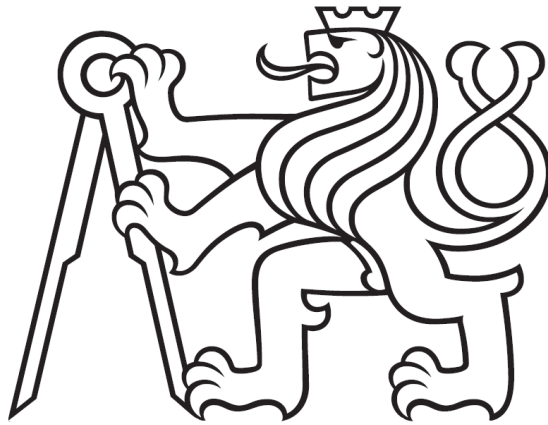


ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE

Fakulta jaderná a fyzikálně inženýrská

Katedra jaderných reaktorů



BAKALÁŘSKÁ PRÁCE

Kritické teploty v průběhu těžké havárie lehkovodního reaktoru

Autor: Ondřej Kreč
Vedoucí: Ing. Dušan Kobylka Ph.D.
Akademický rok: 2024



ZADÁNÍ BAKALÁŘSKÉ PRÁCE

Student: **Ondřej Kreč**

Studijní program: Aplikace přírodních věd

Obor: Jaderné inženýrství

Název práce česky: **Kritické teploty v průběhu těžké havárie lehkovodního reaktoru**

Název práce anglicky: Important Temperatures during Severe Accident of Light Water Reactor

Jazyk práce: čeština

Pokyny pro vypracování:

1. Seznamte se s konstrukcí a zejména materiály použitými při konstrukci lehkovodních jaderných reaktorů, včetně jejich palivového systému a řídicích mechanismů. Zaměřte se především na paliva pro reaktory východní koncepce typu VVER.
2. Stručně nastudujte problematiku vyhořívání paliva a popište mechanický a chemický stav vyhořelého jaderného paliva v průběhu jeho vyhořívání.
3. Seznamte se se základní fenomenologií těžkých havárií jaderných lehkovodních reaktorů. Zaměřte se na procesy vedoucí k degradaci aktivní zóny až do vzniku taveniny na dně reaktorové nádoby.
4. Na základě získaných znalostí určete teploty pro jednotlivé materiály mající významný vliv na jejich mechanické vlastnosti a zejména teploty tavení. Věnujte se rovněž teplotám vedoucím k dalším možným fyzikálním či chemickým jevům a určení možných eutektických teplot pro slitny materiálů.
5. Na základě zjednodušeného výpočtu palivového proutku ve výpočetním kódu FRAPTRAN při hypotetické havárii popište jeho postupnou degradaci.

Doporučená literatura:

- [1] Heřmanský B.: Jaderné reaktory I., Reaktory II. generace, učební texty FJFI, Praha, 2012
- [2] Bailly H., Ménessier D., Prunier C.: The Nuclear Fuel of Pressurized Water Reactors and Fast Reactors, Design and Behaviour, Lavoisier Publ. Inc., 1999, ISBN: CEA 2-7272-0198-2
- [3] Seghal B. R.: Nuclear Safety in Light Water Reactors - Severe Accident Phenomenology, Elsevier, 2012, ISBN: 978-0-12-388446-6
- [4] Jacquemain D. et al: Nuclear Power Reactor Core Melt Accidents - Current State of Knowledge, IRSN, 2015, ISBN: 978-2-7598-1835-8
- [5] Geelhood K. J., Luscher W. G., Beyer C. E., Cuta J. M.: FRAPTRAN 1.4: A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods, NUREG/CR-7023, Vol. 1, PNNL-19400, Vol. 1, Pacific Northwest National Laboratory, 2011

Jméno a pracoviště vedoucího práce: **Ing. Dušan Kobyłka, Ph.D.**
KJR FJFI ČVUT v Praze

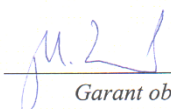
Datum zadání bakalářské práce: 14.10. 2022

Datum odevzdání bakalářské práce: 2.8. 2023

Doba platnosti zadání je dva roky od data zadání.

V Praze dne 14.10. 2022

doc. Ing. Martin Kropík, CSc.



Garant oboru

Ing. Jan Rataj, Ph.D.



Vedoucí katedry



doc. Ing. Václav Čuba, Ph.D.



Děkan

Prohlášení

Prohlašuji, že jsem svoji bakalářskou práci vypracoval samostatně a použil jsem pouze podklady uvedené v příloženém seznamu literatury.

V Praze 8.1.2024

Ondřej Klus
.....

Poděkování

Tímto bych rád poděkoval Ing. Dušanu Kobylkovi Ph.D. za veškerou pomoc poskytnutou při psaní této bakalářské práce.

Ondřej Kreč

Název práce: Kritické teploty v průběhu těžké havárie lehkovodního reaktoru

Autor: Ondřej Kreč

Druh práce: Bakalářská práce

Vedoucí práce: Ing. Dušan Kobylka Ph.D., KJR FJFI ČVUT v Praze

Abstrakt: Bakalářská práce je zaměřena na popis těžkých havárií lehkovodních reaktorů. Popis je zaměřen na reaktory lehkovodní, přičemž detaily jsou zaměřeny na reaktory VVER-1000 a VVER-440. Práce je rozdělena do 5 kapitol. První kapitola se věnuje popisu konstrukce lehkovodních reaktorů a jejich palivových systémů. Následující kapitola se věnuje procesům, které mohou vést k rozvoji havárie lehkovodního reaktoru. Ve třetí kapitole jsou diskutovány průběhy základních typů havárií. Čtvrtá kapitola je věnována podrobnému rozboru teplot, které lze při studiu těžkých havárií považovat za významné. V poslední kapitole této práce jsou za pomoci výpočetního kódu FRAPTRAN objasněny degradace palivového proutku, ke kterým by mohlo při havárii typu RIA dojít.

Klíčová slova: Kritické teploty, těžké havárie, swelling, palivový proutek, konstrukce lehkovodního reaktoru, reaktor VVER-1000, reaktor VVER-440.

Title: Important Temperatures during Severe Accident of Light Water Reactor

Author: Ondřej Kreč

Abstract: The bachelor's thesis is focused on the description of severe accidents of light water reactors. The description is focused on light water reactors, with details focused on the VVER-1000 and VVER-440 reactors. The work is divided into 5 chapters. The first chapter is devoted to the description of the construction of light water reactors and their fuel systems. The following chapter deals with the processes that can lead to the development of a light water reactor accident. In the third chapter, the courses of basic types of accidents are discussed. The fourth chapter is devoted to a detailed analysis of temperatures that can be considered significant in the study of severe accidents. In the last chapter of this work, the degradation of the fuel rod, which could occur in an RIA type accident, is clarified with the help of a thermohydraulic computer code FRAPTRAN.

Keywords: critical temperatures, severe accidents, swelling, fuel rod, light water reactor construction, VVER-1000 reactor, VVER-440 reactor.

Obsah

1.	Lehkovodní reaktory.....	14
1.1	Stručná historie reaktorů typu VVER.....	14
1.2	Konstrukce reaktoru VVER-440 typu V-213	14
1.3	Paliva využívaná na EDU.....	18
1.4	Konstrukce reaktoru VVER-1000 V-320.....	22
1.5	Paliva využívaná na ETE.....	24
2.	Mechanické a chemické změny palivových proutků při vyhořívání.....	29
2.1	Swelling tablety, pokrytí a absorbátorů	29
2.2	Teplotní efekty a mechanické změny v tabletách a pokrytí.....	33
2.3	Chemické změny v palivovém proutku	37
3.	Těžké havárie lehkovodních reaktorů	40
3.1	Havárie LOCA.....	40
3.2	Vznik koria, jeho chování a vliv na dochlazování AZ	42
3.3	Havárie RIA	44
4.	Kritické teploty v průběhu havárie reaktoru	50
5.	Výpočet s kódem FRAPTRAN 1.4.....	56
5.1	Teoretický popis výpočetního kódu	56
5.2	Parametry výpočtu	58
5.3	Výsledky výpočtu	59

Seznam obrázků

1. Horní (absorpční) část palivové kazety reaktoru VVER-440 V-213, 1 – průchody pro chladivo (perforované kužely), 2 – šestihranný plášť kazety, 3 – vložky z bórové oceli, 4 – spojka, 5 – palivová část regulační kazety, upraveno z [63]. 17
2. Dolní (palivová) část regulační kazety reaktoru VVER-440 V-213, 1 – horní hlavice, 2 – centrální trubka, 3 – vrchní mřížka, 4 – palivový proutek, 5 – šestihranný plášť kazety, 6 – dolní mřížka, 7 – patice kazety, 8 – hydraulický tlumič, upraveno z [63]. 18
3. Palivová kazeta reaktoru VVER-440 V-213, 1 – odpružené kolíky, 2 – horní hlavice, 3 – centrální trubka, 4 – horní mřížka, 5 – palivový proutek, 6 – šestihranný plášť kazety, 7 – distanční mřížka, 8 – spodní opěrná deska, 9 – patice kazety, 10 – odpružený čep, upraveno z [63]. 18
4. Radiální řez palivovou kazetou ukazující typické rozložení paliva a paliva obsahujícího vyhořívající absorbátor v kazetách užívaných v EDU. Středem kazety prochází centrální trubka [29]. 20
5. Kartogram (60° symetrie) AZ reaktoru VVER-440 na 3. bloku EDU s palivem Gd-2, 19 kampaň. Vysvětlivky jsou uvedeny v tabulce číslo 1 [88]. 20
6. Filtr pevných částic zasazený do patice palivové kazety [28]. 21
7. Pohled na spodní část filtru pevných částic [28]. 21
8. Palivový soubor TVSA (uvedené rozměry jsou v mm), upraveno z [54]. 26
9. Palivový proutek TVSA (uvedené rozměry jsou v mm) [54]. 26
10. Detail oxidického paliva s viditelnými plynovými bublinkami rozptýlenými mezi hranicemi zrn (měřítko 20 μm v levém horním rohu) [5]. 31
11. Částečně vyhořená tableta obklopená zirkoniovým pokrytím [39]. 31
12. Palivová tableta po získání typického tvaru přesýpacích hodin [71]. 36
13. Účinky PCI na tabletu a pokrytí, situace (A) znázorňuje čerstvé palivo, (B) vznik prvních deformací tablety, (C) prvotní účinky PCI, (D) vznik sekundárních hřebců, upraveno z [92]. 36
14. Průběh rozdílů tlaku mezi tlakem v proutku a tlakem chladiva v závislosti na čase a teplotou pokrytí v závislosti na čase, upraveno z [27]. 41
15. Teplota tavení UO_2 v závislosti na vyhoření, upraveno z [62]. 50
16. Řezy vedené vzorky Zr (obdélníkový tvar) udržované v tavenině B_4C -nerezová ocel o $t = 1300$ $^\circ\text{C}$, obrázek (a) ukazuje vzorek udržovaný v tavenině 600 s, obrázek (b) 900 s, upraveno z [87]. 53
17. Fázový diagram systému Zr-Cr, upraveno z [37]. 54
18. Detail oblasti mezi Cr-Zr, obrázky (a-1), (b-1) a (c-1) po řadě zobrazují vzorky vystavené teplotám 1310 $^\circ\text{C}$ (po dobu 1 s), 1320 $^\circ\text{C}$ (po dobu 36 s), 1330 $^\circ\text{C}$ (po dobu 72 s), obrázky (a-2) zobrazují detail hranice mezi Cr-Zr [37]. 55
19. Základní výpočetní cyklus kódu FRAPTRAN, upraveno z [60]. 57
20. Ukázka části vstupního textového souboru využitého při výpočtu hypotetické RIA havárie. . 57

21. Graf průběhu průměrného lineárního výkonu proutku v době průběhu výkonového pulzu. .	60
22. Graf závislosti přírůstku průměrné entalpie tablety na čase.	60
23. Graf závislosti prodloužení sloupce tablet v axiálním směru na čase.	61
24. Graf závislosti růstu prodloužení pokrytí v axiálním směru na čase.	61
25. Graf závislosti průměrné teploty tablety na čase.....	62
26. Graf závislosti tlaku helia v proutku na čase.	64
27. Graf závislosti velikosti volného objemu nad sloupcem paliva na čase.....	64
28. Graf závislosti poměru plošných hustot tepelných toků na čase.....	65
29. Graf závislosti průměrné hustoty chladiva na čase.....	66
30. Graf závislosti obvodového deformace pokrytí na čase.	66
31. Graf závislosti tloušťky mezery mezi tabletou a vnější stěnou pokrytí na čase.	67
32. Graf závislosti průměrné povrchové teploty tablety na čase.....	68
33. Graf závislosti průměrné teploty ve středu tablety na čase.	68
34. Graf závislosti střední teploty pokrytí na čase.	69

Seznam tabulek

1. Vysvětlivky ke značení kazet na obrázku 3 [17].	20
2. Rozdíly mezi kazetami Gd-1 a Gd-2 [31].	20
3. Základní parametry paliva Gd-2M+ [29].	21
4. Materiálový popis jednotlivých částí reaktoru VVER-1000 V-320 [6][35].....	23
5. Materiálový popis základních součástí palivového souboru VVANTAGE-6 [77].	24
6. Parametry palivového souboru VVANTAGE-6 [77].	25
7. Materiálové složení základních částí palivového souboru TVSA-T [54].	28
8. Parametry palivového souboru RWFA-T [11].....	28
9. Materiálové složení základních částí palivového souboru RWFA-T [11].....	28
10. Parametry paliva a specifikace podmínek experimentu programu CABRI REP-Na [83].	48
11. Souhrn teplot tavení důležitých slitin a materiálů [10], [72], [69], [1], [80], [16], [100], [45], [13], [75].	51
12. Parametry palivového proutku VVER-440 využité pro výpočet [52].....	58
13. Parametry palivového souboru VVER-440 využité pro výpočet [52].	58
14. Vlastnosti chladiva procházejícího AZ reaktoru VVER-440.	59
15. Parametry výkonového pulzu.....	59

Seznam použitých zkratek

AIC	Slitina Ag-In-Cd
AZ	Aktivní zóna
CA	Regulační kazeta (control assembly)
EDU	Jaderná elektrárna Dukovany
ETE	Jaderná elektrárna Temelín
FA	Palivový soubor/kazeta (fuel assembly)
JE	Jaderná elektrárna
LB-LOCA	Velká LOCA (large break LOCA)
LOCA	Loss of coolant accident
PCI	Interakce mezi tabletou a pokrytím (pellet-cladding interaction)
PCMI	Mechanická interakce mezi pokrytím a tabletou
PO	Primární okruh
RIA	Reactivity initiated accident
RIM	Struktura periferie vyhořelé tablety
SB-LOCA	Malá LOCA (small break LOCA)
SÚJB	Státní úřad pro jadernou bezpečnost
V-LOCA	Havárie LOCA s únikem primárního chladiva mimo kontejnment

Úvod

Již od počátku výstavby prvních jaderných reaktorů bylo zřejmé, že na jejich bezpečné provozování je nutné klást důraz po celou dobu provozu. Žádné zařízení, které je součástí jaderné elektrárny, však nelze považovat za stoprocentně spolehlivé. Vypracování podrobných analýz, které musejí přesně popsat stav jaderného zařízení v případě selhání části tohoto zařízení je považováno za velice důležité.

Pro popis dějů, ke kterým by v případě selhání části jaderného zařízení mohlo dojít je nutná znalost komplexní problematiky. Tato problematika podrobně popisuje veškeré děje spojené s provozem jaderného zařízení a s událostmi, ke kterým by v případě selhání části tohoto zařízení mohlo dojít.

V případě vzniku události, které by si vynutily odstavení jaderného reaktoru je vždy nutné zajistit odvod zbytkového tepla z aktivní zóny. Toto teplo je v aktivní zóně generováno ještě dlouhou dobu po odstavení reaktoru, neustálý přívod dostatečného množství chladiva je tedy nezbytný. I zde je však nutné myslet na to, jak by se situace dále vyvíjela v případě, že nebude možné dostatečné množství chladiva zajistit. Nebude-li možné efektivně odvádět teplo z reaktoru, bude následující vývoj situace spojen především s růstem teplot v aktivní zóně. Aktivní zóna obsahuje řadu materiálů. Tyto materiály se mezi sebou liší jednak svými termofyzikálními vlastnostmi, ale také způsobem vzájemné interakce, ke kterým za vysokých teplot může dojít. Dosažení určitých teplot v aktivní zóně pak může být spojeno s degradacemi těchto materiálů, které se může rozvinout až do stavu částečného natavení, popř. kompletního roztavení, aktivní zóny.

Cílem této bakalářské práce je jednak detailní popis jaderných reaktorů východní koncepce VVER, jejich palivových systémů a řídicích mechanismů. Dále popis změn jaderného paliva při vyhořívání v reaktoru, mezi které patří především změny mechanické a chemické, přičemž cílem je popsat především vlivy těchto změn na možná poškození aktivní zóny reaktoru. Cílem další části práce je základní rozčlenění těžkých havárií reaktoru a popis procesů, které mohou vést k částečnému natavení aktivní zóny reaktoru, popř. až ke vzniku taveniny na dně reaktorové nádoby. V předposlední části práce jsou uvedeny teploty, které lze považovat za důležité, jelikož jejich dosažení může být spojeno s degradací materiálů, které jsou součástí aktivní zóny a jejichž dosažení by mohlo vést až ke vzniku taveniny prostoru aktivní zóny. Poslední část práce je vyčleněna pro výpočet s termohydraulickým kódem FRAPTRAN, jehož výsledky mají společně s teoretickými znalostmi objasnit vliv hypotetické havárie jaderného reaktoru na palivový proutek.

1. Lehkovodní reaktory

1.1 Stručná historie reaktorů typu VVER

Historie jaderných reaktorů typu VVER, tedy reaktorů moderovaných lehkou vodou východní koncepce, se začala psát již v roce 1959 se zahájením výstavby první jaderné elektrárny využívající tento typ reaktoru [57]. Tato elektrárna vystavěná v bývalém SSSR v blízkosti města Novovoronež se v roce 1971 stala největší jadernou elektrárnou v Evropě. Dnes tento status drží záporožská JE s šesti bloky VVER-1000 V-320.

Mezi první prototypové reaktory typu VVER patří jednotky VVER-210, VVER-70 a VVER-365 spuštěné v šedesátých a sedmdesátých letech na území SSSR. Vývoj těchto prototypů a zkušenosti s jejich provozováním daly vzniknout reaktorům typu VVER-440. Několik těchto jednotek bylo vystavěno bez kontejnmentu a také s absencí barbotážní věže, nacházejí se například v ruské JE Kola (bloky Kola 1 a 2) [57]. Existují však i elektrárny využívající VVER-440, které i z dnešního pohledu splňují všechna přísná bezpečnostní kritéria, například JE Loviisa. Dalším rozšířeným typem reaktoru vycházející z výše jmenovaných je typ VVER-1000, jehož provedení V-320 je instalováno v obou temelínských blocích a který svými bezpečnostními aspekty zcela splňuje aktuální požadavky v oblasti havárií spojených s únikem chladiva.

Další vývoj a nasbírané zkušenosti s provozem reaktorů typu VVER-1000 verze V-320 daly vzniknout dalším jednotkám, které svými bezpečnostními prvky doplňují starší verzi [89][96]. Za zmínku stojí indická JE Kudankulam, ve které jsou aktuálně v provozu dva reaktory VVER-1000 V-412 a další 4 bloky jsou ve výstavbě. V čínské JE Tianwan jsou instalované dvě jednotky nesoucí označení V-428, což byly vůbec první bloky vybavené lapačem aktivní zóny. Nejnovějším projektem jsou reaktory VVER-1200, dvě jednotky verze V-392M, které již spadají do generace III+ provozuje ruská JE Novovoronež II.

1.2 Konstrukce reaktoru VVER-440 typu V-213

Konstrukce lehkovodních reaktorů je velmi podobná. Chladivo, kterým je lehká voda, prochází aktivní zónou, která se nachází v tlakové nádobě. Nádoba lehkovodních reaktorů má válcový tvar, její spodní část je zakončena eliptickým dnem, horní část je zakončena odnímatelným eliptickým víkem. Následující podrobný popis konstrukce se bude věnovat pouze reaktoru VVER-440 typu V-213.

Aktivní zóna reaktoru je umístěna v nosném koši aktivní zóny o hmotnosti 37,6 tun, ten je dále umístěn v reaktorové nádobě válcového tvaru o výšce 14,1 metru a vnějším průměru 3,84 metru. Účelem tlakové nádoby je bezpečné udržení tlaku primárního chladiva procházejícího AZ. Nádoba je ve vrchní části opatřena celkem 6 hrdly pro přívod chladiva a 6 hrdly pro odvod chladiva po průchodu aktivní zónou, vnitřní průměr hrdel je 500 mm. Materiálem nádoby je chróm-molybden-vanadová ocel 15CH2MFA zajišťující požadované pevnostní parametry [63][35][95]. Vnitřní povrch nádoby je opatřen dvouvrstvou výstelkou z antikorozi oceli o celkové tloušťce 9 mm, která lépe odolává podmínkám korozivního prostředí uvnitř reaktoru. Materiálem první vrstvy výstelky je ocel Sv07CH25N13, pro navaření druhé vrstvy byla využita

ocel Sv08CH19N10G2B [6]. Součástí reaktoru je odnímatelné víko reaktorové nádoby zhotovené z oceli 18Kh2MFA, které k nádobě doléhá přes volnou přírubu z oceli 25CH2MFA, která po připevnění k nádobě pomocí 60 šroubů zajišťuje dostatečně pevný spoj. Materiálem šroubů (svorníky M140) je ocel 38CHN3MFA. Matice a podložky jsou z oceli 25CH1MF. Víkem prochází celkem 37 nátrubků umožňujících průchod vodícím tyčím, které umožňují pohyb regulačních souborů, materiálem těchto nátrubků je uhlíková ocel 22K [6]. Tyto nátrubky jsou k víku tlakové nádoby přivařeny elektrodou ZIO-8. Z důvodu zamezení kontaktu primárního chladiva s ocelí 22K jsou na vnitřním povrchu nátrubků přivařeny pomocí elektrody ZIO-8 košilky z oceli 08CH18N10T. Odvzdušnění reaktoru při plnění je realizováno prostřednictvím odvzdušňovacího nátrubku. Dále se na víku nacházejí hrdla pro zavedení napájení pro detektory sloužící k vnitroreaktorovému měření a k vyvedení vývodů tohoto měření, pro ně byla použita ocel 15CH2MFA [63][35]. Materiál víka je shodný s materiálem nádoby a je taktéž opatřen dvouvrstvou antikorozi výstelkou ze stejných ocelí jako u tlakové nádoby. Dno reaktorové nádoby je eliptického tvaru díky čemuž umožňuje nádobě jako celku dosáhnout požadovaných pevnostních vlastností.

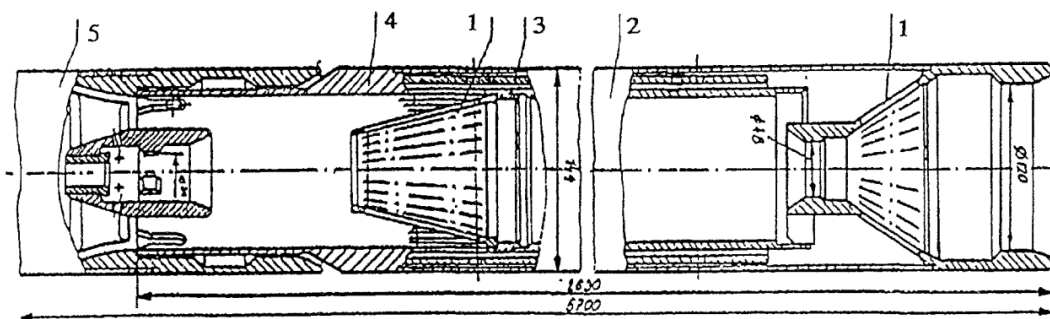
Účinná výška AZ, tj. výška sloupce palivových tablet v palivové tyči, je 2,5 m. Průměr AZ je 2,88 m, její součástí je 349 palivových a regulačních kazet. Samotná aktivní zóna se nachází v koši aktivní zóny, který je určen pro uložení palivových kazet. Zhotoven je z důvodu nutnosti ochrany před korozi z austenitické oceli 08CH18N10T [63]. Koš je svařen z několika dílů, v jeho nejspodnější části se nachází nosná deska a po celém obvodu ho obklopuje válcový plášť. Uvnitř koše se nachází vytěšňovací vložky a 5 tvarových segmentů sloužících k jejich upevnění. Po obvodu vnitřní části koše se rozloženo 12 trubek sloužících pro umístění detektorů vnitroreaktorového měření. Nosná deska je opatřena 312 válcovými otvory, které na místě zajišťují koncovky všech palivových kazet. Průchod regulačních kazet skrze nosnou desku je zajištěn dalšími 37 otvory šestihrného tvaru. Další podstatnou částí reaktoru je blok ochranných trub, který svou spodní částí doléhá na horní část koše aktivní zóny. Tento podstatný prvek reaktoru plní několik funkcí. První je ochrana všech přívodů vnitroreaktorového měření před účinky proudící vody, která v horní části reaktor opouští skrze sérii hrdel. Stejným způsobem zajišťuje ochranu vodícím tyčím. Druhým je umožnění samotného zavedení těchto přívodů do reaktorové nádoby. Dále umožňuje propojit pohony regulačních kazet na víku reaktoru s táhly, která procházejí reaktorem až k vrškům regulačních kazet. Propojení bloku ochranných trub s nátrubky řídících tyčí a hrdly pro vyvedení vnitroreaktorového měření je realizováno pomocí tělesových vývodů, ty jsou připevněny k vrchní části bloku ochranných trub. Tento blok je v horní části rozdělen horní deskou, nad kterou se nachází pružinový blok a prostor sloužící k rozvedení kabelů z tělesových vývodů do trub zajišťujících jejich ochranu před proudícím chladivem. Zajištění vrchního konce palivových kazet je realizováno právě přes blok ochranných trub, který je ke koši aktivní zóny přitlačován prostřednictvím pružinového bloku umístěného po obvodu horní části bloku [57]. Nároky na antikorozi vlastnosti jsou kladeny i na blok ochranných trub, protože jeho značná část přichází do kontaktu s chladivem, je proto zhotoven z nerezavějící austenitické oceli 08CH18N10T [63]. Blok ochranných trub se skládá z velkého množství různých dílů, které je po zhotovení nutné pospojovat dohromady pomocí svarů, tento způsob výroby však klade velké požadavky na

kontrolu přítomnosti defektů. Výroba bloku ochranných trub se z tohoto důvodu řadí k technologicky nejnáročnější ze všech dílů reaktoru.

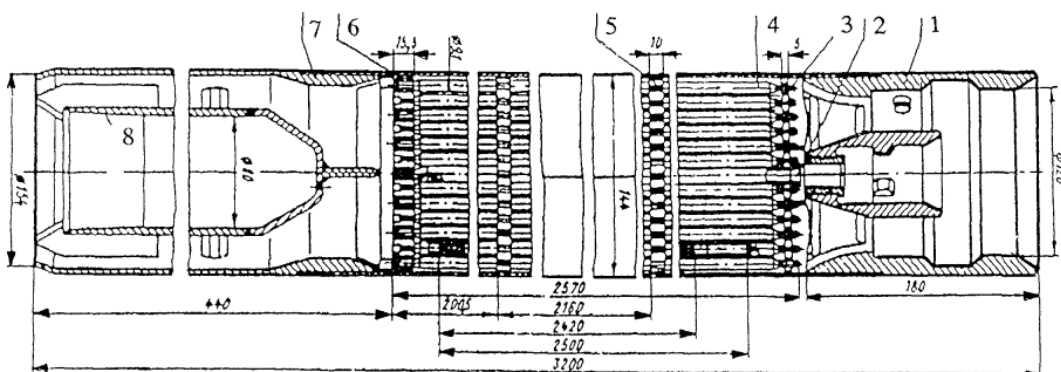
V aktivní zóně reaktoru se nachází celkem 312 palivových kazet. V palivové kazetě a palivové části regulační kazety se nachází celkem 126 palivových proutků. Palivové proutky jsou v kazetách rozloženy v trojúhelníkové mříži. V tomto způsobu rozložení proutků se východní typy reaktorů zásadně liší od těch západních, ve kterých jsou palivové proutky rozloženy do mříže čtvercové. Kazety jsou šestiúhelníkového tvaru a mají celkovou délku 3217 mm. Na vrchním konci palivové kazety se nachází hlavice s odpruženými kolíky, které dosedají na nástavce ve spodní části bloku ochranných trub a zajistí tak pružné uložení kazet s možností kompenzovat axiální prodloužení kazety vlivem tepelné roztažnosti. Celou palivovou kazetou prochází centrální trubka, která zajišťuje propojení všech distančních mřížek. Pro zachování konstantní rozteče jednotlivých palivových proutků v palivovém souboru slouží distanční mřížky. Palivové proutky v souboru nejsou zajištěny zcela nehybně, jelikož se vlivem teplotní roztažnosti mění jejich rozměry, především délka. Prostor potřebný pro kompenzaci těchto délkových změn je zajišťován horní distanční mřížkou, která je nad zúženými konci palivových proutků mírně pozvednuta. Dalších 10 distančních mřížek je rozděleno po zbytku délky palivového souboru. Každý palivový soubor je také opatřen tenkým pláštěm o tloušťce 1,5 mm (neplatí pro typ PK3+), který zajišťuje požadovanou pevnost a usměrňuje tok chladiva aktivní zónou. Dolní patice každého souboru jsou opatřeny středícím čepem, který zajistí přesnou polohu každého souboru ve spodní nosné desce koše aktivní zóny. Konstrukce palivové kazety je zhotovena ze slitiny Zr + 2,5 %Nb [31].

Dalším článkem nezbytným pro řízení neutronového toku v aktivní zóně je regulační kazeta. Tyto kazety mohou procházet košem aktivní zóny a díky obsahu prvků pohlcujících neutrony tak řídit štěpnou reakci v aktivní zóně. Regulační kazety ovšem neobsahují pouze absorbátor. V reaktoru typu VVER 440 typu 213 je využit způsob regulace, u kterého se při zasunutí absorpční části kazety zároveň vysouvá část kazety obsahující palivové proutky. Horní část regulační kazety délky 2630 mm je absorpční, obložena je šestihranným pláštěm, obdobně jako u palivového souboru. Materiál zvolený pro konstrukční díly kazet je slitina Zr + 2,5 %Nb. Samotný plášť absorbuje malé množství tepelných neutronů, účinnější absorbátor se pak nachází na celém vnitřním povrchu ve formě šestihranných absorpčních vložek z bórové oceli, které absorbují termální a epitermální neutrony. Složení použité bórové oceli je následující: 2 % B, 20 % Cr, 16 % Ni [12]. Regulační část kazety je ve spodní a horní části opatřena otvory umožňující průchod vody, která odvádí teplo vzniklé při absorbování neutronů v absorpčním materiálu [57]. Na spodní části absorpčního elementu kazety je prostřednictvím spojky o délce 180 mm připevněna druhá část regulační kazety s palivem. Palivové tyče v palivové části regulační kazety mají délku 2570 mm. V jeho nejspodnější části se nachází hydraulický tlumič, který slouží ke snížení rychlosti kazety v případě jejího volného pádu do AZ při bezpečnostním odstavení reaktoru [57]. Celková délka regulační kazety od hydraulického tlumiče k vršku hlavice na horní části regulačního elementu kazety je 5200 mm. Regulační kazeta se neobejde bez pohonné jednotky, která kazetou v reaktoru pohybuje. Pohonná jednotka je umístěna na víku reaktorové nádoby. Za provozu je pohon každé kazety realizován elektromotorem. Každý elektromotor je uložen v pouzdru, které je přišroubováno k nátrubku víka reaktorové nádoby.

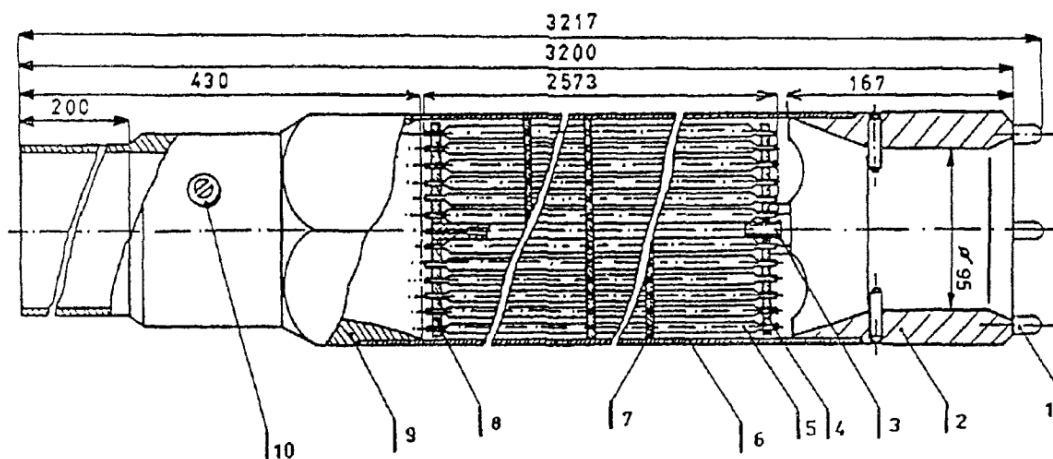
Pro realizaci řízené štěpné reakce je nezbytné palivo. Samotný materiál paliva ovšem nemůže přijít do kontaktu s chladivem, jelikož vzhledem ke svým materiálovým vlastnostem není pro takové prostředí vhodný, a navíc nelze připustit kontaminaci chladiva štěpnými produkty. Z tohoto důvodu je palivo hermeticky uzavřeno do povlakových trubek. Pro výrobu povlakových trubek byla vybrána zirkoniová slitina s 1% obsahem niobu (slitina E110), jejíž původní tloušťka byla 0,65 mm (aktuální hodnoty jsou uvedeny v tabulce 3). Proutek má na každé straně zúžené koncovky sloužící k pevné fixaci do spodní distanční mřížky. Horní koncovka je fixována způsobem znemožňující pohyb trubky v rovině horní desky, avšak axiálně, z důvodu teplotní roztažnosti, fixována není. V horní části palivové tyče se nachází distanční pružina, která prostřednictvím přítlačné destičky přitlačuje palivové tablety k sobě a zároveň umožňuje kompenzovat objemové změny paliva způsobené teplotní roztažností při vysokých teplotách za provozu. Vlivem délkové roztažnosti za provozu délka sloupce tablet v palivové tyči vzroste až o 6 cm. Z výroby je palivový proutek, tedy povlaková trubka již obsahující palivo, naplněna héliem, které má proti atmosférickému tlaku přetlak 500 až 700 kPa [31]. Důvodem pro vytvoření takového přetlaku je částečná kompenzace tlaku chladiva při provozu reaktoru. Pokud by palivová tyč nebyla pod tlakem, mohlo by dojít k její deformaci a tím tak k narušení její hermetičnosti. Tlak v palivovém proutku při provozu postupně naroste. Při provozu může být dosažen tlak helia spolu s příměsí dalších plynů vzniklých v palivové tabletě při štěpení v jednotkách MPa. Prostor pro hromadění plynů je vymezen v místě distanční pružiny, prostoru mezi palivovými tabletami, mezeře mezi tabletou a vnitřní stěnou povlakové trubky, popř. v místě otvoru v palivové tabletě. Jedna tyč obsahuje v závislost na typu paliva přibližně 1,06 kg UO_2 [57].



Obr. 1: Horní (absorpční) část palivové kazety reaktoru VVER-440 V-213, 1 – průchody pro chladivo (perforované kužely), 2 – šestihřanný plášť kazety, 3 – vložky z bórové oceli, 4 – spojka, 5 – palivová část regulační kazety, upraveno z [63].



Obr. 2: Dolní (palivová) část regulační kazety reaktoru VVER-440 V-213, 1 – horní hlavice, 2 – centrální trubka, 3 – vrchní mřížka, 4 – palivový proutek, 5 – šestihranný plášť kazety, 6 – dolní mřížka, 7 – patice kazety, 8 – hydraulický tlumič, upraveno z [63].



Obr. 3: Palivová kazeta reaktoru VVER-440 V-213, 1 – odpružené kolíky, 2 – horní hlavice, 3 – centrální trubka, 4 – horní mřížka, 5 – palivový proutek, 6 – šestihranný plášť kazety, 7 – distanční mřížka, 8 – spodní opěrná deska, 9 – patice kazety, 10 – odpružený čep, upraveno z [63].

1.3 Paliva využívaná na EDU

Paliva využívaná v různých typech lehkovodních reaktorů mají řadu podobností. Vždy je využito palivo ve formě keramických tablet UO_2 , v případě paliva MOX UO_2 - PuO_2 , které je hermeticky uzavřeno v palivových proutcích. Jednotlivá paliva se od sebe mohou lišit například v obohacení či v rozměrech a geometrii tablety [57]. Následující text bude věnován výhradně palivům využívaných na EDU.

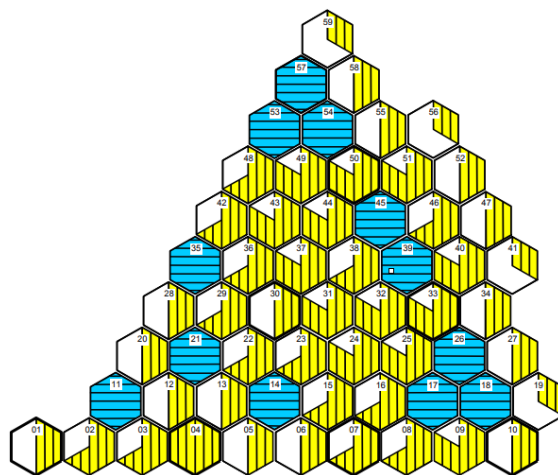
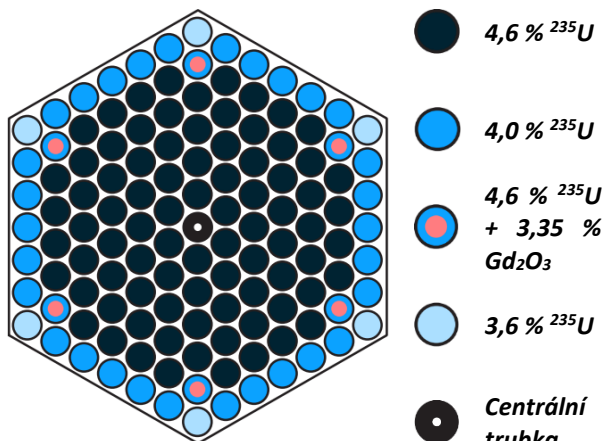
V historii bylo v EDU využito několik typů paliva a palivových kazet. Palivo prvních vsázek nacházející se v palivových kazetách bylo obohaceno na 3,6 %, v regulačních kazetách na 2,4 % uranu 235. Jednalo se o palivo neprofilované, tedy obohacení paliva se napříč palivovou kazetou neměnilo. Vzhledem k nízké tepelné vodivosti UO_2 dosahuje proutek při provozu vysokých teplot, je tedy nezbytné nezanedbat teplotní roztažnost materiálu. Kvůli změnám rozměru palivové tablety v důsledku této roztažnosti a dalších procesů, které budou diskutovány v další kapitole, byla zvolena mezera mezi vnitřní stěnou palivového proutku a povrchem tablety tloušťky 0,16 mm. Tato hodnota odpovídá pokojové teplotě. Při růstu teploty se bude tloušťka mezery mezi proutkem a tabletou zmenšovat. U původního paliva se nacházel ve středu každé palivové tablety kruhový otvor o průměru 1,5 mm, který redukoval teplotu uvnitř tablety při provozu.

Důsledkem zajímavého jevu je skutečnost, že při provozu na stejném výkonu není teplota vnějšího povrchu tablety s otvorem nižší, než povrchová teplota tablety bez otvoru (v případě, že jsou uvažovány obě tablety stejného vnějšího průměru a palivový proutek má u

obou tablety stejný vnitřní průměr) [97]. Tento mírný nárůst povrchové teploty tablety s otvorem je důsledkem nižší teplotní roztažnosti v porovnání s teplotní roztažností klasické tablety bez otvoru.

Jelikož se mezi tabletou a povlakovou trubicou nachází mezera vyplněná plynem představujícím odpor pro vedení tepla, ovlivňuje tloušťka této mezery výslednou teplotu povrchu palivové tablety. Palivová kampaň byla na počátku, tedy od spuštění 1. bloku v roce 1985, zvolena jako tříletá. Důležitým krokem bylo dosažení čtyřleté palivové kampaně v roce 1998, která byla umožněna použitím radiálně profilovaného paliva se středním obohacením 3,82 % ^{235}U [56]. Palivo využívané při čtyřletých kampaních již bylo radiálně profilované. Dalším vylepšením, umožňujícím přechod ze čtyřleté palivové kampaně na pětiletou je využití gadolinia jako vyhořívajícího absorbátoru. Gadolinium, respektive jeho izotop ^{157}Gd , je prvek s vysokým účinným průřezem pro záchyt tepelných neutronů, jehož množství se v průběhu palivové kampaně snižuje (dochází k jeho přeměně na jiný izotop s nízkým účinným průřezem pro absorpci v oblasti tepelných neutronů). Ke kompletnímu vyhoření absorbátoru dojde přibližně ve dvou třetinách pětileté kampaně [30]. Tento vyhořívající absorbátor, konkrétně izotop ^{157}Gd , se ve formě oxidu gadolinitého Gd_2O_3 nachází v šesti palivových proutcích, které jsou symetricky rozloženy v kazetách. Způsob rozložení proutků s vyhořívajícím absorbátorem je na obrázku 4. Tento oxid gadolinia je se zastoupením 3,35 hm. % rovnoměrně rozložen v palivové tabletě [24]. Využitím pětileté palivové kampaně bylo možno dosáhnout středního vyhoření paliva až 50 MWd/kgU, což je z ekonomického hlediska oproti 40 MWd/kgU u čtyřleté kampaně velký posun. Střední vyhoření paliva u prvních tříletých kampaní dosahovalo dokonce jen 30 MWd/kgU [19].

V průběhu historie EDU bylo využito 5 odlišných palivových souborů využívajících palivo s tímto vyhořívajícím absorbátorem, tyto soubory nesou označení: Gd-1, Gd-2, Gd-2+, Gd-2M až aktuálně využívané palivové kazety Gd-2M+. Palivo Gd-1 bylo v EDU využíváno od roku 2003. Změnami v rozměrech palivové kazety, například změnou rozteče mezi palivovými proutky, mohlo být dosaženo pětileté palivové kampaně při nižším obohacení paliva [17][56]. Z původního obohacení 4,38 % mohlo dojít k poklesu na 4,25 %. Tyto vylepšené kazety, které se v EDU využívaly od roku 2005, nesly označení Gd-2. Střední vyhoření paliva v kazetě bylo 50 MWd/kgU, zůstalo tedy stejné jako u Gd-1. Další změna, která spolu s dalšími modifikacemi umožnila zvýšení tepelného výkonu reaktoru na 105 % původní hodnoty se týkala zvýšení obohacení paliva na průměrné obohacení 4,4 %. Tyto kazety nesly označení Gd-2M a poprvé byly v EDU použity v roce 2009. Výška sloupce tablet se zvýšila přibližně o 6 cm v palivových kazetách a přibližně o 4 cm v kazetách regulačních [94]. Změna výšky palivového sloupce v palivové kazetě si vyžádala zvětšení délky palivového proutku. Snižováním délky patice souboru byl získán prostor pro uložení delších proutků. Délka palivových proutků v regulačních kazetách zůstala stejná a potřebný prostor byl získán konstrukčními změnami v oblasti vrchní koncovky palivového proutku.



Obr. 4: Radiální řez palivovou kazetou ukazující typické rozložení paliva a paliva obsahujícího vyhořívající absorbátor v kazetách užívaných v EDU. Středem kazety prochází centrální trubka [29].

Obr. 5: Kartogram (60° symetrie) AZ reaktoru VVER-440 na 3. bloku EDU s palivem Gd-2, 19 kampaň. Vysvětlivky jsou uvedeny v tabulce číslo 1 [88].

Tabulka 1: Vysvětlivky ke značení kazet na obrázku 3 [17].

Typ kazety						
Střední obohacení [%]	3,8	4,2 Gd-2	3,8	3,8	3,8	3,8
Doba v AZ [roky]	1	1	2	3	4	5
Počet FA/CA	0 +6 CA	72	66 +12 CA	78 +6 CA	72 +13 CA	24

Tabulka 2: Rozdíly mezi kazetami Gd-1 a Gd-2 [31].

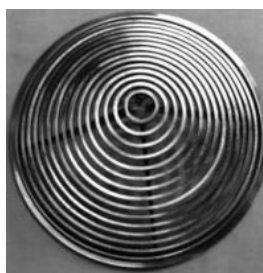
Typ paliva:	Gd-1		Gd-2	
Palivová/Regulační kazeta FA/CA:	FA	CA	FA	CA
Rozteč v trojúhelníkové mříži	12,2	12,2	12,3	12,3
Vyhořívající absorbátor (VA)	Gd 3 %	Bez VA	Gd 3 %	Bez VA
Palivová tableta (s otvorem)				
Vnější průměr [mm]	7,57		7,6	
Vnitřní průměr [mm]	1,4		1,2	
Povlaková trubka				
Vnější průměr [mm]	9,15		9,07	
Vnitřní průměr [mm]	7,7		7,7	
Palivový proutek				
Výška sloupce paliva [mm]	2420	2320	2480	2360

Aktuálně využívaný typ paliva nese označení Gd-2M+. Poprvé bylo do EDU zavezeno v roce 2014 na první blok. Významnou změnou oproti všem předchozím typům paliva je absence centrálního otvoru procházejícího palivovou tabletou (tablety s obsahem gadolinia

jsou s otvorem, ostatní tablety jsou bez otvoru [28][29]). Střední obohacení paliva zůstalo stejné jako u předchozího typu Gd-2M (4,36 %) [28], avšak změnami v rozměrech povlakové trubky (ztenčení) a palivové tablety (zvětšení průměru z 7,60 mm na 7,80 mm) mohlo dojít k nárůstu hmotnosti uranu v palivové kazetě z 126,3 kg na 135,5 kg [29]. Změnou prošel i tvar palivové tablety, u paliva Gd-2M+ má tableta zkosené hrany se zahloubeními na obou zakončeních o hloubce 0,1 – 0,15 mm [28]. Důvodem pro tuto změnu je omezení účinku interakce mezi tabletou a povlakovou trubicí, takzvaného PCI – *pellet-cladding interaction*. Tento jev spolu s dalšími budou rozvedeny v další kapitole. Kazety byly dále opatřeny filtrem pevných částic, který se nachází na patici každé palivové kazety. Pevným částicím o rozměru větším než 2 mm je průchod filtrem znemožněn. Tvar a způsob usazení filtru do patice je zobrazen na obrázcích 6 a 7.



Obr. 6: Filtr pevných částic zasazený do patice palivové kazety [28].



Obr. 7: Pohled na spodní část filtru pevných částic [28].

Výrobce paliva bylo stanoveno maximální vyhoření paliva bez centrálního otvoru na 62 MWd/kgU a pro palivo s otvorem na 65 MWd/kgU (palivo s obsahem gadolinia, jehož tablety byly opatřeny centrálním otvorem, nese označení TVEG, klasické palivo nese označení TVEL). Palivo Gd-2M bylo od prvního zavezení na první blok EDU postupně nahrazováno novější verzí. V roce 2018 již bylo palivo Gd-2M+ zastoupeno na všech blocích EDU a aktuálně je na všech blocích zastoupeno 100% [101].

Tabulka 3: Základní parametry paliva Gd-2M+ [29].

Typ paliva	TVEL		TVEG	
	FA	CA	FA	CA
Povlaková trubka (E110)				
Vnější průměr [mm]	9,1 ± 0,04			
Vnitřní průměr [mm]	7,93 ^{+0,06}		7,73 ^{+0,06}	
Tloušťka trubky [mm]	0,57		0,65	
Palivové tablety				
Vnější průměr [mm]	7,80 ^{-0,03}		7,60 ^{-0,03}	
Vnitřní průměr [mm]	---		1,2 ^{+0,3}	

Nejnovejší modifikací, kterou toto palivo prošlo, je nárůst obohacení z 4,38 % na 4,76 % ²³⁵U. Zavezení tohoto paliva bylo schváleno SÚJB v roce 2019. Za maximální povolené vyhoření palivového proutku bylo stanoveno vyhoření 64 MWd/kgU [72]. Dalším plánem je také přechod od 12 měsíční palivové kampaně k 16 měsíční, což umožní provoz elektrárny s nižším

počtem odstávek nutných pro výměnu vyhořelého paliva. Počet souborů s vyhořelým jaderným palivem vyprodukovaných v EDU se tímto sníží z aktuálních 288/rok na 252/rok [90]. Toto bude umožněno využitím nejnovějšího typu paliva PK3+ ruského výrobce TVEL. Typ PK3+ se od Gd-2M+ liší v použité geometrii, PK3+ disponuje tenčí obálkou palivového souboru, která je opatřena podélnými otvory majícími vliv na průtok chladiva aktivní zónou [86]. Změna se týká také rozteče mezi palivovými proutky, která je oproti předchůdci Gd-2M+ větší [101]. Podle plánů ČEZ by mělo palivo PK3+ postupně nahrazovat typ Gd-2M+. Palivo PK3+ bylo poprvé zavezeno na 3. blok EDU na konci roku 2023 a jeho 100% zastoupení na tomto bloku by mělo být dosaženo v roce 2027 [101][26]. V roce 2029 by již PK3+ mělo být 100% zastoupeno na všech blocích EDU.

1.4 Konstrukce reaktoru VVER-1000 V-320

Jak již z označení reaktoru napovídá, jeho tepelný výkon převyšuje ten reaktoru VVER-440. Zatímco typ 440 dosahuje tepelného výkonu přibližně 1375 MW, novější verze 1000 dosahuje tepelného výkonu přibližně 3000 MW. Velikostí reaktorové nádoby převyšuje starší verzi ve všech ohledech. Zásadním plusem je pak navýšení jaderné bezpečnosti.

I když se tlakové nádoby obou reaktorů rozměrově zásadně liší, jejich součásti jsou až na pár drobností podobné [95]. Tlaková nádoba byla svařena ze 7 dílů, jsou jimi 3 hladké prstence, 2 hrdlové prstence, přírubový prstenec a výlisek dna. Na těleso tlakové nádoby doléhá víko, které je na reaktorovou nádobu připevněné šrouby, není zde použita volná příruba jako u typu 440, ale přírubový prstenec je k eliptickému víku přivařen. K víku je přivařeno celkem 91 nátrubků. Jeden nátrubek je stejně jako u VVER-440 určen pro odvodu reaktoru při plnění. Pro konstrukci tlakové nádoby včetně víka byla zvolena novější ocel 15CH2NMFA, která má ve srovnání s ocelí použitou na typu 440 vyšší pevnost [57].

Pro přívod a odvod chladiva slouží 8 hrdel s vnitřním průměrem 850 mm, která byla zhotovena metodou vyhrdlování za tepla. V rovině horních, resp. dolních hrdel pro odvod, resp. přívod chladiva se dále nacházejí dva nátrubky s vnitřním průměrem 270 mm pro systém havarijního dochlazování. Tlakovou nádobou v rovině horních hrdel prochází jeden nátrubek vnitřního průměru 250 mm určený pro vývody vnitroreaktorového měření [6]. K vnitřnímu povrchu tlakové nádoby je mezi horními a dolními hrdly přivařen rozdělovací prstenec, který je po celém obvodu v kontaktu s nosným válcem reaktoru a umožňuje tak oddělení přicházejícího a odváděného primárního chladiva. I reaktor VVER-1000 V-320 je opatřen dvouvrstvou vnitřní výstelkou z antikorozi oceli, její tloušťka je 7 mm. Uvnitř tlakové nádoby se dále nacházejí schránky pro uložení svědečných vzorků [6]. Dno tlakové nádoby má opět eliptický tvar. Na jeho vnitřní povrchu jsou přivařeny trubky, které svým horním koncem doléhají na patice palivových souborů a podílejí se tak na distribuci primárního chladiva do AZ. Aktivní zóna reaktoru je uložena v nosném válci, který je k tělesu tlakové nádoby přichycen k vnitřnímu povrchu přírubového prstence prostřednictvím osazení. Nosný válec aktivní zóny je v kontaktu s tlakovou nádobou ještě ve spodní části nosného válce a to prostřednictvím 8 konzol s vodícími pery. V případě utržení válce tlakové nádoby by mohlo dojít k zamezení průtoku chladiva skrze spodní perforované dno, z tohoto důvodu jsou na vnější straně eliptického dna navařeny distanční čepy, které by v takovéto situaci umožnily průtok

dostatečného množství chladiva. Aby byly zmírněny negativní dopady neutronového ozáření nosného válce aktivní zóny, je mezi AZ a válcem umístěn plášť, který aktivní zónu přesně vymezuje a který zeslabuje hustotu neutronového toku. Plášť také redukuje průnik chladiva mezi nosným válcem a palivovými soubory. Tvořen je 5 ocelovými prstenci těsně doléhajícími na nosný válec. Spodní prstence jsou upevněny k nosnému dnu válce aktivní zóny, vrchní jsou připevněny k válci pomocí spojení mezi drážkami na povrchu válce a pery nacházejícími se na vnějším povrchu bočního pláště. Chlazen je pomocí podélných kanálů procházejícími pláštěm, kterými při provozu protéká primární chladivo a chladivem, které protéká mezi pláštěm AZ a tlakovou nádobou. Vnější povrch pláště AZ je opatřen příčnými drážkami, které usnadňují přestup tepla mezi pláštěm a chladivem. Pro uchycení reaktorové nádoby v betonové šachtě slouží nosný prstenec reaktoru.

Tabulka 4: Materiálový popis jednotlivých částí reaktoru VVER-1000 V-320 [6][35].

Součást reaktoru	Použitá ocel	
Vrchlík víka, příruba, dno, hrdlové prstence, rozdělovací prstenec, nátrubky hlavního cirkulačního potrubí, nátrubky vnitroreaktorového měření	15CH2NMFA	
Opěrný prstenec, hladký horní prstenec, hladký dolní prstenec	15CH2NMFAA	
Nádoba a víko {	1. vrstva antikorozičního návaru	Sv07CH25N13
	2. vrstva antikorozičního návaru	Sv04CH20N10G2B
Plášť AZ, nosný válec, konzoly pro vedení nosného válce, vystředovací pera, schránky pro svědečné vzorky	08CH18N10T	
Nátrubky víka, nátrubek vzdušníku	22K	
Přivaření nátrubků k víku	ZIO-8 (elektroda)	

Palivový soubor se od toho použitého v VVER-440 liší mimo jiné počtem palivových proutků v jednom souboru, ve kterém se nachází 317 proutků rozložených do trojúhelníkové mříže s roztečí 12,75 mm. Zvětšení rozměru palivového souboru má za následek snížení celkového počtu souborů v aktivní zóně. Regulační tyče se pohybují ve vodících trubkách umístěných přímo v palivovém souboru. V AZ se nachází 61 souborů, kterými mohou regulační tyče procházet. Způsob regulace se od toho použitého na reaktoru typu 440 zásadně liší. Poloha všech regulačních tyčí v souboru se mění současně, jelikož jsou jednotlivé regulační tyče připevněny svými konci k vodící tyči. Regulační tyče spojené vodící tyčí jsou nazývány jako regulační klastr. Palivové soubory nejsou umístěny v koši aktivní zóny jako tomu bylo u typu 440, ale nachází se na roštu, který je přivařen k vnitřnímu povrchu nosného válce. K pohonu řídicích tyčí byl využit lineární krokový motor, který bylo možné využít díky nízké váze jednoho regulačního klastru o hmotnosti přibližně 35 kg [57]. Každý klastr má svůj samostatný motor umístěný na vrchu víka reaktorové nádoby. Úpravami prošel také blok ochranných trub, jeho plášť je proděravěný což zaručuje ideální rozdělení chladiva odtékajícího po průchodu aktivní zónou vrchní částí reaktoru. Spodní deska bloku je kromě otvorů určených pro průchod chladiva a vývodů vnitroreaktorového měření z AZ do vyšších částí reaktoru dále perforována

163 otvory určenými k radiální fixaci horních zakončení palivových souborů. Ocelí pro konstrukční části bloku ochranných trub je 08CH18N10T.

1.5 Paliva využívaná na ETE

Palivo reaktorů VVER-1000 je dnes vyráběno jak ruskou firmou TVEL, tak americkou firmou Westinghouse. V průběhu provozu ETE bylo využito palivo od obou těchto výrobců. V následujícím textu je stručně popsána historie využívání paliv na ETE se zaměřením na důvody, které vedly k rozhodnutí změnit dodavatele paliva.

První palivové soubory využívané v ETE nesly označení VVANTAGE-6 a byly využívány prvních 10 let provozu elektrárny. Výrobcem tohoto paliva byla americká společnost Westinghouse. Při používání tohoto paliva vznikala řada problémů, z nichž některé měly přímý vliv na jadernou bezpečnost [85]. Při provozu docházelo například ke vzniku netěsností palivových proutků [41]. Toto poškození se projevovalo netěsností proutku a únikem štěpných produktů do primárního chladiva. Je však nutno poznamenat, že i při průměrném počtu 5 netěsných palivových proutků na kampaň nebylo nikdy dosaženo horní hranice, která udává maximální přípustnou aktivitu primárního chladiva. Po 8 palivových kampaních na 1. bloku ETE a 7 kampaních na bloku 2 bylo zaznamenáno 67 palivových souborů, které vykazovaly únik štěpných produktů. Při těchto 15 kampaních bylo využito celkem 960 palivových souborů. Při odstávkách reaktoru byly po nalezení těchto souborů netěsné palivové proutky buďto odstraněny a nahrazeny maketami nebo, pokud to situace neumožňovala, již palivový soubor nebyl zavezen zpět do AZ. Bylo zjištěno, že poškození palivových proutků bylo způsobeno v místě kontaktu mezi proutkem a distanční mřížkou. Vibrace palivových proutků, které jsou způsobeny turbulentním prouděním primárního chladiva, mohou v místě kontaktu proutku s mřížkou způsobovat tření. Toto tření následně může vést až ke vzniku prodření palivového proutku. Dalším, již závažnějším problémem byl nestálý tvar palivového souboru při provozu. Změna geometrie souboru se projevovala v jeho zkroucení a ohnutí, které bylo u některých souborů natolik výrazné, že bylo zamezeno plnému zasunutí regulačních klastrů. Po zjištění tohoto problému byla schopnost regulačních klastrů dosáhnout kompletního zasunutí do AZ testována v pravidelných intervalech stanovených SÚJB [85].

V palivovém souboru délky 4583 mm se nacházelo celkem 312 palivových proutků o délce 3889 mm rozložených do trojúhelníkové mříže s roztečí 12,75 mm [43]. Jeho celková váha byla 766 kg. Sloupec palivových tablet v palivové tyči měl na výšku 3630 mm. Po délce souboru se nacházelo 9 distančních mřížek. Absorpční tyče obsahovaly v horní části karbid bóru B_4C ve formě tablet a slitinu Ag-In-Cd (80 % Ag, 15 % In, 5 % Cd), označovaná AIC, ve formě tyčky v části spodní [7]. Slitina AIC má oproti B_4C nižší teplotu tavení, konkrétně $800\text{ °C} \pm 17\text{ °C}$ oproti 2375 °C u B_4C [16]. Vyhohřívající absorbátory se využívaly ve dvou podobách. První byl vyhohřívající absorbátor ve formě tablet z $Al_2O_3-B_4C$, které byly stejně jako palivové tablety uzavřeny do povlakových trubek. Tyto trubky s vyhohřívajícím absorbátorem byly součástí vybraných palivových souborů. Druhý typ vyhohřívajícího absorbátoru byl diborid zirkonia ZrB_2 který byl ve formě tenkého povlaku nanesen na palivové tablety.

Tabulka 5: Materiálový popis základních součástí palivového souboru VVANTAGE-6 [77].

Součást palivového souboru	Použitý materiál
Trubka vodící, centrální a pokrytí paliva	Zircalloy-4
První horní distanční mřížka	Inconel
Distanční mřížka u patice	Inconel
Ostatní distanční mřížky	Zircalloy-4

Tabulka 6: Parametry palivového souboru VVANTAGE-6 [77].

Povlaková trubka	
Vnitřní/Vnější průměr [mm]	8,001/9,144
Tloušťka [mm]	0,5715
Centrální trubka a vodící trubka	
Vnitřní/Vnější průměr [mm]	11,0/12,6
Tloušťka [mm]	0,8
Regulační tyč	
Vnitřní/Vnější průměr [mm]	8,6/10,41
Tloušťka [mm]	0,905

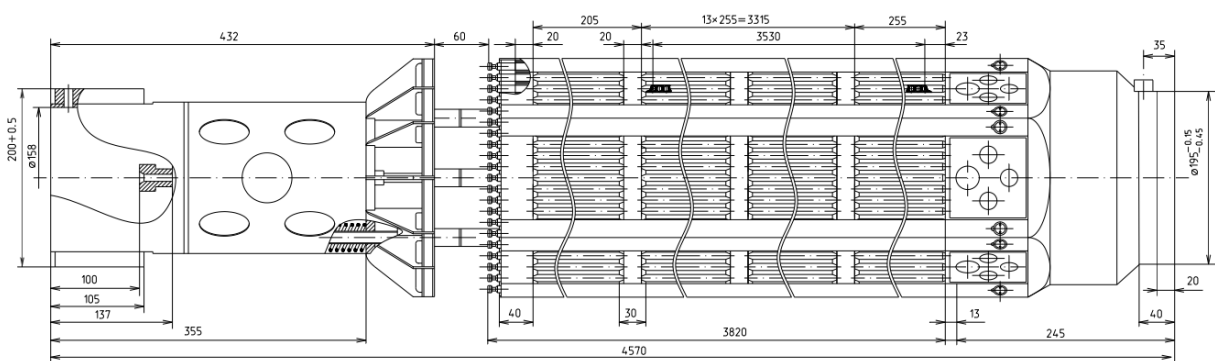
S cílem odstranit problémy, které se při využívání tohoto paliva vyskytly, byly firmou Westinghouse navrženy změny paliva VVANTAGE-6. K řešení problémů spojenými s pády klastrů přispěla také Škoda JS a to modifikacemi lineárních krokových motorů. K modifikacím v designu paliva docházelo mezi roky 2006 až 2007. První modifikace byla označena Phase 0 a promítla se do konstrukčních změn palivového souboru. Úpravou prošla horní hlavice souboru a oblast hydraulického tlumiče vodících trubek. Druhá modifikace s označením Phase1X se týkala jak konstrukčních změn, tak změn materiálu vybraných částí souboru. Zdokonalení spoje mezi distančními mřížkami a vodícími trubkami se promítlo do zvýšení pevnosti celého souboru. Původní materiál vodících, centrálních a povlakových trubek byl změněn z původního Zircalloy-4 na ZIRLO™ [85]. S cílem zamezit poškozování palivových proutků vlivem tření mezi proutkem a mřížkou byl materiál druhé distanční mřížky od patice palivového souboru nahrazen z původního Zircalloy-4 na slitinu Inconel Alloy 718. Těmito modifikacemi byly vyjmenované problémy zcela odstraněny, přesto došlo ke změně dodavatele paliva, kterým se stala společnost TVEL.

Nové palivo společnosti TVEL nese označení TVSA-T a jedná se o speciální modifikaci paliva TVSA určenou pro ETE. Palivo TVSA bylo v té době úspěšně využíváno v 17 jaderných elektrárnách provozujících reaktor VVER-1000 [82] Palivo bylo modifikováno takovým způsobem, aby mohlo spolu se starším typem paliva tvořit dočasnou (do spotřebování starého paliva) směsnou AZ. Nakonec však bylo rozhodnuto, že směsné vsázky realizovány nebudou [42].

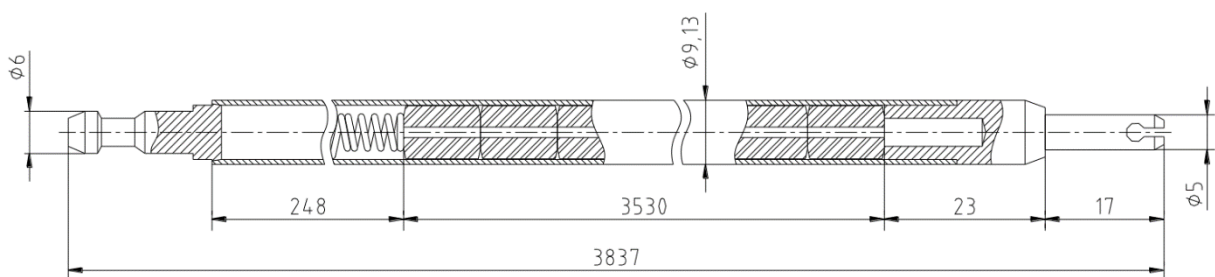
Soubory jsou šestihranného tvaru [54]. Ve spodní části je palivový soubor zakončen paticí, vrchní část je zakončena horní hlavicí. Uvnitř horní hlavice se nachází pružinový blok s 18 pružinami zajišťující pružný kontakt mezi spodní deskou bloku ochranných trub a palivovým souborem. V případě volného pádu klastru do AZ se také část těchto pružin podílí na utlumení pádu klastru před dosažením koncové pozice. Spodní patice, jejíž tělo je tvořeno šestihranem přecházejícím ve válec, je tvořena výztužnými žebry, filtrem pevných částic a

opěrným elementem pro konce palivových tyčí. Každým souborem prochází 18 vodících trubek určených pro průchod regulačních tyčí a jedna centrální trubka, ve které mohou být umístěny detektory vnitroreaktorového měření. Podél souboru jsou rozloženy distanční mřížky, jejichž počet a typ se mezi typy palivových souborů liší. Každá z 6 hran palivového souboru je po celé své délce kryta profilem. Odporovým svařováním je v místech všech kontaktů mezi profily a distančními mřížkami zhotoven bodový svar. Celková váha souboru se podle daného typu pohybuje okolo 700 kg.

Celková délka regulačního klastru je 4,215 m. Klaster je v horní části zakončen nosnou hvězdicí, která spojuje všech 18 regulačních tyčí. Součástí hvězdice je také 36 pružin, které se podílejí na utlumení volného pádu klastru v okamžiku kontaktu hvězdice s hlavicí palivového souboru. Výška absorpční části tyče, ve které je obsažen absorbátor je 3,5 m. S novým typem paliva došlo také ke změnám v regulačních tyčích, které obsahují dva typy absorbátoru. Dva různé absorbátory ve formě tablet jsou v regulační tyči uloženy separovaně. Ve vrchní části regulační tyče o délce 3,2 m se nachází absorbátor B₄C. Spodní část délky 0,3 m obsahuje absorbátor ve formě Dy₂TiO₅ [93]. Vnější průměr regulační tyče je 8,2 mm, její tloušťka je 0,5 mm. Pokrytí absorbátoru a hrot, kterým je každá regulační tyč ve své spodní části zakončena, jsou zhotoveny ze slitiny 42HNM. Pro konstrukční části horního zakončení regulační tyče jsou využity materiály 42HNM a 08CH18N10T [54].



Obr. 8: Palivový soubor TVSA (uvedené rozměry jsou v mm), upraveno z [54].



Obr. 9: Palivový proutek TVSA (uvedené rozměry jsou v mm) [54].

Poprvé bylo nové palivo zavezeno na 1. blok ETE v roce 2010 v počtu 163 palivových souborů, bylo tedy 100% zastoupeno v celé AZ. Palivový soubor TVSA-T využívá dva typy distančních mřížek. První typ je klasická distanční mřížka zajišťující danou rozteč mezi palivovými proutky. Druhým typem je mřížka mísící, jejíž součástí jsou speciálně tvarované lopatky. Tato mřížka zajišťuje zvýšený přetok chladiva mezi kanály což má pozitivní vliv na

rovnoměrnost teploty chladiva v těchto kanálech. Do patice souboru je instalován filtr pevných částic zabraňující průchod pevných částic větších než 2 mm. Rozteč palivových proutků zůstala stejná a to 12,75 mm. Vnější průměr palivového proutku se změnil na 9,1 mm. Jako vyhořívající absorbátor je využíván oxid gadolinia Gd_2O_3 , který je se 3,35 až 8 hm. % zastoupen v palivových tabletách vybraných palivových proutků. Ve vybraných kazetách je 6 těchto proutků symetricky rozloženo mezi ostatními palivovými proutky. Jako vyhořívající absorbátor se dále využívají samostatné tyče obsahující slitinu CrB_2+Al s obsahem ^{10}B , které jsou hermeticky uzavřeny v povlakové trubce ze slitiny E110 [2]. Tyto tyče jsou spojeny hlavici a mohou být v počtu až 18 tyčí uloženy do vybraného palivového souboru.

V každém souboru se nachází 312 palivových proutků ve kterých se podle typu paliva nachází přibližně 524 kg UO_2 . Obohacení paliva se pohybuje v rozsahu 0,7 až 5 % ^{235}U . Ve spodním a horním konci palivového proutku se nachází tzv. axiální blankety, jedná se o palivové tablety s nízkým obohacením, které omezují axiální únik neutronů z palivového proutku. Délka těchto blanketů je u obou zakončení 150 mm. Palivové proutky jsou při výrobě plněny heliem o tlaku 2 MPa [93].

I palivo výrobce TVEL časem prošlo určitými úpravami [42][9]. Při provozu paliva TVSA-T došlo na 1. bloku při 4. kampani k neúplnému zasunutí dvou regulačních klastrů do nejspodnější pozice. Modifikace paliva, která měla riziko projevu tohoto jevu odstranit nese název TVSA-T Mod.1. Změnou prošla horní hlavice souboru, konkrétně se snížil průměr pružin v pružinovém bloku hlavice z 5,6 mm na 5,1 mm. Snížením tuhosti pružin se tak zatížení centrální trubky snížilo o přibližně 16 % [32]. Změnou prošel tvar některých distančních mřížek. Perforace opěrné desky, mající bránit vzniku vibrací palivového proutku, byla nyní provedena s kruhovými otvory namísto šestiúhelníkových. Výška filtru pevných částic v patici souboru se snížila z původních 8 mm na 5 mm.

Problém s neúplným zasunutím klastrů již nebyl u této modifikace souborů pozorován. K netěsnosti určitého množství palivových proutků však nadále docházelo, i když jejich počet za dobu provozu nepřekročil světové standardy. Příčinou této netěsnosti byl vznik tření mezi proutky a částmi palivového souboru. Samotný kontakt mezi proutkem a souborem byl způsoben ohnutím palivového proutku [4]. Vzhledem k rozebíratelné konstrukci souboru, která umožňuje sejmout horní hlavici, mohly být při inspekci poškozené proutky vyjmuty a palivový soubor mohl být znovu zavezen do AZ [82]. Vyjmutí proutku ze souboru je možné díky způsobu fixace dolní koncovky palivového proutku ve spodní opěrné desce, která je řešena kleštinou.

Nejnovější modifikací je palivo TVSA-T Mod.2, které bylo poprvé zavezeno na druhý blok ETE v roce 2018. Důvodem pro vznik této modifikace byl vznik netěsností palivových proutků. Po délce souboru jsou umístěny dva typy mřížek, distanční a mísící. Vnější průměr palivových proutků zůstal zachován na 9,1 mm, avšak jejich tloušťka se snížila z původních 0,67 mm na 0,57 mm. Nově začaly být používány palivové tablety bez centrálního otvoru. Patice na spodním konci souboru má mírně odlišný tvar. Celková délka palivového souboru je 4570 mm, délka palivového proutku je 3820 mm, palivový sloupec v proutku má na výšku 3680 mm.

Tabulka 7: Materiálové složení základních částí palivového souboru TVSA-T [54].

Součást palivového souboru	Použitý materiál
Horní hlavice souboru, spodní patice	O8CH18N10T
Trubka centrální, vodící a podélné úhelníky	Slitina E635
Distanční mřížky, pokrytí proutku s vyhořívajícím absorbátorem	Slitina E110 (Zr 1%Nb)
Pokrytí palivového proutku	Slitina E110M
Pružiny v pružinovém bloku horní hlavice	EK 173-ID

Společnost TVEL byla dodavatelem paliva pro ETE 9 let. V roce 2016 vzniká projekt na vývoj nového paliva pro ETE, jehož dodavatelem měla být opět společnost Westinghouse [59]. V roce 2019 bylo v rámci otestování na 1. blok ETE zavezeno 6 palivových souborů této společnosti, které nesly označení RWFA-T [78]. Jednalo se o speciální modifikaci paliva RWFA určeného výhradně pro ETE. Palivo RWFA bylo již předtím s úspěšnými výsledky odzkoušeno na několika reaktorech VVER-1000. Palivové soubory RWFA-T se od již odzkoušených RWFA liší v počtu a typu distančních mřížek, použitých materiálech, hmotnosti UO_2 v souboru. Počet palivových proutků v souboru, rozteč mezi proutky a počet vodících trubek je totožný jako u paliva TVSA-T. Palivové proutky jsou plněny heliem na tlak 2 MPa [11]. Celkový počet distančních mřížek je 13, pět mřížek ve střední části souboru tvoří mřížky mísící.

Tabulka 8: Parametry palivového souboru RWFA-T [11].

Povlaková trubka	
Vnitřní/Vnější průměr [mm]	8,00/9,14
Tloušťka [mm]	0,57
Délka [mm]	3908
Palivo	
Průměr palivové tablety [mm]	7,844
Výška sloupce paliva v palivové trubce [mm]	3650
Výška blanketu (horní/spodní) [mm]	120/150
Hmotnost paliva v souboru [kg]	569,6

Tabulka 9: Materiálové složení základních částí palivového souboru RWFA-T [11].

Součást palivového souboru	Použitý materiál
Horní hlavice	Nerezová ocel 304L
	Inconel A718
Vodící a centrální trubka	ZIRLO®
Distanční mřížka u horní hlavice a dvě distanční mřížky u patice souboru	Inconel A718
Ostatní distanční mřížky	Zr-1% Nb
Patice souboru	Nerezová ocel 304L
Povlaková trubka	Opt. ZIRLO
Obě koncovky palivového proutku	Zircaloy-4
Přítlačná pružina v palivovém proutku	Nerezová ocel 302

2. Mechanické a chemické změny palivových proutků při vyhořívání

V průběhu vyhořívání oxidického polykrystalického paliva (popř. $\text{UO}_2\text{-PuO}_2$ u MOX paliva) ve formě válcových tablet dochází k celé řadě změn, které se týkají tablet samotných, plynné směsi vyplňující volný prostor palivového proutku a povlakové trubky, ve které je palivo hermeticky uzavřeno. Jedná se o změny mechanické a chemické, které mají dopady na životnost palivových proutků a bezpečnost provozu jaderného reaktoru.

2.1 Swelling tablety, pokrytí a absorbátorů

Při vyhořívání tablet vzniká celá řada štěpných produktů, které se akumulují ve struktuře keramického materiálu UO_2 (nebo MOX). Vzhledem ke způsobu výroby paliva, která spočívá ve spékání prášku UO_2 (popř. popř. $\text{UO}_2\text{-PuO}_2$) do formy válcových tablet, jsou v tabletách obsaženy póry již z výroby. Póry jsou rozdělovány na otevřené a uzavřené. Otevřenou pórovitostí se rozumí síť propojených dutin v materiálu tablety, která vychází až na povrch tablety. Uzavřenou pórovitostí jsou rozuměny póry, které jsou od povrchu tablety izolovány, právě tento typ pórů je v tabletě obsažen již z výroby. Porozita oxidického paliva užívaného v lehkovodních jaderných reaktorech se pohybuje okolo 5 % [16].

Otevřená porozita má na chování oxidického paliva při provozu negativní dopady, jelikož jejím prostřednictvím může tableta při výrobním procesu zachytávat ve svém objemu vlhkost, která se následně při provozu z tablety uvolní a negativně působí na vnitřní stěnu pokrytí [16][66]. Prostřednictvím otevřené porozity také při provozu dochází k uvolňování plynných štěpných produktů z tablety. Výrobní proces tablet je proto navržen tak, aby byl příspěvek otevřené porozity k celkové porozitě pouze minoritní.

Růst koncentrace štěpných produktů v tabletě se po určité době projeví jejím objemovým růstem a celkovou změnou její geometrie. Tento jev je označován jako swelling. Při provozních teplotách se v tabletě nacházejí štěpné produkty ve skupenstvím pevném a plynném. Proto je i swelling rozdělen do dvou kategorií podle toho, jakým typem štěpných produktů je primárně způsoben. Pro vysvětlení tohoto jevu je třeba popsat události po jaderném štěpení. Při vzniku štěpných produktů je atomům udělena určitá kinetická energie. Tato energie, jejíž zdrojem je vazebná energie původního rozštěpeného jádra, umožní atomům pohybovat se materiálem tablety. Vysoce ionizované štěpné produkty se tabletou pohybují po dráze $\approx 8 \mu\text{m}$ [16]. Energii při průletu postupně ztrácejí ionizací atomů podél dráhy letu, což má vliv také na teplotu materiálu tablety podél této dráhy, která se na okamžik skokově zvýší až na $3000 \text{ }^\circ\text{C}$ po dobu 10^{-11} s [5].

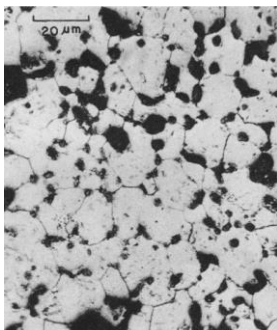
Difuze plynných štěpných produktů (především Kr, Xe) a jejich velmi nízká rozpustnost v krystalové mřížce oxidického paliva vede ke vzniku bublin čočkovitého a kulového tvaru. Na velikost a koncentraci bublin má vliv řada faktorů. S rostoucí teplotou a vyhořením se jejich velikost zvětšuje, přičemž jejich koncentrace v tabletě klesá, s rostoucí intenzitou štěpení se naopak projevuje růstem koncentrace bublin malé velikosti [70]. V lehkovodních reaktorech

je z důvodu nízkých teplot v tabletě rychlost pohybu bublin velmi omezená, v rychlých reaktorech je ale dosahováno teplot, které jejich rychlejší migraci umožňují.

Na změně struktury tablety se podílejí zejména čočkovité bubliny, které svojí migrací v tabletách rychlých reaktorů způsobují jejich významné strukturní změny. Tyto bubliny mohou být vytvořeny jen v přítomnosti prasklin a na okrajích zrn v palivové tabletě, porozita paliva nemá na jejich vznik vliv [81]. Jejich migrace také ovlivňuje účinky swellingu na materiál tablety jelikož způsobuje přesun plynných produktů štěpení do centra tablety. Pohyb těchto bublin je vysvětlován rozložením teplotního pole v tabletě. Čočkovité bubliny jsou totiž v tabletě natočeny tak, že osa bubliny míří ve směru gradientu teploty. Ve srovnání s okolním materiálem tablety mají tyto bubliny nízkou tepelnou vodivost. Existuje proto rozdíl mezi teplotou její čelní a zadní strany ve směru tohoto gradientu. Materiál tablety se na přední, tedy teplejší straně bubliny, vypařuje. Ke kondenzaci těchto par dochází na její zadní, tedy chladnější, straně. Díky tomuto mechanismu se bubliny postupně přesouvají z různých míst tablety k jejímu středu.

Materiál kondenzující na zadní straně bublin vytváří podélná zrna o délce 1-3 mm a šířce desítek μm , přičemž teplota potřebná pro fungování tohoto procesu se pohybuje okolo $1800\text{ }^\circ\text{C}$ [16]. Zvýšená koncentrace těchto bublin ve středu tablety se společně s rekrytalizací v tomto místě projeví vznikem dutiny. Těmito jevy se v porovnání s původní strukturou materiálu tablety vytváří struktura zcela odlišná. Teplotním gradientem jsou ovlivněny také bubliny kulovité, u kterých dochází k jejich protáhnutí ve směru tohoto gradientu.

Rozložení bublin v tabletě může být homogenní, nebo mohou vznikat větší či menší bubliny v určitých místech tablety. Pokud je difuze atomů plynu v tabletě náhodná, pak je distribuce bublin homogenní. Atomy plynu však mohou být usměrněny do určitého místa drahami, které po sobě zanechaly ostatní štěpné produkty prolétávající tabletou popřípadě dislokačními liniemi. Pak mohou vznikat bubliny o větším objemu, než ty okolní. Velikost bublin v tabletě je omezena počtem lokálních vakancí v materiálu, které mohou růstu bubliny fyzicky bránit a také vnějším tlakem na krystalické mřížky [92]. Vliv swellingu na tabletu je také mírně závislý na tlaku směsi plynů v palivovém proutku, jeho růst se projeví mírným útlumem swellingu tablety.



Obr. 10: Detail oxidického paliva s viditelnými Obr. 11: Částečně vyhořená tableta plynovými bublinkami rozptýlenými mezi hranicemi zrn (měřítko 20 μm v levém horním rohu) [5]. **obklopená zirkoniovým pokrytím [39].**

Objemové změny tablety jsou dále ovlivněny účinkem jejího ozařování na počátku kampaně čerstvého paliva, při kterém se objem tablety zmenšuje. To je způsobeno smršťováním pórů v rozsahu velikostí 10 nm až 2 μm nacházejících se v tabletě z výroby [16]. Maximum tohoto jevu je dosaženo v rozmezí vyhoření 1-5 MWd/kgU a jeho důsledkem je počáteční snížení výšky sloupce tablet v palivovém proutku na začátku kampaně čerstvého paliva. Toto zhuštění tablety také vede k mírnému pootevření mezery mezi tabletou a pokrytím, která se v daném okamžiku projeví mírným nárůstem střední teploty tablety [16].

Swellingu podléhá i palivové pokrytí. Vlivem působení neutronového toku na pokrytí dochází ke vzniku vakancí, intersticiálů a dislokací, které společně vedou ke swellingu a radiačnímu poškození pokrytí. Mezi atomy pokrytí a prolétávajícími neutrony dochází k pružným a nepružným srážkám. Nepružné srážky způsobují excitaci okolních atomů, které se této nabyté energie zbavují vyzářením gama kvanta, která při interakci s krystalovou mřížkou způsobuje její radiační poškození [16]. Výsledkem pružných srážek mohou být atomy vyražené ze svých původních pozic v krystalové mřížce. Takto vyražené atomy mohou prostřednictvím dalších srážek vytvářet dominový efekt což může vést ke vzniku většího množství Frenkelových párů. Koncentrace poruch se bude postupem času zvyšovat. V jistém okamžiku však dojde k nastolení rovnovážné koncentrace vakancí a intersticiálů a dále již dochází jen k rekombinacím těchto bodových poruch. Tímto mechanismem je zaručen maximálním objemový nárůst pokrytí o $\approx 1\%$ [16].

Vakance a intersticiály v materiálu pokrytí mohou rekombinovat, anihilovat (na povrchu pokrytí, mezi zrna) nebo se shlukovat. Intersticiály vytvářejí tzv. dislokační smyčky, vakance mohou tvořit smyčky nebo dutiny. Vakanční dutiny v blízkosti vnitřní stěny pokrytí mohou být zaplňovány heliem. Výsledkem všech těchto jevů je celkové zvětšení objemu pokrytí. Má-li se účinek swellingu na pokrytí zvyšovat, je třeba, aby tok intersticiálů nepřevyšoval tok vakancí. Tento proces je zaručen tím, že intersticiály jsou dislokacemi v materiálu pokrytí přitahovány více než vakance. Vysoká koncentrace dislokací v materiálu celkově potlačuje vliv swellingu jelikož v nich dochází k anihilaci obou zmíněných defektů.

Swelling pokrytí nabývá svého maxima při teplotách ležících v intervalu mezi 0,4-0,5 teploty tání materiálu pokrytí. Při nižších teplotách ležících pod 0,2 teploty tání ke swellingu pokrytí nedochází, jelikož všechny vzniklé defekty navzájem rekombinují. Při teplotách nad zmíněných 0,5 teploty tání dochází ve větší míře k anihilaci defektů, dále je omezena difuze vakancí, která znemožňuje růst dutin v materiálu. V materiálu jsou při těchto teplotách zastoupeny malé dutiny ve vysokých koncentracích [16]. Swelling pokrytí je silně závislý na absorbované dávce. Před obdržení tzv. inkubační dávky, jejíž velikost je dána materiálovými vlastnostmi a podmínkami při ozařování, ke swellingu pokrytí téměř nedochází. Po jejím dosažení se swelling mění s dávkou v podstatě lineárně.

Swelling se dále projevuje v absorpčních materiálech. Nejběžněji používanými absorbatory, které byly zároveň zmíněny v první kapitole, jsou B_4C , slitina AIC a Dy_2TiO_5 .

Absorbátory B₄C využívané v lehkododných reaktorech využívají přírodního bóru obsahujícího 19,8 % ¹⁰B. Mohou však být na tento izotop obohacovány až na hodnoty 99 % ¹⁰B [16], takto obohacené absorbátory se využívají v rychlých reaktorech s vyššími hustotami neutronového toku. Vysoké účinné průřezy ¹⁰B v oblasti tepelných neutronů mají za následek nerovnoměrný počet absorpcí na jednotku objemu v tabletě tohoto absorbátoru. K většímu množství absorpcí dojde na okraji tablety. Tímto je ovlivněna míra swellingu napříč tabletou. Experimentální data ukazují, že při ozáření tablety neutronovým tokem s neutrony o nízké energii došlo na periférii tablety až k 4 krát většímu množství záchytů na ¹⁰B než v jejím středu [23].

Na swellingu se v tomto typu absorbátoru podílejí dva prvky, helium a lithium, které vznikají záchytem na ¹⁰B (v mnohem menší míře je také produkováno tritium). Energie, která je těmto prvkům po záchytu udělena se pohybuje se okolo 1 MeV [44]. Helium se z větší části akumuluje v pórovité struktuře tablet, ve které se vytváření plynové bubliny. Porozita tablet B₄C je dána výrobním procesem, který je podobný jako u tablet UO₂ a spočívá ve spékání B₄C za vysokých teplot do formy tablet. Méně než 10 % vyprodukovaného helia karbid bóru opouští [44]. Vlivem nerovnoměrného působení swellingu vznikají i v tabletách B₄C praskliny.

Tepelná pnutí mají na tvorbu prasklin díky nízkému teplotnímu gradientu v tabletě vliv jen za specifických podmínek, které v lehkododných reaktorech nenastávají. Jejich tvorba vlivem těchto pnutí byla pozorována pouze u tablet o průměru přesahujícím 1,5 cm při radiálním teplotním gradientu 146 °C [23]. Průměr tablet B₄C v lehkododných reaktorech se pohybuje okolo 1 cm, ale např. v regulačních tyčích rychlého reaktoru SUPERPHENIX byly využity tablety o průměru 1,74 cm [16]. Při diskuzi takovýchto defektů je tedy nutné zohlednit rozměry tablety a jejich provozní teploty. Swelling a tvorba prasklin v absorbátoru může v případě vysokého ozáření vést k mechanické interakci mezi tabletou a pokrytím, které může způsobit jeho poškození. Poškození regulačních tyčí vlivem swellingu B₄C bylo na reaktoru VVER-1000 zaznamenáno například v JE Novovoronež (1993) [80].

Na swellingu slitiny AIC se podílejí následující transmutační reakce: ¹⁰⁷Ag → ¹⁰⁸Cd, ¹⁰⁹Ag → ¹¹⁰Cd, ¹¹⁵In → ¹¹⁶Sn, ¹¹³Cd → ¹¹⁴Cd [16]. V důsledku těchto reakcí dochází ke změně krystalových mřížek v materiálu. Původní kubická plošně centrovaná mřížka slitiny Ag-In-Cd přechází po vzniku slitiny Ag-In-Cd-Sn a po dosažení maxima rozpustnosti cínu a kadmia v původní mřížce na mřížku hexagonální těsně uspořádanou [61]. Nově vzniklá mřížka má oproti předchozí větší objem, což se po určitém čase projeví růstem objemu materiálu absorbátoru. S časem v AZ se v důsledku zmíněných reakcí v absorbátoru snižuje zastoupení stříbra a india, zastoupení cínu a kadmia naopak s časem roste. Hustota neutronového toku napříč tyčí, ve které se tyto absorbátory nacházejí, z důvodu samostínění klesá, jelikož dochází k záchytům neutronů na její periférii, z tohoto důvodu je zastoupení cínu a kadmia nejvyšší právě v této oblasti. Vlivem swellingu a creepu této slitiny byly zaznamenány deformace a porušení hermetičnosti regulačních tyčí na francouzských lehkododných jaderných elektrárnách [16].

Mezi hlavní výhody absorbátoru ve formě titanátu dysprosia (Dy₂TiO₅) se řadí právě odolnost vůči swellingu. Absorbátor se využívá ve formě tablet nebo prášku. U tablet se vlivem pnutí způsobeným tepelným gradientem v radiálním směru tablety projevuje vliv prasklin, což

se projevuje objemovým růstem tablety [80]. Účinkem vystavení absorbátoru neutronovému toku v čase postupně klesá zastoupení dysprosia [53]. Spád v zastoupení tohoto prvku se v radiálním směru tablety mění, důvodem je stejný jev, který byl diskutován u slitiny AIC. Při testování tohoto absorbátoru (17 let na reaktoru MIR a 4 roky na VVER-1000) nebyly pozorovány žádné defekty regulačních tyčí [80].

2.2 Teplotní efekty a mechanické změny v tabletách a pokrytí

Již byly zmíněny důsledky rozdílů teplot mezi středem tablety a její periferií a je tedy zřejmé, že schopnost tablety vyrovnávat ve svém objemu teplotní gradient má značný vliv na vývoj její geometrie a další jevy související s vyhoříváním. Veličina, která popisuje schopnost homogenního materiálu vyrovnávat rozdílné teploty ve svém objemu se nazývá tepelná vodivost. Tepelná vodivost je u oxidických paliv závislá na řadě faktorů. Těmito faktory jsou vyhoření, stechiometrie, porozita, chemické složení a teplota. Nejvíce je ovlivněna vyhořením a stechiometrií (O/M poměr) a s jejich růstem výrazně klesá. Klesá také s rostoucí teplotou, avšak po dosažení teploty v rozmezí 1800-2000 °C začíná růst [33]. Tepelná vodivost MOX paliva je ovlivněna zastoupením PuO₂ v UO₂, které se pohybuje okolo 5 %. Přítomnost PuO₂ v oxidu uranitěm má na tepelnou vodivost negativní vliv. Nejvýraznější pokles byl pozorován při zastoupení PuO₂ do 3 %, v rozmezí 3-15 % se příliš nemění, ale od zastoupení > 15 % opět klesá [33].

U tablet UO₂ byla při pokojové teplotě a vysokém vyhoření 63 MWd/kg zjištěna tepelná vodivost až dvakrát menší, než u tablet nevyhořelých, přičemž s rostoucí teplotou tablet se tyto rozdíly zmenšují [76]. Pokles tepelné vodivosti s rostoucím vyhořením je vysvětlován akumulací štěpných produktů v tabletě. Jediný faktor, který tepelnou vodivost s rostoucím vyhořením zvyšuje je vznik kovových štěpných produktů. Dalším ze zmíněných faktorů je radiační poškození tablet. Toto poškození není závislé na vyhoření, ale projevuje se v závislosti na teplotě. Bylo zjištěno, že při teplotách pod 1100 °C má radiační poškození negativní vliv na tepelnou vodivost [33].

Projevem zvýšené teploty palivového proutku je teplotní expanze, která je funkcí teploty a koeficientu roztažnosti daného materiálu. Vyšší hodnota koeficientu roztažnosti jak pro palivo UO₂, tak MOX, ve srovnání s koeficientem roztažnosti zirkoniových slitin vede spolu s vyšší střední teplotou tablety v porovnání se střední teplotou pokrytí k postupnému uzavírání mezery mezi tabletou a vnitřní stěnou palivového proutku. Tímto jevem je přímo ovlivněna velikost součinitele prostupu tepla v této mezeře, jehož hodnota udává převrácenou hodnotu odporu kladeného tepla procházejícího mezi tabletou a pokrytím.

Pro usnadnění přestupu tepla mezi tabletou a pokrytím jsou palivové proutky z výroby plněny heliem o určitém tlaku (helium je při provozu dále produkováno štěpením U, Pu a dalšími jadernými reakcemi). Plynné štěpné produkty unikající při provozu tablety, kterými dominují Xenon a Krypton, naopak tepelnou vodivost plynné směsi snižují [91]. Vliv směsi plynů na přenos tepla v tomto prostředí je silně závislý na aktuální tloušťce mezery mezi tabletou a vnitřní stěnou palivového pokrytí. Je-li po určitém vyhoření paliva mezera mezi

tabletou a pokrytím téměř uzavřena, je vliv této atmosféry na přenos tepla v tomto prostředí poměrně malý.

Negativní vliv na tepelnou vodivost má dále porozita materiálu. Jak již bylo zmíněno, póry mohou v tabletě nabývat různých tvarů a velikostí. Tepelná vodivost je v závislosti na tvaru a hustotě bublin v tabletě ovlivněna v různé míře. Formace velkých čočkovitých pórů ji negativně ovlivňuje ve větší míře než rovnoměrně rozložené bubliny přibližně sférického tvaru [16]. Dalším nezanedbatelným jevem je radiační poškození krystalické mřížky tablet, které má negativní vliv na tepelnou vodivost. Vzhledem v nerovnoměrnému vyhoření tablety v jejím radiálním směru není její tepelná vodivost v tomto směru ovlivněna stejným způsobem.

Důsledkem relativně nízké tepelné vodivosti oxidického paliva UO_2 , která se při teplotě 450 °C pohybuje okolo $4,5\text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, přičemž tepelná vodivost paliva MOX je o $\approx 10\%$ nižší, je významný rozdíl teplot mezi středem tablety a její periferií [20]. Teplotní gradient v jejím objemu má za následek rozdíl v teplotní expanzi v radiálním směru, což vede ke vzniku pnutí v tabletě. Jak lze vidět na obrázku 11, toto pnutí stojí za vznikem radiálních prasklin. Samotné praskliny pak mají další vlivy na chování tablet při provozu, ovlivňují totiž jejich tepelnou vodivost a umožňují uvolňování plynných štěpných produktů zadržovaných v materiálu tablety.

Experimentální data ukazují, že ke tvorbě prvních prasklin u běžného paliva ve formě oxidu dochází, je-li rozdíl mezi teplotou v centru tablety a na jejím povrchu větší než 100 °C [16][92]. K takovému rozdílu dochází již v prvních okamžicích po zvýšení výkonu reaktoru po odstávce. Praskliny v tabletě se mohou zacelovat, což může být způsobeno vysokými teplotami a růstem zrn v materiálu tablety, nebo rozšiřovat, což je způsobeno například vibracemi palivových proutků při provozu. V palivu lehkovodních reaktorů však není dosahováno teplot potřebných pro zacelení prasklin, pohybují se totiž jen okolo teplot 850 °C . K jevu dochází například v tabletách využívaných v rychlých reaktorech, ve kterých je dosahováno teplot až 1700 °C [16].

V první kapitole bylo zmíněno využití gadolinia jako vyhořívajícího absorbátoru, obsah tohoto prvku v tabletě má negativní dopad na její tepelnou vodivost. Intenzita degradace tepelné vodivosti daná zastoupením tohoto prvku v materiálu UO_2 je dána dvěma faktory, teplotou tablety a hmotnostním zlomkem gadolinia v tabletě, které je v palivu rozloženo homogenně. Bylo zjištěno, že s rostoucí teplotou se míra této degradace snižuje [21].

Jev, který má zásadní vliv na mechanické změny palivového proutku se nazývá creep. Creep se projevuje jako nevratná deformace, ke které dochází po delší časové době při vystavení materiálu mechanickému napětí za určitých podmínek. Podle těchto podmínek se creep rozděluje na radiační a tepelný. Jeho důsledkem je změna geometrie tablety a pokrytí.

V textu na začátku této kapitoly již byl částečně popsán proces interakce štěpných produktů s materiálem tablety. Vysoce ionizované štěpné produkty, které z materiálu tablety uniknou a následně interagují s pokrytím, předávají část své kinetické energie prostřednictvím elastických šoků, které mají za následek přemístění okolních atomů z původních pozic. Vznikají tak tzv. Frenkelovy poruchy, což jsou kombinace intersticiálních a vakančních poruch. Většina atomů, která byla přemístěna ze své původní pozice, se téměř

okamžitě vrací na své původní místo. Část z nich avšak zůstane mimo svou původní polohu [17][16].

Existuje několik teorií snažících se vysvětlit příčiny radiačního creepu pokrytí. Jednou z teorií je jev vysvětlován pohybem určitých dislokací v materiálu, které jsou schopné reagovat s intersticiály formou anihilace ve větší míře, než dislokace jiné [16].

Rychlost radiačního creepu pokrytí je závislá na hustotě neutronového toku, kterému je materiál pokrytí vystaven a stejně jako u creepu tepelného na napětí, které na něj působí. Za normálních podmínek v lehkovodných jaderných reaktorech při nízkých napětích mezi tabletou a pokrytím pod 100 MPa je u pokrytí dominantní radiační creep, který způsobuje přibližně 80 % celkového creepu [16]. Vliv obou typů creepu lze snížit legováním pokrytí, jelikož samotné zirkonium není proti účinkům těchto jevů příliš odolné [46]. I tepelný creep pokrytí je do určité míry ovlivňován účinky neutronového toku, jelikož materiál vystavený takovému prostředí je v něm postupně vytvrzován, čímž se rychlost tepelného creepu snižuje.

Tepelný creep tablety je silně závislý na teplotě a u paliv ve formě oxidů jej lze při teplotách pod 1000 °C zanedbat [92]. Při překročení této teploty se v závislosti na napětí, které na tabletu působí, začne creep postupně projevovat. Creep tablet je závislý především na mechanickém napětí v jejich objemu, dále na jejich porozitě a velikosti zrn. Experimentální data ukazují, že s rostoucí porozitou materiálu se rychlost creepu tablet zvyšuje [92][15]. Ovlivněn je dále nahromaděnými štěpnými produkty v tabletě, které naopak působení creepu utlumují.

Na radiační creep tablet má vliv jejich stechiometrie. Stechiometrií tablet je myšlen poměr mezi kyslíkem a palivem, zjednodušeně označován O/M, kde $M = U + Pu$. Vlivem štěpení paliva dochází ke vzniku volného kyslíku. Jeho část se podílí na vytváření sloučenin se vzniklými štěpnými produkty (Cs, Ba, Mo), zbytek se podílí na růstu O/M poměru [67]. Zvyšování O/M poměru má pak za následek růst účinků creepu [92].

Dalším jevem majícím vliv na mechanické vlastnosti palivového proutku je interakce mezi tabletou a pokrytím, které je označované anglickou zkratkou PCI (*pellet-cladding-interaction*) [25]. Tento jev má za následek významné změny v obvodovém napětí palivového pokrytí při provozu. Na začátku palivové kampaně čerstvého paliva lze v palivovém proutku očekávat největší záporné obvodové napětí, které je způsobené přetlakem chladiva vůči tlaku helia uvnitř proutku. Toto obvodové napětí se s postupným vyhoříváním paliva snižuje, jelikož dochází k rychlému nárůstu tlaku směsi plynů uvnitř proutku. Ke skokové změně průběhu obvodového napětí dochází při vytvoření prvního kontaktu mezi tabletou a pokrytím. Další nárůst průměru tablety je pak podmíněn mechanickou deformací pokrytí.

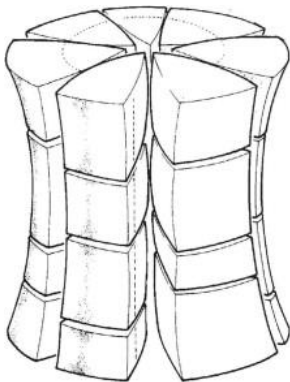
V okamžiku vytvoření prvního kontaktu je již tableta vlivem teplotních efektů popraskaná a nabývá typického tvaru přesýpacích hodin. Po určitém vyhoření přechází vlivem tohoto tlaku mezi tabletou a pokrytím, které díky swellingu postupně narůstá, ke změně znaménka obvodového napětí na kladné, které se tímto stává napětím tahovým. Tahové napětí může dále růst až do okamžiku ustanovení rovnováhy mezi swellingem tablet a creepem pokrytí. Creep pokrytí nelze při studiu tohoto jevu zanedbat jelikož jeho důsledkem je zmenšení

průměru povlakové trubky [68]. Jeho typická hodnota po ustálení pro palivové proutky lehkovodních reaktorů leží mezi 10-40 MPa [16].

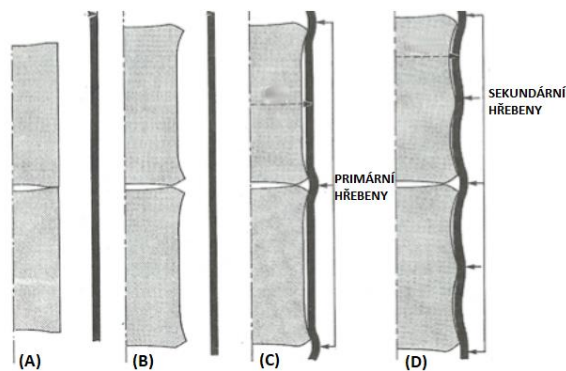
V důsledku tohoto kontaktu se na vnějším povrchu pokrytí vytvoří v místech kontaktů mezi tabletou a vnitřní stěnou pokrytí hřebeny. Jejich maximální výška dosahuje při normálních provozních podmínkách (lineární výkon palivového proutku $\approx 200 \text{ W/cm}$ u lehkovodních reaktorů) okolo $20 \text{ }\mu\text{m}$ [16]. Od okamžiku vzniku kontaktu mezi tabletou a pokrytím je velikost tahového napětí silně závislá i na mírných objemových změnách palivového proutku a při prudkých změnách výkonu bude docházet také k prudkému nárůstu tahového napětí. Při prudkém vzrůstu výkonu může dojít až ke tvorbě prasklin v palivovém pokrytí.

Jako důsledek PCI byly zmíněny jen hřebeny vzniklé z místech zakončení tablety, které však mohou být za extrémních podmínek, které byly dosahovány při zkouškách na experimentálních reaktorech s vysoce vyhořeným palivem, doplněny sekundárními hřebeny vzniklými v místech jejího středu. Vznik těchto hřebenů byl pozorován pouze při prudkých výšších výkonu reaktoru. U vysoce vyhořelého paliva a dosažených lineárních výkonů palivového proutku nad 450 W/cm byly pozorovány hřebeny o radiální výšce až $25 \text{ }\mu\text{m}$ [16]. Hřebeny a jejich interakce s pokrytím paliva jsou znázorněny na obrázku 13.

Vliv účinků PCI lze zmírnit počáteční geometrií tablety. Sražením hran obou konců tablety lze ovlivnit tvar plochy, přes kterou bude při vytvoření prvního kontaktu mezi tabletou a pokrytím přenášeno mechanické napětí. Experimentální data ukazují, že zahlobení na jedné straně tablety má na PCI také nezanedbatelný vliv [34].



Obr. 12: Palivová tableta po získání typického tvaru přesýpacích hodin [71].



Obr. 13: Účinky PCI na tabletu a pokrytí, situace (A) znázorňuje čerstvé palivo, (B) vznik prvních deformací tablety, (C) prvotní účinky PCI, (D) vznik sekundárních hřebenů, upraveno z [92].

Ochranu před následky PCI by mohl představovat provozní režim elektrárny s omezením náhlých zvýšení výkonu. Na CANDU reaktorech byly pozitivní účinky ochrany proti vlivům PCI pozorovány při nanesení vrstvy grafitu na vnitřní stěnu palivové trubky [40]. Toto řešení ale nebylo pro elektrárny provozující PWR (BWR) shledáno jako praktické, důvodem je větší délka palivových proutků ve srovnání s těmi používanými v CANDU reaktorech a odlišný princip jejich fungování. Řešením pro lehkovodní reaktory by mohlo představovat palivové pokrytí složené z více vrstev materiálu, přičemž materiál každé vrstvy je vhodně zvolen s ohledem na požadované materiálové vlastnosti [40]. Příkladem mohou být zkoušky firmy Westinghouse se

slitinou Zr-Sn, která by mohla být využita jako materiál pokrývající vnitřní stěny palivových trubek (s tloušťkou vrstvy $\approx 70 \mu\text{m}$) [50].

Mezi další mechanické změny tablety patří tvorba vrstvy RIM, která se v důsledku vyššího lokálního vyhoření vyznačuje změnou struktury. Lze ji pozorovat od lokálních vyhoření tablety $\approx 55 \text{ MWd/kgUO}_2$, přičemž přesnou hodnotu vyhoření nelze jednoznačně určit, neboť je závislá na počátečním obohacení tablety a její počáteční struktuře [22].

Tloušťka RIM se v radiálním směru tablety pohybuje okolo $200 - 500 \mu\text{m}$ [16][22]. Vznik této struktury lze objasnit vysokým lokálním vyhořením, které je spojeno s tvorbou většího množství štěpných produktů, působením xenonu a nízkou teplotou na periférii tablety v porovnání s teplotou v jejím středu. Nízká lokální teplota v této oblasti, která je menší než $750 \text{ }^\circ\text{C}$, vede k tomu, že nedochází k tepelnému zotavování vznikajících defektů. Od určitého okamžiku, který je právě svázán s lokálním vyhořením tablety, lze očekávat, že vznikající bodové defekty nebudou schopny přijímat vznikající atomy xenonu. Další vznikající xenon se akumuluje v pórovité struktuře tablety, popřípadě v ní vytváří intersticiální poruchy. Spolu s dalšími štěpnými produkty zachycenými v RIM oblasti v podobě intersticiálních poruch způsobují nestabilitu krystalových mřížek, která má vliv na zvýšenou mobilitu bodových defektů. Nízká difuzní vzdálenost těchto poruch, která je dána jejich vysokou koncentrací v RIM oblasti, vede v místech dislokačních linií ke vzniku pórů o velmi malé velikosti řádu nanometrů. Určitá část těchto pórů se mezi sebou propojuje a díky interakci s dalšími vakancemi jejich velikost dále narůstá. Tento proces pak vede ke struktuře charakteristické pro RIM oblast, která se vyznačuje velkým počtem rovnoměrně rozdělovaných pórů o velikosti mikrometrů. Dále se vyznačuje menší velikostí zrn. Zatímco zrna v této oblasti dosahovala u čerstvého paliva velikosti $\approx 10 \mu\text{m}$, oblast RIM je při vysokém vyhoření tvořena zrny o velikosti $\approx 0,2 \mu\text{m}$ [74]. Tato strukturní změna materiálu tablety je nejspíše způsobena lokálními mechanickými napětími, která jsou způsobena přítomností přetlakovaných bublin [22][74].

Po stránce mechanických vlastností se struktura RIM od struktury dále od periferie tablety liší sníženou tvrdostí. Materiál v této oblasti zůstává i při prudkých zvýšeních výkonu mechanicky stabilní [22].

2.3 Chemické změny v palivovém proutku

Vlivem účinků korozivního prostředí dochází v palivovém pokrytí k negativním chemickým změnám. Pokrytí podléhá oxidaci na své vnitřní i vnější straně. Oxidace vnitřní stěny pokrytí je způsobena kyslíkem uvolněným z tablety přičemž po určitém vyhoření paliva je účinek této oxidace zesílen tlakem mezi tabletou a pokrytím. Oxidačním činidlem pro vnější stranu pokrytí je primární chladivo, kterým je u lehkovodních reaktorů voda o teplotě $\approx 300 \text{ }^\circ\text{C}$.

Při interakci chladiva a vnější strany pokrytí při provozu dochází k chemické reakci zirkonia s kyslíkem při které na vnějším povrchu pokrytí vzniká vrstva ZrO_2 za vzniku vodíku. Část vodíku ($\approx 15 \%$) vzniklého při této reakci je absorbována vnějším povrchem pokrytí. Po překročení maximální koncentrace vodíku, do které je vodík rozpustný v krystalické mřížce materiálu, dochází ke vzniku hydridů, které přispívají ke křehnutí materiálu pokrytí [16].

Z počátku je díky působení tlakového napětí na vrstvu oxidu jeho krystalická struktura tetragonální. Tloušťka vrstvy oxidu se postupně zvyšuje až na hodnoty 2-3 μm [20]. Při dosažení těchto hodnot tloušťky dochází k jejímu praskání a změně struktury, která se z části mění na jednoklonnou. Takto vzniklá vrstva má pórovitý charakter. Pod touto porézní vrstvou se nachází oxid o tloušťce $\approx 1 \mu\text{m}$, který je tvořený pouze tetragonální krystalickou mřížkou [16].

Dosáhne-li celková tloušťka vrstvy oxidu hodnot 80-120 μm , může docházet ke ztrátě její mechanické soudržnosti, která povede k odlupování vrstev oxidu od povrchu a tím ke znečištění primárního chladiva. Rychlost vzniku vrstvy oxidu je dána podmínkami v reaktoru. Vliv mají především chemické podmínky (např. koncentrace kyseliny borité), teplota a také ozáření materiálu povrchu. Rychlost růstu vrstvy oxidu s časem klesá, přičemž po dosažení tloušťky 1,5-2,5 μm je další růst vrstvy s časem konstantní [16]. Roční nárůst tloušťky této vrstvy se pro slitiny zirkonia pohybuje okolo 5-20 μm [20]. Na vrstvu oxidu je z pohledu vedení tepla v palivovém proutku nahlíženo jako na odpor.

Štěpením a vlivem absorpčních reakcí v palivu ve formě UO_2 , popř. MOX, dochází ke vzniku celé řady štěpných produktů ovlivňujících mechanické a chemické vlastnosti palivového proutku. Mezi významné izotopy patří ^{239}Pu , které vzniká transmutací ^{238}U . Určité množství neutronů je zachyceno v jádrech ^{238}U , čímž vzniká ^{239}U , který se s poločasem rozpadu 23,5 min rozpadá na ^{239}Np , které se dále s poločasem rozpadu 2,356 dne rozpadá na ^{239}Pu .

Samotné ^{239}Pu je štěpný nuklid, který svým zastoupením v tabletě ovlivňuje neutronovou bilanci v AZ. Jeho zastoupení v tabletě UO_2 roste spolu se zvyšujícím se vyhořením paliva. U paliva typu MOX tento jev omezuje snižování obsahu plutonia, které je v tabletách přítomno již z výroby. V důsledku vysokého účinného průřezu pro absorpci ^{238}U v oblasti epitermálních neutronů není zastoupení plutonia v tabletě izotropní. Značná část neutronů s energií spadající do epitermální oblasti je jádru ^{238}U zachycena na periférii tablety, ve které je tím pádem ^{239}Pu zastoupeno více než u jejího středu. Koncentrace ^{239}Pu vzniklého transmutací ^{238}U se v radiálním směru v tabletě ustálí přibližně po 0,5 mm od jejího okraje [16]. V případě paliva ve formě UO_2 se střední koncentrace ^{239}Pu při středním vyhoření tablety 50 MWd/kgU ustálí na přibližně 1,2 % [16]. Neizotropní rozložení ^{239}Pu v tabletě při provozu přispívá k lokálnímu zvýšení výkonu a podílí se tak na vyhoření tablety, které se tak stává ještě více neizotropní.

Mezi plynné štěpné produkty vznikající v tabletách patří vzácné plyny Xe a Kr. Kromě swellingu způsobovaného plynnými štěpnými produkty je nutné zohledňovat vliv xenonu i na neutronovou bilanci v AZ. Jelikož některé jeho izotopy vznikající při štěpení, např. ^{135}Xe , mají velmi vysoký účinný průřez pro absorpci neutronů.

Vzniklé štěpné produkty lze dále rozdělit do dvou kategorií podle jejich vlivu na krystalovou mřížku tablet, jelikož rozpuštěné štěpné produkty v mřížce mají vliv na její tvar. Mohou způsobit její kontrakci nebo expanzi. Experimenty bylo prokázáno, že mezi cizí prvky v mřížce, které způsobují její expanzi, se řadí jen lanthan a cesium [16]. Ostatní způsobují její kontrakci. Vlivem celkového swellingu je však výsledný objem tablety vždy větší, než původní objem tablety nevyhořelé.

Jako jeden z důsledků PCI již byly zmíněny praskliny vzniklé při mechanické interakci mezi tabletou a pokrytím. Praskliny na vnitřní stěně pokrytí také mohou vznikat v místech prasklin v tabletě jako důsledek silného tlaku mezi tabletou a pokrytím v tomto místě a tvorbě štěpných produktů, které tabletu ve větší míře opouštějí právě v místě prasklin v tabletě a které mají nepříznivé chemické dopady na materiál pokrytí.

Prvek, který je podle studií v největší míře zodpovědný za tvorbu těchto prasklin je jód, konkrétně se jedná o stabilní izotopy ^{127}I a ^{129}I [47][73]. Samotný jód je mezi štěpnými produkty zastoupen jen minoritně, nejvíce zastoupeným štěpným produktem je cesium (^{133}Cs , ^{137}Cs). Důsledkem reakce mezi těmito dvěma prvky vzniká po jejich uvolnění z tablety jodid cesný (CsI), který se tvoří pouze v mezeře mezi tabletou a pokrytím. Nadmíra produkovaného cesia vzhledem k produkci jódu vede k tomu, že se jód v mezeře nachází jen ve formě této sloučeniny [34]. Bylo však experimentálně ověřeno, že tato sloučenina nemá vliv na tvorbu prasklin na vnitřní stěně pokrytí. Musí tedy v jisté míře docházet k její disociaci popřípadě musí být tvorba těchto prasklin způsobena jiným procesem. Určité množství jódu, které se uvolní z periferie tablety může vlivem difuze tuto mezeru překonat a interagovat tak s vnitřní stěnou pokrytí. Bylo však zjištěno, že tento proces nemá prakticky žádný vliv na toto porušení pokrytí.

Jev, který vede k tvorbě jódu v množství, které je potřebné pro vytvoření dostatečně vysoké koncentrace ve vnitřní vrstvě pokrytí, je gama radiolýza sloučeniny CsI. Studie zabývající se kritickou koncentrací jódu, při které se po mechanické interakci pokrytí s tabletou projeví tvorbou prasklin se na konkrétních hodnotách přesně neshodují [34]. K vysoké míře uvolňování jódu z tablety dochází během prudkých změn výkonu reaktoru. K tomuto jevu však za běžných provozních podmínek nedochází [16]. Jsou však známé i situace, ve kterých došlo k projevům PCI i bez prudkých změn výkonu, jejich příčinou byla vysoká koncentrace štěpných produktů s negativními chemickými vlastnostmi na materiál pokrytí a jeho tepelná degradace [73].

3. Těžké havárie lehkovodních reaktorů

V praxi je rozeznáváno několik typů těžkých havárií. V této kapitole budou probrány základní typy těžkých havárií lehkovodních reaktorů typu PWR a VVER s detailnějším zaměřením na reaktory typu VVER. Diskutovány budou také možné průběhy těchto havárií.

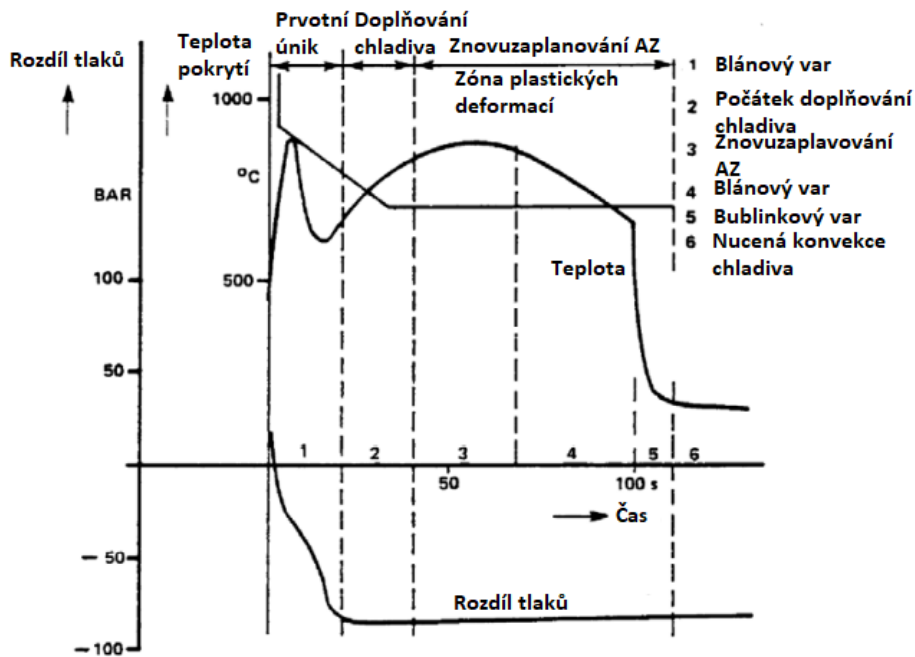
3.1 Havárie LOCA

Mezi nejzávažnější havárie lehkovodních reaktorů je řazena havárie spojená s únikem chladiva z primárního okruhu. Havárie tohoto typu je označována jako LOCA (*loss of coolant accident*). Rozdělována je do dvou základních kategorií podle množství unikajícího chladiva.

Závažnější havárie tohoto typu je označována jako velká LOCA (zkratkou LB-LOCA podle *large break LOCA*) a je důsledkem vzniku gilotinového řezu na studené větvi hlavního primárního potrubí v místě mezi reaktorovou nádobou a hlavním cirkulačním čerpadlem. Důsledkem této havárie je okamžitý pokles tlaku v primárním okruhu a významný úbytek primárního chladiva, dále je významně narušena cirkulace zbylého chladiva v aktivní zóně. Tyto události vedou k okamžitému bezpečnostnímu odstavení reaktoru a k iniciaci systémů majících zaručit odvod zbytkového tepla. Maximální dosažená teplota pokrytí v prvotní fázi úniku chladiva může na reaktoru PWR dosáhnout teploty ≈ 954 °C, na reaktoru VVER-1000 ≈ 1000 °C [27]. U reaktoru typu VVER-1000 je v důsledku generování zbytkového tepla předpokládán růst teploty palivového pokrytí rychlostí až 10^2 K/s [27], proto při tomto typu havárie dochází k aktivaci nouzového dochlazovacího systému, který zajistí přísun chladiva, resp. vody s rozpuštěnou kyselinou boritou, do AZ. Maximální teplota pokrytí při fázi doplňování chladiva na reaktoru PWR může dosáhnout hodnoty ≈ 1080 °C, na reaktoru VVER-1000 přibližně 1100 °C. V důsledku prudké změny tlaku může dojít ke změně tvaru palivového pokrytí nebo dokonce ke vzniku trhlin v pokrytí, jelikož tlak v palivových proutcích může dosáhnout vyšší hodnoty než v tlak v nádobě.

Na obrázku Na následujícím obrázku lze vidět možný průběh rozdílu tlaků mezi tlakem v proutku a tlakem okolního chladiva v závislosti na čase a průběh teploty pokrytí v závislosti na čase. Jedná se pouze možný průběh, přesný průběh pro konkrétní havárii by závisel na konkrétním typu reaktoru PWR, dále na umístění proutku v AZ a jeho středním vyhoření.

Průběhy jsou rozděleny do 6 časových úseků. První časový úsek zobrazuje události od vzniku gilotinového řezu na studené větvi hlavního primárního potrubí do okamžiku ztráty veškerého chladiva z reaktoru. Z důvodu prudkého poklesu hustoty vody následované ztrátou vody z prostoru AZ dochází k rychlému zastavení štěpné reakce. Ve druhé fázi, tedy ve fázi doplňování chladiva, dochází k zapůsobení systémů vysokotlakého doplňování chladiva. Na počátku následující fáze již došlo k aktivaci systému nízkotlakého doplňování chladiva a v určitém okamžiku došlo ke znovuzaplavení AZ. Následují časové úseky, ve kterých přechází var z blánového na bublinkový. V posledním časovém úseku je již obnovena nucená konvekce chladiva v AZ.



Obr. 14: Průběh rozdílu tlaku mezi tlakem v proutku a tlakem chladiva v závislosti na čase a teploty pokrytí v závislosti na čase, upraveno z [27].

Druhým typem této havárie je malá LOCA (zkratkou SB-LOCA podle *small break LOCA*). Tato havárie je iniciována únikem chladiva z primárního okruhu, v důsledku kterého po určitém čase od jejího vzniku dojde k poklesu tlaku v primárním okruhu na úroveň, která vynutí iniciaci systému vysokotlakého bezpečnostního vstřikování chladiva s kyselinou boritou. Je-li trhlina v potrubí natolik velká, že tento systém není schopen zaručit doplnění dostatečného množství chladiva, pak se o tento typ havárie nejedná. I při tomto typu havárie dochází k okamžitému odstavení reaktoru, stále je však nutné zaručit odvod zbytkového tepla. U reaktorů typu VVER-1000 nedojde při tomto typu havárie k poklesu tlaku v primárním okruhu na takovou úroveň, aby bylo v jeho důsledku jakkoliv poškozeno palivové pokrytí [27].

Při těchto dvou zmíněných haváriích nedochází k úniku primárního chladiva mimo prostor kontejnmentu, čímž je zaručeno, že nedojde k úniku radioaktivních látek a chladivo lze znovu využít při recirkulaci. Může však dojít k havárii, při níž je část chladiva PO odváděna mimo kontejnment. Taková havárie je označována zkratkou V-LOCA a jejím příkladem je selhání ucpávek hlavního cirkulačního čerpadla (v případě využití ucpávkového čerpadla), jejichž funkce je separace primárního chladiva od ostatních částí čerpadla. Případný únik části chladiva mimo kontejnment by však musel být doprovázen dalšími poruchami. Patří mezi ně porucha chladicího okruhu čerpadla, tj. ztráta hermetičnosti chladicího okruhu čerpadla přímo v čerpadle, která by z důvodu přetlaku primárního chladiva oproti tlaku chladicí vody čerpadla vedla k úniku části primárního chladiva tímto systémem chlazení. Dále by muselo dojít k selhání ventilů na potrubí chladicí vody čerpadla (každé čerpadlo má vlastní smyčku), tyto ventily jsou navrženy tak, aby byly schopny zamezit průtoku vody, popř. parovodní směsi, dále mimo kontejnment [64].

Chlazení primárního okruhu může být dále ovlivněno poruchou v napájení parogenerátoru, které může být způsobeno například vznikem trhliny v potrubí,

kterým je do sekundární strany parogenerátoru (sekundární okruh) přiváděno, popř. odváděno, chladivo. Trhlina v potrubí na sekundární straně parogenerátoru může vést k poklesu hladiny vody v parogenerátoru nebo k jeho úplnému odvodnění. Dojde-li ke vzniku trhliny, nebo trhlin, na primární straně parogenerátoru, pak část primárního chladiva chladicí okruh těmito trhlinami z důvodu rozdílu tlaku mezi primární a sekundární stranou opouští. Výsledkem tohoto úniku je pokles tlaku v primárním okruhu. Prasknutí jedné z trubek výměníku tepla v parogenerátoru může být způsobeno například zvýšeným tlakem primárního chladiva, podpořeno pak může být například její korozí. Růstu tlaku primárního chladiva musí být zabráněno například aktivací pojistných ventilů primárního okruhu [64].

3.2 Vznik koria, jeho chování a vliv na dochlazování AZ

V případě vzniku havárie primárního okruhu a bezpečnostního odstavení reaktoru je nezbytné ihned zajistit dochlazování AZ z důvodu neustálého generování zbytkového tepla. Není-li z nějakého důvodu možné zajistit udržení dostatečné výšky hladiny chladiva v AZ a jeho cirkulaci, pak může dojít k částečnému nebo úplnému roztavení palivových proutků popř. dalších částí aktivní zóny. Interakce páry, jejímž zdrojem je zbytek chladiva nacházející se pod AZ, s palivovým pokrytím má významný vliv na generování tepla v případě havarijních událostí spojených s významným únikem chladiva z PO. Překročí-li teplota palivového pokrytí 1300 K, pak dochází k exotermické reakci s párou. Při teplotě pokrytí vyšší než $\approx 1327 - 1427 \text{ }^\circ\text{C}$ (1800 $^\circ\text{C}$ [14]) je takto generované teplo větší než teplo zbytkové a nemůže být zajištěn jeho odvod přirozenou konvekcí [64][14]. Množství takto generovaného tepla je kromě množství páry v AZ také závislé na rychlosti difuze páry skrze vrstvu vodíku, který tvoří tenkou vrstvu kolem palivového proutku a rychlosti difuze kyslíku skrze vrstvu ZrO_2 a samotnou kovovou vrstvu materiálu Zircaloy [14]. Při teplotách nad 1500 $^\circ\text{C}$ je vazba mezi teplotou a rychlostí oxidace kladná a limitována je pouze růstem vrstvy ZrO_2 . Zamezit oxidaci materiálu pokrytí lze zaplavením aktivní zóny, vrchní části AZ jsou před oxidací částečně chráněny vyšší koncentrací vodíku.

Oxidace pokrytí je natolik významným zdrojem tepla, že je pík teploty v AZ při prudkém růstu teploty svázán s okamžikem dosažení maximální rychlosti oxidace pokrytí. Samotná vrstva ZrO_2 ztrácí svou integritu při přibližně 2300 K. Dále platí, že čím silnější je vrstva ZrO_2 , tím déle může docházet k rozpouštění UO_2 v roztavené slitině Zircaloy.

Dojde-li k úplnému roztavení určité části AZ, pak se tato tavenina nazývá korium. Přesné složení této taveniny nelze zcela upřesnit, jelikož záleží na konkrétním místě vzniku taveniny, dosažené teplotě v tavenině a typu reaktoru. Obecně lze říci, že se jedná o směs prvků U, O, Zr, Fe, dále je složeno z oxidů $(\text{U}, \text{Zr})\text{O}_2$, v případě roztavení části regulačních tyčí může také obsahovat karbid bóru popř. další materiály regulačních tyčí. Důsledkem přítomnosti neúplně zoxidovaných materiálů je i samotné korium zdrojem vodíku, jelikož materiál v něm přítomný dále oxiduje. Významné důsledky má dále způsob interakce roztaveného koria s chladivem pod aktivní zónou. V případě odkapávání roztaveného koria do tohoto bazénu spolu interagují látky o velmi rozdílné teplotě. Odkapávající roztavené korium předává chladivu velké množství tepla ve velmi krátkém čase, v důsledku čehož může docházet k jeho fragmentaci. Průběh interakce koriové kapky s chladivem lze popsat v několika krocích. V prvním okamžiku

interakce se kolem koriové kapky vytvoří parní film, který se však za krátký okamžik lokálně destabilizuje a chladivo tak interaguje s povrchem koriové kapky, tato interakce vede k lokálnímu růstu tlaku a destabilizaci kapky samotné. Parní film může být destabilizován například vnějším zásahem v podobě tlakového pulzu nebo může být odtržen proudem vody. Experimentální data ukazují, že k takovéto fragmentaci dochází při tlaku od 2-15 MPa a teplotě vody vyšší než 40-70 °C [16].

Dochází-li k fragmentaci koría, pak se na dně reaktorové nádoby postupně usazují sutiny, které jsou i nadále zdrojem zbytkového tepla. V případě, že je teplo generované sutinami vyšší než teplo z nich odvedené, může dojít k jejich roztavení a vzniku kapalného koría. Dojde-li ke vzniku koriového bazénu, pak v jeho objemu dochází k separaci jednotlivých materiálů v závislosti na jejich hustotě. Koriový bazén se rozloží na dvě základní části, první je složená převážně z oxidů, ve druhé převládají kovy. Předmětem experimentů je zkoumání, za jakých podmínek je kovová vrstva lehčí než ta složená z oxidů. Tepelný tok totiž dosahuje v koriovém bazénu nejvyšších hodnot právě v kovové části. Nejvíce tepla je tedy nádobě předáno v místě, ve kterém kovová část interaguje v reaktorovou nádobou. Je-li kovová část lehčí než ta složená převážně z oxidů, pak se nachází v nejvyšší části koriového bazénu. V takovém případě je vnitřní části reaktorové nádoby předáváno velké množství tepla v oblasti tenkého prstence kolem nádoby a k případnému selhání hermetičnosti nádoby může dojít právě v těchto místech [64].

U lehkovodních reaktorů s eliptickým dnem je přibližně 50 % výkonu generovaného v bazénu odvedeno povrchem bazénu. Nejnižších hodnot dosahuje hustota tepelného toku u eliptického dna nádoby.

V případě, že se chladivo ve spodní části nádoby již nenachází, je malá část generovaného tepla odváděna přirozenou konvekcí směsí horkých plynů. Vzniknout mohou dva typy konvekčních smyček. V prvním případě směs plynů stoupá přes AZ, prochází parogenerátorem a ochlazená se přes studenou smyčku vrací zpět do AZ. Ve druhém případě se předpokládá, že je potrubí studené smyčky lokálně zaplaveno vodou, která znemožňuje vstup horkých plynů. Horké plyny jsou pak do parogenerátoru přivedeny přes horkou větev, přes kterou se do vracejí zpět do AZ [14].

Významné výkyvy tlaku v nádobě způsobují parní exploze, ke kterým může dojít v případě interakce mezi roztaveným koríem a chladivem na dně nádoby. Obecně lze říci, že k parní explozi může dojít, pokud interaguje určitý materiál s kapalinou, přičemž teplota materiálu překračuje teplotu varu kapaliny. Pro parní explozi je zásadní počáteční okamžik při interakci koría s vodou, její vznik je totiž podmíněn dostatečně jemnou fragmentací koriové kapky. Samotná exploze je způsobena velmi intenzivním přestupem tepla mezi fragmenty koría a chladivem, který způsobuje okamžitou vaporizaci chladiva. K velmi intenzivní parní explozi může také dojít, pokud je určitá část chladiva pohlcena roztaveným koríem, chladivo se může nacházet uvnitř koriové kapky nebo může být uzavřeno do prostou mezi koríem a tlakovou nádobou. V takovém případě se bude teplota chladiva postupně zvyšovat až do okamžiku, ve kterém dojde k homogenní nukleaci (tj. k dosažení homogenní nukleační teploty), v takovém okamžiku dochází k okamžitému růstu tlaku, který je navíc doprovázen

rozstříkáním okolního koria do prostoru čímž může dojít k dalšímu intenzivnímu předávání tepla okolnímu chladivu [14][64].

3.3 Havárie RIA

Dalším typem havárie je havárie typu RIA (*reactivity initiated accident*). Tento typ havárie je spojen s prudkým nárůstem reaktivity. Příčiny této havárie se zásadně liší podle typu reaktoru, na kterém nastanou. Zde budou diskutovány pouze typy reaktorů VVER a PWR, jejichž konstrukční rozdíly nejsou při studiu havárií tohoto typu natolik významné.

Nehody tohoto typu lze třídit podle několika kritérií, nejdůležitějším z nich je příčina samotné havárie. Jsou rozeznávány 4 rozdílné situace, které k RIA mohou vést [64][14]. První z nich je porucha na řízení regulačního elementu (klastr, kazeta), která může vést až k zamezení možnosti řízení daného regulačního elementu. Druhou možností vedoucí k RIA je situace, ve které je regulační element kompletně vystřelen z AZ z důvodu přetlaku primárního chladiva oproti tlaku atmosférickému. Tento jev může být způsoben např. utržením pouzdra pohonu regulační tyče na víku reaktorové nádoby. V lehkovodních reaktorech mají na reaktivitu vliv také fyzikální vlastnosti primárního chladiva a jeho moderační schopnost. V oblasti těchto havárií je nejvíce diskutovaným fyzikálním parametrem chladiva ovlivňujícím reaktivitu jeho teplota. Třetí typ RIA havárie je tedy způsoben změnou hustoty vody v důsledku změny teploty, přičemž platí, že s rostoucí teplotou hustota vody klesá, čímž dochází k poklesu moderační schopnosti, tj. k vnosu záporné reaktivity do systému. Z chemických vlastností moderátoru je nejzásadnější koncentrace roztoku kyseliny borité, s jejím poklesem reaktivita systému vzroste. Poslední možností vzniku RIA je tedy neplánovaná změna koncentrace kyseliny borité v primárním chladivu, která může být způsobena například technickou poruchou na zařízení zajišťující regulaci koncentrace.

Z hlediska vážnosti dopadů na reaktor je jako nejvýznamnější situace brána ta, při níž dojde k úplnému vystřelení regulačního elementu z AZ. Nejenže je do systému okamžitě vnesena kladná reaktivita v důsledku absence regulačního prvku, ale navíc postupně dochází k fyzikálním změnám vlastností moderátoru, neboť vystřelením tyče došlo k porušení hermetičnosti víka reaktoru a v PO tedy postupně klesá tlak. Poklesem tlaku chladiva se také mění teplota varu, která může být po určité době, v závislosti na rozsahu poškození víka, dosažena a vést tak ke vzniku objemového varu v nádobě reaktoru. Samotným poklesem teploty chladiva v důsledku snížení tlaku se do systému vnese kladná reaktivita, která je při dosažení teploty varu kompenzována poklesem množství moderátoru v AZ v důsledku vzniku parních bublin.

Dojde-li k RIA tímto způsobem, bude nárůst výkonu reaktoru pouze lokální, jelikož došlo ke ztrátě regulačního elementu pouze na určité pozici, popř. pozicích. Změna rozložení výkonu je také závislá na tom, v jaké výšce se chybějící regulační element před vystřelením z AZ nacházel a na jeho konkrétní pozici v AZ, jelikož lokální změna výkonu je závislá na stupni vyhoření okolního paliva, který je napříč AZ různý. Z vyjmenovaných typů situací vedoucích k RIA je tato nejrizikovější také z toho důvodu, že kladná reaktivita je do systému vložena za

velice krátkou dobu danou přetlakem chladiva v PO a rozsahu poškození víka reaktoru, pohybovat se může v desetinách vteřiny [8].

Důležitým faktorem při posuzování účinků RIA na materiály AZ je časová délka výkonového pulzu. Zkracována je zápornými zpětnými vazbami, mezi které patří například Dopplerův efekt, který způsobuje nárůst pravděpodobnosti absorpce neutronu na ^{238}U v důsledku zvýšení teploty tablety, popř. vznik parních bublin AZ. Účinky teplotní zpětné vazby jsou zanedbatelné v případě, ve kterém je do systému vložena kladná reaktivita, která je vyšší než ta, která je do systému vložena produkcí zpóźděných neutronů. V takovém případě dochází k exponenciálnímu nárůstu výkonu, který je za dobu několika setin vteřiny potlačen zápornou zpětnou vazbou způsobenou prudkým nárůstem teploty oxidického paliva.

Dochází-li při havárii RIA k prudkému růstu reaktivity během velice krátké doby, například z důvodu vystřelení regulačního elementu, lze ohřev tablety v tomto časovém okamžiku považovat za téměř adiabatický, tj. teplo předávané vnitřní stěně pokrytí je v tomto časovém úseku zanedbatelné. Takto prudký růst teploty tablety v důsledku velkého množství rychle naakumulovaného tepla může mít za následek mechanické změny materiálu tablety, popř. může ovlivňovat interakci mezi tabletou a pokrytím. Jakým způsobem bude materiál tablety reagovat na tyto změny je funkcí několika faktorů, nejvýznamnějším z nich je průměrné vyhoření paliva. Je-li totiž palivo na konci své provozní životnosti, nachází se ve struktuře materiálu tablety značné množství plynných štěpných produktů, přičemž určité množství plynných produktů se z tablety při provozu uvolnilo, což vedlo ke zvýšení tlaku směsi plynů obsažených uvnitř proutku.

Při výkonovém píku se z tablety může uvolnit, v závislosti na jejím vyhoření a maximální dosažené radiálně středované entalpii přibližně 5 – 25 % zadržovaných plynných produktů (u paliva MOX byly zaznamenány hodnoty vyšší [83]), což vede k dalšímu nárůstu tlaku uvnitř proutku. Uvolňování plynných produktů z tablety je způsobeno vznikem trhlin v tabletě, které se tvoří v důsledku jejího mechanického namáhání při skokovém zvýšení teploty. Tepelná expanze zadržovaných plynných produktů může při prudkém zvýšení teploty vést k deformaci tablety, která se projeví zvětšením jejího objemu. V závislosti na aktuální tloušťce mezery mezi tabletou a pokrytím může dojít k interakci mezi tabletou a vnitřní stěnou pokrytí, která způsobuje mechanické namáhání palivového proutku [8].

Další mechanické namáhání proutku, které lze rozdělit do dvou fází, může být způsobeno krizí varu prvního druhu, při kterém v první části dochází k prudkému růstu teploty pokrytí (může přesáhnout 800 °C), naopak v části druhé, kdy již začíná teplota pokrytí klesat, jsou palivové proutky znovu zaplaveny chladivem, čímž se jejich teplota prudce sníží [48]. Prvotní fáze růstu teploty pokrytí je způsobena přechodem mezi bublinkovým a blánovým varem, ke kterému dojde při překročení určité hodnoty plošné hustoty tepelného toku z palivového proutku, která je nazývána jako první kritická hustota tepelného toku. Dojde-li k vytvoření parního filmu na povrchu proutku, teplota pokrytí bude dále růst, jelikož tento film představuje tepelný odpor bránící intenzivnějšímu odvodu tepla z proutku.

Průběh děje krize varu 1. druhu je závislý na několika faktorech. Prvním z nich je stupeň oxidace vnější strany pokrytí. Bylo experimentálně zjištěno, že je-li na vnější straně pokrytí

přítomna vrstva oxidu, pak je průměrná dosažená teplota při krizi varu 1. druhu v pokrytí nižší, než v případě pokrytí bez vnější oxidace. Tento jev je vysvětlen rozdílnou smáčitelností těchto povrchů, přičemž platí, že smáčitelnost oxidické vrstvy je vyšší, než u čisté slitiny zirkonia [8].

Znovuobnovení kontaktu chladiva s proutkem po narušení stability parního filmu je spojeno s poklesem teploty vnější strany pokrytí pod tzv. Leidenfrostovu teplotu. Jejíž hodnota roste s rostoucí tloušťkou vrstvy oxidu a rostoucím podchlazením chladiva. Vliv rychlosti proudění chladiva je naopak zanedbatelný. Zkoumání vývoje Leidenfrostovy teploty je podstatné proto, že s jejím růstem se doba varu s přítomností parního filmu snižuje, avšak teplotní šok při opětovném kontaktu vnější strany pokrytí s chladivem je intenzivnější [8].

Samotné důsledky mechanického namáhání pokrytí se liší v závislosti na stupni oxidace vnější strany pokrytí, jelikož je jejím důsledkem křehnutí materiálu pokrytí na této straně. Obecně platí, že vysoce vyhořelé palivo je při RIA více náchylné na poruchy pokrytí. Mezi tyto poruchy patří např. lokální změny rozměrů proutku (ballooning), popř. jeho roztržení. U čerstvého paliva je roztržení proutku nepravděpodobné, mechanická interakce mezi tabletou a pokrytím však možná je [8][48].

Komplexní problematika havárií RIA byla zkoumána na řadě výzkumných reaktorů v různých zemích. Experimenty na těchto zařízeních se vždy prováděly za specifických podmínek majících co nejlépe napodobit situaci, která by v energetickém reaktoru mohla při provozu vzniknout. Při posuzování výsledků experimentů jsou vyhodnocovány různé parametry. Jedním z nejdůležitějších je entalpie, která v této kapitole bude vždy vyjadřovat celkovou tepelnou energii uloženou v tabletě. Její jednotkou je J/g, častěji je však uváděna v jednotce cal/g.

Experimenty lze podle účelu rozdělit do dvou skupin. Do první skupiny spadají experimenty provedené za účelem zjištění prahových hodnot důležitých parametrů, kterými jsou především maximální prahová radiálně středovaná entalpie, při které došlo k poškození konkrétního typu paliva a v radiálním směru maximální dosažená hodnota entalpie. Součástí druhé skupiny jsou experimenty, jejichž účelem je objasnění chování paliva při RIA a mechanismů vedoucích k poškození paliva. Jednotlivé testy se dále liší parametry, při kterých jsou prováděny, jsou jimi například délka výkonového pulzu (od 2 ms do 1000 ms), vyhoření, tloušťka vrstvy oxidu na vnější straně pokrytí a počáteční tlak plynů v palivu [8]. Z hlediska typů paliva se dále rozlišují podle materiálu pokrytí, chemického složení paliva a tloušťky pokrytí.

V minulosti bylo provedeno mnoho experimentů majících zohlednit vliv RIA havárie na jaderné palivo. Zde budou zmíněny pouze experimenty provedené na palivu reaktorů typu PWR a VVER. Vliv RIA na palivo těchto typů reaktorů byl zkoumán na reaktorech IGR (PWR), PBF (PWR), HYDRA (VVER) a NSRR (PWR, BWR). Testovanými materiály palivového pokrytí byla slitina E110 u paliva VVER a slitiny Zircalloy 2 a 4 pro reaktory PWR [8].

Na poškození pokrytí při RIA může mít vliv rozdíl tlaku mezi směsí plynů uvnitř proutku a tlakem chladiva. Experimenty na reaktoru NSRR ukázaly, že vliv přetlaku plynů uvnitř proutku je znatelný až od hodnoty $\approx 0,8$ MPa. Nastane-li při RIA přetlak, jehož maximální hodnota je nižší než výše zmíněná, není poškození geometrie proutku v důsledku lokálních změn průměru (ballooning) pravděpodobné. Takováto poškození byla pro palivo reaktorů VVER zaznamenána

při zkouškách na reaktorech IGR a HYDRA při přetlaku oproti tlaku primárního chladiva 2,4 MPa a prahové entalpii $670 \text{ J}(\text{gUO}_2)^{-1}$ ($\approx 160 \text{ cal/g}$) [8]. Obecně lze na základě experimentálních dat konstatovat, že selhání pokrytí v důsledku lokálních změn průměru nebo jeho prasknutí je při dosažení maximální radiálně středované entalpie pod hodnotou 836,8 J/g (200 cal/g) spojeno s přetlakem směsi plynů v proutku oproti tlaku primárního chladiva $> 1 \text{ MPa}$. Pro příklad lze uvést, že pro dosažení takového přetlaku u paliva vyhořelého na průměrně 40 MWd/kgU při fázi spouštění reaktoru muselo být uvolněno více než 30 % plynných produktů [48].

Poškození pokrytí při opětovném kontaktu chladiva se zahřátým palivovým proutkem bylo zaznamenáno při experimentech na reaktorech PBF a IGR, prahová entalpie pro tuto změnu byla u čerstvého paliva naměřena v rozmezí 940 - 1130 J/g ($\approx 225 - 270 \text{ cal/g}$) [8]. Tyto prahové hodnoty jsou významně ovlivněny tloušťkou pokrytí, která má vliv na tepelnou kapacitu stěny pokrytí a určuje také rychlost difuze kyslíku pokrytím. Poškození pokrytí z důvodu stejného děje u paliva UO_2 s průměrným vyhořením 40 - 50 MWd/kgU lze spojit s prahovou hodnotou radiálně středované entalpie $\approx 711 \text{ J/g}$ ($\approx 170 \text{ cal/g}$) [48].

Důležitou vlastností materiálu pokrytí, která se významně podílí na schopnosti pokrytí odolávat mechanickému namáhání při PCMI, je tažnost, která udává schopnost materiálu odolávat plastickému přetváření [3]. Ovlivněna je radiálním poškozením materiálu a vznikem hydridů, které mají na ztrátu tažnosti nejvýznamnější vliv [48]. Hydridy obsažené v pokrytí lze charakterizovat koncentrací, distribucí a orientací hydridových destiček. Rychlost difuze vodíku z vnější stěny pokrytí do hlubších vrstev je ovlivněna tloušťkou oxidické vrstvy na vnějším povrchu pokrytí. V důsledku rozdílné radiální koncentrace hydridů v pokrytí vzniká RIM vrstva tvořená těmito hydridy, charakterizuje ji vysoká koncentrace hydridů dosahující hodnoty $\approx 2000 \text{ ppm}$ [48]. Právě v RIM vrstvě dochází kvůli značně snížené tažnosti materiálu ke vzniku prvotních trhlin při PCMI. Tyto trhliny se materiálem pokrytí mohou dále šířit a vést tak k poškození pokrytí vedoucí ke ztrátě hermetičnosti.

Růst teploty pokrytí při RIA, která má na tažnost pokrytí vliv, je při posuzování tažnosti materiálu pokrytí v prvotní fázi, tj. při PCMI, zanedbatelný, což je důsledkem již zmíněného téměř adiabatického ohřevu tablety v prvotní fázi RIA, při které se PCMI projevuje. Ve 2. kapitole bylo zmíněno, že oxidické vrstvy na povrchu pokrytí mohou za určitých podmínek odpadávat, tento jev je podstatný i při posuzování odolnosti pokrytí při RIA, jelikož vrstva oxidu částečně omezuje rychlost difuze vodíku materiálem pokrytí. V RIM vrstvě tak mohou za určitých podmínek vznikat místa s lokálním nárůstem koncentrace hydridů v radiálním směru pokrytí. Odpadávat oxidických vrstev se dále projevuje změnou součinitele tepelné vodivosti pokrytí v radiálním směru, jež může vést ke vzniku lokálních míst s vnější teplotou pokrytí až o 20-30 °C nižší než průměrná teplota vnější stěny pokrytí [48]. Selhání pokrytí při RIA v důsledku účinků hydridů bylo při zkouškách paliva pozorováno pouze u paliva reaktorů PWR s průměrným vyhořením 50 MWd/kgU na reaktoru NSRR.

Experimenty s čerstvým palivem VVER na reaktoru IGR ukazují, že hodnota prahové entalpie pro fragmentaci pokrytí, tj. vytvoření obvodových trhlin, které mohou vést ke ztrátě hermetičnosti pokrytí, je totožná s prahovou entalpií pro selhání pokrytí při znovuoobnovení kontaktu chladiva s pokrytím (v důsledku krize varu), zjištěná hodnota je $1130 \text{ J}(\text{gUO}_2)^{-1}$ (≈ 270

cal/g). V případě ještě vyššího růstu entalpie nad prahovou hodnotu $1190 - 1360 \text{ J(gUO}_2\text{)}^{-1}$ ($\approx 284 - 325 \text{ cal/g}$) se již projeví mechanismus tavení paliva a jeho částečný únik skrze vzniklé praskliny do chladiva PO [8]. Chování paliva při RIA je kromě vlastností pokrytí dále ovlivněno také tvarem tablety, jelikož byly při testech s palivem VVER použity tablety s centrálním otvorem, který může být při PCMI zaplněn úlomky tablety a může tak zmírňovat mechanické namáhání pokrytí.

Z výsledků zkoušek vysoce vyhořelého paliva pro VVER provedených na reaktorech IGR a BGR plyne, že poškození pokrytí v důsledku lokální změny geometrie popř. i prasknutí proutku je spojeno s prahovou entalpií $\approx 650 \text{ J(gUO}_2\text{)}^{-1}$ ($\approx 155 \text{ cal/g}$) [48].

Z obecného porovnání kvality testovaných materiálů pokrytí E110 a Zr-2/4 plyne, že prahová entalpie pro poškození pokrytí je u slitiny E110 vyšší, než u slitin Zr-2/4, které byly použity u zkoumaného paliva pro reaktory PWR a BWR [8]. Kvalita slitiny E110 spočívá především v lepší korozní odolnosti oproti zmíněným slitinám, která se projeví méně výrazným křehnutím vnější strany pokrytí, díky této skutečnosti proutky z E110 lépe odolávají mechanickému namáhání proutku při počáteční fázi RIA doprovázenou PCMI. Dobré výsledky v tomto ohledu byly dále zjištěny při experimentech na reaktorech NSRR a CABRI u slitiny M5, u které se prahová entalpie pro poškození pokrytí u paliva vyhořelého na 60-75 MWd/kgU pohybovala v rozmezí $345 - 533 \text{ J(gUO}_2\text{)}^{-1}$ [8]. Složení slitin E110 a M5 jsou si podobná, jedná se o slitiny s 1 wt.% Nb, liší se však obsahem železa a kyslíku (nižší zastoupení O a Fe je u E110) [65].

Při studiu chování paliva při RIA byly provedeny experimenty, které měly objasnit rozdílné chování paliva UO_2 a MOX při těchto haváriích. Jejich výsledky jednoznačně ukazují, že se chování těchto typů paliv při RIA odlišuje [48][83]. Jako hlavní důvod tohoto rozdílu v chování paliv byla shledána odlišná rychlost uvolňování plynných produktů zadržovaných ve struktuře tablety při výkonovém pulzu, přičemž bylo zjištěno, že u paliv MOX je tato rychlost vyšší než u klasického UO_2 . Tato skutečnost představuje významný faktor při posuzování odolnosti paliva při RIA, které jsou spojeny s prudkým růstem reaktivity. Samotné PCMI je totiž způsobeno expanzí tablety, která je určena teplotní roztažností a swellingem plynnými štěpnými produkty. Zatímco efekt teplotní roztažností paliva MOX je podobný jako u UO_2 , swelling plynnými produkty je výraznější u paliva MOX.

Experimenty s palivem MOX, při kterých byla zkoumána odezva paliva na výrazný výkonový pulz, proběhly například při programu CABRI REP-Na, při kterém bylo využito palivo PWR s pokrytím ze slitiny Zircalloy-4 s průměrným vyhořením v rozmezí 28 - 55 MWd/kgU. Při experimentu byla vyhodnocována maximální dosažená průměrná entalpie v radiálním směru, po experimentu byl vyhodnocován stav palivového proutku.

Tabulka 10: Parametry paliva a specifikace podmínek experimentu programu CABRI REP-Na [83].

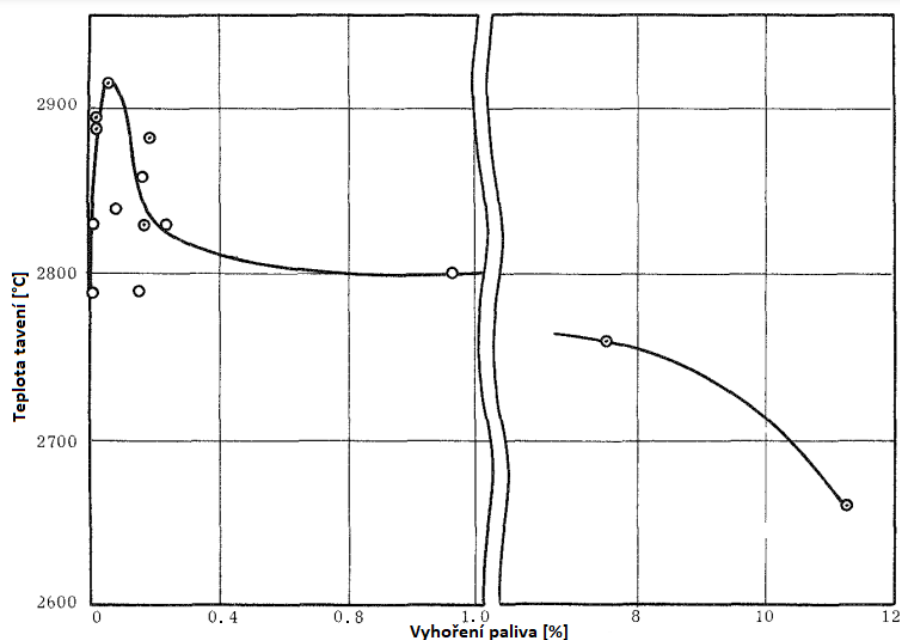
Číslo experimentu	Vyhoření [MWd/kgU]	Délka pulzu [ms]	Tloušťka oxidu [μm]	$h_{\text{MAX}} [\text{J(gUO}_2\text{)}^{-1}]$
1.	28	34	10	879
2.	47	40	35	619
3.	55	40	50	586

První zkoušku ustálo palivo bez poškození, došlo pouze ke změně její geometrie (tvar přesýpacích hodin). Pozdější zkoumání paliva ukázalo, že došlo k uvolnění až 35 % plynných štěpných produktů zadržovaných v tabletě. Podobné byly i výsledky druhého experimentu, došlo ke stejné změně geometrie tablety a uvolněno bylo 21,6 % plynných produktů. Při třetím testu již došlo k poškození paliva, bylo při něm poškozeno pokrytí a došlo k uvolnění určitého množství oxidického paliva z palivového proutku. Pozdější analýza pokrytí ukázala, že v pokrytí paliva 3. experimentu nebyly přítomny hydridy a nedošlo ani k narušení vrstvy oxidu vlivem jeho odpadávání [83]. Výsledky tohoto experimentu byly následně srovnány s výsledky zkoušek s palivem s UO_2 , které proběhly za podobných podmínek. Palivo, u kterého bylo zaznamenáno selhání bylo vyhořelé až na 60 MWd/kg, vrstva ZrO_2 , která byla poškozena odlupováním vrstev oxidu, dosahovala tloušťky v rozmezí 80-130 μm . Z těchto výsledků bylo možné odvodit, že není možné zanedbat rozdíly mezi odolnostmi jednotlivých typů paliv při RIA, neboť odolnost MOX paliva při haváriích RIA vykazuje nižší odolnost. Vliv plynných produktů při PCMI u paliva MOX ukazuje na to, že průměrné vyhoření paliva je u MOX významnějším faktorem než u UO_2 , neboť určuje jaké množství plynných produktů je v tabletě přítomno.

4. Kritické teploty v průběhu havárie reaktoru

V průběhu těžké havárie lehkovodního reaktoru dochází v prostoru AZ reaktoru k růstu teploty, který může být postupný nebo prudký. V minulé kapitole byly zmíněny dva základní typy havárií, které k tomuto jevu mohou vést. Zatímco při havárii typu LOCA může dojít pouze k postupnému růstu teploty v AZ, u havárie typu RIA lze v závislosti na jejím průběhu pozorovat jak prudký, tak postupný nárůst teploty v AZ.

Mezi významné kritické teploty lze řadit teplotu tavení UO_2 , jejíž hodnota se u čerstvého paliva pohybuje okolo $2800\text{ }^\circ\text{C}$. Při vyhoření ale dochází k jejím změnám, které vedou jak k jejímu růstu, tak poklesu [62]. Experimentálně bylo zjištěno, že k růstu dochází na začátku ozařování. Při vyhoření, které odpovídá rozštěpení $0,09\text{ at. \% }^{235}\text{U}$ bylo zjištěno maximum teploty tavení $2930\text{ }^\circ\text{C}$. Při vyšším vyhoření byl již pozorován pokles teploty tavení. Při vyhoření odpovídající rozštěpení $1,75\text{ at. \% }^{235}\text{U}$ došlo k ustálení teploty tavení na hodnotě $2800\text{ }^\circ\text{C}$. Další pokles však byl zaznamenán při vyhoření $8,4\text{ at. \% }^{235}\text{U}$, který se při vyhoření $11,25\text{ at. \% }^{235}\text{U}$ ustálil na $2660\text{ }^\circ\text{C}$. Průběh teploty tavení UO_2 v závislosti na vyhoření udávaném v procentech rozštěpeného ^{235}U lze vidět na následujícím obrázku.



Obr. 15: Teplota tavení UO_2 v závislosti na vyhoření, upraveno z [62].

V průběhu těchto havárií mohou být dosaženy nebo překročeny teploty tavení určitých materiálů AZ. Ke vzniku taveniny však může dojít i v případě, že maximální dosažená teplota v AZ byla nižší, než teploty tavení jednotlivých materiálů [79]. Teplota, při které k takovému tavení materiálů dochází, je nazývána eutektická teplota. Její dosažení je umožněno chemickými reakcemi mezi dvěma popř. více různými materiály, které spolu v AZ přicházejí do mechanického kontaktu. Velikost eutektické teploty je určena koncentrací rozpuštěného materiálu, popř. koncentrací rozpuštěných materiálů, v materiálu jiném.

Velikosti eutektických teplot systémů se dvěma popř. třemi reagujícími materiály jsou zaznamenávány do fázových diagramů. Fázový diagram udává jaké fáze o jakém skupenství se při daných teplotách a koncentracích rozpuštěných složek mohou tvořit. Ve fázových diagramech může být zaznamenáno i několik eutektických teplot pro různé koncentrace rozpuštěných materiálů. Příklad fázového diagramu pro systém Zr-Cr lze vidět na obrázku 17. Z hlediska zkoumání vlivu vzniku tavenin v AZ na jadernou bezpečnost je největší pozornost věnována nejnižší eutektické teplotě ve fázovém diagramu pro daný systém.

Teploty tavení čistých materiálů a významných slitin jsou uvedeny v následující tabulce. Nejnižší teplota tavení náleží slitině Ag-In-Cd, nejvyšší pak ZrO₂. V tabulce jsou uvedeny slitiny, které jsou často využívány pro výrobu palivového pokrytí, jejich teploty tavení se pohybují okolo hodnoty 1800 °C.

Tabulka 11: Souhrn teplot tavení důležitých slitin a materiálů [10], [72], [69], [1], [80], [16], [100], [45], [13], [75].

Materiál	Teplota tavení [°C]
B ₄ C	2469
Slitina Ag-In-Cd	800
Titanát dysprosia (Dy ₂ TiO ₅)	1870
UO ₂	2800
Uran	1132
Zirkonium	1855
ZIRLO	1800
Zircaloy-4	1850
Zr + 2,5%Nb	1840
Slitiny E110 a M5	1827 - 1860
Nerezová ocel 302	1400
ZrO ₂	2700

Nejnižší eutektické teploty mohou být dosaženy v případě reakcí konstrukčních prvků AZ se slitinou Ag-In-Cd. Jak již bylo zmíněno v 1. kapitole, tato slitina je využívána jako absorbátor v regulačních tyčích některých lehkovodních reaktorů. Samotná regulační tyč je vyrobena z nerezavějící oceli, se kterou slitina Ag-In-Cd interaguje pouze nevýrazně. Avšak hermetičnost povlakové trubky regulační tyče může být narušena v důsledku vysokého tlaku uvnitř tyče při teplotách v rozmezí 1325 – 1450 °C (část Cd se nachází v plynném skupenství) [58][1].

Dojde-li však k eutektické reakci mezi povlakovou trubkou regulační tyče a vodící tyčí, která je zhotovena ze slitiny zirkonia, dojde v důsledku eutektické reakce mezi Zr a ocelí k natavení povlakové trubky a selhání její hermetičnosti již při teplotě ≈ 1200 °C [58][72]. Porušení hermetičnosti regulační tyče vede k uvolnění části roztavené slitiny Ag-In-Cd. Tato roztavená slitina má následně možnost reagovat se zirkoniem ve slitině vodící trubky. Nejvýraznější eutektická reakce nastává mezi Ag a Zr. Ve stříbře může být při teplotě 1200 °C rozpuštěno až 77 wt.% zirkonia.

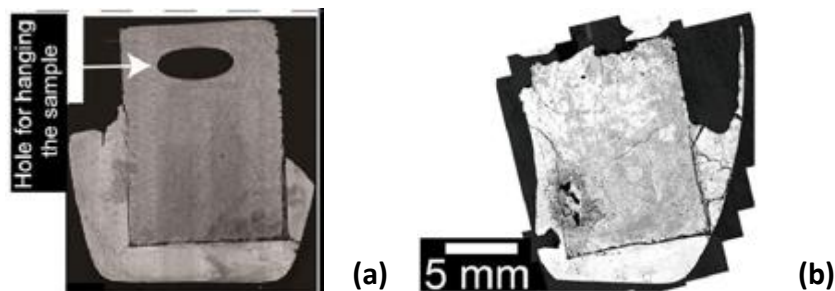
Rychlost reakce může být snížena vrstvou oxidu na vnější straně vodící trubky. Experimenty se vzorky pokrytými vrstvou oxidu ukazují, že slitina Ag-In-Cd nereaguje se ZrO_2 . Vrstva ZrO_2 však zcela zabránit reakci nemůže, po určité době dochází k rozpuštění vrstvy ZrO_2 kovovým zirkoniem a tvorbě kovové formy alfa-Zr(O), tj. alfa zirkonia stabilizovaného kyslíkem, která již reakci mezi Ag a Zr nebrání, může však omezit rychlost reakce a mírně zvýšit velikost eutektické teploty [58]. Při experimentech byly testovány vzorky se silnějšími vrstvami oxidu v rozmezí 20 – 100 μm . Z výsledků bylo zjištěno, že u vzorků se silnějšími vrstvami oxidu se teplota kompletního roztavení vzorku posunula až do hodnoty ≈ 1400 °C (bez vrstvy oxidu 1200 °C).

Mezi další eutektické reakce patří reakce Fe-Zr, Ni-Zr, Cr-Zr. Nejnižší eutektická teplota může být dosažena u reakce mezi Fe-Zr při difuzi ≈ 5 wt. % Fe, je rovna 950 °C [58][72]. Při reakci Ni-Zr může být dosaženo 4 eutektických teplot v rozmezí 960 – 1170 °C. Dvě eutektické teploty 1332 °C a 1592 °C mohou být dosaženy při reakci Cr-Zr [58].

Další důležité eutektické reakce mohou vzniknout mezi karbidem bóru (B_4C) a konstrukčními prvky AZ. V první kapitole byl B_4C zmíněn v souvislosti s využitím jako absorbátor v regulačních tyčích lehkovodních reaktorů. Vzhledem k tomu, že povlaková trubka regulační tyče je vyrobena z nerezové oceli, jsou zkoumány vlastnosti eutektika vzniklého právě mezi B_4C a nerezovou ocelí. Zatímco teplota tavení B_4C je ≈ 2469 °C, eutektická teplota mezi B_4C a nerezovou ocelí je ≈ 1027 °C, intenzivní tavení bylo zaznamenáno až při teplotě 1277 °C [72].

V případě, že je toto eutektikum udržováno při dostatečně vysoké teplotě po delší dobu, bude vzniklá tavenina dále reagovat s konstrukčními prvky AZ. Proto jsou dále zkoumány reakce mezi Zr a slitinou B_4C - nerezová ocel. Složitost těchto reakcí je způsobena především množstvím reagujících prvků, patří mezi ně B, C, Zr, Fe, Ni, Cr [87]. Eutektické teploty mezi slitinami B-Zr, C-Zr, Cr-Zr, Fe-Zr, Ni-Zr jsou po řadě $\approx 1662, 1854, 1332, 928, 960$ °C. Za účelem zjištění rychlosti reakce mezi roztavenou slitinou B_4C -nerezová ocel a Zr bylo provedeno několik experimentů. První byl proveden při teplotě 1300 °C, která odpovídá druhé nejnižší eutektické teplotě v systému Fe-Zr. Druhý při teplotě 1377 °C, která leží nad druhou nejnižší eutektickou teplotou systému Fe-Zr [87]. Porovnáním výsledků experimentu tak mohl být posouzen vliv eutektika Fe-Zr (tj. systému s nejnižší eutektickou teplotou z výše vyjmenovaných) na eutektickou reakci celého systému.

Porovnáním řezů vedených ochlazenými vzorky zirkonia udržovaných v tavenině systému B_4C -nerezová ocel při 1300 °C po dobu 600 s a 900 s bylo možné vypořadovat, jak významný vliv má doba, po kterou je vzorek Zr udržován v tavenině. Hranice mezi Zr a taveninou je u vzorku vystaveného tavenině po dobu 600 s zřetelná, jak lze vidět na obrázku 14, což ukazuje na ne příliš intenzivní eutektickou reakci. U druhého vzorku je již tato hranice významně narušena a v určitých oblastech vzorku není rozeznatelná, jak lze také vidět na obrázku 16. Vystavení vzorku teplotě 1377 °C vedlo ke vzniku eutektika již po 10 s, což ukazuje na významný vliv eutektika Fe-Zr na rychlost vzniku eutektika v celém systému.

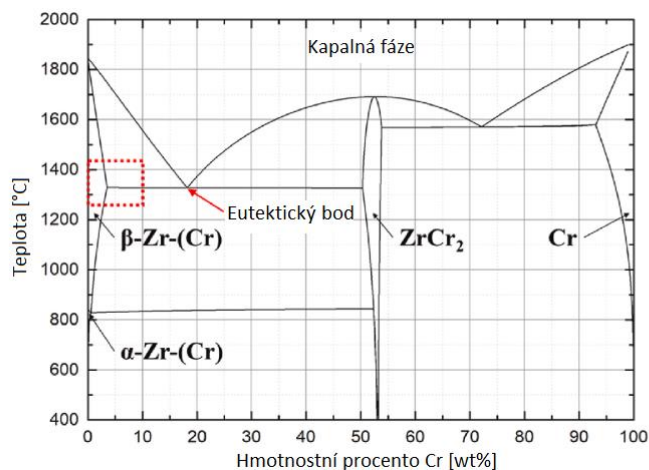


Obr. 16: Řezy vedené vzorky Zr (obdélníkový tvar) udržované v tavenině B_4C -nerezová ocel o $t = 1300$ °C, obrázek (a) ukazuje vzorek udržovaný v tavenině 600 s, obrázek (b) 900 s, upraveno z [87].

Jedním ze způsobů jak zvýšit velikost eutektické teploty spočívá v nanesení vrstvy chromu na vnitřní stěnu vodící tyče ze slitiny zirkonia. Nanesení vrstvy chromu na pokrytí s sebou však přináší i otázky ohledně chování této vrstvy při dosažení eutektické teploty Zr-Cr popř. vlivu na oxidační vlastnosti zirkonia. Experiment, při kterém byla využita slitina M5 s vrstvou chromu o různých tloušťkách ukázal, že velikost eutektické teploty vzrostla z hodnoty 1308 °C naměřené u vzorku s tloušťkou vrstvy chromu 5 μm na 1328 °C u vzorku s 15 μm vrstvou [38].

Dále byl zkoumán vliv vrstvy chromu na intenzitu vzniku vodíku v oxidačním prostředí. Bylo zjištěno, že vrstva chromu snižuje rychlost oxidační reakce a tím i intenzitu vzniku vodíku. Po dosažení eutektické teploty však bylo pozorováno, že rychlost vzniku vodíku dosahuje vyšších hodnot než u vzorku, který vrstvou chromu opatřen nebyl. Pozorována také byla změna velikosti eutektické teploty v závislosti na rychlosti růstu teploty zkoumaného vzorku. Při růstu teploty 2 K/min byla eutektická teplota rovna 1280 °C, zatímco při růstu 5-50 K/min dosahovala hodnot 1330 – 1340 °C [38].

Další experimenty s vrstvami chromu byly provedeny na slitinách Zr-Nb-Sn (0,67 Sn, 0,1 Fe, 1 Nb, 98,23 Zr) a slitině Zr-Nb (1,1 Nb, 0,05 Cu, 98,85 Zr) [37]. Na vzorky z těchto slitin byly nanášeny vrstvy Cr o tloušťkách 6 – 22,5 μm . Jeden ze vzorků byl opatřen dvojvrstvou složenou z Cr/CrN s tloušťkou Cr 28,3 μm a tloušťkou CrN 9,4 μm . Byly provedeny dva základní typy experimentu. Při prvním se vzorky zahřály rychlostí 20 °C/min na teploty v rozmezí 1310 °C až 1330 °C, jelikož eutektická teplota byla na základě teoretických výpočtů očekávána v rozmezí těchto teplot. Po dosažení této teploty a uplynutí doby řádově v jednotkách až desítkách vteřin byl vzorek ochlazen na pokojovou teplotu. Při druhém experimentu byl vzorek po dosažení požadované teploty na této teplotě ponechán po dobu 1 hodiny, poté byl ochlazen na pokojovou teplotu. Teoreticky stanovená eutektická teplota slitiny Zr-Sn-Nb s Cr je rovna 1321,4 °C při koncentraci Cr 2,95 hmot.%, pro slitinu Zr-Nb pak 1328,4 °C při 3,48 hmot.% Cr.



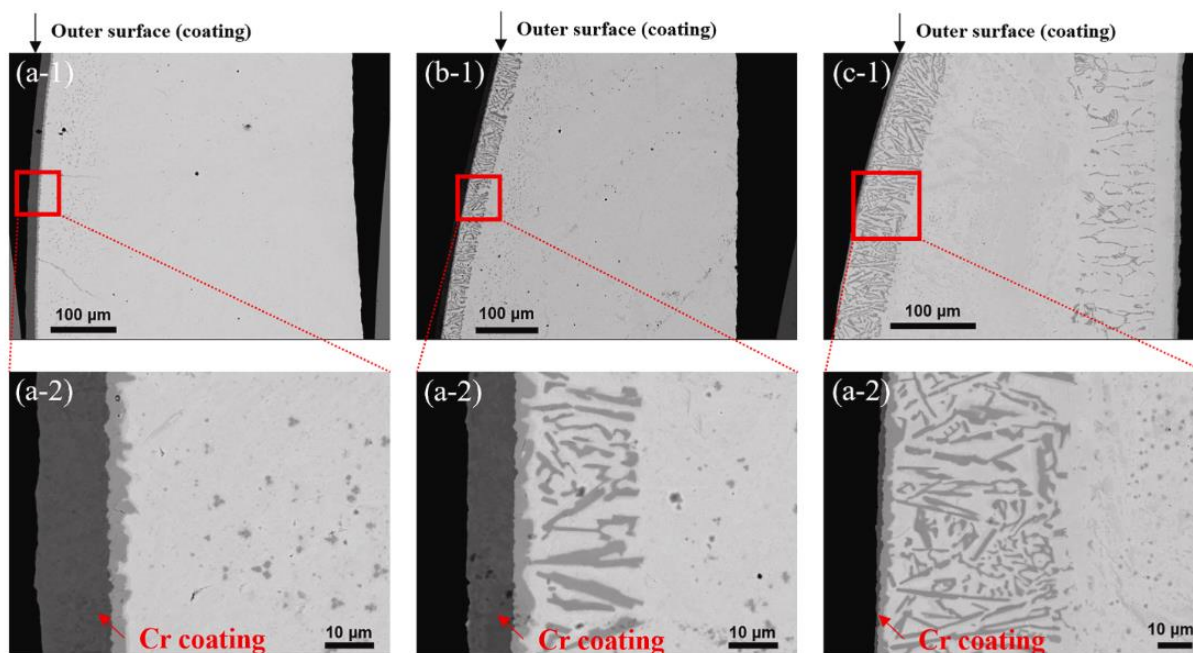
Obr. 17: Fázový diagram systému Zr-Cr, upraveno z [37].

Na x-ové ose je uvedena koncentrace Cr v Zr, na ose y teplota ve °C. V diagramu lze v levé části vidět dvě alotropické modifikace Zr s určitým množstvím rozpuštěného Cr v jejich krystalové mřížce. Červeně je označen eutektický bod. Dalším eutektickým bodem v tomto systému by byl bod lokálního minima eutektické křivky v pravé části diagramu. Významnou křivkou ve fázovém diagramu je eutektická křivka, která určuje hranici mezi pevnou a kapalnou fází slitiny v závislosti na koncentraci rozpuštěného prvku a teplotě.

Při vyhodnocování výsledků experimentu byl zanedbán vliv kyslíku rozpuštěného v krystalické mřížce slitin. Pokud by byl v mřížce také zastoupen vedl by k posunu eutektické teploty do vyšších hodnot. Konkrétní rozdíl mezi eutektickými teplotami systému Zr-Cr s nulovým zastoupením kyslíku v Zr a systému Zr-Cr s 2 hmot.% kyslíku v Zr je ≈ 20 °C. Toto zanedbání bylo považováno za oprávněné z důvodu účinné ochrany Zr vrstvou Cr proti difuzi kyslíku.

Z výsledků experimentů byla eutektická teplota u obou typů slitin stanovena na 1308 °C, přičemž s rostoucí tloušťkou vrstvy chromu u jednotlivých vzorků docházelo k růstu teploty, při které byla zjištěna maximální rychlost eutektické reakce. U vzorku s dvojvrstvou Cr/CrN byla naměřena eutektická teplota přibližně o 10 °C vyšší, než u vzorků s jednou vrstvou chromu, zcela zabránit eutektické reakci však tato vrstva nedokázala [37].

Vzorky, které byly eutektické teplotě vystaveny pouze krátkou dobu vykazovaly v závislosti na této době a dosažené teplotě různé změny. Počáteční tloušťka vrstvy Cr byla u všech vzorků 16,9 μm . První vzorek vystavený teplotě 1310 °C po dobu 1 s nevykazuje znaky eutektické reakce. U vzorku, který byl vystaven teplotě 1320 °C po dobu 36 s k eutektické reakci došlo, rozpuštěna byla přibližně polovina vrstvy Cr. Třetí vzorek vystavený teplotě 1330 °C po dobu 72 s byla rozpuštěna téměř celá vrstva Cr, odolala pouze vrstva tloušťky $\approx 1\text{-}2$ μm [37]. Detaily těchto vzorků pořízené elektronovým mikroskopem lze vidět na obrázku 18.



Obr. 18: Detail oblasti mezi Cr-Zr, obrázky (a-1), (b-1) a (c-1) po řadě zobrazují vzorky vystavené teplotám 1310 °C (po dobu 1 s), 1320 °C (po dobu 36 s), 1330 °C (po dobu 72 s), obrázky (a-2) zobrazují detail hranice mezi Cr-Zr [37].

Další důležitou eutektickou reakcí je reakce mezi UO_2 a palivovým pokrytím. Zatímco teplota tavení UO_2 se pohybuje okolo 2800 °C [16], eutektická teplota mezi U a Zr je ≈ 1150 °C [36]. Eutektikum vzniká v pokrytí následujícím způsobem. Díky vysoké rozpustnosti kyslíku v zirkoniu dochází k redukci UO_2 v místě kontaktu mezi tabletou a pokrytím. Dochází tak ke vzniku alfa-Zr(O) na vnitřní stěně pokrytí a vzniku kovového uranu. Kovový uran difunduje skrze alfa-Zr(O) a chemicky reaguje s kovovým Zr. Jelikož ke kontaktu mezi tabletou a vnější stěnou pokrytí dochází podél celého obvodu tablety, je i vrstva Zr-U v pokrytí rozložena po obvodu proutku rovnoměrně. Při překročení zmíněné eutektické teploty se bude moci eutektikum Zr-U pohybovat v axiálním směru proutku, přičemž může interagovat s trhlinami v palivovém pokrytí a tuto zpočátku mezi dvěma materiály uzavřenou vrstvu, opustit. Při diskutování vzniku tohoto eutektika je nutné zohlednit vliv vyhoření paliva. Experimenty při vysokých teplotách okolo 2000 °C bylo zjištěno, že rychlost rozpouštění UO_2 ve slitině Zircalloy-4 dosahovala u vyhořelého paliva vyšších hodnot [84]. Jiné zdroje uvádějí, že malé zastoupení štěpných produktů (vyhoření nebylo specifikováno) má na rozpustnost UO_2 v Zr jen minimální vliv. Významný vliv je připisován významným změnám v mechanických vlastnostech tablety v průběhu jejího vyhořívání [55].

Závěrem této kapitoly je shrnutí průběhu teplot a jejich důsledků v případě těžké havárie lehkovodního reaktoru. Dosáhnou-li teploty v aktivní zóně rozmezí teplot 1200 – 1400 °C, lze očekávat částečné poškození aktivní zóny v důsledku vzniku zmíněných eutektik, z nich nejvýznamnější jsou eutektika mezi nerezovou ocelí a Zr, B_4C a Zr a An-In-Cd a Zr. Vznik významného množství taveniny, které vede k výraznému poškození AZ náleží rozmezí teplot 1760 – 2230 °C. Dosažení ještě vyšších teplot již vede ke vzniku taveniny na dně reaktorové nádoby [16][64].

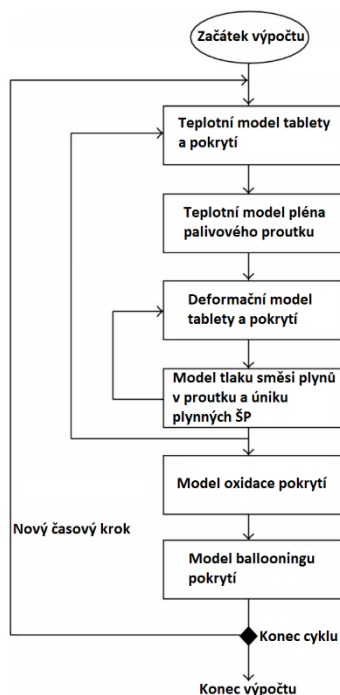
5. Výpočet s kódem FRAPTRAN 1.4

5.1 Teoretický popis výpočetního kódu

FRAPTRAN je termohydraulický výpočetní kód umožňující určit časový průběh parametrů popisujících palivový proutek a okolní chladivo v průběhu přechodových jevů, název kódu byl odvozen z *Fuel Rod Analysis Program – Transient* [49]. Přechodovými jevy jsou myšleny prudké změny parametrů palivového proutku nebo okolního prostředí v průběhu havárií LOCA a RIA. Výpočty s tímto kódem jsou omezeny pouze na lehkovodní reaktory. Výpočet umožňuje získat časový průběh celé řady parametrů, jsou mezi nimi například teploty tablety, teploty pokrytí, deformace (plastické, elastické) a tlak směsi plynů v palivovém proutku.

Pro účel výpočtu přestupu a prostupu tepla v palivovém proutku a následného přestupu tepla do chladiva jsou v kódu implementovány teoretické modely. Mezi ně patří například teplotní model tablety a pokrytí, teplotní model pléna proutku, deformační model pokrytí a tablety a model pro oxidaci pokrytí. Například mechanické deformace pokrytí a tablety jsou počítány modelem FRACAS-I. Modelem pro výpočet deformací pokrytí při extrémním mechanickém namáhání, které vede k ballooningu pokrytí je BALON2 [49].

Samotné výpočty v jednotlivých modelech jsou založeny na metodě konečných diferencí, zpřesňování výsledků je pak dosaženo opakovanými výpočty v iteračních cyklech, které umožňují dosáhnout výsledků s předem definovanou přesností [49]. Na počátku iteračního cyklu jsou za zjednodušených podmínek (ve vztazích vystupují veličiny, jejichž hodnoty jsou zatím neznámé) vypočteny teploty v tabletě a pokrytí. Vypočtené hodnoty následně jako nezávislé proměnné vstupují do výpočtů teploty v mezeře mezi tabletou a pokrytím. Z rozložení teplotního pole v proutku jsou následně vypočtena mechanická napětí v tabletě a pokrytí a mechanické deformace těchto materiálů. Závěrem cyklu je vypočten tlak směsi plynů uvnitř proutku, který je závislý na předchozích výpočtech mechanických deformací. V případě výpočtu s vyhořelým palivem je na závěr vypočteno množství plynných štěpných produktů uvolněných z tablety. Hodnoty parametrů vypočtené v tomto cyklu slouží jako vstup pro modely popisující oxidaci vnější strany proutku a případný ballooning pokrytí. Popsaný výpočetní cyklus obsahuje dvě vnořené smyčky, ve kterých při výpočtu probíhají nezávislé iterační cykly, které neumožní provést další výpočet dokud není dosažena konvergence daného vnitřního cyklu. Kompletní cyklus i s vnitřními vnořenými cykly lze vidět na obrázku 19.



```

$design
RodLength=2.42, FuelPelDiam=0.00756, gapthk=0.00008, vplen=0.00000417
volbp=0, dishv=0
scd=0.0077, swd=0.001, spl=0.089001, ncs=7
RodDiameter=0.0091, pelh=0.011, rshd=0, dishd=0
frpo2=0, fotmt1=2.001, gadoln=0
roughf=2, frden=0.95, OpenPorosityFraction=0.0095, tsntrk=2911, fgns=6.6
coldw=0.5, roughc=2, CladType=6, clwdc=0.04
gfrac(1)=1, gfrac(2)=0, gfrac(3)=0, gfrac(4)=0, gfrac(5)=0
gfrac(6)=0, gfrac(7)=0, gappr=500000, tgas0=293.15
pitch=0.0122, pdrato=1.34066, rnbnt=1, totnb=126
bup=0, cfluxa=0, tflux=0
fluxz(1)=
0.25882, 0, 0.5, 0.242, 0.70711, 0.48401
0.86603, 0.72601, 0.96593, 0.96801, 1, 1.21001
0.96593, 1.45202, 0.86603, 1.69402, 0.70711, 1.93602
0.5, 2.17803, 0.25882, 2.42003
eppinp(1)=
0, 0, 0, 0.242, 0, 0.48401
0, 0.72601, 0, 0.96801, 0, 1.21001
0, 1.45202, 0, 1.69402, 0, 1.93602
0, 2.17803, 0, 2.42003
radpel(1)=
0, 0, 0, 0.242, 0, 0.48401
0, 0.72601, 0, 0.96801, 0, 1.21001
0, 1.45202, 0, 1.69402, 0, 1.93602
0, 2.17803, 0, 2.42003
$end

```

Obr. 19: Základní výpočetní cyklus kódu FRAPTRAN, upraveno z [60].

Obr. 20: Ukázka části vstupního textového souboru využitého při výpočtu hypotetické RIA havárie.

Na obrázku 19 lze vidět dva vnořené cykly, ve kterých probíhají samostatné iterace. První cyklus probíhá mezi deformačním modelem a modelem pro výpočet tlaku směsi plynů v proutku. Druhý cyklus probíhá mezi počátečním modelem pro výpočet teplotního pole v proutku a modelem pro výpočet tlaku směsi plynů. Iterace cyklu je ukončena, pokud je rozdíl mezi výsledkem aktuálního a předchozího cyklu menší než předem zadaná hodnota, tento stav je nazýván jako konvergence daného cyklu. Další cyklus je vypočten pro čas posunutý od času předchozího cyklu o pevně daný časový krok. Délka časového kroku je na počátku cyklus zadána uživatelem.

Ve vstupním souboru FRAPTRANu musí být zadefinovány všechny parametry sloužící k popisu vlastností palivového proutku. Ukázku části vstupního souboru lze vidět na obrázku 20. Výpočet může být proveden jak s palivem čerstvým, tak vyhořelým. V případě výpočtu s vyhořelým palivem je nutné do FRAPTRANu vložit vstupní soubor popisující vlastnosti vyhořelého paliva, který lze získat výpočtem vyhoření v kódu FRAPCON. Dále je nutné specifikovat vlastnosti chladiwa proudícího kolem proutku. Délka výpočtu je silně závislá na počáteční volbě délky časového kroku. Délka časového kroku je důležitým parametrem, který může při nevhodné volbě vést nedosažení konvergence výše popsanych cyklů. Obecně platí, že čím větší je velikost výkonového píku, tím kratší časový interval je nutné nastavit v době průběhu tohoto píku. Ve vstupním souboru je dále nutné definovat tzv. nodalizace. Nodalizace rozděluje pro axiální a radiální směr proutku. Axiální nodalizace určuje, na kolik částí je proutek dělen v axiálním směru. Radiální nodalizaci je nutné zadat pro pokrytí i palivovou tabletu. Platí, že čím více nódů je pro výpočet zvoleno, čím delší je výpočetní čas. Volba většího počtu nódů umožňuje odečítat v čase proměnné parametry proutku ve větším množství bodů, lze tak získat lepší představu o prostorovém rozložení s čase proměnných parametrů proutku.

Výstupem výpočtu jsou dva soubory. Z prvního souboru lze odečíst velikosti časově proměnných parametrů pro konkrétní časy z časového intervalu. Druhý soubor slouží jako vstup pro součást výpočetního kódu FRAPTRAN, která slouží k vykreslování grafů. Do grafů je možné vykreslit závislosti jednotlivých parametrů na čase, popř. závislosti mezi jednotlivými časově proměnnými parametry.

5.2 Parametry výpočtu

Výpočet byl proveden pro hypotetickou havárii typu RIA, která vedla k náhlému vnosu kladné reaktivity do AZ, jež se projevila výkonovým píkem. Pro účely zjištění vlivu výkonových pulzů na palivové proutky byly provedeny experimenty na několika výzkumných reaktorech. Z parametrů výkonových pulzů na těchto reaktorech bylo zjištěno, že pulzy mají přibližně sinusový průběh, přičemž velikost lineárního výkonu proutku, která může být při těchto testech dosažena, může dosahovat až desítek tisíc kW/m. Pro tento výpočet byl zvolen přibližný tvar výkonového pulzu, který byl dosažen při experimentech na reaktoru B1GR. Délky těchto pulzů (FWHM) se pohybují v rozsahu jednotek ms až do nižších stovek ms [52].

Pro výpočet bylo zvoleno palivo reaktoru VVER-440, konkrétně pro palivový proutek pracovního souboru. Pro výpočet bylo využito palivo, jehož parametry odpovídají parametrům paliva využitého při experimentech na reaktoru B1GR, čerpáno bylo z literatury [52][98]. Parametry paliva bylo nutné pro výpočet upravit, neboť palivové proutky využitá na B1GR nebyly ve své horní části opatřeny přítlačnou pružinou, ale fixačními prstenci, jejichž vliv vedení tepla v horní části proutku nebylo možné při výpočtu zohlednit. Další odchýlení výpočtu od parametrů experimentu se týká vlastností okolního chladiva, zatímco na B1GR byly proutky obklopeny stojatou vodou, výpočet byl proveden s hmotnostním průtokem chladiva, který odpovídá hmotnostnímu průtoku chladiva reaktorem VVER-440 při provozu. Konkrétní parametry palivového proutku a vlastnosti chladiva jsou uvedeny v následujících tabulkách.

Tabulka 12: Parametry palivového proutku VVER-440 využité pro výpočet [52].

Průměr proutku vnitřní/vnější [mm]	7,72/9,10
Průměr/výška tablety [mm]	7,56/11,00
Poloměr centrálního otvoru [mm]	0,8
Hustota tablety/otevřená porozita [%]	95,00/0,95
Velikost zrn materiálu tablety [μm]	6,6
Výška palivového sloupce [mm]	2420
Délka/průměr drátu/průměr pružiny [mm]	89,0/1,0/7,7
Objem prostoru nad sloupcem [mm^3]	4165,96
Materiál pokrytí	Zr + 1 %Nb
Tlak helia v proutku (při 20 °C) [MPa]	0,5

Tabulka 13: Parametry palivového souboru VVER-440 využité pro výpočet [52].

Rozteč proutků v souboru [mm]	12,2
-------------------------------	------

Tabulka 14: Vlastnosti chladiva procházejícího AZ reaktoru VVER-440.

Teplota chladiva [°C]	267
Tlak Chladiva [MPa]	12,5
Entalpie chladiva vstupujícího do AZ [kJ/kg]	1168
Hmotnostní tok chladiva [kg/m ² ·s]	1465

Hmotnostní tok chladiva odpovídá toku chladiva při provozu reaktoru, zvolen byl na základě informací z literatury [31], [99].

Palivový proutek byl před výpočtem rozdělen na 10 axiálních a 5 radiálních nódů. Palivová tableta byla rozdělena na 5 radiálních nódů. Do vstupního souboru byla dále doplněna informace o axiálním a radiálním výkonovém profilu v proutku a v tabletě. Výkonový profil definuje rozložení výkonu v daných axiálních úsecích proutku a radiálních úsecích tablety. Pro všech 10 radiálních nódů tablety byl použit jednotkový profil, výpočet je tedy založen na předpokladu, že distribuce generovaného výkonu v radiálním směru tablety je rovnoměrná. Tato skutečnost se blíží výpočtu s čerstvým jaderným palivem, jak totiž bylo zmíněno v kapitole 2, vzniká v průběhu vyhořívání tablety k tvorbě vrstvy RIM, která představuje nerovnoměrnost v rozložení ²³⁹Pu, tedy štěpného materiálu, v radiálním směru tablety. Nerovnoměrnost v rozložení štěpného materiálu v radiálním směru tablety způsobí nerovnoměrnost v rozložení generovaného výkonu v radiálním směru v době trvání pulzu. Profil v axiálním směru proutku byl zvolen tak, aby respektoval rozložení hustoty toku neutronů v AZ, byl proto zvolen jako sinusový. Délky časových kroků při výpočtu byly zvoleny tak, aby respektovaly prudké změny parametrů v době výkonového pulzu a zároveň zbytečně neprodlužovaly délku výpočtu v době, kdy dochází k pozvolené změně parametrů s časem. Výkonovému pulzu o délce přibližně 20 ms byl proutek vystaven již na počátku zvoleného časového intervalu, celková délka časového intervalu však byla zvolena 2000 s, aby bylo možné pozorovat stabilizaci sledovaných parametrů v čase po uplynutí pulzu.

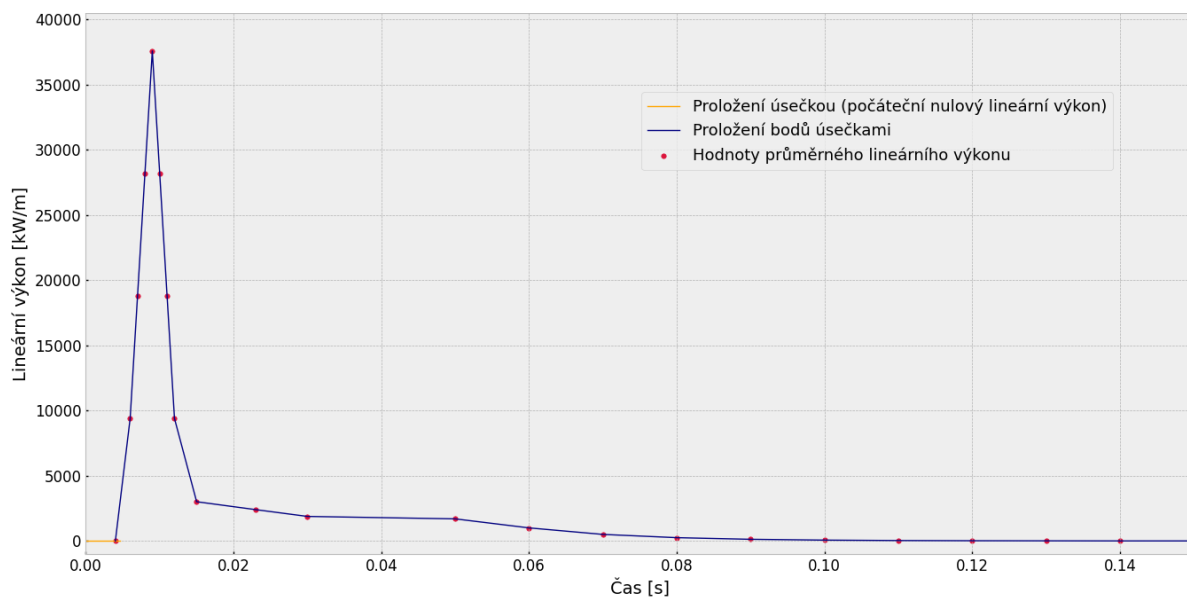
5.3 Výsledky výpočtu

Na obrázku 21 lze vidět graf zobrazující průběh lineárního výkonu proutku v čase v době výkonového pulzu a krátce po něm. Tvar a velikost výkonového pulzu byl zvolen tak, aby přibližně odpovídal výkonovému pulzu dosaženého při experimentech na reaktoru B1GR, čerpáno bylo z literatury [52].

Prudký růst teploty tablety v době průběhu výkonového píku vede v důsledku teplotní roztažnosti k prudkým změnám geometrie tablety. Jak bylo podrobněji rozvedeno v kapitolách 2 a 3, významný vliv na možné selhání pokrytí má právě PCMI, tedy mechanická interakce mezi tabletou a vnější stranou pokrytí. Částečná kompenzace PCMI je zapříčiněna mezerou mezi tabletou a pokrytím, která byla z důvodu výpočtu s čerstvým palivem neuzavřena.

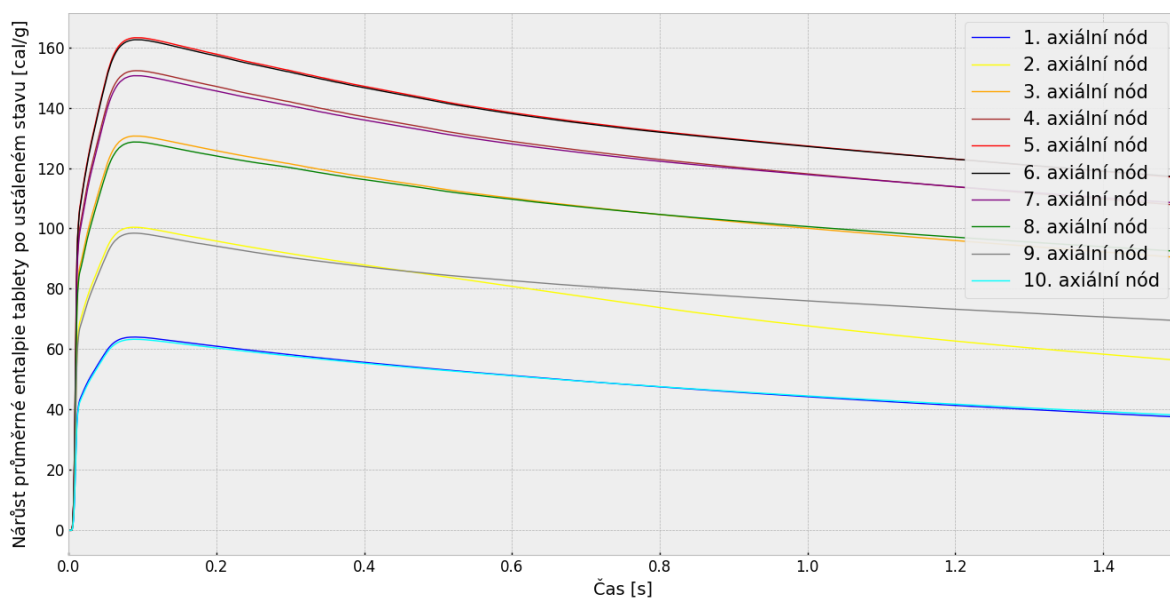
Tabulka 15: Parametry výkonového pulzu.

FWHM [ms]	Maximální dosažený lin. výkon [kW/m]
4,00	37587

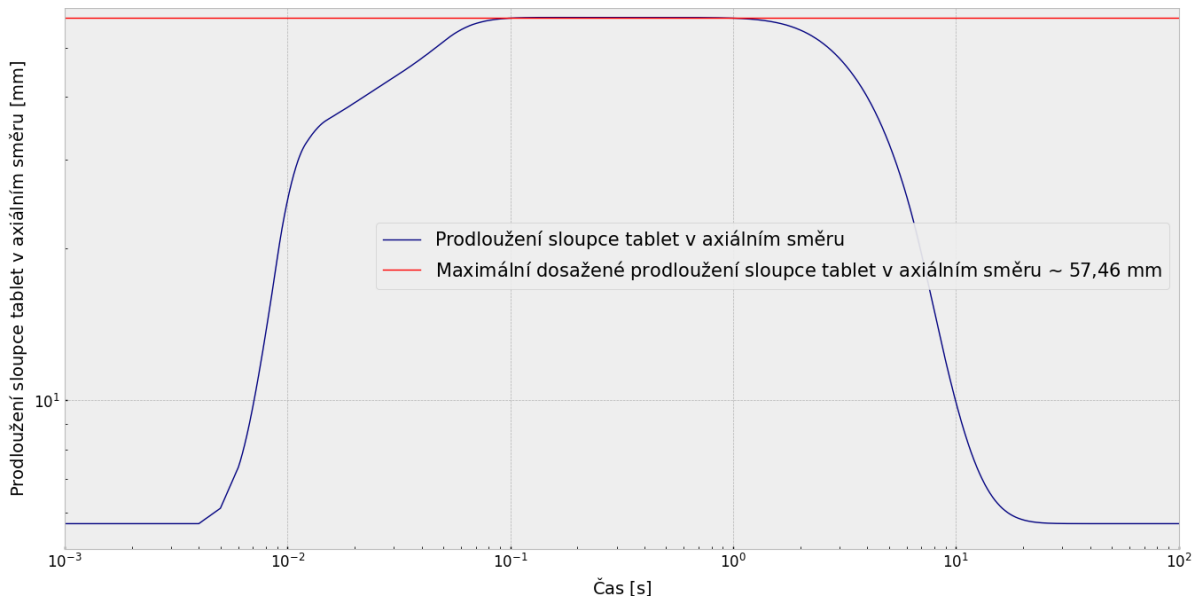


Obr. 21: Graf průběhu průměrného lineárního výkonu proutku v době průběhu výkonového pulzu.

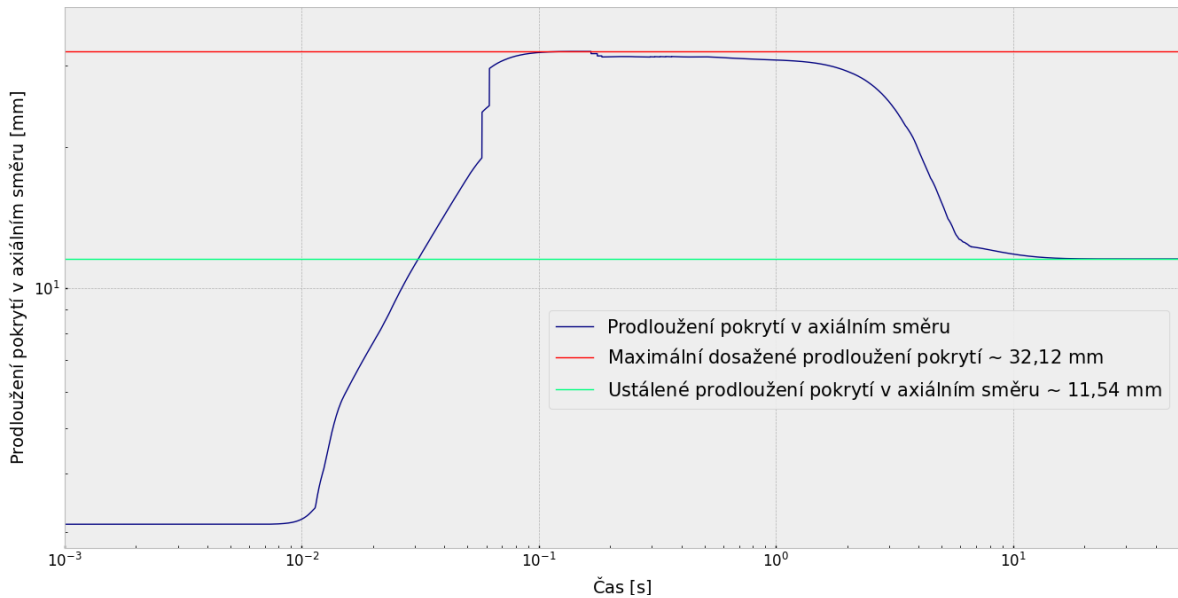
Na následujícím grafu lze vidět průběh přírůstku průměrné entalpie tablety oproti její počáteční hodnotě, tj. hodnotě průměrné entalpie tablety před pulzem. V tomto grafu lze vidět přínos nodalizace proutku. Jak již bylo zmíněno, palivový proutek byl rozdělen na 10 axiálních nódů, následující graf tedy poskytuje informaci o přírůstku průměrné entalpie tablety v jednotlivých nódůch. Axiální nody jsou číslovány od konce palivového proutku. Na grafu lze vidět, že nejnižší dosažený přírůstek průměrné entalpie tablety náleží 10 a 1 nódu, naopak maximální dosažená hodnota tohoto přírůstku odpovídá 5 a 6 nódu, tedy místu prostřední části proutku. Maximální dosažený přírůstek entalpie byl roven 163,21 cal/g ($\approx 682,87$ J/g), kde hmotnost je vztažena na 1 gram UO_2 . Maximální dosažený přírůstek entalpie tablety oproti entalpii tablety při referenční teplotě 25 °C byl roven 178,76 cal/g ($\approx 747,93$ J/g).



Obr. 22: Graf závislosti přírůstku průměrné entalpie tablety na čase.



Obr. 23: Graf závislosti prodloužení sloupce tablet v axiálním směru na čase.



Obr. 24: Graf závislosti růstu prodloužení pokrytí v axiálním směru na čase.

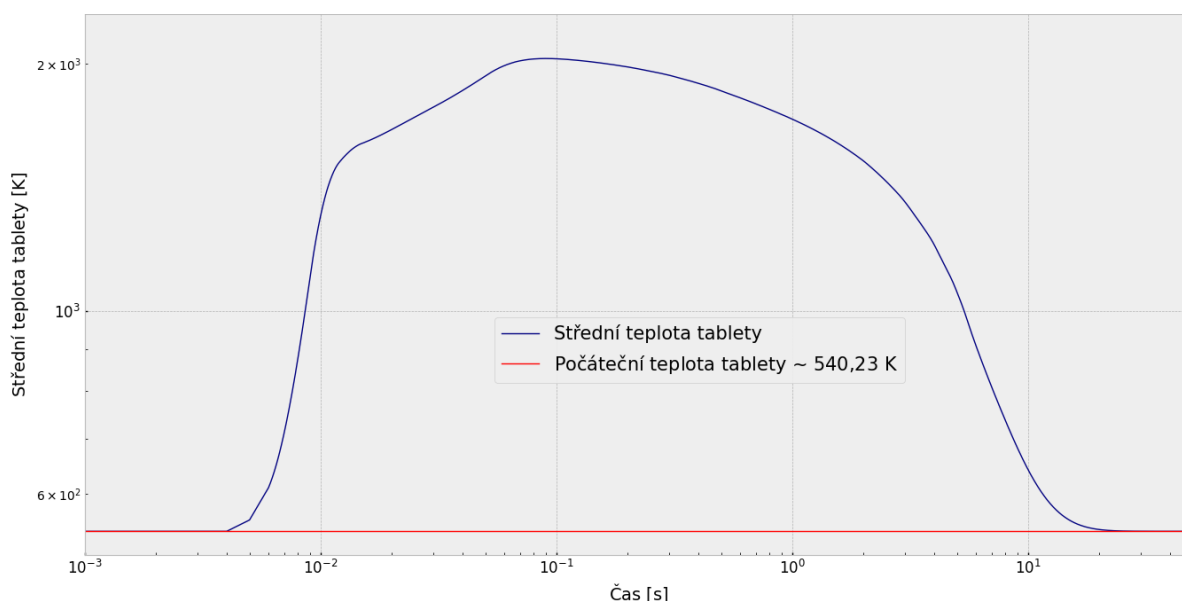
Na obrázcích 23, resp. 24, lze vidět grafy zobrazující závislost axiálního prodloužení sloupce tablet, resp. axiálního prodloužení pokrytí, v době trvání výkonového píku a krátce po něm. Prodloužení v jednotkách milimetrů lze v obou případech pozorovat již v době před výkonovým píkem, toto počáteční prodloužení je důsledkem rozdílu teploty proutku, jehož počáteční teplota byla 267 °C (dána počáteční zvolenou teplotou chladiva), oproti teplotě 20 °C, která byla předpokládána jako referenční při zadávání rozměrů proutku.

V grafu na obrázku 24 lze pozorovat výrazný skok v prodloužení na intervalu (0,01, 0,1) s. Příčina tohoto skoku spočívá v nestabilitě výpočtu, blíže je popsána v komentáři ke grafu na obrázku 26.

Porovnáním grafů pro tabletu a pokrytí lze vyzorovat rychlejší nárůst délky u sloupce tablet na počátku výkonového pulzu, tento jev je způsoben vlivem tepelného odporu mezery mezi tabletou a pokrytím, tento tepelný odpor totiž omezuje intenzitu přestupu tepla z tablety do vnitřní stěny pokrytí. Tento tepelný odpor, který je z důvodu závislosti šířky mezery na čase v době pulzu časově proměnný, je tvořen heliem vyplněnou mezerou mezi tabletou a pokrytím. Dále je do odporu započítán kontaktní odpor mezi tabletou a pokrytím, který je přítomen od okamžiku vytvoření kontaktu mezi tabletou a vnitřní stěnou pokrytí.

Z prodloužení v časech okolo konce zvoleného časového intervalu, tedy 2000 s, bylo zjištěno, že došlo k plastické, tedy nevratné deformaci pokrytí. Deformace v těchto časech bylo možné považovat za plastické, jelikož průměrná teplota tablety již byla ustálena na původní hodnotě 267 °C a nemohlo tedy dojít k dalším změnám teploty pokrytí. Prodloužení pokrytí v čase 2000 s bylo rovno 11,54 mm, odečtením původní hodnoty prodloužení 3,12 mm, která je způsobena teplotou primárního chladiva byla získána velikost plastické deformace 8,42 mm.

Zmíněný průběh střední teploty tablety v čase v době od začátku výkonového píku do doby, kdy je již tato teplota blízko teplotě ustálené, tedy rovné počáteční teplotě tablety, lze vidět v grafu na následujícím obrázku. Maximální dosažená střední teplota tablety byla rovna 2030 K (1756, 85 °C).



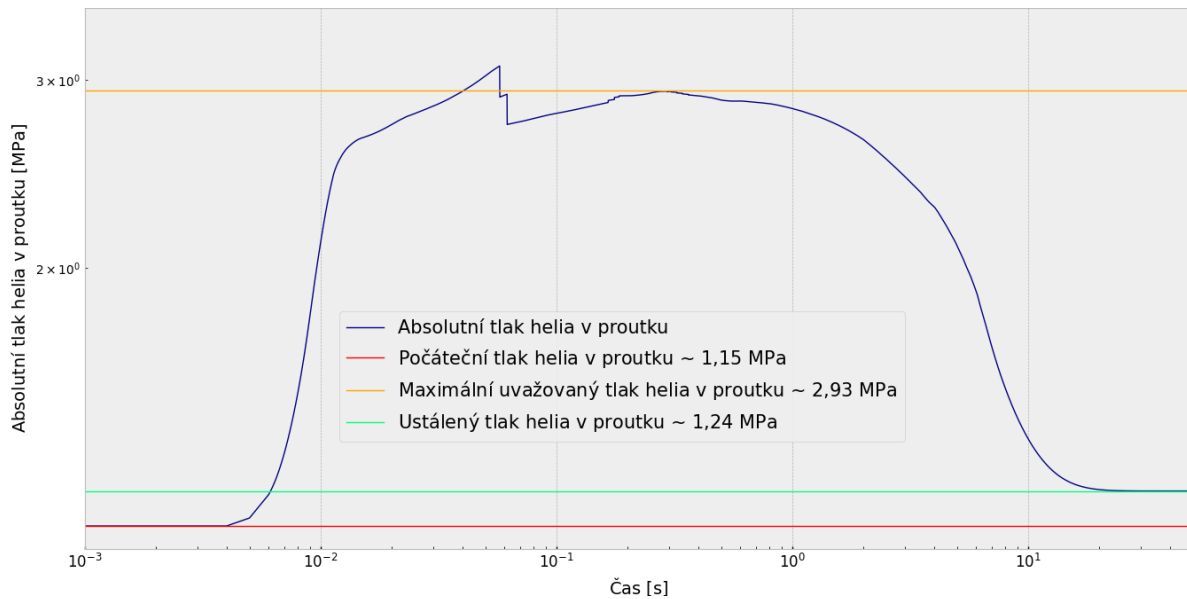
Obr. 25: Graf závislosti průměrné teploty tablety na čase.

Na obrázku 26 lze vidět graf průběhu absolutního tlaku helia v čase v době výkonového pulzu a určitou dobu po pulzu. Tlak před výkonovým pulzem, který byl roven $\approx 1,15$ MPa, převyšuje počáteční velikost absolutního tlaku helia 0,5 MPa (dán výrobcem). Tento rozdíl tlaků lze vysvětlit teplotní roztažností helia v proutku a deformacemi proutku z důvodu teplotní roztažnosti materiálů. Referenční teplota, při které bylo helium do proutku vtlačeno, a při které dosahuje absolutní tlak helia velikosti 0,5 MPa, byla uvažována 20 °C, rozdíl mezi teplotou chladiva před pulzem a teplotou referenční je tedy 247 °C. Tlak se po průběhu výkonového pulzu ustálil na hodnotě $\approx 1,23$ MPa.

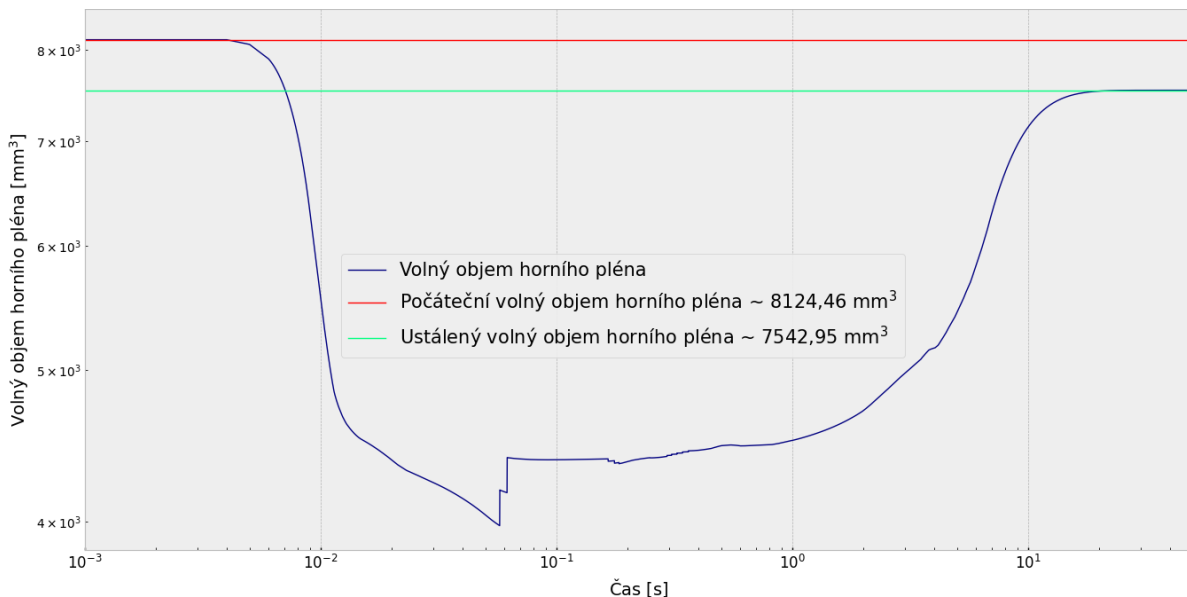
Skutečnost, že hodnota tlaku ustáleného po pulzu je vyšší než tlak před pulzem, lze vysvětlit plastickou deformací povrchu, která se sice projevila prodloužením povrchu v axiálním směru proutku, avšak průměr vnitřní stěny proutku se oproti původní hodnotě snížil. Ve výsledku se objem volného prostoru v proutku oproti původnímu objemu snížil. Únik plynných štěpných produktů neměl na tlak v proutku vliv, jelikož výpočet byl proveden pro čerstvé palivo. Možný vliv přetlaku helia oproti tlaku primárního chladiva byl blíže rozebrán v kapitole 2. Maximální dosažený tlak v proutku dosáhl hodnoty $\approx 2,93$ MPa. Tlak primárního chladiva byl roven 12,5 MPa. Jelikož tlak helia v proutku nepřesáhl tlak primárního chladiva, nemohlo dojít k významným změnám geometrie proutku, kterými je například ballooning popř. ztráta hermetičnosti proutku v důsledku vzniku trhliny v proutku.

Výše zmíněné změny volného objemu proutku v průběhu pulzu a krátce po něm lze vidět v grafu na obrázku 27. Rozdíl mezi volným objemem po pulzu a před ním je roven $-581,51$ mm³. Výsledné plastické deformace povrchu, tedy jak v axiálním tak radiálním směru povrchu, nemají na velikost píku v tlaku helia téměř žádný vliv, jelikož ohřev tablety v průběhu píku lze považovat za téměř adiabatický a deformace povrchu jsou znatelné až od určité doby po výkonovém pulzu. Průběhy deformací budou detailně přiblíženy v dalších grafech.

K průběhu tlaku helia v proutku je třeba uvést, že hodnota, kterou lze považovat za nejvyšší dosaženou hodnotou tlaku helia v proutku, byla menší, než ta, která odpovídá výsledkům výpočtu. Z výstupního souboru bylo zjištěno, že časové změny plastické deformace povrchu byly natolik velké, že určitým krátkým časovým úseku nebyla dosažena konvergence jedné z iteračních smyček, konkrétně se jednalo o smyčku mezi deformačním modelem a modelem tlaku směsi plynů, viz obrázek 19. Z důvodu přímého propojení těchto dvou modelů v iteračním cyklu byl ovlivněn i tlak v helia v proutku. Pík se ze stejného důvodu objevil také v grafu závislosti volného objemu v horním plénu proutku na čase na obrázku 25. Na základě informací z manuálu bylo zjištěno, že konvergence v cyklu by mohla být dosažena v případě zjemnění časového kroku v časovém intervalu, ve kterém nebyla konvergence dosažena. Bylo však zjištěno, že i při velmi krátkých časových krocích nemusí být v určitých časových intervalech z důvodu příliš rychlého rozvoje plastických deformací konvergence cyklu dosažena.



Obr. 26: Graf závislosti tlaku helia v proutku na čase.

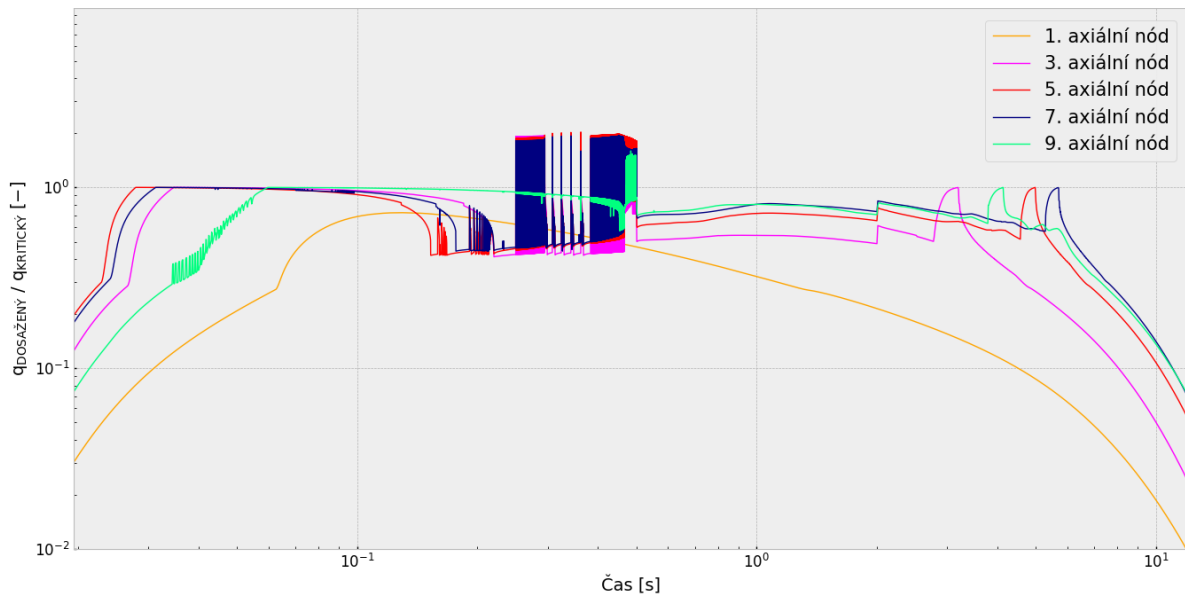


Obr. 27: Graf závislosti velikosti volného objemu nad sloupcem paliva na čase.

Po výpočtu byl také analyzován průběh střední teploty helia v horním plénu proutku. Průběh střední teploty helia vykazoval očekávaný prudký růst na počátku výkonového píku s následným pozvolným poklesem střední teploty na počáteční hodnotu. Maximální dosažená střední teplota helia v horním plénu byla rovna $\approx 606,49$ K ($333,64$ °C).

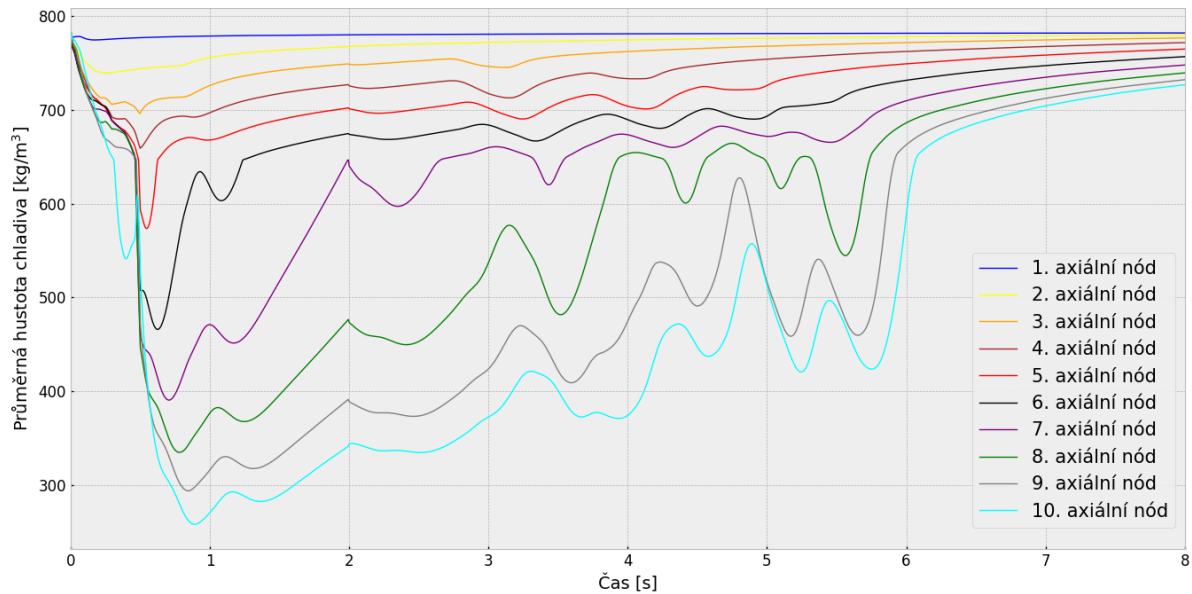
Do následujícího grafu byla vynesena závislost mezi poměrem dosahované plošné hustoty tepelného toku na povrchu proutku a kritické hustoty tepelného toku. Je-li tento poměr vyšší než 1, znamená to, že došlo ke krizi varu prvního druhu. Z průběhů vynesené pro jednotlivé nody lze vidět, že ke krizi varu došlo na všech nódách kromě prvního. Fluktuace, které lze vidět uprostřed grafu, byly způsobeny krátkodobým znovuoobením kontaktu chladiva s pokrytím, tedy selháním parního filmu na povrchu pokrytí. Čas konečného

znovuobnovení kontaktu chladiva s pokrytím, po kterém již nedojde k vytvoření dalšího parního filmu, je v grafu reprezentován 4 píky v časovém intervalu (1, 10) s.



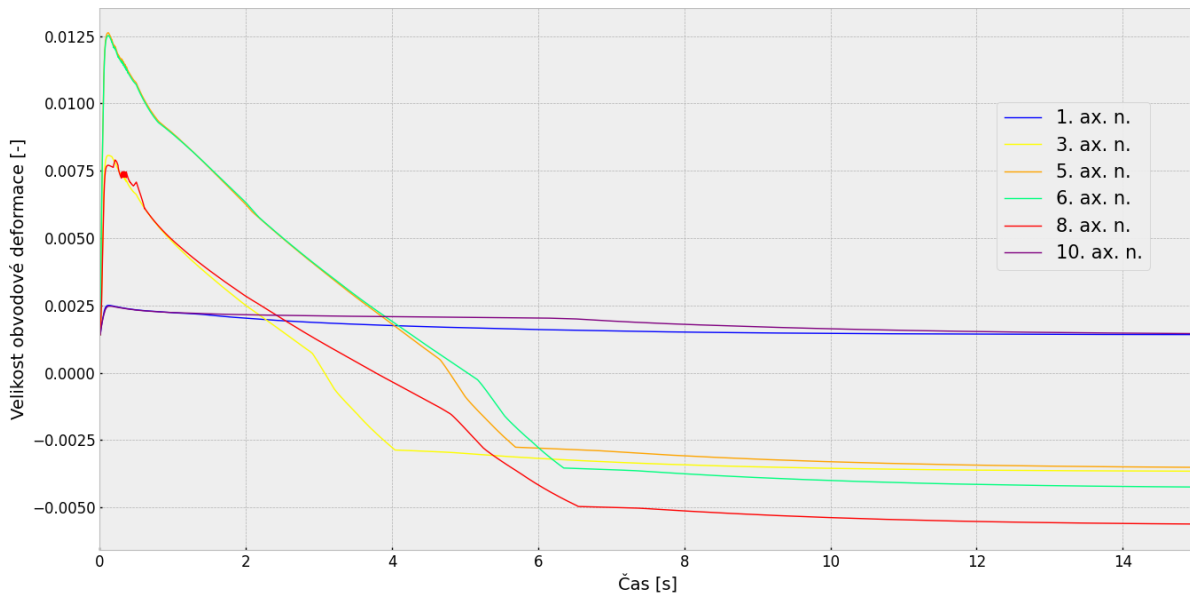
Obr. 28: Graf závislosti poměru plošných hustot tepelných toků na čase.

Průběh částečného obnovování kontaktu chladiva s pokrytím, jehož teplota stále přesahovala teplotu varu chladiva při daném tlaku, lze také vyčíst z grafu závislosti průměrné hustoty chladiva na čase. Graf lze vidět na obrázku 29. Z grafu lze vyčíst, že k trvalému obnovení kontaktu chladiva s pokrytím došlo přibližně po šesti vteřinách po výkonovém pulzu. Z grafu lze dále vyzorovat důsledek vytlačování parních bublin směrem do horní části AZ, nejnižší průměrné hustoty chladiva je totiž dosahováno právě v oblasti 10. axiálního nódu, naopak nejvyšší průměrná hustota chladiva náleží oblasti 1. axiálního nódu. Na hustotu chladiva má kromě zmíněné tvorby parních bublin vliv také průměrná teplota chladiva, která od dolního konce proutku směrem k hornímu roste. Růst teploty vody se projeví poklesem její hustoty. Tuto skutečnost lze vyzorovat v časovém intervalu, ve kterém již došlo ke stálému obnovení kontaktu chladiva s pokrytím, tedy v intervalu přibližně (6,5, 8) s.



Obr. 29: Graf závislosti průměrné hustoty chladiva na čase.

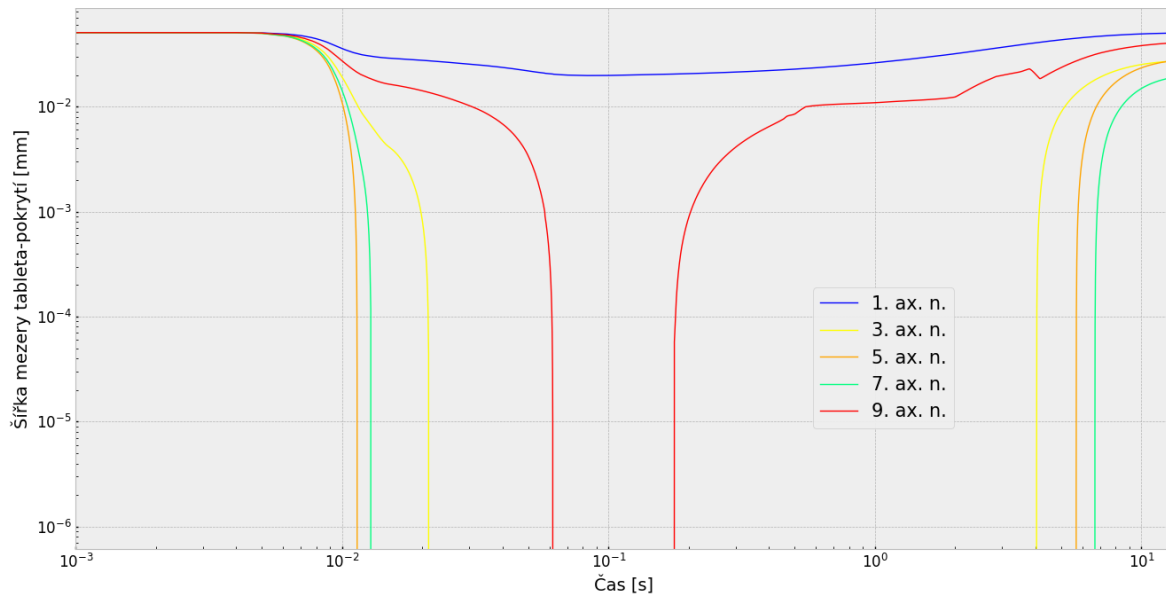
V grafu na obrázku 30 lze vidět závislost obvodové deformace pokrytí na čase, která byla pro lepší přehlednost vynesena jen pro 6 axiálních nódů. Zatímco obvodová deformace před výkonovým píkem, která byla způsobena zvýšenou teplotou chladiva oproti referenční teplotě (20 °C), byla kladná, prudké zvýšení teploty pokrytí a jeho následné prudké ochlazení vedlo pro všechny axiální nody mimo 1. a 10. k vytvoření obvodové deformace záporné. Tato skutečnost také vysvětluje, proč se tlak helia po výkonovém pulzu ustálil na hodnotě vyšší (1,24 MPa), než byla hodnota počáteční (1,15 MPa). Celkově tedy vlivem obvodové plastické deformace došlo k snížení vnitřního průměru proutku.



Obr. 30: Graf závislosti obvodové deformace pokrytí na čase.

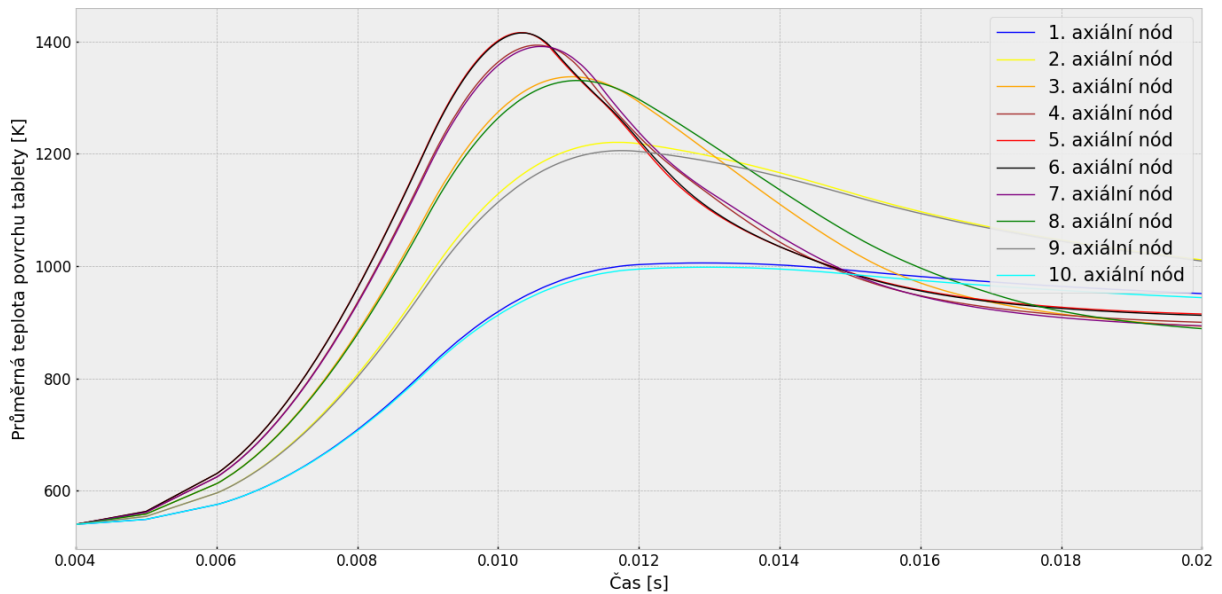
V grafu na obrázku 31 lze vidět průběh tloušťky mezery mezi tabletou a vnitřní stěnou pokrytí v čase. Počáteční hodnota tloušťky mezery, která byla rovna 0,0800 mm, byla již před výkonovým pulzem v důsledku tepelné roztažnosti tablety způsobené zvýšenou teplotou

chladiwa oproti teplotě referenční (20 °C) snížena na hodnotu 0,0507 mm. Ihned na počátku časového intervalu lze z důvodu prudkého nárůstu střední teploty tablety pozorovat prudké snížení tloušťky mezery, pouze v prvním nódu nebylo z důvodu nízké teploty tablety kontaktu dosaženo. Možné důsledky mechanické interakce tablety s vnitřní stěnou pokrytí byly podrobně rozvedeny v kapitolách 2 a 3. Poté, co střední teplota tablety v daném nódu poklesla pod určitou hodnotu se tloušťka mezery opět začala zvětšovat.



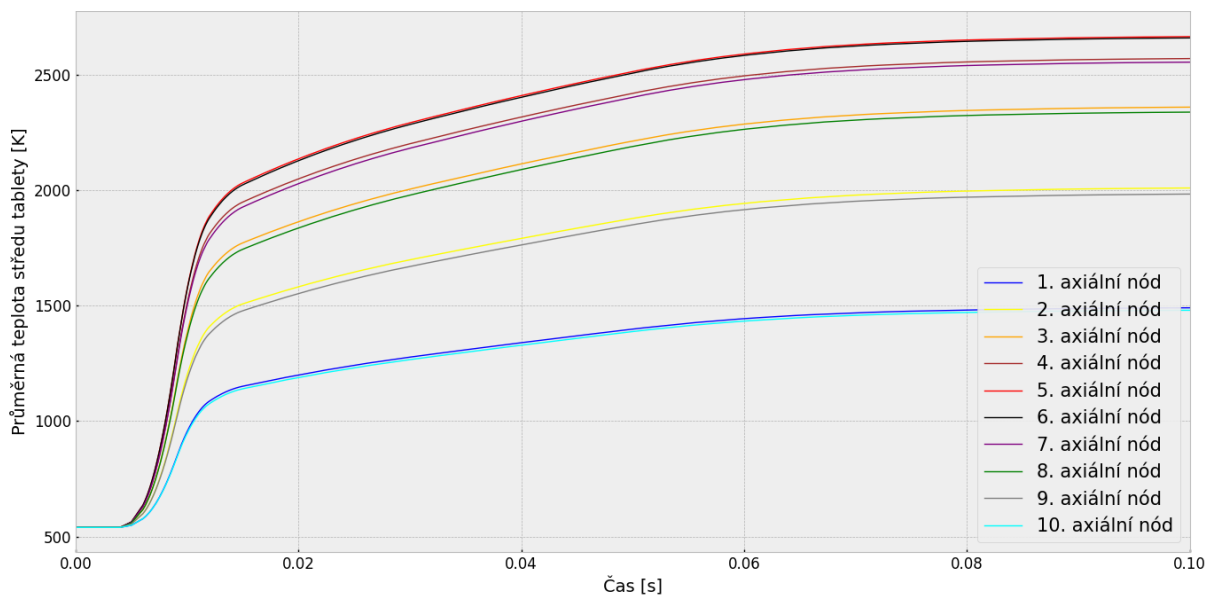
Obr. 31: Graf závislosti tloušťky mezery mezi tabletou a vnější stěnou pokrytí na čase.

Do grafu na obrázku 32 byla vynesena závislost střední povrchové teploty tablety na čase. Nejvyšší dosažené střední teploty v daných axiálních nódech byly dosaženy v nódech 5 a 6. Maximální dosažená střední teplota byla rovna 1415,7 K (1142,55 °C), lze tedy konstatovat, že k natavení povrchu tablety dojít nemohlo. Z vynesené časové rozmezí lze vidět, že růst teploty přibližně kopíruje průběh výkonového pulzu. Tato skutečnost je způsobena již zmíněným ohřevem tablety v čase takto prudkých výkonových pulzů, ohřev lze totiž předpokládat jako téměř adiabatický.



Obr. 32: Graf závislosti průměrné povrchové teploty tablety na čase.

Podobný graf lze vidět na obrázku 33. Vynesena byla časová závislost střední teploty ve středu tablety v závislosti na čase. Střed tablety je v axiálním směru tvořen válcovou dutinou, vynesena teplota odpovídá teplotě vnitřního povrchu této dutiny. Maximální dosažená teplota byla rovna 2668,7 K (2395,55 °C). Vzhledem k teplotě tavení UO_2 , která byla diskutována na začátku kapitoly 4, je zřejmé, že nemohlo dojít k natavení materiálu tablety.

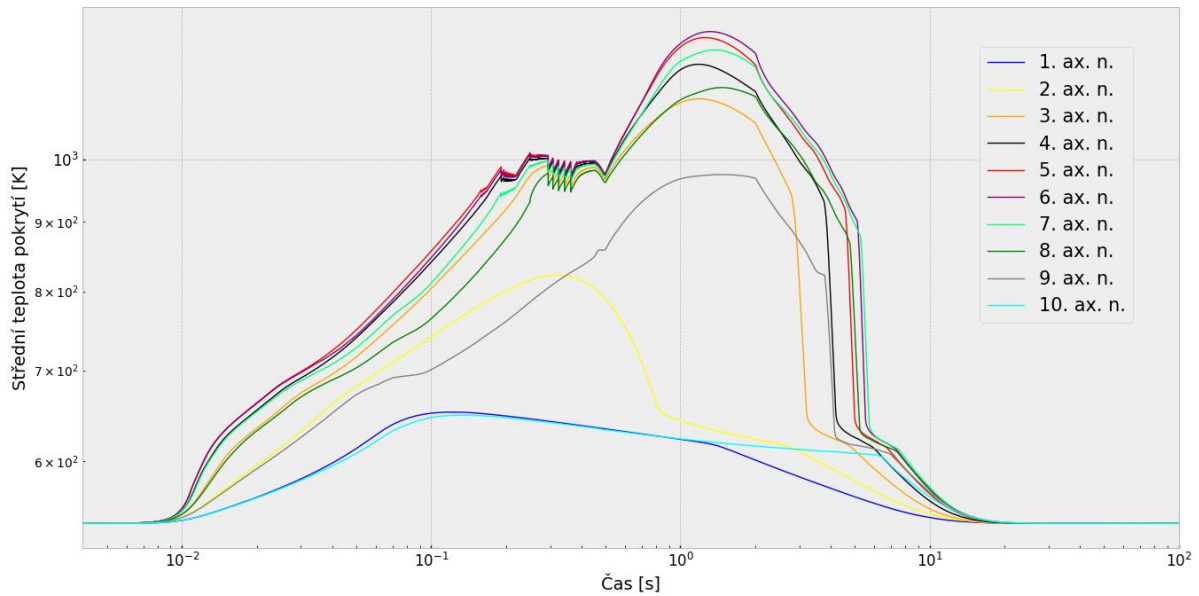


Obr. 33: Graf závislosti průměrné teploty ve středu tablety na čase.

Do grafu na obrázku 34 byla vynesena závislost mezi střední teplotou pokrytí na čase. Růst teploty pokrytí je přímo ovlivněn krizí varu. V Grafu lze v časové intervalu (0,1, 1) s pozorovat fluktuace teploty způsobené opakovanými obnovami kontaktu chladiwa s pokrytím při narušení parního filmu. Po ustálení parního filmu následuje další, již ustálený růst střední teploty pokrytí. Prudký pokles teploty v časovém intervalu (1, 10) s je způsoben

znovuobnovením kontaktu chladiva s povrchem, po kterém již nedojde k obnově parního filmu.

Maximální průměrná teplota povrchu byla rovna 1241,6 K (968,45 °C). Maximální dosažená teplota vnější strany povrchu byla rovna 1222,7 K (949,55 °C). Lze tedy učinit závěr, že k teplotě tavení použité slitiny dojít nemohlo.



Obr. 34: Graf závislosti střední teploty povrchu na čase.

Závěr

V této bakalářské práci byly popsány základní těžké havárie lehkovodních reaktorů se zaměřením na procesy, které jsou s průběhy těžkých havárií spojeny.

V případě studia těžkých havárií lehkovodních reaktorů je přesná znalost konstrukce reaktoru nutná pro pochopení, jak se může havárie reaktoru rozvíjet. V první kapitole tedy byla detailně popsána konstrukce lehkovodních reaktorů typu VVER-1000 a VVER-440 a jejich palivových systémů. V kapitole byl také kladen důraz na materiálový popis obou typů reaktorů, jelikož použité materiály mají přímý vliv na rozvoj havárie spojené s dosažením vysokých teplot. Stručný popis historie využívání paliva na elektrárnách ETE a EDU dává čtenáři informaci o možných komplikacích při využívání různých typů paliv a motivacích pro přechod na palivo jiných výrobců.

V kapitole druhé byly detailně popsány jevy, které přímo souvisejí s průběhy těžkých havárií a jejichž znalost je nezbytná pro pochopení opatření, která mají vzniku těžkých havárií předcházet. Zmíněné jevy se však netýkají pouze havarijních událostí, v mnoha případech se jedná o jevy běžné, ke kterým v průběhu provozu lehkovodního reaktoru dochází. Jsou tak zároveň nabídnuty informace o procesech spojených s vyhoříváním jaderného paliva za běžných podmínek.

Ve třetí kapitole byly popsány průběhy základních těžkých havárií lehkovodních reaktorů. Popis se týkal dvou základních typů těžkých havárií, LOCA a RIA. Další text se věnoval procesům, které jsou při havárii lehkovodního reaktoru spojeny s degradací aktivní zóny, která se může rozvinout až v její natavení a vznikem taveniny na dně reaktorové nádoby.

Čtvrtá kapitola obsahuje informace o teplotách, které lze v případě havárie reaktoru považovat za významné. Jednalo se především o eutektické teploty řady různých systémů, jejichž význam mělo smysl diskutovat z důvodu možnosti vzniku těchto systémů v průběhu havárie reaktoru. Informace v této kapitole tedy poskytují základní náhled do problematiky určení teplot jejichž dosažení může vést k závažnému rozvoji těžké havárie reaktoru.

V závěrečné kapitole byl popsán výpočet s kódem FRAPTRAN 1.4, jehož výsledky objasňují určité degradace palivového proutku, který svými rozměry a materiálovými vlastnostmi odpovídá proutkům využívaných na reaktorech typu VVER-440, ke kterým může dojít v průběhu havárie typu RIA. V kapitole lze také získat základní informace o fungování daného termohydraulického kódu. Výsledky tohoto výpočtu byly vyneseny do grafů, ke kterým je vždy připojen krátký komentář vysvětlující princip dané degradace.

Zdroje

- [1] “Control Rod Survivability During a LOCA .” *Survivability of Ag-In-Cd Control Rods During a Design...*, AREVA, Westinghouse, www.nrc.gov/docs/ML1135/ML113500368.pdf. Accessed 11 Nov. 2023.
- [2] “Česká Republika Národní Zpráva - Sujb.cz.” *Národní Zpráva pro Účely Společné Úmluvy o Bezpečnosti Při Nakládání s Vyhohřelým Palivem a o Bezpečnosti Při Nakládání s Radioaktivními Odpady*, SÚJB, Apr. 2015, https://www.sujb.cz/fileadmin/sujb/docs/dokumenty/NZ_VP_RAO_5_1.pdf.
- [3] “Duktilita.” *Wikipedia*, Wikimedia Foundation, 11 Sept. 2023, cs.wikipedia.org/wiki/Duktilita.
- [4] “Hodnocení Provozně-Bezpečnostních Ukazatelů Za Rok 2020.” *Hodnocení Jaderné Bezpečnosti - Jaderná Bezpečnost*, SÚJB, Mar. 2021, www.sujb.cz/jaderna-bezpecnost/hodnoceni-jaderne-bezpecnosti.
- [5] “Irradiation Behaviour of Nuclear Fuels.” *Irradiation Behaviour of Nuclear Fuels*, Indian Academy of Sciences, 1985, <https://www.ias.ac.in/article/fulltext/pram/024/01-02/0397-0421>.
- [6] “Národní Hodnotící ZPRÁVA České Republiky - Sujb.cz.” *NÁRODNÍ HODNOTÍCÍ ZPRÁVA ČESKÉ REPUBLIKY*, SÚJB, Dec. 2017, https://www.sujb.cz/fileadmin/sujb/docs/dokumenty/publikace/NAR_TPR_CR_CZ_Final.pdf.
- [7] “Národní Zpráva.” *Česká Republika Národní Zpráva - SÚJB*, SÚJB, 2003, https://www.sujb.cz/fileadmin/sujb/docs/zpravy/narodni_zpravy/NZ_VP_RAO_1_1.pdf.
- [8] “Nuclear Fuel Behaviour under Reactivity-Initiated Accident (RIA) Conditions.” *Nuclear Fuel Behaviour Under Reactivity-Initiated Accident ...*, Nuclear energy agency, 2010, tdb.oecd-nea.org/upload/docs/application/pdf/2019-12/nea6847-behaviour-ria.pdf.
- [9] “Sledování Stavů Paliva.” *Sledování Stavů Paliva - Jaderná Elektrárna Temelín - SÚJB*, SÚJB, www.sujb.cz/jaderna-bezpecnost/jaderna-zarizeni/jaderna-elektrarna-temelin/sledovani-stavu-paliva. Accessed 2023.
- [10] “The Online Materials Information Resource.” *MatWeb*, <https://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=e36a9590eb5945de94d89a35097b7faa&cck=1>.
- [11] “VVER-1000 Fuel Products.” *VVER-1000 Fuel Products - Westinghouse Electric Company*, Westinghouse Electric Company, 2018, https://www.westinghousenuclear.com/Portals/0/operating%20plant%20services/fuel/fuel%20products/VVER1000_blad%20och%20tabellsida.pdf.
- [12] “VVER-Specific Features Status Report - Nuclear Energy Agency (NEA).” *VVER-SPECIFIC FEATURES REGARDING CORE DEGRADATION*, NUCLEAR ENERGY AGENCY COMMITTEE ON THE SAFETY OF NUCLEAR INSTALLATIONS, Sept. 1998, <https://www.oecd-nea.org/upload/docs/application/pdf/2020-01/csni-r98-20.pdf>.
- [13] “Zirconium Oxide ZrO₂ Evaporation Process Notes.” *Zirconium Oxide ZrO₂ Evaporation Process Notes*, The Kurt J. Lesker Company, www.lesker.com/newweb/deposition_materials/deposition-materials-notes.cfm?pgid=Zr2. Accessed 2023.
- [14] Alsmeyer, H., et al. *Nuclear Safety in Light Water Reactors*. Edited by B. R. Sehgal, 1st ed., Elsevier Inc., 2012, *Nuclear Safety in Light Water Reactors - ScienceDirect.com*, <https://www.sciencedirect.com/book/9780123884466/nuclear-safety-in-light-water-reactors>, Accessed 12 Oct. 2023.
- [15] Armstrong, W. M., et al. “Creep deformation of stoichiometric uranium dioxide.” *Journal of Nuclear Materials*, vol. 7, no. 2, Nov. 1962, pp. 133–141, [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/0022-3115\(62\)90158-7](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/0022-3115(62)90158-7).
- [16] Bailly, H., et al. *The Nuclear Fuel of Pressurized Water Reactors and Fast Reactors Design and Behaviour*. Edited by H. Bailly et al., Lavoisier Publishing, 1999.
- [17] Bajgl, J. “Dukovany NPP - Fuel Cycle Development.” *Dukovany NPP - Fuel Cycle Development (Conference) | ETDEWEB*, 15 Nov. 2007, <https://www.osti.gov/etdeweb/biblio/21062649>.
- [18] Bajgl, J. “SK03ST154 - Inis.iaea.org.” *UTILISATION OF GD-1 FUEL EN DUKOVANY NPP*, Josef Bajgl, CEZ A.s., Dukovany NPP, https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/35/034/35034271.pdf?r=1.
- [19] Bajgl, J. “VVER Reactor Fuel Performance, Modelling and Experimental Support.” *NPP Dukovany, The Evolution of the Fuel Cycle In the Dukovany NPP*, 1994, pp. 27–28, https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/28/031/28031101.pdf. Accessed 2023.

- [20] Ballagny, A., et al. "Nuclear Fuels." Edited by J.L. Guillet and Y. Guérin. Translated by J.F. Roberts, *Nuclear Fuels - CEA*, CEA, 2009, <http://www.materials.cea.fr/en/PDF/MonographiesDEN/Nuclear-fuels-CEA-en.pdf>.
- [21] Baron, D. CEA, *Thermal Performance of High Burn-Up LWR Fuel*, Mar. 1998, <https://www.oecd-nea.org/upload/docs/application/pdf/2019-12/1247-thermal-cadarache-1998.pdf>. Accessed 1 Apr. 2023.
- [22] Baron, D., and J. Spino. *Does Rim Microstructure Formation Degrade the Fuel Rod Performance ?*, IAEA, 2002, https://inis.iaea.org/search/search.aspx?orig_q=RN:33035549.
- [23] Basmajian, J.A., and G.W. Hollenberg. "Crack Propagation in Irradiated B4C Induced by Swelling and Thermal Gradients." *Crack Propagation in Irradiated B4C Induced by Swelling and ...*, Hanford Engineering Development Laboratory, 2 June 2006, <https://ceramics.onlinelibrary.wiley.com/doi/10.1111/j.1151-2916.1982.tb10398.x>.
- [24] Belatka, M. (2008). FIVE-YEAR REFUELLING CYCLE AT DUKOVANY NUCLEAR POWER PLANT. Retrieved February 18, 2023, from https://www.eeict.cz/eeict_download/archiv/sborniky/EEICT_2008_sbornik/03-Doktorske%20projekty/04-Silnoprouda%20elektrotechnika%20a%20elektroenergetika/03-xbelat01.pdf
- [25] Benjamin, M. "Transient pellet-cladding interaction of LWR fuel rod — Computer code ISUNE-4." *Nuclear Engineering and Design*, vol. 58, no. 3, June 1980, pp. 303–338, [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/0029-5493\(80\)90146-6](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/0029-5493(80)90146-6).
- [26] Bezděk, J. "ČEZ v Dukovanech Spustil Čtvrtý Výrobní Blok, Všechny České Jaderné Bloky Jsou v Provozu." *ČEZ v Dukovanech Spustil Čtvrtý Výrobní Blok, Všechny České ...*, ČEZ a.s., Dec. 2023, www.cez.cz/cs/pro-media/tiskove-zpravy/cez-v-dukovanech-spustil-ctvrty-vyrobní-blok-vsechny-ceske-jaderne-bloky-jsou-v-provozu-186485.
- [27] Billone, M., et al. "Nuclear Fuel Behaviour in Loss-of-Coolant Accident (LOCA) Conditions." *Nuclear Fuel Behaviour in Loss-of-Coolant Accident (LOCA ...*, NUCLEAR ENERGY AGENCY, 14 Apr. 2020, www.oecd-nea.org/jcms/pl_14524/nuclear-fuel-behaviour-in-loss-of-coolant-accident-locac-conditions?details=true.
- [28] Borovička, M., & Zýbal, J. (2015). *Initial operational experience with GD-2M fuel at Dukovany NPP*. Initial Operational Experience with Gd-2M+ Fuel at Dukovany NPP. Retrieved February 18, 2023, from https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/47/082/47082442.pdf
- [29] Borovička, M., & Zýbal, J. (n.d.). *Three years of operational experience with GD-2M three years of ...* Three Years of Operational Experience with Gd-2M+ Fuel at Dukovany NPP. Retrieved February 18, 2023, from https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/50/006/50006660.pdf
- [30] Borovička, M., Štěch, S., & Veselý, P. (2004, October 19). FIVE-YEARS FUEL CYCLE IMPLEMENTATION AT NPP DUKOVANY. Retrieved February 16, 2023, from https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/36/083/36083529.pdf
- [31] Burket, D. (2003). (dissertation). *Palivové vsázky se zdokonaleným palivem na Jaderné elektrárně Dukovany*. Retrieved February 17, 2023, from <http://dan.es.burket.cz/files/burketdp.pdf>
- [32] Buymov, S., et al. "Improvement of WWER FA Design and Manufacturing Technique at NCCP, PJSC." *Improvement of WWER FA Design and Manufacturing Technique at NCCP, PJSC*, IAEA, https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/50/006/50006703.pdf.
- [33] Carbajo, J. J., et al. "A review of the thermophysical properties of MOX and UO₂ fuels." *Journal of Nuclear Materials*, vol. 299, no. 3, Dec. 2001, pp. 181–198, [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0022-3115\(01\)00692-4](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0022-3115(01)00692-4).
- [34] Cox, B. "Pellet-clad interaction (PCI) failures of zirconium alloy fuel cladding — A review." *Journal of Nuclear Materials*, vol. 172, no. 3, Aug. 1990, pp. 249–292, [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/0022-3115\(90\)90282-R](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/0022-3115(90)90282-R).
- [35] Davies, L. M. "A comparison of Western and Eastern nuclear reactor pressure vessel steels." *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 76, no. 3, Mar. 1999, pp. 163–208, [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0308-0161\(97\)00075-6](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0308-0161(97)00075-6).
- [36] Denis, A., and E. A. Garcia. "A model to describe the interaction between UO₂ and zircaloy in the temperature range 1000–1700°C." *Journal of Nuclear Materials*, vol. 116, no. 1, May 1983, pp. 44–54, [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/0022-3115\(83\)90290-8](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/0022-3115(83)90290-8).
- [37] Dongju, K., et al. "Characterization of eutectic reaction of Cr and Cr/CrN coated zircaloy accident tolerant fuel cladding." *Nuclear Engineering and Technology*, vol. 55, no. 10, Oct. 2023, pp. 3535–3542, <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.net.2023.06.015>.
- [38] Dongju, K., M. Steinbrück, et al. "Eutectic reaction and oxidation behavior of Cr-coated Zircaloy-4 accident-tolerant fuel cladding under various heating rates." *Journal of Nuclear Materials*, vol. 583, Sept. 2023, <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jnucmat.2023.154538>.
- [39] Edited by J. Guillet and Y. Guérin, *Nuclear Fuels*, French Alternative Energies and Atomic Energy Commission, 2009,

- http://www.materials.cea.fr/en/PDF/MonographiesDEN/Treatment%20and%20recycling%20of%20spent%20nuclear%20fuel_CEA-en.pdf.
- [40] Edsinger, K., and K. Murty. *LWR Pellet-Cladding Interactions: Materials Solutions to SCC*. The Journal of The Minerals, Metals & Materials Society, 2001, <https://link.springer.com/article/10.1007/s11837-001-0079-7>.
- [41] Ernst, D. (2010, November). 10 years of experience with Westinghouse fuel at NPP Temelin. Retrieved April 12, 2023, from https://inis.iaea.org/search/search.aspx?orig_q=RN:42016135
- [42] Ernst, D., and L. Milisdorfer. “5 Years of Experience with Tvel Fuel ATNPP Temelin - IAEA.” *5 Years of Experience with TVEL Fuel at NPP Temelin*, IAEA, 2015, https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/47/082/47082462.pdf.
- [43] Ernst, D., and L. Milisdörfer. “Palivo Westinghouse - r. 2000 Až 2010.” *Bezpečnost Jaderné Energetiky*, 2010, pp. 349–356.
- [44] Evdokimov, A., et al. *Gaseous Swelling of B4C and UO2: Similarities and Differences*, SRC Institute for Innovation and Fusion Research, 1 July 2001, https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/33/070/33070737.pdf.
- [45] Fedotov, A. V., et al. “E110-Type Zirconium Alloys – Dilatometric Determination of Solidus and Liquidus Temperatures.” *Atomic Energy*, vol. 132, 2022, pp. 238–244, <https://doi.org/https://doi.org/10.1007/s10512-023-00934-3>.
- [46] Fidleris, V. “The irradiation creep and growth phenomena.” *Journal of Nuclear Materials*, vol. 159, Oct. 1988, pp. 22–42, [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/0022-3115\(88\)90083-9](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/0022-3115(88)90083-9).
- [47] Fregonese, M., et al. “Amount of iodine responsible for I-SCC of Zircaloy-4 in PCI-conditions: recoil-implanted and thermally released iodine.” *Nuclear Engineering and Design*, vol. 186, no. 3, Dec. 1998, pp. 307–322, [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0029-5493\(98\)00289-1](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0029-5493(98)00289-1).
- [48] *Fuel Reliability Program: Proposed Reactivity Insertion Accident (RIA) Acceptance Criteria, Revision 1*, 24 Nov. 2015, pp. 1–150, <https://www.epri.com/research/products/00000000001021036>.
- [49] Geelhood, K.J., et al. “FRAPTRAN-1.5: A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods.” *FRAPTRAN-1.5: A Computer Code For The Transient ...*, Pacific Northwest National Laboratory, Oct. 2014, www.nrc.gov/reading-rm/doc-collections/nuregs/contract/cr7023/v1/r1/index.html.
- [50] Gojan, A. “Advanced Modeling of Pellet-Cladding Interaction.” *Advanced Modeling of Pellet-Cladding Interaction - Kth .Diva, KTH Royal Institute of Technology*, KTH Royal Institute of Technology, 21 Sept. 2016, <http://kth.diva-portal.org/smash/record.jsf?pid=diva2%3A972470&dswid=-8193>. Accessed 16 Apr. 2023.
- [51] Gomme, R. CEA, *Thermal Performance of High Burn-Up LWR Fuel*, Mar. 1998, <https://www.oecd-nea.org/upload/docs/application/pdf/2019-12/1247-thermal-cadarache-1998.pdf>. Accessed 1 Apr. 2023.
- [52] Goryachev, A., et al. “Experimental Study of Narrow Pulse Effects on the Behavior of High Burnup Fuel Rods with Zr-1%Nb Cladding and UO2 Fuel (VVER Type) under Reactivity-Initiated Accident Conditions: Test Conditions and Results.” *NUREG/IA-0213, Vol. 2, "Experimental Study of Narrow ..."*, U.S. Nuclear Regulatory Commission, 27 Mar. 2006, www.nrc.gov/docs/ML0602/ML060200358.html.
- [53] Han-Soo, K., Dong-Seong, S., Byung-Ho, L., & Chang-Yong, J. (2007, May 10). Properties of Dysprosium Titanate as a Control Rod Material. Retrieved April 8, 2023, from https://www.kns.org/files/pre_paper/14/81%EA%B9%80ED%95%9C%EC%88%98.pdf
- [54] Hashymov, A., et al. “A Comprehensive Review of the Available VVER Data for Verification and Validation of Neutronics and Thermal-Hydraulics Codes.” *Documents Download Module*, Institute for Nuclear Research and Nuclear Energy, Apr. 2021, <https://ec.europa.eu/research/participants/documents/downloadPublic?documentIds=080166e5dc65c42f&appId=PPGMS>.
- [55] Hayward, P. J., and I. M. George. “Dissolution of UO2 in molten Zircaloy-4 Part 1: Solubility from 2000 to 2200°C.” *Journal of Nuclear Materials*, vol. 208, no. 1–2, Jan. 1994, pp. 35–42, [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/0022-3115\(94\)90195-3](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/0022-3115(94)90195-3).
- [56] Heraltová, L. “6letý Palivový Cyklus Na JE Dukovany.” *Ceské vysoké učení technické v Praze, Fakulta jaderná a fyzikálně inženýrská, Fakulta Jaderná a Fyzikálně Inženýrská*, 2014, pp. 1–38, EDU. Accessed 2 Mar. 2023.
- [57] Heřmanský, B. *Jaderné Reaktory I*. FJFI, KJR, 2013.
- [58] Hofmann, P., and M. Markiewicz. “Chemical Behavior of (Ag,In,Cd) Absorber Rods in Severe LWR Accidents.” *Chemical Behavior of (Ag,In,Cd) Absorber Rods in Severe LWR ...*, Institut für Material- und Festkörperforschung Projekt Nukleare Sicherheitsforschung, 1990, www.semanticscholar.org/paper/Chemical-behavior-of-%28Ag%2CIn%2C%29-absorber-rods-in-Hofmann-Markiewicz/b825cf7f732d7b9cf6531c180eb5aa1a4b7548cb.

- [59] Höglund, J. *New Fuel for Temelin 1*, Nuclear Engineering International, Oct. 2019, www.neimagazine.com/features/featurenew-fuel-temelin-1-7436970/.
- [60] Chandramouli, D., and S. T. Revankar. "Development of Thermal Models and Analysis of UO₂-BeO Fuel during a Loss of Coolant Accident." *International Journal of Nuclear Energy*, 2014, <https://doi.org/https://doi.org/10.1155/2014/751070>.
- [61] Chen, H., et al. "Estimation of the chemical compositions and corresponding microstructures of AgInCd absorber under irradiation condition." *Nuclear Engineering and Technology*, vol. 52, no. 2, Feb. 2020, pp. 344–351, <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.net.2019.07.021>.
- [62] Christensen, J. A. "IRRADIATION EFFECTS ON URANIUM DIOXIDE MELTING." *Metals, Ceramic s and Materials*, Mar. 1962, <https://doi.org/https://doi.org/10.2172/4093234>.
- [63] IAEA. (n.d.). *International Nuclear Information System (INIS) | IAEA*. Design basis and design features of WWER-440 model 213 nuclear power plants. Retrieved February 17, 2023, from https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/25/047/25047648.pdf
- [64] Jacquemain, D., et al. *Nuclear Power Reactor Core Melt Accidents*. IRSN, 2015.
- [65] Kecek, A., et al. "Development of M5 Cladding Material Correlations in the TRANSURANUS Code: Revision 1." *Development of M5 Cladding Material Correlations in The ...*, European Commission, Joint Research Centre, 2016, data.europa.eu/doi/10.2789/320793.
- [66] Kun-Woo, S., et al. "Reduction of the open porosity of UO₂ pellets through pore structure control." *Journal of Nuclear Materials*, vol. 279, no. 2–3, June 2000, pp. 253–258, [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0022-3115\(00\)00004-0](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0022-3115(00)00004-0).
- [67] Kwangheon, P., et al. "The stoichiometry and the oxygen potential change of urania fuels during irradiation." *Journal of Nuclear Materials*, vol. 247, Aug. 1997, pp. 116–120, [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0022-3115\(97\)00068-8](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0022-3115(97)00068-8).
- [68] Lansart, S., and B. Michel. "Pellet-Cladding Interaction." *Nuclear-Fuels-CEA-En.pdf*, CEA, 2009, <http://www.materials.cea.fr/en/PDF/MonographiesDEN/Nuclear-fuels-CEA-en.pdf>.
- [69] Livolant, M., and A. Porracilha. "CORE DEGRADATION IN PRESSURIZED WATER REACTORS DURING SEVERE ACCIDENTS." *CORE DEGRADATION IN PRESSURIZED WATER...*, IAEA, 1993, inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/25/047/25047644.pdf.
- [70] Lösönen, P. "On the behaviour of intragranular fission gas in UO₂ fuel." *Journal of Nuclear Materials*, vol. 280, no. 1, June 2000, pp. 56–72, [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0022-3115\(00\)00028-3](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0022-3115(00)00028-3).
- [71] Marchal, N., et al. "Finite element simulation of Pellet-Cladding Interaction (PCI) in nuclear fuel rods." *Computational Materials Science*, vol. 45, no. 3, May 2009, pp. 821–826, <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2008.10.015>.
- [72] Marková, T. (2019, October 9). *Rozhodnutí*. Rozhodnutí - SÚJB. Retrieved February 19, 2023, from https://www.sujb.cz/aplikace/ireg/publ/docread?ImenoSouboru=18622_2019.pdf&Id=1570139
- [73] Massih, A. R., et al. "18th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-18)." ResearchGate, *Analysis of Pellet-Clad Interaction of LWR Fuel Rods during Power Ramps*, Aug. 2005, https://www.researchgate.net/publication/270685012_Analysis_of_pellet-clad_interaction_of_LWR_fuel_rods_during_power_ramps.
- [74] Matzke, H. "Radiation damage in nuclear fuel materials: the 'rim' effect in UO₂ and damage in inert matrices for transmutation of actinides." *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research Section B: Beam Interactions with Materials and Atoms*, vol. 116, no. 1–4, Aug. 1996, pp. 121–125, [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/0168-583X\(96\)00021-3](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/0168-583X(96)00021-3).
- [75] Morss, Lester. "uranium". *Encyclopedia Britannica*, 2 Jan. 2024, <https://www.britannica.com/science/uranium>. Accessed 7 January 2024.
- [76] Nakamura, J. CEA, *Thermal Performance of High Burn-Up LWR Fuel*, Mar. 1998, <https://www.oecd-nea.org/upload/docs/application/pdf/2019-12/1247-thermal-cadarache-1998.pdf>. Accessed 1 Apr. 2023.
- [77] Novák, O., et al. "Scale and Serpent Two-Group Cross-Section Data Generation." *SCALE AND SERPENT TWO-GROUP CROSS-SECTION DATA GENERATION*, 2018, https://www.researchgate.net/publication/329657861_SCALE_AND_SERPENT_TWO-GROUP_CROSS-SECTION_DATA_GENERATION.
- [78] Önnby, C., and J. Höglund. *Development of a VVER-1000 Fuel Design for Temelin NPPs*, IAEA, 2020, https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/53/086/53086913.pdf.
- [79] *Phase Diagrams and Solidification*, University of Cambridge, Apr. 2004, www.doitpoms.ac.uk/tlplib/phase-diagrams/index.php.
- [80] Risovany, V. D., et al. "Dysprosium titanate as an absorber material for control rods." *Journal of Nuclear Materials*, vol. 281, no. 1, Sept. 2000, pp. 84–89, [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0022-3115\(00\)00129-X](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0022-3115(00)00129-X).

- [81] Ronchi, C., and C. Sari. "Properties of lenticular pores in UO₂, (U, Pu) O₂ and PuO₂." *Journal of Nuclear Materials*, vol. 50, no. 1, Feb. 1974, pp. 91–97, [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/0022-3115\(74\)90064-6](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/0022-3115(74)90064-6).
- [82] Samoilov, O.B., et al. "TVSA-T Fuel Assembly for 'Temelin' Npp. Main Results of Design and ..." *TVSA-T Fuel Assembly for "Temelin" NPP. Main Results of Design and Safety Analyses. Trends of Development*, TVEL, 2010, https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/42/016/42016152.pdf?r=1.
- [83] Schmitz, F., et al. "RIA Tests in CABRI with MOX Fuel." *RIA Tests in CABRI with MOX fuel/INIS*, IAEA, 2000, inis.iaea.org/search/search.aspx?orig_q=RN:31062352.
- [84] Stuckert, J., et al. "Nuclear Energy for New Europe 2002." Forschungszentrum Karlsruhe, *ZRO2 AND UO2 DISSOLUTION BY MOLTEN ZIRCALLOY*, 2002, https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/35/106/35106785.pdf. Accessed 2023.
- [85] SÚJB. (2006, November 8). K problému paliva na ETE (aktualizovano 7.11.2006). Retrieved April 13, 2023, from <https://www.sujb.cz/aktualne/detail/clanek/k-problemu-paliva-na-ete-aktualizovano-7-11-2006/>
- [86] SÚJB. (2021). *ZPRÁVA O Výsledcích činnosti - sujb.cz. ZPRÁVA O VÝSLEDČÍCH ČINNOSTI*. Retrieved February 19, 2023, from https://www.sujb.cz/fileadmin/sujb/docs/zpravy/vyrocn_i_zpravy/ceske/2021/cast-I.pdf
- [87] Sumita, T., et al. "Materialia." *High Temperature Reaction of Multiple Eutectic-Component System: The Case of Solid Metallic Zr and Molten Stainless Steel-B4C*, vol. 20, Dec. 2021, <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.mtla.2021.101197>.
- [88] Štěch, S., & Bajgl, J. (2005). OUTLOOK ON TO FUEL CYCLE PERSPECTIVES AT VVER-440. Retrieved February 19, 2023, from https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/38/059/38059186.pdf
- [89] *The VVER Today*, ROSATOM, www.rosatom.ru/upload/iblock/0be/0be1220af25741375138ecd1afb18743.pdf. Accessed 15 Oct. 2022.
- [90] Trtílek, R., & A kolektiv. (2020). *Www.surao.cz*. Podkladová studie pro zpracování návrhu aktualizace Koncepce nakládání s RAO a VJP v ČR. Retrieved February 19, 2023, from <https://www.surao.cz/wp-content/uploads/2021/07/Podkladova-studie-Koncepce-nakladani-s-RAO-a-VJP.pdf>
- [91] Turnbull, J.A. CEA, *Thermal Performance of High Burn-Up LWR Fuel*, Mar. 1998, <https://www.oecd-neo.org/upload/docs/application/pdf/2019-12/1247-thermal-cadarache-1998.pdf>. Accessed 1 Apr. 2023.
- [92] Van Brutzel, L., Dingreville, R., & Bartel, T. J. (2015). *International Nuclear Information System (INIS) / IAEA*. Nuclear fuel deformation phenomena. Retrieved February 18, 2023, from https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/47/032/47032408.pdf
- [93] Veselý, P., and S. Štěch. "Nové Palivo TVSA-T v Temelíně." *Bezpečnost Jaderné Energie*, 2010, pp. 357–361.
- [94] Vokáč, P. "VVER-440/213 MELCOR COR Model for GD2M Fuel - Psi." *VVER-440/213 MELCOR COR Model for Gd2M Fuel*, ÚJV Řež, A.s., 2015, https://www.psi.ch/sites/default/files/import/emug/Emug2015EN/EMUG_2015_12.pdf.
- [95] Vrbenský, J., and K. Kalna. "Materiálové a Technické Otázky Jaderných REAKTORŮ VVER - IAEA." *MATERIÁLOVÉ A TECHNICKÉ OTÁZKY JADERNÝCH REAKTORŮ VVER*, Škoda Plzeň, Apr. 1984, https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/17/043/17043008.pdf.
- [96] Wikipedia contributors. *VVER*, Wikipedia, The Free Encyclopedia, 2022, en.wikipedia.org/w/index.php?title=VVER&oldid=1190499169.
- [97] Yarmohammadi, M., et al. "Effect of Central Hole on Fuel Temperature Distribution." *Nuclear Engineering and Technology*, vol. 49, no. 8, 2017, pp. 1629–1635., <https://doi.org/10.1016/j.net.2017.07.022>.
- [98] Yegorova, L., et al. "Experimental Study of Narrow Pulse Effects on the Behavior of High Burnup Fuel Rods with Zr-1%Nb Cladding and UO₂ Fuel (VVER Type) under Reactivity-Initiated Accident Conditions: Program Approach and Analysis of Results." *International Agreement Report*, U.S. Nuclear Regulatory Commission, May 2006, www.nrc.gov/docs/ML0612/ML061250211.pdf.
- [99] Závodný, Z., et al. "XXI. International Scientific Conference - The Application of Experimental and Numerical Methods in Fluid Mechanics and Energy 2018." Slovak University of Technology in Bratislava, Introductory Measurements on the Physical Model of the VVER 440 Nuclear Reactor II. Fuel Cell Assembly, May 2018, <https://doi.org/10.1051/mateconf/201816806007>. Accessed Dec. 2024.
- [100] *Zirconium – Melting Point – Boiling Point*, www.nuclear-power.com, 26 Nov. 2021, www.nuclear-power.com/zirconium-melting-point-boiling-point/.

- [101] Zýbal, J., Borovička, M., & Dzurus, M. (2021, September). Five years of operational experience with Gd-2M+ fuel, future plans and perspectives of fuel cycle at NPP Dukovany. Retrieved February 19, 2023, from https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/53/086/53086896.pdf?r=1