šoku, chemická kompatibilita, odolnost vůči ozařování a mechanická odolnost.

Níže jsou uvedeny způsoby, jimiž je možné vylepšit současná jaderná paliva [41]:

- na současné slitiny Zr přidat povlak z antioxidačního materiálu,
- změnit materiál pokrytí paliva,
- modifikovat palivové pelety.

3.1 Antioxidační povlak

Hlavním problémem současných plášťů jaderných paliv je oxidace při teplotách nad 1100 °C. Vhodná vrstva jiného materiálu může při LOCA havárii navýšit čas až o hodiny, než dojde k roztavení paliva. Vlastnosti pokrytí paliva s naneseným povlakem se navzájem mohou značně lišit v závislosti na tloušťce vrstvy, způsobu nanesení, teplotě nanášení a nanášeném materiálu. Záleží i na vlastnostech oxidu, který se vytvoří při normálním provozu. [18]

Všechny povlakové materiály musí mít vysokou přilnavost za normálního provozu a musí být kompatibilní s chemií vody. U všech povlaků je nevýhoda, že nemají na povrchu oxid zirkoničitý, který dobře zachycuje štěpný produkt tritium. [21]

Vhodné kandidáty je možné rozdělit na kovové povlaky (Cr, CrAl, FeCrAl, MAX) a keramické povlaky (SiC, nitridy).

3.1.1 Metody výroby

Na plášť ze slitiny Zr (Zry-4, E110, ZIRLO) se nanáší povlak pomocí metod [20]:

- studeného spreje (CS) – princip je v založen na urychlení mikročástic materiálu ve formě prášku, který zůstává v pevném skupenství i za vysokého tlaku a vysoké teploty, kdy je proudem plynu (helia) nasměřován k podkladu. Při dopadu na materiál se plasticky deformuje jak povrch podkladu, tak i dopadající částice, čímž se materiály metalurgicky spojí. Jelikož probíhá vše při pevném skupenství, zachová se mikrostruktura nanášeného materiálu. Jelikož při nanášení materiálu jsou narušeny vrstvy podkladu, je potřeba, aby před nanášením vrstvy byl zbaven nečistot.
- tepelného nanášení stříkáním (TSD) – Nanášený materiál je roztaven. Proud kapiček materiálu za vysoké rychlosti naráží do podkladu. Díky vysoké kinetické energii přilne k substrátu.

- fyzikální depozice par (PVD) – atomové nanášení materiálu odpařeného z pevného nebo kapalného zdroje probíhá ve vakuu nebo nízkotlakové atmosféře. Poté jsou zachyceny na povrchu paliva například metodou naprašování.
- chemické depozice z plynné fáze (CVD) – nanášení atomů nebo molekul vzniklých při chemických reakcích za vysokých teplot.

Nejúčinnějšími metodami pro povlaky ATF jsou zatím PVD a CS. Jednotlivé metody dosahují různých drsností, tloušťek a mikrostruktur.

3.1.2 Chrom

Cr byl vybrán jako potahový materiál kvůli jeho odolnosti vůči korozi, vysoké teplotě tání, dobré pevnosti, vysoké tvrdosti a odolnosti vůči opotřebení. Cr též nemá příliš vysokou absorpci tepelných neutronů. Cr je kompatibilní se Zr až do jejich eutektické teploty 1330 °C. Navíc Cr se již využívá v primárním okruhu jako potah řídicích tyčí v některých reaktorech. [10]. Čistý Cr má tendenci k postupné difuzi do Zr podkladu, proto se uvažuje se i o Cr slitině v kombinaci s Al nebo N. [18]

3.1.3 FeCrAl

Tato slitina je hojně používaná v tepelných elektrárnách. Využívá se zde pro svou dobrou odolnost vůči oxidaci a tepelnou odolnost. Vydrží v provozním stavu i teploty přes 1200 °C. Přesné vlastnosti závisí na poměru jednotlivých kovů. Složka Cr zajišťuje odolnost vůči oxidaci, ale zase zvyšuje riziko křehnutí materiálu při ozáření. Složka Al vytváří ochranný povrch pokrytí ze Al_2O_3 odolný vůči kyslíku. Není však možné Al přidat větší množství, jelikož by se výroba slitiny značně zkomplikovala. [18] Přesný poměr prvků ve slitině není jasný. Mnoho různých prací udává jiné složení a slitina často obsahuje i další složky.

Problém slitiny s Fe je, že s Zr vytváří eutektikum již při teplotě 950 °C. Pokud by se nanášel FeCrAl na Zr slitinu, musela by mezi nimi být mezivrstva. Mezivrstva může být například Y_2O_3 . [20]

3.1.4 MAX fáze

Tzv. MAX fáze je trojvrstvá sloučenina vykazující výhody jak kovů, tak i keramických materiálů. M označuje prvek přechodného kovu. A je většina prvků periodické tabulky ve skupinách IIIA a IVA. X prvek může být uhlík nebo dusík. Tím vzniká hodně možných sloučenin, z nichž některé by mohly být uvažovány jako povlak na povrchu paliva. Nejslibnějším materiálem je Ti_3SiC_2 . [20]

Díky obsahu kovů jsou materiály velmi mechanicky odolné. Jsou odolné vůči tepelným šokům a mají dobrou tepelnou vodivost. Díky vlastnostem keramické části mají vysokou teplotu tání a teplotně jsou stálé. Některé z nich např. Ti_2AlC a Ti_3SiC_2 jsou odolné vůči oxidaci. [21]

3.1.5 Nitridy

Keramické materiály TiN, TiAlN a CrN jsou další možnou volbou pro ATF povlak. Dosahují dobré odolnosti vůči oxidaci a ozařování a mají dobré tepelné i mechanické vlastnosti. Hlavním problémem je tvořící se eutektikum v kombinaci s Zr slitinami. CrN má omezenou

tažnost, a při fázové změně za vysoké teploty se na povrchu tvoří praskliny, což omezuje využití. Materiálu chybí mnohé testy pro vyhodnocení.[20]

3.1.6 Karbid křemíku

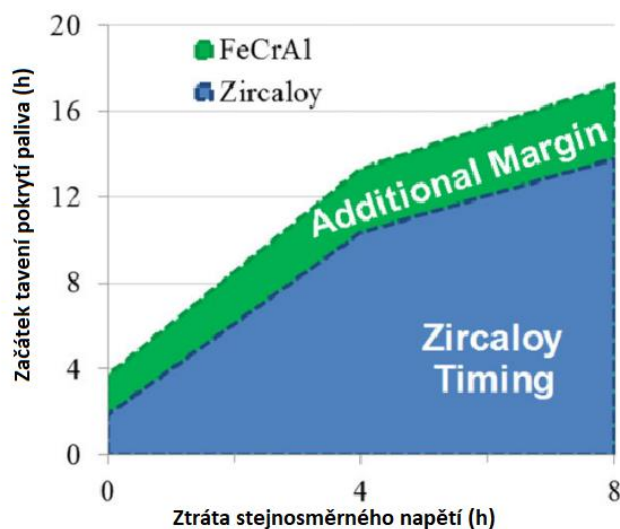
SiC byl používán v 60. letech ve vysokoteplotních reaktorech chlazených plynem. Karbid křemíku má vysokou odolnost vůči oxidaci a vysokou teplotní toleranci. Též má dobrou odolnost vůči záření a neutronovou bilanci. Může však představovat problém za normálního provozu – usazování SiO₂ v tlakových kanálech. Při vysokoteplotní oxidaci dochází k odlupování mikroskopických částic SiC, což komplikuje měření oxidace. Povlak SiC je možné vytvořit metodou naprašování. Oxidační testy ukázaly, že u potažených slitin Zr je přírůstek hmotnosti o pětinu menší než u slitin Zr bez potahu. [11]

3.2 Nový materiál pokrytí paliva

Aby byl lépe eliminován problém s oxidací Zr při vysokých teplotách, je možné hledat úplně nový materiál pokrytí paliva. Zr slitiny jsou velmi dobré pro neutronovou bilanci, jsou chemicky odolné a teplotně stálé. Nové materiály musí splnit mnoho požadavků, aby mohly nahradit Zr slitiny. Uvažované materiály jsou: FeCrAl a SiC. [21]

3.2.1 FeCrAl

FeCrAl je velmi vhodný materiál na nové pokrytí paliva. Ve většině parametrů je podobný nebo lepší než slitiny Zr až na dva problémy. Prvním problémem je, že FeCrAl má desetkrát větší tepelnou neutronovou absorpci. Pro výrobu celého pokrytí by byla potřeba zvýšit obohacení paliva, ztenčit vrstvu pokrytí nebo kombinace obojího. Odhadovaná tloušťka pokrytí je 0,385 mm, při zachování podobných mechanických parametrů. Vyšší obohacení a parazitní absorpce neutronů by měly negativní ekonomický dopad. Druhým problémem je větší uvolňování tritia do chladicí vody. Křehnutí materiálu při ozařování není z experimentů známo. FeCrAl je vhodné i pro prostředí BWR. [21] Na Obr. 3-1 je vidět, jak by se navýšil čas do začátku tavení FeCrAl pokrytí paliva při ztrátě stejnosměrného napájení.



Obr. 3-1 porovnání pokrytí z FeCrAl s Zr při ztrátě napájení [20] - upraveno

3.2.2 Karbid křemíku

ATF plášť vyrobený ze SiC by musel mít vícevrstvou strukturu, protože SiC nezachycuje štěpné plyny. Pro zachycování plynu by musel plášť obsahovat např. kovovou podložku. Oproti Zr pokrytí má nízkou absorpci tepelných neutronů, což představuje velkou výhodu. Plášť by měl též dobře odolávat ozařování. Jeden z hlavních problémů je obtížnost výroby. Firmy zatím nejsou schopny vyrobit trubky ze SiC delší než jeden metr. Trubky by bylo potřeba spojovat jiným způsobem než svařováním, které pro SiC není možné použít. [20]

3.3 Modifikace palivových pelet

Další možnost, jak upravit palivo pro větší odolnost, je modifikovat palivové pelety. Hlavní snahou je zvýšit špatnou tepelnou vodivost UO_2 .

Jak výzkum ukazuje, materiály, které by mohly zvýšit tepelnou vodivost UO_2 , naopak snižují teplotu tavení. [16] Při dopování pelet prvky Al a Cr se alespoň podařilo zlepšit parametry pelet po úspěšném zvládnutí havárie. [12]

Další modifikace uvažovaná pro ATF palivo je nahrazení oxidu uraničitého silicidem uranu, jelikož má větší tepelnou vodivost a vyšší hustotu štěpného materiálu než současně využívané UO_2 a také by využití pelet z U_3Si_2 umožnilo delší palivové kampaně nebo nižší obohacení. V současné době výrobci nejsou schopni vyrobit pelety z čistého U_3Si_2 , proto se momentálně testují pelety s kombinovaným složením:

- 84–88 % U_3Si_2 ,
- 8–13 % USi ,
- 2–4 % UO_2 .

Protože palivové pelety ze silicidu uranu přináší spoustu výhod, jejich výzkum stále pokračuje [49].

4. ROZBOR ANTIOXIDAČNÍCH POVLAKŮ

Antioxidační povlaky jsou v rámci výzkumu nejdále z ATF. Již proběhlo mnoho testů a momentálně jsou testovány už v prvních komerčních reaktorech. V této kapitole budou rozebrány způsoby, kterými se testují paliva s antioxidačním povlakem. Antioxidační vrstva má vliv na fyzikální parametry pokrytí paliva, proto dále jsou uvedeny změny vlastností pokrytí ATF vzhledem k současně používaným pokrytím.

4.1 Testovací metody ATF povlaků

Hlavním cílem testování je nalézt materiál, který by zlepšil odolnost vůči oxidaci a zachoval všechny ostatní dobré vlastnosti pokrytí ze Zr slitin. Testování ATF provádí hlavně výrobci současných paliv, ale i další výzkumné instituty. Dále jsou uvedeny základní zkoušky, které se provádí v rámci výzkumu ATF.

4.1.1 Testování odolnosti vůči oxidaci

Testování odolnosti vůči oxidaci je jednou z prvních zkoušek, kterou materiál antioxidační vrstvy musí absolvovat.

Používají se dvě různé zkoušky:

Dlouhodobá oxidace materiálu – Simuluje normální provoz paliva. Testování probíhá v chemicky upravené vodě při teplotě a tlaku odpovídajících provozním parametrům PWR nebo VVER. Prvkům se měří po každých 20 dnech hmotnost a hloubka oxidace. Zkouška se provádí několik měsíců. [43] Druhou možností je provádět zrychlenou zkoušku v páře při teplotě 415 °C. [20]

Krátkodobá oxidace materiálu – Simuluje chování paliva při LOCA havárii. Testování probíhá nejprve při teplotě 1100 °C po dobu jedné hodiny, poté při teplotě 1200 °C po dobu půl hodiny, a nakonec při teplotě 1300 °C po dobu pěti minut. Sledovanými veličinami jsou množství oxidu tvořícího se na povrchu, množství vytvořeného vodíku a změny mikrostruktury v materiálu. [43]

Při zkouškách se sleduje, jak se mění složení vody, tím lze určit, jaké prvky se uvolňují do vody při zkoušce. [43]

4.1.2 Testování odolnosti vůči záření

Odolnost vůči záření se může testovat buď dlouhodobě ve výzkumných reaktorech, nebo zrychlenou zkouškou pomocí iontových urychlovačů.

Iontové a neutronové ozařování způsobují materiálům velmi podobná poškození. Iontové ozařování může snadněji dosáhnout větších energií a hustoty iontů pro dosažení rychlé zkoušky (v řádu hodin). Ozařuje se destička o průměru několika μm z testovaného materiálu. Vzorky materiálů musí být před ozařováním velmi čisté. Po ozaření se zkoumá míra poškození materiálu dpa vzhledem k vyzařené energii. [18]

4.1.3 Testování mechanické pevnosti

Dvěma hlavními testovanými vlastnostmi jsou Youngův modul pružnosti a maximální pevnost v tahu. Podle trhací zkoušky v tahu se stanovují obě veličiny pro různé teploty odpovídající provozní teplotám v reaktoru. Zkoušky je potřeba opakovat na ozářeném materiálu, kde se mechanické vlastnosti mění. Další test, který se může provádět je ohybový test, pro zjištění dovoleného napětí v ohybu. [21]

4.2 Vlivy povlaku na vlastnosti pokrytí paliva

V této podkapitole jsou uvedeny jednotlivé vlastnosti povlaků a jakým způsobem ovlivňují pokrytí. Tato část shrnuje výsledky již provedených testů na ATF povlacích.

4.2.1 Tloušťka povlaku

Povlaky na Zr podkladu mají tloušťku kolem 20 μm . Větší tloušťka povlaku zhoršuje neutronovou bilanci, protože materiály povlaku mají větší absorpci neutronů. To může být kompenzováno vyšším obohacením, tudíž i vyšší cenou paliva. Naopak tenké povlaky rychleji podlehnou dlouhodobé i krátkodobé oxidaci. Zvýšení tloušťky není tak významné, aby ovlivnilo tepelnou vodivost. [41]

4.2.2 Mechanická pevnost

Mechanické vlastnosti pokrytí paliva jsou závislé primárně na Zr podkladu, na jeho povlaku pouze minimálně. Všechny uvažované povlaky jsou tvrdší než Zr, takže tendence povlaku je zvyšovat pevnost a snižovat tažnost. Ovlivnění mechanických veličin závisí na tloušťce povlaku. Bylo vyzkoumáno, že zvýšení tvrdosti by přispívalo k odolnosti vůči tření a opotřebením. Keramické povlaky jsou obecně křehčí než kovové, tudíž i více náchylné k prasknutí a poškození. Není známo, jak se budou měnit mechanické vlastnosti materiálů povlaků po ozáření. [20]

4.2.3 Odolnost vůči oxidaci

Oxidace se pro každý materiál liší, přičemž některé materiály ještě otestovány nejsou. Zde jsou uvedeny dohledané výsledky:

- Cr povlak vykazuje sníženou rychlost oxidace ve všech prováděných testech. Rychlost koroze je desetinná oproti samotnému Zr, a tudíž je i menší absorpce vodíku pokrytím, tím pádem nižší křehnutí způsobené vodíkem. [20] Cr při oxidaci za vysokých teplot (1200 °C) dosahuje též dobrých výsledků. Po testech si materiál zachoval i dobré mechanické vlastnosti a integritu. [10]
- Povlaky FeCrAl nemají jasné výsledky, protože se liší s jednotlivými poměry slitiny. Při testech se na vzorku usazuje Ni_2FeO_3 , což zavádí chybu při měření přírůstku hmotnosti. V dlouhodobých testech oxidace FeCrAl dosahuje dobrých výsledků. U oxidace za vysokých teplot se nedokázalo žádné významné zlepšení v prováděných testech. [20]
- Ti_2AlC při testu oxidace za vysokých teplot nevykazovala žádné zlepšení, protože TiO_2 není stabilní při teplotách nad 800 °C.

- TiN, CrN vykazují zvýšenou odolnost vůči dlouhodobé oxidaci. CrN vykazuje dobré vlastnosti při vysokoteplotní oxidaci. [20]

4.2.4 Odolnost vůči ozařování

Testování Cr iontovým ozařováním při teplotě 400 °C. Při testu byl vzorek vystaven iontovému záření, které způsobilo poškození přes 10 dpa. Rozhraní Cr a Zr zůstalo po ozařování stabilní a Cr povlak neztratil přilnavost k Zr.

Při dalším testování bylo použito tenké vrstvy TiAlN a CrN v porovnání s nepotaženou Zr slitinou. Z testů vyšel nejlépe CrN, který po dlouhodobém ozařování zůstal z 80 % neporušený. [20]

4.2.5 Ochrana vůči poškození pokrytí paliva

Povlak Cr redukuje poškození pokrytí paliva při LOCA. Cr povlak zvyšuje čas do poškození pokrytí nafouknutím a případné následné nafouknutí je menší než při normální Zr slitině. Při poškození zůstává dobrá přilnavost Cr povlaku, díky tomu se zmenšuje velikost trhliny a únik štěpných produktů do chladiva. [42]

5. KRIZE VARU

Za specifických havarijních podmínek může dojít ke dvoufázovému proudění chladiva v tlakovodním reaktoru. Při překročení hodnoty kritického tepelného toku nastane stav označovaný jako krize varu. Je to nežádoucí jev, který poškozuje méně či více palivo, v závislosti na parametrech chladiva a doby trvání krize varu. Proto je snaha neustále udržovat bezpečnou míru rezervy do krize varu za všech provozních i havarijních podmínek.

5.1 Dvoufázové proudění

Dvoufázové proudění tekutiny je stav, při kterém probíhá proudění kapaliny i plynu zároveň. Dále bude rozebráno dvoufázové proudění vody a páry, které může nastat v tlakovodním reaktoru. Dochází k němu, když kapalina dosáhne meze sytosti. Mez sytosti je teplota, při které se přichází teplo spotřebovává na změnu fáze. Za atmosférického tlaku je mez sytosti teplota 100 °C, ale s tlakem postupně narůstá. Dvoufázové proudění může probíhat v různých režimech toku v závislosti na tlaku, rychlosti proudění, geometrii kanálu a orientaci toku vzhledem ke gravitaci. [24]

Pro definování dvoufázového proudění si uvedeme nejdůležitější vztahy a veličiny. [25]

Statická suchost x – hmotnostní zastoupení protékající páry vztažené k celkové hmotnosti protékající tekutiny.

$$x = \frac{m_v}{m_v + m_l}, \quad (1)$$

kde m_v je hmotnost syté páry a m_l je hmotnost syté kapaliny.

Průtočná suchost x_z – hmotnostní podíl průtoku páry vztažené na celkové množství protékající tekutiny. Do výpočtu se zahrnuje proudění.

$$x_z = \frac{\dot{m}_v}{\dot{m}_v + \dot{m}_l}, \quad (2)$$

Objemový střední podíl páry $\langle a_v \rangle$ – udává nám množství páry v celkovém objemu. Celkový objem může být celý kanál nebo jen jeho část.

$$\langle a_v \rangle = \frac{V_v}{V_v + V_l} = \frac{V_v}{V}, \quad (3)$$

kde V_v je objem páry, V_l je objem tekutiny a V je celkový objem.

Měrná hustota dvoufázové směsi $\langle \rho \rangle$ – hustota ve zvoleném objemu

$$\langle \rho \rangle = \frac{m_v + m_l}{V}, \quad (4)$$

Skluzy poměr s – pokud neuvažujeme stejnou rychlost vody a páry, musíme počítat skluzový poměr, který udává zpoždění vody za párou.

$$s = \frac{v_v}{v_l} = \frac{x_z}{1 - x_z} \cdot \frac{\rho_l}{\rho_v} \cdot \frac{\{1 - a\}_z}{\{a\}_z} \quad (5)$$

Z toho můžeme odvodit střední objemový podíl páry v ose proudění $\{a\}_z$ [25]

$$\{a\}_z = \frac{1}{1 + \frac{1 - x_z}{x_z} \cdot \frac{\rho_v}{\rho_l} \cdot s_z} \quad (6)$$

5.1.1 Podobnostní čísla

K popisu přestupu tepla z palivových proutků do chladiva se používají podobnostní čísla, která zjednodušují popis sdílení tepla při turbulentním proudění. [24]

Reynoldsovo číslo udává poměr mezi setrvačnými a vazkými silami při nuceném proudění. Počítá se pomocí vztahu:

$$\text{Re} = \frac{u \cdot l}{\nu} \quad (7)$$

Kde u je rychlost proudění tekutiny [$\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$] a ν je kinematická viskozita tekutiny [$\text{m}^2\cdot\text{s}$]

Fourierovo číslo se používá k popisu nestacionárního šíření tepla:

$$\text{Fo} = \frac{\lambda \cdot t}{c_p \cdot \rho} \quad (8)$$

Kde t je čas [s], λ je měrná tepelná vodivost [$\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$], c_p je měrná tepelná kapacita tekutiny [$\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$] a ρ je hustota tekutiny [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$]

Prandtlovo číslo popisuje vedení tepla v proudící tekutině. Je to poměr mezi hybností a tepelnou difúzí.

$$\text{Pr} = \frac{\nu}{a} = \frac{\nu \cdot c_p \cdot \rho}{\lambda} \quad (9)$$

Kde a je součinitel teplotní vodivosti [$\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1}$]

Grasshofovo číslo popisuje síly, které v tekutině jsou z důvodu rozdílné teploty stěny a chladiva

$$\text{Gr} = \frac{y \cdot \Delta T \cdot g \cdot l^3}{\nu} \quad (10)$$

Kde y je teplotní součinitel objemové roztažnosti [K^{-1}] a g je gravitační zrychlení [$\text{m}\cdot\text{s}^{-2}$]

Nusseltovo číslo znázorňuje přestup tepla na rozhraní stěna a kapalina. Toto číslo je vyjádřeno za pomoci ostatních podobnostních čísel [24]:

$$\text{Nu} = f(\text{Fo}, \text{Re}, \text{Gr}, \text{Pr}) \quad (11)$$

Pomocí tohoto čísla můžeme vyjádřit součinitel přestupu tepla a následně i hustotu tepelného toku.

$$\text{Nu} = \frac{q \cdot z}{\Delta T \cdot \lambda} = \frac{\alpha \cdot z}{\lambda} \quad (12)$$

Kde q je plošná hustota tepelného toku [$\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$], ΔT je rozdíl teploty mezi chladivem a pokrytím paliva [K], z je charakteristický rozměr [m], který se liší v závislosti na charakteru výpočtu (u proudění vně trubky uvažujeme její průměr) [25]

5.2 Rozdělení varu

V závislosti na podmínkách v aktivní zóně můžeme rozlišit tyto režimy varu:

1. dle teploty chladiva rozlišujeme povrchový var a objemový var. Při povrchovém varu je teplota chladiva menší než průměrná teplota sytosti, ale teplota povrchu pokrytí paliva je větší než teplota sytosti. Pokud teplota chladiva v celém objemu dosáhne teploty sytosti, nastává objemový var.

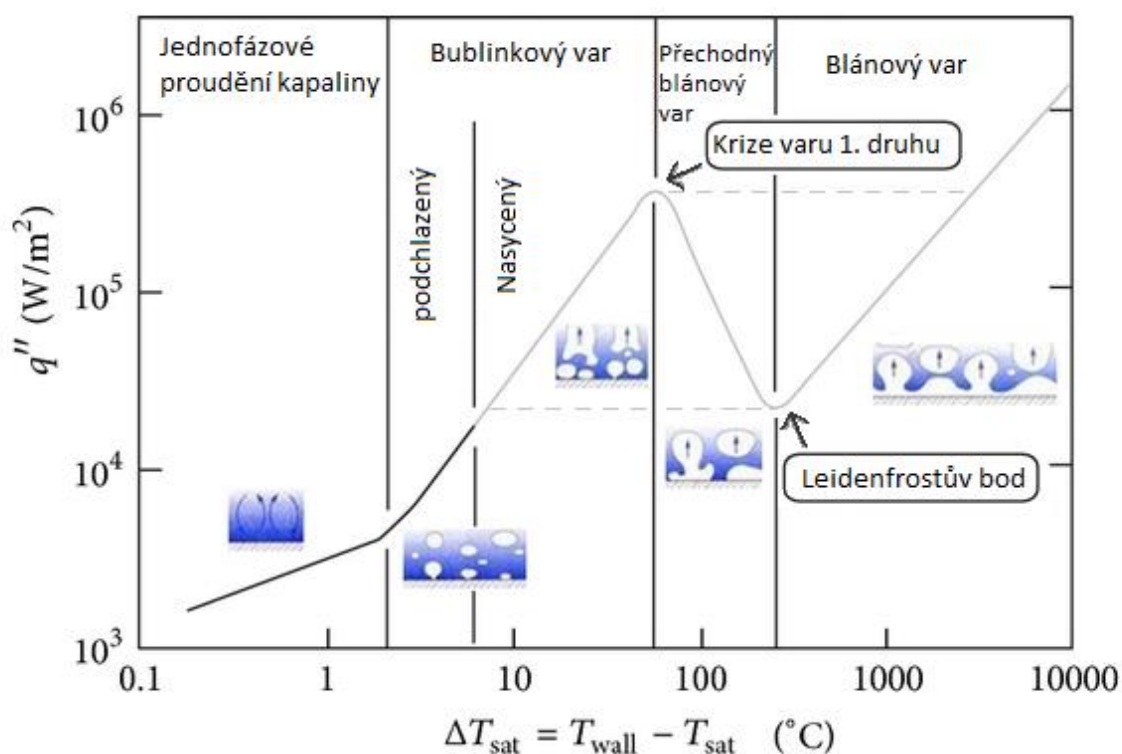
2. rozlišujeme tři typy varu: bublinkový, blánový a přechodný var. Bublinkový var je charakterizován malou hustotou tepelného toku a malým rozdílem teplot chladiva a povrchu pokrytí paliva (do $30\text{ }^\circ\text{C}$). Blánový var vzniká při vysoké hustotě tepelného toku a má velký rozdíl teplot chladiva a povrchu pokrytí paliva (nad $200\text{ }^\circ\text{C}$). Přechodný var nastává při

přechodu mezi bublinkovým a blánovým varem. [24]. Přechod mezi jednotlivými typy varu je znázorněn na Obr. 5-1.

5.3 Problematika varu v tlakovodních reaktorech

Za určitých okolností může nastat krize varu prvního a druhého druhu. Krize varu prvního druhu vzniká při větších hustotách tepelného toku q a menších hodnotách suchosti parovodní směsi x . Naopak krize varu druhého druhu vzniká při menších q a větších hodnotách x . Provozní stav reaktoru má stanovenou hodnotu kritického tepelného toku CHF (Critical Heat Flux) při kterém dochází ke krizi varu. V zájmu bezpečnosti je stanovena rezerva do krize varu DNBR (Departure from Nucleate Boiling Ratio), který udává minimální poměr mezi kritickým tepelným tokem a reálným tepelným tokem.[24]

5.3.1 Krize varu prvního druhu



Obr. 5-1 Rozdíl teplot povrchu pokrytí a chladiva v závislosti na hustotě tepelného toku mezi povrchem pokrytí a chladivem [22] – upraveno

Obr. 5-1 popisuje tzv. bazénový var, při kterém uvažujeme nepohybuující se kapalinu nad rovinnou deskou. Je zde znázorněna křivka varu rozdělená na čtyři oblasti, ve kterých se stav chladiva mění v závislosti na hustotě tepelného toku. Se změnou hustoty tepelného toku se mění i přehřátí stěny, tj. rozdíl teplot mezi povrchem pokrytí a kapalinou.[48]

Popis jednotlivých oblastí:

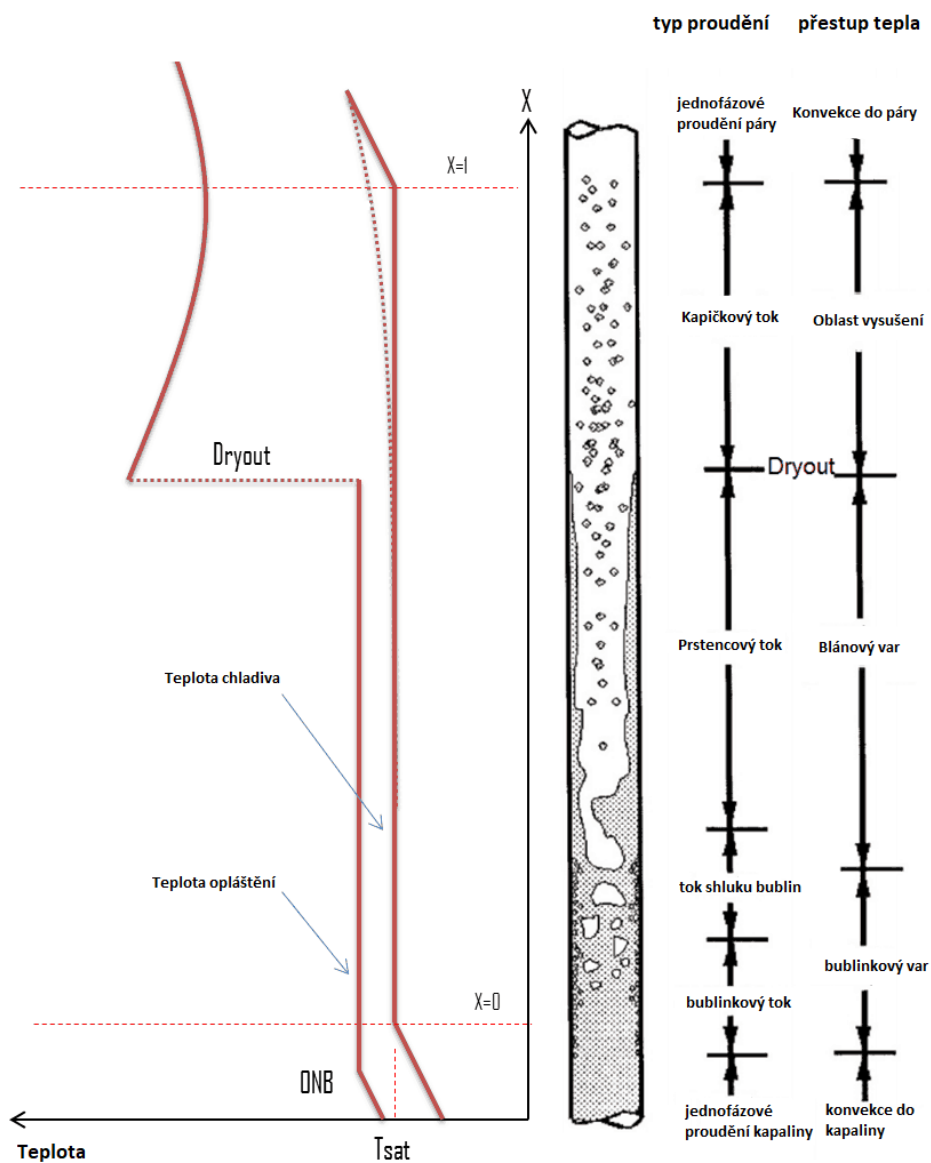
- Oblast jednofázového proudění kapaliny – nedochází ke vzniku bublin, teplo se předává jen pomocí přirozené konvekce způsobené rozdílnými hustotami kapaliny. Ohřátá kapalina stoupá vzhůru a studená klesá k vyhřívané stěně.

- Oblast podchlazeného bublinkového varu – objevují se první bubliny pouze na povrchu stěny. Většina kapaliny má stále teplotu pod mezí sytosti.
- Oblast nasyceného bublinkového varu – kapalina v celém objemu je nad mezí sytosti. Bublinky vznikající u stěny stoupají až k hladině. Prostor pod vzniklou bublinou je nuceně zaplněn okolní kapalinou, proto součinitel přestupu tepla v této oblasti prudce narůstá až k maximální hodnotě. Při této hodnotě nastává krize varu prvního druhu.
- Oblast přechodného blánového varu – do této oblasti se kapalina nedostane, pokud je regulován pouze tepelný tok. Při zvyšování tepelného toku nad hodnotu kritického tepelného toku kapalina přeskočí z bublinkového varu rovnou do oblasti blánového varu (na Obr. 5-1 znázorněno čárkovaně). Pokud však lze regulovat také teplotu stěny, kapalina přejde do oblasti přechodného blánového varu, ve kterém se tvoří stále větší bubliny. Tyto bubliny se shlukují, až v Leidenfostově bodě vytvoří souvislou parní blánu.
- Oblast blánového varu – v této oblasti se předává teplota ze stěny do kapaliny vedením a radiací přes parní blánu. S narůstající teplotou narůstá i teplo předávané radiací. V této oblasti je přehřátí stěny velmi vysoké [48]. V případě snižování tepelného toku v této oblasti se parní blána ztenčuje až na minimální úroveň v Leidenfostově bodě. V tomto místě opět kapalina přeskočí do oblasti bublinkového varu. [25].

5.3.2 Krize varu druhého druhu

Průběh krize varu druhého druhu je znázorněn na Obr. 5-2. Na vstupu do chladícího kanálu se nachází jednofázová proudící kapalina. Jak voda postupně protéká přes kanál, mění se v parovodní směs. Prvně přechází do bublinkového varu podchlazeného, poté do nasyceného bublinkového varu. Od určité výšky bubliny vytváří shluky proudící ve středu kanálu, teplota povrchu pokrytí se v tomto bodě prakticky nemění. Ze shluků bublin se následně vytvoří souvislý proud páry s kapalným prstencem na povrchu pokrytí, který se poté ztenčuje, až se z povrchu pokrytí úplně odpaří. V této chvíli dochází k tzv. dry-out a teplota pokrytí paliva narůstá, protože pára má mnohem menší koeficient přestupu tepla než kapalina. V kanále dále proudí kapičky, které mohou stále trochu ochlazovat povrch pokrytí, dokud nejsou dalším tepelným tokem vysušeny. Od toho bodu nastává jednofázové proudění páry.

Parní proud již před dry-outem má tendenci strhávat část vodního prstence od povrchu pokrytí. Střídavě se tak odtrhávají části vodního prstence, což vede k oscilaci teplot na povrchu pokrytí. Materiál je v tomto místě silně tepelně namáhán, což může způsobit postupné poškozování pláště. [25]



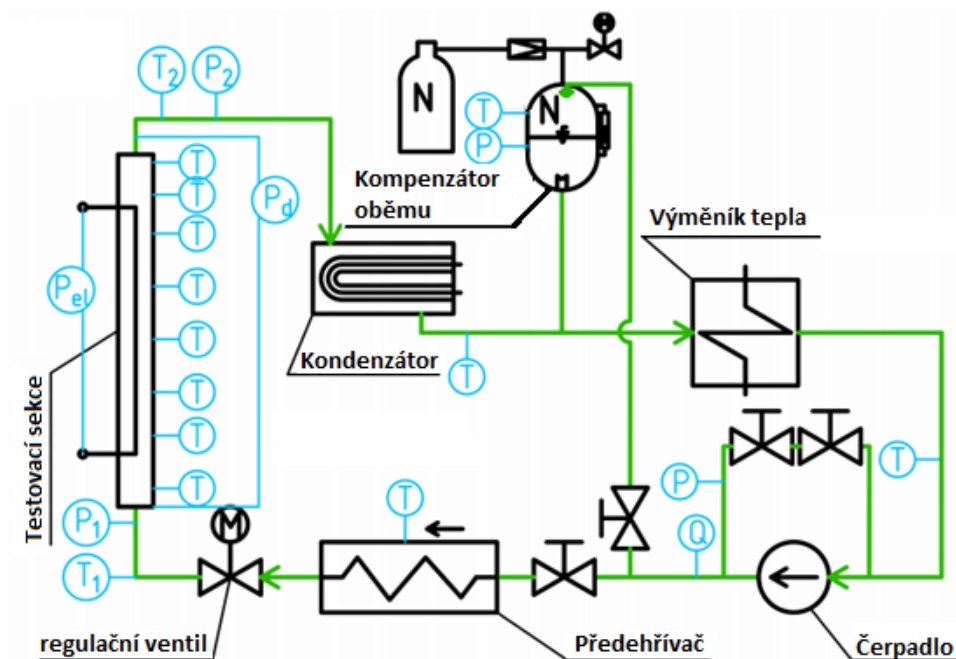
Obr. 5-2 Režimy proudění, přestupu tepla a průběh teploty pokrytí a chladivu při krizi varu druhého druhu [27]- upraveno

5.4 Školní zařízení pro měření kritického tepelného toku

Školní zařízení pro měření kritického tepelného toku MRCHA (Mobile Research Critical Heat flux Apparatus) simuluje podmínky pro palivo aktivní zóny za sníženého tlaku. Zařízení se skládá z primární a sekundární části. Primární část slouží pro proudění vody do testovací sekce při udržování požadovaných parametrů. Sekundární část reguluje teplotní rozdíly mezi primární částí a vodovodem. [27]

Schéma primární části zařízení je na Obr. 5-3. Studená voda se pomocí čerpadla přivádí z výměníku do předehřívачe, který upravuje parametry kapaliny vstupující do testovací sekce.

Za přehříváčem je umístěn regulační ventil, který reguluje průtok vody do testovací sekce. V testovací sekci se voda ohřívá pomocí stejnosměrného elektrického proudu procházejícího přes testovací vzorek. Poté tekutina pokračuje do kondenzátoru, kde postupně kondenzuje za pomoci studené vody z výměníku. [27]



Obr. 5-3 Primární část měřícího zařízení pro testování kritického tepelného toku [27] - upraveno

Kompensátor objemu udržuje tlak tekutiny vystupující z testovací sekce. Celé zařízení je izolované vysokoteplotní izolací ze skleněných vláken pro redukci tepelný ztrát.

Tabulka 2 – Parametry zařízení a provozní odchylky od nastavených hodnot

Parametr	Veličina	Rozsah	Odchylka
Tlak	kPa	100-300	2,78 kPa
Vstupní teplota	°C	64-91	0,3 °C
Hmotnostní tok	Kg.h ⁻¹	152-229	0,45 %
Hustota hmotnostního toku	kg.m ⁻² .s ⁻¹	400-600	3,70 %
Výkon	kW	30	0,60 %
Plošná hustota tepelného toku	kW.m ⁻²	1050-2650	1,70 %

5.4.1 Testovací sekce

Testovací sekce se skládá z testovaného vzorku, skleněné trubice, vstupního a výstupního potrubí, měřící sondy a měděných přípojnic. Testovací sekce se ohřívá pomocí stejnosměrného proudu až do hodnot 1500 A při 65 V. Ohřívána délka vzorku je 380 mm. [27]. Testovací sekce je zobrazena na Obr. 5-4.

Měřící sonda je uvnitř testovaného vzorku a pomocí třinácti termočlánků typu K měří povrchovou teplotu testovaného pokrytí paliva. Umístění termočlánků je ve vzdálenosti 10, 60,

110, 160 a 210 mm od horního okraje. V horní části trubice je větší suchost a teplota chladiva. Proto v horní části trubice je menší rezerva do krize varu, a z toho důvodu je zde umístěno vyšší počet termočlánků. [27]

Měření probíhá při udržování stejného tlaku, průtoku a teploty na vstupu. V průběhu měření se navyšuje tepelný tok, dokud termočlánek nedetekuje krizi varu. Termočlánek je schopný detekovat velké zvýšení teploty pláště, které signalizuje krizi varu. Zařízení při detekci krize varu okamžitě vyše pokyn k vypnutí proudu. Protože termočlánky mají mezi sebou rozestupy, může se stát, že detekují lokální přehřívání testovaného pokrytí paliva až po určité době. V tomto případě je možné přehřátí stěny zaznamenat vizuálně na kameře. [27]

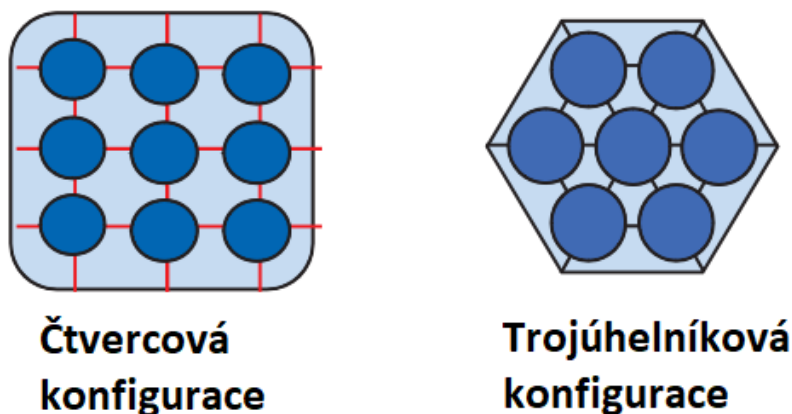


Obr. 5-4 Testovací sekce školního zařízení MRCHA

6. SUBKANÁLOVÁ ANALÝZA

Subkanál je geometricky označený úsek mezi palivovými proutky, případně mezi proutkem a obvodem svazku. Subkanálová analýza se zabývá podrobným výpočtem lokálních parametrů chladiva protékajícího aktivní zónou nebo testovací sekcí. Tato analýza se používá pro stanovení bezpečných provozních hodnot termicko-hydraulických parametrů. Nejedná se jen o tepelný tok a rezervu do krize varu, ale i o další důležité parametry jako teplota ve středu paliva, pokles tlaku na výstupu, maximální vstupní a výstupní teplota chladiva a povrchová teplota pokrytí paliva. [25]

Každá aktivní zóna a testovací sekce má své specifikace, které v rámci analýzy musí být zahrnuty. Mezi hlavní specifikace patří geometrie aktivní zóny, rovnoměrnost rozložení tepelného výkonu, počet a typ distančních mřížek. Palivo aktivní zóny se formuje do pravidelné čtvercové nebo trojúhelníkové mřížky. Typické uspořádání palivových proutků a subkanálů je na Obr. 6-1.



Obr. 6-1 Uspořádání palivových proutků a subkanálů [29] - upraveno

Radiální tok uvnitř kanálu je způsoben turbulentním směřováním, které nastává vlivem rozdílných teplot chladiva ve středu kanálu a na povrchu paliva. K radiálnímu toku chladiva mezi kanály dochází, pokud sousedící kanály mají rozdílný tlak nebo teplotu. K radiálnímu toku mezi soubory dochází proto, že palivové soubory v aktivní zóně mají různé úrovně vyhoření.

V aktivních zónách s uzavřenými palivovými kazetami dochází k radiálnímu toku uvnitř kanálu a k radiálnímu toku mezi kanály. V případě aktivních zón s otevřenými palivovými soubory může navíc ještě docházet k radiálnímu toku mezi soubory. Z těchto důvodů se rozsah analýzy u aktivních zón s uzavřenými palivovými kazetami provádí pouze pro palivovou kazetu, kdežto u aktivních zón s otevřenými palivovými soubory pro celou aktivní zónu. [29]. Uzavřené palivové kazety a otevřené palivové soubory jsou zobrazeny na Obr. 6-2. Druhá a třetí zleva jsou uzavřené palivové kazety, ostatní jsou otevřené palivové soubory.



Obr. 6-2 uzavřené palivové kazety a otevřené palivové soubory [44]

6.1 Subkanálový kód

Subkanálový kód je skupina vztahů pro provedení subkanálové analýzy a stanovení termicko-hydraulických parametrů chladiva a paliva. V dnešní době je většina kódů součástí výpočetních programů jako COBRA, VIPRE, ALTHAMC12 a mnoho dalších. Tyto výpočetní kódy se liší oblastí použití a využívanými korelacemi, což jsou vztahy pro určení parametrů chladiva vytvořené na základě experimentů v testovacích zařízeních. V kódu bývá zahrnuto více korelací, aby bylo možné provést výpočty ve větším rozsahu parametrů, protože každá korelace je omezena na svoji oblast použití a rozsah platnosti. Mezi hlavní podmínky rozsahu platnosti patří vlastnosti jako tlak v subkanálu, měrná entalpie chladiva, průtok chladiva, geometrie testovací sekce a výkon palivových tyčí. [29]. Tato práce se zabývá hlavně korelacemi pro výpočet kritického tepelného toku.

Výpočet se provádí přes celou délku subkanálu se zadaným axiálním krokem. Tak lze určit, od které výšky tyče nastává krize varu.

6.1.1 Základní rovnice

Výpočetní kódy jsou založeny na zákonu o zachování hmotnosti, hybnosti a energie.

Rovnice kontinuity slouží k výpočtu hmotnostního toku a aplikuje se na libovolný segment subkanálu. Rovnice vyjadřuje rychlost změny toku chladiva v subkanálu v závislosti na odklonu příčného toku určeného na jednotku délky. Kladná hodnota znamená odklonění toku ze subkanálu i . Pokud se v rovnici neuvažuje turbulentní příčné míšení, můžeme rovnici zjednodušit do tvaru [30]:

$$S_i \cdot \frac{\partial \rho_i}{\partial t} + \frac{\dot{m}_i}{\partial y} = -w_{ij}, \quad (13)$$

kde S_i je plocha segmentu subkanálu [m^2], \dot{m}_i je hmotnostní tok přes segment subkanálu [$\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$] a w_{ij} je příčné proudění tekutiny způsobené tlakovými rozdíly [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{s}^{-1}$].

Rovnice zachování energie se používá k výpočtu lokální hodnoty měrné entalpie. Členy na pravé straně rovnice vyjadřují transport tepelné energie v aktivní zóně nebo testovací sekci. První člen je poměr výkonu k hmotnostnímu toku a udává rychlost změny entalpie, pokud nedojde k míšení. Druhý člen udává turbulentní transport entalpie mezi propojenými subkanály. Třetí člen udává přenos tepla kondukcí. Poslední člen určuje transport tepla příčným prouděním v důsledku tlakových rozdílů mezi subkanály.

$$\frac{1}{u_i^{II}} \cdot \frac{\partial h_i}{\partial t} + \frac{\partial h_i}{\partial y} = \frac{q_i^I}{\dot{m}_i} - \frac{w_{ij}^I}{\dot{m}_i} (h_i - h_j) - \frac{\lambda_{ij}}{\dot{m}_i} (T_i - T_j) + \frac{w_{ij}}{\dot{m}_i} (h_i - h^*), \quad (14)$$

kde u_i^{II} je efektivní hodnota rychlosti proudění [$\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$], h_i je měrná entalpie chladiva v subkanálu [$\text{kJ}\cdot\text{kg}^{-1}$], w_{ij}^I je příčné proudění tekutiny způsobené turbulentním pohybem [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{s}^{-1}$], T_i je teplota chladiva v subkanálu [K], h^* je měrná entalpie chladiva subkanálu, ze kterého směřuje příčné proudění [$\text{kJ}\cdot\text{kg}^{-1}$].

Rovnice pro hybnost v osovém směru se používá k určení lokální hodnoty tlaku v axiální pozici v subkanálu. Členy na levé straně představují složky tlakového gradientu axiálního tlaku. Na pravé straně jsou určeny veličiny ovlivňující axiální tlak. První člen určuje tlakové ztráty rozdělené na třetí složku, místní odpory a akcelerační složku. Druhý člen určuje působení gravitační síly a třetí člen zahrnuje tlakové změny vlivem turbulentního míšení tekutiny v sousedních subkanálech. Poslední člen zahrnuje tlakové rozdíly mezi sousedícími subkanály vyrovnávané příčným prouděním tekutiny.

$$\frac{1}{S_i} \cdot \frac{\partial \dot{m}_i}{\partial t} - 2 \cdot w_i \cdot \frac{\partial \rho_i}{\partial t} + \frac{\partial p_i}{\partial y} = - \left(\frac{\dot{m}_i}{S_i} \right)^2 \cdot \left[\frac{v_i \cdot \xi_i \cdot \Phi_i}{2 \cdot d_i} + \frac{v_i \cdot \zeta_i}{2 \cdot dy} + S_i \frac{\partial \cdot \frac{v_i^I}{S_i}}{\partial y} \right] - \rho_i \cdot g \cdot \cos \theta - \frac{\xi}{S_i} (u_i - u_j) \cdot w_{ij}^I + \frac{1}{S_i} \cdot (2u_i - u^*) \cdot w_{ij}, \quad (15)$$

kde ξ_i je součinitel tření [-], Φ_i je opravný koeficient na dvoufázové proudění [-], ζ_i je součinitel místních odporů [-], θ je lokální číslo pro podchlazení [-].

Rovnice pro hybnost v příčném směru vyjadřuje závislost tlakové změny mezi dvěma sousedícími subkanály na proudění w_{ij} . První dva členy na pravé straně vyjadřují hnací sílu příčného proudění, což je časové a prostorové zrychlení příčného toku. Ostatní členy, na obou stranách rovnice, představují odpor proudění v příčném směru. Je jedinou z uvedených rovnic, která se liší v různých subkanálových kódech.

$$\frac{\partial w_{ij}}{\partial t} + \frac{\partial (u^* \cdot w_{ij})}{\partial y} + \left(\frac{\delta}{J} \right) \cdot C_{ij} \cdot w_{ij} = \left(\frac{\delta}{J} \right) \cdot (p_i - p_j) \quad (16)$$

kde δ je délka mezery mezi palivovými tyčemi, nebo délka mezi tyčí a stěnou [m], J je vzdálenost mezi těžišti subkanálů [m], p je tlak [Pa], C_{ij} je člen zahrnující tření kapaliny [s^{-1}] a určujeme je dle vztahu:

$$C_{ij} = \frac{1}{2} K_g \cdot \frac{|w_{ij}|}{\delta_j^2 \cdot \rho_j} \quad (17)$$

kde K_g je celkový koeficient ztrát [-].

6.1.2 Korelace pro výpočet kritického tepelného toku

Existuje velké množství korelací pro výpočet kritického tepelného toku, stanovených na základě experimentálně naměřených dat. Zde je uvedeno jejich základní dělení.

Dělení podle geometrie:

- svazek tyčí,
- prstencová geometrie,
- trubková geometrie.

Dělení podle tlaku chladiva:

- za vysokého tlaku
- za nízkého tlaku
- při atmosférickém tlaku

Dělení podle průtoku chladiva:

- za vysokého průtoku
- za nízkého průtoku
- s nulový vstupním tokem

6.2 Korelace prstencové geometrie

Školní zařízení, na kterém se prováděly experimenty [27], je provozováno za nízkého tlaku a průtoku. Toto zařízení mělo testovací sekci s prstencovou geometrií. Proto budou dále uvedeny korelace stanovené z experimentů za podobných parametrů chladiva. Použité prstencové korelace a jejich platnost je shrnuta v Tabulka 3.

Tabulka 3 - Platný rozsah korelací

korelace	P	G	x	D_{eh}	další
	MPa	kg/(m ² .s)	-	m	
korelace Rogers	±0,16	180–1200		0,023–0,0565	$l/D_{eh} = 8,5–20,2$
korelace Hanaro	0,11–0,51	26–404	-0,034–0,702	0,0073–0,01366	$q = 258–1415 \text{ kW/m}^2$
korelace Kowalski	0,11–0,34	390–8405	-0,162–0,073		$q = 890–11200 \text{ kW/m}^2$

6.2.1 Korelace Rogers

Vychází z experimentů měřených v prstencové geometrii za nízkého tlaku a průtoku. Korelace byla stanovena bez konzervativního přístupu pro co nejpřesnější stanovení kritického tepelného toku [31]. Odvozená korelace:

$$q_c^H = A_1 - A_2 \cdot G + (C_1 \cdot G - C_2) \cdot \frac{h_{in}}{h_{fg}}, \quad (18)$$

kde G je hustota hmotnostního toku [kg.m⁻².s⁻¹], h_{in} je hodnota vstupní entalpie [kJ.kg⁻¹] a h_{fg} je výparné teplo [kJ.kg⁻¹]. Experimenty se prováděly s různými poměry L/D_{eh} , které určují konstanty A_1 , A_2 , C_1 a C_2 dosazované do rovnice. Tyto koeficienty jsou shrnuté v

Tabulka 4.

Tabulka 4 - Konstanty korelace Rogers [31]

Testovací sekce (číslo)	l/D _{eh}	A ₁	A ₂	C ₁	C ₂	RMS Error [%]
1	20,2	63,61	0,0329	1,781	279,7	4,4
2	13,9	74,86	0,0329	2,251	112,5	4,7
3	8,5	92,06	0,203	3,894	-6,567	2,0

Pro nekrhové tvary se zavádí pojem ekvivalentní hydraulický průměr D_{hy} a ekvivalentní vyhřívání průměr D_{eh} , který tvoří náhradní průměr ve výpočtech pro kanály a potrubí. Vypočítají se pomocí vztahů:

$$D_{eh} = 4 \cdot \frac{S}{O_{eh}} \quad (19)$$

$$D_{hyd} = 4 \cdot \frac{S}{O_w} \quad (20)$$

kde S je průtočná plocha kanálu, O_{eh} je vyhřívání obvod a O_w je omočený obvod.

6.2.2 Korelace Hanaro

Korelace Hanaro vychází z rovnice tepelné bilance při krizi varu. Z dalších tří rovnic vychází více korelací pro trubkové a prstencové geometrie. Výraz používaný pro určení bezrozměrného kritického tepelného toku q_c^{II*} za nízkého tlaku a průtoku [33]:

$$q_c^{II*} = \frac{q_c^{II}}{h_v \sqrt{T_a \cdot \rho_v \cdot g \cdot \Delta \rho}} \quad (21)$$

a bezrozměrné hustoty hmotnostního toku G^* :

$$G^* = \frac{G}{\sqrt{T_a \cdot \rho_v \cdot g \cdot \Delta \rho}} \quad (22)$$

kde $\Delta \rho$ je rozdíl hustot kapaliny a plynu, T_a je Taylorova nestabilita definovaná jako:

$$T_a = \sqrt{\frac{\sigma}{g \cdot \Delta \rho}} \quad (23)$$

Další vztah je vytvořen pro výpočet kritického tepelného toku za nízkého tlaku a průtoku pro žebrovaný i hladký povrch trubky. Tento vztah již není univerzální:

$$q_c^{II*} \cdot \left(\frac{S_{eh}}{S}\right) = 0,3 \cdot \left(\frac{l}{D_{eh}}\right)^{0,29} \cdot \left(2,67 + 0,08 \cdot \frac{h_{in}}{h_{fg}} \cdot G^*\right) \cdot \left(\frac{\rho_l}{\rho_g}\right)^{0,1} \cdot \left(\frac{O_{eh}}{O_r}\right)^{1,07} \cdot We^{0,23} \quad (24)$$

Kde S_{eh} je topná plocha palivové tyče [m²], S je celková průtočná plocha kanálu [m²], O_{eh} je reálný vyhřívání obvod [m], O_r je redukovaný obvod založený na průměru tyče [m²] a We je Weberovo číslo [-]. Pro hladkou trubici můžeme uvažovat $O_h = O_r$. Weberovo číslo, v našem případě, určíme podle vztahu:

$$We = \frac{G^2 \cdot D_{hyd}}{\rho_l \cdot \sigma} \quad (25)$$

kde σ je povrchové napětí [N.m⁻¹] a D_{hyd} je ekvivalentní hydraulický průměr [m²]

6.2.3 Korelace Kowalski

Korelace Kowalski byla vytvořena pro výpočet kritického tepelného toku pro prstencovou geometrii a žebrovanou vyhřívanou trubku. Korelaci lze použít i pro hladké trubky za určitých podmínek [45].

Výpočet začíná vztahy pro výpočet modifikovaného Jacobova čísla Ja_m . Pokud je rovnovážná suchost $x_{eq} \leq 0$, pak:

$$Ja_m = -0,1 \cdot x_{eq} \left(\frac{\rho_l}{\rho_g} \right)^{0,75} \quad (26)$$

pokud je rovnovážná suchost $x_{eq} \geq 0$, pak:

$$Ja_m = -x_{eq} \quad (27)$$

Dále se počítá rychlost bublin U_b ze vztahu:

$$U_b = \left[\sigma \cdot g \left(\frac{\rho_l - \rho_g}{\rho_g^2} \right) \right]^{0,25} \quad (28)$$

Příspěvek k varu ve stavu podchlazeného varu q_{PB}^{II} určíme ze vztahu:

$$q_{PB}^{II} = 0,273 \cdot h_{fg} \cdot \rho_g \cdot (1 + Ja_m)^{0,87} \cdot \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{0,1} \quad (29)$$

Z posledního vztahu se dopočítá kritický tepelný tok q_c^{II} :

$$q_c^{II} = q_{PB}^{II} \cdot \left[1 + 1,9472 \cdot 10^{-4} \cdot We^{0,633} \cdot \left(\frac{\rho_l}{\rho_g} \right)^{0,584} \cdot \left(\frac{D_{hy}}{D_{in}} \right)^{0,222} \cdot \left(\frac{O_{eh}}{0,0412} \right)^{0,976} \right] \quad (30)$$

6.3 Korelace pro geometrii svazku tyčí

Další experimenty, které jsou v této práci ověřeny, byly provedeny na zařízení LWL za vysokého tlaku a průtoku s velkým rozsahem [32]. Geometrie testovací sekce tohoto zařízení byla geometrie svazku tyčí, a proto zde budou uvedené korelace svazku tyčí pro výpočet kritického tepelného toku. Tyto korelace se běžně používají v jaderných elektrárnách pro výpočet rezervy do krize varu. Použité korelace svazku tyčí a jejich platnost je shrnuta v Tabulka 5.

Tabulka 5 Platnost korelací pro geometrie svazku tyčí

korelace	P	G	x	L	D
	MPa	kg/(m ² .s)	-	m	m
korelace Bezrukov	7,45–16,7	700–3800	-0,07–0,4		
korelace Bowring	0,2–19	136–18600		0,15–3,7	0,002–0,045
korelace VA-6	1–19	125–7478	-0,34–0,94		
korelace KDIS	1–20	100–7000	-0,3–1,00		

6.3.1 Korelace Bezrukov – OKB

Korelace Bezrukov, též známá i jako OKB korelace, je jednoduchá korelace pro stanovení kritického tepelného toku, jejíž použití je vhodné pro normální provozní podmínky jaderného reaktoru. Není vhodná pro přechodné a havarijní podmínky za nízkého průtoku. Počítá se pomocí vztahu [46]:

$$q_c^{II} = a_1 \cdot (1 - x)^{a_2 + a_3 \cdot p} \cdot G^{a_4 + a_5 \cdot (1 - x)} \cdot (1 + a_6 \cdot p) \quad (31)$$

kde se za koeficienty dosazuje:

$$\begin{aligned} a_1 &= 797 & a_4 &= -0,127 \\ a_2 &= -0,5 & a_5 &= 0,311 \\ a_3 &= 0,0105 & a_6 &= -0,00185 \end{aligned}$$

6.3.2 Korelace Bowring

Korelace Bowring vychází z 3800 naměřených hodnot a má největší rozsah ze všech korelací co se týče tlaku a hustoty tepelného toku. Lze ji použít pro určení kritického tepelného toku pro všechny typy geometrií. Korelace obsahuje mnoho koeficientů, které optimalizují základní veličiny. Postup výpočtu začíná stanovením koeficientu P_r [9]:

$$P_r = 0,145 \cdot p \quad (32)$$

kde tlak p se dosazuje v MPa. Dále se stanovuje koeficient n :

$$n = 20 - 0,5 \cdot p \quad (33)$$

Další koeficienty F_1, F_2, F_3, F_4 jsou závislé na koeficientu P_r . Pokud $P_r < 1$ MPa, pak koeficienty určíme ze vztahů:

$$F_1 = \frac{[P_r^{18,942} \cdot e^{20,89 \cdot (1 - P_r)} + 0,917]}{1,917} \quad (34)$$

$$F_2 = \frac{F_1}{P_r^{1,316} \cdot e^{2,444 \cdot (1 - P_r)} + 0,309} \quad (35)$$

$$F_3 = \frac{[P_r^{17,023} \cdot e^{16,658 \cdot (1 - P_r)} + 0,667]}{1,667} \quad (36)$$

$$F_4 = F_3 \cdot P_r^{1,649} \quad (37)$$

Pokud však $P_r > 1$ MPa, pak koeficienty určíme ze vztahů:

$$F_1 = P_r^{-0,368} \cdot e^{0,648 \cdot (1 - P_r)} \quad (38)$$

$$F_2 = \frac{F_1}{P_r^{0,448} \cdot e^{0,245 \cdot (1 - P_r)}} \quad (39)$$

$$F_3 = P_r^{0,219} \quad (40)$$

$$F_4 = F_3 \cdot P_r^{1,649} \quad (41)$$

Pomocí těchto koeficientů můžeme dopočítat další koeficienty:

$$C = \frac{0,077 \cdot F_3 \cdot D \cdot G}{1 + 0,347 \cdot F_4 \cdot \left(\frac{G}{1356}\right)^n} \quad (42)$$

$$B = \frac{D \cdot G}{4}, \quad (43)$$

$$A = \frac{2,317 \cdot \left(h_{fg} \cdot \frac{D \cdot G}{4}\right) \cdot F_1}{1 + 0,0143 \cdot F_2 \cdot D^{0,5} \cdot G} \quad (44)$$

kde D je průměr tyče [m]. Finální vztah pro výpočet kritického tepelného toku:

$$q_c^{II} = \frac{A - B \cdot h_{fg} \cdot x}{C} \quad (45)$$

6.3.3 Korelace VA-6

VA-6 je korelace vyvinutá pro subkanálové kódy VEVERKA a CALOPEA. Podle ní se má počítat rezerva do krize varu u reaktoru VVER 440. Byla vytvořena na základě více než 3000 naměřených dat [47]. Výpočet začíná určením koeficientů A a B .

koeficient A se počítá pro suchost $x \leq 0,15$ podle vztahu:

$$A = 0,623 - 0,786x \quad (46)$$

Pro suchost $x > 0,15$:

$$A = 0,565 - 0,399x \quad (47)$$

koeficient B se počítá pro tlak $p \geq 4,5$ MPa podle vztahu:

$$B = \left(\frac{p}{p_c}\right)^{0,57} \quad (48)$$

kde p_c je tlak v kritickém bodě, tzv. kritický tlak. Pro H_2O je tento tlak $p_c = 22,13$ MPa.

Pro tlak $p < 4,5$ MPa:

$$B = \left(\frac{p}{p_c}\right)^{0,57} + \left(\frac{p}{p_c}\right)^{-0,15} - 1,2694 \quad (49)$$

Pro nerovnoměrně rozložený axiální výkon se ještě počítá koeficient F_y :

$$F_y = \frac{1}{l \cdot q(y)} \cdot \int_0^y q(z) \cdot dz, \quad (50)$$

kde l je délka palivového proutku [m]. V případě rovnoměrného rozložení axiálního toku se $F_y = 1$. Kritický tepelný tok se následně počítá podle vztahu:

$$q_c^{II} = 1,47 \cdot 10^6 \cdot \frac{A}{B} \cdot \left(2 + \frac{G}{1000}\right)^{0,57} \cdot \left(\frac{T_p}{T_l}\right)^{1,5} \cdot \left(1 + \frac{l}{200 \cdot D_{eh}}\right)^{-1} \cdot F_y^{-0,8} \quad (51)$$

kde T_l je teplota chladiva [$^{\circ}C$] a T_p je teplota povrchu pokrytí paliva [$^{\circ}C$].

6.3.4 Korelace KDIS

Korelace KDIS je velmi podobná korelaci VA-6 a byla vytvořena pro stejný účel. Korelace uvažuje více koeficientů zahrnující parametry aktivní zóny nebo testovací sekce. Koeficienty A , B a F_y se stanovují jako u korelace VA-6 v předchozí kapitole.

Koeficient C se stanovuje podle vztahu:

$$C = \frac{1,47}{1 + 0,005 \cdot \frac{l}{D_{eh}}} \quad (52)$$

Další koeficient D se stanovuje pro $p < 7$ MPa ze vztahu:

$$D = 1 + 6,2857 \cdot 10^{-8} \cdot (7 \cdot 10^6 - p) \quad (53)$$

Pokud je však $p \geq 7$ MPa je koeficient $D = 1$. Další koeficient E závisí na délce palivového proutku. Pokud je $L \leq 2,5$ m je koeficient $E = 1$. Pokud je však $L > 2,5$ m počítá se ze vztahu:

$$E = 1 + 0,1 (l - 2,5) \quad (54)$$

Pomocný koeficient H' se počítá ze vztahu:

$$H' = 1 + 1,33 \cdot 10^{-3} \cdot (150 - G) + 0,667 \cdot (x - 0,5) \quad (55)$$

Pokud pomocný koeficient $H' > 1$, pak koeficient $H = H'$. Pokud ovšem $H' \leq 1$, pak se koeficient $H = 1$. Výsledný kritický tepelný tok se počítá ze vztahu:

$$q_c^{II} = 1,051 \cdot 10^6 \cdot \left(2 + \frac{G}{1000}\right)^{0,57} \cdot \left(\frac{T_p}{T_l}\right)^{1,5} \cdot \frac{A \cdot C}{B \cdot D \cdot E \cdot H} \cdot F_y^{-0,8} \quad (56)$$

7. VÝSLEDKY

Tato kapitola shrnuje vypočtené hodnoty kritického tepelného toku a způsob jejich výpočtu. Shrnutí výsledků je rozdělené na dvě části: první část se zabývá výpočty pomocí korelací popsanych v kapitole 6.2 a 6.3, druhá část shrnuje vypočtené hodnoty z programu ALTHAMC12. Program ALTHAMC12 je program určený k výpočtům subkanálových analýz aktivních zón a testovacích sekcí.

7.1 Vstupní hodnoty do výpočtů

V této kapitole jsou uvedeny hodnoty, které se dosazují do programu ALTHAMC12 i do výpočtů přes korelace. Výpočty byly provedeny pro ověření dvou již proběhlých měření. První z měření bylo provedeno na školním testovacím zařízení, pracujícím za nízkého tlaku a průtoku. Byly použity rozměry a experimentálně naměřené hodnoty uvedené v [27]. Druhým měřením je měření na testovacím zařízení, které bylo součástí LWL, postavené firmou Škoda JS. Toto zařízení pracovalo za vysokého tlaku a s průtokem ve velkém rozsahu, podle [32]. Experimentálně zjištěné hodnoty se uvažují jako referenční.

7.1.1 Experimenty na školním testovacím zařízení

Geometrie testovací sekce školního měřicího zařízení je rozdělena na palivový proutek se čtyřmi stejnými subkanály, což je znázorněno na Obr. 7-1. Základní rozměry testovací sekce jsou shrnuty v Tabulka 6. Všechny rozměry udávané v této kapitole jsou z [27] nebo dopočítané.

Tabulka 6 – Rozměry testovací sekce školního zařízení

Parametr	označení	jednotka	velikost
Délka	l	mm	380
vnitřní průměr	D_{in}	mm	9,14
vnější průměr	D_{out}	mm	14,5
velikost mezery	δ	mm	2,68
topná plocha	S_{eh}	m ²	0,0109



Obr. 7-1 geometrie testovací sekce MRCHA

Pro výpočet kritického tepelného toku je třeba ještě určit detailnější rozměry jednotlivých subkanálů. Ty jsou shrnuty v Tabulka 7.

Tabulka 7 - Rozměry jednoho subkanálu

Parametr	označení	jednotka	velikost
průtočná plocha	S_f	mm ²	24,88
omočený obvod	O_w	mm	18,57
vyhříváný obvod	O_h	mm	7,18
ekvivalentní vyhříváný průměr	D_{eh}	mm	13,86
ekvivalentní hydraulický průměr	D_{hyd}	mm	5,36
vzdálenost mezi těžišti subkanálů	J_x	mm	7,65

Geometrii subkanálu lze označit jako mezikruhovou výseč. Ekvivalentní vyhrávaný průměr D_{eh} a ekvivalentní hydraulický průměr D_{hyd} se určuje podle vztahu (19) a (20):

$$D_{eh} = \frac{4 \cdot S}{O_{eh}} = \frac{4 \cdot 24,88 \cdot 10^{-6}}{7,18 \cdot 10^{-3}} = 13,86 \text{ mm}$$

$$D_{hyd} = \frac{4 \cdot S}{O_w} = \frac{4 \cdot 24,88 \cdot 10^{-6}}{18,57 \cdot 10^{-3}} = 5,36 \text{ mm}$$

Pro určení vzdálenosti mezi těžišti je potřeba prvně určit vzdálenost těžiště mezikruhové výseče s úhlem 90° od středu kruhu r_t ze vztahu:

$$r_t = \frac{4 \cdot \sqrt{2} \cdot \left[\left(\frac{D_o}{2} \right)^3 - \left(\frac{D_i}{2} \right)^3 \right]}{3 \cdot \pi \cdot \left[\left(\frac{D_o}{2} \right)^2 - \left(\frac{D_i}{2} \right)^2 \right]} = \frac{4 \cdot \sqrt{2} \cdot \left[\left(\frac{14,5 \cdot 10^{-3}}{2} \right)^3 - \left(\frac{9,14 \cdot 10^{-3}}{2} \right)^3 \right]}{3 \cdot \pi \cdot \left[\left(\frac{14,5 \cdot 10^{-3}}{2} \right)^2 - \left(\frac{9,14 \cdot 10^{-3}}{2} \right)^2 \right]}$$

$$r_t = 5,412 \text{ mm}$$

A samotná vzdálenost mezi těžišti subkanálu se dopočítá ze vztahu:

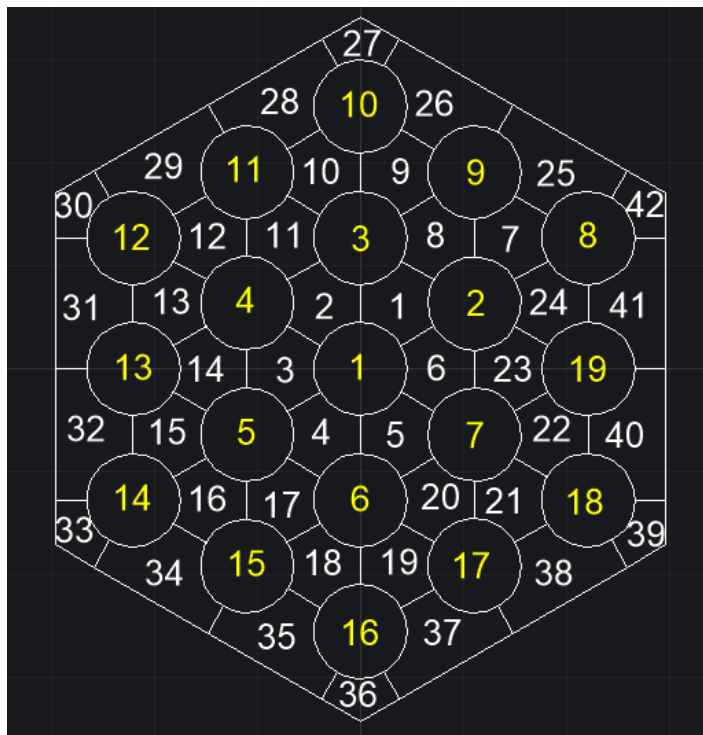
$$J_x = \sin 90 \cdot \frac{r_t}{\sin 45}$$

Dalšími potřebnými údaji jsou parametry chladiva, které se musí stanovit pro každý tlak a teplotu zvlášť. Většina parametrů chladiva byla stanovena z tabulek XSteam-v2a [50]. Pro větší rozsah byly tyto tabulky přesunuty do kapitoly 9 – Přílohy.

Hodnoty z tabulek byly odečítány pro každý naměřený tlak a při teplotě na výstupu z testovací sekce. Teplota z výstupu z testovací sekce je uvažována z důvodu, že krize varu při rovnoměrném rozložení tepelného toku nastává nejčastěji právě na konci testovací sekce. Pro jednotlivé hustoty hmotnostního toku se výstupní parametry liší jen nepatrně, a proto pro jeden tlak byla vybrána jedna výstupní hodnota t_{out} , při které byly odečteny všechny parametry.

7.1.2 Experimenty na LWL

Testovací sekce LWL má hexagonální geometrii, ve které je 19 palivových proutků a 42 subkanálů. Geometrie testovací sekce je znázorněna na Obr. 7-2. Axiální rozložení tepelného toku je rovnoměrné, ale radiální rozložení toku se pro palivové proutky liší. Středový proutek má poměrný výkon 1, proutky označené čísly 2–7 mají poměrný výkon 0,85 a vnější proutky označené 8–19 mají poměrný výkon 0,75. Hodnoty tepelného toku byly odečítány při detekci krize varu na termočláncích, které byly vzdáleny 20 mm od výstupu z testovací sekce. Toto umístění mohlo do měření zanést určitou chybu. Základní celkové rozměry testovací sekce jsou shrnuty v Tabulka 8.



Obr. 7-2 geometrie testovací sekce LWL

Tabulka 8 - Rozměry testovací sekce LWL

Parametr	označení	jednotka	velikost
délka	l	m	3,50
průměr proutku	D	mm	9,10
rozteč mezi proutky	m	mm	12,75
velikost mezery mezi proutky	δ	mm	3,65
topná plocha	S_{eh}	m ²	0,10

Subkanály v této testovací sekci je nutné rozdělit na tři druhy: středové, boční a rohové. Každý z těchto subkanálů má jiné rozměry, které je potřeba zahrnout do výpočtu. Pokud výpočet pomocí korelace uvažoval pouze jeden rozměr subkanálu, byl zadáván rozměr středových subkanálů, ve kterých jsou hodnoty kritického tepelného toku nejmenší. Rozměry

středových subkanálů jsou shrnuty v Tabulka 9. Rozměry ostatních subkanálů jsou uvedeny v tabulkách umístěných v kapitole 9 – Přílohy.

Tabulka 9 – rozměry jednoho středového subkanálu

Parametry	označení	jednotka	velikost
průtočná plocha	S	mm ²	37,87
omočený obvod	O_w	mm	14,29
vyhřívaný obvod	O_{eh}	mm	14,29
ekvivalentní vyhřívaný průměr	D_{eh}	mm	10,60
ekvivalentní hydraulický průměr	D_{hyd}	mm	10,60
vzdálenost mezi těžišti subkanálů střed-střed	J_{ss}	mm	7,36
vzdálenost mezi těžišti subkanálů střed-bok	J_{sb}	mm	7,99

Parametry chladiva pro korelace se též stanovovaly pro středové subkanály a odečty z tabulek se prováděly na výstupu z tlakového kanálu. Parametry chladiva jsou též uvedeny v tabulkách v kapitole 9.

Stanovení těžiště a vzdálenosti mezi těžišti není možné pomocí geometrických vztahů, proto je těžiště stanoveno pomocí funkcí programu AutoCAD. To je naznačeno na Obr. 7-3.



Obr. 7-3 Stanovení vzdálenosti mezi těžišti

7.2 Výpočet v programu ALTHAMC12

Do výpočetního programu ALTHAMC12 byly vloženy hodnoty z experimentů popsaných v kapitolách 7.1.1 a 7.1.2. Program používá několik korelací s různým rozsahem platnosti, což je shrnuto v Tabulka 10. V programu je možné zvolit, podle které korelace má být vypočítán kritický tepelný tok.

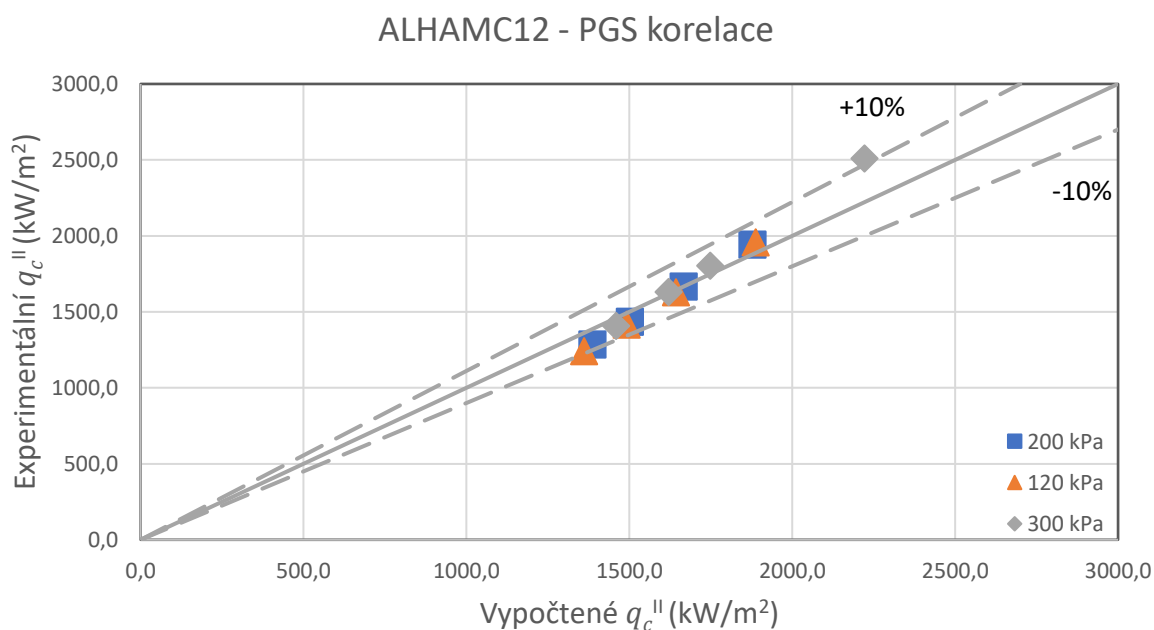
Tabulka 10 - Rozsah platnosti korelací v programu ALTHAMC12 [25]

Veličina	p	G	x
Název korelace	MPa	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$	-
OKB	9,0–18,0	500–5000	-0,3–0,4
CRT1	9,7–18,0	500–5000	-0,4–0,6
PGS	0,26–18,73	34–7491	-0,49–1,0
PGI	0,26–18,73	34–7491	-0,49–1,0
PI3	0,28–18,70	36–7500	-0,2–1,0

7.2.1 Výsledky z modelu školního testovacího zařízení

Jak ukazuje Tabulka 10, žádná korelace v programu ALTHAMC12 neodpovídá ideálnímu rozsahu parametrům školního zařízení MRCHA. Též výpočetní program ALTHAMC12 a jeho korelace jsou určeny pro subkanálové analýzy reaktorů. To zahrnuje hlavně geometrii svazku tyčí, dlouhou délku tyčí, vysoký tlak a průtok. Z tohoto důvodu odchylka od skutečných hodnot, která se u korelací běžně pohybuje kolem RMS error 5–10 %, bude větší.

Pro výpočet byla zvolena korelace PG-S, která parametry nejvíce odpovídá experimentům na školním zařízení. I přesto však některá naměřená data neodpovídají platnému rozsahu tlaku. Výsledky jsou shrnuty na Obr. 7-4. Čárkované přímky znázorňují odklon o 10 % od referenční naměřené hodnoty. Podobně jsou zaznačeny i výsledky ostatních korelací.



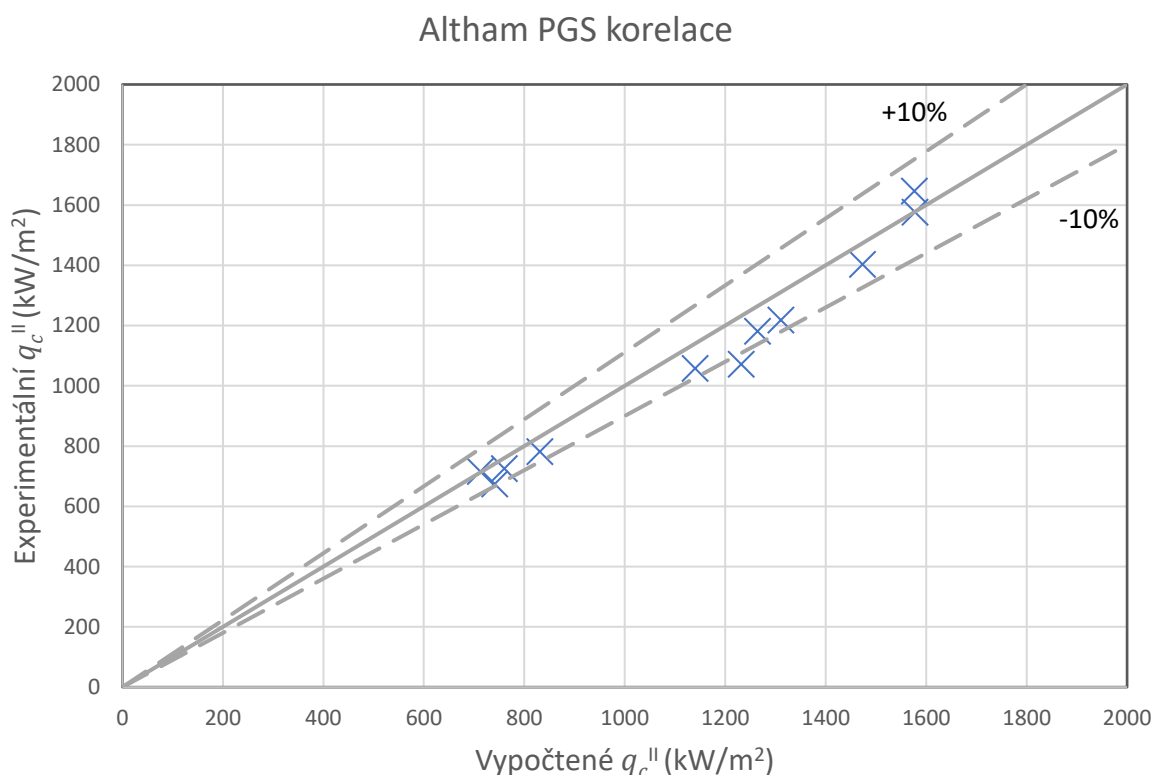
Obr. 7-4 Porovnání hodnot kritického tepelného toku experimentálních a vypočtených hodnot školního zařízení podle korelace PGS

Jak je vidět na Obr. 7-4, hodnoty se příliš neodchylují od experimentálně zjištěných hodnot. Pro výsledky byla vypočtena hodnota RMS Error = 5,7 %, tudíž je možné tvrdit, že pro daný případ je korelace PG-S schopna počítat kritický tepelný tok poměrně přesně i za hranic svého rozsahu platnosti. Výsledky v grafu jsou zobrazeny při zadávané střední hodnotě tepelného toku, která byla při experimentech naměřena v době detekce krize varu.

Protože program ALTHAMC12 není vhodný pro výpočet kritického tepelného toku v prstencové geometrii, byly výsledky přepočítány korelacemi vhodnými pro tuto geometrii.

7.2.2 Výsledky z LWL

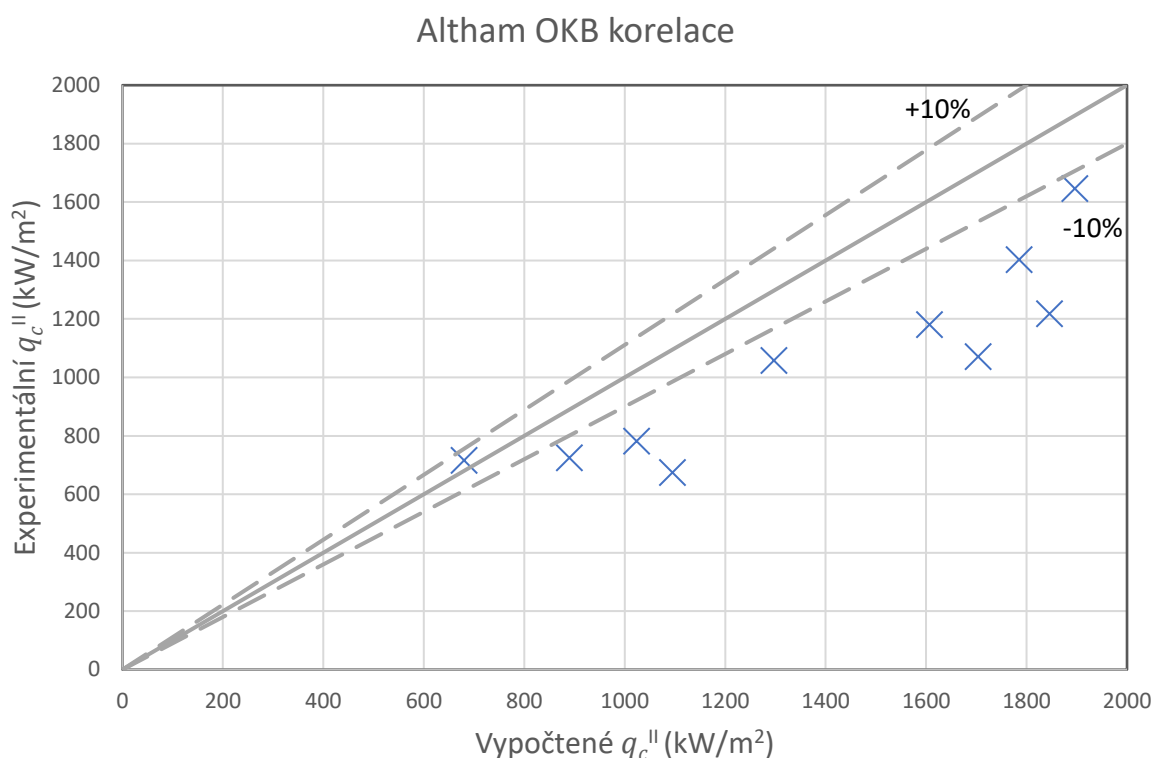
Pro výpočet byly použity korelace PGS a OKB. Počítaná data splňují všechny podmínky platnosti u obou korelací. Protože experimenty z LWL měly nerovnoměrné radiální rozložení výkonu, je potřeba toto uvažovat při zadávání do programu ALTHAMC12. Hodnota kritického tepelného toku z [32] je hodnota tepelného toku středové tyče. Do programu ALTHAMC12 se zadává střední hodnota tepelného toku. Poměr mezi hodnotou tepelného výkonu středové tyče a středním výkonem celé testovací sekce je 0,763. Nejmenší rezerva do krize varu je pak na střední tyči, tudíž k jejímu tepelnému výkonu musíme přirovnávat vypočtenou hodnotu kritického tepelného toku. Výsledky vypočtené programem ALTHAMC12 podle PGS korelace jsou uvedeny na Obr. 7-5.



Obr. 7-5 Porovnání hodnot kritického tepelného toku experimentálních a vypočtených hodnot LWL podle korelace PGS

Výsledky vychází přesně s hodnotou RMS Error = 7,8 %. ALTHAMC12 nebyl schopen vypočítat hodnoty s hustotou hmotnostního toku menší než 600 kg.m⁻².s⁻¹, proto zde jsou uvedena pouze data s větší hodnotou.

Dále jsou uvedeny výsledky vypočtené programem ALTHAMC12 podle korelace OKB na Obr. 7-6.



Obr. 7-6 Porovnání hodnot kritického tepelného toku experimentálních a vypočtených hodnot LWL podle korelace OKB

Většina vypočtených výsledků se nachází nad experimentálně zjištěnou hodnotou. Protože výsledná hodnota kritického tepelného toku je značně závislá na zadávané hodnotě tepelného toku, byla zde provedena citlivostní analýza na tento parametr. Citlivostní analýza shrnující vypočtené kritické tepelné toky je zobrazena v Tabulka 11 - Citlivostní analýza tepelného toku při výpočtu kritického tepelného toku podle korelace OKB v programu ALTHAMC12. Tabulka 11 a citlivostní analýza shrnující vypočtenou rezervu do krize varu je zobrazena v Tabulka 12. V prvním sloupci jsou experimentálně zjištěné hodnoty kritického tepelného toku a další sloupce jsou vypočtené hodnoty v závislosti na zadávaném tepelném toku. Ve druhém sloupci jsou vypočtené hodnoty při referenčním toku $q_{stř}/q_c^{II} = 0,763$ a v dalších sloupcích je tepelný tok $q_{stř}$ o 5 % navyšován. Zeleně jsou označeny hodnoty, ve kterých ještě krize varu nenastala, bíle pak hodnoty nejbližší kritickému tepelnému toku a červeně jsou označeny hodnoty, které se nachází už v oblasti za krizí varu.

Tabulka 11 - Citlivostní analýza tepelného toku při výpočtu kritického tepelného toku podle korelace OKB v programu ALHAMC12

	q_{str}/q_c^{II}					
Experimentálně naměřená hodnota	76,3 %	80,1 %	83,9 %	87,8 %	91,6 %	95,4 %
q_c^{II}	q_{vyp}	q_{vyp}	q_{vyp}	q_{vyp}	q_{vyp}	q_{vyp}
kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²
725,08	890,02	811,98	739,21	672,14	614,77	559,59
781,92	1023,65	939,55	860,94	787,10	721,71	663,27
716,07	680,46	626,97	578,01	530,63	484,40	440,27
1180,51	1606,67	1500,73	1404,15	1314,48	1236,46	1168,77
1057,81	1297,42	1210,52	1125,84	1044,31	967,80	902,72
1403,02	1785,46	1686,44	1595,44	1519,09	1452,06	1380,79
1217,94	1845,77	1770,94	1699,95	1631,99	1565,30	1511,63
1070,98	1703,50	1397,75	1142,86	937,50	762,96	617,43
674,48	1095,06	966,52	851,16	749,44	657,40	574,75
1646,33	1896,09	1811,96	1725,41	1637,66	1555,16	1472,09
1575,63	2126,88	1923,41	1755,12	1596,08	1446,63	1311,99

Tabulka 12 Citlivostní analýza tepelného toku při výpočtu rezervy do krize podle korelace OKB v programu ALHAMC12

	q_{str}/q_c^{II}					
Experimentálně naměřená hodnota	76,30 %	80,13 %	83,95 %	87,76 %	91,58 %	95,39 %
q_c^{II}	DNBR	DNBR	DNBR	DNBR	DNBR	DNBR
kW.m ⁻²	-	-	-	-	-	-
725,08	1,227	1,120	1,019	0,927	0,848	0,772
781,92	1,309	1,202	1,101	1,007	0,923	0,848
716,07	0,950	0,876	0,807	0,741	0,676	0,615
1180,51	1,361	1,271	1,189	1,113	1,047	0,990
1057,81	1,227	1,144	1,064	0,987	0,915	0,853
1403,02	1,273	1,202	1,137	1,083	1,035	0,984
1217,94	1,515	1,454	1,396	1,340	1,285	1,241
1070,98	1,591	1,305	1,067	0,875	0,712	0,577
674,48	1,624	1,433	1,262	1,111	0,975	0,852
1646,33	1,152	1,101	1,048	0,995	0,945	0,894
1575,63	1,350	1,221	1,114	1,013	0,918	0,833
RMS Error (%)	39,4	27,4	18,8	15,4	17,9	23,3

Tabulka 12 naznačuje, že nejvíce dat odpovídá kritickému tepelnému toku při $q_{str}/q_c^{II} = 0,878$, což je hodnota vyšší než experimentálně ověřená hodnota tepelného toku při krizi varu.

U OKB korelace se zvyšujícím se tepelným tokem roste hodnota výstupní suchosti, se kterou se snižuje hodnota kritického tepelného toku.

Je možné, že úvaha o zadávaném tepelném toku není správná, nebo mohla nastat chyba už během měření, protože podobná citlivostní analýza na tepelný tok byla provedena i v [32].

7.3 Výpočet podle korelací v prstencové geometrii

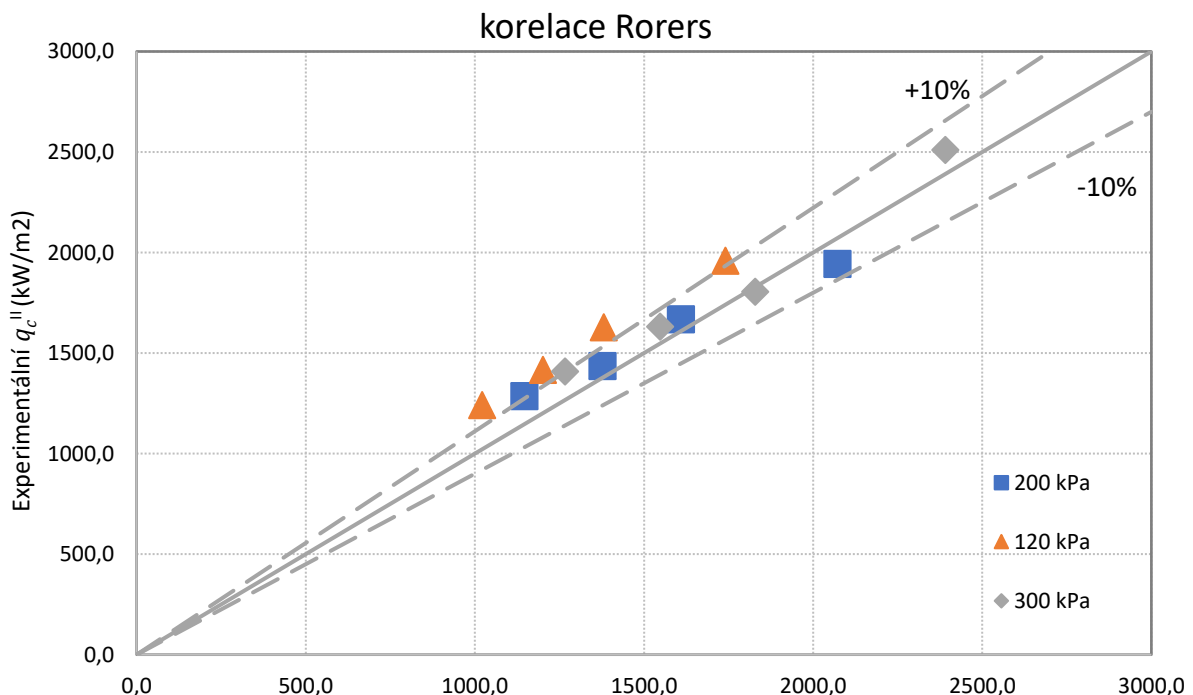
Protože program ALHAMC12 není vhodný pro výpočet kritického tepelného toku v prstencové geometrii, je hodnota kritického tepelného toku přepočítána podle korelací k tomu určených.

V této podkapitole jsou uvedeny výsledky výpočtu kritického tepelného toku podle korelací prstencové geometrie. Jsou rozděleny podle jednotlivých korelací, kterými se počítala hodnota CHF. Výsledky výpočtů jsou uvedeny v grafech, kde je porovnávána predikovaná hodnota CHF vypočtená pomocí korelace s hodnotou CHF experimentálně zjištěnou. Tabulky výpočtů, ze kterých grafy vychází, jsou uvedeny v kapitole 9 – Přílohy.

Výpočet kritického tepelného toku v prstencové geometrii byl proveden pomocí korelací z kapitoly 6.2. Do prstencových korelací byla dosazena data uvedená v kapitole 7.1.1.

7.3.1 Výpočet podle korelace Rogers

Rogersovy experimenty byly prováděny za podobných parametrů jako experimenty na školním zařízení MRCHA, hlavními rozdíly jsou, že zařízení pracovala za jiného tlaku a s větším ekvivalentním průměrem tyčí. Pro výpočet byly dosazeny koeficienty z testovací sekce č. 1 v



Obr. 7-7 porovnání hodnot kritického tepelného toku experimentálních a vypočtených podle korelace Rogers

Tabulka 4, které nejvíce odpovídají školnímu zařízení MRCHA. V grafu na Obr. 7-7 jsou výsledky vypočítaného kritického tepelného toku porovnané s experimentálně naměřenými hodnotami.

Na Obr. 7-7 můžeme vidět, že většina vypočtených hodnot je menší než experimentálně naměřené hodnoty, což je nejspíše způsobeno odlišnými parametry experimentů. Výsledky měly hodnotu RMS error = 10,1 %, což je velmi přesná hodnota pro výpočet kritického tepelného toku, s přihlédnutím k faktu, že data byla pouze poblíž rozsahu platnosti. Vliv tlaku mimo rozsah platnosti korelace by neměl být příliš zásadní, protože všechny výsledky vykazují podobnou odchylku, která se nijak zásadně nemění s tlakem. Jiný rozsah L/D_{eh} může mít větší vliv na nejistotu výpočtu, protože je pro celé měření stejné, tudíž je obtížné odhadnout, jak moc velká chyba výpočtu je zanesena.

Korelace Rogers určuje kritický tepelný tok v malém rozsahu pomocí jednotlivých koeficientů a základních parametrů chladiva. Protože korelace byla vytvořena pouze pomocí experimentálních dat z jedné testovací sekce, je obtížné porovnávat výsledky z jiných testovacích sekcí.

Tabulka 4 ukazuje koeficienty, které sestrojil J.T. Rogers z 16-25 naměřených hodnot.

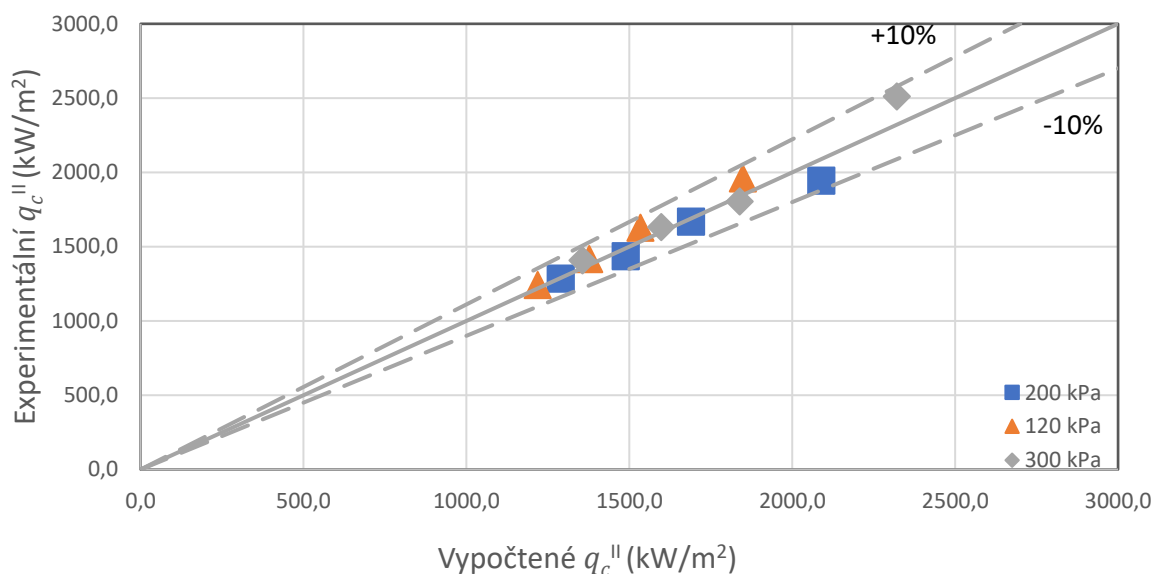
Proto na základě 12 naměřených hodnot z [27] byly pro školní zařízení MRCHA navrženy nové koeficienty $A_1 = 100,7$, $A_2 = 0,019$, $C_1 = 1,781$, $C_2 = 349$ dosazované do rovnice (18). Tyto koeficienty ve výpočtech zahrnují lépe vlivy parametrů hustoty hmotnostního toku a poměrné vstupní entalpie naměřené na školním zařízení. Předchozí koeficienty nebyly stanoveny špatně, tyto koeficienty pouze rozšiřují vztah při $L/D_{eh} = 27,41$ a tlaku 120-300 kPa. Tyto upravené koeficienty korelace Rogers jsou navrženy pouze pro školní zařízení MRCHA. Tabulka 13 ukazuje rozsah jejich platnosti a může být ověřena dalším měřením.

Tabulka 13 - Rozsah platnosti nových koeficientů korelace Rogers

p	G	D_{eh}	L/D_{eh}
MPa	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$	m	-
0,12–0,3	400–800	$\pm 0,0138$	$\pm 27,41$

Pomocí upravených koeficientů byly znovu vypočteny hodnoty kritického tepelného toku. Výsledky dosažené pomocí nových koeficientů mají hodnotu RMS Error = 4,3 %. Podobných hodnot RMS Erroru dosáhl i Rogers v [31] po stanovení jeho koeficientů. Vypočtené hodnoty kritického tepelného toku jsou znázorněny na Obr. 7-8.

korelace Rogers - upravené koeficienty

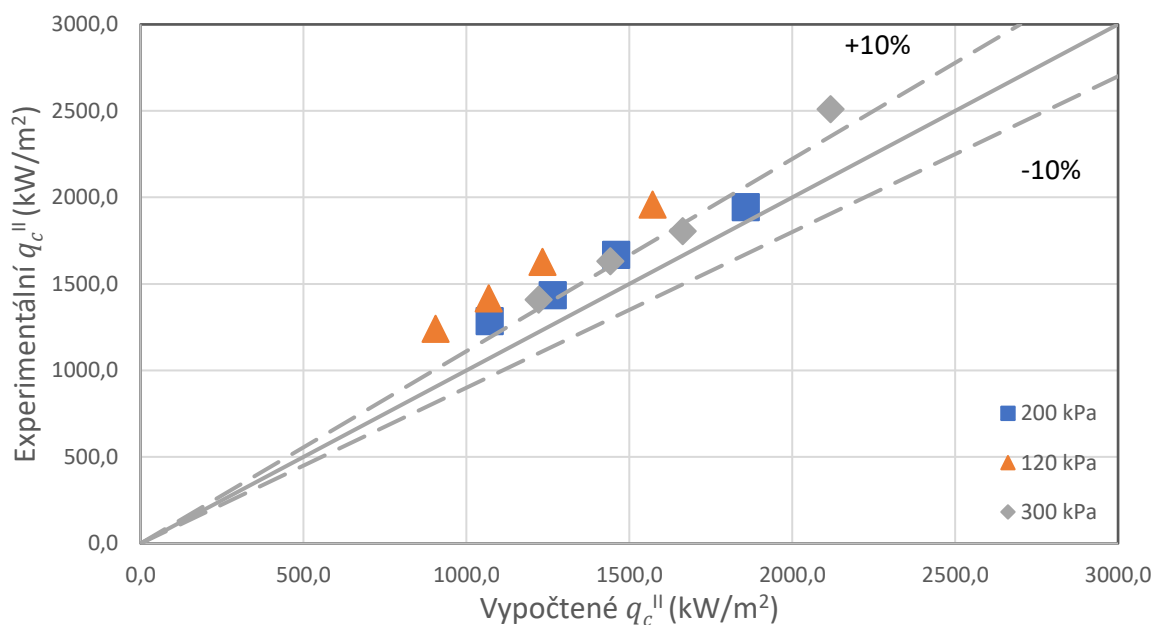


Obr. 7-8 porovnání hodnot kritického tepelného toku experimentálních a vypočtených podle korelace Rogers s novými koeficienty

7.3.2 Výpočet podle korelace Hanaro

Korelace Hanaro shrnuje větší počet naměřených dat pro hladkou i žebrovanou trubku. Naměřená data jsou pro menší průtoky a tepelné toky, než které jsou počítané, tudíž část dat,

korelace Hanaro



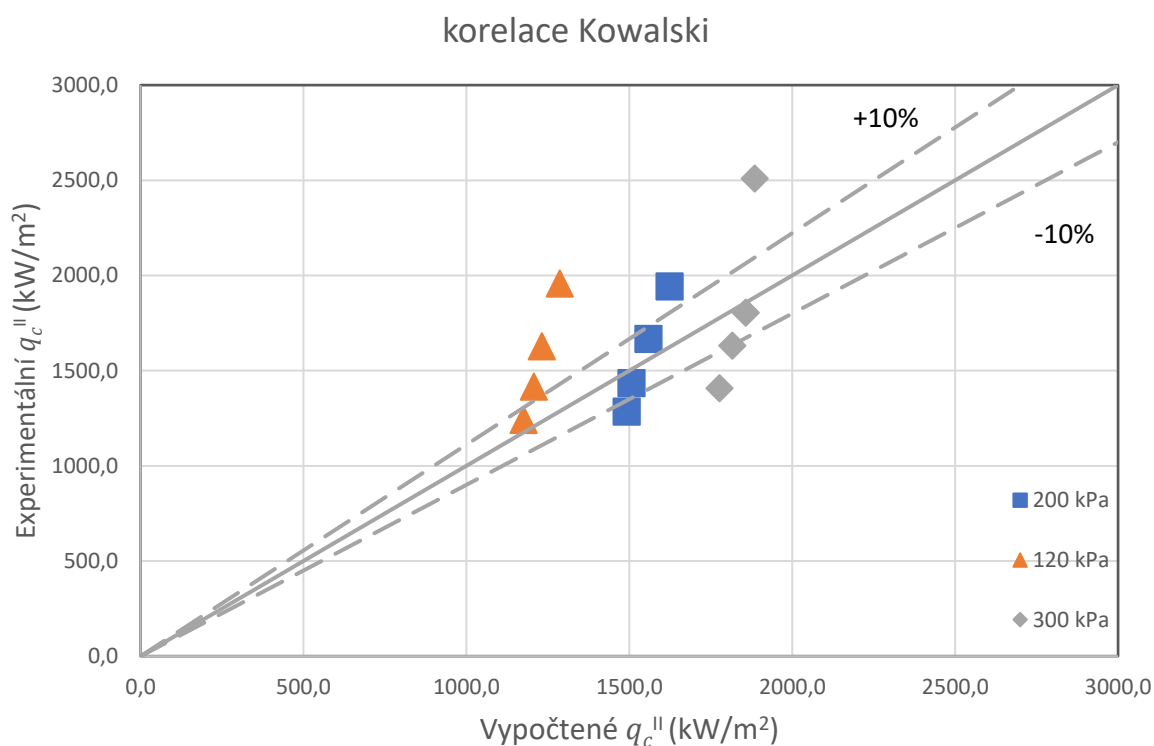
Obr. 7-9 porovnání hodnot kritického tepelného toku experimentálních a vypočtených podle korelace Hanaro

kteřá má větší hustotu hmotnostního toku než $404 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$ a hustotu tepelného toku nad $1415 \text{ kW}/\text{m}^2$, je mimo rozsah platnosti korelace. Výsledky jsou shrnuty na Obr. 7-9.

Z vypočtených hodnot kritického tepelného toku je stanovena hodnota RMS Error = 17,1 %. Autorem korelace byla stanovena hodnota RMS Error = 13,7 %. Z tohoto údaje lze odvodit, že počítání pomocí korelace mimo částečný rozsah její platnosti jistě zavádí určitou chybu. Ale výsledky, které jsou vidět na Obr. 7-9. ukazují, že tendence chyby se s narůstající hustotou tepelného toku a hustotou hmotnostního toku příliš nezvyšuje.

7.3.3 Výpočet podle korelace Kowalski

Korelace Kowalski vychází z velkého počtu dat v prstencové geometrii a pro žebrované trubky. Naměřené hodnoty byly ve velkém rozsahu hustoty hmotnostního toku chladiva a plošné hustoty tepelného toku. Pouze tlakově je rozsah korelace velmi omezený, ale shoduje se s tlaky, při kterých probíhaly experimenty na školním zařízení, tudíž při výpočtu pomocí korelace Kowalski byly splněny všechny podmínky platnosti. Výsledky počítané pomocí korelace Kowalski jsou shrnuty na Obr. 7-10.



Obr. 7-10 porovnání hodnot kritického tepelného toku experimentálních a vypočtených podle korelace Kowalski

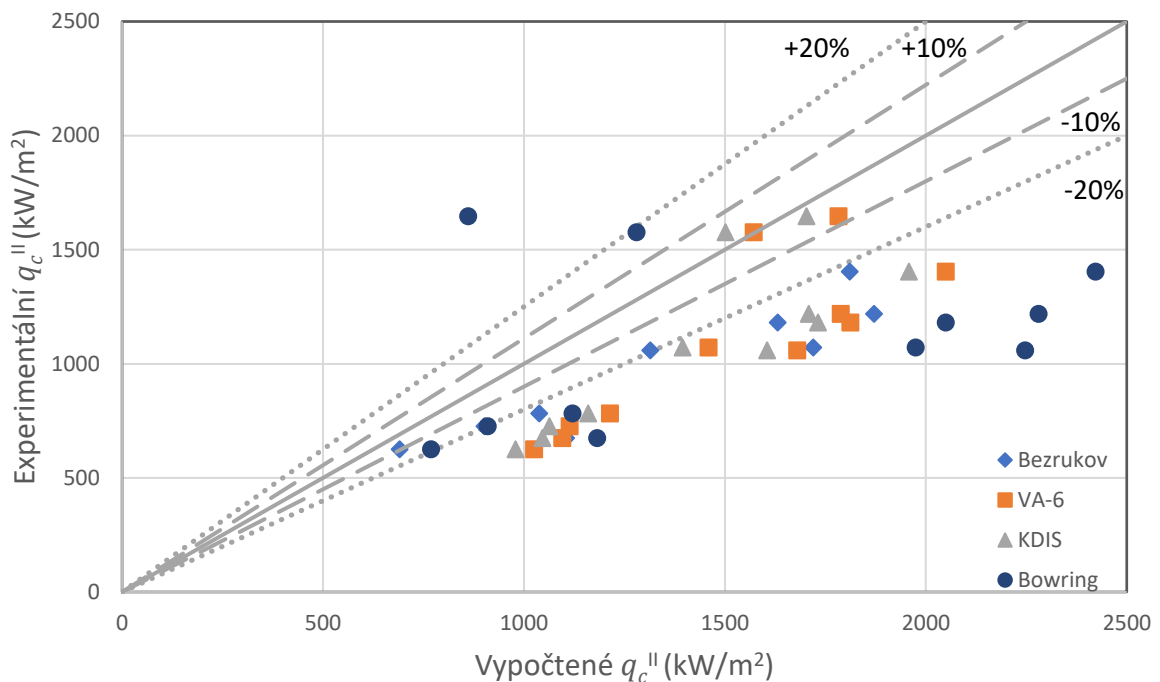
Výsledky výpočtu se sice nacházejí poblíž skutečných hodnot, ale jejich závislost na hustotě hmotnostního toku neodpovídá příliš experimentům. Takové odchylky jsou způsobeny nejspíše tím, že počítaná data jsou na okraji platnosti korelace s velkým rozsahem. Některá data naměřená a poté přepočítaná v [45] vykazují podobný průběh. Vypočtená směrodatná odchylka 17,6 % je stále v rozsahu udávaném autorem korelace.

7.4 Výpočet podle korelací geometrie svazku tyčí

Výpočet kritického tepelného toku v geometrii svazku tyčí byl proveden pomocí korelací z kapitoly 6.3. Do korelací svazku tyčí byly dosazena data uvedená v kapitole 7.1.2. Některé hodnoty zadávané do výpočtu, jako například suchost a výstupní teplota, jsou přebrány z vypočtených hodnot programem ALTHAMC12. Výsledky v kapitole 7.2.2 jsou s velkou pravděpodobností zatíženy chybou zadávaného tepelného toku nebo jinou systematickou chybou. Z toho důvodu se tato chyba nejspíše projeví i u výpočtu provedeného dalšími korelacemi. Proto se v této kapitole vypočítané hodnoty kritického tepelného toku budou porovnávat jednak s experimentálně naměřenými hodnotami, ale i s výsledky stanovenými podle OKB korelace v kapitole 7.2.2.

7.4.1 Výpočty srovnané s experimentálními daty

Vstupní hodnoty byly dosazeny do korelací Bezrukov, VA-6, KDIS a Bowring. Byly dosazována pouze data, která splňovala rozsah platnosti korelace. Výsledky výpočtu jsou naznačeny na Obr. 7-11.

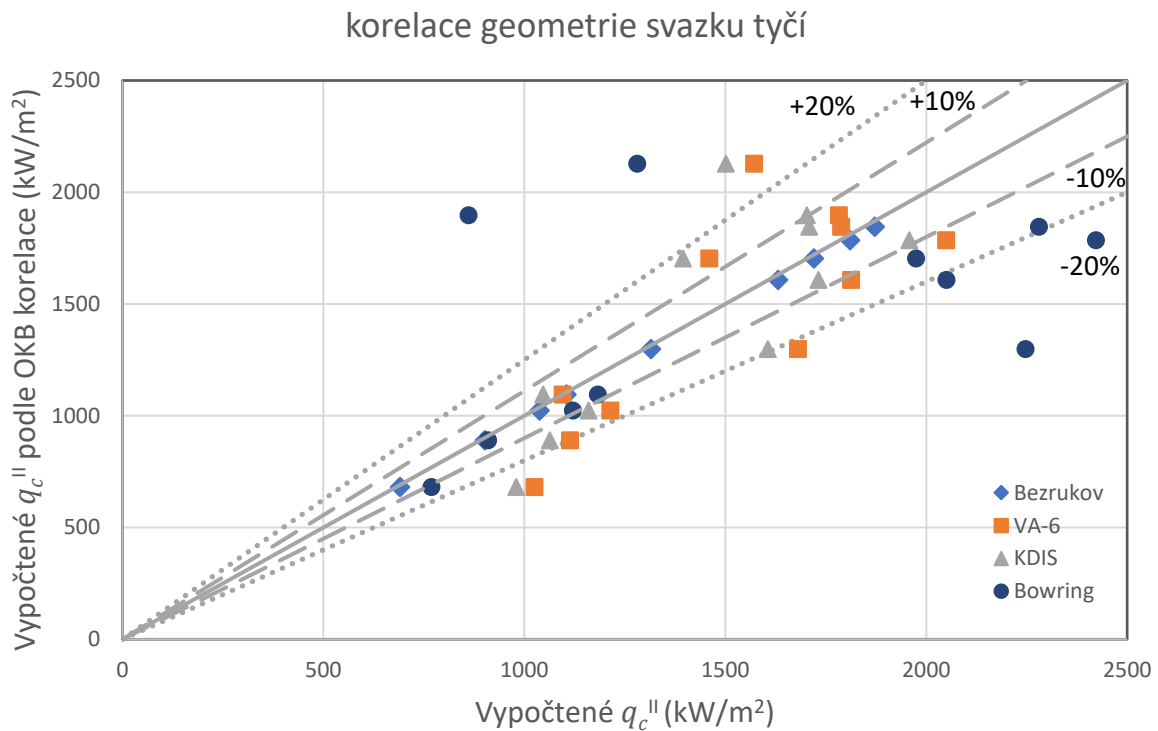


Obr. 7-11 porovnání hodnot kritického tepelného toku experimentálních a vypočtených podle korelací Bezrukov, VA-6, KDIS a Bowring

Z Obr. 7-11 je možné vyčíst hned několik informací. Výsledky vypočtené podle korelací Bezrukov, VA-6 a KDIS jsou si velmi podobné, zatímco výsledky podle korelace Bowring se značně odchyľují od ostatních. To je nejspíše způsobeno tím, že korelace Bezrukov, VA-6 a KDIS byly vyvinuty pro podobné účely. Korelace Bowring je velmi citlivá na zadané vstupní hodnoty, které by bylo třeba značně optimalizovat, z toho důvodu se výsledky vypočítané pomocí této korelace více odchyľují. Výsledky z většiny korelací se odchyľují podobně jako výsledky vypočtené ALTHAMC12 podle korelace OKB na Obr. 7-6. To bude nejspíše způsobeno tím, že do výpočtu vstupuje stejná (špatná) suchost na výstupu X_{out} z testovací sekce, přičemž vypočtená výstupní suchost je přímo závislá na zadaném tepelném toku.

7.4.2 Výpočty srovnané s výsledky z ALTHAMC12

Zde budou uvedené stejné výsledky jako v předchozí podkapitole, s tím rozdílem, že uvažovaná referenční hodnota bude vypočtený kritický tepelný tok z programu ALTHAMC12 podle korelace OKB. Tento způsob srovnávání výsledků je nestandardní, ale poskytuje některé informace navíc o výpočtech. Srovnání výsledků je naznačeno na Obr. 7-12.



Obr. 7-12 porovnání vypočtených hodnot kritického tepelného toku z programu ALTHAMC12 podle OKB korelace s vypočtenými hodnotami podle korelací Bezrukov, VA-6, KDIS a Bowring

Na Obr. 7-12 je možné vidět, že výsledky podle korelace OKB z programu ALTHAMC12 jsou shodné (až na zaokrouhlovací chyby) s výsledky podle korelace Bezrukov (OKB) vypočtené bez programu ALTHAMC12. Výsledky z korelace VA-6 a KDIS jsou si docela podobné. Výsledky Bowring korelace jsou pro nižší hodnoty velmi podobné s výsledky korelace OKB, až při vyšších hodnotách tepelného toku se začnou značně odchylovat. Protože výsledky z více korelací jsou si velmi podobné, s velkou pravděpodobností chyba není v jejich počítání, ale v hodnotách zadávaných do výpočtu.

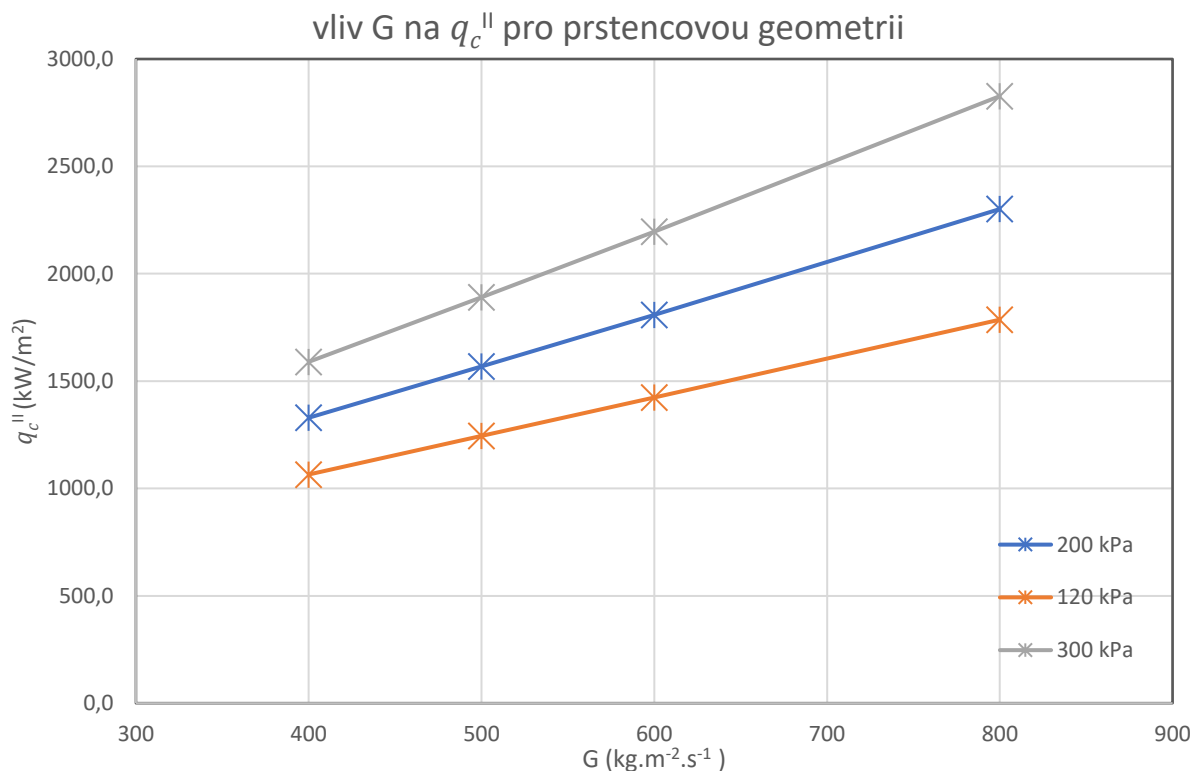
7.5 Shrnutí výsledků

V této kapitole budou uvedeny nejdůležitější poznatky zjištěné při výpočtech v programu ALTHAMC12, výpočtech korelací prstencové geometrie a geometrie svazku tyčí. Vychází z předchozích kapitol 7.2, 7.3 a 7.4 popisujících jednotlivé výpočty.

7.5.1 Výpočet podle korelací prstencové geometrie

Výpočet kritického tepelného toku v prstencové geometrii byl proveden podle korelací, které částečně nebo úplně byly mimo rozsah platnosti zadávaných veličin. Korelací pro prstencovou geometrii při nízkém tlaku a průtoku je velmi málo. Pro vyšší tlaky je mnoho dalších prstencových korelací, jako např. korelace Katto, Shah a MacBeth-Barnett a dále pro menší průtoky jsou používány korelace El-Genk, Bernath a Monde et. Al. Z toho důvodu byly zvoleny korelace, které se alespoň přiblížily požadovanému rozsahu.

Většina výsledků korelací pro prstencovou geometrii vykazuje lineární závislost na hustotě hmotnostního toku G při stejném tlaku. To je znázorněno na Obr. 7-13 pro korelaci Rogers. Ke stejnému závěru se dochází i v [31].



Obr. 7-13 Závislost kritického tepelného toku na hustotě hmotnostního toku – korelace Rogers

Na Obr. 7-14 jsou shrnuty výsledky rozdělené podle použité korelace. Nejpřesnější výsledky vypočtené hodnoty kritického tepelného toku vychází při výpočtu pomocí korelace Rogers, což je způsobeno tím, že školní zařízení a zařízení, na kterém se měřily Rogersovy experimenty, jsou si parametrově podobné a měří v malém rozsahu. Hanaro a Kowalski korelace jsou stanoveny z mnohem většího počtu dat v mnohem větším rozsahu. Proto není možné vypočítat kritický tepelný tok podle jejich korelací tak přesně. Odchytky vypočtených hodnot a odchytky stanovené autory korelace jsou shrnuty v

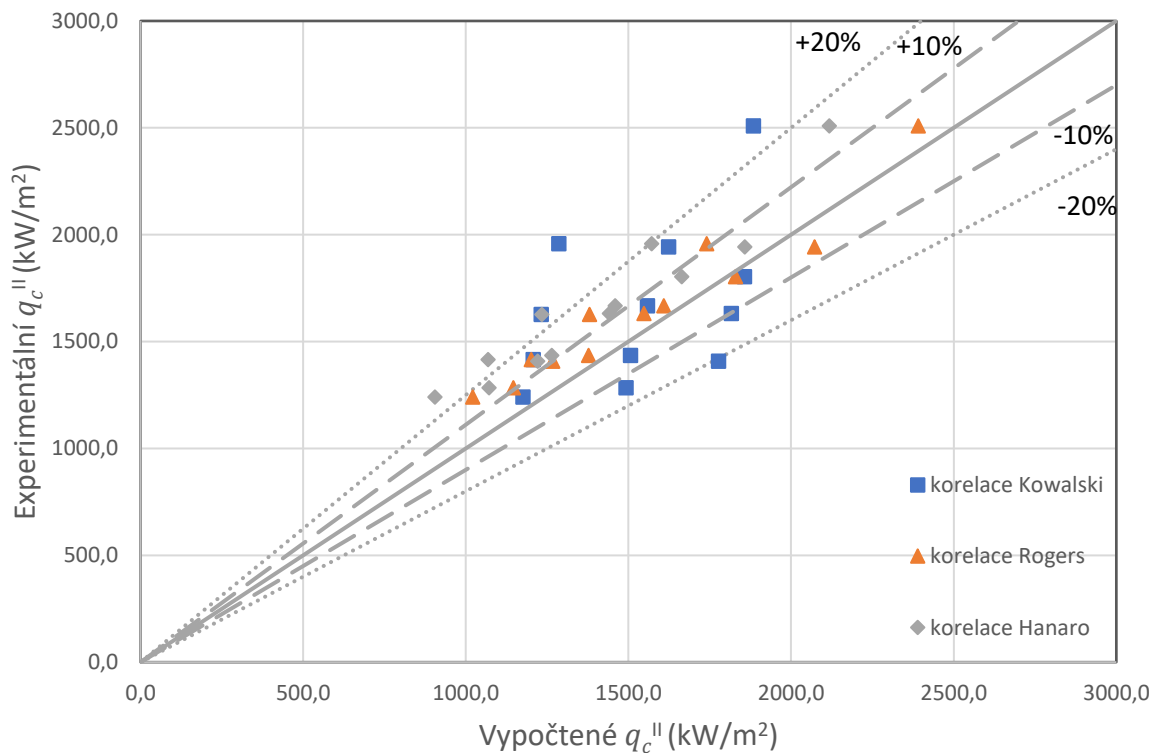
Tabulka 14.

Tabulka 14 – Stanovené a vypočtené odchylky

korelace	odchylka stanovená autorem korelace	vypočtená odchylka
korelace Rogers	Rms Error = 5 %	Rms Error = 10,1 %
korelace Hanaro	Rms Error = 13,7 %	Rms Error = 17,1 %
korelace Kowalski	směrodatná odchylka= 22 %	Směrodatná odchylka = 17,6 %
korelace Rogers upravené koeficienty	Rms Error = 4,3 %	Rms Error = 4,3 %

Výsledky korelace Rogers a Hanaro jsou stanoveny s větší odchylkou, než je odchylka stanovená autorem korelace, což je způsobeno tím, že většina hodnot je mimo rozsah platnosti korelací. Pouze výsledky počítané pomocí korelace Kowalski splňovaly všechny podmínky platnosti a splňují i odchylku stanovenou autorem.

výsledky prstencových korelací



Obr. 7-14 Závislost kritického tepelného toku na hustotě hmotnostního toku – porovnání výsledků jednotlivých korelací

7.5.2 Výpočet podle korelací geometrie svazku tyčí

Výpočet byl proveden programem ALTHAMC12 a následně byl ještě ověřen pomocí čtyř dalších korelací. S velkou pravděpodobností se nepodařilo vytvořit přesný model testovací sekce LWL, z toho důvodu se výsledky kritického tepelného toku systematicky odchyľují.

V datech z [32] se vyskytly dvě hodnoty kritického tepelného toku při nízkém průtoku 569 a 503 $\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$, pro které nebylo možno spočítat výstupní suchost, a proto z většiny výpočtů byly vyřazeny.

Při výpočtech byly nalezeny i další korelace svazku tyčí, jako např. korelace CISE – 4, W3, Levitan a Smolinov. Pro určení kritického tepelného toku se používají i tabulky Groeneveld a Bobkov. Tyto korelace a tabulky nebyly zařazeny do výpočtů, protože nesplňovaly podmínky platnosti nebo vyžadovaly údaje, které nebylo možno dohledat.

Při výpočtu kritického tepelného toku v programu ALTHAMC12 se s měnícím se počtem axiálních kroků výpočtu měnila minimální hodnota kritického tepelného toku. Tento poznatek je shrnut v Tabulka 15.

Tabulka 15 závislost kritického tepelného toku na počtu axiálních kroků výpočtu

	q_c'' [$\text{kW}\cdot\text{m}^{-2}$]	q_c'' [$\text{kW}\cdot\text{m}^{-2}$]	odchylka [%]	q_c'' [$\text{kW}\cdot\text{m}^{-2}$]	odchylka [%]
počet axiálních kroků	999	500	500	99	99
bod 1	900,4	890,0	1,15	840,0	6,71
bod 2	1036,1	1023,6	1,21	964,1	6,95
bod 3	687,3	680,5	1,00	640,9	6,76
bod 4	1627,5	1606,7	1,28	1505,0	7,52
bod 5	1310,4	1297,4	0,99	1226,7	6,39
bod 6	1806,0	1785,5	1,14	1681,6	6,89
bod 7	1864,8	1845,8	1,02	1742,3	6,57
bod 8	1729,7	1703,5	1,51	1627,3	5,92
bod 9	1108,5	1095,1	1,21	1047,7	5,48
bod 10	1918,3	1896,1	1,16	1787,5	6,82
bod 10	2155,0	2126,9	1,31	2075,5	3,69

Teoretický předpoklad, že minimální rezerva do krize varu je v subkanálech obklopujících středovou tyč, se potvrdil ve výpočtech programem ALTHAMC12. Potvrdil se i předpoklad, že minimální rezerva do krize varu při rovnoměrném rozložení axiálním tepelném toku je na konci tyče.

7.5.3 Možné vlivy ATF na krizi varu

ATF paliva jsou navržena pro lepší odolnost vůči oxidaci při vysoké teplotě. Rezerva do krize varu by měla zůstat stejná, nebo se zvýšit. V této podkapitole jsou diskutovány parametry, které by rezervu do krize varu mohly ovlivnit při změně paliva.

V Suk a kol. [27] je popsán vliv drsnosti pokrytí na hodnotu kritického tepelného toku, a pokud by ATF pokrytí vykazovala větší drsnosti, mohlo by dojít k větší rezervě do krize varu. V současné době tomu tak je u ATF pokrytí s antioxidační vrstvou, hlavně z důvodu nedokonalého nanášení antioxidační vrstvy. Je však možné očekávat, že bude snaha o dokonalejší nanášení antioxidační vrstvy, protože větší drsnost znamená menší odolnost vůči oxidaci pokrytí paliva.

Pokud by ATF palivo mělo jiný průměr než současná paliva, pak by se změnila průtočná plocha v chladicím kanálu, a s tím by se změnila i rezerva do krize varu. U pokrytí paliva z nových typů materiálů, popsaných v kapitole 3.2, by mohlo dojít ke snížení tloušťky pokrytí a tím i průměru tyče. Naopak u pokrytí paliva s antioxidační vrstvou by nanášená vrstva mohla

zvětšovat průměr tyče. Dále záleží na návrhu paliva, jestli by změna pokrytí měla vliv na průměr tyče, či nikoliv.

ATF palivo bude mít s velkou pravděpodobností snahu zachovat drsnost povrchu pokrytí paliva i průměr tyče, protože jejich změna by komplikovala využití ATF do aktivní zóny současně provozovaných reaktorů.

Další parametry, které by ovlivňovaly krizi varu se zavedením ATF autor této práce nenalezl v jiných výzkumných pracích, ani se neobjevily při výpočtu kritického tepelného toku. To naznačuje, že hlavní vliv na krizi varu mají parametry chladiva a geometrie aktivní zóny. Tyto poznatky bude potřeba ještě experimentálně ověřit.

8. ZÁVĚR

Na začátku této práce byla provedena literární rešerše jaderného paliva se zaměřením se na pokročilá paliva. Po havárii jaderné elektrárny Fukušima se začalo pracovat na výzkumu nových typů paliv, tzv. ATF (Accident Tolerant Fuel). Návrhy pro toto palivo, se zvýšenou odolností vůči oxidaci, se aktivně zkoumají posledních osm let. Nejbližší komerčnímu využití jsou palivová pokrytí s nanosenou antioxidační vrstvou. Tomuto tématu se věnovala kapitola 3 a 4.

Dalším cílem této práce bylo podílet se na experimentech na školním zařízení a vyhodnotit data z těchto měření. Tyto experimenty se nepodařily včas připravit, proto nejsou výsledky součástí této práce. Experimenty budou ale i dále pokračovat a výsledky budou shrnuty v některé z dalších prací. Místo toho byly výpočetně ověřeny již změřené hodnoty na vzorcích zirkoniového pokrytí.

Výpočetní subkanálová analýza částečně proběhla v programu ALTHAMC12. Tento program je vhodný pro výpočet aktivních zón a testovacích sekcí s geometrií tvořenou svazkem tyčí, ale školní měřicí zařízení má geometrii prstencovou. Z toho důvodu byly výpočty provedeny i pomocí jiných výpočetních korelací vhodných pro výpočet kritického tepelného toku v prstenci. Druhou alternativou bylo ověření experimentů krize varu na zařízení LWL Škoda JS, které bylo provedeno na svazku tyčí.

Výpočty v této práci podle prstencových korelací za nízkého tlaku a průtoku jsou velmi specifické. Většina prací a testovacích zařízení se zaměřuje na krizi varu při vysokém tlaku a průtoku v geometrii svazku tyčí, protože se snaží napodobit podmínky v jaderném reaktoru. Jelikož experimentů a korelací za nízkého tlaku a průtoku v prstencové geometrii je jen velmi málo, byly výpočty provedeny i podle korelací, pro které se zadávané hodnoty pohybovaly alespoň v blízkosti jejich rozsahu platnosti. Nejpřesnější shody s experimentálními hodnotami se podařilo dosáhnout výpočty podle korelace Rogers. Korelacemi Hanaro a Kowalski se též podařilo ověřit hodnoty kritického tepelného toku s odchylkami odpovídajícími těmto korelacím.

V rámci této práce byly stanoveny upravené koeficienty pro Rogers korelaci rozšiřující původní rozsah platnosti, které byly stanoveny na základě experimentálně naměřených dat ze školního zařízení. Bude však nutné platnost těchto koeficientů ověřit dalším experimentálním měřením. Dosud nebylo provedeno dostatečné množství měření, aby bylo možné s jistotou stanovit upravené koeficienty.

S velkou pravděpodobností se nepodařilo vytvořit přesný model testovací sekce LWL, z toho důvodu se výsledky kritického tepelného toku systematicky odchyľují. V průběhu vytváření modelu LWL bylo zjištěno, že chybí některé vstupní údaje pro zpracování modelu – pro vyšší přesnost by bylo vhodné vytvořit několik modelů, ale v rámci této práce už pro to nezbyl prostor.

Výsledky vypočtené podle korelací OKB, VA-6 a KDIS mezi sebou vykazovaly podobné odchylky od experimentálně naměřených hodnot.

ATF paliva jsou vyvíjena hlavně pro zvýšení odolnosti vůči vysokoteplotní oxidaci. V rámci jejich testování je potřeba ověřit chování při krizi varu, zejména pak skutečnost, zda budou mít stejnou nebo větší rezervu do krize varu než současná paliva.

LITERATURA

- [1] SHEPHERD, Daniel. TRLs for nuclear fuel and cladding [online]. 19 March 2014 [cit. 2020-11-17]. Dostupné z: <https://www.neimagazine.com/features/featuretrls-for-nuclear-fuel-and-cladding-4198959/>
- [2] H. Druenne and J. Zhang W.V. Hove. Safety and reliability – Fuel Rod Design. Lecture given within the BNEN course, SCK.CEN, February 2015.
- [3] TESTONI, Raffaella a Massimo ZUCCHETTI. ESSAYS ON NUCLEAR TECHNOLOGY: VOLUME 1 [online]. November 2018 [cit. 2020-11-29]. ISBN 9780463877906.
- [4] NUCLEAR FUEL [online]. 25 July 2016n. 1. [cit. 2020-11-14]. Dostupné z: <https://www.cea.fr/english/Pages/research-areas/nuclear-energy/nuclear-fuel.aspx?Type=Chapitre&numero=1>
- [5] JERNKVIST, Lars Olof. Models for axial relocation of fragmented and pulverized fuel pellets in distending fuel rods and its effects on fuel rod heat load [online]. September 2015, 95 [cit. 2020-11-19]. Dostupné z: <https://www.researchgate.net/publication/281826522>
- [6] Tanweer Alam, Mohd. Kaleem Khan, Manabendra Pathak, K. Ravi, Ritu Singh, S.K. Gupta, Nuclear Engineering and Design: A review on the clad failure studies [online]. September 2011, 20 [cit. 2020-11-25]. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0029549311006340>
- [7] Structural Materials for Liquid Metal Cooled Fast Reactor Fuel [online]. IAEA Nuclear Energy Series, July 2012 [cit. 2020-11-29]. Dostupné z: <https://www.iaea.org/publications/8872>
- [8] R.W., Jones. URANIUM CARBIDE AS A NUCLEAR FUEL [online]. 4 [cit. 2020-11-29]. Dostupné z: http://www.iaea.org/inis/collection/NCLCollectionStore/_Public/03/026/3026030.pdf
- [9] Christian Ekberg, Diogo Ribeiro Costa, Marcus Hedberg, Mikael Jolkkonen, Nitride fuel for Gen IV nuclear power systems [online]. 2018 Nov 10. [cit. 2020-11-29]. Dostupné z: doi:10.1007/s10967-018-6316-0
- [10] Martin Ševeček, Anil Gurgen, Arunkumar Seshadri, Yifeng Che, Malik Wagih, Bren Phillips, Victor Champagne, Koroush Shirvan, Development of Cr cold spray-coated fuel cladding with enhanced accident tolerance, Nuclear Engineering and Technology, Volume 50, Issue 2, 2018, Pages 229-236, ISSN 1738-5733, <https://doi.org/10.1016/j.net.2017.12.011>.
- [11] : Takahiro Usui, Akihiko Sawada, Masaki Amaya, Akihiro Suzuki, Takumi Chikada & Takayuki Terai (2015) SiC coating as hydrogen permeation reduction and oxidation resistance for nuclear fuel cladding, Journal of Nuclear Science and Technology, 52:10, 1318-1322, DOI: 10.1080/00223131.2015.1020901
- [12] Jakob ARBORELIUS, Karin BACKMAN, Lars HALLSTADIUS, Magnus LIMBÄCK, Jimmy NILSSON, Björn REBENSORFF, Gang ZHOU, Koji KITANO, Reidar LÖFSTRÖM & Gunnar RÖNNBERG (2006) Advanced Doped UO₂ Pellets in LWR

Applications, Journal of Nuclear Science and Technology, 43:9, 967-976, DOI: 10.1080/18811248.2006.9711184

- [13] Nuclear Fuel Behaviour in Loss-of-coolant Accident (LOCA) Conditions [online]. NUCLEAR ENERGY AGENCY ORGANISATION FOR ECONOMIC CO-OPERATION AND DEVELOPMENT. 2009 [cit. 2020-11-29]. ISBN 978-92-64-99091-3. Dostupné z: https://www.oecd-nea.org/jcms/pl_14524
- [14] HONG, Hyun Seon, Seon Jin KIM a Kyung Sub LEE. Long-term oxidation characteristics of oxygen-added modified Zircaloy-4 in 360 °C water [online]. 1999, 5 [cit. 2020-11-29]. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0022311599000306>
- [15] Chunguang Yan, Rongshan Wang, Yanli Wang, Xitao Wang, Guanghai Bai, Effects of ion irradiation on microstructure and properties of zirconium alloys—A review, Nuclear Engineering and Technology, Volume 47, 2015, Pages 323-331, ISSN 1738-5733,
- [16] FORAL, Š. Chování kompozitních jaderných paliv v průběhu normálního provozu jaderného reaktoru a havarijních situací. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií, 2019. 162 s. Vedoucí dizertační práce Ing. Karel Katovský, Ph.D.
- [17] ŠEVECEK, Martin. Limiting Characteristics of the New Accident Tolerant Fuel Cladding Concepts. Praha, 2019. DOCTORAL DISSERTATION. Czech Technical University in Prague Faculty of Nuclear Sciences and Physical Engineering.
- [18] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY, Analysis of Options and Experimental Examination of Fuels for Water Cooled Reactors with Increased Accident Tolerance (ACTOF), IAEA-TECDOC-1921, IAEA, Vienna (2020).
- [19] ŠEVECEK, Martin. Mezní charakteristiky nových povlakových materiálu jaderného paliva typu ATF. Praha, 2016. STUDY ON THE DISSERTATION. Czech Technical University in Prague.
- [20] State-of-the-Art Report on Light Water Reactor Accident-Tolerant Fuels [online]. NUCLEAR ENERGY AGENCY ORGANISATION FOR ECONOMIC CO-OPERATION AND DEVELOPMENT. NEA No. 7317, OECD 2018 [cit. 2020-12-01]. Dostupné z: https://www.oecd-nea.org/jcms/pl_15020
- [21] Bowen Qiu, Jun Wang, Yangbin Deng, Mingjun Wang, Yingwei Wu, S.Z. Qiu, A review on thermohydraulic and mechanical-physical properties of SiC, FeCrAl and Ti3SiC2 for ATF cladding, Nuclear Engineering and Technology, Volume 52, Issue 1, 2020, Pages 1-13, ISSN 1738-5733,
- [22] MESQUITA, Amir Zacarias a Rogério Rivail RODRIGUES. Detection of the Departure from Nucleate Boiling in Nuclear Fuel Rod Simulators [online]. 2013 [cit. 2021-02-09]. Dostupné z: <https://doi.org/10.1155/2013/950129>
- [23] Dryout – Critical Power Ratio [online]. [cit. 2021-02-10]. Dostupné z: <https://www.nuclear-power.net/nuclear-engineering/heat-transfer/boiling-and-condensation/dryout-critical-power-ratio/>
- [24] BEDNÁŘ, Michal. Krize varu v jaderných reaktorech. Brno, 2019. Dostupné také 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.

- [25] VLČEK, Daniel. Modelování přestupu tepla na proutcích palivového svazku reaktoru PWR při dvoufázovém proudění. 2017. Výzkumný úkol. České vysoké učení technické v Praze. Vedoucí práce Ing. Jiří Čížek.
- [26] NEIL E. TODREAS, MUJID S. KAZIMI, Nuclear Systems Volume I :Thermal Hydraulic Fundamentals, Second Edition [online]. CRC Press, 2011 [cit. 2021-02-10]. ISBN 978-1-4398-0888-7. Dostupné z: <https://lib.eu/book/2572501/1323c7>
- [27] Suk, L.; Petrosyan, T.; Stevanka, K.; Vlcek, D.; Gejdos, P. Experimental Investigation of Critical Heat Flux on Different Surfaces at Low Pressure and Low Flow. *Energies* 2020, 13, 5205. <https://doi.org/10.3390/en13195205>
- [28] DEMKOWICZ, tory Paul. TRISO Fuel: Design, Manufacturing, and Performance [online]. In: . 2019, s. 55 [cit. 2021-02-23]. Dostupné z: https://art.inl.gov/NRC%20Training%202019/04_TRISO_Fuel.pdf
- [29] A. Moorthi, Anil Kumar Sharma, K. Velusamy, A review of sub-channel thermal hydraulic codes for nuclear reactor core and future directions, *Nuclear Engineering and Design*, Volume 332, 2018, Pages 329-344, ISSN 0029-5493, <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2018.03.012>
- [30] D.S. ROWE. COBRA IIIC: A DIGITAL COMPUTER PROGRAM FOR STEADY STATE AND TRANSIENT THERMAL-HYDRAULIC ANALYSIS OF ROD BUNDLE NUCLEAR FUEL ELEMENTS :Dokumentace programu. Battelle. 1973.
- [31] J.T.Rogers, M. Salcudean, A.E. Tahir, FLCM BOILING CRITICAL HEAT FLUXES FOR WATER IN A VERTICAL ANNULUS AT LOW PRESSURE AND VELOCITIES.
- [32] Jiri, Macek & Vyskocil, Ladislav. (2010). SIMULATION OF CRITICAL HEAT FLUX EXPERIMENTS IN NEPTUNE_CFD CODE.
- [33] Park, Cheol, Chae, Hee Taek, and Hang, Gee Yang. Development of low flow critical heat flux correlation for HANARO. Korea, Republic of: N. p., 1997. Web.
- [34] KUBÁŇ, Jan. Použití ThO₂ ke zvýšení tepelné vodivosti LWR paliv [online]. 2016 [cit. 2021-5-5]. Diplomová práce. ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE. Vedoucí práce Doc. Ing. Radek Škoda, Ph.D.
- [35] Management of high enriched uranium for peaceful purposes: Status and trends [online]. IAEA, 2005 [cit. 2021-5-22]. ISSN 1011-4289. Dostupné z: https://www-pub.iaea.org/MTCD/Publications/PDF/te_1452_web.pdf
- [36] Frost Brian R. T.. Nuclear fuel elements. Design, fabrication and performance. Pergamon Press: Oxford, 1982.
- [37] DOLEŽAL a JAROSLAV. Jaderné a klasické elektrárny [online]. Praha: České vysoké učení technické v Praze, 2011 [cit. 2021-5-6]. ISBN 978-80-01-04936-5.
- [38] G. HACHE. CLADDING PROPERTIES AFTER HIGH TEMPERATURE OXIDATION [online]. In: . France [cit. 2021-5-6]. Dostupné z: https://www-pub.iaea.org/MTCD/publications/PDF/te_1320_web/t1320_part2.pdf
- [39] WHITTLE, Karl. Nuclear Materials Science [online]. IOP Publishing. 2016 [cit. 2021-5-7]. ISBN 978-0-7503-1104-5. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1088/978-0-7503-1104-5>

- [40] ING. ŠTĚPÁNEK, Jan. Dynamics of Heat Transfer During Cooling of Overheated Surfaces [online]. Praha, 2018 [cit. 2021-5-7]. Dostupné z: https://dspace.cvut.cz/bitstream/handle/10467/82083/F2-D-2019-Stepanek-Jan-Disertacni_prace.pdf?sequence=-1&isAllowed=y. Doctoral Thesis. Czech Technical University in Prague.
- [41] Jakub Krejčí, Jitka Kabátová, František Manoch, Jan Kočí, Ladislav Cvrček, Jaroslav Málek, Stanislav Krum, Pavel Šutta, Petra Bublíková, Patricie Halodová, Hygreeva Kiran Namburi, Martin Ševeček, Development and testing of multicomponent fuel cladding with enhanced accidental performance [online]. 2020, Pages 597-609 [cit. 2021-5-10]. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.net.2019.08.015>.
- [42] HORNÍK, J., et al., Multilayer Coatings Ti/Tin, Cr/Crn and W/Wn Deposited by Magnetron Sputtering for Improvement of Adhesion to Base Materials, Acta Polytechnica 55 6 (2015) 388.
- [43] Sevecek, Martin & Krejci, Jakub & Chalupová, Adéla & Cvrček, Ladislav & Kabátová, J & Manoch, F & Kočí, J & Shirvan, Koroush & Ballinger, R & Novotny, Tamas & Feró, E & Hózer, Zoltán. (2020). DEVELOPMENT AND TESTING OF COATED FUEL CLADDING FOR WWER REACTORS WITH ENHANCED ACCIDENT TOLERANCE. Final Report of a Coordinated Research Project. 87-103.
- [44] Purchases of nuclear fuel [online]. [cit. 2021-5-11]. Dostupné z: https://tadviser.com/index.php/Company:Energatom_of_NAEK
- [45] J.E. Kowalski, J.R. Buell, T.V. Tran, Analysis of critical heat flux during subcooled boiling for finned fuel elements, Nuclear Engineering and Design, Volume 149, Issues 1–3, 1994, Pages 177-184, ISSN 0029-5493, [https://doi.org/10.1016/0029-5493\(94\)90284-4](https://doi.org/10.1016/0029-5493(94)90284-4).
- [46] Hezmkov J.A., Astahov V.I., Brantov V.G. Experimental Investigations and Statistical Analysis of Floiling Crisis Data for VVER Rod Bundle. Thermal Engineering, No. 2, in Russian. (1976), pp. 80-82
- [47] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY, Experimental Design Verification of WWER-440 Model 213 Nuclear Power Plants. Reference Plant: Bohunice V2 (Slovakia), IAEA-TECDOC-810, IAEA, Vienna ().
- [48] Ing. Jan Štěpánek, Ph.D. Krize přestupu tepla prvního druhu: Text k experimentální úloze [online]. 1. října 2019, 8 [cit. 2021-5-20]. Dostupné z: http://energetika.cvut.cz/wp-content/uploads/F_krize_p%C5%99estupu_tepla.pdf
- [49] Adrian R. Wagner, Jason M. Harp, Kip E. Archibald, Seth C. Ashby, Jennifer K. Watkins, Kevin R. Tolman, Fabrication of stoichiometric U₃Si₂ fuel pellets, MethodsX, Volume 6, 2019, Pages 1252-1260, ISSN 2215-0161, <https://doi.org/10.1016/j.mex.2019.05.016>.
- [50] X Steam - Properties for water and steam [online]. IAPWS IF-97 [cit. 2021-5-23]. Dostupné z: <http://xsteam.sourceforge.net/>

9. PŘÍLOHY

9.1 Tabulky při výpočtech prstencové geometrie

Tabulka 16 - Parametry chladiva při měření na školním zařízení

Parametr	označení	jednotka			
tlak	P	kPa	200	120	300
hustota hmotnostního toku	G	kg.m ⁻² .s ⁻¹	400-800	400-800	400-800
vstupní teplota chladiva	t_{in}	°C	78	64	91
výstupní teplota chladiva	t_{out}	°C	110	95	125
hustota vody	ρ_l	kg.m ⁻³	943	955	932
hustota páry	ρ_v	kg.m ⁻³	1,13	0,70	1,65
Povrchové napětí	σ	N.m ⁻¹	0,0549	0,0580	0,0522
dynamická viskozita vody	μ_l	kg.m ⁻¹ .s ⁻¹	0,255·10 ⁻³	0,297·10 ⁻³	0,222·10 ⁻³
dynamická viskozita páry	μ_v	kg.m ⁻¹ .s ⁻¹	1,261·10 ⁻⁵	1,21·10 ⁻⁵	1,31·10 ⁻⁵
výparné teplo	h_{fg}	kJ.kg ⁻¹	2201,9	2244	2163,9
vstupní entalpie	h_{in}	kJ.kg ⁻¹	326,7	268	381,4
vstupní suchost	x_{in}	-	-0,0809	-0,0764	-0,0832
výstupní suchost	x_{out}	-	0,0621	0,0816	0,0821

Tabulka 17 - Výpočetní tabulka korelace Rogers pro 200kPa

h_{in}	h_{fg}	G	L/Deh	q_c''	q_c''	referenční q_c''	odchylka	rozdíl
kJ.kg ⁻¹	kJ.kg ⁻¹	kg.m ⁻² .s ⁻¹	-	W.cm ⁻¹	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	%
326,7	2201,9	400	27,41	114,65	1146,51	1285	-138,49	-10,78
326,7	2201,9	500	27,41	137,79	1377,86	1435	-57,14	-3,98
326,7	2201,9	600	27,41	160,92	1609,21	1667	-57,79	-3,47
326,7	2201,9	800	27,41	207,19	2071,91	1943	128,91	6,63

Tabulka 18 - Výpočetní tabulka korelace Rogers pro 120kPa

h_{in}	h_{fg}	G	L/Deh	q_c''	q_c''	referenční q_c''	odchylka	rozdíl
kJ.kg ⁻¹	kJ.kg ⁻¹	kg.m ⁻² .s ⁻¹	-	W.cm ⁻²	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	%
268	2244	400	27,41	102,13	1021,27	1241	-219,73	-17,71
268	2244	500	27,41	120,11	1201,08	1416	-214,92	-15,18
268	2244	600	27,41	138,09	1380,88	1628	-247,12	-15,18
268	2244	800	27,41	174,05	1740,49	1958	-217,51	-11,11

Tabulka 19 - Výpočetní tabulka korelace Rogers pro 300kPa

h_{in}	h_{fg}	G	L/Deh	q_c''	q_c''	referenční q_c''	odchylka	rozdíl
kJ.kg^{-1}	kJ.kg^{-1}	$\text{kg.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$	-	W.cm^{-2}	kW.m^{-2}	kW.m^{-2}	kW.m^{-2}	%
381,4	2163,9	400	27,41	126,72	1267,16	1408	-140,84	-10,00
381,4	2163,9	500	27,41	154,82	1548,17	1631	-82,83	-5,08
381,4	2163,9	600	27,41	182,92	1829,18	1804	25,18	1,40
381,4	2163,9	800	27,41	239,12	2391,21	2510	-118,79	-4,73

Tabulka 20 - Výpočetní tabulka korelace Kowalski pro 200kPa

G	Ub	Jam	q_{PB}''	We	q_c''	referenční q_c''	odchylka	rozdíl
$\text{kg.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$	m.s^{-1}	-	kW.m^{-1}	-	kW.m^{-2}	kW.m^{-2}	kW.m^{-2}	%
400	4,47	-0,079	1439651	16,57	1492,3	1285	207,3	16,1
500	4,47	-0,081	1437203	25,89	1506,9	1435	71,9	5,0
600	4,47	-0,058	1468984	37,27	1558,7	1667	-108,3	-6,5
800	4,47	-0,040	1492550	66,27	1623,8	1943	-319,2	-16,4

Tabulka 21 - Výpočetní tabulka korelace Kowalski pro 120kPa

G	Ub	Jam	q_{PB}''	We	q_c''	referenční q_c''	odchylka	rozdíl
$\text{kg.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$	m.s^{-1}	-	kW.m^{-1}	-	kW.m^{-2}	kW.m^{-2}	kW.m^{-2}	%
400	5,77	-0,075	1122923	15,49	1175,3	1241	-65,7	-5,3
500	5,77	-0,062	1136854	24,20	1207,2	1416	-208,8	-14,7
600	5,77	-0,056	1142968	34,85	1232,1	1628	-395,9	-24,3
800	5,77	-0,043	1156652	61,96	1286,4	1958	-671,6	-34,3

Tabulka 22 - Výpočetní tabulka korelace Kowalski pro 300kPa

G	Ub	Jam	q_{PB}''	We	q_c''	referenční q_c''	odchylka	rozdíl
$\text{kg.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$	m.s^{-1}	-	kW.m^{-1}	-	kW.m^{-2}	kW.m^{-2}	kW.m^{-2}	%
400	3,64	-0,095	1724832	17,63	1777,0	1408	369,0	26,2
500	3,64	-0,082	1746370	27,55	1816,5	1631	185,5	11,4
600	3,64	-0,069	1767869	39,67	1857,2	1804	53,2	3,0
800	3,64	-0,076	1756794	70,53	1884,6	2510	-625,4	-24,9

Tabulka 23 - Výpočetní tabulka korelace Hanaro pro 200kPa

G	G^*	We	Ta	q_c^{II*}	q_c^{II}	referenční q_c^{II}	odchylka	rozdíl
kg.m ⁻² .s ⁻¹	-	-	m	-	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	%
400	79,3	16,57	0,002438	0,096	1071,4	1285	-213,6	-16,6
500	99,1	25,89	0,002438	0,114	1264,6	1435	-170,4	-11,9
600	118,9	37,27	0,002438	0,131	1459,4	1667	-207,6	-12,5
800	158,6	66,27	0,002438	0,167	1857,9	1943	-85,1	-4,4

Tabulka 24 - Výpočetní tabulka korelace Hanaro pro 200kPa

G	G^*	We	Ta	q_c^{II*}	q_c^{II}	referenční q_c^{II}	odchylka	rozdíl
kg.m ⁻² .s ⁻¹	-	-	m	-	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	%
400	99,1	15,49	0,002489	0,100	905,3	1241	-335,7	-27,0
500	123,8	24,20	0,002489	0,118	1068,8	1416	-347,2	-24,5
600	148,6	34,85	0,002489	0,136	1233,7	1628	-394,3	-24,2
800	198,1	61,96	0,002489	0,173	1571,2	1958	-386,8	-19,8

Tabulka 25 - Výpočetní tabulka korelace Hanaro pro 200kPa

G	G^*	We	Ta	q_c^{II*}	q_c^{II}	referenční q_c^{II}	odchylka	rozdíl
kg.m ⁻² .s ⁻¹	-	-	m	-	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	%
400	66,7	17,63	0,002392	0,094	1221,5	1408	-186,5	-13,2
500	83,3	27,55	0,002392	0,111	1441,6	1631	-189,4	-11,6
600	100,0	39,67	0,002392	0,128	1663,6	1804	-140,4	-7,8
800	133,3	70,53	0,002392	0,163	2117,7	2510	-392,3	-15,6

Tabulka 26 - Výpočetní tabulka korelace Rogers s novými koeficienty pro 200kPa

h_{in}	h_{fg}	G	L/Deh	q_c^{II}	q_c^{II}	referenční q_c^{II}	odchylka	rozdíl
KJ kg ⁻¹	KJ kg ⁻¹	kg.m ⁻² .s ⁻¹	-	W.cm ⁻²	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	%
326,7	2201,9	400	27,41	114,65	1289,17	1285	4,17	0,32
326,7	2201,9	500	27,41	137,79	1489,17	1435	54,17	3,77
326,7	2201,9	600	27,41	160,92	1689,16	1667	22,16	1,33
326,7	2201,9	800	27,41	207,19	2089,16	1943	146,16	7,52

Tabulka 27 - Výpočetní tabulka korelace Rogers s novými koeficienty pro 120kPa

h_{in}	h_{fg}	G	L/Deh	q_c^{II}	q_c^{II}	referenční q_c^{II}	odchylka	rozdíl
KJ kg ⁻¹	KJ kg ⁻¹	kg.m ⁻² .s ⁻¹	-	W.cm ⁻²	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	%
268	2244	400	27,41	102,13	1219,30	1241	-21,70	-1,75
268	2244	500	27,41	120,11	1376,58	1416	-39,42	-2,78
268	2244	600	27,41	138,09	1533,86	1628	-94,14	-5,78
268	2244	800	27,41	174,05	1848,42	1958	-109,58	-5,60

Tabulka 28 - Výpočetní tabulka korelace Rogers s novými koeficienty pro 200kPa

h_{in}	h_{fg}	G	L/Deh	q_c^{II}	q_c^{II}	referenční q_c^{II}	odchylka	rozdíl
KJ kg ⁻¹	KJ kg ⁻¹	kg.m ⁻² .s ⁻¹	-	W.cm ⁻²	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	%
381,4	2163,9	400	27,41	126,72	1356,48	1408	-51,52	-3,66
381,4	2163,9	500	27,41	154,82	1597,64	1631	-33,36	-2,05
381,4	2163,9	600	27,41	182,92	1838,79	1804	34,79	1,93
381,4	2163,9	800	27,41	239,12	2321,10	2510	-188,90	-7,53

9.2 Tabulky při výpočtech geometrie svazků tyčí

Tabulka 29 - Rozměry bočního subkanálu

Parametr	označení	jednotka	velikost
průtočná plocha	S	mm ²	54,92
omočený obvod	O_w	mm	27,04
vyhřívání obvod	O_{eh}	mm	14,29
vyhřívání ekvivalentní průměr	D_{eh}	mm	15,37
hydraulický průměr	D_{hyd}	mm	8,12
vzdálenost mezi těžišti subkanálů bok-bok	J_{bb}	mm	12,75
vzdálenost mezi těžišti subkanálů bok-roh	J_{br}	mm	9,28

Tabulka 30 - Rozměry rohového subkanálu

Parametr	označení	jednotka	velikost
průtočná plocha	S	mm ²	16,29
omočený obvod	O_w	mm	12,69
vyhřívání obvod	O_h	mm	4,77
vyhřívání ekvivalentní průměr	D_{eh}	mm	13,67
hydraulický průměr	D_{hyd}	mm	5,14

Tabulka 31 - Výpočetní tabulka korelace Bezrukov

P	x	G	q_c^{II}	referenční q_c^{II}	odchylka	rozdíl
Bar	-	kg.m ⁻² .s ⁻¹	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	%
144,1	0,259	1287,9	901,9	725,1	176,8	24,39
141,4	0,227	1400,4	1038,0	781,9	256,1	32,75
126,3	0,366	1256,8	690,8	625,3	65,5	10,48
119,4	0,137	2067,3	1631,3	1180,5	450,8	38,19
99,5	0,223	1577,8	1315,0	1057,8	257,2	24,31
103,7	0,131	2443,8	1811,0	1403,0	407,9	29,08
101,8	0,131	2981,5	1871,8	1217,9	653,9	53,69
160,6	0,044	1014,1	1720,4	1071,0	649,5	60,64
162,5	0,170	1055,2	1105,0	674,5	430,5	63,83

Tabulka 32 - Výpočetní tabulka korelace VA-6

<i>P/Pk</i>	<i>G</i>	<i>x</i>	<i>B</i>	<i>A</i>	q_c^{II}	referenční q_c^{II}	odchylka	rozdíl
-	kg.m ⁻² .s ⁻¹	-	-	-	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	%
0,651	1287,9	0,259	0,783	0,462	1113,6	725,1	388,5	53,6
0,639	1400,4	0,227	0,775	0,475	1214,2	781,9	432,3	55,3
0,571	1256,8	0,366	0,726	0,419	1025,5	625,3	400,2	64,0
0,539	2067,3	0,137	0,703	0,510	1812,8	1180,5	632,2	53,6
0,450	1577,8	0,223	0,634	0,476	1680,6	1057,8	622,8	58,9
0,468	2443,8	0,131	0,649	0,513	2049,7	1403,0	646,7	46,1
0,460	2981,5	0,131	0,642	0,513	1788,5	1217,9	570,6	46,8
0,726	1014,1	0,044	0,833	0,547	1460,0	1071,0	389,0	36,3
0,734	1055,2	0,170	0,839	0,497	1095,4	674,5	421,0	62,4
0,637	5117,8	0,105	0,773	0,523	1782,9	1646,3	136,6	8,3
0,806	3723,8	0,032	0,885	0,552	1571,9	1575,6	-3,7	-0,2

Tabulka 33 - Výpočetní tabulka korelace KDIS

<i>P/Pk</i>	<i>G</i>	<i>x</i>	<i>B</i>	<i>A</i>	<i>E</i>	<i>C</i>	q_c^{II}	referenční q_c^{II}	odchylka	rozdíl
-	kg.m ⁻² .s ⁻¹	-	-	-	-	-	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	kW.m ⁻²	%
0,651	1287,9	0,259	0,783	0,462	1,1	0,503	1064,0	725,1	338,9	46,74
0,639	1400,4	0,227	0,775	0,475	1,1	0,503	1160,1	781,9	378,2	48,37
0,571	1256,8	0,366	0,726	0,419	1,1	0,503	979,8	625,3	354,5	56,70
0,539	2067,3	0,137	0,703	0,510	1,1	0,503	1732,0	1180,5	551,5	46,72
0,450	1577,8	0,223	0,634	0,476	1,1	0,503	1605,7	1057,8	547,9	51,80
0,468	2443,8	0,131	0,649	0,513	1,1	0,503	1958,4	1403,0	555,4	39,59
0,460	2981,5	0,131	0,642	0,513	1,1	0,503	1708,9	1217,9	490,9	40,31
0,726	1014,1	0,044	0,833	0,547	1,1	0,503	1395,0	1071,0	324,0	30,25
0,734	1055,2	0,170	0,839	0,497	1,1	0,503	1046,6	674,5	372,2	55,18
0,637	5117,8	0,105	0,773	0,523	1,1	0,503	1703,5	1646,3	57,1	3,47
0,806	3723,8	0,032	0,885	0,552	1,1	0,503	1501,9	1575,6	-73,8	-4,68

Tabulka 34 - Výpočetní tabulka korelace Bowring

Pr	n	$F1$	$F2$	$F3$	$F4$	C	B	A	q_c''	referenční q_c''	odchylka	rozdíl
-	-	-	-	-	-	m	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{s}^{-1}$	J kg^{-1}	$\text{kW}\cdot\text{m}^{-2}$	$\text{kW}\cdot\text{m}^{-2}$	$\text{kW}\cdot\text{m}^{-2}$	%
2,09	0,96	0,38	0,68	1,18	3,96	0,46	2,93	1208672	909,8	725,1	184,7	25,47
2,05	0,98	0,39	0,69	1,17	3,82	0,48	3,19	1307064	1120,8	781,9	338,9	43,34
1,83	1,08	0,47	0,75	1,14	3,10	0,51	2,86	1708976	769,0	625,3	143,7	22,98
1,73	1,13	0,51	0,78	1,13	2,79	0,64	4,70	2079994	2050,2	1180,5	869,7	73,67
1,44	1,28	0,66	0,86	1,08	1,98	0,65	3,59	2523741	2247,1	1057,8	1189,3	112,43
1,50	1,25	0,62	0,84	1,09	2,14	0,73	5,56	2719014	2422,7	1403,0	1019,7	72,68
1,48	1,26	0,64	0,85	1,09	2,07	0,77	6,78	2929055	2280,9	1217,9	1062,9	87,27
2,33	0,84	0,31	0,63	1,20	4,85	0,37	2,31	822681	1975,0	1071,0	904,0	84,41
2,36	0,82	0,30	0,62	1,21	4,96	0,37	2,40	812752	1182,9	674,5	508,4	75,37
2,04	0,98	0,39	0,69	1,17	3,80	0,72	11,64	1910635	861,1	1646,3	-785,2	-47,69
2,59	0,71	0,25	0,57	1,23	5,91	0,62	8,47	1004980	1280,8	1575,6	-294,8	-18,71

Tabulka 35 - parametry chladiva při měření na LWL

Parametr	tlak	hustota hmotnostního toku	vstupní suchost	výstupní suchost	vstupní teplota chladiva	výstupní teplota chladiva	Teplota pokrytí na výstupu	hustota vody	hustota páry	výparné teplo
označení	P	G	x_{in}	x_{out}	t_{in}	t_{out}	t_p	ρ_l	ρ_v	h_{fg}
jednotka	MPa	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$	-	-	$^{\circ}\text{C}$	$^{\circ}\text{C}$	$^{\circ}\text{C}$	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	$\text{kJ}\cdot\text{kg}^{-1}$
1	14,41	1287,9	-0,2795	0,2593	292,13	338,9	521	614,1	90,86	1040,5
2	14,14	1400,4	-0,3005	0,2265	284,88	338,9	531	618,86	88,3	1058,3
3	12,63	1256,8	-0,1098	0,3657	308,67	338,9	502	644,67	75,11	1155
4	11,94	2067,3	-0,3366	0,137	249,94	338,9	579	656,2	69,6	1198,1
5	9,952	1577,8	-0,2704	0,223	242,2	338,9	565	689,21	55,12	1320,6
6	10,37	2443,8	-0,3067	0,1306	237,45	338,9	574	682,31	58	1295
7	10,18	2981,5	-0,1801	0,1314	269,31	338,9	499	685,43	56,69	1306,6
8	16,06	1014,1	-1,08	0,0443	151,22	338,9	600	583,85	108,09	927
9	16,25	1055,2	-0,5442	0,1703	266,03	338,9	528	580,07	110,36	912,9
10	14,1	5117,8	-0,2203	0,1046	300,41	338,9	485	619,49	87,97	1060,7
11	17,85	3723,8	-0,4893	0,0315	300,41	338,9	511	547,07	131,07	790,3

Tabulka 36 Vypočítané hodnoty z ALTHAMC12 podle PGS korelace pro školní zařízení

P	t_{in}	h_{in}	G_{in}	$q_{stř}$	MDNBR	G_{out}	x_{out}	q	q_c^{II}	korelace
Mpa	°C	KJ kg ⁻¹	kg.m ⁻² .s ⁻¹	MW.m ⁻²	-	kg.m ⁻² .s ⁻¹	-	MW.m ⁻²	MW.m ⁻²	-
0,12	64	267,97	400	1,241	1,097	400	0,075	1,241	1,361	PGS
0,12	64	267,97	500	1,416	1,054	500	0,062	1,416	1,492	PGS
0,12	64	267,97	600	1,628	1,010	600	0,056	1,628	1,644	PGS
0,12	64	267,97	800	1,958	0,964	800	0,043	1,958	1,888	PGS
0,20	78	326,68	400	1,285	1,080	400	0,079	1,285	1,387	PGS
0,20	78	326,68	500	1,435	1,047	500	0,062	1,435	1,503	PGS
0,20	78	326,68	600	1,667	1,000	600	0,058	1,667	1,667	PGS
0,20	78	326,68	800	1,943	0,967	800	0,040	1,943	1,878	PGS
0,30	91	381,35	400	1,408	1,037	400	0,095	1,408	1,460	PGS
0,30	91	381,35	500	1,631	0,993	500	0,082	1,631	1,620	PGS
0,30	91	381,35	600	1,804	0,969	600	0,069	1,804	1,748	PGS
0,30	91	381,35	800	2,51	0,885	800	0,076	2,51	2,222	PGS

Tabulka 37 Vypočítané hodnoty z ALTHAMC12 podle OKB korelace pro LWL

P	t_{in}	h_{in}	G_{in}	$q_{stř}$	MDNBR	G_{out}	x_{out}	q	q_c^{II}	korelace
Mpa	°C	KJ kg ⁻¹	kg.m ⁻² .s ⁻¹	MW.m ⁻²	-	kg.m ⁻² .s ⁻¹	-	MW.m ⁻²	MW.m ⁻²	-
14,41	292,1	1296,1	1236	0,553	1,228	1287,9	0,259	0,725	0,890	OKB
14,14	284,9	1258,2	1350	0,597	1,309	1400,4	0,227	0,782	1,024	OKB
12,63	308,7	1389,7	1225	0,546	0,950	1256,8	0,366	0,716	0,680	OKB
11,94	249,9	1085,5	2062	0,901	1,361	2080,7	0,136	1,181	1,607	OKB
9,95	242,2	1048,7	1531	0,807	1,227	1588,7	0,222	1,058	1,297	OKB
10,37	237,5	1026,4	2458	1,071	1,273	2458,6	0,130	1,403	1,785	OKB
10,18	269,3	1180,2	2937	0,929	1,516	2998,1	0,131	1,218	1,846	OKB
16,06	151,2	647,2	979	0,817	1,591	1025,7	0,042	1,071	1,703	OKB
16,25	266,0	1163,0	996	0,515	1,624	1055,2	0,170	0,674	1,095	OKB
14,10	300,4	1341,1	4795	1,256	1,152	5184,7	0,104	1,646	1,896	OKB
17,85	300,4	1337,9	3837	1,202	1,350	3723,8	0,032	1,576	2,127	OKB

Tabulka 38 Vypočítané hodnoty z ALTHAMC12 podle PGS korelace pro LWL

P	t_{in}	h_{in}	G_{in}	$q_{stř}$	MDNBR	G_{out}	x_{out}	q	q_c^{II}	korelace
Mpa	°C	KJ kg ⁻¹	kg.m ⁻² .s ⁻¹	MW.m ⁻²	-	kg.m ⁻² .s ⁻¹	-	MW.m ⁻²	MW.m ⁻²	-
14,41	292,1	1296,1	1236	0,553	1,049	1287,9	0,259	0,725	0,761	PGS
14,14	284,9	1258,2	1350	0,597	1,063	1400,4	0,227	0,782	0,831	PGS
12,63	308,7	1389,7	1225	0,546	0,995	1256,8	0,366	0,716	0,712	PGS
11,94	249,9	1085,5	2062	0,901	1,071	2080,7	0,136	1,181	1,264	PGS
9,95	242,2	1048,7	1531	0,807	1,078	1588,7	0,222	1,058	1,140	PGS
10,37	237,5	1026,4	2458	1,071	1,050	2458,6	0,130	1,403	1,473	PGS
10,18	269,3	1180,2	2937	0,929	1,077	2998,1	0,131	1,218	1,311	PGS
16,06	151,2	647,2	979	0,817	1,151	1025,7	0,042	1,071	1,232	PGS
16,25	266,0	1163,0	996	0,515	1,099	1055,2	0,170	0,674	0,741	PGS
14,10	300,4	1341,1	4795	1,256	0,958	5184,7	0,104	1,646	1,577	PGS
17,85	300,4	1337,9	3837	1,202	1,001	3723,8	0,032	1,576	1,578	PGS