

České vysoké učení technické v Praze  
Fakulta jaderná a fyzikálně inženýrská

Katedra jaderných reaktorů  
Obor: Jaderné inženýrství



# Projektová a bezpečnostní kritéria jaderného paliva

## Design and Safety Criteria of Nuclear Fuel

BAKALÁŘSKÁ PRÁCE

Vypracovala: Lucie Titzová  
Vedoucí práce: Ing. Dušan Kobylka, Ph.D.  
Rok: 2023



Katedra jaderných reaktorů

Akademický rok: 2021/2022

## ZADÁNÍ BAKALÁŘSKÉ PRÁCE

Student: **Lucie Titzová**

Studijní program: Aplikace přírodních věd

Obor: Jaderné inženýrství

Název práce česky: **Projektová a bezpečnostní kritéria jaderného paliva**

Název práce anglicky: Design and Safety Criteria of Nuclear Fuel

### Pokyny pro vypracování:

1. Seznamte se s designem a provozními podmínkami paliva současných tlakovodních reaktorů (PWR, VVER) a s kritérii, která jsou používána pro hodnocení spolehlivosti a bezpečnosti jeho provozu. Popište způsob odvození a aplikace těchto kritérií.
2. Seznamte se s návrhem demonstrátoru rychlého plynem chlazeného reaktoru ALLEGRO, zejména s jeho palivovým systémem a jeho provozními podmínkami.
3. Navrhněte projektová a bezpečnostní kritéria paliva pro ALLEGRO, zdůvodněte svůj návrh zejména srovnáním použitých materiálů a provozních a havarijních podmínek s PWR
4. Stručně se seznamte s výpočtním kódem TRANSURANUS. Spusťte konzultantem připravený výpočtový model palivového proutku ALLEGRO s ocelovým pokrytím v kódu TRANSURANUS a pod vedením konzultanta vyhodnoťte plnění kritérií navržených v bodě 3.
5. S připraveným výpočtovým modelem proveďte variantní výpočet s náhradou ocelového pokrytí jeho alternativou SiC-SiCf s různými rozměry palivového proutku a vyhodnoťte výsledky.



**Doporučená literatura:**

- [1] Olander D. R.: Fundamental aspects of nuclear reactor fuel elements, University of Berkeley, 1976, TID-26711-P1
- [2] Konings R. J. M.: Comprehensive Nuclear Materials, Elsevier, 2021, ISBN 978-0-08-056033-5
- [3] OECD NEA: Nuclear Fuel Safety Criteria Technical Review (second edition), 2012
- [4] Vácha P. et al.: "Progress in the ALLEGRO Project – Neutronics and Thermal-Hydraulics", Paper NO. 379 in the Proceedings of ICAPP 2019 conference, May12-15, 2019
- [5] Batki B., Pataki I., Keresztúri A., Panka I.: Simulation of an unprotected transient of the ALLEGRO reactor using the coupled neutronics/thermal-hydraulics system code KIKO3DMG/ATHLET3.0", Annals of Nuclear Energy, Volume 154, 2021

Jméno a pracoviště vedoucího práce:

**Ing. Dušan Kobyłka, Ph.D.**  
KJR FJFI ČVUT v Praze

Jméno a pracoviště konzultanta práce:

**Mgr. Jan Klouzal**  
ÚJV Řež, a.s.

Datum zadání bakalářské práce:

11.10. 2021

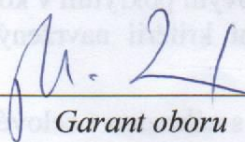
Datum odevzdání bakalářské práce:

7.7. 2022

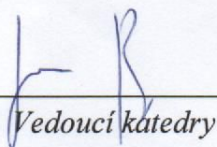
Doba platnosti zadání je dva roky od data zadání.

V Praze dne 11.10. 2021

doc. Ing. Martin Kropík, CSc.

  
Garant oboru

Ing. Jan Rataj, Ph.D.

  
Vedoucí katedry



prof. Ing. Igor Jex, DrSc.

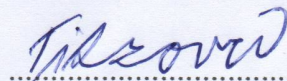
  
Děkan



### Prohlášení

Prohlašuji, že jsem svou bakalářskou práci vypracovala samostatně a použila jsem pouze podklady (literaturu, projekty, SW atd.) uvedené v příloženém seznamu.

V Praze dne 11.1.2023



Lucie Titzová

## **Poděkování**

Tímto děkuji Ing. Dušanovi Kobylkovi, PhD. za jeho vstřícnost, ochotu, cenné rady a jazykovou korekturu při vedení mé bakalářské práce. Dále bych chtěla poděkovat panu Mgr. Janu Klouzalovi za poskytnuté materiály, konzultace a pomoc s realizací výpočtů kódem TRANSURANUS.

Lucie Titzová

*Název práce:*

## **Projektová a bezpečnostní kritéria jaderného paliva**

*Autor:* Lucie Titzová

*Studijní program:* Aplikace přírodních věd

*Obor:* Jaderné inženýrství

*Druh práce:* Bakalářská práce

*Vedoucí práce:* Ing. Dušan Kobylka, Ph.D.

KJR FJFI ČVUT v Praze

*Konzultant:* Mgr. Jan Klouzal

ÚJV Řež, a.s.

*Abstrakt:*

Splnění kritérií a požadavků kladených na jaderné palivo během provozu je nedílnou součástí jaderné bezpečnosti. Provozní a bezpečnostní kritéria jaderného paliva jsou detailně zavedena pro lehkovodní reaktory. V souvislosti s možným uvedením reaktorů takzvané IV. generace do komerčního provozu je nezbytné se zabývat vývojem těchto kritérií pro různé typy reaktorů, specifické typy paliv a různorodé provozní podmínky. Tato bakalářská práce se zaměřuje na návrh kritérií pro demonstrátor rychlého plynem chlazeného reaktoru ALLEGRO. Důraz je kladen zejména na aplikovatelnost kritérií zavedených pro PWR na plynem chlazený systém. Modelové ověření některých navržených kritérií je realizováno výpočetním kódem TRANSURANUS.

*Klíčová slova:* jaderné palivo, jaderná bezpečnost, bezpečnostní kritéria, ALLEGRO, TRANSURANUS

*Title:*

## **Design and Safety Criteria of Nuclear Fuel**

*Author:* Lucie Titzová

*Abstract:*

Meeting the criteria and requirements imposed on nuclear fuel during operation is an inseparable part of nuclear safety. Design and safety criteria of nuclear fuel are defined in detail for light water reactors. In connection with the possible introduction of reactors of the so-called IV. generation into commercial operation, it is necessary to deal with the development of these criteria for different types of reactors, specific types of fuels and diverse operating conditions. This bachelor degree project focuses on the design criteria for the ALLEGRO gas-cooled fast reactor demonstrator. Emphasis is placed especially on the applicability of the criteria developed for PWR to a gas-cooled system. Sample verification of some designed criteria is implemented by the TRANSURANUS calculation code.

*Key words:* nuclear fuel, nuclear safety, safety criteria, ALLEGRO, TRANSURANUS

# Obsah

Seznam použitých zkratk	ix
Seznam obrázků	x
Seznam tabulek	xi
Seznam veličin	xii
Úvod	1
<b>1 Palivo současných tlakovodních reaktorů</b>	<b>2</b>
1.1 Provozní podmínky a požadavky na palivo	3
1.2 Základní technické parametry	3
1.3 Vlastnosti a chování $UO_2$ tablet	5
1.3.1 Rozložení generovaného výkonu v tabletě	6
1.3.2 Creep	7
1.3.3 Swelling	8
1.3.4 Praskání palivových tablet	8
1.3.5 Uvolňování plynných produktů štěpení	9
1.4 Pokrytí	9
1.4.1 Materiály pokrytí	9
1.4.2 Chování palivového pokrytí během provozu	11
1.4.3 Interakce mezi palivem a pokrytím	11
<b>2 Kritéria kladená na jaderné palivo</b>	<b>13</b>
2.1 Vývoj a struktura kritérií	14
2.2 Bezpečnostní kritéria	16
2.2.1 Kritický tepelný tok	16
2.2.2 Koeficienty reaktivity	17
2.2.3 Obohacení paliva	18
2.2.4 Oxidace a navodíkování	18
2.2.5 Tlak plynu v palivovém proutku	18
2.2.6 Interakce mezi palivem a pokrytím	19
2.2.7 Tavení paliva	20
2.2.8 Křehnutí a teplota pokrytí	20
2.2.9 Vyhoření	21
2.3 Další oblasti zájmu	21
<b>3 Reaktor ALLEGRO</b>	<b>23</b>
3.1 Technický popis	24
3.2 Palivo reaktoru ALLEGRO	25
3.2.1 MOX palivo	25
3.2.2 Karbidové experimentální palivo	27

---

3.2.3	Ocelové palivové pokrytí . . . . .	28
3.2.4	SiC-SiC <sub>f</sub> palivové pokrytí . . . . .	29
3.3	Návrh kritérií kladených na jaderné palivo . . . . .	30
3.3.1	Kritéria korespondující s PWR . . . . .	30
3.3.2	Neaplikovatelná kritéria . . . . .	31
3.3.3	Další kritéria . . . . .	31
<b>4</b>	<b>Výpočetní kód TRANSURANUS</b>	<b>33</b>
4.1	Obecný koncept kódu . . . . .	33
4.2	Tepelná analýza . . . . .	34
4.3	Mechanická analýza . . . . .	34
4.4	Vstupní soubor . . . . .	35
4.5	Výstupní soubory . . . . .	35
<b>5</b>	<b>Ověření navržených kritérií</b>	<b>37</b>
5.1	Model a vstupní soubor pro výpočet . . . . .	38
5.2	Kritérium: Tlak plynu v palivovém proutku . . . . .	39
5.3	Kritérium: Teploty paliva a pokrytí . . . . .	42
5.4	Celkové vyhodnocení plnění kritérií . . . . .	44
	<b>Závěr</b>	<b>46</b>
	<b>Bibliografie</b>	<b>47</b>
	<b>Přílohy</b>	<b>53</b>
A	Porovnání vlastností ocelí . . . . .	53



# Seznam použitých zkratek

<b>ATF</b>	Paliva odolná proti nehodám ( <i>Accident Tolerant Fuel</i> )
<b>AZ</b>	Aktivní zóna
<b>CHF</b>	Kritický tepelný tok ( <i>Critical Heat Flux</i> )
<b>CSNI</b>	Výbor pro bezpečnost jaderných zařízení ( <i>Committee on the Safety of Nuclear Installations</i> )
<b>DBA</b>	Základní projektová nehoda ( <i>Design Basis Accident</i> )
<b>DHR</b>	Odvod zbytkového tepla ( <i>Decay Heat Removal</i> )
<b>DNB</b>	Vzdálenost od bublinkového varu ( <i>Departure From Nucleate Boiling</i> )
<b>DNBR</b>	Rezerva do krize varu ( <i>Departure From Nucleate Boiling Ratio</i> )
<b>FGR</b>	Uvolňování plynných produktů štěpení ( <i>Fission Gas Release</i> )
<b>GFR</b>	Plynem chlazený rychlý reaktor ( <i>Gas-cooled Fast Reactor</i> )
<b>IAEA</b>	Mezinárodní agentura pro atomovou energii ( <i>International Atomic Energy Agency</i> )
<b>LHGR</b>	Lineární výkon palivového proutku ( <i>Linear Heat Generation Rate</i> )
<b>LOCA</b>	Nehoda se ztrátou chladiva ( <i>Loss of Coolant Accident</i> )
<b>LWR</b>	Lehkovodní reaktor ( <i>Light water reactor</i> )
<b>MOX</b>	Směsné palivo ( <i>Mixed oxide</i> )
<b>NEA</b>	Agentura pro jadernou energii ( <i>Nuclear Energy Agency</i> )
<b>NRC</b>	Americká komise pro jaderný dozor ( <i>Nuclear Regulatory Commission</i> )
<b>OECD</b>	Organizace pro hospodářskou spolupráci a rozvoj ( <i>Organisation for Economic Co-operation and Development</i> )
<b>PCI</b>	Interakce palivo-pokrytí ( <i>Pellet-cladding interaction</i> )
<b>PCMI</b>	Mechanická interakce palivo-pokrytí ( <i>Mechanical pellet-cladding interaction</i> )
<b>PWR</b>	Tlakovodní reaktor ( <i>Pressurized water reactor</i> )
<b>RIA</b>	Nehoda vyvolaná neřízeným vnosem reaktivity ( <i>Reactivity-initiated Accident</i> )
<b>SÚJB</b>	Státní úřad pro jadernou bezpečnost
<b>VVER</b>	Vodo-vodní energetický reaktor ( <i>Vodo-vodyanoi enyergicheskiiy reaktor</i> )

# Seznam obrázků

1.1	Model palivového souboru VVER [8] . . . . .	2
1.2	Starší typ palivového proutku reaktoru VVER-440 [16] . . . . .	4
1.3	Creepová křivka [50] . . . . .	7
1.4	Axiální a radiální praskání palivových tablet [7] . . . . .	8
1.5	Znázornění dotyku tablet a pokrytí (upraveno z [7]) . . . . .	12
3.1	Znázornění primárního systému reaktoru ALLEGRO (upraveno z [5])	24
3.2	Palivový prutek FENIX a ALLEGRO (upraveno z [5]) . . . . .	26
3.3	Konfigurace aktivní zóny s MOX palivem (upraveno z [5]) . . . . .	26
3.4	Deskové karbidické palivo a jeho uspořádání v palivovém souboru [49]	27
3.5	Ukázka 2D a 3D modelu SiC-SiC <sub>f</sub> [23] . . . . .	29
5.1	Axiální rozložení výkonu palivového proutku . . . . .	38
5.2	Průběh vnitřních tlaků v palivových proutcích pro jednotlivé varianty	39
5.3	Vývoj velikosti mezery mezi palivem a pokrytím pro variantu FRD .	41

# Seznam tabulek

1.1	Parametry vybraných paliv [11], [14], [35], [62], [64] . . . . .	4
1.2	Srovnání kovového U a keramického $UO_2$ [59], [4] . . . . .	6
1.3	Složení Zr slitin, údaje v % či ppm hmotnosti [30], [25] . . . . .	10
2.1	Kritéria dle “ <i>Fuel Safety Criteria in NEA Member Countries</i> ”, [42] . .	15
2.2	Kritéria dle “ <i>Nuclear Fuel Safety Criteria Technical Review</i> ”, [47] . .	15
3.1	Technické specifikace demonstrátoru ALLEGRO [63], [31] . . . . .	25
3.2	Složení oceli 15-15Ti (hodnoty v % hm.) [26] . . . . .	28
3.3	Složení oceli AISI 316 CW (hodnoty v % hm.) [39] . . . . .	28
3.4	Vlastnosti 2D desky $SiC-SiC_f$ vyztužené vlákny Nicalon [30] . . . . .	30
5.1	Varianty pro výpočet kódem TRANSURANUS . . . . .	37
5.2	Důležité hodnoty tlaků pro jednotlivé varianty . . . . .	40
5.3	Maximální teploty karbidického pokrytí . . . . .	42
5.4	Maximální teploty ocelového pokrytí . . . . .	42
5.5	Maximální teploty paliva, uvolnění štěpných plynů a vyhoření . . . .	43
6	Vlastnosti ocelí AISI 316 CW a 15-15Ti [38] . . . . .	53



# Seznam veličin

BU	vyhoření (MWd/kgHM)
c	měrná tepelná kapacita (J/kgK)
d	průměr (mm)
E	energie (MeV)
$E_Y$	Youngův modul pružnosti (GPa)
$K_C$	lomová houževnatost (MPa/m <sup>2</sup> )
l	délka (mm)
m	hmotnost (kg)
p	tlak (MPa)
P	výkon (MW)
$P_t$	tepelný výkon (MWt)
$q_l$	lineární výkon (kW/m)
r	poloměr (mm)
R	pevnost v tahu/tlaku/ohybu (MPa)
s	tloušťka pokrytí (mm)
$S_t$	hustota tepelného výkonu (MW/m <sup>3</sup> )
t	čas (h)
v	rychlost (m/s)
$\alpha$	lineární koeficient teplotní roztažnosti (1/K)
$\varepsilon$	poměrná deformace (-)
$\theta$	teplota (°C)
$\lambda$	součinitel tepelné vodivosti (W/mK)
$\rho$	reaktivita ( $\beta_{\text{eff}}$ )
$\rho_s$	hustota (kg/m <sup>3</sup> )
$\sigma$	mikroskopický účinný průřez (b)

# Úvod

Jedním z hlavních úkolů jaderné bezpečnosti je zamezit úniku radioaktivních látek do okolí. V důsledku to mimo jiné znamená, že během provozu jaderného reaktoru je nezbytné zamezit situacím, které by vedly k narušení integrity palivových proutků a úniku produktů štěpení do chladiwa. Poškození palivových proutků je nepříznivé jak z bezpečnostního hlediska, tak z hlediska ekonomického. Udržení přijatelné úrovně rizika, které ohrožuje bezpečnost i ekonomickou stránku věci, vyžaduje zavedení technických požadavků udávající podmínky provozu jaderného paliva. Zavedení a plnění těchto bezpečnostních a provozních kritérií zajistí, že pravděpodobnost poškození paliva a vzniku s tím souvisejících nebezpečných situací bude minimalizována.

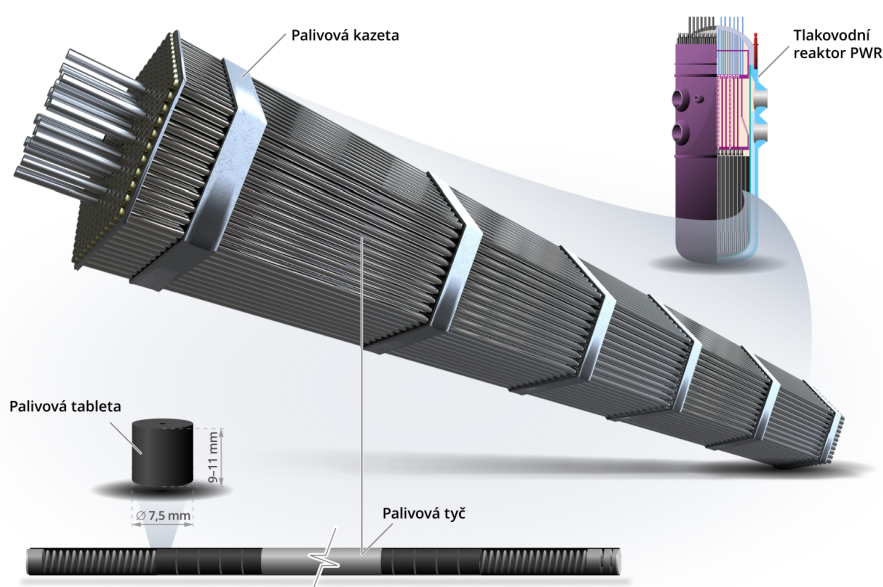
Provozní a bezpečnostní kritéria kladená na jaderné palivo jsou detailně definována a ověřena roky provozních zkušeností pro v současnosti provozované tlakovodní jaderné reaktory. Avšak s nástupem odlišných technologií jaderných reaktorů, které by potencionálně mohly ty stávající nahradit, je nezbytné kritéria na tyto změny adaptovat. V rámci vývoje samotných tlakovodních reaktorů se jedná především o použití nových konstrukčních materiálů či typů paliv (např. ATF paliva) a zvyšování vyhoření jaderného paliva, na kterém je řada kritérií závislá. Rozsáhlejší úprava kritérií se pak týká reaktorů spadajících do IV. generace, jako jsou například rychlé reaktory (bez moderátoru) nebo obecně reaktory, které používají jako chladiwo plyn, tekuté soli či roztavený kov. Důležitým faktorem ovlivňující návrh kritérií pro palivo takovýchto zařízení je absence rozsáhlých provozních zkušeností.

Tato bakalářská práce je zaměřena jak na současná kritéria definována pro tlakovodní reaktory, tak návrh kritérií pro plynem chlazený rychlý reaktor. Cílem části rešerše je popsat již definovaná kritéria pro palivo tlakovodních reaktorů a vysvětlit z čeho vycházejí. Pro lepší uchopení a vhléd do problematiky tuto část předchází technický popis paliva a jeho chování za provozu v jaderném reaktoru. Dále je rešerše věnována demonstrátoru rychlého plynem chlazeného reaktoru ALLEGRO, zejména tedy jeho palivové části. Na základě rešerše je pak navržena podoba kritérií pro palivo reaktoru ALLEGRO. Příklad kontroly vybraných kritérií je na závěr demonstrován termo-mechanickým výpočetním kódem TRANSURANUS. Analýza je provedena pro několik různých variant palivových proutků.

# Kapitola 1

## Palivo současných tlakovodních reaktorů

Jednou z hlavních součástí energetického jaderného reaktoru je palivo. To obsahuje štěpný materiál, dochází v něm ke štěpení těžkých jader a následnému uvolňování většiny tepelné energie. Forma, složení, geometrie a další aspekty paliva se liší v závislosti na typu reaktoru. Základním konstrukčním celkem paliva je palivový soubor (někdy je používáno označení palivová kazeta). Palivový soubor je tvořen až stovkami palivových proutků spojených ve svazek. Proutky v palivovém souboru jsou po délce od sebe distancovány mřížemi, které zajišťují jejich pravidelné uspořádání a konkrétní geometrie závisí na typu paliva a reaktoru. Proutky mohou být dolními koncovkami uchyceny ve spodní hlavici. Dalšími mřížemi po délce a horní mříží jsou proutky pouze vedeny, aby byla umožněna jejich axiální dilatace. V palivových proutcích tlakovodních reaktorů jsou naskládány tablety obohaceného oxidu uraničitého [4] (u některých reaktorů je využíváno MOX palivo - směs více oxidů např.  $\text{UO}_2$  a  $\text{PuO}_2$  [3]). Základní pohled na palivový soubor ilustruje Obrázek 1.1.



Obrázek 1.1: Model palivového souboru VVER [8]



Vývoj tlakovodních jaderných reaktorů se ubíral dvěma hlavními směry. PWR západní koncepce byly vyvíjeny hlavně americkými firmami (např. Westinghouse nebo Combustion Engineering). Druhou vývojovou linii pak tvoří sovětské reaktory typu VVER. Je tedy zřejmé, že mezi palivem reaktorů západní a východní koncepce jsou určité rozdíly. Hlavním konstrukčním rozdílem je pak tvar samotného palivového souboru. Zatímco v sovětských reaktorech jsou palivové proutky skládány do trojúhelníkových mříží a tvoří tak celkově hexagonální tvar palivového souboru, u západních PWR je využívána čtvercová geometrie jak v případě mříží, tak pro tvar palivového souboru. [16]

## 1.1 Provozní podmínky a požadavky na palivo

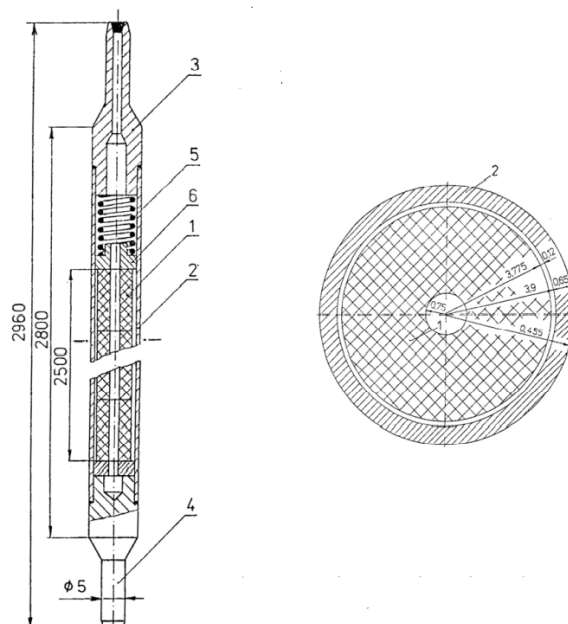
Volba paliva musí být realizována s ohledem na provozní podmínky aktivní zóny reaktoru a vybrané palivo musí plnit požadované funkce. V aktivní zóně tlakovodních reaktorů je generován tepelný výkon cca 3000 - 3800 MWt (pro VVER-440 nižší - 1375 MWt). [16] Odvod generovaného tepla je zajišťován chladivem v podobě  $H_2O$ , které musí v AZ proudit tak, aby omývalo dostatečně velkou přestupní plochu palivových proutků. Rychlost proudění chladiva se pohybuje v rozmezí 4 - 6 m/s v závislosti na konkrétním typu reaktoru. [17] Teplota chladiva na výstupu z AZ je 300 - 330 °C, a proto je nutné udržovat v primárním okruhu stálý tlak cca 15,5 MPa [59] (pro VVER-440 opět nižší - cca 12,3 MPa). [16] Je důležité, aby volba materiálů a konstrukční řešení palivových souborů odpovídali provozním teplotám a tlakům a aby byla zajištěna odpovídající odolnost vůči silám proudění.

Korozní odolnost, chemická stálost, pevnost, houževnatost a vzájemná kompatibilita v daných provozních podmínkách jsou základními aspekty při výběru konstrukčních materiálů. Dále je také požadován nízký účinný průřez pro absorpci tepelných neutronů. Konstrukční materiály (především pokrytí) musejí mít dostatečnou tepelnou vodivost pro odvod tepla do chladiva. Je nutné zajistit celistvost a hermetičnost palivových proutků, aby bylo zabráněno úniku štěpných produktů. Co se samotného paliva, resp. palivových tablet, týče, musí být odolné nadměrnému objemovému růstu (ať už radiačnímu či swellingu) a creepu. Geometrie paliva a jeho provozní podmínky musejí být navrženy s ohledem na zajištění požadovaného odvodu tepla z palivových tablet (splnění teplotních limitů). Celkově musí být zajištěn bezpečný a spolehlivý provoz do požadovaného vyhoření paliva za daných provozních podmínek. V neposlední řadě vše musí být navrženo tak, aby byla možná efektivní výroba daných částí a celků jak z technologického, tak finančního hlediska. [4]

## 1.2 Základní technické parametry

Palivový proutek, v němž jsou umístěny tablety obohaceného  $UO_2$ , se skládá z několika konstrukčních prvků, jak je ilustrováno na Obrázku 1.2. Konkrétně jsou to koncovky, horní (3) a dolní (4), které společně s povlakovou trubkou (2) tvoří hermetické pokrytí paliva, které je ve formě palivových tablet (1). Distanční pružina (5) má za úkol držet palivové tablety ve správné pracovní poloze. Na obrázku je ilustrována ještě přítlačná destička (6), avšak ta již v dnes používaných palivových

proutcích nefiguruje. [16] Vnitřní prostor palivových proutků, tedy mezera mezi palivem a pokrytím a plénium, je u tlakovodních reaktorů vyplněn héliem pro zlepšení přestupu tepla z palivových tablet do pokrytí. [4] Plnicí plyn je pod tlakem za účelem vyrovnání tlakových rozdílů mezi vnějším tlakem chladiva a tlakem plynů uvnitř proutku. [4] (např. pro reaktory VVER-1000 je plnicí tlak hélia roven 2 - 2,25 MPa, pro reaktory VVER-440 pak 0,6 MPa) [30]



**Obrázek 1.2:** Starší typ palivového proutku reaktoru VVER-440 [16]

Rozměry proutku, tablety, obohacení paliva, tlak plnicího plynu palivových proutků, palivové pokrytí a další parametry se však neliší pouze v závislosti na typu tlakovodního reaktoru, ale dokonce záleží na výrobci a konkrétním typu a vývojové generaci paliva. V následující tabulce jsou porovnány některé z těchto parametrů pro konkrétní paliva.

**Tabulka 1.1:** Parametry vybraných paliv [11], [14], [35], [62], [64]

Typ paliva	LTA Temelin	RK-3	AFA 3G
Výrobce	Westinghouse	TVEL	FRAMATOME
Typ reaktoru	VVER-1000	VVER-440	PWR - západ
Počet proutků v souboru	312	126	264
Délka proutku (mm)	3908	3221	3657
Materiál pokrytí	Opt-ZIRLO	E110	M5
Tloušťka pokrytí (mm)	0,5715	0,5850	0,5700
Průměr tablety (mm)	7,884	7,800	8,200
Hmotnost UO <sub>2</sub> v proutku (kg)	1,83	1,23	-
Maximální vyhoření (MWd/kgHM)	60	57	63

Vybrána jsou paliva výrobců Westinghouse (pro reaktor VVER-1000), TVEL (pro reaktor VVER-440) a FRAMATOME. V případě společnosti FRAMATOME se jedná o palivo AFA 3G pro západní PWR s palivovou mříží 17x17, ovšem existuje i varianta 15x15 a rovněž varianta pro Evropský tlakovodní reaktor (EPR). Navíc je toto palivo navrženo tak, aby bylo možné použít jak palivové tablety z obohaceného oxidu uraničitého, tak i tablety MOX. [11] Co se společnosti Westinghouse týče, je zde uveden nový typ paliva, které je navrženo tak, aby splňovalo technické parametry a požadavky provozovatele jaderné elektrárny Temelín.

Palivové tablety válcového tvaru se od sebe příliš neliší. Průměr dle tabulky je velmi podobný pro všechna uvedená paliva. Výška tablety se pak pohybuje od 10 mm do 15 mm. Dříve byl ve středu tablet pro sovětské reaktory vyhotoven kruhový otvor skrz tabletu o průměru 1,4 až 1,6 mm za účelem snížení teplotního namáhání středu tablety. Dále otvor sloužil jako další volný prostor pro uvolněné plynné štěpné produkty. [4] Nynější tablety již centrální otvor nemají, protože limituje množství uranu, které lze v jedné tabletě obsáhnout, a je obtížné vyrobít otvor dostatečně malý (průměr cca 1 mm). [28] Všechny aktuálně používané palivové tablety mají čočkovité vybrání na čelech tablet, které bylo používáno u západních PWR namísto centrálního otvoru už v raných fázích vývoje. Palivové tablety také disponují zkosením obvodových hran, které minimalizuje odírání vnitřní strany pokrytí tabletami během kompletace a eliminuje výskyt výrobních vad tablet (pozn. ostré hrany jsou náchylné na vznik výrobních vad). [16]

V návaznosti na štěpení probíhají v palivových tabletách řetězce rozpadových reakcí, v jejichž důsledku dochází ke změně izotopického složení paliva. [4] Na proces vyhořívání lze nahlížet vícero způsoby. Z čistě fyzikálního hlediska je vyhoření udáváno jako podíl rozštěpených štěpných jader a počátečního počtu štěpných jader. Tento zlomek je ve většině případů vyjadřován procentuálně (atomové procento). V případě energetických reaktorů však dominuje vyjádření vyhoření v podobě energie vyrobené na jednotku těžkého kovu, například megawatt-dny na kilogram počáteční hmotnosti těžkého kovu (heavy metal) MWd/kgHM. [30] V tabulce 1.1 vystupuje maximální povolené vyhoření, které udává výrobce. Průměrné vyhoření paliva v provozu je pak nižší.

### 1.3 Vlastnosti a chování $\text{UO}_2$ tablet

Palivové tablety ve formě oxidu uraničitého jsou řazeny mezi takzvané keramické palivo. Za normálních podmínek je oxid uraničitý, stejně jako další keramické materiály, křehký. Normálními podmínkami jsou v tomto případě uvažovány teploty menší než je polovina hodnoty teploty tání (tudíž teploty menší než cca 1300 °C) v prostředí bez radiace. Křehké materiály při tlakovém namáhání nepodléhají plastické deformaci, do jisté (malé) míry se deformují elasticky dle Hookova zákona a dochází u nich ke křehkému lomu. Za dostatečně vysokých teplot dochází k přechodu od křehkého materiálu k materiálu tvárnému, tj. materiál před lomem podléhá plastické deformaci při tahovém namáhání. [48]

Oproti kovovým palivům se keramická paliva vyznačují vyšší odolností vůči radiaci, mají obecně vyšší teplotu tavení a menší hodnotu objemového růstu (vlivem radiačního růstu a swellingu) v závislosti na vyhoření. Objemový růst je pro  $\text{UO}_2$



asi 12 krát nižší [4] než je tomu u slitiny kovového uranu (slitiny typu U-Zr, v závislosti na vyhoření). Co se koeficientu tepelné vodivosti týče, je zde situace o něco méně příznivá. Vlivem nižšího koeficientu vodivosti je v centru tablety UO<sub>2</sub> dosahováno vyšší teploty (opět v porovnání s kovovou slitinou uranu) při stejných povrchových teplotách. [4] Porovnání kovového uranu a oxidu uraničitého je uvedeno v tabulce 1.2.

**Tabulka 1.2:** Srovnání kovového U a keramického UO<sub>2</sub> [59], [4]

Vlastnost	U	UO <sub>2</sub>
Teoretická hustota při pokojové teplotě (kg/m <sup>3</sup> )	19,04.10 <sup>3</sup>	10,97.10 <sup>3</sup>
Hustota kovu (U) teoretická (kg/m <sup>3</sup> )	19,04.10 <sup>3</sup>	9,67.10 <sup>3</sup>
Teplota tání (°C)	1133	2800
Stabilita (přechod fáze)	do 665 °C	do teploty tání
Tepelná vodivost 200-1000 °C (W/mK)	32 (průměr)	8 - 4 * [34]
Tepelná kapacita při 100 °C (J/kgK)	116	247
Lineární koeficient tepelné roztažnosti (1/K)	16,3.10 <sup>-6</sup>	10,1.10 <sup>-6</sup>
Mikroskopický účinný průřez pro štěpení tepelnými neutrony (b)	4,11	1,40
Mikroskopický účinný průřez pro absorpci tepelných neutronů (b)	7,68	2,56
Krystalová struktura	ortorombická (do 665 °C)	krychlová, plošně centrovaná

\* pro čerstvé palivo, se zvyšující teplotou se tepelná vodivost snižuje [34]

V souvislosti s jaderným palivem je vždy nezbytné uvažovat změny, kterými prochází palivové tablety po zavezení paliva do AZ a začátku ozařování. Tyto změny, jimiž tablety reagují na provozní podmínky, mají dva hlavní činitele - teplotu v daném místě a energii produkovanou ze štěpení. Ve středu tablety je teplota dostatečně vysoká na to, aby zde probíhala difuze. Na periferiích palivové tablety, kde teplota nepřesahuje 800 °C, převažuje vliv druhého z činitelů. Většinu energie ze štěpení nesou ve formě kinetické energie (průměrně 60-140 MeV) štěpné fragmenty, které jsou srážkami zpomalovány a přenášejí svou kinetickou energii do okolního materiálu. [30]

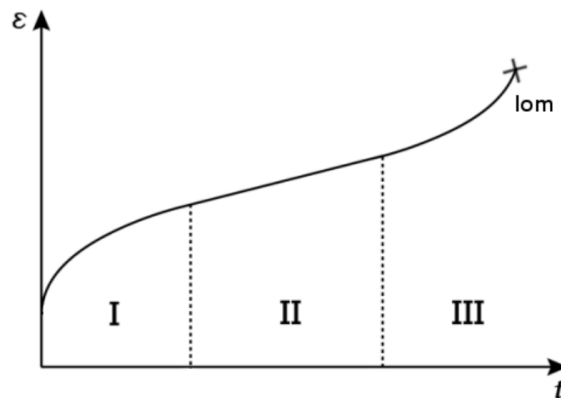
### 1.3.1 Rozložení generovaného výkonu v tabletě

Při pohledu na palivovou tabletu v radiálním řezu jsou nejvyšší teploty během provozu dosahovány přímo ve středu. Tyto hodnoty se pohybují okolo 1200 °C. Nejnižší hodnoty jsou pak pozorovány na povrchu tablety, kde se teplota pohybuje kolem 500 °C. Naopak je tomu v případě pozorování rozložení generovaného výkonu. Nejvyšší výkon je generován na periferiích (opět je uvažován radiální řez). Na počátku provozu je tento jev způsoben vyšším počtem štěpení izotopu <sup>235</sup>U, kdy jsou

neutrony, které přilétávají do paliva z moderátoru, ve větším množství absorbovány právě v tomto izotopu na okraji tablety. Se zvyšujícím se vyhořením paliva je stále nejvyšší výkon generován na okraji tablety, ale již zásluhou zachytu na izotopu <sup>238</sup>U. Epitermální neutrony zde mají vyšší pravděpodobnost zachytu právě na <sup>238</sup>U, zachytem dochází ke vzniku izotopu <sup>239</sup>U, který se  $\beta^-$  rozpadem přemění na nestabilní <sup>239</sup>Np s poločasem rozpadu 2,265 dní. Neptunium se dále rozpadá na <sup>239</sup>Pu. Tento plutoniový izotop je štěpným materiálem stejně jako <sup>235</sup>U a jeho štěpení způsobuje zvýšený generovaný výkon. [30]

### 1.3.2 Creep

Creep (neboli tečení) je ve většině materiálových věd definován jako pomalý nevratný proces deformace vlivem napětí. Napětí může být vyvoláno různými činiteli, např. mechanickým působením, teplem či radiací. V případě jaderného paliva dominuje prostorová deformace palivových tablet způsobena tepelným a radiačním creepem. Jak je znázorněno grafem na Obrázku 1.3, kde  $t$  je čas a  $\varepsilon$  poměrná deformace, průběh creepu je dělen do tří oblastí. Primární tečení je oblast, kdy dochází k plastické deformaci zvyšující se rychlostí. Během takzvaného sekundárního (stacionárního) tečení je rychlost deformace konstantní. V oblasti terciálního tečení se rychle zvýší rychlost deformace, což následuje degradace a selhání materiálu. [7]



**Obrázek 1.3:** Creepová křivka [50]

Pro jaderné palivo je významnou oblastí sekundární tečení, ačkoliv primární tečení může hrát významnou roli při nízkých teplotách a přechodných stavech, je velice obtížné ho experimentálně zkoumat a pozorovat. Keramický materiál UO<sub>2</sub> je velmi odolný creepu v oblasti pod mezí kluzu při teplotách nižších než 1000 °C. Za takto nízkých teplot nedochází k téměř žádné deformaci. Při vyšších teplotách (zde např. střed palivové tablety) se již creep projevuje a je potřeba ho uvažovat při návrhu a fabrikaci tablet - i z tohoto důvodu mají palivové tablety na čelech čočkovité vybrání. V jaké míře dochází k tečení materiálu ovlivňují materiálové faktory jako stechiometrické poměry, hustota, velikost zrna, ale také účinky ozáření. [7]

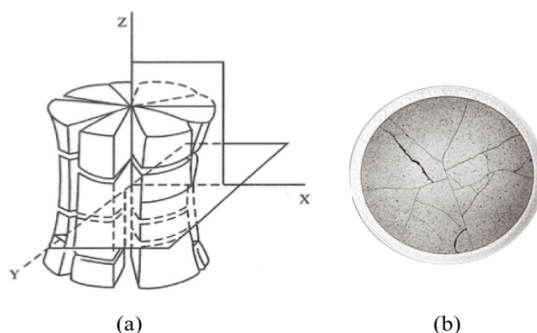
### 1.3.3 Swelling

Ze štěpení jader v palivu vzniká množství štěpných produktů. Z jednoho štěpení vznikají 2-3 štěpné produkty, které nahrazují atomy těžkých kovů, což je příčinou zvětšování objemu palivových tablet. Tento jev je nazýván napuchání (alternativně bobtnání), neboli swelling, jaderného paliva. Největší množství štěpných produktů tvoří atomy zirkonia, xenonu, molybdenu, neodymu, cesia, ruthenia a ceru. Štěpné produkty lze dělit podle různých kritérií. Základní, pro popis swellingu dostačující, dělení řadí produkty štěpení do dvou skupin dle skupenství - pevné a plynné.

Většinu štěpných produktů tvoří pevné štěpné produkty. Pevný swelling je nejvíce závislý na vyhoření paliva. Teplotou je pevný swelling ovlivňován jen velmi málo. Pro plynný swelling je kromě vyhoření klíčová i teplota. Se zvyšující se teplotou se zvyšuje i míra plynného swellingu. Plynný swelling převažuje nad pevným swellingem přibližně při dosažení teplot větších než 1000 °C. Štěpné plyny (například xenon, krypton) se vlivem své nízké rozpustnosti spojují do bublin, čímž výrazně ovlivňují napuchání paliva. Ráz napuchání je pak dán chováním bublin - jejich nukleací, růstem, migrací, slučováním, interakcí s poruchami a uvolňováním do prasklin v tabletách či na povrch tablet. [30], [7]

### 1.3.4 Praskání palivových tablet

Jakmile je palivo zavezeno do reaktoru a je zvyšován výkon palivových proutků, dochází k praskání palivových tablet. Tento jev nastává dříve než jakýkoliv výraznější creep a swelling. Jak už bylo zmíněno v předchozím textu, ve středu tablety je vyšší teplota než na periferii, což je způsobeno nízkou hodnotou součinitele tepelné vodivosti. Praskání palivových tablet je pak vyvoláno v důsledku tepelného namáhání velkými teplotními gradienty v radiálním směru. Síť prasklin v palivu zvětšuje množství cest, kudy mohou štěpné produkty pronikat. Tím je zvyšován únik štěpných produktů z paliva. Zároveň je prasklinami ovlivňovaná tepelná vodivost. Plyny vyplňující praskliny mají obecně nižší součinitel tepelné vodivosti než pevné látky, a je tak snižován i celkový součinitel tepelné vodivosti jaderného paliva. [30], [7]



**Obrázek 1.4:** Axiální a radiální praskání palivových tablet [7]

K praskání palivových tablet dochází jak v radiálním, tak v axiálním směru. Na počátku ozařování se objeví 6 až 8 radiálních prasklin a 3 až 4 praskliny v axiálním směru. Sekundárně se tvoří další praskliny způsobené výkyvy teplot (změny výkonu reaktoru) - tyto praskliny jsou již náhodného charakteru. Na Obrázku 1.4 (a) je ilustrován teoretický model axiálních a radiálních prasklin v palivové tabletě,



který společně s dalšími procesy způsobuje výskyt tvaru přesýpacích hodin. Část (b) demonstruje radiální praskliny způsobené teplotním gradientem v palivové tabletě tlakovodního reaktoru. [30], [7]

Praskání palivových tablet je jednou z příčin přímé interakce paliva a palivového pokrytí. Tvar přesýpacích hodin vede k tomu, že první dotyk palivo-pokrytí nastává na rozhraní dvou sousedních tablet. Zároveň může dojít k relokaci fragmentů palivových tablet - fragmenty se pohybují směrem k pokrytí a zmenšují tak původní mezeru mezi pokrytím a palivem. Interakce mezi tabletami jaderného paliva a palivovým pokrytím je podrobněji diskutována v kapitole 1.4.3. [30]

### 1.3.5 Uvolňování plynných produktů štěpení

Tvorba plynných produktů štěpení, která již byla zmíněna, jejich transport a uvolňování z palivových tablet může mít zásadní vliv na výkon jaderného paliva a degradaci vlastností paliva i mezery. Přibližně 15 % štěpných produktů tvoří vzácné plyny xenon a krypton, které mají nízkou rozpustnost v  $\text{UO}_2$  a difundují do pórů tablety. Skrz póry a praskliny se dostávají až do mezery mezi palivem a pokrytím. Jejich přítomnost v mezeře je nepříznivá pro termomechanickou odezvu paliva. Uvolněné plynné produkty štěpení zhoršují tepelnou vodivost mezery, a to vede ke zvýšení teploty středu paliva, dalšímu uvolňování plynů a následnému zvýšení tlaku plynu v mezeře. Pozorování zvýšeného uvolňování plynných produktů štěpení je pozorováno při vyšších teplotách vyhoření. [54]

## 1.4 Pokrytí

Palivové pokrytí hraje u paliva velice důležitou roli. Nejenže chrání palivo před nepříznivými vnějšími vlivy, ale také zamezuje úniku štěpných produktů do chladiva. Zároveň je nosným konstrukčním prvkem proutku.

Pokrytí musí být navrženo tak, aby odolalo creepu, objemovému a radiačnímu růstu palivových tablet, provozním (a částečně i havarijním) teplotám, mechanickým a chemickým vlivům chladiva a mechanickému namáhání palivových elementů. Dále je požadována dobrá tepelná vodivost zaručující optimální odvod tepla z paliva. Při výběru materiálu je nutné dbát zejména na účinný průřez pro absorpci tepelných neutronů. Ten musí být dostatečně nízký, aby bylo zabráněno nežádoucímu snížení reaktivity. [4] Významnou roli při volbě a návrhu pokrytí hraje jeho vyrobiteľnosť. Je nezbytné, aby existovala technologie, která umožňuje snadnou sériovou výrobu a zároveň nebyla ekonomicky limitující. I při volbě samotného materiálu pokrytí je přihlíženo k poměru cena-výkon.

### 1.4.1 Materiály pokrytí

Na základě znalosti vlastností různých materiálů s ohledem na provozní podmínky AZ byly vybrány prvky, které odpovídají daným požadavkům. Jsou to slitiny na bázi zirkonia, hliníku, hořčíku, niklu, berylia, austenitické oceli a grafitu. Hliník lze používat ve vodním prostředí jen při nižších teplotách, proto je vhodný pouze pro experimentální reaktory, kde není dosahováno tak vysokých teplot. Občas je

hliník používán jako pokrytí v plynem chlazených rektorech (např. i ve sloučeninách s hořčíkem). Hořčík je používán jako pokrytí přírodního uranu v některých starší typech plynem chlazených reaktorů, kde je dosahováno nižších teplot. Ve vodě silně koroduje, proto není vhodný do vodou chlazených reaktorů. Z ocelí jsou jako pokrytí využívány nejčastěji austenitické oceli, tedy korozivzdorné vysocelgované oceli, jejichž hlavní složkou je nikl. Tyto oceli jsou pak vyhovující pro plynem chlazené reaktory. Z hlediska účinného průřezu pro absorpci tepelných neutronu by bylo nejvhodnějším kandidátem na pokrytí berylium, avšak zde je problém v jeho toxicitě, technologickém zpracování (beryllium je křehké) a finanční náročnosti. Nikl se pak nejčastěji používá jako legující prvek ocelí. Pro tlakovodní reaktory jsou používány zejména slitiny zirkonia, které jsou s provozními podmínkami těchto reaktorů nejvíce kompatibilní. [4] Samotné přírodní zirkonium disponuje účinným průřezem pro interakci s neutrony s hodnotou pouze 6,5 barnů. Součinitel tepelné vodivosti se v závislosti na teplotě pohybuje okolo 22 W/mK a tepelná kapacita pak okolo 280 J/kgK. Zirkonium začíná tát na teplotě 1860 °C. [30]

Zirkonium je používán ve slitinách, protože samo o sobě není dostatečně odolné oxidaci. Prvky (např. niob, železo, chrom, cín), které společně se zirkoniem tvoří slitiny používané jako palivové pokrytí, zlepšují mechanické vlastnosti, zvyšují korozivzdornost, eliminují negativní vlivy znečištění a zpevňují daný materiál. Zirkoniové slitiny sloužící jako pokrytí jsou děleny dle dominantních legujících prvku na slitiny niobové a cínové. V případě niobových slitin je pro sovětské reaktory typu VVER nejčastěji používaným materiálem pokrytí slitina Zr + 1 % Nb, označovaná též E110 [17]. V dnešní době jsou nejvyužívanějšími niobovými slitinami právě E110, u které ruská společnost TVEL setrvala i při návrhu nejnovějších paliv, a francouzská slitina M5, která byla vyvinuta firmou AREVA [12]. Mezi niobové slity rovněž patří Korejci vyvinutá řada sloučenin pod označením HANA (High Temperature Alloys for Nuclear Applications) [27]. Americká firma Westinghouse využívá pro svá paliva slitinu ZIRLO<sup>TM</sup>, která má stejný podíl niobu i cínu [65] a která mimo jiné byla používána i v temelínské jaderné elektrárně jako pokrytí paliva VVANTAGE 6. Zde byla použita jako náhrada za nevyhovující Zircaloy 4. [57] Zircaloy 4 je jednou z nejznámějších cínových sloučenin využívanou hlavně dříve u PWR západní koncepce. V současné době se již nepoužívá, jelikož není vhodná pro palivo dosahující dnes již běžné vyšší úrovně vyhoření [17]. Za zmínku určitě stojí i novější modifikovaný a stále mnohem více používaný typ amerického pokrytí s oficiálním označením Opt-ZIRLO. [27]. Následující tabulka uvádí složení zmíněných používaných zirkoniových slitin.

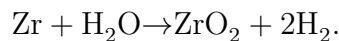
**Tabulka 1.3:** Složení Zr slitin, údaje v % či ppm hmotnosti [30], [25]

	ZIRLO	Opt-ZIRLO	E110	M5	HANA-4
<b>Sn</b>	1,00	0,70	-	-	0,40
<b>Nb</b>	1,00	1,00	1,00	0,8 - 1,2	1,50
<b>Fe</b>	0,10	0,10	0,50	<500 ppm	0,20
<b>Cr</b>	-	-	-	-	0,10
<b>S</b>	-	-	-	10 - 35 ppm	-

### 1.4.2 Chování palivového pokrytí během provozu

Stejně tak jako u samotných palivových tablet jsou struktura a chování palivového pokrytí ovlivňovány provozními podmínkami v AZ. Hlavními činiteli způsobující tyto změny jsou radiační růst, vznik vrstvy oxidu a následná koroze, creep a navodíkování. Radiačním růstem je rozuměna dimenzionální změna vyvolána účinky radiačního ozáření (interakcí neutronů s pokrytím). Radiační růst je silně ovlivňován tokem rychlých neutronů, teplotou, texturou a chemickými vlastnostmi daného materiálu. [1]

Koroze a takzvané navodíkování jsou spolu úzce spjaty. Korozní rovnice pro zirkonium ve vodním prostředí (chladiivo) je ve tvaru



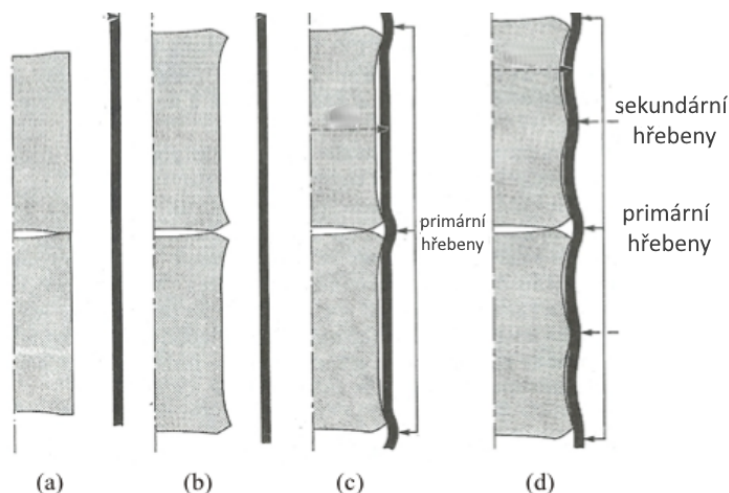
Touto reakcí vzniká vrstva oxidu zirkonia a je uvolňován vodík. Vrstva křehkého oxidu vzniká na úkor pevné kovové vrstvy, a způsobuje tak nižší schopnost pokrytí podléhat plastickým deformacím. Na druhou stranu tenká vrstva oxidu do jisté míry brání dalšímu koroznímu procesu. Zirkonium tvořící pokrytí pohlcuje rozpuštěný vodík. Vodík se následně v pokrytí sráží a přítomnost takto nahromaděného vodíku rovněž snižuje kujnost materiálu pokrytí. [40], [41]

Analogicky jako je tomu u palivových tablet, jsou hlavními creepovými činiteli v případě pokrytí teplota a radiace. Pokrytí je navrženo tak, aby se za normálního provozu namáhání způsobené napětím drželo na úrovni výrazně pod mezí kluzu. Přesto je creep - časově závislá nepružná odezva nebo plastická deformace materiálů pracujících při vysokých teplotách pod mezí kluzu - jedním z nejpravděpodobnějších mechanismů degradace pokrytí. Během provozu jaderného paliva v reaktoru působí creep směrem dovnitř - pokrytí "teče" směrem k palivovým tabletám, a zmenšuje se tak plynem vyplněná mezera. Toto chování má pak přímý dopad na fenomén interakce mezi palivem a pokrytím. [58]

### 1.4.3 Interakce mezi palivem a pokrytím

Palivové proutky jsou vyráběny s mezerou mezi pokrytím a palivovými tabletami, čímž vzniká prostor pro uvolňované štěpné produkty, radiální tepelnou roztažnost a swelling paliva během provozu. Interakce mezi palivem a pokrytím, neboli PCI (z anglického pellet-cladding interaction), je proces, ke kterému dochází po přímém dotyku palivových tablet a pokrytí. Dotyk je způsoben strukturními změnami paliva a pokrytí (swelling, radiační růst, praskání tablet, atd.), v jejichž důsledku je zmenšována zmiňovaná mezera (až po dotyk). [7]

Na Obrázku 1.5 je znázorněn proces, jímž dochází k PCI. Dotyk je způsoben jednak růstem tablety od osy směrem k pokrytí (swelling a praskání tablet) a natlačováním pokrytí na tabletu (creep). Na počátku provozu nejsou palivové tablety ani pokrytí nijak deformovány (a). Praskání tablet během provozu je příčinou změny tvaru tablet - tvar přesýpacích hodin (b). Tento tvar má za následek dotyk pokrytí a paliva nejdříve na rozhraní dvou palivových tablet a vznik takzvaných primárních hřebenů, kdy se pokrytí přizpůsobuje tvaru tablet právě v těchto místech (c). Vnější tlak chladiiva na pokrytí, creep (jak paliva, tak pokrytí), swelling a další praskání tablet důsledkem výkyvů teplotních gradientů vedou k úplnému vyplnění mezer a vzniku sekundárních hřebenů (d). [7]



**Obrázek 1.5:** Znáznornění dotyku tablet a pokrytí (upraveno z [7])

S interakcí mezi pokrytím a palivem souvisí i takzvaný bonding. Základem tohoto difuzního procesu je vytváření vazeb, podle nichž se bonding dělí na dva typy. Jako chemický bonding jsou obvykle označovány vazby mezi jednotlivými atomy, kdežto mechanický bonding zahrnuje vazby mezi skupinami atomů či molekul. Tyto vazby vznikají při přímém kontaktu pelet a pokrytí. Pokud by pak mělo dojít ke zno-vuotevření mezery (např. náhlým snížením výkonu reaktoru), nebude v důsledku bondingu možné docílit původního stavu, tedy oddělení paliva a pokrytí. Mezera se sice znovu utvoří, avšak na úkor samotných palivových tablet. Na periferii tablet vzniknout trhlinky a mezera se vytvoří tak, že odtržená vnější vrstva tablety zůstane v kontaktu s pokrytím. [30]

Interakce mezi palivem a pokrytím neprobíhá tedy pouze na mechanické úrovni. Palivo a pokrytí se navzájem ovlivňují nepřímým kontaktem i chemicky (kromě bondingu např. oxidace, napadání pokrytí štěpnými produkty). Při návrhu pokrytí a výběru materiálu je nezbytné tyto jevy a interakce brát v potaz. Příímá PCI může vést k poškození palivového proutku a narušení integrity paliva. [55]



## Kapitola 2

# Kritéria kladená na jaderné palivo

Jedním z úkolů jaderné bezpečnosti v souvislosti s provozem jaderných elektráren je předcházet nedovolenému úniku radioaktivních látek nebo ionizujícího záření, který by vedl k ohrožení zdraví veřejnosti a poškození životního prostředí. Zároveň je úkolem i omezování následků případných nehod a havárií. Právě proto je zavedena řada limitů a podmínek, tedy kritéria, která je nutno dodržovat. Limitace se týká téměř veškerých zařízení a provozních celků na elektrárně. Samotné jaderné palivo má kritéria navržena tak, aby byl minimalizován výskyt jeho poruch během normálního provozu a aby byly zmírněny následky případné havárie reaktoru, při které dojde k podstatnému poškození aktivní zóny. [46]

Kritéria kladená na palivo jsou uplatňována již při návrhu dané aktivní zóny a palivové vsázky, kdy je ověřováno jejich plnění a tím je prokazována bezpečnost daného návrhu. Ověřování probíhá ve většině případů za pomoci výpočetních kódů. Pokud je to možné a pokud z definice kritéria nevyplývá jiná skutečnost, jsou kritérii limitované parametry sledovány kontinuálně či periodicky kontrolovány během provozu reaktoru. Kritéria bývají odvozována kombinací výpočtů, experimentu a provozních zkušeností. Odvození daného kritéria závisí na jeho povaze - některá kritéria mohou být odvozena na základě materiálových vlastností, pro jiná je nezbytné zaměřit se na širší souvislosti a dynamiku systému.

Většina kritérií, která jsou dnes používána v souvislosti s jaderným palivem, vznikala v šedesátých a začátkem sedmdesátých let dvacátého století. Od této doby paliva i jaderné reaktory urazily dlouhou cestu ve svém vývoji. Navíc ona zmiňovaná kritéria byla často testována na neozářeném palivu. Pro nově vyvíjená paliva byly prováděny testy, aby bylo zjištěno, zda stanoveným kritériím vyhovují. Avšak testování probíhalo bez navrhování změn, které by kritéria s vývojem paliva upravovala a nastavovala nové limity. Z tohoto důvodu byl v roce 1996 Výbor pro bezpečnost jaderných zařízení (CSNI) pracující pod Agenturou pro jadernou energii (NEA) Organizace pro hospodářskou spolupráci a rozvoj (OECD) pověřen revizí těchto kritérií. [46]

OECD NEA je mezivládní agentura založená v roce 1958. Nyní (k březnu 2022) sdružuje 34 zemí včetně České a Slovenské republiky [43]. Posláním agentury je prostřednictvím mezinárodní spolupráce pomáhat členským zemím s udržením a vývojem vědeckých, technologických a právních podstat bezpečného, ekonomického a k přírodě šetrného využívání jaderné energie pro mírové účely. Stejně tak je úkolem agentury vytvářet autoritativní hodnocení v oblasti klíčových otázek jaderné

energetiky jako podklad pro vládní rozhodnutí a politiku v tomto odvětví. [47]

## 2.1 Vývoj a struktura kritérií

Jak už bylo zmíněno, první kritéria se vyvíjela v době, kdy se začaly jaderné reaktory využívat ke komerčním účelům. Byly provedeny experimenty zkoumající chování paliva v aktivní zóně během běžného provozu i havarijních podmínek. Za vysoké vyhoření byla u zrodu kritérií považována hodnota 40 MWd/kgHM [47], přičemž průměrné vyhoření se pohybovalo okolo 30 MWd/kgHM [60]. V databázích jaderných a provozních dat výchozích pro tvorbu kritérií byla tedy pouze data do této hodnoty vyhoření, avšak poměrně brzy se ukázalo, že je ekonomicky výhodnější dosahovat vyšších hodnot vyhoření a kritéria nelze jednoduše na tyto hodnoty extrapolovat. V roce 1993 bylo proto rozhodnuto, že musejí být stanoveny limity poškození jaderného paliva v širší škále vyhoření. Zároveň se začal klást důraz na širší oblast problematiky jaderného paliva než je samotné vyhořívání. Pozornost byla zaměřena na chování paliva a požadavky k zajištění dostatečné bezpečnostní rezervy z hlediska neustálého vývoje nových typů paliv, konstrukčních materiálů a návrhů aktivní zóny. [47]

Technická zpráva z roku 2003 pod názvem “Fuel Safety Criteria in NEA Member Countries” [42], která vznikla na základě přístupů používaných členskými zeměmi NEA, pracuje s kritérii rozdělenými do tří skupin:

- **Bezpečnostní kritéria** - kritéria stanovená regulátorem (např. v České republice SÚJB), jejichž plnění zajistí, že dopad případné základní projektové havárie (DBA - design basis accident) na životní prostředí bude přijatelný;
- **Provozní kritéria** - kritéria specifická pro konstrukci paliva a uváděná dodavatelem paliva jako součást licence; zajišťují, že bezpečnostní kritéria nejsou porušena;
- **Projektová kritéria** - kritéria udávaná dodavateli jaderného paliva a používaná provozovateli jaderných reaktorů, která jsou během normálního provozu a předpokládaných přechodných jevů naplňována.

Použití tohoto dělení lze uvést na příkladu limitů hodnot<sup>1</sup> tlaku uvnitř obecného tlakového zařízení. Projektový limit je stanoven hodnotou 12 MPa, bezpečnostní limit 10 MPa a nejvíce konzervativním je provozní limit s hodnotou 8 MPa. Tento příklad demonstruje aplikaci daných limitů a zároveň je patrné, že při dodržení provozního limitu nedojde k překročení limitu bezpečnostního, jak je deklarováno v definici jednotlivých kategorií. [47]

Značnou nevýhodou tohoto dělení byla kategorizace do tří zmíněných skupin. Řada kritérií nebyla jednoznačně zařaditelná a mezi členskými zeměmi byly v kritériích a jejich klasifikaci výrazné rozdíly. Například hodnota tlaku plynu v palivových proutcích byla zpočátku limitem, který stanovoval výrobce, ale později toto kritérium převzaly regulační orgány. Příklady zařazení některých kritérií tak, jak bylo uvedeno ve zmíněné technické zprávě z roku 2003, zahrnuje následující Tabulka 2.1.

<sup>1</sup>hodnoty slouží pouze jako příklad, neukazují na konkrétní zařízení a nejsou technicky podloženy

Je zřejmé, že kritéria se netýkají pouze paliva jako takového, ale jsou stanoveny limity i pro oblasti a děje, jež s palivem úzce souvisí (např. aktivita chladiva).

**Tabulka 2.1:** Kritéria dle “*Fuel Safety Criteria in NEA Member Countries*”, [42]

Bezpečnostní kritéria	Provozní kritéria	Projektová kritéria
obohacení paliva	PCI	oxidace/navodíkování
koeficienty reaktivity	čas pádu řídicí tyče	koncentrace vodíku
tlak plynu v proutku	aktivita chladiva	nárůst průměru pokrytí
mechanická PCI	aktivita mezery	roztažení pokrytí
vyhoření paliva	lineární výkon proutku	únava materiálu

Jak již bylo zmíněno, kategorizace kritérií z roku 2003 nebyla jednotná, některá kritéria se vyskytovala na pomezí dvou kategorií a jiná důležitá kritéria (např. teplota tavení paliva) nebyla vůbec ve zprávě zahrnuta. Pracovní skupina (v rámci NEA) zabývající se právě revizí kritérií týkajících se jaderného paliva celkově s konceptem z roku 2003 souhlasila, ale nové přepracování již nekategorizovalo kritéria dle tří zmíněných skupin. Byl vytvořen seznam obsahující 23 (bezpečnostních) kritérií aplikovaných na jaderné palivo (jedna kategorie), k němuž byly přidruženy další oblasti zájmu. Kompletní seznam tak, jak jej uvádí technická zpráva “Nuclear Fuel Safety Criteria Technical Review” ([47]), je uveden v Tabulce 2.2.

**Tabulka 2.2:** Kritéria dle “*Nuclear Fuel Safety Criteria Technical Review*”, [47]

<b>Bezpečnostní kritéria jaderného paliva</b>	kritický hustota tepelného toku, koeficienty reaktivity, kritičnost a limity pro odstavení, obohacení paliva, tlak/napětí/únava pokrytí, oxidace a navodíkování, tlak plynu v proutku, PCMI, PCI, tavení paliva, limity LHGR, selhání pokrytí při RIA, praskání paliva, aktivita chladiva, ne-LOCA křehnutí pokrytí a jeho teplota, LOCA křehnutí pokrytí, opotřebení třením, boční/seismické/převážné zatížení, přítlačná síla palivového souboru, aktivita mezery, množství štěpných produktů v palivu, vyhoření
<b>Další oblasti zájmu</b>	palivový management, MOX palivo, stálost pokrytí, směsné soubory, pomalé nebo neúplné zasouvání regulační tyče, anomální axiální posun výkonu, nárůst průměru pokrytí, prodloužení pokrytí, radiální peaking faktor, 3D peaking faktor

Poslední ze seznamu kritérií, tedy vyhoření, je udáváno výrobcem paliva a sledováno provozovateli všech jaderných reaktorů, ale samo o sobě není bezpečnostním kritériem. Vyhoření jaderného paliva je zahrnuto téměř ve všech ostatních kritériích, kde jsou limity přizpůsobeny vyhoření. [47]

Ačkoliv byla kritéria zrevidována a jejich dělení bylo značně zjednodušeno, stále se kritéria a konkrétní limity mohou lišit v závislosti na daném státu. Nutno podotknout, že ne všechny členské země využívají všechna kritéria tak, jak jsou zde

uvedena. Jaderné reaktory a jaderné palivo neustále procházejí vývojem a je zapotřebí postupně kritéria na tyto změny adaptovat. Technická zpráva od NEA rozhodně neobsahuje všechny děje, které by mohly s používáním a provozem jaderného paliva souviset, ale měla by být dostačující k identifikaci kritérií, kterým je nezbytné věnovat pozornost. [47]

## 2.2 Bezpečnostní kritéria

Tato kapitola se zabývá vybranými kritérii uvedenými v Tabulce 2.2, avšak nepokrývá všechna kritéria, jelikož se řada z nich přímo netýká paliva jako takového. Vybraná kritéria jsou diskutována podrobněji, je uváděn popis fyzikální podstaty daných dějů a způsob aplikace do technické praxe. Stále je ovšem nutné brát zřetel na neustálý vývoj a výzkum kritérií ze strany mnoha různých organizací po celém světě. Uvedené číselné hodnoty a limity se mohou lišit v závislosti na státu i typu reaktoru. [47]

### 2.2.1 Kritický tepelný tok

Pro kritický tepelný tok je často používána zkratka CHF z anglického critical heat flux. CHF, který vede ke krizi varu, je termohydraulická veličina popisující děj, při němž dochází ke změně fáze chladiva během jeho ohřevu. U PWR nastává CHF v případě, že hustota bublinek na vnějším povrchu palivového proutku, které vznikají v důsledku bublinkového varu, je tak velká, že se sousední bublinky začnou spojovat. Ke vzniku této situace může dojít zvyšováním plošné hustoty tepelného toku (např. v důsledku zvyšování výkonu reaktoru), nadměrným zvýšením tlaku či výrazným zmenšením podchlazení chladiva na vstupu do aktivní zóny. Dosažení kritické hodnoty plošné hustoty tepelného toku vede k přechodu z bublinkového varu na var blánový, snižuje se součinitel přestupu tepla mezi pokrytím a chladivem, což vede ke zvyšování teploty pokrytí. Zároveň dochází rychleji k oxidaci pokrytí, která může mít za následek porušení integrity paliva. [47]

Při kvantifikaci kritického tepelného toku je nezbytné zadefinovat vzdálenost od bublinkového varu (DNB - departure from nucleate boiling). DNB je chápána jako vzdálenost, ve které se přenos tepla z palivového proutku rychle snižuje v důsledku izolačního účinku parní pokrývky tvořící se na jeho povrchu [44]. U tlakovodních reaktorů je kritická hustota tepelného toku vyhodnocována na základě poměru tepelného toku potřebného k dosažení vzdálenosti od bublinkového varu ke skutečnému místnímu tepelnému toku palivového proutku. Tento poměr je označován DNBR (z anglického departure from nucleate boiling ratio). Limitní DNBR je bezpečnostní údaj definovaný tak, aby zaručoval, že palivové proutky nebudou zatíženy CHF během normálního provozu nebo očekávaných provozních situací. [47]

Korelace pro určení CHF jsou odvozeny z analýzy experimentálních dat, kdy jsou v laboratorních podmínkách testovány elektricky zahřívané (neozářené) velké (velikost shodná s běžně používanými komponentami) experimentální náhrady palivových svazků či polí. Korelace umožňují určit kritický tepelný tok v širokém rozsahu testovacích podmínek jako je například tlak, průtok chladiva nebo podchlazení

chladiwa po teplotu sytosti. Na základě takto získaných korelací lze provádět matematické testování konkrétních sestav paliva za konkrétních podmínek. [47]

Obvykle se bezpečnostní limity DNBR pohybují okolo hodnoty 1,15. Nad touto hranicí platí předpoklad, že s 95% spolehlivostí a 95% pravděpodobností nebude dosaženo DNB u palivových proutků s maximálním výkonem během ustálených provozních podmínek a očekávaných provozních stavů. Splnění těchto limitů zaručuje, že pouze velmi malé množství (asi 0,1 %) selže během očekávaných provozních událostí. [47] Ve skutečnosti je toto množství ještě výrazně nižší. Hodnota 0,1 % je limit, na který jsou navrženy systémy čištění chladiwa a který je uvažován v analýzách případných radiačních následků. [28]

### 2.2.2 Koeficienty reaktivity

Koncept koeficientů reaktivity byl zaveden za účelem zjednodušení analytických výpočtů jako je například vyčíslení zpětné vazby v bodové kinetické rovnici. Koeficienty reaktivity jsou určovány v závislosti na následujících parametrech:

- střední teplota paliva  $T_f$ ,
- teplota moderátoru (chladiwa)  $T_m$ ,
- objemový podíl páry v chladiwu  $\mu$ ,
- tlak (chladiwa) v systému  $P_S$ ,
- koncentrace kyseliny borité.

Samotné koeficienty reaktivity kvantifikují změnu reaktivity v závislosti na změně uvedených parametrů. Například teplotní koeficient reaktivity pro palivo je definován jako  $\partial\rho/\partial T_f$ , kde  $\rho$  je reaktivita. Analogicky jsou pak zdefinovány i ostatní koeficienty. [53]

Zvýšení teploty chladiwa/moderátoru (voda) působí na reaktivitu dvěma hlavními efekty. V důsledku zvýšení teploty klesá hustota vody (s hustotou klesá makroskopický účinný průřez) a snižují se tak její moderační vlastnosti (zrychluje se pohyb neutronů a i pohyb jader moderátoru, čímž se snižuje pravděpodobnost srážek). Zároveň se také snižuje koncentrace rozpuštěného absorbátoru (kyseliny borité), což vede ke snížení pravděpodobnosti záchytu neutronů na bóru. Tyto efekty musejí mít záporný součet (reaktivita musí být snižována) v téměř celém rozsahu provozních parametrů i v havarijních podmínkách. Stejně tak zvýšení teploty paliva vede na záporný efekt, kdy dochází ke snížení mikroskopického účinného průřezu pro absorpci a štěpení a ke zvýšení mikroskopického účinného průřezu rezonančního záchytu. [47]

Obecné kritérium pro lehkovodní jaderné reaktory požaduje, aby byl buď teplotní koeficient moderátoru (vody) záporný, a nebo aby byl záporný součet veškerých koeficientů reaktivity. Tato podmínka se vztahuje na reaktor v kritickém stavu i na všechny další provozní stavy (např. studený stav, reaktor na nominálním výkonu, najždění reaktoru) a při jejím splnění je zajištěno, že všechny zpětné vazby budou záporné (případně že účinky jakéhokoliv kladného koeficientu reaktivity budou bezvýznamné). [47]



### 2.2.3 Obohacení paliva

V současné době je obohacení jaderného paliva limitováno hodnotou 5 % hmotnosti izotopu  $^{235}\text{U}$ . Tato hodnota byla stanovena s ohledem na dosažení kritičnosti reaktorů, ekonomičnost a technologii výroby paliva, přičemž do úvahy je bráno i nakládání s palivem a jeho transport. [47] Americká NRC také používá tento limit, ale nevylučuje, že časem bude zapotřebí zvednout hodnotu až na 10 % v souvislosti s vývojem pokročilých ATF paliv a dosažení vyššího vyhoření. [45] Nicméně běžně používané výpočetní kódy a jejich práce s knihovnamí jaderných dat pro účinné průřezy jsou zatím zaměřené pouze na hodnoty obohacení do zmíněných 5 %. [47]

### 2.2.4 Oxidace a navodíkování

Oxidace a koroze materiálu pokrytí degraduje jeho vlastnosti. Zvýšená pozornost je věnována efektu souvisejícímu se vznikem tepelného odporu, který působí změnu teplotního profilu. V případě vodíku je jeho vliv na pokrytí taktéž nepříznivý. Při absorpci vodíku pokrytím vznikají hydridy, což vede ke křehnutí materiálu pokrytí. Rychlost absorpce vodíku materiálem pokrytí je sama o sobě až do vysokých vyhoření téměř konstantní, avšak vlivem oxidace a koroze je tento proces urychlován. Oxidace a navodíkování spolu tedy úzce souvisí a jsou v rámci kritérií řešeny společně. [47]

Pro účely návrhu paliva jsou průměrné limity pro tloušťku vrstvy oxidu na pokrytí a koncentraci vodíku v materiálu pokrytí vztahovány ke stavu na konci palivového cyklu, tedy k vyvezení paliva z reaktoru. Limity jsou pro běžná pokrytí (např. Zircaloy) stanoveny hodnotami 100 mikrometrů tloušťky vrstvy oxidu a koncentrací 500-600 ppm vodíku. Tyto limity představují rozumné hranice určené na základě zkoumání ozářených palivových proutků z komerčních PWR. Často jsou takto stanovené limitní hodnoty aplikovány i na modernější slitiny pokrytí, které disponují značně vyšší korozivzdorností. Relevance těchto limitů je v tomto případě sporná, protože u nich tak vysoké úrovně oxidace a koncentrace vodíku nikdy nebyly pozorovány za běžných podmínek provozu reaktoru. [47]

Problémem takto stanoveného kritéria je, že hodnoty odpovídají průměru z hodnot po celém povrchu pokrytí palivového proutku, přičemž lokálně mohou být tyto hodnoty během běžného provozu výrazně překračovány. Je tedy určitá pravděpodobnost, že ačkoli budou průměrné limity dodrženy, dojde k lokálnímu porušení integrity paliva v důsledku nadměrné oxidace a navodíkování v daném místě. Nabízí se tudíž otázka, zda by nebylo vhodné k průměrným limitům stanovit i maximální povolené lokální hodnoty. [47]

### 2.2.5 Tlak plynu v palivovém proutku

Při výrobě je prostor mezi palivovými tabletami a pokrytím vyplněn plnicím plynem (héliem) o daném počátečním tlaku (např. pro VVER-1000 bývá tlak plnicího plynu 2-2,25 MPa). Během provozu v jaderném reaktoru jsou z paliva uvolňovány štěpné plyny a tlak uvnitř palivového proutku se zvyšuje. Uvolňování štěpných plynů je závislé na mikrostruktuře a chemickém složení paliva, na vývoji mikrostruktury a chemického složení paliva v čase a na teplotě paliva, která je ovlivňována

výkonem a vyhořením. [47]

Nárůst tlaku plynu v mezeře mezi pokrytím a tabletami je způsobeným zvyšováním teploty plynu a zvýšenou produkcí štěpných plynů. Zvyšování tlaku společně s narůstající teplotou snižuje tepelnou vodivost onoho plynu. Nejen tyto jevy, ale i přímo štěpné plyny xenon a krypton, snižují tepelnou vodivost směsi plynů. Snížení tepelné vodivosti plynu má negativní dopad na přenos tepla mezi palivovými tabletami a pokrytím, a to má za následek zvyšování teploty paliva a zpětně se zvyšuje i teplota samotného plynu a tedy opět i tlak. [47]

Během provozních stavů běžně dochází k tlakovému namáhání pokrytí. Za provozních podmínek, kdy je primární okruh natlakovaný, je vyšší tlak v chladiivu a v proutku je tedy podtlak, naproti tomu během odstávky je v primárním okruhu tlak atmosférický a v proutku je přetlak. Vysoký tlak v proutku může vést až k degradaci pokrytí (nafouknutí, až prasknutí). Kritéria pro tento fenomén jsou stanovena dvěma různými způsoby v závislosti na regulačních orgánech (např. v ČR SÚJB, v USA NRC) daných států. Oba dva přístupy pracují s nominálním tlakem chladiiva. V definici kritéria dle prvního přístupu nesmí tlak uvnitř proutku překročit hodnotu nominálního tlaku chladiiva. V druhém případě tato hodnota může být překročena, ale pouze do takové míry, aby nedocházelo ke zvětšování mezery mezi palivem a pokrytím. Je předpokládáno, že vývoj v konstrukci jaderných paliv by neměl takto stanovená kritéria ovlivnit. [47]

### 2.2.6 Interakce mezi palivem a pokrytím

Jedním z typů interakcí, jak může pokrytí interagovat s palivovými tabletami, je mechanická interakce, která nastává v okamžiku, kdy se pokrytí a tableta přímo dotýkají v důsledku nadměrného objemového růstu tablety (způsoben hlavně teplotní expanzí a plyným swellingem) a přibližování pokrytí k tabletě způsobeného creepem. Nadměrné tlakové namáhání pokrytí ze strany tablety může vést až k jeho selhání. Bezpečnostní limit je zaveden hodnotou 1 % deformace vlivem rovnoměrného přechodného napětí pokrytí. Avšak v případě zkřehlého pokrytí vlivem vysokého vyhoření může k selhání pokrytí dojít již mnohem dříve. PCMI nepovede k selhání pokrytí, jestliže bude PCMI napětí dostatečně nízké nebo jestliže bude tažnost pokrytí dostatečně vysoká. Experimentální údaje zabývající se PCMI u paliva pro LWR pokrývají rozsah vyhoření až do 60 MWd/kgHM a zatím žádný z těchto výsledků nepoukazuje na to, že by efekty PCMI byly při vysokém vyhoření paliva neúnosné. [47]

Některá selhání spojovaná s PCI vedou ke koroznímu praskání palivového pokrytí způsobeného místními nárůsty výkonu při procesech jako je například spouštění reaktoru či manévrování s regulačními tyčemi. Mezi činitele korozního praskání je kromě nárůstů výkonu také řazena úroveň oxidace vnitřního pláště pokrytí a velikost mezery mezi pokrytím a tabletami. Pravděpodobnost, že dojde ke koroznímu praskání vlivem PCI, je tedy téměř nulová pro čerstvé palivové proutky. Při provozu na konstantním výkonu se selhání pokrytí tohoto typu také nevyskytuje. Limity PCI jsou typicky udávány na základě maximální rychlosti nárůstu výkonu reaktoru (W/cm/h) či maximálním rozdílem výkonu (W/cm). [47] Příklad<sup>1</sup> pro proutek

<sup>1</sup>příklad ze studie *Power Ramping, Cycling And Load Following Behaviour Of Water Reactor Fuel*; [24]

PWR o průměrném vyhoření 20 MWd/kgHM udává hodnotu selhání 420 W/cm a bezpečnostní limit 390 W/cm [24].

### 2.2.7 Tavení paliva

Při tradičním návrhu jaderného paliva pro lehkovodní reaktory je předpokládáno, že pokud nastane tavení centrální osy palivových tablet, dojde k selhání paliva. Analýzy tohoto jevu jsou prováděny pro maximální lineární tepelný výkon s uvažováním různých stupňů vyhoření a různého složení paliva. Za normálních i očekávaných přechodných provozních stavů není tavení v oblasti středové linie povoleno. Jedním z důvodů pro takovéto zavedení kritéria je i skutečnost, že při přechodu z pevného  $\text{UO}_2$  na kapalný narůstá jeho objem až o 13 %. Tavení paliva se vyznačuje uvolněním všech štěpných produktů včetně štěpných plynů. Kritérium zároveň zajišťuje, že nedojde k relokaci roztaveného paliva a jeho kontaktu s pokrytím. Dle americké NRC je předpoklad, že při roztavení centrální osy dojde k selhání paliva, příliš konzervativní. [47]

Tavení paliva může být používáno i jako kritérium selhání palivového pokrytí pro některé základní projektové nehody. Celkový počet palivových proutků, u kterých v případě nehody dojde k tavení centrální osy, pak lze použít k prediktivnímu výpočtu uvolnění radioaktivity. Za ustáleného stavu teplota centrální osy komerčního paliva lehkovodních reaktorů dosahuje bodu tání až při výkonu přibližně 82 kW/m. Lineární výkon paliva za běžného provozu reaktoru je obecně mnohem nižší (maxima udávaná výrobci se pohybují v rozmezí 30 - 50 kW/m [62]), protože je omezen jinými, více omezujícími podmínkami (např. termohydraulické limity). Přesto je zmíněné kritérium zakazující tavení centrální osy zachováno při návrhu a provozu jaderného paliva. [47]

### 2.2.8 Křehnutí a teplota pokrytí

Analýza některých nehod (mimo LOCA) je mimo jiné prováděna za účelem prokázání uchlazitelnosti aktivní zóny. Maximální teplota palivového pokrytí stanovená hodnotou 1480 °C je v některých případech používána jako limit uchlazitelnosti aktivní zóny. Teplota 1482 °C také odpovídá dle experimentálních pozorování bodu, po který je oxidace na teplotě nezávislá. Kritérium maximální teploty je měřítkem pro rychlost oxidace (oxidace probíhá i za běžného provozu). Během přechodných jevů je nezbytné udržet oxidaci na běžné úrovni. Vysoká teplotní kinetika oxidace, jež je hlavní příčinou křehnutí pokrytí, je sledována právě na základě teplotního limitu, který je snadněji měřitelný než oxidace samotná. Dodržení takto odvozených limitů zajistí, že nedojde k takovému zkřehnutí pokrytí, které by způsobilo jeho popraskání. [47]

Hodnota 1480 °C byla odvozena na základě hraničních podmínek pro selhání paliva v případě LOCA havárie - kompletní podmínky krom teploty zahrnují ještě míru oxidace pokrytí a to 17 % tloušťky pokrytí. Později se však ukázalo, že pro LOCA havárii je teplotní limit zahrnutý v podmínkách pro selhání paliva ještě o něco nižší. Nyní je používána hodnota 1204 °C. Procento oxidace zůstalo obecně zachováno, avšak v rámci jednotlivých zemí se opět vyskytují drobné odlišnosti, např. v Japonsku je používán limit 15 %. [47]

### 2.2.9 Vyhoření

Jak již bylo zmíněno, vyhoření jako takové není samostatným kritériem, přesto je regulováno, a to především výrobcí paliva. Licencované limity mohou odkazovat jak na místní úrovně vyhoření, tak na průměrné vyhoření proutku anebo průměrné vyhoření palivového souboru. Některé příklady licencovaných limitů pro vyhoření jsou uvedeny níže:

- maximální průměrné vyhoření proutku 62 MWd/kgHM pro některá paliva používaná v USA;
- maximální průměrné vyhoření palivového souboru 52 MWd/kgHM je obecným limitem ve Francii pro palivo  $UO_2$ ;
- maximální průměrné vyhoření palivového souboru 57 MWd/kgHM pro paliva používané v reaktorech typu VVER ve Finsku;
- maximální průměrné vyhoření palivového souboru 50-70 MWd/kgHM nebo maximální místní vyhoření 59-82 MWd/kgHM pro různé typy paliv používané ve Švýcarsku.

Vyhoření je parametrem, který závisí především na typu paliva a typu jaderného rektoru. Zvyšování hranic vyhoření je stále předmětem zájmu pro mnohé výrobce paliva i provozovatele jaderných elektráren. Jednou z hlavních výhod dalšího zvyšování vyhoření je snížení nákladů na palivový cyklus. Dalším benefitem je pak vyšší provozní flexibilita takového paliva. Otázkou však zůstává, kam až je technologicky možné pokračovat se zvyšováním vyhoření jaderného paliva. V případě, že dojde k výrazným posunům limitů, bude nutné přezkoumat i ostatní kritéria stanovená pro jaderné palivo v oblasti daných vyšších hodnot vyhoření. [47]

## 2.3 Další oblasti zájmu

V rámci revize kritérií kladených na jaderné palivo, byly vzaty do úvahy další různé problémy a jevy, které souvisejí s jedním či více kritérii. Tyto jevy není nutné omezovat konkrétními limity a hodnotami, ale je vhodné, brát je na zřetel a při návrhu kritérií jim věnovat pozornost. Kompletní přehled poskytuje Tabulka 2.2.

Jednou ze sledovaných oblastí jsou náklady na palivový cyklus, které jsou analyzovány v souvislosti s provozem každého jaderného zařízení. Procesy výroby paliva i návrh palivové vsázky jsou optimalizovány tak, aby byl co nejlépe využit potenciál jaderného paliva. Některé země se přiklonily k přepracovávání vyhořelého jaderného paliva. Určité množství štěpného plutonia odpovídající kvality lze využít na výrobu MOX paliva. Je zřejmé, že při aplikaci některých kritérií je nezbytné brát v úvahu rozdílné složení MOX paliva oproti běžnému  $UO_2$  s obohaceným uranem. Dále je vhodné se zaměřit na tzv. smíšené aktivní zóny, kde je použit více než jeden design palivového souboru. Toto se objevuje s novými přicházejícím typy (např. MOX či ATF paliva) palivových souborů. Je důležité zachovat kompatibilitu se stávajícími konstrukcemi, fyzikálními a termohydraulickými parametry současných aktivních zón. [47]

V případě palivového pokrytí by měly být dále analyzovány a studovány jeho dimenzionální změny. Například pro nárůst poloměru pokrytí je dodavateli paliva

pro reaktory typu VVER uznávána přípustná hodnota 0,4 %. Avšak pro západní PWR žádný podobný limit neexistuje a je předpokládáno, že tento jev pokrývá limit 1 % napětí pokrytí v rámci hodnocení PCMI. V návaznosti na obecný požadavek na konstrukce paliva nesmí být základní mechanické a hydraulické funkce palivového souboru narušeny radiačním růstem proutků a kanálů. Pro PWR ale nejsou doposud definovány žádné číselné limity (ať už v mm nebo v %) určující přípustnou míru prodloužení (axiálního růstu) palivových proutků. [47]



## Kapitola 3

# Reaktor ALLEGRO

Tlakovodní reaktory využívající lehkou vodu jako chladivo a zároveň jako moderátor jsou nejrozšířenějším typem komerčně provozovaných jaderných reaktorů. Avšak existuje širší paleta typů chladiv (např. oxid uhličitý, hélium, těžká voda či sodík) a látek, které lze použít jako moderátor (např. grafit či těžká voda). Vhodnou kombinací moderátoru a chladiva spolu s odpovídajícím druhem paliva vzniká celá řada různých typů jaderných reaktorů. Několik z těchto typů zastupují reaktory, jejichž konstrukční řešení nezahrnuje moderátor. Tyto reaktory jsou označovány jako rychlé, jelikož v důsledku absence moderátoru je převážná část štěpení jaderného paliva zajišťována rychlými neutrony. Chladivem v primárním okruhu rychlých reaktorů jsou buď tekuté kovy (typicky sodík) či plyny (typicky hélium). Demonstrátorem rychlého plynem chlazeného reaktoru (z angličtiny gas-cooled fast reactor, zkratka GFR) je ALLEGRO, ve kterém je jako chladivo v primárním okruhu použito hélium. [16]

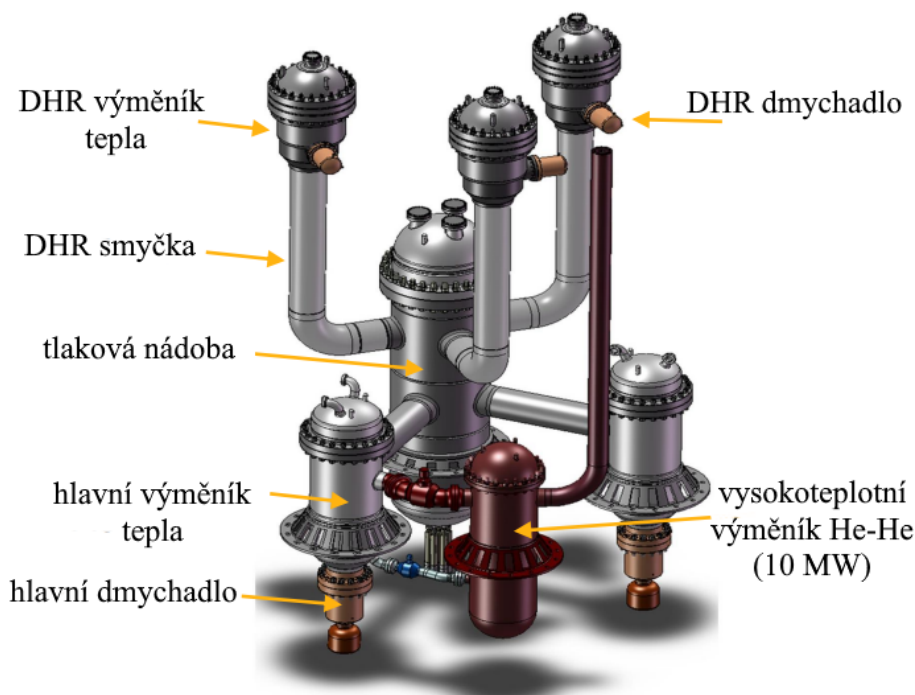
Rychlé reaktory vyžadují uranové palivo o vyšším obohacení, jelikož mikroskopický účinný průřez štěpení uranu rychlými neutrony je nižší, než je tomu u neutronů tepelných. Jako alternativa uranu je využíváno plutonium s vyšším mikroskopickým účinným průřezem pro štěpení rychlými neutrony. Lze také použít MOX palivo. Hlavní potenciál rychlých reaktorů spočívá v možnosti využití vyššího počtu neutronů k výrobě štěpitelných izotopů a tím docílit optimálního využití jaderného paliva. Vyšší počet neutronů v rychlých reaktorech vzniká především v důsledku absence moderátoru, tedy neutrony nejsou při zpomalování parazitně absorbovány moderátorem. K optimálnímu využití paliva přispívá fakt, že rychlými neutrony lze štěpit i izotop  $^{238}\text{U}$ . Většina rychlých reaktorů (i ALLEGRO) tak spadá do tzv. IV. generace jaderných reaktorů. [16] Důležitou úlohu rychlých reaktorů v jaderné energetice uznává i IAEA, avšak cesta k implementaci rychlých reaktorů jako běžně využívaného zdroje elektrické energie je poměrně zdlouhavým a náročným procesem (např. na rozdíl od tlakovodních reaktorů). Je nezbytné zajistit využití potenciálu systému s rychlými neutrony a optimalizaci uzavřeného palivového cyklu. [20]

V případě plynem chlazených rychlých reaktorů, stejně jako je tomu i u ostatních rychlých reaktorů, je jednou z hlavních výhod uzavřený palivový cyklus. Dále jejich technické a konstrukční řešení umožňuje dosahování vysokých teplot na výstupu z aktivní zóny a tím i zvyšování tepelné účinnosti cyklu. Zároveň se GFR vyznačují zápornými, případně nízkými kladnými, dutinovými koeficienty reaktivity, které jsou příznivé pro bezpečnost z hlediska neutronové bilance. Při použití

chladiwa ve formě hélia, jako je tomu u reaktoru ALLEGRO, plynou další výhody přímo z vlastností tohoto plynu. Hélium je chemicky inertní plyn, je nekorozivní a v provozních podmínkách reaktoru u něj nedochází ke změně fáze. Navíc jeho transparentnost usnadňuje provozní kontroly a údržbu. [63]

### 3.1 Technický popis

ALLEGRO je demonstrátorem malého, plynem chlazeného rychlého reaktoru, na kterém pracují výzkumné instituce a organizace ze střední Evropy (např. z České republiky či Maďarska). Nutno podotknout, že projekt ALLEGRO je ve fázi návrhu, kdy vznikají různé koncepty a modely pro výpočetní kódy a jsou prováděny termo-hydraulické a neutronické výpočty. Fyzicky tento reaktor nikdy nebyl v provozu a nebyla zahájena ani jeho výstavba, avšak je plánována konstrukce jedné experimentální smyčky za účelem demonstrace bezpečnosti a fungování některých systémů zahrnutých v návrhu. [63]



**Obrázek 3.1:** Znázornění primárního systému reaktoru ALLEGRO (upraveno z [5])

Jak je ilustrováno na obrázku 3.1, reaktor ALLEGRO je navrhován jako systém disponující dvěma primárními smyčkami s chladivem ve formě hélia o tlaku 7 MPa a dvěma smyčkami sekundárního okruhu obsahujícími vodu s hodnotou tlaku 6,5 MPa. Tepelná výměna mezi héliem a vodou probíhá v hlavních tepelných výměnících. Konečným příjemcem tepla (terciálním chladicím systémem) je atmosférický vzduch, jelikož reaktor ALLEGRO není určen k výrobě elektrické energie či k teplárenské výrobě. Přímo k tlakové nádobě jsou připojeny tři smyčky odvodu zbytkového tepla (DHR - decay heat removal) taktéž vyplněné héliem. DHR smyčky zajišťují odvod zbytkového tepla při odstavení za určitých havarijních podmínek (např. zastavení proudění hélia). Dalším bezpečnostním systémem jsou tři akumulátory dusíku připravené udržovat po určitou dobu stálý tlak v primárních smyčkách při některých

havarijních podmínkách, kdy dochází k poklesu tlaku (např. některé scénáře LOCA). Na schématu primárních systémů na Obrázku 3.1 akumulátory dusíku nejsou vyobrazeny. Ve schématu je zahrnut rezervní okruh s vysokoteplotním výměníkem, který je navržen pro případné testování procesů a komponent za vysokých teplot s využitím pouze části výkonu reaktoru (10 MW). V tomto výměníku probíhá tepelná výměna mezi dvěma oddělenými okruhy s héliem. [51], [31]

Hlavní technické specifikace demonstrátoru plynem chlazeného rychlého reaktoru shrnuje Tabulka 3.1. V návrhu je kromě základního typu paliva a pokrytí zahrnuta i alternativní (experimentální) varianta. Teploty na vstupu a výstupu chladiva aktivní zóny jsou v tabulce uvedeny pro základní návrh i pro konfiguraci s alternativním palivem a pokrytím. Samotnému palivu tohoto GFR bude věnována následující podkapitola. V případě tepelného výkonu a jeho hustoty je počítáno s tím, že chod reaktoru lze omezit a provozovat ho na libovolné hodnotě tepelného výkonu v rozmezí 30-75 MW. Hustota tepelného výkonu v aktivní zóně se tak pohybuje v rozmezí 50-100 MW/m<sup>3</sup>. Podrobné parametry sekundárního okruhu nejsou uvedeny, protože z hlediska palivové části a cílů práce nejsou podstatné. [31]

**Tabulka 3.1:** Technické specifikace demonstrátoru ALLEGRO [63], [31]

<b>Hlavní charakteristiky ALLEGRO</b>	
Nominální tepelný výkon	75 MW
Hustota tepelného výkonu	100 MW/m <sup>3</sup>
Palivo/alternativní palivo	MOX nebo UO <sub>2</sub> /UPuC
Pokrytí/alternativní pokrytí	ocel (15-15Ti)/SiC-SiC <sub>f</sub>
Primární chladivo (tlak)	hélium (7 MPa)
Sekundární chladivo (tlak)	voda (6,5 MPa)
Teplota vstup/výstup	260 °C/530 °C
Teplota vstup/výstup (alternativní řešení)	400 °C/850 °C
Počet primárních smyček	2
Počet sekundárních smyček	2
Počet DHR smyček	3
Počet akumulátorů dusíku	3

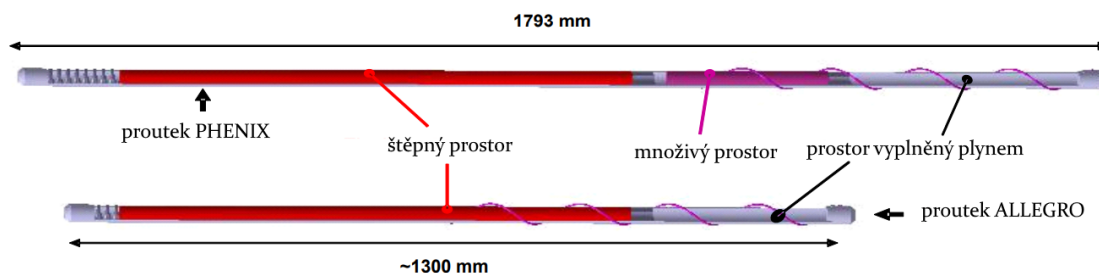
## 3.2 Palivo reaktoru ALLEGRO

V projektu demonstrátoru ALLEGRO je navrhováno několik možných řešení palivového systému. Základním typem návrhu jsou MOX palivové tablety. Část výpočtů je prováděna i s obohaceným uranem ve formě UO<sub>2</sub> tablet. Obohacení uranu je zde vzhledem k charakteru reaktoru vyšší - pohybuje se v rozmezí 17,5 - 19,5 %. Jako experimentální typ paliva jsou uvažovány keramické tablety UPuC naskládané v proutku nebo ve formě deskového paliva. [63]

### 3.2.1 MOX palivo

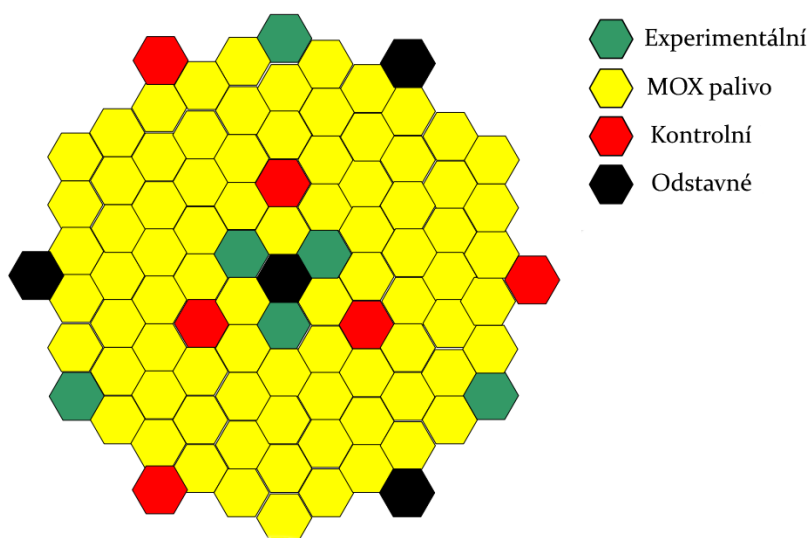
Při návrzích paliva typu MOX pro reaktor ALLEGRO je vycházeno z francouzského prototypu rychlého množivého reaktoru Phenix. Tablety směsného paliva

s obsahem  $\text{PuO}_2$  25 % o průměru 5,42 mm jsou naskládány v palivovém proutku o vnějším průměru 6,55 mm a délce cca 1300 mm, přičemž výška samotného sloupce tablet je 860 mm. Porovnání palivového proutku pro množivý reaktor Phenix s palivovým proutkem navrhovaným pro reaktor ALLEGRO ilustruje obrázek 3.2. [5] Jako pokrytí paliva je nejčastěji uvažována ocel (15 - 15 Ti) o tloušťce 0,45 mm. Během provozu na nominálním výkonu je dosahováno teploty ocelového pokrytí maximálně 562 °C a maximální dosahovaná teplota paliva je rovna 963 °C. [56] Alternativně je pak uvažováno provádět výpočty a testy i s keramickým pokrytím  $\text{SiC-SiC}_f$ , kde lze dosahovat i vyšších teplot. [51]



**Obrázek 3.2:** Palivový proutek FENIX a ALLEGRO (upraveno z [5])

Uspořádání aktivní zóny při použití proutků s MOX palivem je pravidelné se 120° symetrií. Každý z 81 šestihranných palivových souborů s hranou o velikosti 64 mm obsahuje 169 palivových proutků uspořádaných v trojúhelníkové mříži, přičemž rozteč palivových proutků je 8 mm. Kromě palivových souborů se v aktivní zóně nachází i šest experimentálních kanálů. Tyto experimentální kanály budou v pozdější fázi provozu sloužit k testování nových typů karbidového paliva. V počáteční fázi provozu budou kanály zaplněny maketami souborů z nerezové oceli a nebudou obsahovat palivo. Další šest kanálů slouží jako kontrolní, zbývající čtyři kanály s klastry plní odstavnou funkci. [52] Schéma takto uspořádané aktivní zóny demonstruje obrázek 3.3 níže.

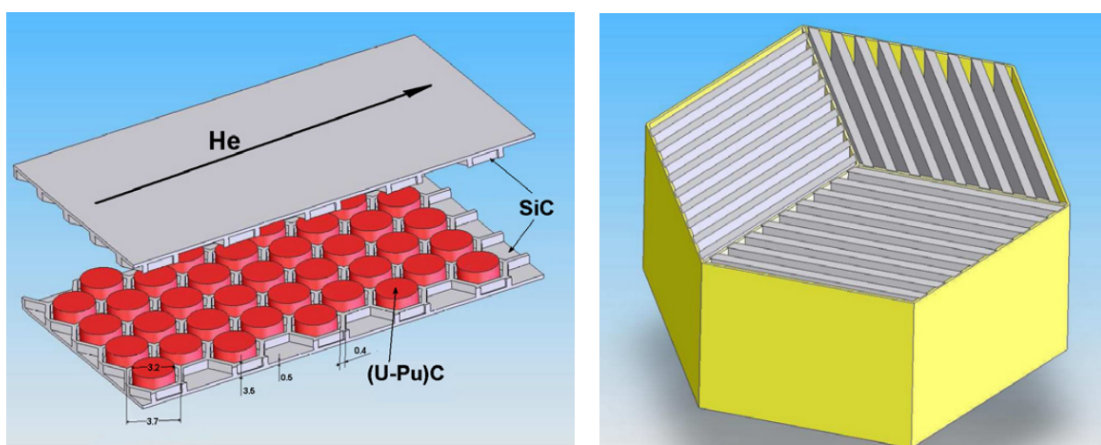


**Obrázek 3.3:** Konfigurace aktivní zóny s MOX palivem (upraveno z [5])

### 3.2.2 Karbidové experimentální palivo

Přechod na plně keramické žáruvzdorné palivo U-PuC s pokrytím SiC-SiC<sub>f</sub> by měl být proveden až po testovací fázi těchto palivových souborů v experimentálních kanálech aktivní zóny s MOX palivem. Aktivní zóna obsahující pouze karbidové palivo bude mít identickou ověřenou konfiguraci, jako je na obrázku 3.3, s tím rozdílem, že veškeré MOX palivové soubory budou nahrazeny karbidovými (včetně zaplnění experimentálních kanálů). Při plném nahrazení MOX paliva v aktivní zóně palivem karbidovým lze dosahovat výstupní teploty z aktivní zóny až 850 °C. [5]

Jedním z možných návrhů konstrukčního řešení karbidového paliva jsou běžné palivové proutky, tedy palivové tablety naskládané v povlakové trubce, avšak mnohem rozšířenějším navrženým řešením je v případě demonstrátoru ALLEGRO palivo ve formě desek. Palivové tablety s výškou několik milimetrů ze směsi karbidů (UPuC s obsahem Pu přibližně 15 %) budou uspořádány ve voštinové struktuře mezi dvěma karbidovými deskami o tloušťce asi 1 mm. Jednotlivé palivové tablety jsou od sebe hermeticky odděleny tenkými stěnami a není zde tedy vytvořena plynová komora, jako je tomu u běžných palivových proutků. Na obrázku 3.4 je zobrazeno uspořádání palivové desky a uložení desek do tří segmentů v palivovém souboru. Uložení desek je zde pouze ilustrativní, protože v případě reaktoru ALLEGRO se v jednom segmentu nacházejí pouze čtyři palivové desky (někdy jen tři v závislosti na konkrétním návrhu) a celkový počet desek v palivovém souboru je tedy dvanáct (respektive devět). [49]



**Obrázek 3.4:** Deskové karbidické palivo a jeho uspořádání v palivovém souboru [49]

Tento koncept palivových desek s konstrukčně oddělenými palivovými tabletami má zajistit, že veškeré štěpné produkty zůstanou vždy v dané buňce. V případě lokálního porušení desky bude vzhledem k oddělení jednotlivých buněk principiálně snížen únik štěpných produktů mimo desku. Vzhledem k tomu, že karbidové palivo disponuje vyšší tepelnou vodivostí (18 W/mK při teplotě 726,85 °C, což je šestkrát více než pro MOX palivo) a vzhledem k malé efektivní délce palivových tablet, nebude teplotní gradient v kolmém profilu desky výrazný. To znamená, že ačkoliv teplota chladiva proudícího kolem desky dosahuje teplot nad 800 °C, nebude ve středu palivové tablety teplota vyšší než 1200 °C. [49]

### 3.2.3 Ocelové palivové pokrytí

V oblasti jaderných aplikací jsou austenitické nerezové oceli vhodnými kandidáty na konstrukční materiály komponent, které jsou vystavovány vyšším teplotám. Ve velké míře jsou uplatňovány právě při návrhu a konstrukci rychlých reaktorů. Hlavními požadavky, které musejí oceli pro tyto aplikace splňovat, jsou pevnost v creepu a odolnost vůči případným strukturním změnám způsobeným ozářením. Jako pokrytí palivových proutků reaktoru ALLEGRO byla vybrána titanem stabilizovaná austenitická nerezová ocel s označením 15-15Ti. Tento typ oceli lze rovněž dohledat pod označením DIN 1.4970. Zastoupení jednotlivých prvků v oceli udává tabulka 3.2. Ze složení je patrné, že se jedná o chrom-niklovou ocel a název 15-15Ti je odvozen od procentuálního zastoupení těchto dvou prvků. [26]

**Tabulka 3.2:** Složení oceli 15-15Ti (hodnoty v % hm.) [26]

<b>C</b>	0,080-0,012	<b>Ni</b>	14,500-15,500
<b>Si</b>	0,300-0,500	<b>Ti</b>	0,350-0,550
<b>Mn</b>	1,600-2,000	<b>B</b>	0,003-0,006
<b>Cr</b>	15,000-16,000	<b>P</b>	≤0,030
<b>Mo</b>	1,050-1,250	<b>S</b>	≤0,015

V rámci výpočtu kódem TRANSURANUS bude ale použita ocel s označením AISI 316 CW, která je taktéž chrom-niklovou ocelí a vykazuje řadu podobných vlastností jako ocel 15-15Ti (srovnání vybraných vlastností je uvedeno v příloze A). Pro tuto ocel je přesně známé velké množství vlastností, které jsou implementovány i ve výpočetním kódu TRANSURANUS. Z tohoto důvodu bude ocel 316 CW použita namísto oceli 15-15Ti. Její složení je uvedeno v tabulce 3.3.

**Tabulka 3.3:** Složení oceli AISI 316 CW (hodnoty v % hm.) [39]

<b>C</b>	≤0,080	<b>Ni</b>	11,000-14,000
<b>Si</b>	≤1,000	<b>Ti</b>	-
<b>Mn</b>	≤2,000	<b>Si</b>	≤0,030
<b>Cr</b>	16,000-18,000	<b>P</b>	≤0,040
<b>Mo</b>	2,000-3,000	<b>S</b>	≤0,030

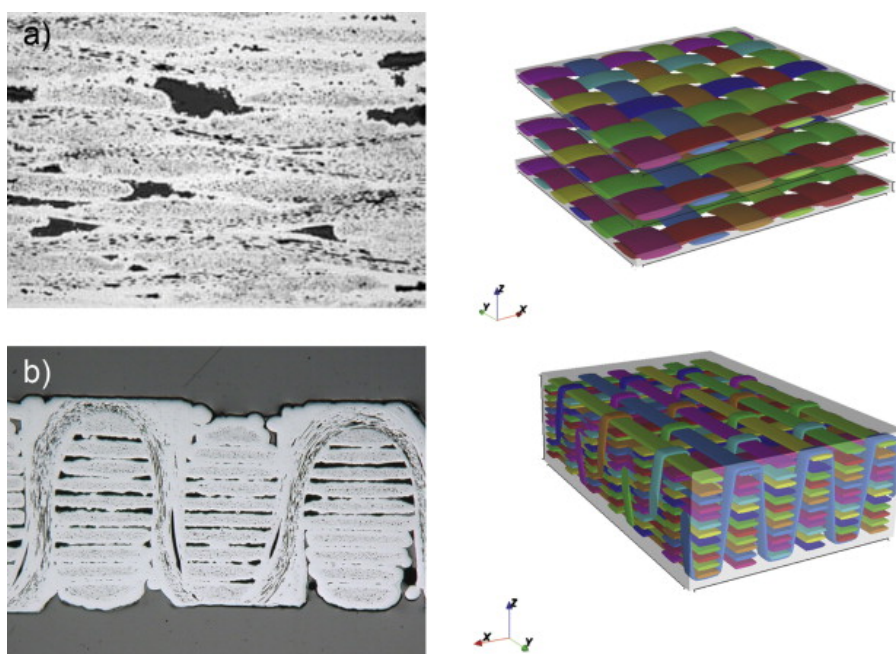
Nerezová ocel AISI 316 disponuje velmi dobrou korozivzdorností, je snadno tvarovatelná, obrobitelná a svařovatelná. Lze jí použít pro aplikace v širokém rozsahu teplot (-150 °C až 950 °C). Tato ocel začíná tát při teplotě 1380 °C, přičemž její tepelná kapacita je 500 J/kgK. Koeficient tepelné vodivosti roste s rostoucí teplotou a jeho střední hodnota v oblasti provozních teplot použitelnosti je 18,9 W/mK (například pro teplotu 427 °C je roven 19,87 W/mK [39]). Další důležitou tepelnou vlastností je tepelná roztažnost, jejíž střední hodnota je rovna  $16,5 \cdot 10^{-6}$  1/K. Hustota materiálu je 8000 kg/m<sup>3</sup> a Youngův modul pružnosti má hodnotu 193 GPa. [37] Ozařovací testy oceli 316 CW ukázaly, že ozařováním dávkou 35 dpa<sup>1</sup> při teplotě cca 310 °C se objem zvětší přibližně o 0,03 % v důsledku radiačního swellingu. Při dávce 100 dpa a teplotě v rozmezí 300 °C až 440 °C je swelling nižší než 3 %. [10]

<sup>1</sup>dávka 1 dpa znamená, že v průměru každý atom z ozařovaného objemu je jednou přemístěn ze svého rovnovážného místa v krystalové mřížce



### 3.2.4 SiC-SiC<sub>f</sub> palivové pokrytí

Karbid křemíku (SiC) je studován v rámci využití v jaderném průmyslu již celá desetiletí, a to hlavně v souvislosti s vysokoteplotními plynem chlazenými reaktory. Keramický karbid křemíku upoutal pozornost i při návrhu pokrytí některých ATF paliv především svou odolností vůči oxidaci, korozi a také nízké hustotě (3210 kg/m<sup>3</sup>). Pojmenování SiC-SiC<sub>f</sub> označuje karbid křemíku vyztužený vlákny tohoto karbidu samotného (index f z anglického fiber, což znamená vlákno). Vyztužený materiál vykazuje v mnoha ohledech lepší vlastnosti (především mechanické) než monolitický SiC. Například lomová houževnatost (plošné zatížení při kterém se šíření trhliny najednou stává rychlé a neomezené) pro monolitický SiC je přibližně 5 MPa/m<sup>2</sup> a lomová houževnatost pro vyztužený SiC-SiC<sub>f</sub> je znatelně vyšší a pohybuje se v rozmezí 20-30 MPa/m<sup>2</sup>. [9], [30] SiC-SiC<sub>f</sub> může být vyráběn v různých geometrických podobách dle dané aplikace. Obrázek 3.5 ilustruje v případě a) 2D desky z vláken poskládané na sobě a v případě b) je znázorněna 3D struktura SiC-SiC<sub>f</sub>. [23]



**Obrázek 3.5:** Ukázka 2D a 3D modelu SiC-SiC<sub>f</sub> [23]

SiC je jako materiál inertní vůči dusíku i vodíku, ale je náchylný k oxidaci párou o vyšších teplotách. Avšak i vůči páře má dobrou korozní odolnost až do 1300 °C. Tato hodnota je z hlediska pokrytí palivových proutků dostatečně vzdálena od teploty, které je během běžného provozu dosahováno (jak u současných komerčních reaktorů, tak reaktoru ALLEGRO, kde ovšem není pára přítomna). Součinitel tepelné vodivosti karbidu křemíku ovlivňují strukturální defekty, nečistoty, zrnitost a pórovitost. Proto je i při této vlastnosti pozorován rozdíl mezi monolitický SiC a vlákny vyztuženým SiC-SiC<sub>f</sub>. Obecně součinitel tepelné vodivosti karbidu křemíku klesá s rostoucí teplotou. Pro monolitický SiC je jeho hodnota při teplotě 200 °C rovna 125,6 W/mK [38]. Varianta SiC-SiC<sub>f</sub> má vzhledem k vyšší pórovitosti součinitel tepelné vodivosti nižší. Při pokojové teplotě nabývá hodnoty 73 W/mK a při teplotě 1000 °C (blíže provozním podmínkám reaktoru ALLEGRO) je jeho hodnota pouze 35 W/mK. [9]

Tepelné a mechanické vlastnosti vyztuženého SiC se samozřejmě liší v závislosti na podílu vláken v materiálu, poloze vláken a i na samotném typu použitých vláken. Jedním z typů jsou vlákna Nicalon (Japonsko), homogenní vlákna z jemných krystalků SiC a amorfní směsi křemíku, uhlíku a kyslíku. [29] V následující tabulce jsou uvedeny některé mechanické a tepelné vlastnosti pro 2D desku SiC-SiC<sub>f</sub> vyztuženou právě vlákny Nicalon s geometrií 0/90° (vlákna jsou na sebe kolmá).

**Tabulka 3.4:** Vlastnosti 2D desky SiC-SiC<sub>f</sub> vyztužené vlákny Nicalon [30]

Vlastnost	t = 23 °C	t = 1000 °C
Podíl vláken (%)	40	40
Pórovitost (%)	10	10
Měrná tepelná kapacita (J/kgK)	620	1200
Youngův modul pružnosti (GPa)	230	200
Pevnost v tahu (MPa)	200	200
Pevnost v ohybu (MPa)	300	400
Pevnost v tlaku v rovině/kolmo (MPa)	580/420	480/380
Tepelná roztažnost v rovině/kolmo (K <sup>-1</sup> ·10 <sup>-6</sup> )	3/1,7	3/3,4

Jako je tomu i u mnoha dalších vlastností, tak i radiační swelling karbidu křemíku záleží na formě tohoto materiálu. Byly provedeny testy, které prokázaly, že radiační swelling je menší v případě vlákny vyztuženého SiC-SiC<sub>f</sub> oproti radiačnímu swellingu pozorovanému u monolitického SiC. Při testech byly materiály ozařovány šedesát dní při teplotě 60 - 90 °C neutronovým tokem cca 2,5·10<sup>24</sup> n/m<sup>2</sup> (energie vyšší než 2 MeV). Po ozařování se objem monolitického SiC zvětšil v důsledku radiačního swellingu o 1,24 - 1,33% a v případě SiC-SiC<sub>f</sub> objem narostl o 1,00 - 1,19%. Podobné chování lze očekávat i při vyšších teplotách. [21]

### 3.3 Návrh kritérií kladených na jaderné palivo

Při porovnání primárních okruhů a aktivních zón tlakovodních reaktorů s primárním okruhem a aktivní zónou demonstrátoru rychlého plynem chlazeného reaktoru ALLEGRO je zřejmé, že ne všechna kritéria kladená na jaderné palivo PWR budou aplikovatelná na palivo reaktoru ALLEGRO. Tyto odlišnosti plynou zejména z rozdílných fyzikálních vlastností používaného chladiwa v primárním okruhu (hélium). V následujícím textu bude diskutována aplikovatelnost kritérií podrobně popsanych v kapitole 2.2 na reaktor ALLEGRO.

#### 3.3.1 Kritéria korespondující s PWR

První veličinou sledovanou jak u tlakovodních jaderných reaktorů, tak u reaktoru ALLEGRO, je teplota. Obdobně jako v případě lehkovodních PWR je nezbytné sledovat a limitovat teploty paliva a pokrytí. Cílem je navrhnout systém tak, aby teploty paliva a pokrytí nepřesahovaly takové hodnoty, které vedou k degradaci a tavení daných materiálů. Teplota tání UO<sub>2</sub> je rovna 2800 °C (tabulka 1.2), MOX palivo se začíná tavit přibližně při 2400 °C a karbidové experimentální palivo UPuC při 2500 °C [66]. Experimentální pokrytí SiC se netaví, ale při teplotě 2830 °C u něj

dochází k tepelnému rozkladu, ovšem degradace materiálu nastává již při teplotách v rozmezí 1800 °C až 2000 °C [66]. Ocelové pokrytí z nerezové oceli typu ASIS 316 CW, které bude použito pro výpočet, má teplotu tání výrazně nižší než předešlé materiály, a to 1380 °C [37].

Dalším parametrem, pro nějž lze použít kritéria odvozená pro PWR, je tlak plynu uvnitř palivového proutku. Ve výpočtech bude uvažována varianta návrhu reaktoru ALLEGRO s palivem ve formě proutků. Palivové proutky jsou taktéž plněny plnicím plynem (héliem) o konkrétním tlaku pro daný návrh (pro výpočty hodnoty 1 - 2,5 MPa). Mechanismus zvyšování tlaku plynu uvnitř proutku je totožný jako je tomu v případě tlakovodních jaderných reaktorů. Přenesení kritérií na reaktor ALLEGRO tedy znamená, že tlak plynu v proutku by ideálně neměl překročit hodnotu nominálního tlaku chladiva. Alternativně dle druhého přístupu tuto hodnotu překročit může, ale pouze do takové míry, aby nedocházelo ke zvětšování mezery mezi palivem a pokrytím. Toto kritérium lze jednoduše aplikovat na palivo ve formě proutků. Pro deskovou geometrii paliva by kritérium muselo být z pohledu mechanického výpočtu detailněji přezkoumáno (pravděpodobně by také mělo platit omezení které stanovuje, že tlak uvnitř buněk nesmí překročit hodnotu tlaku v primárním okruhu).

Do návrhu kritérií kladených na palivo reaktoru ALLEGRO lze také přenést kritéria související s interakcí mezi palivem a pokrytím a s koeficienty reaktivity. Koeficienty reaktivity budou určovány střední teplotou paliva a geometrií AZ. Teplotu chladiva, tlak chladiva, podíl páry v chladivu a koncentraci kyseliny borité nelze v rychlém reaktoru chlazeném héliem uvažovat jako výchozí veličiny pro koeficienty reaktivity. Tyto parametry v tepelných rektorech souvisí s moderací neutronů. Stejně jako u lehkovodních PWR je žádoucí, aby součet teplotních koeficientů byl záporný. V případě PCMI je na místě klást požadavek, aby k PCMI docházelo jen do takové míry, která nepovede k zásadní degradaci pokrytí a jeho selhání.

### 3.3.2 Neaplikovatelná kritéria

Reaktor ALLEGRO je na rozdíl od PWR chlazen héliem a nikoliv vodou. Z toho plyne, že některá kritéria, která souvisejí přímo s fyzikálními a chemickými vlastnostmi vody, nemá smysl přenášet na systém chlazený héliem. Jedním z kritérií, které nemusí být pro ALLEGRO uvažováno, je kritický tepelný tok. Jak již bylo zmíněno, hélium za provozních podmínek reaktoru nemění fázi a nelze tedy uvažovat kritický tepelný tok, který by způsobil blánový var. Analogicky taktéž nebudou stanovena kritéria pro oxidaci a navodíkování. Oxidace a navodíkování přímo souvisí s chladivem, potažmo moderátorem, ve formě vody (tedy sloučeniny vodíku s kyslíkem). Hélium jakožto inertní plyn s pokrytím nereaguje (právě na rozdíl od vody).

### 3.3.3 Další kritéria

Jelikož je jaderný reaktor ALLEGRO pouze konceptem experimentálního zařízení, které nemá sloužit k výrobě elektrické energie, lze obohacení paliva limitovat hodnotou stanovenou pro výzkumné rektory. Limit pro obohacení uranového paliva byl dle doporučení IAEA stanoven hodnotou 20 % obsahu izotopu  $^{235}\text{U}$ . Takto byl

limit zaveden s ohledem na bezpečnost v souvislosti s proliferací jaderných zbraní. Hodnota je také známa jako civilní limit. [13]

Vyhoření, které není samo o sobě kritériem, bude i pro reaktor ALLEGRO ovlivňováno a limitováno ostatními kritérii. Jako příklad lze uvést závislost tlaku plynu v palivové proutku na vyhoření. Tlak plynu v proutku s rostoucím vyhořením stoupá. Pokud tlak v proutku během provozu stoupne natolik, že je porušeno kritérium pro tlak, lze limitací vyhoření zajistit splnění kritéria. Vyhoření může být sníženo například zkrácením doby pobytu paliva v jaderném reaktoru. Přesné hodnoty povoleného vyhoření pak budou záviset na konkrétních návrzích paliva.

Jak již bylo uvedeno, hélium je chemicky inertní plyn. To ovšem platí za předpokladu, že plyn obsahuje pouze samotné hélium bez příměsí. Příměsi, jako je například dusík (z akumulátorů dusíku) nebo kyslík (ze vzduchu) a nebo i vodní pára (vlhkost vzduchu), způsobují chemické reakce, které mohou vést ke korozi konstrukčních materiálů. Proto je nezbytné, aby byla udržována vysoká čistota chladiva (hélia) a těsnost primární smyčky. Těsnost je důležitá jak z hlediska zamezení difundace příměsí do chladiva, tak z důvodu minimalizace úniku hélia z primární smyčky (ekonomický a zároveň bezpečnostní požadavek). Zároveň přítomnost příměsí má kromě možného poškození komponent i ekonomický dopad. Příměsi ovlivňují nároky na složitost systému čištění hélia a zvyšují náklady s ním spojené. [18]

Samozřejmě lze předpokládat, že bude nutné navrhnout úplně nová kritéria, která vyplynou z podstaty plynem chlazeného rychlého reaktoru a z kritérií kladených na palivo PWR je nelze odvodit. Pravděpodobně bude nutné zavést kritéria jak pro normální a abnormální provozní stavy, tak i pro určité havarijní podmínky.

# Kapitola 4

## Výpočetní kód TRANSURANUS

Výpočetní kód TRANSURANUS vyvinutý ve výzkumném centru JRC Karlsruhe (Joint Research Centre – Institute for Transuranium Elements, Německo) slouží k termomechanické analýze palivových proutků ve vybraných simulovaných provozních a havarijních stavech jaderných reaktorů. Tento kód je napsán v programovacím jazyce Fortran 95 a v současnosti je používán celosvětově, například univerzitami, výzkumnými institucemi či regulačními orgány jaderné bezpečnosti, a lze se s ním setkat i v průmyslových aplikacích. TRANSURANUS umožňuje provádět výpočetní analýzy v různých provozních stavech - od normálních, přes mimořádné až po určité havarijní stavy v tepelných i rychlých reaktorech. Jeho flexibilita spočívá i v široké škále časových intervalů a geometrií. Lze provést analýzu paliva ozařovaného v reaktoru po dobu v řádu milisekund až po dobu v řádu let. Obdobně lze analyzovat chování celků o různých velikostech (od zrna až po samotný palivový proutek). Kód se opírá o vlastní databázi materiálů, která zahrnuje samotné palivo (např. oxidické, MOX, karbidové), materiály pokrytí (např. zirkoniové slitiny či oceli) a různé typy chladiva (např. lehká voda, kapalný sodík či draslík, hélium). TRANSURANUS je ověřený a validovaný pro analýzy proutků s oxidickým palivem v podmínkách PWR, ke které byl v posledních desetiletích primárně používán. Zároveň je validovaný i pro výpočty týkající se varných reaktorů. Ovšem v souvislosti s vývojem jaderných reaktorů IV. generace je stále více užíván k analyzování termomechanických vlastností MOX paliva a chování paliva v rychlých reaktorech. Obecně ale není pro reaktory IV. generace přímo validovaný z důvodu absence experimentálních dat. [36], [15]

### 4.1 Obecný koncept kódu

Fyzikálně-matematický koncept výpočetního kódu TRANSURANUS je založený na superpozici jedno-dimenzionálního popisu v radiálním směru a v některých případech axiálního popisu. Modely tohoto typu jsou označovány jako kvazi dvou-dimenzionální. Palivový proutek je v průběhu výpočtu rozdělen na jednotlivé axiální úseky, které jsou postupně v daném čase analyzovány po poloměru každý zvlášť. Poté, co proběhne radiální analýza každého úseku v daném časovém intervalu, je provedena radiální analýza všech úseků dohromady axiálním součtem (tzv. axiální coupling). Na základě axiálního couplingu pak lze získat data o palivovém proutku jako celku - například tlak vnitřního plynu nebo údaje o PCI. [32] TRAN-

SURANUS disponuje celou řadou důležitých fyzikálních modelů, jako jsou například modely pro dospěkání paliva způsobené teplem a radiací, plynný a pevný swelling, creep, plasticita, praskání a relokace palivových tablet nebo objemové změny během fázových přechodů. [33]

Struktura kódu odráží strukturu teoretického modelu a je rozdělena do tří úrovní. **První úroveň** tvoří hlavní rámec kódu a řídí časovou integraci. Vybírá časový krok, se kterým bude analýza probíhat (výběr časového kroku se řídí kritérii stability či přesnosti). **Druhá úroveň** ovládá smyčku, která prochází jednotlivé axiální úseky, řídí axiální coupling a jeho konvergenci. **Třetí úroveň** pak zajišťuje samotnou tepelnou a mechanickou radiální analýzu jednotlivých axiálních úseků. [32]

## 4.2 Tepelná analýza

Jedním z důležitých aspektů tepelné analýzy výpočetním kódem TRANSURANUS je vedení tepla v mezeře mezi palivem a pokrytím. Rozdíl teplot palivo-pokrytí je dán podílem hustoty tepelného toku mezi palivem a pokrytím a vodivostí mezery. Vodivost mezery je velmi komplexní parametr, který závisí na její šířce nebo kontaktním tlaku palivo-pokrytí, na tlaku a složení plynu uvnitř mezery a na povrchových vlastnostech paliva a pokrytí. Neméně důležitou úlohou je řešení přestupu tepla mezi palivovým proutkem a chladičem. Tato úloha je v kódu TRANSURANUS řešena aplikací teorie podobnosti. Teplota pokrytí je určována z teploty chladiče za použití vybraných korelací pro konvekci tepla. [33]

Co se týče tepelné analýzy, lze kódem TRANSURANUS analyzovat jak ustálené, tak přechodné stavy. Dále je možné ve výpočtech uvažovat i fázové přeměny. Pro tepelnou analýzu je využívána pokročilá (rychlá a stabilní) technika numerického řešení. Pro palivo i pokrytí je numerickým výpočtem řešena nestacionární rovnice vedení tepla v cylindrických souřadnicích (palivo a pokrytí jsou válcového tvaru) se započítáním zdrojového členu. Jejím řešením je získán teplotní profil paliva a pokrytí po poloměru pro každý z axiálních úseků. [33]

## 4.3 Mechanická analýza

Celková mechanická analýza je (stejně jako tepelná analýza) založena na principu superpozice jedno-rozměrné radiální a axiální mechanické analýzy. Jsou počítány jednotlivá napětí a tlaky a jim odpovídající deformace. Dynamické výpočty obecně nejsou prováděny přímo. Řešení je získáváno poskládáním jednotlivých statických stavů za sebou společně s aplikací základních podmínek rovnováhy a použitím odpovídajících konstitutivních rovnic. [32]

Pro mechanickou analýzu v kódu TRANSURANUS platí následující předpoklady: geometrie modelu je omezena na jednorozměrnou osově symetrickou rovinu, elastické konstanty jsou izotropní a konstantní uvnitř válcových struktur a celkové napětí je tvořeno napětím v radiálním, v tangenciálním a v axiálním směru. Je uvažováno, že všechny objemové změny v důsledku například denzifikace, swellingu nebo praskání jsou vyjádřeny pomocí napětí. Analýza creepu v některých případech vede



na vysoce nelineární chování s ohledem na napětí, a vyžaduje tak složitější numerické metody řešení kombinující explicitní a implicitní přístup. [32]

## 4.4 Vstupní soubor

Textový vstupní soubor má danou strukturu odvíjející se od programovacího jazyku, v němž je napsán. Zkratky pro jednotlivé příkazy jsou přesně definovány v uživatelském manuálu [33]. Obecně lze zadávaná data rozdělit do dvou skupin: nastavení výpočtu a veličiny (fyzikální, číselné údaje). Nastavení možností ovládnání umožňuje uživateli vybírat konkrétní výpočetní podmodely či obejít část kódu. V případě, že je část výpočtu vynechána, není nutné pro ní zadávat fyzikální a číselné údaje. Například pokud ve výpočtu není uvažována konstrukce obklopující moderátor, nejsou do vstupního souboru zadávány materiálové a rozměrové vlastnosti této konstrukce. [33]

Hodnoty geometrických a fyzikálních veličin musejí být zadávány uživatelem. Některé zadávané veličiny se mění v závislosti na čase. V takových případech je časový krok a hodnota veličiny v daném kroku rovněž zadávána uživatelem. Co se například geometrie palivového proutku týče, je uživatelem ve vstupním souboru definován poloměr palivové tablety, vnitřní poloměr pokrytí a vnější poloměr pokrytí (na základě těchto údajů je přesně definována počáteční mezera mezi palivem a pokrytím). Také dělení palivového proutku na jednotlivé axiální úseky pro výpočet je voleno uživatelem. [33]

Z fyzikálních veličin je zadáván například tlak plnicího plynu v proutku. Řada fyzikálních vlastností se odvíjí od konkrétních použitých materiálů. Ve vstupním souboru je volen materiál paliva a pokrytí, složení plnicího plynu a chladiva a další materiály konstrukčních celků. TRANSURANUS disponuje pro řadu materiálů, které se běžně uplatňují v návrzích aktivních zón jaderných reaktorů, knihovnou s předefinovanými vlastnostmi. Zároveň TRANSURANUS poskytuje uživateli prostor pro definování vlastních, nových materiálů. [33]

## 4.5 Výstupní soubory

Výstupní data jsou poskytována podprogramem URPLOT. Podprogram generuje datové soubory pro jednotlivé časové kroky a jednotlivé axiální úseky. Mimo datové soubory s výsledky analýzy je automaticky generován i výstupní soubor obsahující varování a chybové zprávy týkající se průběhu výpočtu. Výstupní datové soubory obsahují údaje jako například tlak v mezeře, velikost mezery, teploty paliva, teploty pokrytí, uvolnění štěpných plynných produktů, vyhoření atd. [6]

Výsledky analýzy uložené ve výstupních datových souborech lze konkrétními příkazy vyvolat jak numericky, tak graficky pomocí vykreslovacího nástroje. Kód TRANSURANUS umožňuje získat výsledky numericky i graficky jako funkci sledovaného parametru (např. teploty) v závislosti na čase pro diskrétní axiální úseky nebo ve formě integrálních hodnot v závislosti na axiální poloze v rámci proutku. Také lze vypsat parametry jako funkci průměru pro jednotlivé axiální úseky. Data

---

vyexportovaná v numerické formě je možné dále zpracovávat libovolnými programy pro práci s daty. [2]

# Kapitola 5

## Ověření navržených kritérií

Plnění vybraných navržených kritérií kladených na jaderné palivo pro reaktor ALLEGRO bylo ověřeno výpočetním kódem TRANSURANUS. Byla kontrolována kritéria pro tlak plynu uvnitř proutku a teploty paliva i pokrytí. Pro výpočet byl uvažován návrh aktivní zóny s 87 palivovými soubory s proutkovým MOX palivem (dle obrázku 3.2). Výpočty probíhaly pro různé varianty proutků, jak udává tabulka 5.1. Takzvaný *Slim Rod Design* uvažuje průměr proutku 7,5 mm, dále byl použit *Referenční CEA Design* s proutky o průměru 9 mm a *Francouzský Design* s proutky o průměru 6,55 mm. V případě *Slim Rod Design* byl proveden variantní výpočet s ocelovým a SiC pokrytím a zároveň byla provedena obměna velikosti výchozí mezery mezi palivem a pokrytím. Pro snadnější orientaci v dalším textu byly tyto čtyři varianty označeny trojicí písmen: S na začátku symbolizuje, že se jedná o *Slim Rod Design*; následuje M nebo V, které symbolizuje, zda se jedná o variantu s menší (M) nebo větší (V) mezerou mezi palivem a pokrytím; poslední písmeno označuje použité pokrytí - karbidové (K) nebo ocelové (O). Výpočty pro *Referenční CEA Design* (označeno zkratkou z názvu: RCD) a *Francouzský Design* (označeno zkratkou z názvu: FRD) byly provedeny pouze dle referenčních parametrů návrhů.

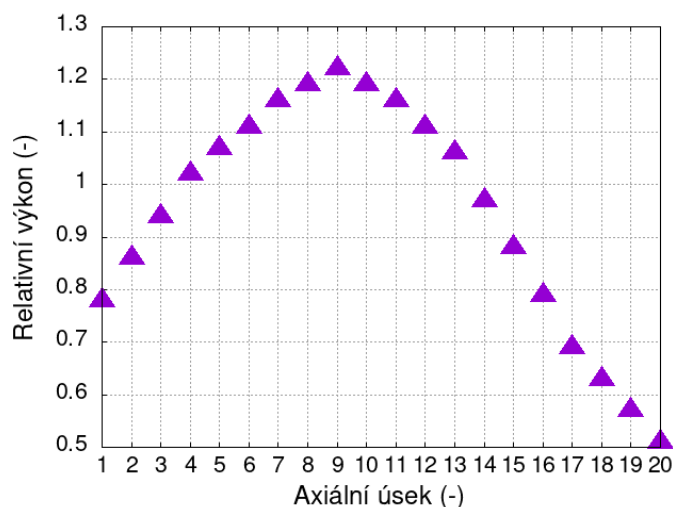
**Tabulka 5.1:** Varianty pro výpočet kódem TRANSURANUS

Označení varianty	SMK	SVK	SMO	SVO	RCD	FRD
Vnější průměr pokrytí (mm)	7,50	7,50	7,50	7,50	9,00	6,55
Tloušťka pokrytí (mm)	1,00	1,00	0,50	0,50	1,00	0,45
Mezera (mm)	0,070	0,115	0,070	0,115	0,100	0,115
Materiál pokrytí (-)	SiC	SiC	ocel	ocel	SiC	ocel
Teplota chladiwa na vstupu (°C)	400	400	200	200	400	200
Teplota chladiwa na výstupu (°C)	850	850	530	530	850	500
Vnější průměr tablety (mm)	5,36	5,27	6,36	6,27	6,8	5,42
Průměrný lineární výkon proutku (kW/m)	7,96	7,96	7,96	7,96	11,14	5,93
Střední lineární výkon proutku pro výpočet (kW/m)	9,94	9,94	9,94	9,94	13,92	7,41
Tlak plnicího plynu (MPa)	1	1	1	1	1	2,5

Poloměr palivového proutku má v praxi vliv na to, kolik proutků bude naskládáno v jednom palivovém souboru. Návrh reaktoru ALLEGRO má přesně stanovený rozměr palivového souboru (na průřezu pravidelný šestiúhelník s velikostí strany 64 mm). Počet proutků je pak stanoven na základě zachování konstantní průtočné plochy pro chladivo a fixní velikosti palivového souboru. V palivovém souboru *Slim Rod Design* by bylo umístěno 129 proutků, naproti tomu palivový soubor *Referenčního CEA Designu* by obsahoval pouze 90 proutků. *Francouzský Design*, který má poloměr proutků nejmenší, by v palivovém souboru měl umístěno 169 proutků. Pro samotnou analýzu kódem TRANSURANUS nehraje počet proutků roli, avšak na jeho základě je určována rozteč proutků, která udává hydraulický průřez.

## 5.1 Model a vstupní soubor pro výpočet

Vstupní soubor pro TRANSURANUS byl poskytnut odborným konzultantem Mgr. Janem Klouzalem (ÚJV Řež). Tepelný výkon reaktoru ALLEGRO pro výpočet koresponduje s maximálním výkonem uvažovaným návrhem, tedy s hodnotou 75 MW. Výška sloupce tablet z MOX paliva složeného z přírodního uranu a 25 %  $\text{PuO}_2$  je rovna 860 mm. Sloupec paliva byl pro výpočet rozdělen na 20 stejných axiálních úseků o výšce 43 mm. Horní část proutku navazující na sloupec paliva byla tvořena plénem o výšce 100 mm. Ze znalosti výkonu, výšky sloupce palivových tablet a počtu proutků byl vypočten průměrný lineární výkon proutku. Pro výpočet byl použit lineární výkon proutku získaný pronásobením průměrného lineárního výkonu proutku faktorem horkého proutku. Faktor horkého proutku udává poměr maximálního lineárního výkonu proutku ku střední hodnotě lineárního výkonu proutku v aktivní zóně a pro reaktor ALLEGRO má hodnotu 1,25 [28]. Použité hodnoty lineárních výkonů jsou uvedeny v tabulce 5.1. Výpočty tedy byly provedeny při maximálním lineárním výkonu proutku pro danou konfiguraci, přičemž výkon proutku byl v čase neměnný stejně jako axiální rozložení výkonu proutku ilustrované na obrázku 5.1, kde úsek jedna se nachází v nejnižší úrovni aktivní zóny. Délka pobytu paliva rektoru pro výpočet byla nastavena na 40 000 hodin, to koresponduje s délkou palivového cyklu 4-5 let předpokládanou v návrhu reaktoru ALLEGRO [28].



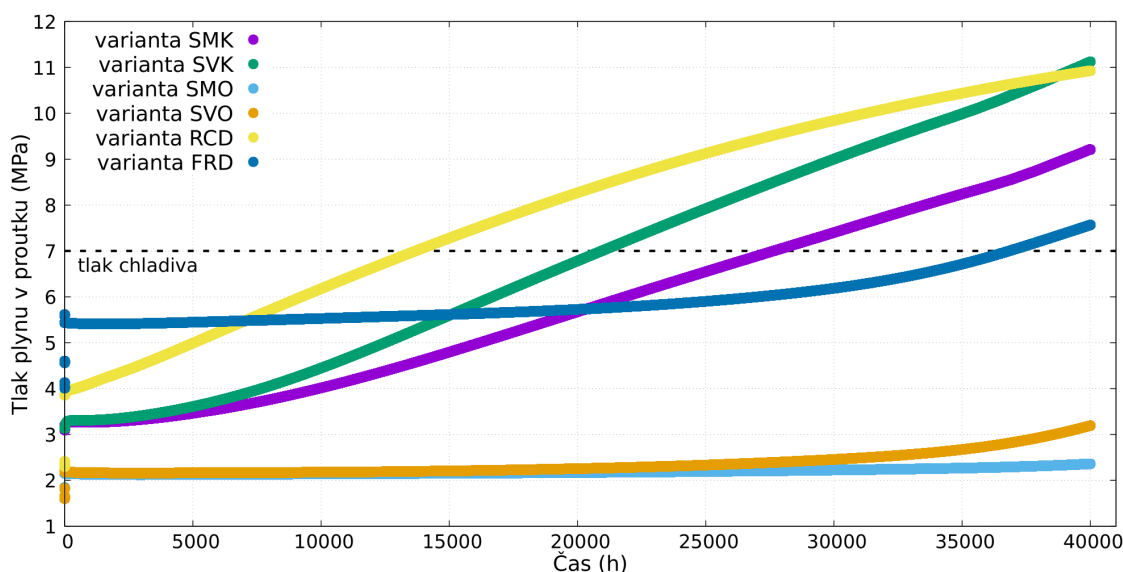
Obrázek 5.1: Axiální rozložení výkonu palivového proutku

V jednotlivých variantách výpočtu byly vždy nastaveny rozměrové parametry palivového proutku - poloměr palivové tablety, vnitřní a vnější poloměr pokrytí. Dále byla nastavena teplota chladiva na vstupu do aktivní zóny. Hmotnostní průtok chladiva aktivní zónou byl nastaven tak, aby teplota chladiva na výstupu dosahovala požadované hodnoty. Ve vstupním souboru byl rovněž zadáván tlak plnicího plynu, jímž bylo čisté hélium. Pro všechny varianty výpočtu bylo ponecháno stejné defaultní nastavení vlastností MOX paliva - tedy velikost zrna 0,010 mm (typická hodnota pro jaderné palivo), 95 % teoretické hustoty (porozita 5 %), atd.

Výpočty byly provedeny se dvěma různými materiály pokrytí. Bylo použito vlákny vyztužené karbidické pokrytí SiC (vyšší teploty chladiva) a ocelové pokrytí AISI 316 (nižší teploty chladiva). Tloušťka pokrytí byla volena s ohledem na vlastnosti daného materiálu. Z materiálu SiC-SiC<sub>f</sub> nelze vyrobít povlakovou trubku s tak tenkou stěnou, jako je tomu v případě oceli, kde jsou běžně uvažovány tloušťky stěny trubky okolo 0,5 mm. Pro karbidické pokrytí je již vyrobitelná trubka s tloušťkou stěny 0,8 mm, avšak konzervativně byla zde zvolena tloušťka 1 mm, která je uvažována pro *Referenční CEA Design*. Oba materiály pokrytí byly pro výpočet charakterizovány odlišnými následujícími vlastnostmi: hustota, tepelná a radiační roztažnost, emisivita, creepové vlastnosti, součinitel tepelné vodivosti, měrná tepelná kapacita, Yongův modul pružnosti, modul pružnosti ve smyku a tvrdost. Materiálové vlastnosti byly použity z interní knihovny ÚJV Řež. [28] Mez kluzu a mez pevnosti nebyly měněny, jelikož bylo předpokládáno, že tyto meze nebudou v průběhu výpočtů atakovány. Rovněž koroze nebyla v modelu uvažována vzhledem k vlastnostem chladiva. [28]

## 5.2 Kritérium: Tlak plynu v palivovém proutku

Z výstupních souborů výpočetních analýz kódem TRANSURANUS byl pro každou z variant sledován vývoj hodnoty tlaku plynu uvnitř palivového proutku. Graf na obrázku 5.2 zobrazuje zvyšování tlaku plynu v proutku v závislosti na čase pro všech šest variant.



Obrázek 5.2: Průběh vnitřních tlaků v palivových proutcích pro jednotlivé varianty

Hodnota tlaku na počátku grafu neodpovídá hodnotám plnicího tlaku, jelikož se jedná již o tlak v ohřátém systému (plnicí tlak je vztahován k pokojové teplotě). Skokové nárůsty tlaku na počátku provozu jsou způsobeny ohřevem paliva na provozní teplotu. V grafu je rovněž vyznačena hodnota tlaku chladiva (hélia) v primárním okruhu reaktoru ALLEGRO, která je rovna 7 MPa. Čistě na základě tohoto grafu a interpretace kritéria, která stanovuje, že tlak plynu uvnitř palivového proutku nesmí překročit hodnotu tlaku chladiva v primárním okruhu, by toto kritérium bylo splněno v celém časovém rozsahu pouze variantami SMO a SVO. Avšak jako pomocný parametr byla analyzována i velikost mezery mezi palivem a pokrytím. V tabulce 5.2 uzavření mezery udává čas, ve kterém došlo k dotyku palivové tablety a pokrytí u nejvíce výkonově namáhaného z dvaceti axiálních úseků. Nejvíce výkonově namáhaný úsek byl pro všechny varianty dle grafu na obrázku 5.1 devátý úsek. Dle analýzy teplot z výstupních dat byl devátý axiální úsek zároveň nejvíce namáhan i z teplotního hlediska (rovněž platí pro všechny výpočetní varianty).

**Tabulka 5.2:** Důležité hodnoty tlaků pro jednotlivé varianty

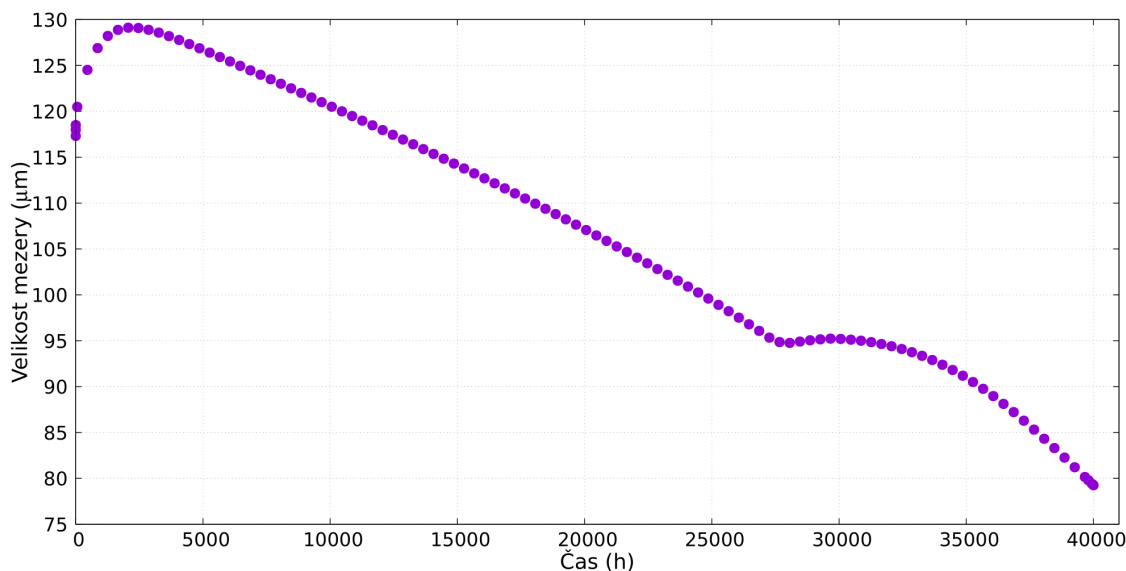
Varianta	Plnicí tlak (MPa)	Počáteční tlak (MPa)	Konečný tlak (MPa)	Uzavření mezery (h)
<b>SMK</b>	1	2,30	9,21	28 616
<b>SVK</b>	1	2,30	11,12	39 108
<b>SMO</b>	1	1,60	2,36	-
<b>SVO</b>	1	1,60	3,19	-
<b>RCD</b>	1	2,30	10,93	1 504
<b>FRD</b>	2,5	4,01	7,57	-

K uzavření mezery došlo v různých časech u všech tří variant s SiC pokrytím. V tabulce jsou uvedeny pro jednotlivé varianty plnicí tlaky za studena při pokojové teplotě, počáteční tlaky vztahující se k začátku ozařování paliva v reaktoru při provozních teplotách a konečné tlaky.

Jak již bylo zmíněno, tlak plynu v proutku nepřekročí hodnotu 7 MPa v průběhu celých 40 000 hodin u variant s proutky o průměru 7,5 mm s ocelovým pokrytím SMO a SVO. Avšak u obou variant je po celou dobu poměrně výrazný podtlak, kdy maximální hodnota tlaku pro SMO je 2,36 MPa a pro SVO 3,19 MPa. Z hlediska namáhání pokrytí je výhodnější situace, kdy je rozdíl mezi vnějším a vnitřním tlakem z pohledu pokrytí co nejmenší. Toho by bylo možné v případě variant SVO a SMO dosáhnout zvýšením tlaku plnicího plynu.

V případě varianty FRD, tedy *Francouzský design* paliva s průměrem proutku 6,55 mm a s ocelovým pokrytím, se tlak plynu uvnitř proutku dle grafu na obrázku 5.2 pohybuje blíže tlaku chladiva. Za hranicí 35 000 hodin dochází k překročení hodnoty tlaku chladiva. Jedním z přístupů, jak zajistit splnění kritéria, je omezit vyhoření - tedy zkrátit dobu, po kterou bude palivo v rektoru. Vhodnějším přístupem je v tomto případě použití alternativní interpretace kritéria, která říká, že k překročení hodnoty tlaku chladiva může dojít za předpokladu, že nebude docházet ke zvětšování mezery mezi palivem a pokrytím. Graf na obrázku 5.3 ukazuje vývoj velikosti mezery mezi palivem a pokrytím v místě výkonově a teplotně nejzatíženějšího z axiálních úseků (devátý úsek). Zpočátku je mezera zvětšována v důsledku

rozpékání tablety, které způsobuje zmenšování jejího objemu. Dále již dochází k jejímu zmenšování především vlivem swellingu a creepu pokrytí. V oblasti, kdy tlak překročil hodnotu tlaku chladiva (tedy za hranicí 35 000 hodin), zde není pozorováno zvětšování této mezery. Variantu FRD lze z hlediska kritéria omezujícího hodnotu tlaku uvnitř proutku považovat za vyhovující.



**Obrázek 5.3:** Vývoj velikosti mezery mezi palivem a pokrytím pro variantu FRD

Zbylé tři varianty SMK, SVK a RCD (všechny s karbidovým pokrytím) limit stanovený kritériem výrazně překračují. V případě varianty RCD došlo velice brzy, přibližně po dvou měsících provozu (1 504 h), k přímému kontaktu paliva s pokrytím. Hodnota tlaku překročila stanovenou mez nejdříve ze všech uvažovaných variant. Z hlediska kritéria kladeného na tlak plynu uvnitř proutku s přihlédnutím k brzkému uzavření mezery mezi palivem a pokrytím variantu RCD nelze považovat za vyhovující.

Na analyzovaných variantách SMK a SVK lze demonstrovat závislost tlaku plynu uvnitř proutku na zadané výchozí velikosti mezery mezi palivem a pokrytím. U varianty SMK s menší mezerou (0,070 mm) je dosahováno nižších tlaků než u varianty SVK s větší mezerou (0,115 mm). Stejný trend lze pozorovat i při porovnání variant SMO a SVO s ocelovým pokrytím. Nicméně velikost mezery ovlivňuje i její uzavření. U varianty SMK dochází k uzavření mezery dříve, než je tomu u varianty SVK. U obou variant ale dochází k uzavření mezery výrazně později (SMK přibližně po 39 měsících a SVK přibližně po 53 měsících) v porovnání s variantou RCD. Splnění kritéria pro tlak plynu uvnitř proutku by mohlo být zajištěno omezením vyhoření. Pro variantu SMK by pobyt paliva v reaktoru musel být zkrácen tak, aby vyhoření bylo omezeno na hodnotu přibližně 55 MWd/kgHM (27 600 hodin  $\approx$  38 měsíců), a pro variantu SVK na hodnotu přibližně 40 MWd/kgHM (20 900 hodin  $\approx$  29 měsíců). Pro obě varianty platí, že z časového hlediska limity předbíhají dobu, kdy dochází k uzavření mezery.

V souvislosti s vyhoříváním je vhodné zmínit, že historie vyhořívání je ve výpočtech vzhledem ke konstantnímu výkonu jednoduchá - tedy v čase roste téměř lineárně. V případě reálného provozu reaktoru byl nebyl výkon po celou dobu konstantní. To by mělo za následek, že i průběh vyhořívání by byl složitější.



## 5.3 Kritérium: Teploty paliva a pokrytí

Druhým z ověřovaných navržených kritérií bylo kritérium týkající se teplot paliva a pokrytí. Toto kritérium udává, že teploty paliva a pokrytí nesmějí během provozu přesáhnout hodnoty, které by vedly k degradaci a tavení daného materiálu. Z výstupních souborů termo-mechanických výpočtů kódem TRANSURANUS byly analyzovány pro každou variantu teploty ve vybraných místech. Byly sledovány teploty na vnějším a vnitřním povrchu palivového pokrytí, na povrchu palivových tablet a ve středu tablet, kde jsou očekávány teploty nejvyšší. Ve všech zmíněných vybraných místech byly teploty nejvyšší v oblasti devátého axiálního úseku - tento úsek byl nejvíce tepelně namáhaný.

Varianty, pro něž bylo použito karbidové pokrytí, dosahovaly vzhledem k vyšším teplotám chladiwa v primárním systému vyšších teplot jak pokrytí, tak i paliva. Tabulka 5.3 udává maximální dosažené teploty na vnějším a vnitřním povrchu pokrytí pro varianty s SiC pokrytím. Karbidové pokrytí se rozkládá (netaví se) až při teplotě 2830 °C, ale materiál začíná degradovat již za hranicí 1800 °C [66]. V případě variant *Slim Rod Design* SMK a SVK se teploty nepřibližují ani k hodnotě 1000 °C. U varianty RCD je dosahováno vyšších teplot, ale stále je výrazná rezerva do bodu degradace o velikosti přibližně 600 °C. Kritérium týkající se teploty pokrytí lze považovat za splněné pro všechny tři varianty s karbidovým pokrytím.

**Tabulka 5.3:** Maximální teploty karbidického pokrytí

Varianta	SMK	SVK	RCD
Vnitřní povrch pokrytí (°C)	900	901	1214
Vnější povrch pokrytí (°C)	813	815	1117

Zbývající tři varianty byly do výpočtu zadávány s ocelovým pokrytím. Ocel typu AISI 316 CW, která byla pro výpočetní analýzu použita, disponuje teplotou tání 1380 °C [37]. V tabulce 5.4 jsou uvedeny maximální teploty povrchu pokrytí pro všechny tři varianty, u kterých byla použita ocel. Proti variantám s karbidovým pokrytím jsou teploty výrazně nižší v důsledku nižších teplot chladiwa v primárním systému. Teploty se pohybují v hodnotách nižších, než je polovina teploty tání použité oceli. Avšak opět je vhodné zaměřit se na porovnávání nejen s teplotou tání, ale i s teplotou, při níž dochází k degradaci materiálu. Tento typ oceli lze z hlediska mechanické degradace používat v aplikacích, kde teploty nedosahují vyšších hodnot než je teplota 870 °C [22]. Výsledné maximální teploty ocelového pokrytí mají dostatečnou rezervu i do této hodnoty. I zde tedy lze považovat limity omezující teplotu pokrytí za splněné.

**Tabulka 5.4:** Maximální teploty ocelového pokrytí

Varianta	SMO	SVO	FRD
Vnitřní povrch pokrytí (°C)	521	523	602
Vnější povrch pokrytí (°C)	508	509	589

Vyhodnocení teploty palivových tablet je ještě komplexnějším problémem. Teplota tání použitého MOX paliva je 2400 °C [66]. Dle tabulky 5.5 jsou všechny hodnoty minimálně o 400 °C nižší než teplota tání. Formálně by tedy kritérium, které udává, že nesmí za provozu dojít k tavení paliva, bylo splněno pro všechny varianty. Na základě tabulky je možné pozorovat závislost teploty paliva na velikosti mezery. Při porovnání variant SMK a SVK a variant SMO a SVO je pozorováno, že z porovnávané dvojice má zřejmě vyšší teplotu paliva varianta s větší výchozí mezerou. S přihlédnutím k faktu, že pro dvojice variant SMK/SVK a SMO/SVO jsou teploty pokrytí téměř totožné (tabulky 5.3 a 5.4), lze vyvodit závěr, že pro varianty s menší výchozí mezerou (SMK a SMO) je vodivost mezery příznivější. Generované teplo je z paliva přes mezeru lépe odváděno a palivové tablety jsou tedy méně zahřívány.

**Tabulka 5.5:** Maximální teploty paliva, uvolnění štěpných plynů a vyhoření

Varianta	SMK	SVK	RCD	SMO	SVO	FRD
Maximální teplota ve středu tablety (°C)	1664	1825	1997	1188	1407	1664
Maximální teplota na povrchu tablety (°C)	1003	1063	1309	674	813	871
Uvolnění plynných produktů štěpení (%)	59	76	62	3	16	26
Vyhoření (MWd/kgHM)	77	80	58	54	56	65

Má-li být provedeno korektní hodnocení vlivu teploty paliva, je nezbytné zabývat se širšími souvislostmi. Teplota paliva má vliv na uvolňování plynných produktů štěpení (FGR), které v konečném důsledku mají vliv i na předešlé kritérium a to sice na tlak plynu uvnitř proutku. Běžné a přijatelné hodnoty pro FGR se pohybují v jednotkách procent [61]. Zároveň pro MOX palivo je doporučeno, aby jeho teplota nepřekračovala hranici 1200 °C (v některých případech je udáváno až 1500 °C) právě z důvodu nadměrného FGR [19]. Z tohoto hlediska by byla přijatelná pouze varianta SMO, kde je podíl FGR pouze 3 % a maximální teplota středu palivové tablety nepřesahuje 1200 °C.

Na podíl FGR nemá vliv pouze teplota, ale i vyhoření a množství štěpných produktů v palivu. Opět by řešením mohlo být omezení vyhoření. Ovšem omezení vyhoření pro varianty s karbidovým pokrytím postrádá smysl. Kdyby jako mezní FGR byla zavedena hodnota 10 %, muselo by být vyhoření u variant SMK a SVK omezeno na jednotky MWd/kgHM, a doba pobytu v reaktoru by tak nedosáhla ani půl roku. Pro variantu RCD je hodnota 10 % FGR dosaženo dokonce v čase 850 h, což je přibližně jeden měsíc, a vyhoření paliva v tento okamžik dosahuje pouhých 1,4 MWd/kgHM.

V případě variant SVO a FRD s ocelovým pokrytím by zkrácení doby pobytu paliva v reaktoru, a tedy omezení vyhoření, zajistilo dosažení požadovaného efektu. Aby FGR klesl pod 10 %, vyhoření by u obou variant muselo být omezeno na 50 MWd/kgHM, což pro variantu SVO odpovídá délce provozu 36 000 ≈ 49 měsíců a pro variantu FRD 32 000 h ≈ 44 měsíců. Zároveň v těchto časových horizontech by maximální teplota ve středu tablety pro variantu SVO byla 1314 °C a pro variantu FRD by tato teplota byla 1331 °C, což je v obou případech nižší hodnota než méně konzervativní limit teploty MOX paliva, tj. 1500 °C.

## 5.4 Celkové vyhodnocení plnění kritérií

Plnění kritérií bylo ověřováno celkem pro šest variant palivových proutků. Byla vyhodnocována kritéria omezující tlak v proutku a teplotu paliva a pokrytí. V některých případech vyhodnocení se samotné kritérium tak, jak bylo definováno, ukázalo jako nedostačující a musely být uvažovány další parametry. Například teplota pokrytí paliva byla srovnávána nejen s teplotou tavení daného materiálu, ale byl brán zřetel i na teplotu, při které začíná materiál degradovat. Tato podkapitola nabízí ucelené zhodnocení výsledků výpočtů podle jednotlivých návrhů palivových proutků.

### Varianta SMK

Jedná se o variantu *Slim Rod Design* s průměrem palivového proutku 7,5 mm, karbidovým pokrytím s tloušťkou 1 mm a výchozí mezerou mezi palivem a pokrytím o velikosti 0,07 mm. V analýze této varianty byl výrazně překročen tlakový limit. Splnění kritéria pro hodnotu tlaku uvnitř proutku by mohlo být zajištěno omezením vyhoření na 55 MWd/kgHM. Kritérium pro teplotu pokrytí bylo splněno bez dalších omezujících podmínek. Teplota tablet z MOX paliva nepřekročila teplotu tavení, avšak překročila doporučenou provozní teplotu pro tento typ paliva. S tím souvisí i nadměrný (nepřijatelný) podíl FGR. Celkově je tedy tato varianta z hlediska plnění kritérií za zvolených předpokladů použitých ve výpočtu hodnocena jako nevyhovující.

### Varianta SVK

Stejně jako v předchozím případě se jedná o variantu *Slim Rod Design* s karbidovým pokrytím s tím rozdílem, že velikost výchozí mezery je 0,115 mm. Závěry analýzy výsledků jsou zde obdobné jako u varianty SMK. Kritérium stanovující maximální tlak plynu v proutku by bylo splněno, pokud by vyhoření bylo omezeno na 40 MWd/kgHM. Teplota pokrytí splnila požadavky bez výhrad. Co se teploty palivových tablet týče, opět byla výrazně překročena doporučená provozní teplota MOX paliva. Podíl FGR byl nejvyšší ze všech počítaných variant (hodnota 76 %). Varianta SVK je rovněž za zvolených předpokladů použitých ve výpočtu shledána nevyhovující.

### Varianta SMO

Dalším analyzovaným návrhem byla opět varianta *Slim Rod Design*, pro kterou bylo uvažováno ocelové pokrytí o tloušťce 0,5 mm a výchozí mezera činila 0,07 mm. Limitní tlak stanovený kritériem nebyl překročen v celém časovém rozsahu. Na druhou stranu by bylo z hlediska namáhání materiálu pokrytí výhodnější, aby tlak uvnitř proutku byl vyšší, čehož by mohlo být dosaženo zvýšením plnicího tlaku. Kritérium pro teplotu pokrytí bylo splněno a nejvyšší teplota tablety nepřesáhla doporučenou maximální provozní teplotu MOX paliva. Podíl FGR odpovídá běžným přijatelným hodnotám. Celkově varianta SMO splnila všechna hodnocená kritéria a z hlediska těchto kritérií je za zvolených předpokladů použitých ve výpočtu tedy přijatelná.

### Varianta SVO

Od předchozího se tato varianta liší pouze velikostí mezery mezi tabletou a pokrytím, která měla na počátku 0,115 mm. Stejně jako u varianty SMO nebyl limitní tlak překročen a pro zmírnění tlakového namáhání pokrytí by bylo vhodnější zvolit vyšší plnicí tlak proutku. Kritérium omezující teplotu pokrytí bylo splněno

stejně jako ve všech předchozích případech. Teplota tablet byla nad konzervativnějším limitem pro použití MOX paliva. Redukce podílu FGR na přijatelnou úroveň by mohla být dosažena omezením vyhoření na 50 MWd/kgHM. Tato varianta může být za zvolených předpokladů použitých ve výpočtu s drobnými modifikacemi uvažována jako přijatelná.

#### **Varianta RCD**

Hodnocení výpočetní analýzy varianty *Referenčního CEA Designu* s proutky o průměru 9 mm a karbidovým pokrytím bylo ze všech variant nejméně příznivé. Limitní tlak byl překročen příliš brzy na to, aby bylo účelné zajistit splnění kritéria omezením vyhoření. Teplota pokrytí byl jediný sledovaný parametr, který splnil kritérium. Teplota tablety byla nejvyšší právě pro tuto variantu, což opět způsobilo nepříjemně vysoký podíl FGR. Tato varianta je téměř po všech stránkách za zvolených předpokladů použitých ve výpočtu nevyhovující.

#### **Varianta FRD**

Poslední analyzovanou variantou byl takzvaný *Francouzský Design* s průměrem proutku 6,55 mm, ocelovým pokrytím o tloušťce 0,45 mm a velikostí výchozí mezery 0,115 mm. Kritérium pro tlak bylo splněno i přesto, že došlo k mírnému překročení limitního tlaku na konci pobytu paliva v reaktoru. Doplňující podmínka týkající se velikosti mezery potvrdila, že nedošlo k porušení kritéria tak, jak je definováno v úplném znění. Kritérium omezující teplotu pokrytí bylo splněno. Teplota tablet i podíl FGR přesáhly stanovené limity. Dosažení přijatelných hodnot by mohlo být realizováno omezením vyhoření na 50 MWd/KgHM. Se zmíněným omezením vyhoření by tato varianta z hlediska plnění kritérií za zvolených předpokladů použitých ve výpočtu mohla být hodnocena jako přijatelná.

# Závěr

Procesy, kterými palivo prochází, a jeho chování v jaderném reaktoru během provozu, jsou velice komplexními problémy. Aby byla dosažena požadovaná úroveň bezpečnosti a zároveň byl potenciál paliva co nejvíce využit, musí být sledována a kontrolována řada parametrů. Ze stejného důvodu je nezbytné zavádět kritéria, která regulují vlastnosti a chování jaderného paliva. Rešeršní část této práce popisuje odvození a aplikaci některých z těchto kritérií pro palivo tlakovodních reaktorů. Rozhodně zde nejsou obsažena veškerá kritéria, která existují. Zavedených kritérií aplikovaných na jaderné palivo je celá řada a nejsou sjednocená. To, jaká kritéria jsou používána, se liší stát od státu. Jedním ze záměrů bylo popsat nejvýznamnější z kritérií a zaměřit se na ta kritéria, jejichž plnění lze analyzovat výpočetním kódem TRANSURANUS.

Na základě porovnání provozních podmínek a parametrů tlakovodních reaktorů s provozními podmínkami a parametry návrhu rychlého plynem chlazeného reaktoru ALLEGRO, byla navržena sada kritérií aplikovatelných právě na tento reaktor. Při návrhu bylo vycházeno z uvedených a popsanych kritérií pro tlakovodní reaktory. Některá kritéria mohla být vzhledem k povaze systému chlazeného héliem zanedbána a některá naopak mohla být převzata beze změny.

Při ověřování plnění navržených kritérií byla pozornost věnována kritériu omezujícímu tlak plynu uvnitř palivového proutku a kritériu, které udává limity pro teploty palivových tablet a pokrytí. Tato kritéria byla vybrána, protože jsou poměrně jednoduše analyzovatelná kódem TRANSURANUS. Plnění kritérií bylo vyhodnocováno celkem pro šest různých variant palivových proutků, z nichž tři varianty disponovaly odolnějším karbidovým pokrytím, a tedy i vyššími teplotami chladiwa a pro zbylé tři bylo použito ocelové pokrytí a nižší teploty chladiwa. Za zvolených předpokladů použitých ve výpočtech, byla ověřovaná kritéria (s drobnými připomínkami) splněna pouze variantami s ocelovým pokrytím. Ani jedna z variant s karbidovým pokrytím při testování plnění navržených kritérií za daných podmínek neobstála.

Rychlé plynem chlazené reaktory jsou z technické hlediska zajímavé právě možnostmi dosahování vyšších teplot chladiwa. To je podmíněno použitím tepelně odolnějších materiálů - např. karbidové pokrytí, jak již bylo zmíněno. Přestože ani jedna ze zvolených výpočetních variant s karbidovým pokrytím nesplnila kritéria, tato práce poskytuje řadu podnětů k dalším analýzám. Existuje množství parametrů (například rozměry či vyhoření), které lze optimalizovat tak, aby daný návrh splnil požadovaná kritéria. Práce a v ní uvažované varianty návrhu palivových proutků tak poskytují výchozí bod pro další výzkumnou činnost a nalezení nejlepšího návrhu, který by potencionálně mohl najít uplatnění i v reálném provozu.

# Bibliografie

- [1] ADAMSON, R.; GRIFFITHS, M.; PATTERSON, CH. *Irradiation Growth of Zirconium Alloys A Review*. Tollerred, 2017. Tech. zpr. ANT International.
- [2] ALY, A. *Modelling thermal dependent phenomena of MOX fuel with focus on thermal conductivity*. Gothenburg, Švédsko, 2015. Diplomová práce. CHALMERS UNIVERSITY OF TECHNOLOGY.
- [3] BAIRIOT, H.; DERAMAIX, P. MOX fuel development: yesterday, today and tomorrow. *Journal of Nuclear Materials*. 1992, roč. 188, s. 10–18. ISSN 0022-3115. Dostupné z DOI: [https://doi.org/10.1016/0022-3115\(92\)90448-T](https://doi.org/10.1016/0022-3115(92)90448-T). [cit. 2023-01-10].
- [4] BEČVÁŘ, J. *Jaderné elektrárny*. SNTL, 1981. ISBN 04-237-81.
- [5] BĚLOVSKÝ, L.; GADÓ, J.; HATALA, B.; VASILE, A.; WROCHNA, G. The ALLEGRO experimental gas cooled fast reactor project. In: *International Conference on Fast Reactors and Related Fuel Cycles Next Generation Nuclear Systems for Sustainable Development, Yekaterinburg*. 2019. (prezentace).
- [6] BREZNA, J.; ŠEBIAN, V.; NEČAS, V. TRANSURANUS versus HELIOS: Computation of Selected Nuclides In Burnt-up Nuclear Fuel. *Journal of Electrical Engineering*. [B.r.], roč. 56, č. 2005, s. 45–48.
- [7] BRUTZEL, L.V.; DINGREVILLE, R.; BARTEL, T. J. *Nuclear fuel deformation phenomena*. 2015. Tech. zpr. Nuclear Energy Agency of the OECD (NEA).
- [8] ČEZ, Svět energie. *Palivo - Energetika zblízka* [online] [cit. 2022-10-15]. Dostupné z: <https://www.svetenergie.cz/cz/energetika-zblizka/jadernoelektrarny/jaderna-elektrarna-%09podrobne/charakteristika-zdroje/palivo>.
- [9] FLORIAN, M.; CARVALHO, L. E. D.; CAIRO, C. A. A. SiCf/SiC Composite: Attainment Methods, Properties and Characterization. In: SIKALIDIS, C. (ed.). *Advance in Ceramics: Synthesis and Characterization, Processing and Specific Applications*. Rijeka: IntechOpen, 2011, kap. 8, s. 173–188. ISBN 978-953-307-505-1.
- [10] FOSTER, J. P.; PORTER, D. L.; HARROD, D.L.; MAGER, T.R.; BURKE, M.G. 316 stainless steel cavity swelling in a PWR. *Journal of Nuclear Materials*. 1995, roč. 224, č. 3, s. 207–215. ISSN 0022-3115. Dostupné z DOI: [https://doi.org/10.1016/0022-3115\(95\)00086-0](https://doi.org/10.1016/0022-3115(95)00086-0). [cit. 2023-01-10].

- [11] FRAMATOME. *A globally proven PWR Fuel Assembly Design* [online]. 2020 [cit. 2022-02-26]. Dostupné z: [https://www.framatome.com/solutions-portfolio/docs/default-source/default-document-library/product-sheets/a0524-p-ge-g-en--afa-3g.pdf?Status=Master&sfvrsn=ff8b065f\\_2](https://www.framatome.com/solutions-portfolio/docs/default-source/default-document-library/product-sheets/a0524-p-ge-g-en--afa-3g.pdf?Status=Master&sfvrsn=ff8b065f_2).
- [12] GARNER, G. L.; HILTON, B. A.; MADER, E. Performance of Alloy M5 Cladding and Structure. In: *Proceedings of the 2007 LWR Fuel Performance Meeting / TopFuel 2007 'Zero by 2010'*. United States: American Nuclear Society - ANS, 2007.
- [13] GLASER, A. On the Proliferation Potential of Uranium Fuel for Research Reactors at Various Enrichment Levels. *Science & Global Security*. 2006, roč. 14, č. 1, s. 1–24. Dostupné z DOI: <https://doi.org/10.1080/08929880600620542>. [cit. 2023-01-10].
- [14] GOVERS, K.; BOULANGER, D.; MEERT, K.; LEINDERS, G.; VERWERFT, M. *Characterization of Belgian spent fuel assemblies*. Mol - Belgie, 2019. Tech. zpr. Studiecentrum voor Kernenergie.
- [15] GYORIA, C.; JONSONB, M.; ROBERTSONB, G.; BLAIRB, P.; UFFELENC, P. V. Extension and Validation of the TRANSURANUS Code in the Course of the ESSANUF Project. In: *International conference on WWER fuel performance, modelling and experimental support*. Nesebar, Bulharsko: IAEA, 2017.
- [16] HEŘMANSKÝ, B. *Jaderné reaktory*. SNTL, 1981.
- [17] HEŘMANSKÝ, B. *Termomechanika jaderných reaktorů*. Academia, 1986.
- [18] HLINČÍK, T.; TENKRÁT, D.; M, STAF. The measurement of helium leakages through flange gaskets for gas-cooled fast reactors. *Nuclear Engineering and Design*. 2020, roč. 367, č. 110783. ISSN 0029-5493. Dostupné z DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2020.110783>. [cit. 2023-01-10].
- [19] IAEA. *Status and Advances in MOX Fuel Technology*. Vídeň, 2003. IAEA.
- [20] IAEA. *Status of Innovative Fast Reactor Design and Concepts* [online]. 2013 [cit. 2022-11-17]. Dostupné z: <https://aris.iaea.org/Publications/booklet-fr-2013.pdf>.
- [21] IDRIS, M. I.; KONISHI, H.; IMAI, M.; YOSHIDA, K. Neutron Irradiation Swelling of SiC and SiCf/SiC for Advanced Nuclear Applications. *Energy Procedia*. 2015, roč. 71, s. 328–336. ISSN 1876-6102. Dostupné z DOI: <https://doi.org/10.1016/j.egypro.2014.11.886>. [cit. 2023-01-10].
- [22] IRON BOAR LABS. *Cold Finished 316L Stainless Steel* [online]. 2020 [cit. 2023-01-05]. Dostupné z: <https://www.makeitfrom.com/material-properties/Cold-Finished-316L-Stainless-Steel>.
- [23] IVAKOVIS, A.; NOVAK, S.; DRAŽIĆ, G.; BLAGOEVA, D.; VICENTE, S. G. D. Current status and prospects of SiCf/SiC for fusion structural applications. *Journal of the European Ceramic Society*. 2013, roč. 33, č. 10, s. 1577–1589.
- [24] JAN, R. V. Strategy and experience of PCI protection and load following operation in KWU LWR plants. In: *Power ramping, cycling and load following behaviour of water reactor fuel*. Vídeň: IAEA, 1988, s. 110–115.



- [25] JEONG, Y. H.; PARK, S. Y.; LEE, M. H.; CHOI, B. K.; BEAK, J. H.; PARK, J. Y.; KIM, J. H.; KIM, H. G. Out-of-pile and in-pile performance of advanced zirconium alloys (HANA) for high burn-up fuel. *Journal of Nuclear Science and Technology*. 2006, roč. 43, č. 9, s. 977–983. Dostupné z DOI: 10.1080/18811248.2006.9711185. [cit. 2023-01-10].
- [26] JRC. *Determination of high temperature material properties of 15-15 steel by small specimen techniques*. 2017. Joint Research Centre (European Commission). ISBN 978-92-79-75429-6. Dostupné z DOI: 10.2760/49859. [cit. 2023-01-10].
- [27] KIM, K. T. Evolutionary developments of advanced PWR nuclear fuels and cladding materials. *Nuclear Engineering and Design*. 2013, roč. 1263, s. 59–69. ISSN 0029-5493. Dostupné z DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2013.04.013>. [cit. 2023-01-10].
- [28] KLOUZAL, J. [ústní sdělení]. Prosinec 2022.
- [29] KNOWDE. *COIC - Nicalon™ SiC Fiber* [online] [cit. 2022-12-01]. Dostupné z: <https://www.knowde.com/stores/coi-ceramics/products/nicalon-sic-fiber>.
- [30] KONINGS, R. J. M.; STOLLER, R. E. *Comprehensive Nuclear Materials*. Elsevier Science, 2020. ISBN 978-0-08-102866-7.
- [31] KVIZDA, B.; MAYER, G.; VÁCHA, P.; MALESA, J.; SIWIEC, A.; VASILE, A.; BEBJAK, S.; HATALA, B. ALLEGRO Gas-cooled Fast Reactor (GFR) demonstrator thermal hydraulic benchmark. *Nuclear Engineering and Design*. 2019, roč. 345, s. 47–61. ISSN 0029-5493. Dostupné z DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2019.02.006>. [cit. 2023-01-10].
- [32] LASSMANN, K. TRANSURANUS: a fuel rod analysis code ready for use. *Journal of Nuclear Materials*. 1992, roč. 188, s. 295–302. ISSN 0022-3115. Dostupné z DOI: [https://doi.org/10.1016/0022-3115\(92\)90487-6](https://doi.org/10.1016/0022-3115(92)90487-6). [cit. 2023-01-10].
- [33] LASSMANN, K.; SCHUBERT, A.; UFFELEN, P. V.; GYORI, C.; LAAR, J. V. D. *TRANSURANUS Handbook*. Karlsruhe, 2014. Institute for Transuranium Elements.
- [34] LUCUTA, P. G.; MATZKE, H.; HASTINGS, I. J. A pragmatic approach to modelling thermal conductivity of irradiated UO<sub>2</sub> fuel: Review and recommendations. *Journal of Nuclear Materials*. 1996, roč. 232, č. 2, s. 166–180. ISSN 0022-3115. Dostupné z DOI: [https://doi.org/10.1016/S0022-3115\(96\)00404-7](https://doi.org/10.1016/S0022-3115(96)00404-7). [cit. 2023-01-10].
- [35] LUSHIN, V.; VASILCHENKO, I.; ANANJEV, J.; ABASHINA, G. The further development of WWER-440 fuel design performance. In: *International conference on WWER fuel performance, modelling and experimental support; Helena Resort (Bulgaria)*. 2011. (prezentace).

- [36] MAGNI, A.; NEVO, A. D.; LUZZI, L.; ROZZIA, D.; ADRONI, M.; SCHUBERT, A.; UFFELEN, P. V. The TRANSURANUS fuel performance code. In: WANG, J.; XIN, L.; ALLISON, C.; HOHORS, J. (ed.). *Nuclear Power Plant Design and Analysis Codes*. Woodhead Publishing, 2021, kap. 8, s. 161–205. Woodhead Publishing Series in Energy. ISBN 978-0-12-818190-4. Dostupné z DOI: <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-818190-4.00008-5>. [cit. 2023-01-10].
- [37] MATMATCH. *AISI 316 stainless steel: Specification and Datasheet* [online] [cit. 2022-12-09]. Dostupné z: <https://matmatch.com/learn/material/aisi-316-stainless-steel>.
- [38] MATWEB. *Material property data* [online]. 2016 [cit. 2022-12-18]. Dostupné z: <https://www.matweb.com/>.
- [39] METALS AG, Key to. *Total Materia - 316 (AISI)* [online] [cit. 2022-12-03]. Dostupné z: <https://portal.totalmateria.com/cz/search/quick/materials/1250288/composition>.
- [40] MOTTA, A. T.; CAPOLUNGO, L.; CHEN, L. Q.; CINBIZ, M. N.; DAYMOND, M. R.; E. LACROIX, D. A. KOSS and; PASTORE, G.; SIMON, P. C. A.; TONKS, M. R.; WIRTH, B. D.; ZIKRY, M. A. Hydrogen in zirconium alloys: A review. *Journal of Nuclear Materials*. 2019, roč. 518, s. 440–460. ISSN 0022-3115. Dostupné z DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jnucmat.2019.02.042>. [cit. 2023-01-10].
- [41] MOTTA, A. T.; COUET, A.; COMSTOCK, R. J. Corrosion of Zirconium Alloys Used for Nuclear Fuel Cladding. *Annual Review of Materials Research*. 2015, roč. 45, č. 1, s. 311–343. Dostupné z DOI: [10.1146/annurev-matsci-070214-020951](https://doi.org/10.1146/annurev-matsci-070214-020951). [cit. 2023-01-10].
- [42] NEA. *Fuel Safety Criteria in NEA Member States*. Paris: OECD Publishing, 2003. Tech. zpr. Organisation for Economic Co-operation a Development.
- [43] NEA. *Member countries* [online]. 2022 [cit. 2022-10-13]. Dostupné z: [https://www.oecd-nea.org/jcms/tro\\_6814/member-countries](https://www.oecd-nea.org/jcms/tro_6814/member-countries).
- [44] NRC, U. S. *Glossary | nrc.gov* [online]. 2022 [cit. 2022-11-03]. Dostupné z: <https://www.nrc.gov/reading-rm/basic-ref/glossary.html>.
- [45] NRC, U. S. *Increased Enrichment* [online]. 2022 [cit. 2022-11-05]. Dostupné z: <https://www.nrc.gov/reactors/atf/enrichment.html>.
- [46] OECD/NEA. *Nuclear Fuel Safety Criteria Technical Review*. Paris: OECD Publishing, 2001. Tech. zpr. Dostupné z DOI: <https://doi.org/https://doi.org/10.1787/9789264196063-en>. [cit. 2023-01-10].
- [47] OECD/NEA. *Nuclear Fuel Safety Criteria Technical Review*. Paris: OECD Publishing, 2012. Tech. zpr. ISBN 978-92-64-99178-1.
- [48] OLANDER, D. R. *Fundamental aspects of nuclear reactor fuel elements*. University of Berkeley, 1976. TID-26711-P1.
- [49] PETKEVICH, P.; MIKITYUK, K.; CODDINGTON, P.; CHAWLA, R. Development and benchmarking of a 2D transient thermal model for GFR plate-type fuel. *Annals of Nuclear Energy*. 2007, roč. 34, č. 9, s. 707–718. ISSN 0306-4549. Dostupné z DOI: <https://doi.org/10.1016/j.anucene.2007.03.009>. [cit. 2023-01-10].

- [50] PICARD, D.; FAFARD, M. Three-Dimensional Constitutive Viscoelastic Model for Isotropic Materials. In: PIRAJÁN, J. C. M. (ed.). *Thermodynamics: Physical Chemistry of Aqueous Systems*. Londýn: IntechOpen, 2011, kap. 12, s. 327–348. ISBN 978-953-307-979-0.
- [51] POETTE, C.; BRUN-MAGAUD, V.; MORIN, F.; PIGNATEL, J.; STAINSBY, R.; MIKITYUK, K. Allegro: The European Gas Fast Reactor Demonstrator Project. In: *Proceedings of the 17th International Conference on Nuclear Engineering*. Brusel: ASME, 2009, sv. 2, s. 815–822.
- [52] PÓNYA, P.; CZIFRUS, S. Core optimisation issues of MOX fueled ALLEGRO reactor. *Annals of Nuclear Energy*. 2017, roč. 108, s. 188–197. ISSN 0306-4549. Dostupné z DOI: <https://doi.org/10.1016/j.anucene.2017.05.001>. [cit. 2023-01-10].
- [53] RAČEK, J. *Jaderné elektrárny*. Novpress, 2013. ISBN 978-80-214-4744-8.
- [54] REST, J.; COOPER, M. W. D.; SPINO, J.; TURNBULL, J. A. et al. Fission gas release from UO<sub>2</sub> nuclear fuel: A review. *Journal of Nuclear Materials*. 2019, roč. 513, s. 310–345. Dostupné z DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jnucmat.2018.08.019>. [cit. 2023-01-10].
- [55] ROBERTS, J. T. A. Radiation Effects Problems in Nuclear Fuel Rods. *IEEE Transactions on Nuclear Science*. 1975, roč. 22, č. 6, s. 2219–2226. Dostupné z DOI: 10.1109/TNS.1975.4328109. [cit. 2023-01-10].
- [56] ROUTNER, M. *Evropský rychlý reaktor ALLEGRO* [online]. 2015 [cit. 2022-11-20]. Dostupné z: <https://atominfo.cz/2015/09/evropsky-rychly-reaktor-allegro/>.
- [57] SÚJB. *K problematice paliva ETE* [online]. 2007 [cit. 2022-03-08]. Dostupné z: <https://www.sujb.cz/aktualne/detail/clanek/k-problematice-paliva-ete/>.
- [58] SUMAN, S.; KHAN, M. K.; PATHAK, M.; SINGH, R. N. Effects of hydrogen on thermal creep behaviour of Zircaloy fuel cladding. *Journal of Nuclear Materials*. 2018, roč. 498, s. 20–32. ISSN 0022-3115. Dostupné z DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jnucmat.2017.10.015>. [cit. 2023-01-10].
- [59] TODREAS, N. E.; KAZIMI, M. S. *Nuclear systems I: Thermal Hydraulic Fundamentals*. Taylor & Francis, 1990. ISBN 1-56032-051-6.
- [60] TUCEK, K. *Neutronic and burnup studies of accelerator-driven systems dedicated to nuclear waste transmutation*. Stockholm, 2004. ISBN 91-7283-890-6. Disertační práce. KTH Royal Institute of Technology.
- [61] TURNBULL, J. A.; MENUT, P.; SARTORI, E. *A Review of fission gas release data within the NEA/IAEA IFPE Database*. 2002. OECD.
- [62] TVEL. *The Growing Energy - TVEL* [online] [cit. 2022-02-27]. Dostupné z: <https://www.tvel.ru/upload/iblock/c3e/3eb38ae5c3c934c2a48558e7a287dc1.pdf>.
- [63] VÁCHA, P.; MAYER, G.; VASILE, A.; KVIŽDA, B.; MALESA, J.; PÓNYA, P.; DAŘÍLEK, P.; GREN, M.; HATALA, B.; MATOCHA, V. Progress in the ALLEGRO Project—Neutronics and Thermal-Hydraulics. In: *Proceedings of the International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP 2019), Juan-les-pins, France*. 2019, s. 12–15.

- 
- [64] WESTINGHOUSE. *VVER-1000 Fuel Products* [online]. 2021 [cit. 2022-02-27]. Dostupné z: [https://www.westinghousenuclear.com/Portals/0/flysheets/VVER-1000\\_181121.pdf](https://www.westinghousenuclear.com/Portals/0/flysheets/VVER-1000_181121.pdf).
- [65] WESTINGHOUSE, Electric Company. *The Art of Innovation: Optimized ZIRLO Cladding* [online]. 2016 [cit. 2022-03-08]. Dostupné z: <https://info.westinghousenuclear.com/blog/the-art-of-innovation-optimized-zirlo-cladding>.
- [66] ZABIÉGO, M.; INGREMEAU, J. J.; RAVENET, A.; GUÉDENEY, P. et al. Overview of CEA's R&D on GFR fuel element design: from challenges to solutions. In: *International Conference on Fast Reactors and Related Fuel Cycles: Safe Technologies and Sustainable Scenarios, Paris*. IAEA, 2013. (prezentace).

# Přílohy

## A Porovnání vlastností ocelí

**Tabulka 6:** Vlastnosti ocelí AISI 316 CW a 15-15Ti [38]

Vlastnost	AISI 316 CW	15-15Ti
Hustota (kg/m <sup>3</sup> )	8000	8000
Tvrdost (Rockwell)	79	76
Mez pevnosti v tahu (MPa)	580	620
Mez kluzu v tahu (MPa)	290	248
Youngův modul pružnosti (GPa)	193	193
Teplota tání (°C)	1370 - 1400	1345 - 1440
Tepelná vodivost při 100 °C (W/mK)	16,3	14,6
Měrná tepelná kapacita při 100 °C (J/kgK)	500	500