



# VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

## FAKULTA ELEKTROTECHNIKY A KOMUNIKAČNÍCH TECHNOLOGIÍ

FACULTY OF ELECTRICAL ENGINEERING AND COMMUNICATION

## ÚSTAV ELEKTROENERGETIKY

DEPARTMENT OF ELECTRICAL POWER ENGINEERING

## VÝPOČETNÍ ANALÝZY JADERNÉHO PALIVA TLAKOVODNÍCH JADERNÝCH REAKTORŮ

COMPUTATIONAL ANALYSIS OF NUCLEAR FUEL OF PRESSURIZED WATER REACTORS

### BAKALÁŘSKÁ PRÁCE

BACHELOR'S THESIS

### AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Michal Hřebačka

### VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

doc. Ing. Karel Katovský, Ph.D.

BRNO 2024

# Bakalářská práce

bakalářský studijní program **Silnoproudá elektrotechnika a elektroenergetika**

Ústav elektroenergetiky

**Student:** Michal Hřebačka

**ID:** 230371

**Ročník:** 3

**Akademický rok:** 2023/24

## NÁZEV TÉMATU:

### Výpočetní analýzy jaderného paliva tlakovodních jaderných reaktorů

#### POKYNY PRO VYPRACOVÁNÍ:

1. Seznamte se s výpočetními programy UWB1 a SCALE.
2. Seznamte se s konstrukcí jaderných paliv pro tlakovodní jaderné reaktory.
3. Pomocí programů UWB1 a SCALE proveďte výpočty různých typů jaderných paliv PWR (západních i východních).
4. Výsledky mezi sebou porovnejte a diskutujte je s ohledem na provozní, bezpečnostní a ekonomické vlastnosti jednotlivých paliv.

#### DOPORUČENÁ LITERATURA:

1. Martin Lovecký, Zvyšování účinnosti jaderného paliva použitím vyhořívajících absorbátorů, dizertační práce, ZČU v Plzni, 2016
2. John R. Lamarsh, Introduction to Nuclear Engineering, 3rd Ed., Prentice Hall, 2001
3. Elmer E. Lewis, Fundamentals of Nuclear Reactor Physics, Academic Press, Amsterdam, 2008
4. Další dle pokynů vedoucího a konzultantů práce

**Termín zadání:** 5.2.2024

**Termín odevzdání:** 29.5.2024

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

**Konzultant:** Ing. Peter Mičian, Ing. Pavel Máca, Ing. Jitka Vojáčková

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

#### UPOZORNĚNÍ:

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

## **Abstrakt**

Tato práce se zabývá výpočtem koeficientu násobení vybraných jaderných paliv pro tlakovodní reaktory s využitím dvou různých výpočetních nástrojů. Prvním z nich je poměrně jednoduchý kód  $U_{WB1}$ , vyvinutý na půdě Západočeské univerzity v Plzni, druhým je oficiální a široce používaný výpočetní systém SCALE. Výsledky obou programů jsou porovnávány na sadě paliv používaných v Jaderné elektrárně Dukovany, přičemž jsou dále diskutovány s ohledem na jejich provozní a ekonomické vlastnosti. V závěrečné části je věnován prostor výsledkům analýzy geometrie paliv nabízených jednotlivými zájemci v souvislosti s projektem Dukovany II.

## **Klíčová slova**

jaderné palivo, koeficient násobení, tlakovodní reaktor,  $U_{WB1}$ , SCALE, Dukovany II

## **Abstract**

This thesis focuses on calculating the multiplication factor of selected nuclear fuels for pressurized water reactors using two different computational tools. The first tool is a relatively simple code named  $U_{WB1}$  developed at the University of West Bohemia, and the second is the official and widely used computational system SCALE. The results of both programs are compared using a set of fuels used at the Dukovany Nuclear Power Plant with further discussion on their operational and economic characteristics. The final part is dedicated to the analysis of the geometry of fuels offered by final vendors in connection with the Dukovany II project.

## **Keywords**

nuclear fuel, multiplication factor, pressurized water reactor,  $U_{WB1}$ , SCALE, Dukovany II

## **Bibliografická citace**

HŘEBAČKA, Michal. Výpočetní analýzy jaderného paliva tlakovodních jaderných reaktorů. Brno, 2024. Dostupné z: <https://www.vut.cz/studenti/zav-prace/detail/157056>.  
Bakalářská práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií, Ústav elektroenergetiky. Vedoucí práce Karel Katovský.

# Prohlášení autora o původnosti díla

**Jméno a příjmení studenta:** *Michal Hřebačka*

**VUT ID studenta:** *230371*

**Typ práce:** *Bakalářská práce*

**Akademický rok:** *2023/24*

**Téma závěrečné práce:** *Výpočetní analýzy jaderného paliva  
tlakovodních jaderných reaktorů*

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

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

V Brně dne: 29. května 2024

-----  
podpis autora

## **Poděkování**

Na tomto místě bych rád vyjádřil upřímné poděkování svému vedoucímu bakalářské práce doc. Ing. Karlu Katovskému, Ph.D., za jeho cenné rady, odborné konzultace a trpělivost při vedení mé práce. Dále děkuji všem, kteří mi pomohli a podporovali mě během mého studia.

V Brně dne: 29. května 2024

-----  
podpis autora

# Obsah

<b>1. CYKLUS JADERNÉHO PALIVA .....</b>	<b>11</b>
1.1 PŘEDNÍ ČÁST PALIVOVÉHO CYKLU .....	11
1.2 STŘEDNÍ ČÁST PALIVOVÉHO CYKLU .....	12
1.3 ZADNÍ ČÁST PALIVOVÉHO CYKLU .....	13
<b>2. JADERNÉ REAKTORY .....</b>	<b>14</b>
2.1 TLAKOVODNÍ REAKTOR .....	14
2.2 DALŠÍ TYPY ENERGETICKÝCH REAKTORŮ .....	17
<b>3. JADERNÁ ELEKTRÁRNA DUKOVANY .....</b>	<b>19</b>
3.1 REAKTOR VVER-440 .....	19
3.2 KONSTRUKCE A VÝVOJ PALIV PRO VVER-440 .....	20
3.3 PROJEKT DUKOVANY II .....	24
<b>4. TERMOMECHANIKA JADERNÝCH PALIV .....</b>	<b>26</b>
4.1 VÝVIN TEPLA V PALIVOVÉM ELEMENTU .....	26
4.2 ZMĚNA GEOMETRICKÝCH ROZMĚRŮ PALIVA .....	27
4.3 VEDENÍ TEPLA V PALIVOVÝCH ELEMENTECH .....	28
<b>5. MODELOVÁNÍ JADERNÝCH PALIV .....</b>	<b>32</b>
5.1 STANDARDNÍ VÝPOČETNÍ PROGRAMY .....	32
5.1.1 MCNP .....	33
5.1.2 SERPENT .....	33
5.1.3 SCALE .....	33
5.1.4 MOBY-DICK .....	34
5.2 KÓD U <sub>w</sub> B <sub>1</sub> .....	34
5.3 VÝPOČET PARAMETRŮ PRO VSTUPNÍ SOUBOR .....	37
5.3.1 Určení jaderných hustot .....	37
5.3.2 Určení teplotního profilu .....	39
<b>6. VÝSLEDKY A ANALÝZA VÝPOČTŮ KRITičNOSTI .....</b>	<b>43</b>
6.1 METODA PRŮMĚROVÁNÍ PROUTKŮ .....	45
6.2 METODA PRŮMĚROVÁNÍ KOEFICIENTU NÁSOBNÍ .....	49
6.3 SROVNÁNÍ POUŽITÝCH PŘÍSTUPŮ .....	53
6.4 POROVNÁNÍ VÝPOČTŮ SE ZÁPADNÍ KONCEPCÍ PALIV .....	56
<b>7. ZÁVĚR .....</b>	<b>59</b>

## SEZNAM OBRÁZKŮ

Obrázek 1: Schéma překládky typu out-in a in-out [2, s. 75]. .....	16
Obrázek 2: Aktivní zóny reaktorů sestavené ze čtvercových a hexagonálních palivových souborů. (a) čtvercové, (b) hexagonální [12, s. 88]. .....	17
Obrázek 3: Palivový proutek a palivový soubor pro reaktor VVER-440 [2, s. 138] .....	21
Obrázek 4: Kartogramy jednotlivých paliv použitých v EDU [2, s. 136].....	23
Obrázek 5: Schémata palivových souborů, vlevo PLUS7 a vpravo ACE7 (KHNP) [38].....	25
Obrázek 6: Popraskání pelet $UO_2$ s vyhořením $2,5 \text{ MWd/kg}_U$ a lineárním výkonu palivové tyče $40\text{-}45 \text{ kW/m}$ , dosaženo ve výzkumném reaktoru [31] .....	27
Obrázek 7: Radiální průběh teploty v peletě [30] .....	30
Obrázek 8: Příklad možné geometrie výpočetního modelu paliva [18, s. 67] .....	35
Obrázek 9: Příklad vstupního souboru $U_wB_1$ [18] .....	36
Obrázek 10: Diagram izotopického složení pelety Gd-1 s příměsí $Gd_2O_3$ .....	39
Obrázek 11: Závislost součinitele vedení tepla ve slitinách Zr na teplotě .....	40
Obrázek 12: Závislost součinitele sdílení tepla plynovou mezerou na lineárním výkonu .....	41
Obrázek 13: Teplotní profil palivového proutku v rámci kazety S36 .....	43
Obrázek 14: Vybrané modely řešených palivových kazet programem SCALE .....	45
Obrázek 15: 2D Model jedné průměrné palivové buňky .....	46
Obrázek 16: Výsledky koeficientu násobení průměrných prouteků dukovanských paliv .....	47
Obrázek 17: Výsledky koeficientů násobení celých kazet dukovanských paliv .....	47
Obrázek 18: Výsledky jednoduchého průměrování $k_{\infty}$ dukovanských paliv .....	49
Obrázek 19: Bližší srovnání výsledků $k_{\infty}$ programů SCALE a $U_wB_1$ .....	49
Obrázek 20: Srovnání výsledků $k_{\infty}$ obou programů pro různé varianty kroku mříže .....	51
Obrázek 21: Srovnání přístupů výpočtu $k_{\infty}$ s využitím různých váhovacích funkcí .....	53
Obrázek 22: Srovnání všech přístupů v rámci průměrování $k_{\infty}$ s reálnou kazetou .....	54
Obrázek 23: Srovnání přístupů v rámci použití průměrných prouteků s reálnou kazetou .....	55
Obrázek 24: Modely palivových souborů nabízených řešení pro Dukovany II .....	57

## SEZNAM TABULEK

Tabulka 1: Vybrané typy jaderných reaktorů, převzato z [2, s. 157] a upraveno dle [11].	18
Tabulka 2: Technické parametry reaktoru VVER-440/V213 [2, s. 136-137].	19
Tabulka 3: Paliva použita v EDU s jejich vybranými parametry [2, s. 140-141].	22
Tabulka 4: Parametry jednotlivých typů paliv v rámci projektu Dukovany II [28] [29].	25
Tabulka 5: Vybrané tepelně fyzikální vlastnosti slitiny Zr1Nb [30].	40
Tabulka 6: Korelace mezi $qH$ reaktoru VVER-440 a $\alpha_U$ v plynové mezeře [30].	41
Tabulka 7: Střední teploty regionů modelovaných dukovanských paliv.	44
Tabulka 8: Analýza vlivu změn geometrie a složení paliva na koeficient násobení.	50
Tabulka 9: Výsledky 3D výpočtů proušků a srovnání obou přístupů průměrování.	52
Tabulka 10: Porovnání výsledků paliv v rámci projektu Dukovany II.	58

# ÚVOD

Je to již více než osmdesát let od chvíle, kdy byl poprvé spuštěn historicky první člověkem sestrojený jaderný reaktor. Tento milník znamenal začátek nové éry v oblasti energetiky a vědeckého bádání. Od té doby věda a technika zaznamenaly nesmírné pokroky, které postupně vedly až do podoby jaderných zařízení, jak je známe dnes. Vývoj jaderné energetiky přinesl nejen nové technologie, ale také důležité poznatky v oblasti bezpečnosti, efektivity a udržitelnosti.

V současnosti asi 412 jaderných reaktorů přispívá přibližně z 10 % k celosvětové výrobě elektřiny. V rámci různých typů zdrojů jsou tyto elektrárny symbolem stabilní a kontinuální dodávky energie, která je nezbytná v rámci energetického mixu. Dále v kombinaci s čistým provozem vzhledem k produkovaným emisím  $\text{CO}_2$  a svou dlouhou životností dnes představují velmi významný zdroj elektrické energie. Česká republika má na svém území dvě jaderné elektrárny, Temelín a Dukovany, jejichž tlakovodní reaktory využívají ke štěpení mírně obohacené uranové palivo. Tato bakalářská práce se tematicky zabývá právě problematikou jaderných paliv ve spojitosti s jejich výpočetní analýzou, primárně určením tzv. koeficientu násobení. Úvodem je nejprve rozebrán samotný palivový cyklus, později vybrané typy paliv a jejich konstrukce se zaměřením na elektrárnu Dukovany. Nedílnou součástí práce je také pojednání o termomechanice jaderných paliv v souvislosti s reaktorem VVER-440, což ve výsledku vede k určení teplotního rozložení v rámci palivového proutku. Následně jsou tato paliva modelována za použití různých nástrojů a výpočetních metod s cílem jejich porovnání vzhledem ke klíčovému provozně-ekonomickým vlastnostem, ale zároveň také poskytnuto srovnání použitých přístupů řešení, které během vypracovávání vznikly.

# 1. CYKLUS JADERNÉHO PALIVA

Energii v jaderných reaktorech získáváme především štěpením  $^{235}\text{U}$ , který je jedním z přírodně se vyskytujících izotopů uranu. Přírodní uran je jím tvořen pouze z 0,72 %, většinou část, přes 99 %, tvoří  $^{238}\text{U}$ . Zbylou a téměř zanedbatelnou část, 0,0054 %, představuje  $^{234}\text{U}$  [1]. Většina reaktorů však využívá lehce obohacené palivo, čímž je koncentrace právě  $^{235}\text{U}$  uměle zvyšována. Pojem cyklus jaderného paliva zahrnuje činnosti počínaje těžbou uranové rudy a jejím zpracováním až po nakládání s použitým, resp. vyhořelým palivem. V zásadě tento cyklus může být otevřený, jestliže vyhořelé palivo není po vyjmutí z reaktoru dále využíváno, nebo uzavřený s cílem jeho přepracování a následného zpětného využití. Uzavíráním palivového cyklu tak dochází k větší využitelnosti paliva [2].

## 1.1 Přední část palivového cyklu

Uran je získáván důlní těžbou uranové rudy, nebo chemickým loužením. Pak následuje chemická úprava na tzv. žlutý koláč [2]. V roce 2022 bylo celkem vytěženo 49 355 tun uranu, přičemž přes 43 % připadlo na Kazachstán. Každoročně se na těžbě v menším měřítku podílí také Kanada, Namibie nebo Austrálie [3]. V České republice se již uran netěží, posledních 138 tun bylo vytěženo v roce 2016. Posledním uzavřeným ze sedmi českých dolů byl důl Rožná, který za 60 let provozu vytěžil téměř 20 000 tun uranu, což je přibližně tolik, co Kazachstán vytěží za rok [4].

Většina reaktorů, kterým je podrobněji věnována kapitola 2 pracuje s obohaceným uranem. Pro potřeby tohoto energeticky náročného procesu se žlutý koláč konvertuje na plynou sloučeninu fluorid uranový. K nutné separaci izotopů uranu je využíváno rozdílných hmotností jader  $^{235}\text{UF}_6$  a  $^{238}\text{UF}_6$ . Požadované obohacení, se pohybuje do 5 %  $^{235}\text{U}$  pro energetické účely [2].

Palivo je nejčastěji zhotoveno z oxidu uraničitého  $\text{UO}_2$ , který je za teplot nad 1400 °C spékán a lisován do podoby válcové palivové pelety o průměru přibližně 1 cm a výšce 2 cm [5]. Přesné rozměry se odvíjí od daného typu paliva a jsou vždy pečlivě kontrolovány [6]. Nevýhodou oproti dříve používané kovové formě uranu je nižší tepelná vodivost, výhodou je však vyšší chemická a teplotní stálost [7]. Z těchto pelet jsou následně sestavovány palivové elementy viz kap. 2, jejíž konstrukce opět záleží na daném typu paliva.

## 1.2 Střední část palivového cyklu

V jaderném palivu probíhá během jeho vyhořívání v reaktoru mnoho fyzikálních procesů. Štěpná jaderná reakce je zde fundamentální děj, při kterém jádro, nejčastěji  $^{235}\text{U}$ , je v důsledku interakce s neutronem rozštěpeno na dva fragmenty. Tyto fragmenty, nebo také odštěpky, odnášejí formou kinetické energie většinou část celkové uvolněné energie ze štěpení. Rostoucí kinetickou energii atomů pak z makroskopického hlediska pozorujeme jako produkci tepla, které je odváděno chladivem [1].

Fragmenty jsou stejně jako mateřské jádro radionuklidy, tudíž také podléhají samovolné přeměně. To, v jakém poměru protonů a neutronů dojde k rozdělení jádra je otázkou pravděpodobnosti. Při štěpení  $^{235}\text{U}$  tak vzniká přibližně 60 druhů fragmentů, které společně s jejich rozpadovými produkty nazýváme štěpnými produkty. Štěpné reakci, která produkuje neutrony, konkuruje neutronový záchyt na jádrech různých materiálů. Např. na majoritně zastoupeném  $^{238}\text{U}$  nedochází ke štěpení, ale k radiačnímu záchytu neutronů, což vede k nepřímé produkci  $^{239}\text{Pu}$  a dále i jeho vyšších izotopů. Jelikož  $^{239}\text{Pu}$  již je štěpným izotopem, kompenzuje tak částečně spotřebu  $^{235}\text{U}$ . V důsledku ozařování nejen paliva, ale i konstrukčních materiálů, dochází i zde k neutronovým záchytům, čímž se tvoří tzv. aktivační produkty např.  $^{54}\text{Mn}$ ,  $^{55}\text{Fe}$  nebo  $^{58}\text{Co}$ . K celkové radioaktivitě však přispívají pouze asi 1 %. Všechny tyto izotopy zůstávají uzavřené po celou dobu v palivovém elementu (proutku) viz kap. 2.1. Výsledkem je, že izotopické složení paliva se s časem výrazně mění a je nutné jej znát, kvůli jeho vlivu na chování aktivní zóny (AZ) reaktoru [1] [2] [8].

Při vyšetřování vlivu štěpných produktů na reaktivitu<sup>1</sup> je nutné vzít v úvahu jejich množství a mikroskopický účinný průřez<sup>2</sup>  $\sigma$  [b] pro různé reakce. Zvláště velkou pozornost je nutné věnovat produktům např.  $^{135}\text{Xe}$ ,  $^{149}\text{Sm}$ ,  $^{157}\text{Gd}$ , které mají velmi vysoký účinný průřez pro záchyt neutronů, čímž zanáší do systému zápornou reaktivitu [2].

Celkovou energii získanou z paliva během doby provozu reaktoru vyjadřuje vyhoření paliva  $B$  [MWd/tu]. Jednotka je vztažená na tunu, případně kilogram uranu zavezeného do aktivní zóny [2]. Na stupni (hloubce) vyhoření  $B$ , energetickém spektru neutronů, typu paliva i reaktoru závisí výše zmíněné izotopické složení paliva [8]. Typické hodnoty vyhoření jsou uvedeny spolu s dalšími parametry pro různé typy energetických reaktorů v tabulce 1 viz kapitola 2.2.

---

<sup>1</sup> Pro udržitelnost štěpné reakce je nutná neustálá produkce neutronů schopných štěpení. Reaktivita  $\rho$  [-] je důležitou veličinou popisující míru schopnosti tuto reakci udržovat [18].

<sup>2</sup> Mikroskopický účinný průřez vyjadřuje míru pravděpodobnosti, že částice (zde neutron) bude určitým způsobem interagovat s terčovým jádrem. Např. pro štěpnou absorpci  $^{235}\text{U}$  neutronem o energii 0,02 eV je  $\sigma = 665$  b a pro radiační záchyt tohoto neutronu  $^{135}\text{Xe}$  je  $\sigma = 273\,756$  b [1] [36].

Kromě neutronově-fyzikálních procesů probíhají v palivu i jiné jevy, které souvisejí se změnami geometrických rozměrů paliva. To se děje v důsledku vysokých provozních teplot a zároveň se zde hromadí štěpnými produkty. Jde zejména o teplotní dilataci, denzifikaci, napuchání nebo praskání palivových pelet. Opět míra těchto jevů souvisí s hloubkou vyhoření [2]. Těmto jevům je blíže věnována kapitola 4.2.

### 1.3 Zadní část palivového cyklu

Vyhořelé jaderné palivo (VJP) je díky obsahu radionuklidů s krátkými poločasy přeměny vysoce aktivní<sup>3</sup>. Po vyvezení VJP z reaktoru však jeho aktivita, definovaná počtem jader přeměňujících se za jednotku času, exponenciálně klesá. Zároveň takto klesá i tepelný (zbytkový) výkon produkovaný jadernými přeměnami. Vysoce intenzivní ionizující záření, které je až z 50 % tvořeno zářením  $\gamma$ , je nutno dostatečně stínit a samotné VJP chladit. Z toho důvodu jsou palivové soubory dočasně umístěny v bazénu s vodou, sousedícím se šachtou reaktoru. Doba strávení v reaktoru je nejčastěji 3-6 let viz tabulka 1 v kapitole 2.2, v bazénu skladování pak dalších asi 5 let [1] [2] [8].

Následuje buďto trvalé uložení, kde je klíčová spolehlivá izolace těchto zpočátku vysoce aktivních materiálů od životního prostředí, anebo se nabízí možnost přepracování. Jak již bylo zmíněno výše, VJP obsahuje určitý podíl štěpných izotopů plutonia, ale i  $^{235}\text{U}$ . Tyto izotopy mohou být zpětně použity pro výrobu tzv. směsného oxidického paliva (MOX) ve formě  $\text{PuO}_2$ . Po stránce technologické máme bohaté zkušenosti<sup>4</sup> se separací izotopů Pu z jaderného paliva, jelikož historicky se PUREX jednalo o strategický materiál s využitím především na poli válečném. Během let se drtivě prosadila metoda PUREX případně UREX, která se využívá dodnes. Izotopy U a Pu jsou odseparovány chemicky z roztoku kyseliny dusičné  $\text{HNO}_3$  ve které je rozpouštěno VJP [2] [8].

Celosvětově VJP přibývá každým rokem přibližně 7 000  $t_{\text{HM}}$  (tun těžkých kovů) [9]. Spousta zemí včetně České republiky vyhořelé palivo dočasně uskladňuje<sup>5</sup> s výhledem na budoucí možnost jeho dalšího využití [2]. Vývoj nových technologií ohledně recyklace VJP pokračuje v Indii, Francii a Rusku. Konkrétně v Evropě je největším závodem na přepracování paliva La Hague ve Francii s kapacitou 1700 t/rok. Významnou kapacitou pro přepracování, až 1500 t/rok byly také závody v oblasti Sellafield, Velká Británie, avšak v roce 2022 došlo k ukončení jejich činnosti. I přesto však zájem o pokročilé technologie recyklace v této oblasti roste [10].

<sup>3</sup> Aktivita čerstvě vyjmutého paliva, které strávilo 3 roky v LWR reaktoru s vyhořením  $33 \cdot 10^3 \text{ MWd}/t_{\text{U}}$  je přibližně  $5,5 \cdot 10^{18} \text{ Bq/t}$  [8].

<sup>4</sup> V únoru 1944, teprve 2 roky po spuštění prvního reaktoru Chicago Pile-1, bylo vyprodukováno prvních 190 mg Pu z jad. paliva ve zkušebním separačním zařízení v Oak Ridge (Tennessee) [8].

<sup>5</sup> Elektrárna Dukovany využívá suché skladování v podobě válcových kontejnerů CASTOR 440/84 o výšce asi 4 m a průměru 2,6 m. Každý z kontejnerů pojme 84 palivových souborů (cca 10 t vyhořelého paliva) z reaktoru VVER 440, což je necelá čtvrtina plné vsázky [8].

## 2. JADERNÉ REAKTORY

V současné době je v provozu 412 jaderných reaktorů v 31 zemích po celém světě, dalších 58 reaktorů je teprve ve výstavbě, a to zejména v Číně nebo Indii. Je zřejmé že dlouholetý vývoj v této oblasti přinesl nejrůznější typy a mnohá konstrukční řešení reaktorů se kterými je možné se setkat [11].

### 2.1 Tlakovodní reaktor

Jedná se o celosvětově nejrozšířenější typ s označením PWR (Pressurized Light-Water Moderated and Cooled Reactor), který v současné době představuje asi tři čtvrtiny všech provozovaných reaktorů určených pro energetické využití. Ze zmíněných 58 reaktorů, které jsou aktuálně ve výstavbě, je tento typ použit v 84 % případů [11]. Řadí se mezi tepelné reaktory, které k jadernému štěpení využívají tepelné neutrony<sup>6</sup>, čímž ke své činnosti potřebují moderátor<sup>7</sup>. PWR pak společně s varnými reaktory BWR (Boiling Light-Water Cooled and Moderated Reactor), spadá do podskupiny lehkovodních reaktorů LWR (Light-water reactor), které lehkou vodu používají jako chladivo i moderátor [12].

Právě voda, která je sice nejvíce efektivní pro zpomalování neutronů, má zároveň z používaných moderátorů (např. těžká voda D<sub>2</sub>O nebo grafit) největší schopnost absorbovat tepelné neutrony, což vede k nežádoucímu dopadu na pokles reaktivity. Díky tomu mají lehkovodní reaktory nejmenší poměr objemu moderátoru (chladiwa) ku objemu paliva. Jedná se o tzv. vodo-uranový poměr. Dále z toho plyne, že palivem pro lehkovodní reaktory nemůže být použit přírodní, ale lehce obohacený uran z důvodu kompenzace zmíněné parazitní absorpce. Uvedená fakta vedou k tomu, že tyto reaktory mají na stejné výkonové úrovni možnost kompaktnějšího designu oproti např. těžkovodním nebo grafitem moderovaným reaktorům [12].

Elektrárny s PWR reaktory jsou typicky víceokruhové, pára je na rozdíl od BWR vyráběna odděleně v tepelném výměníku známém jako parogenerátor. Voda v primárním okruhu proudící přes reaktor je udržována pod vysokým tlakem, aby zde nedocházelo k varu [12]. Hodnoty tlaku a teploty vody závisí na konkrétním typu reaktoru, tlak bývá v rozmezí 10 MPa až necelých 16 MPa u vyšších výkonových řad. Teplota chladiwa na výstupu z reaktoru dosahuje 270 °C až 335 °C a průměrně se prouděním skrze aktivní zónu ohřeje o 20 °C až 35 °C [7].

---

<sup>6</sup> Nazývají se tak neutrony s dostatečně malou energií pod 1 eV [12].

<sup>7</sup> Jedná se o materiál, určený k efektivnímu snižování energií neutronů v aktivní zóně tepelného reaktoru, který využívá právě tyto neutrony k jadernému štěpení [12].

Palivové pelety jsou uloženy na sebe v hermeticky uzavřeném celku zvaném palivový proutek. Jedná se o ochrannou schránku (pokrytí) vyrobenou ze zirkonové<sup>8</sup> slitiny, zabraňující kontaktu zejména plyných štěpných produktů, které se zde během provozu hromadí, s okolním moderátorem. V souvislosti s ději blíže popsány v kapitole 4 palivo během jeho vyhořívání mění svůj objem a vyplňuje zpočátku prázdný prostor uvnitř proutku, který je plněn héliem s přetlakem 0,7 až 2 MPa. Přítlačná pružina instalovaná v horní části proutku stlačuje palivové pelety směrem dolů a umožňuje bezpečný nárůst jejich objemu v axiálním směru až o 20 cm. Důsledkem tohoto je i postupné zvyšování tlaku hélia během vyhořívání, který na konci životnosti paliva dosahuje až 14 MPa [6] [7].

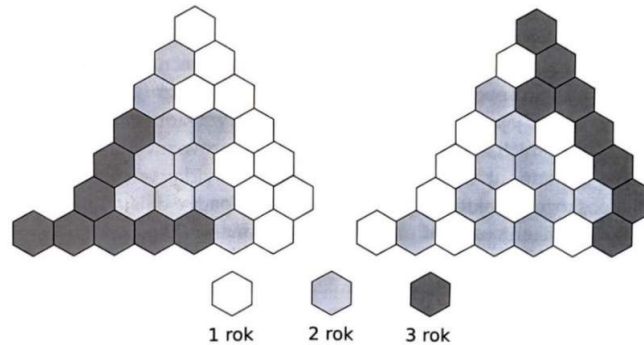
Palivové proutky jsou ukládány do čtvercových nebo šestihranných palivových souborů či kazet. Jestliže jsou palivové elementy uloženy v jakémsi pouzdře (obálce), kterým proudí chladivo podél jednotlivých proutků, hovoříme často právě o palivové kazetě. „*Palivová kazeta je výhodnější z hlediska rovnoměrného proudění chladiva, radiálního rozložení teploty v aktivní zóně i z hlediska konstrukce. Její nevýhodou je zvýšená parazitní absorpce neutronů a v případě zvýšení hydraulického odporu především v okolí vstupu chladiva do kazety snížení jeho průtoku a následné zhoršení chlazení*“ [7, s. 108]. PWR reaktory mají nejčastěji v rámci jednoho souboru 280 až 350 proutků, což je více než trojnásobek oproti BWR (80 až 100 proutků na soubor). Konstrukčně se jedná o nejmenší samostatný palivový celek [2] [7].

Lehkovodní reaktory jsou provozovány v tzv. kampaňovém cyklu, kdy po určitých časových intervalech je reaktor odstaven. Následně je provedena výměna částí palivových souborů, překládka částečně vyhořelých souborů, případně revize technologických zařízení apod. Délka kampaně je většinou 12, 15, 18 nebo 24 měsíců [2]. Typicky je během odstávky vyměněno 20 až 30 % nejvíce vyhořelých souborů, které jsou nahrazeny čerstvými [12]. Jelikož stráví palivo v reaktoru řádově několik let, je zapotřebí dostatečného obohacení. Na počátku kampaně tak vzniká přebytečná reaktivita, kterou je potřeba kompenzovat. K tomu slouží vyhořívající absorbátory (VA), které jsou přidávány do pelet u některých palivových proutků a rozpuštění kyseliny borité  $H_3BO_3$  v chladivu, více o tomto v kapitole 3.1 [2].

---

<sup>8</sup> Zirkonové slitiny se používají právě pro jejich nízkou parazitní absorpci neutronů, vysokou tepelnou vodivost, dobrou mechanickou odolnost a také vysokou odolnost proti korozi [7]. U zejména západních koncepcí LWR reaktorů se používá slitina Zircaloy obsahující příměsi železa, chromu a niklu [6].

Přesné uspořádání palivových souborů na nadcházející kampaň být musí předem řádně připraveno. Pro optimalizaci a posuzování bezpečnosti palivových vsázek jsou využívány výpočetní programy viz kapitola 5. Obecně rozlišujeme dvě základní strategie překládky, které jsou schematicky znázorněny na obrázku 1, za pomoci jedné symetrické šestiny aktivní zóny s hexagonálními palivovými soubory viz dále kapitola 3.2 [2].



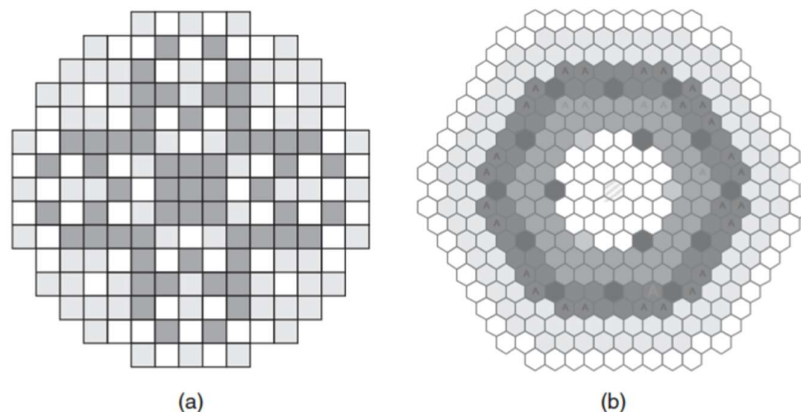
Obrázek 1: Schéma překládky typu out-in a in-out [2, s. 75].

Metoda out-in (viz obrázek 1 vlevo) je založená na zavážení čerstvých palivových souborů na okraj aktivní zóny a překládání částečně vyhořelých souborů k jejímu středu, kdežto u metody in-out (viz Obrázek 1 vpravo) je tomu opačně. V prvním případě je výhodou rovnoměrnější vyhořívání jednotlivých souborů vlivem vyrovnanějšího výkonu podél aktivní zóny. Nevýhodou je zvýšená degradace tlakové nádoby reaktoru vlivem působení vyššího neutronového toku, čímž dochází k narušení krystalické struktury a materiál ztrácí své mechanické vlastnosti. Ve druhém případě u metody in-out je již životnost tlakové nádoby prodloužena, jelikož částečně vyhořelé palivové soubory na okraji aktivní zóny slouží jako její stínění. Zároveň je až o 30 % snížen nežádoucí únik neutronů z reaktoru. Nevýhodou je však vyšší nerovnoměrnost výkonu, kterou je potřeba řešit použitím vhodného množství a rozmístěním vyhořívajících absorbátorů. V současné době je kladena pozornost k palivovým vsázkám, které prodlužují životnost reaktorové nádoby, jelikož ji nelze vyměnit. Celková životnost jaderné elektrárny se tak odráží v životnosti této nádoby, proto je upřednostňována metoda in-out s využitím vyhořívajících absorbátorů [2] [13].

Ve spojitosti s PWR reaktory, lze často narazit na rozlišení týkající se západní nebo východní koncepce. Bývalé SSSR totiž vyvinulo vlastní design těchto reaktorů, které se dodnes používají<sup>9</sup> s označením VVER (Vodo-Vodjanoj Energetičeskij Reaktor. Tyto reaktory jsou typické aktivní zónou sestavenou z hexagonálních palivových souborů

<sup>9</sup> VVER reaktory jsou využívány např. ve Finsku (elektrárna Loviisa s reaktory VVER V-213). Ve výstavbě jsou pak např. 4 jaderné bloky v Turecku od roku 2018 (elektrárna Akkuyu s reaktory VVER-1200), nebo 3 jaderné bloky v Egyptě od roku 2022 (elektrárna El Dabaa s reaktory VVER-1200). V obou případech se bude jednat o první jaderné elektrárny v těchto zemích [11].

oproti čtvercovým (viz obrázek 2) a horizontálně navrženými parogenerátory oproti západním PWR s vertikálním uspořádáním [6]. Počet proutků, souborů, jejich konstrukce, řízení a další specifika se liší pro jednotlivé výkonové řady. V České republice jsou tyto reaktory využívány na obou jaderných elektrárnách. Konkrétně elektrárna Dukovany má čtyři jaderné bloky s reaktory VVER-440 typu V213 s uvedením do provozu v letech 1985-1988 a elektrárna Temelín se dvěma jadernými bloky s reaktory VVER-1000 typu V320, které byly uvedeny do provozu v letech 2000-2002 [2].



Obrázek 2: Aktivní zóny reaktorů sestavené ze čtvercových a hexagonálních palivových souborů. (a) čtvercové, (b) hexagonální [12, s. 88].

## 2.2 Další typy energetických reaktorů

V následujícím stručném přehledu viz tabulka 1 jsou uvedeny základní typy tepelných reaktorů. Tabulka je seřazena sestupně, dle celkového počtu aktuálně provozovaných reaktorů, včetně těch s pozastaveným provozem. Těžkovodní reaktory PHWR (Pressurized Heavy Water Reactor), dále grafitem moderované LWGR (Light Water Cooled Graphite-moderated Reactor) a pokročilé plynem chlazené reaktory AGR (Advanced Gas Reactor) jsou provozovány v tzv. kontinuálním provozu. Tyto reaktory nemusí být odstaveny, aby mohla být provedena výměna paliva, čímž roste koeficient využití<sup>10</sup> celé elektrárny. Namísto použití tlakové nádoby jsou palivové soubory uloženy v separátních palivových kanálech, což umožňuje každý kanál zvlášť odpojit od systému chlazení a provést výměnu paliva [2] [6].

<sup>10</sup> Koeficient využití je udáván v procentech jako poměr doby, kdy je elektrárna v provozu ku celkovému sledovanému období, většinou rok [6]. Obecně je tento koeficient u aktuálně provozovaných elektráren II. generace mezi 75 až 80 % [2].

Tabulka 1: Vybrané typy jaderných reaktorů, převzato z [2, s. 157] a upraveno dle [11].

Parametr	PWR	BWR	PHWR	LWGR	AGR
Celkový počet	307	60	48	11	8
Celkový instalovaný výkon [MW <sub>e</sub> ]	292 382	60 930	24 388	7 433	4 685
Chladivo	H <sub>2</sub> O	H <sub>2</sub> O	D <sub>2</sub> O	H <sub>2</sub> O	CO <sub>2</sub>
Moderátor	H <sub>2</sub> O	H <sub>2</sub> O	D <sub>2</sub> O	grafit	grafit
Typ nádoby	tlaková	tlaková	kanály <sup>11</sup>	kanály	kanály
Typ paliva	obohacené	obohacené	přírodní	obohacené	obohacené
Forma paliva	UO <sub>2</sub>	UO <sub>2</sub>	UO <sub>2</sub>	UO <sub>2</sub>	UO <sub>2</sub>
Výměna paliva	kampaňová	kampaňová	kontinuální	kontinuální	kontinuální
Vyhořívání paliva	3-6 let	3-6 let	1-2 roky	1-2 roky	1-2 roky
Vyhoření [MW <sub>d</sub> /kg <sub>U</sub> ]	40-55	40-55	15-20	25-35	7-9

Přes osmdesát let vývoje jaderných reaktorů lze rozčlenit do jednotlivých vývojových etap, generací. Generace I. zahrnuje první prototypy, z 50. a 60. let minulého století, kam spadá např. blok A1 elektrárny Jaslovské Bohunice s plynem chlazeným reaktorem KS 150 (odstaven v r. 1977 [11]). Následně navázala generace II. v 70. a 80. letech, která dodnes tvoří drtivou část provozovaných reaktorů (např. VVER-440, Dukovany). Zejména jsou to reaktory LWR, popř. těžkovodní. Generace III/III+ s jejími počátky v 90. letech disponuje řadou technických zdokonalení, zejména v oblasti bezpečnosti, spolehlivosti a ekonomiky provozu. Jde např. o známé řady AP600 a vyšší od společnosti Westinghouse. Generace IV. s výrazně inovativním designem, vysokou účinností a technologiemi umožňující maximální využitelnost paliv, jsou zatím ve fázi experimentů [14].

<sup>11</sup> Jaderná elektrárna Atucha v Argentíně provozuje dva bloky PHWR s tlakovou nádobou [11].

### 3. JADERNÁ ELEKTRÁRNA DUKOVANY

Jaderná elektrárna Dukovany (EDU) disponuje čtyřmi výrobními bloky, které byly postupně uváděny do provozu v letech 1985 – 1987 [15]. V původním projektu se počítalo s reaktory VVER-440 typu V230, nakonec však byl plán přehodnocen a nasazen modernější typ V213. Spuštění prvního reaktoru proběhlo 12. února 1985 a o dva týdny později bylo dosaženo 100 % výkonu. Následoval zkušební provoz prvního reaktorového bloku a v následujících letech dokončování bloků zbývajících [16]. V roce 2012 byla dokončena modernizace, která přinesla zvýšení elektrického výkonu z původních 440 MW<sub>e</sub> na 510 MW<sub>e</sub> na jeden blok. Provozovatelem elektrárny je ČEZ a.s [2].

#### 3.1 Reaktor VVER-440

Jedná se o tlakovodní reaktor východní koncepce s šesti chladicími smyčkami o projektovém tepelném výkonu 1375 MW<sub>t</sub>. Kromě České republiky je dodnes provozován např. na Slovensku, dále v Rusku, Maďarsku, Finsku nebo speciální verze V270 v Arménii pro provoz v seismicky aktivních oblastech. První vývojové verze tohoto reaktoru byly spouštěny na přelomu 60. a 70. let v Novovoronežské elektrárně, následně se stal VVER-440 designem, na kterém bylo postaveno přes 20 elektráren po celé Evropě včetně našeho území [14] [11]. Dnes jsou již nové VVER reaktory stavěny<sup>12</sup> v pokročilejších výkonových řadách, převážně VVER-1000 a VVER-1200. Základní technické parametry pro VVER-440/V213 instalovaný v EDU jsou shrnuty v tabulce 2 [16] [17].

Tabulka 2: Technické parametry reaktoru VVER-440/V213 [2, s. 136-137]

Počet chladicích smyček	6
Tepelný výkon	1375 MW <sub>t</sub> (po modernizaci 1444 MW <sub>t</sub> ) <sup>13</sup>
Tlak vody v primárním okruhu	12,3 MPa
Vstupní teplota vody	269 °C
Výstupní teplota vody	300 °C
Počet palivových kazet	349 (37 regulačních)
Počet palivových proutků v kazetě	126
Délka projektového palivového cyklu	3 roky

Standardně jsou PWR reaktory řízeny z krátkodobého hlediska řídicími tyčemi a z dlouhodobého hlediska rozpustnými a vyhořívajícími absorbátory. Všechny zmíněné způsoby jsou založeny na absorpci tepelných neutronů na jádrech konkrétních izotopů, např. <sup>10</sup>B, který je v jaderné energetice velmi významným absorbátorem [2] [18].

<sup>12</sup> Dle aktuálních plánů by reaktorů VVER-1000 a VVER-1200 mělo být do roku 2030 zprovozněno dalších až 20 kusů např. v Indii, Číně, Turecku nebo Egyptě [37].

<sup>13</sup> Výjimkou je tepelný výkon třetího bloku: 1475 MW<sub>t</sub> (510 MW<sub>e</sub>), ostatní: 1444 MW<sub>t</sub> (500 MW<sub>e</sub>).

V rámci EDU je používaným rozpustným absorbátorem kyselina boritá  $\text{H}_3\text{BO}_3$  rozpuštěná v určité koncentraci v chladivu. Ke snižování reaktivity takto dochází rovnoměrně v rámci celé aktivní zóny a tím nedochází k lokálním změnám výkonu, jako v případě použití řídicích tyčí. Vyhořívajícím absorbátorem je  $\text{Gd}_2\text{O}_3$ , kde dominantními izotopy pro absorpci jsou  $^{155}\text{Gd}$  a  $^{157}\text{Gd}$ . Oxid gadolinitý je přimícháván pouze do vybraných palivových proutků v palivové kazetě, jelikož zejména  $^{157}\text{Gd}$  je velmi výrazným<sup>14</sup> absorbátorem. Smícháním  $\text{Gd}_2\text{O}_3$  s  $\text{UO}_2$  však dojde ke snížení tepelné vodivosti pelety, čímž se zhoršuje odvod tepla chladivem a teplota paliva roste. Kompenzací tohoto jevu je použití v těchto proutcích relativně nižšího obohacení. V případě řídicích tyčí je opět použit bór ve formě bórové oceli [2].

Z ekonomického hlediska je výhodné vyšší vyhoření paliva, čímž se více využije jeho potenciál. Během doby provozu EDU se takto z původně 3 letého palivového cyklu postupně přešlo na 5 letý. To bylo možné především použitím nízkoučinných vsázek, což souvisí se zavážením dle metody in-out (komentováno v kapitole 2.1) a zvýšeného obohacení paliva. Problémy s tím vzniklé, a to vyšší nerovnoměrnost výkonu a vysoká přebytečná zásoba reaktivity na počátku kampaně jsou řešeny právě vhodným použitím vyhořívajících absorbátorů [2].

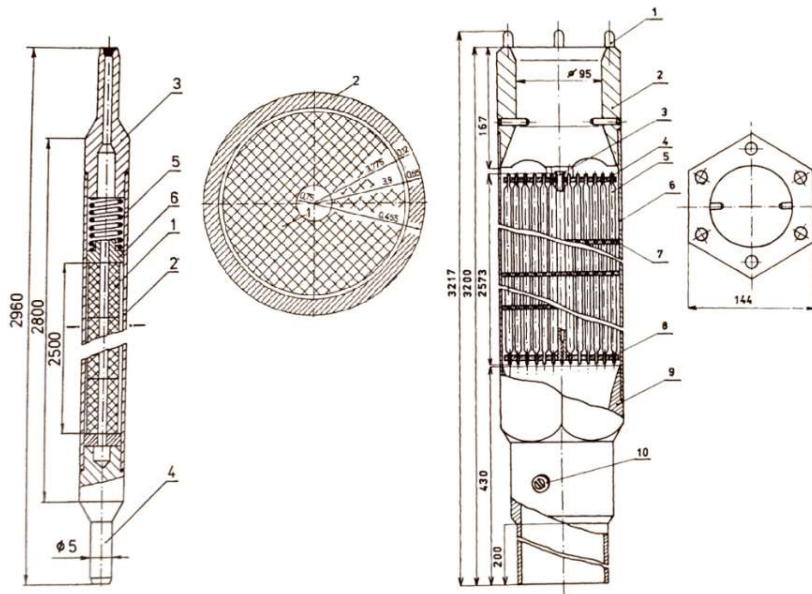
### 3.2 Konstrukce a vývoj paliv pro VVER-440

Tak jak bylo komentováno v kapitole 2.1, palivové pelety jsou uloženy v palivových proutcích v zirkonovém pokrytí a ty následně v palivovém souboru či kazetě. Jejich konstrukce pro reaktor VVER-440 je uvedena na obrázku 3, na kterém je možné si všimnout půdorysu palivové kazety o šestihranném tvaru typickém pro západní koncepci. Z půdorysu palivového proutku je vidět centrální otvor pelety snižující její tepelné namáhání, který byl však odstraněn počínaje palivem Gd-2M+ licencovaným v roce 2014 viz níže [2]. Dále je potřeba poznamenat, že uvedené rozměry zde slouží pouze jako orientační a přesné rozměry pro jednotlivé typy paliv jsou uvedeny v tabulce 3.

Aktivní zóna sestává z palivových a regulačních kazet, přičemž obě kazety mají stejný tvar. Kazeta regulační je sestavena z horní absorpční a spodní palivové části. Samotná regulace pak probíhá změnou jejich polohy, tedy zasouváním absorpční části za současného vysouvání palivové do prostoru pod aktivní zónu a naopak [19]. Těchto 37 regulačních kazet je rozděleno do 6 skupin, ale k řízení reaktivity se využívá jen poslední 6. skupina [2]. Zbytek je v horní koncové pozici připraven rychle zasáhnout v případě potřeby. Nouzové odstavení reaktoru je pak zajištěno volným pádem regulačních kazet do aktivní zóny, přičemž jejich spodní část je vybavena tlumičem nárazu [19].

---

<sup>14</sup> Mikroskopický účinný průřez pro absorpci neutronu o energii 0,02 eV je pro  $^{155}\text{Gd}$  roven 67 431 b, pro  $^{157}\text{Gd}$  pak 276 474 b. Zmiňovaný  $^{10}\text{B}$  je  $\sigma = 4 325$  b [36].



Obrázek 3: Palivový proutek a palivový soubor pro reaktor VVER-440 [2, s. 138]

Palivový proutek (vlevo): 1 – tableta (peleta)  $\text{UO}_2$ , 2 – povlaková trubka, 3 – horní koncovka, 4 – dolní koncovka, 5 – distanční pružina, 6 – přitlačná destička

Palivová kazeta (vpravo): 1 – odpružené kolíky, 2 – hlavice, 3 – centrální trubka, 4 – horní distanční mřížka, 5 – palivová tyč, 6 – přitlačná pružina, 7 – distanční mřížka, 8 – spodní upevňovací mřížka, 9 – koncovka, 10 – středící čep

Původní projektová palivová vsázka počítala s tříletým palivovým cyklem a použití kazet s obohacením 3,6 %  $^{235}\text{U}$ . „Částečně vyhořelé palivové kazety se v první vsázce nahradily kazetami s obohacením 1,6 a 2,4 %  $^{235}\text{U}$ , které se využívaly i v následujících kampaních“ [2, s. 137]. Zavážení probíhalo dle metody out-in a každým rokem se měnila třetina palivových kazet, tedy v průměru 116. Tato strategie se již ze začátku jevila jako ekonomicky nevýhodná a k inovacím došlo velmi brzy. Proces vedoucí k přechodu na delší palivový cyklus započal již v roce 1987 zavedením 3,5 letého cyklu. Počet ročně zavážených kazet se tím snížil v průměru na 99. Přechod na plný čtyřletý cyklus však vyžadoval několik zásadních úprav [2] [20].

Od roku 1990 se začalo využívat nové palivo, které nahrazovalo ocelové distanční mřížky za zirkonové, konkrétně šlo o slitinu E110 obsahující 1 % Nb. Dále byla zmenšena tloušťka obálky palivové kazety z 2 mm na 1,5 mm. Obě tyto konstrukční vylepšení vedly ke snížení parazitní absorpce tepelných neutronů. Kromě toho také došlo ke zvýšení počátečního tlaku hélia v palivovém proutku z původních 100-140 kPa na 500-750 kPa, čímž byl zlepšen odvod tepla z palivové pelety [2].

Dalším významným milníkem byl rok 1998, jelikož bylo poprvé zavezeno radiálně profilované palivo. To znamenalo použití palivových proutků s různými stupni obohacení, konkrétně 3,3 %, 3,6 % a 4,0 %  $^{235}\text{U}$ . Proutky s nejvyšším obohacením byly umístěny blíže středu kazety a zbývající na jejím okraji. Kazeta tak měla střední obohacení 3,82 %. Po zavezení tohoto typu paliva také začal přechod k tzv. nízko-únikovým vsázkám, které využívají schéma in-out a konečně v roce 1999 přechod na 4 letý palivový cyklus, čímž se počet zavážených kazet snížil v průměru na 87 [2].

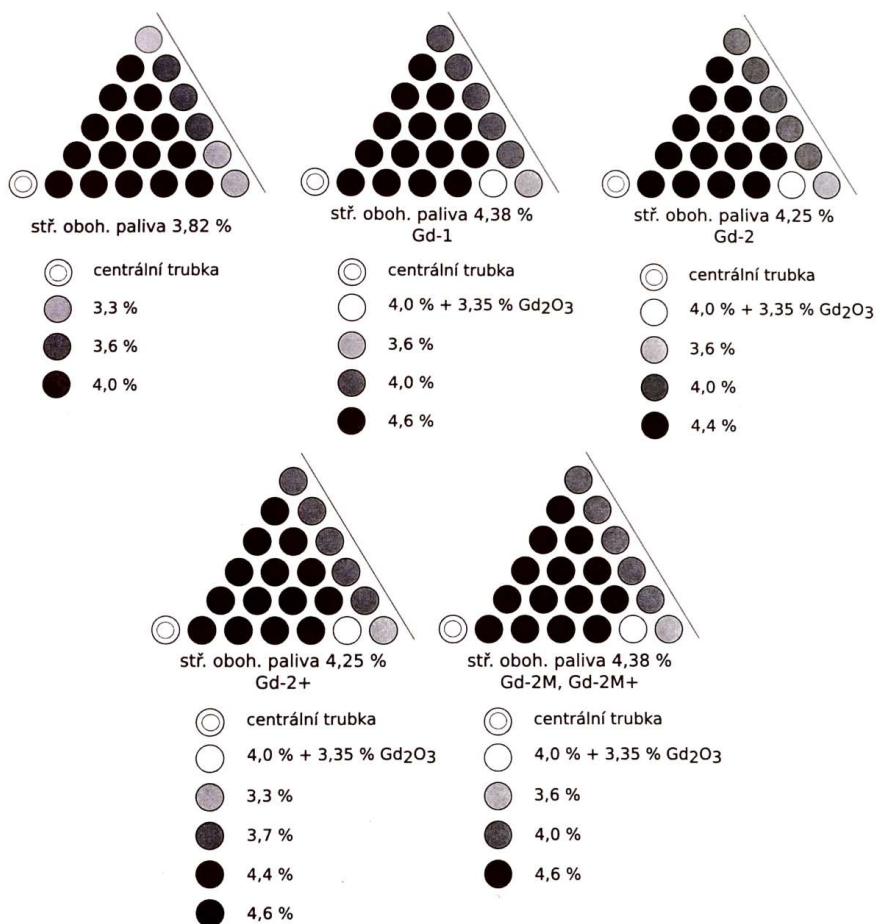
Rokem 2003 bylo zavezeno další inovativní palivo s označením Gd-1 a středním obohacením 4,38 %. Palivo nově využívalo integrální vyhořívající absorbátor  $\text{Gd}_2\text{O}_3$  smíchaný s  $\text{UO}_2$  podílem 3,35 %. Týkalo se to však pouze šesti proutků v rámci celé kazety. Další snížení parazitní absorpce neutronů bylo umožněno použitím zirkonové slitiny na pokrytí proutků s nižším podílem hafnia (z původních 0,05 % na 0,03 %). V tomto roce se také přešlo na 5 letý palivový cyklus používaný dodnes. Počet zavážených kazet se snížil na 72 [2] [20].

V dalších letech byly postupně zaváženy nová paliva s dalšími konstrukčními vylepšeními, zejména šlo o změnu rozměrů a dalšího zvyšování obohacení. Výčet jednotlivých paliv od původní projektové vsázky až po palivo Gd-2M+ licencovaného v roce 2014 je uveden v tabulce 3. Parametry, které jsou uvedeny pro palivo Gd-2M+ v závorce jsou platné pro proutky obsahující  $\text{Gd}_2\text{O}_3$ . Dále na obrázku 4 jsou uvedeny kartogramy těchto paliv za použití vždy jedné symetrické šestiny kazety daného paliva. Je zde tedy vidět přesné umístění jednotlivých proutků s jejich obohacením [2].

Tabulka 3: Paliva použitá v EDU s jejich vybranými parametry [2, s. 140-141]

Parametr	S36	N36	P382	Gd-1
Vnitřní průměr tablety [mm]	1,6	1,6	1,4	1,4
Vnější průměr tablety [mm]	7,53 – 7,60	7,53 – 7,60	7,54 – 7,57	7,57
Hustota tablety [ $\text{g}/\text{cm}^3$ ]	10,4 – 10,7	10,4 – 10,7	10,4 – 10,7	10,4 – 10,7
Vnitřní průměr pokrytí [mm]	7,72	7,72	7,73	7,73
Vnější průměr pokrytí [mm]	9,1	9,1	9,1	9,1
Vnitř. prům. cent. trubky [mm]	8,8	8,8	8,8	8,8
Vněj. prům cent. trubky [mm]	10,3	10,3	10,3	10,3
Aktivní délka proutku [mm]	2420	2420	2420	2420
Tloušťka obálky [mm]	2	1,5	1,5	1,5
Rozteč mříže kazet [mm]	147	147	147	147
Střední obohacení [%]	3,6	3,6	3,82	4,38
Podíl hafnia [%]	0,05	0,05	0,05	0,03
Krok mříže proutků [mm]	12,2	12,2	12,2	12,2
Materiál pokrytí proutků	Zr1%Nb	Zr1%Nb	Zr1%Nb	Zr1%Nb
Materiál obálky kazety	Zr2,5%Nb	Zr2,5%Nb	Zr2,5%Nb	Zr2,5%Nb

Parametr	Gd-2	Gd-2+	Gd-2M	Gd-2M+
Vnitřní průměr tablety [mm]	1,2	1,2	1,2	plná (1,2)
Vnější průměr tablety [mm]	7,60	7,60	7,60	7,80 (7,60)
Hustota tablety [g/cm <sup>3</sup> ]	10,4 – 10,7	10,4 – 10,7	10,4 – 10,7	10,4 – 10,7
Vnitřní průměr pokrytí [mm]	7,73	7,80	7,80	7,93 (7,73)
Vnější průměr pokrytí [mm]	9,07	9,1	9,1	9,1
Vnitř. prům. cent. trubky [mm]	8,8	8,8	8,8	8,8
Vněj. Prům cent. trubky [mm]	10,3	10,3	10,3	10,3
Aktivní délka proutku [mm]	2480	2480	2480	2480
Tloušťka obálky [mm]	1,5	1,5	1,5	1,5
Rozteč mříže kazet [mm]	147	147	147	147
Střední obohacení [%]	4,25	4,38	4,38	4,38
Podíl hafnia [%]	0,01	0,01	0,01	0,01
Krok mříže proutků [mm]	12,3	12,3	12,3	12,3
Materiál pokrytí proutků	Zr1%Nb	Zr1%Nb	Zr1%Nb	Zr1%Nb
Materiál obálky kazety	Zr2,5%Nb	Zr2,5%Nb	Zr2,5%Nb	Zr2,5%Nb



Obrázek 4: Kartogramy jednotlivých paliv použitých v EDU [2, s. 136]

### 3.3 Projekt Dukovany II

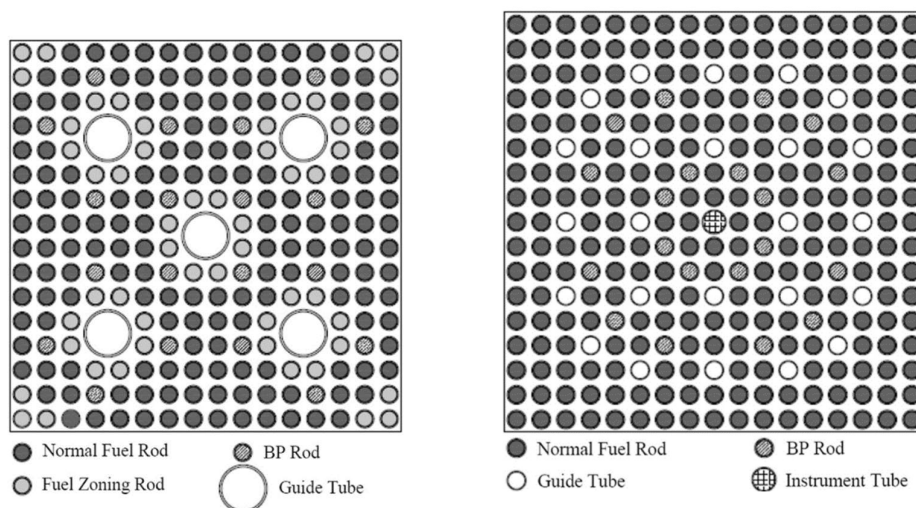
Projekt rozšíření jaderné elektrárny Dukovany, zaměřený na výstavbu nového výrobního bloku, se stal významným veřejným tématem. Dne 8. března 2021 získala společnost Elektrárna Dukovany II (EDUII), která je dceřinou společností skupiny ČEZ založenou v roce 2015, povolení od SÚJB pro umístění nového jaderného zdroje. ČEZ zahájil tendr na výstavbu 17. března 2022, a o tři měsíce později, 21. června 2022, začala EDUII s bezpečnostním posouzením zájemců: francouzské EDF, korejské KHNP a severoamerické Westinghouse. Všechny tři společnosti podaly své finální nabídky na konci října 2023. Nicméně na začátku roku 2024 bylo oznámeno, že nabídka Westinghouse nespĺnila podmínky a společnost tak byla z dalšího výběrového řízení vyřazena. ČEZ nyní analyzuje zbylé nabídky a do června je předá vládě, která rozhodne o vítězi a o celkovém počtu nových bloků, jež by mohly být v rámci ČR postaveny. Termín dokončení prvního nového bloku je podle současných plánů nastaven na rok 2036 [21] [22] [23].

Řešení společnosti KHNP pro Dukovany zahrnuje tlakovodní reaktor generace III+ APR1000 s jmenovitým výkonem 1000 MW<sub>e</sub>. Tento model je odvozen z již prověřené korejské technologie APR1400. Dne 2. března 2023 obdržel APR1000 požadovaný certifikát souladu s evropskými normami od sdružení European Utility Requirements (EUR)<sup>15</sup>, které harmonizuje kritéria pro jaderné reaktory III. generace v Evropě. Aktivní zóna obsahuje 177 palivových souborů uspořádaných do kruhového tvaru. Každý soubor s označením PLUS7 se skládá z 236 palivových proutků ve čtvercové mříži 16x16, přičemž jsou součástí čtyři vodící trubky pro regulaci a centrální trubka sloužící pro měřicí přístroje. Palivo tvoří klasické keramické pelety UO<sub>2</sub> s nízkým obohacením, uzavřené v trubkách ze slitin ZrNb. Absorpční materiály pro regulační tyče zahrnují karbid bóru (B<sub>4</sub>C). APR1000 je navržen pro 18-24 měsíční kampaně s průměrným vyhořením 55 000 MWd/MTU a umožňuje plnění AZ až z 1/3 palivem MOX. Detailnější informace o palivu jsou uvedeny v tabulce 4 [24] [25].

Společnost EDF nabízí PWR reaktor EPR1200 generace III+ se jmenovitým výkonem 1150 MW<sub>e</sub>. Návrh vychází z projektu EPR2 o výkonu 1650 MW<sub>e</sub> a jedná se tak o jeho zmenšenou verzi. EPR2 byl vyvinut na základě zkušeností s reaktory EPR, kde cílem bylo optimalizovat investiční náklady za stálého udržení vysoké úrovně bezpečnosti. Prošel licenčním procesem v mnoha zemích Evropy, včetně Číny i USA. Viceprezident EDF Vakis Ramany řekl: „Konkrétně jsme upravili technologii EPR1200. To znamená, že použijeme stejný projekt, stejný přístup k bezpečnosti a stejné materiály, abychom maximálně replikovali všechny osvědčené prvky.“ Jedná se tak o variantu již zaběhlého projektu výkonově přizpůsobenou specifickým potřebám EDU. Aktivní zóna reaktoru

<sup>15</sup> Sdružení EUR, založené v roce 1991, se zaměřuje na stanovení jednotných standardů pro nové jaderné zdroje. Svou činností vypracovává určitá kritéria ohledně technických a bezpečnostních požadavků, dle kterých následně probíhá hodnocení jednotlivých stavebních projektů [25].

EPR1200 obsahuje 177 palivových souborů typu AFA3GLE ve čtvercové mříži 17x17. Každý soubor má 265 palivových proutků a 24 vodicích trubek, přičemž pokrytí je vyrobeno ze slitin Zr a peleta z klasického  $UO_2$ . Absorpční materiály pro regulační tyče zahrnují rovněž  $B_4C$  a integrálním VA je  $Gd_2O_3$ . Projekt EPR1200 využívá nejmodernější technologie s cílem snížit dobu výstavby i celkové náklady. Výchozí design EPR2 je zjednodušený pro usnadnění sériové výroby a dle [26]: „*Prefabrikace mnoha komponent umožňuje rychlou instalaci na místě, což je v podstatě výhoda malých modulárních reaktorů aplikovaná na velký blok.*“ EPR1200 je navržen pro 12 až 24 měsíční provozní kampaně s průměrným vyhořením 55 000 až 65 000 MWd/MTU a jako u APR1000 nabízí možnost plnění AZ až z 1/3 MOX palivem. Jednotlivá schémata palivových souborů obou typů nabízených řešení jsou uvedena na obrázku 5 [24] [26] [27].



Obrázek 5: Schémata palivových souborů, vlevo PLUS7 a vpravo ACE7 (KHNP) [38]

Na obrázku 5 jsou uvedeny typy palivových souborů včetně pozic proutků s VA, což je důležité pro pozdější výpočty. Jelikož takovéto schéma včetně rozmístění VA nebylo nalezeno pro palivo EPR, bylo namísto toho použito schéma taktéž korejského souboru ACE7, které používá rovněž 17x17 mříž se stejnými pozicemi vodicích trubek.

Tabulka 4: Parametry jednotlivých typů paliv v rámci projektu Dukovany II [28] [29]

Parametr	APR1000 (PLUS7)	EPR1200 (AFA3GLE)
Počet souborů (proutků)	177 (236)	177 (265)
Počet vodicích trubek	5	24
Průměr pelety [mm]	8,192	8,192
Vnitřní/vnější průměr pokrytí [mm]	8,357/9,5	8,36/9,5
Krok mříže proutků [mm]	12,852	12,6
Vzdálenost mezi krajními proutky [mm]	202,29	-
Vnitřní/vnější poloměr vodicí trubky [mm]	11,430/12,445	-
Aktivní délka proutku [mm]	3810	4200

## 4. TERMOMECHANIKA JADERNÝCH PALIV

Znalost teplotního rozložení v rámci daného palivového proutku je klíčová pro jakékoliv další výpočty a simulace kritičnosti. V této práci jsou palivové proutky modelovány pomocí specializovaných výpočetních programů viz příští kapitola 5. Termomechanika jaderných paliv je obecně velmi obsáhlé téma, a proto je mu věnována samostatná kapitola jejíž cílem je poskytnout zásadní teoretický vhled do dané problematiky.

### 4.1 Vývin tepla v palivovém elementu

Jak už bylo poznamenáno v kapitole 1.2, štěpením jader těžkých prvků vznikají fragmenty neboli odštěpky, které formou kinetické energie odnášejí až 82 % celkové uvolněné energie. Jedná se o přibližně 167 MeV (~28 pJ) na jedno štěpení. Dalších asi 37 MeV je uvolněno buď okamžitě zářením  $\gamma$  a kinetickou energií neutronů nebo se zpožděním, a to  $\beta$  a  $\gamma$  zářením rozpadajících se fragmentů. Energií odnášenou neutrinem využít nelze, proto celková využitelná energie je v závislosti na štěpeném izotopu<sup>16</sup> přibližně 192 MeV (~31 pJ) pro případ <sup>235</sup>U. Urychlené fragmenty jsou zpomaleny na dráze řádově asi  $10^{-3}$  cm, lze tedy předpokládat vývin tepla právě v místě štěpení [6]. Minoritní vývin tepla v pokrytí palivového proutku vlivem absorpcí záření nebo zpomalování neutronů tímto materiálem lze pro účely výpočtů zanedbat [30].

Z uvedených důvodů je vývin tepla úzce spjat s neutronovým rozložením, resp. hustotou toku neutronů, které způsobují štěpení. To znamená, že prostorové rozložení vývinu tepla je úměrné prostorovému rozložení hustoty toku neutronů  $\phi$  [ $\text{m}^{-2}\text{s}^{-1}$ ], což je veličina představující počet neutronů procházejících kolmo jednotkovou plochou za jednotku času [30] [18]. Pro potřeby této práce je však na úrovni palivového elementu zanedbán vliv radiální závislosti objemového vývinu tepla a po celou dobu je po poloměru proutku považován za konstantní.

Předpokládáme tedy, že veškeré teplo je generováno v rámci palivové pelety a skrze řadu tepelných odporů vedeno do chladiva. Fyzikální vlastnosti  $\text{UO}_2$  však závisí na mnoha parametrech, jako je hustota pelety, způsob její výroby, dále teplota a stav pelety z hlediska geometrických změn o kterých je pojednáno níže. Zásadní roli hraje také stupeň vyhoření z hlediska obsahu štěpných produktů, které se zde hromadí a snižují její tepelnou vodivost [30].

---

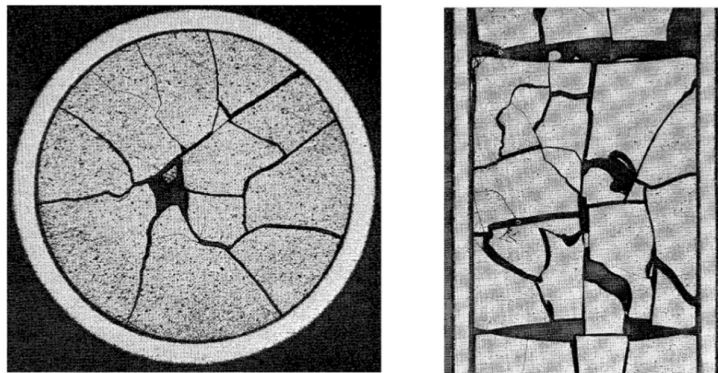
<sup>16</sup> Štěpením izotopů s vyšším nukleonovým číslem, např. <sup>239</sup>Pu nebo <sup>241</sup>Pu je tato využitelná energie na jedno štěpení o 4 až 7 MeV vyšší [30].

## 4.2 Změna geometrických rozměrů paliva

Současná paliva využívající  $\text{UO}_2$  mají v části mezi peletou a zirkonovým pokrytím ponechanou úzkou mezeru v řádu desetin milimetru, jejíž šíře se v průběhu vyhořívání mění a tím i schopnost odvodu tepla. V čerstvém a neozářeném palivu je velikost této mezery dána konstrukcí a v průběhu kampaně má tendenci se zmenšovat v důsledku narůstání objemu pelety. Přestože je tento volný prostor plněn héliem s určitým přetlakem pro zlepšení odvodu tepla, stále platí, že obecně tepelná vodivost tuhých látek je podstatně větší než plynu. Lepších poměrů je tak dosaženo na konci kampaně, kdy tlak v tomto prostoru dosahuje hodnot v řádu několika MPa a mezera je podstatně zúžena [30]. Zmíněný nárůst objemu pelety je přisuzován zejména těmto jevům:

- Teplotní dilatace (působí na všechny konstrukční části),
- Denzifikace (zvyšování hustoty paliva),
- Napuchání palivových pelet,
- Praskání palivových pelet.

Teplotní dilatace závisí na okamžité teplotě pelety a tím mimo jiné souvisí s okamžitým výkonem reaktoru a nemá tak časově stálý charakter. Opačně působí denzifikace (dopékání), která se projevuje zhušťováním pelety, a tedy zmenšováním jejího objemu na samém počátku kampaně. Po asi šedesáti dnech provozu (VVER) se proces ustálí a dále se rozměr tímto způsobem nemění. Napuchání palivových pelet souvisí s hromaděním produktů štěpení uvnitř štěpného materiálu, což je konstrukčně řešeno právě zavedením zmiňované mezery. Plynné štěpné produkty se ale hromadí i v této mezeře, tím dochází ke změně izotopického složení plnicího plynu a zpravidla dalšího zhoršení tepelné vodivosti. Největší vliv má na tento jev Xe s tepelnou vodivostí až o řád menší než He [30]. Poslední ze zmíněných jevů, praskání pelet, je způsoben již v rané fázi palivového cyklu díky značnému teplotnímu namáhání, což je vidět na obrázku 6. V levé části obrázku je shora vidět popraskaná peleta a v pravé části je vidět pohledem z boku.



Obrázek 6: Popraskání pelet  $\text{UO}_2$  s vyhořením  $2,5 \text{ MWd/kg}_U$  a lineárním výkonem palivové tyče  $40\text{--}45 \text{ kW/m}$ , dosaženo ve výzkumném reaktoru [31]

### 4.3 Vedení tepla v palivových elementech

Produkováno teplo je vedeno ve směru teplotního spádu skrze materiál pelety, palivovou mezeru, pokrytím a dále je předáváno teplosměnnou plochou do proudícího chladiva. Tepelný tok přitom musí překonávat sérii tepelných odporů, které závisí na daném prostředí, resp. na součiniteli tepelné vodivosti. Matematickým popisem vedení tepla je Fourierův zákon, přičemž se dá najít jistá souvislost s elektrickými obvody. Celkový elektrický proud protékající obvodem skrze elektrické odpory analogicky odpovídá tepelnému toku tekoucí skrze tepelné odpory. Úbytky napětí na el. odporech pak odpovídají teplotním spádům na tep. odporech, které zde budou později řešeny. Při přestupu tepla z pelety do chladiva se uplatňují všechny způsoby sdílení tepla, kondukce, konvekce i radiace [6] [30].

Zásadní veličinou pro výpočty vedení tepla v palivových elementech je lineární výkon palivové tyče  $\overline{q_H}$  [W·m<sup>-1</sup>]. Produkováno tepelný výkon je vztažen na jednotku aktivní délky, přičemž dvěma pruhy je naznačeno, že se jedná o středování po její délce i šířce. Z hlediska jaderné energetiky se jedná o důležitou veličinu, která jednotlivé reaktory charakterizuje z hlediska produkovaného výkonu. Jak už bylo řečeno, v reálných podmínkách však vývin tepla není rozložen rovnoměrně a závisí na prostorové souřadnici [30]. Pro výpočet lineárního výkonu bude využívána rovnice 1:

$$\overline{q_H} = \frac{P_t}{n_K \cdot n_T \cdot H} \text{ [W} \cdot \text{m}^{-1}\text{]}, \quad (1)$$

kde  $P_t$  [W] je tepelný výkon reaktoru,  $n_K$  počet palivových kazet,  $n_T$  počet palivových proutků a  $H$  [m] je aktivní délka proutku [30].

Vedením tepla přes peletu, palivovou mezeru a pokrytí vznikají teplotní úbytky (spády), které lze za přijetí několika zjednodušení viz dále vyjádřit ve formě rovnic 2-6. Tato sada rovnic popisuje pro dané oblasti vymezené jejich poloměrem funkční závislost teploty  $T$  na poloměru  $r$  a lze pak pomocí vhodného softwaru graficky zobrazit vypočtené teplotní průběhy [30].

$$T(r) - T_P = \frac{\overline{q_H}}{4\pi\lambda_U} \cdot \left(1 - \frac{r^2}{r_U^2}\right), \quad r \in \langle r_0, r_U \rangle, \quad (2)$$

$$T(r) - T_P = \frac{\overline{q_H}}{4\pi\lambda_U} \cdot \left(\frac{r_U^2 - r^2}{r_U^2 - r_0^2} - \frac{2r_0^2}{r_U^2 - r_0^2} \cdot \ln \frac{r_U}{r}\right), \quad r \in \langle r_0, r_U \rangle, \quad (3)$$

$$T(r) - T_{Z1} = \frac{\overline{q_H}}{2\pi \cdot r \cdot \alpha_U}, \quad r \in (r_U, r_{Z1}), \quad (4)$$

$$T(r) - T_{Z2} = \frac{\overline{q_H}}{2\pi \cdot \lambda_Z} \cdot \ln \frac{r_{Z2}}{r}, \quad r \in (r_{Z1}, r_{Z2}), \quad (5)$$

$$T_{Z2} - T_b = \frac{\overline{q_H}}{2\pi \cdot r_{Z2} \cdot \alpha_Z}, \quad (6)$$

kde je

$T$	teplota [K],
$T_P$	teplota vnějšího povrchu palivové pelety [K],
$T_{Z1}$	teplota vnitřního povrchu pokrytí [K],
$T_{Z2}$	teplota vnějšího povrchu pokrytí [K],
$T_b$	střední teplota vody v aktivní zóně [K],
$r$	poloměr [m],
$r_0$	poloměr centrálního otvoru palivové pelety [m],
$r_U$	poloměr palivové pelety [m],
$r_{Z1}$	vnitřní poloměr pokrytí [m],
$r_{Z2}$	vnější poloměr pokrytí [m],
$\overline{q_H}$	lineární výkon palivového proutku [ $\text{W m}^{-1}$ ],
$\lambda_U$	součinitel tepelné vodivosti pelety [ $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$ ],
$\lambda_Z$	součinitel tepelné vodivosti pokrytí [ $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$ ],
$\alpha_U$	celkový součinitel sdílení tepla v palivové mezeře [ $\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$ ],
$\alpha_Z$	součinitel sdílení tepla do chladiva [ $\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$ ].

Uvedené vztahy jsou odvozeny v literatuře [30] za předpokladu nezávislosti úlohy na čase, šíření tepla pouze v jednom směru kolmém na osu palivové tyče, nezávislosti součinitele vedení tepla na teplotě, nezávislosti vývinu tepla na prostorové souřadnici a konstantní hustotě prostředí. Jelikož však v rámci pelety z  $\text{UO}_2$  vykazuje měrná tepelná vodivost nezanedbatelnou závislost na teplotě, je vhodné zavést do výpočtu integrální tepelnou vodivost  $\vartheta$  [ $\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$ ] definovanou jako:

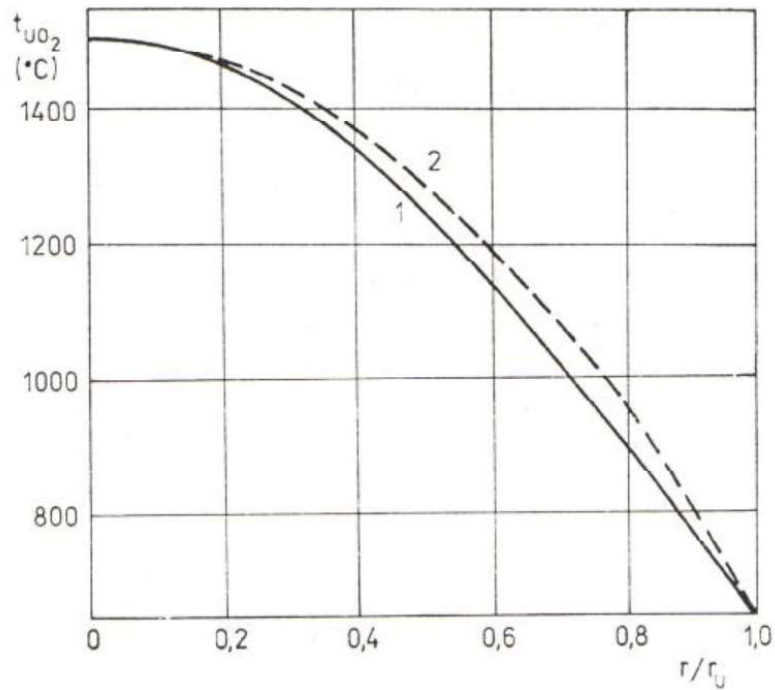
$$\vartheta(T) = \int_{T_P}^T \lambda(T) dT \quad [\text{W} \cdot \text{m}^{-1}]. \quad (7)$$

Původní rovnice 2 jakožto závislost teploty na radiální souřadnici  $r$  [m] v peletě bez centrálního otvoru a rovnice 3 v případě přítomnosti cent. otvoru přejde do tvaru rovnic 8 a 9 v závislosti na teplotě [30]:

$$\vartheta(T) - \vartheta_P = \frac{\overline{q_H}}{4\pi} \cdot \left(1 - \frac{r^2}{r_U^2}\right) [\text{W} \cdot \text{m}^{-1}] \quad (8)$$

$$\vartheta(T) - \vartheta_P = \frac{\overline{q_H}}{4\pi} \cdot \left(\frac{r_U^2 - r^2}{r_U^2 - r_0^2} - \frac{2r_0^2}{r_U^2 - r_0^2} \cdot \ln \frac{r_U}{r}\right) [\text{W} \cdot \text{m}^{-1}] \quad (9)$$

Ve všech případech je odvod tepla z pelety uskutečněn pouze z vnějšího povrchu pelety, nikoliv z vnitřního. Rozdíl výpočtu, kde  $\lambda$  je závislá na teplotě oproti situaci, ve které ji považujeme za konstantní je graficky znázorněn na obrázku 7. Křivka číslo 1 značí parabolický průběh podle rovnice 2 a křivka 2 průběh podle rovnice 8. Je vidět, že zanedbání závislosti na teplotě vede v tomto příkladě k výsledným nižším teplotám v řádu několika desítek stupňů celsia. Oba průběhy byly vypočteny pro  $q_H = 30 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-1}$ ;  $T_P = 923,15 \text{ K}$  a  $\vartheta_P(T_P) = 3685 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1}$ .



Obrázek 7: Radiální průběh teploty v peletě [30]

V případě uvažování stejných parametrů, bude mít přidání centrální otvor o poloměru  $r_0 = 0,75$  mm podstatný vliv na snížení maximální dosažené teploty o cca  $130$  °C [30].

Jak už bylo řečeno, mezi povrchem pelety a pokrytím je mezera plněná héliem. Nejjednodušší případ řešení vedení tepla v této části je pro čerstvě zavezené palivo, kdy šířka mezery  $\delta$  [mm] odpovídá původní konstrukční šířce. Dále plyn, kterým se vedení uskutečňuje je čisté hélium a jelikož není dosaženo fyzického kontaktu pelety s pokrytím, lze příspěvek vedení tepla styčnými plochami zanedbat. Za takových předpokladů lze určit teplotní úbytek v mezeře podle rovnice 3. Celkový součinitel sdílení tepla  $\alpha_U$  lze obecně určit jako součet tří dílčích součinitelů vyjadřujících příspěvky sdílení tepla skrze plynovou náplň, styčné plochy a sdílení tepla zářením. Alternativně lze určit  $\alpha_U$  skrze doporučené hodnoty v závislosti na uvažovaném lineárním výkonu  $q_H$ , uvedené v literatuře [30]. Následuje vedení tepla v pokrytí, které je v případě reaktorů VVER vyrobeno ze slitin zirkonia (ZrNb). Teplotní úbytek v zirkoniovém pokrytí lze určit podle rovnice 4 [30].

Teplu je dále odváděno skrze plochu pokrytí palivového proutku do chladiva. Jelikož voda protéká skrze relativně úzké kanály<sup>17</sup>, je možné zavést několik zjednodušujících předpokladů. Rychlost protékající vody a její teplota bude konstantní, rovna střední hodnotě, a to po celé výšce palivového proutku i šířce kanálu. Dále bude zanedbán přenos tepla mezi sousedními palivovými proutky. Zpravidla je známá teplota chladící vody vstupující a vystupující z reaktoru. Na základě její střední hodnoty, která je pro reaktor VVER-440 rovna přibližně  $282$  °C, je možné určit zpětně teplotu vnějšího povrchu pokrytí  $T_{Z2}$  podle rovnice 6 [30].

Vzhledem k přijatým zjednodušením je nutné výsledky teplot, které jsou předloženy v kapitolách 5 a 6, brát s jistou rezervou. Tyto výsledky by měly být považovány spíše za podložený odhad. Je důležité si uvědomit, že reálná situace v jaderném reaktoru je značně složitější a dynamické interakce mezi komponentami mohou vést k odlišnostem od teoretických predikcí.

---

<sup>17</sup> Rozteč mezi palivovými proutky jakožto vzdálenost mezi dvěma jejíma středy je pro paliva v rámci EDU typicky  $12,2 - 12,3$  mm v závislosti na daném typu paliva [2].

## 5. MODELOVÁNÍ JADERNÝCH PALIV

Při návrhu, optimalizaci a posuzování palivových vsázek z různých hledisek, stejně jako při provádění bezpečnostních analýz, je nezbytné adekvátně simulovat fyzikální prostředí aktivní zóny s využitím různorodých výpočetních metod. V současné době je používána celá řada výpočetních kódů s širokým spektrem aplikací. Například kódy určené pro provozní výpočty na českých jaderných elektrárnách musí projít verifikací Státním úřadem pro jadernou bezpečnost (SÚJB) předtím, než budou použity. Výsledkem této kontroly je potvrzení, zda daný kód může být použitý pro výpočetní analýzy v jaderné energetice, a tedy splňuje předem stanovená kritéria [2].

Nezbytnou součástí všech takových výpočtů jsou jaderná data, která mimo jiné nesou informace o účinných průřezích pro různé jaderné reakce a jsou aktualizována a udržována mezinárodní skupinou laboratoří a univerzit v USA a Kanadě známou jako CSEWG (Cross Section Evaluation Working Group). Tyto data jsou uložena v dohodnutém textovém formátu ENDF-6 (Evaluated Nuclear Data File). Poslední verze amerických datových knihoven z roku 2018 je ENDF/B-VIII. Další používané datové knihovny jsou například JENDL, BROND nebo CENDL [2].

### 5.1 Standardní výpočetní programy

Obecně se lze setkat se dvěma odlišnými přístupy výpočtu, a to buď deterministický nebo stochastický. Deterministické kódy přistupují k problému definovaného na základně exaktních rovnic a počátečních podmínek. Z toho vyplývá, že při stejných vstupních parametrech bude algoritmus vždy podávat stejný výsledek. Jelikož je daná problematika a s ní spojený fyzikální popis často velmi náročný, jsou většinou přijaty různé zjednodušující předpoklady, například homogenita prostředí nebo výpočty omezené na 2D geometrii [2].

Na druhé straně je hojně využíván stochastický přístup, který umožňuje počítat s vysokou přesností i pro náročnou 3D geometrii, ovšem nevýhodou bývá relativně vysoký čas výpočtu oproti deterministickému přístupu. U těchto metod je často využívána tzv. Monte Carlo simulace, která v přesně definovaném prostředí simuluje chování generovaných neutronů. Toto chování neutronů, které simulujeme, se řídí fyzikálními zákonitostmi a pravděpodobnostmi, jež jsou popsány právě v jaderných datech. V rámci metody Monte Carlo obvykle opakovaně provádíme tyto výpočty pro konečný počet tzv. neutronových generací, přičemž konečný výsledek je určen statistickým vyhodnocením jednotlivých simulací [2].

Porovnáme-li obě metody, deterministický přístup nabízí přesné řešení pro zjednodušené geometrie, zatímco stochastický přístup poskytuje méně přesné řešení pro přesně modelované geometrie. Ve stochastických metodách musíme najít kompromis mezi přesností výsledku a časem výpočtu, jelikož se navzájem ovlivňují [2].

### 5.1.1 MCNP

Program má za sebou dlouhou historii, jelikož vývoj začal již v 60. letech 20. století v USA (Los Alamos National Laboratory). Tento stochastický kód pracuje na základě metody transportu částic Monte Carlo. Kód byl v průběhu let mnohokrát upravován a rozšiřován v dalších jeho vývojových verzích ve kterých lze nasimulovat transport částic (především neutrony nebo fotony) v libovolné 3D geometrii, a to i takové, které z důvodu značné složitosti nelze řešit deterministickým přístupem v jiných programech. Dále je možné na základě interakcí materiálu s neutrony sledovat jeho izotopické změny, počítat hustotu toku neutronů, koeficient násobení viz kapitola 6 nebo postupné vyhořívání. Standardně jsou v simulaci sledovány definované částice, tj. nejčastěji neutrony a jejich chování od vzniku až po jejich zánik vlivem absorpce nebo úniku ze sledovaného prostoru. Jinými slovy je proces popsán následovně:

*„Při simulaci každé její interakce se pomocí sekvencí pseudonáhodných čísel a pravděpodobnostního rozdělení stanoví typ interakce, případně energie po interakci, její nový směr a dráha, kterou má částice urazit k další interakci. Data určující pravděpodobnostní rozdělení odpovídají mikroskopickým účinným průřezům a načítají se z knihoven jaderných dat.“ [2, s. 112]*

Všechna potřebná vstupní data, která jsou potřeba před výpočtem definovat včetně přesného popisu geometrie jsou potřeba uvést uživatelem ve vstupním souboru [2].

### 5.1.2 SERPENT

Jedná se o další stochastický výpočetní kód pro simulaci transportu neutronů metodou Monte Carlo, který je vyvíjen ve Finsku od roku 2004. Opět zde lze využít libovolnou 3D nebo 2D geometrii a předdefinované struktury (palivové proutky, kulové palivové částice...). Nejčastěji se kód využívá pro výpočet kritičnosti (koeficient násobení) v trojúhelníkových nebo čtvercových mřížích, dá se použít i pro výpočet vyhořívání. Výhodou je vysoká rychlost výpočtů oproti MCNP [2].

### 5.1.3 SCALE

Program SCALE, vyvíjený v americkém Oak Ridge National Laboratory, představuje rozsáhlý soubor jednotlivých modulů zaměřených na výpočty v oblasti reaktorové fyziky. Jedním z těch klíčových je 3D Monte Carlo modul KENO, speciálně navržený pro výpočet kritičnosti daného systému. Tento modul je součástí sekvencí Criticality Safety Analysis Sequences (CSAS), které v nejnovější verzi balíku SCALE 6.3.1 zahrnují

variantu CSAS6 pro modul KENO-VI. CSAS je komplexní sekvence, která zahrnuje KENO, ale také další moduly, aby zjednodušila a automatizovala celý proces bezpečnostních analýz. CSAS tedy funguje jako koordinátor, který organizuje a řídí použití různých výpočetních modulů v rámci SCALE podle požadavků uživatele. Pro potřeby 2D výpočtů kritičnosti na úrovni palivových souborů je k dispozici deterministický modul NEWT a pro potřeby analýz vyhořívání, tedy izotopických změn během provozu paliva v reaktoru je dostupný známý modul ORIGEN-S [2] [32].

#### 5.1.4 MOBY-DICK

Výpočetní program MOBY-DICK byl vyvinut v sedmdesátých letech tentokrát českou společností ŠKODA JS a.s. zaměřující se na jaderný průmysl, jejíž 100% vlastníkem se od roku 2022 stala skupina ČEZ. Kód je určen pro výpočet trojúhelníkových mříží pro 2D i 3D geometrie a dodnes slouží pro potřeby provozních výpočtů aktivní zóny v Elektrárně Dukovany. Součástí tohoto kódu je také blok určený k podobným teplotním výpočtům např. ke stanovení oteplení palivových souborů atd [2].

## 5.2 Kód $U_{wB_1}$

Kód  $U_{wB_1}$  byl vyvinut Ing. Martinem Loveckým, Ph.D. s cílem dosáhnouti krátké doby výpočtu oproti standardním kódům. Tuto vlastnost využil zejména v oblasti jeho výzkumu vyhořívajících absorbátorů. Jedná se opět o stochastický kód v jazyce Fortran 90 pracující na základě metody Monte Carlo. Transport neutronů je řešen v jednoduché 2D geometrii jednoho palivového proutku. Uživatel má možnost popisu geometrie pomocí libovolného počtu koncentrických válců, které jednoznačně definuje jejich poloměry. Součástí programu je 33 knihoven s jadernými daty pro 423 nuklidů obsahující zejména účinné průřezy, charakteristiky nuklidů a popis jejich radioaktivních přeměn, které byly vytvořeny na základě dat z knihovny ENDF/B-VII.1. z roku 2011 [18].

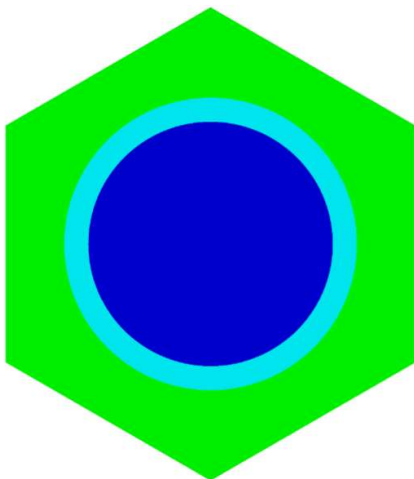
V rámci své disertační práce provedl Lovecký srovnání tohoto kódu s jinými standardními kódy např. MCNP 6.1, KENO v rámci balíku SCALE nebo SERPENT 1.1.19, které jsou taktéž založeny na metodě Monte Carlo. Jako referenční byl vybrán kód SERPENT z důvodu přesnosti výsledků a krátké doby výpočtu. Výsledkem tohoto srovnání bylo, že při různých výpočetních úlohách kód  $U_{wB_1}$  zanáší sice do výsledků relativně větší chybu<sup>18</sup>, ale je o 1 až 2 řády rychlejší než standardní kódy [18].

Vstupní data jsou zadávána do textového vstupního souboru, kde je uživatel nucen dodržet jeho předdefinovanou strukturu. Vstupní soubor je rozdělen do tří základních bloků, kde první blok slouží zejména pro popis geometrie úlohy. Použití sady koncen-

---

<sup>18</sup> Testovací výpočty vyhořívání byly prováděny pro paliva CANDU, VVER a SFR (rychlý, sodíkem chlazený reaktor). Střední hodnota rozdílu koeficientu násobení mezi standardními kódy byla okolo 0,003 a pro  $U_{wB_1}$  byla dvojnásobná vůči ostatním a trojnásobná vůči referenčnímu kódu SERPENT.

trických válců v hexagonální nebo čtvercové mříži do jisté míry omezuje možnosti, které je program schopen řešit. Příklad geometrie modelu paliva (palivového proutku), tak jak jej řeší  $U_wB_1$  je uvedena na obrázku 8. Pro každý z koncentrických válců, tzv. regionů o poloměru  $r$  [cm], musí být uživatelem definován materiál a jeho odpovídající střední hodnota teploty v kelvinech [18].



Obrázek 8: Příklad možné geometrie výpočetního modelu paliva [18, s. 67]

Do vstupního souboru viz níže uživatel zadá uvažovaný počet regionů (parametr  $n\_cregion$ ), jejich poloměry v centimetrech (parametr  $rcregion$ ). V rámci jednoho palivového souboru pro reaktor VVER-440 je uloženo 126 palivových proutků s typickou roztečí 12,3 mm, tj. vzdáleností mezi osovými středy těchto proutků. Do vstupního souboru je pak zadávána polovina rozteče (parametr  $hpitch$ ), jako poloměr kružnice vepsané k uvažované mříži. Soubor těchto tří parametrů definuje geometrii celé úlohy. Výška řešeného palivového elementu není zohledněna, jelikož je umožněn výpočet pouze ve 2D [18].

Ve druhém bloku jsou zadávány parametry, popisující proces vyhořívání paliva a definování teplot pro jednotlivé regiony [K] (parametr  $maxwell\_kelvin$ ). Z hlediska vyhořívání je zadáván výkon paliva [MW/MTU] (megawatt na tunu uranu) jako parametr ( $depl\_power$ ), dále doba ozařování paliva ve dnech (parametr  $depl\_time$ ). Oba tyto parametry jsou zadávány pro každý krok intervalu vyhořívání, kde celkový počet těchto kroků je zohledněn parametrem  $idepl$ . V rámci výpočtu vyhořívání je navíc nutné stanovit pro jaké regiony má být provedeno vyhořívání, resp. pro jaké regiony je povolena změna izotopického složení paliva (parametr  $depl\_type$ ). Je možné provádět vyhořívání podle výkonu ( $depl\_type=1$ ) určený pro regiony obsahující štěpný materiál, dále podle hustoty toku neutronů ( $depl\_type=2$ ) pro regiony bez štěpného materiálu, nebo je možné pro

vybrané regiony vyhořívání zakázat (depl\_type=0). Jestliže nemá být proveden výpočet vyhořívání, může uživatel nastavit počet intervalů vyhořívání nulový [18].

V posledním bloku je zadáváno materiálové složení paliva pro jednotlivé regiony. Pro každý region je nutné zadat jadernou hustotu nuklidu [at/bcm] a na stejném řádku tzv. ZAI<sup>19</sup>D identifikační číslo nuklidu a pozici tohoto nuklidu v knihovnách programu [18].

```
uwbl criticality test
4          prl_threads - number of threads
10000     npg - number of neutrons per generation
5         nsng - number of skipped neutron generations
105      tnnng - total number of neutron generations
2         n_ccregion - number of concentric cylinder regions
0.38 0.455 r_ccregion - concentric cylinder region radii
0.6375    hpitch - half pitch
2         lat - lattice type (1=square, 2=hexagonal)
0         idepl - number of depletion intervals
          depl_power - irradiation power
          depl_time - irradiation days
1 0 0     depl_type(0=no depletion, 1=power depletion, 2=flux depletion)
1 2 2     reg_libtype - regions transport/burnup libraries position
900.0 625.0 578.0 maxwell_kelvin - regions maxwell temperatures
"/mnt/c/Users/hreba/Temp/UWB/uwbllibs/" folder with uwbl libraries
4         number of nuclides in region 1 (fuel)
12        number of nuclides in region 2 (clad)
4         number of nuclides in region 3 (mod)
  15   86   80160   4.60685E-02 nuclear densities in region 1
  16   87   80170   1.75478E-05
 362  3514  922350   1.16848E-03
 365  3518  922380   2.19207E-02
 117  1039  400900   2.19170E-02 nuclear densities in region 2
 118  1041  400910   4.77956E-03
 119  1042  400920   7.30565E-03
 121  1044  400940   7.40363E-03
 123  1046  400960   1.19276E-03
 124  1081  410930   4.22623E-04
 304  2594  721740   1.05594E-08
 305  2596  721760   3.47139E-07
 306  2597  721770   1.22753E-06
 307  2600  721780   1.80037E-06
 308  2603  721790   8.98867E-07
 309  2606  721800   2.31514E-06
  1    1    10010   5.01551E-02 nuclear densities in region 3
 10   41    50100   4.98826E-06
 11   42    50110   2.00784E-05
 15   86    80160   2.50775E-02
eof
```

Obrázek 9: Příklad vstupního souboru UWB<sub>1</sub> [18]

<sup>19</sup> ZAI<sup>D</sup> číslo charakterizující daný nuklid vychází ze značení chemických prvků: (Z = protonové číslo, A = nukleové číslo). Výpočet tohoto čísla se provádí podle: ZAI<sup>D</sup> = 10000 · Z + 10 · A + m), kde m značí metastabilní stav např. pro <sup>242m</sup><sub>95</sub>Am je ZAI<sup>D</sup>: 952421 [18].

Výsledky výpočtu jsou zapisovány do výstupního souboru, opět v textovém formátu. Koeficient násobení je vypsan pro každou simulovanou neutronovou generaci včetně směrodatné odchylky a střední jeho hodnoty. V rámci bloku vyhořívání je pro každý časový interval a každý geometrický region vypsan list přítomných nuklidů, resp. jejich identifikační ZAID číslo a příslušná jaderná hustota [at/bcm]. Poslední část výstupního souboru uvádí pro každý časový interval vyhořívání odpovídající stupeň vyhoření v jednotkách [MWd/MTU] (megawattden na metrickou tunu uranu) a též odpovídající hodnotu koeficientu násobení [18].

### 5.3 Výpočet parametrů pro vstupní soubor

Dále bude v rámci této bakalářské práce věnována pozornost pouze programům U<sub>w</sub>B<sub>1</sub> a SCALE 6.3.1. Před vytvořením vstupních souborů pro jednotlivé úlohy je nezbytné specifikovat všechny potřebné parametry, které již byly nastíněny výše. V případě U<sub>w</sub>B<sub>1</sub> se jedná zejména o jaderné hustoty [at/bcm] uvažovaných materiálů a střední hodnoty teplot [K] pro jednotlivé regiony. V případě SCALE je dopředu potřeba určit pouze tyto teploty, jinými slovy teplotní profil řešených paliv [18].

#### 5.3.1 Určení jaderných hustot

Při výpočtu budeme vycházet přímo ze vztahů viz manuál U<sub>w</sub>B<sub>1</sub> [33], jehož autorem je sám Lovecký. Jadernou hustotu pro *i*-tý izotop daného materiálu složeného z *j* izotopů a celkové hustotě  $\rho$  [g·cm<sup>-3</sup>] vypočteme jako:

$$N_i = A_{f,i} \cdot \frac{\rho \cdot N_A}{\sum_j A_{f,j} \cdot A_{w,j}} \text{ [at} \cdot \text{b}^{-1} \cdot \text{cm]}, \quad (10)$$

kde  $N_A = 0,602214199$  je Avogadrova konstanta v jednotkách [at·mol<sup>-1</sup>·cm<sup>2</sup>·b<sup>-1</sup>],  $A_{f,i}$  a  $A_{f,j}$  [-] jsou atomové zlomky *i*-tého a *j*-tého izotopu, které jsou zde definovány jako počet atomů daného nuklidu ku celkovému počtu atomů směsi. Veličina  $A_{w,j}$  [g·mol<sup>-1</sup>] je relativní atomová hmotnost *j*-tého izotopu.

Celková hustota daného materiálu je většinou známá a výjimku tvoří v tomto případě pouze peleta s příměsí vyhořívajícího absorbátoru a heliem plněné mezery v rámci palivového proutku. Vybereme-li si pro demonstraci metodiky dukovanské palivo Gd-1 viz tabulka 3 a obrázek 4, konkrétně jeden palivový prutek s příměsí Gd<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, můžeme určit hustotu pelety  $\rho$  dle vztahu, podle [34]:

$$\rho = \rho_u - \frac{\rho_u}{\rho_t} \cdot 0,04 \cdot W \text{ [g} \cdot \text{cm}^{-3}\text{]}, \quad (11)$$

kde  $\rho_u$  [ $\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$ ] je standardní hustota pelety z  $\text{UO}_2$ ,  $\rho_t$  [ $\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$ ] je teoretická hustota  $\text{UO}_2$ , tedy maximální možná hustota pro 100% čistý materiál, bez pórů a defektů rovna  $10,96 \text{ g}\cdot\text{cm}^{-3}$  a  $W$  [%] je hmotnostní podíl oxidu gadolinia. Jestliže dosadíme z tabulky 3 za  $\rho_u$  střední hodnotu  $10,55 \text{ g}\cdot\text{cm}^{-3}$  a  $W = 3,35$  %, pak výsledná hustota pelety je přibližně  $10,42 \text{ g}\cdot\text{cm}^{-3}$ , což je pokles o 1,23 % vlivem přítomnosti  $\text{Gd}_2\text{O}_3$ .

Dále je potřeba určit hustotu helia při známém tlaku a teplotě, kdy vycházíme z tabulek dle [35], přičemž teplota helia je určena dle postupu viz kapitola 5.3.2. Pro stanovení výsledné hustoty využíváme metody dvojité lineární regrese, při které prokládáme data v tabulce vhodnou lineární funkcí, abychom našli odpovídající hledané body. Hodnoty hustot pro ostatní materiály jsou již známy z tabulky 3.

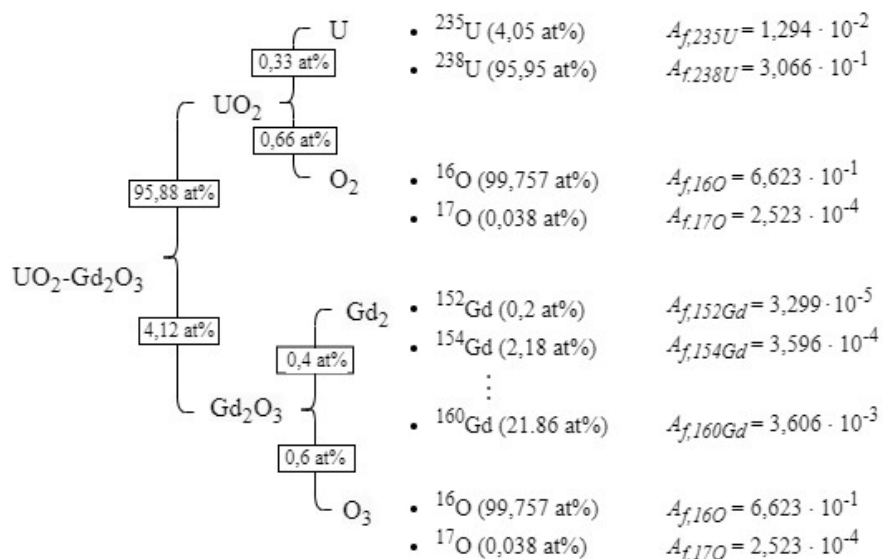
Pro každý izotop v materiálu určujeme jadernou hustotu individuálně. Je tedy nezbytné stanovit pro každý izotop jeho podíl vzhledem k počtu atomů ve srovnání s celkovým počtem atomů v směsi. V případě, kdy máme k dispozici hmotnostní podíly izotopů, je nezbytné je převést na atomové. Například obohacení uranu  $^{235}\text{U}$ , které je vyjádřeno v hmotnostních procentech, převedeme na atomový podíl podle [33] následujícím způsobem:

$$\gamma_{235U} = \frac{\frac{w_{U235}}{Ar_{U235}}}{\frac{w_{U235}}{Ar_{U235}} + \frac{1 - w_{U235}}{Ar_{U238}}} \cdot 100 \text{ [at\%]}, \quad (12)$$

kde  $\gamma_{235U}$  [at%] je podíl počtu atomů  $^{235}\text{U}$  vůči  $^{238}\text{U}$  v procentech,  $w_{235U}$ , resp.  $w_{238U}$  [-] je hmotnostní zlomek a  $Ar_{235U}$ , resp.  $Ar_{238U}$  [ $\text{g}\cdot\text{mol}^{-1}$ ] je relativní atomová hmotnost.

Pokud máme převedeny všechny hmotnostní podíly na atomové, jsme schopni postupně vyjádřit počet atomů každého izotopu ve vztahu k celkovému počtu atomů ve směsi, což představuje veličinu  $A_{f,i}$  ve vztahu 10. Pro lepší pochopení je na obrázku 10 znázorněno izotopické složení směsi  $\text{UO}_2\text{-Gd}_2\text{O}_3$ . Z tohoto obrázku je patrné, že například izotop  $^{235}\text{U}$  tvoří 4,05 at% v porovnání s  $^{238}\text{U}$ . V širším kontextu pak uran představuje jednu třetinu v rámci celé molekuly  $\text{UO}_2$  a  $\text{UO}_2$  samotné je zastoupeno z asi 95,88 % v rámci směsi. Pro zmíněný  $^{235}\text{U}$  tedy dostaneme:

$$A_{f,235U} = 0.0405 \cdot 0, \bar{3} \cdot 0.9588 = 1,294 \cdot 10^{-2} [-]$$



Obrázek 10: Diagram izotopického složení pelety Gd-1 s příměsí Gd<sub>2</sub>O<sub>3</sub>

Posledním prvkem ve vztahu 10 je suma ve jmenovateli, která představuje vážený průměr atomových hmotností všech izotopů či prvků ve směsi, vážený podle příslušných atomových zlomků. Pro automatizování výše uvedených výpočtů jaderných hustot byl vytvořen výpočetní nástroj v prostředí MS Excel, který vychází mimo jiné z dat uvedených v tabulce 3 a obrázku 4. Tento přístup značně zjednodušuje proces tvorby vstupních souborů pro další výpočetní kroky v jiných programech.

### 5.3.2 Určení teplotního profilu

Vztahy popsané v kapitole 4.3 budou aplikovány v softwaru MATLAB R2023a. Vytvořený skript bude pro tyto účely efektivním nástrojem z hlediska analýzy teplotních poměrů všech zkoumaných paliv, a to i díky možnosti grafického zobrazení výsledků.

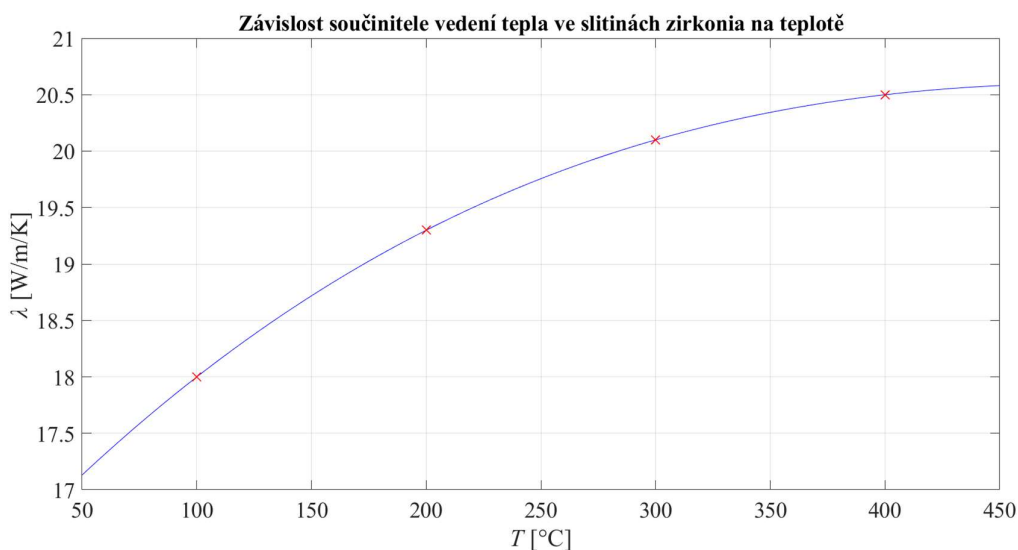
Při výpočtu je postupováno proti směru tepelného toku, jinak řečeno počínaje chladivem a určením teploty povrchu proutku až po nejvyšší teploty ve středu palivové pelety. Prvním krokem je určení lineárního výkonu řešeného paliva. Při výpočtech dukovanských paliv bude předpokládán plný projektovaný výkon 1375 MW s výjimkou paliva Gd-2M+ licencovaným v roce 2014, tedy po modernizaci a zvyšování výkonu na 1444 MW viz kapitola 3. Dále pak odrazovým můstkem je střední teplota chladiva, která je podle dat v tabulce 2 rovna 284,5 °C, jestliže se voda průchodem přes reaktor ohřeje o 31,0 °C. Pro samotný prostup tepla různými prostředími jsou klíčové součinitel tepelné vodivosti  $\lambda$  [ $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$ ] a součinitel sdílení tepla  $\alpha$  [ $\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$ ]. V případě přestupu mezi teplosměnnou plochou pokrytí a chladivem je v literatuře [30] uvedena typická hodnota

$\alpha_Z$  pro reaktory VVER-440 rovna  $27 \text{ kW m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ . Při výpočtu jednotlivých teplot je důležité zmínit, že se jedná o středování podél délky proutku.

Uvažujme tedy stejně jako v předchozím případě palivo Gd-1. Lineární výkon  $\overline{q_H}$  dle vztahu 1 je přibližně roven  $12,9 \text{ kW m}^{-1}$ , čemuž dle vztahu 6 odpovídá teplota vnějšího povrchu pokrytí  $T_{Z2}$  při uvažování výše uvedených parametrů  $574,35 \text{ K}$ , tedy  $301,2 \text{ °C}$ . Pokračujeme vedením tepla skrze zirkoniové pokrytí dle vztahu 5, které předpokládá  $\lambda_Z$  nezávislé na teplotě, a tedy rovno konkrétní hodnotě. V literatuře [30] je uvedena tabulka 5 tepelně fyzikálních vlastností sovětské zirkoniové slitiny H-1 obsahující 1 % niobu. Data byla proložena polynomicickou funkcí třetího řádu viz rovnice 13 a obrázek 11.

Tabulka 5: Vybrané tepelně fyzikální vlastnosti slitiny Zr1Nb [30]

Teplota [°C]	100	200	300	400
Součinitel tepelné vodivosti $\lambda_Z$ [ $\text{W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$ ]	18,0	19,3	20,1	20,5



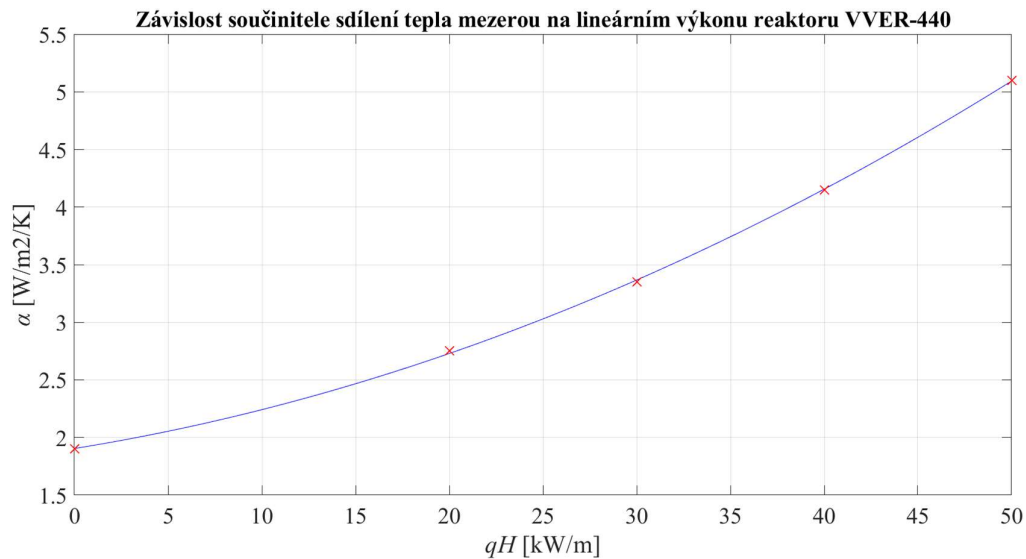
Obrázek 11: Závislost součinitele vedení tepla ve slitinách Zr na teplotě

$$\lambda = 1,6667 \cdot 10^{-8} \cdot T^3 - 3,50 \cdot 10^{-5} \cdot T^2 + 2,2333 \cdot 10^{-2} \cdot T + 16,1 \quad (13)$$

Určení součinitele tepelné vodivosti a následně teploty vnitřního povrchu pokrytí  $T_{Z1}$  bude provedeno iterační metodou, která zajišťuje postupnou konvergenci k přesnějšímu výsledku. Na začátku první iterace vycházíme z počátečního odhadu  $\lambda_Z$ , který je nastaven na hodnotu  $20,1 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$ , dle tabulky 5 pro teplotu  $300 \text{ °C}$ . Tento odhad je následně

dosazen do rovnice 5 pro výpočet teploty  $T_{Zl}$  ( $r = 3,865$  mm). Na základě vypočítané teploty je určen nový součinitel tepelné vodivosti dle rovnice 13. Proces se opakuje v rámci smyčky while, a to tak dlouho, dokud rozdíl  $\lambda_Z$  po sobě jdoucích iterací není roven 0,001. Výsledek konvergoval k hodnotě  $20,198 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$ , při které  $T_{Zl}$  je rovno  $317,9 \text{ }^\circ\text{C}$ . Střední teplota pokrytí je tedy  $309,5 \text{ }^\circ\text{C}$ .

Následuje výpočet sdílení tepla skrze plynovou mezeru. V literatuře [30] je nastíněna korelace mezi celkovým součinitelem sdílení tepla  $\alpha_U [\text{W m}^{-2} \text{ K}^{-1}]$  a lineárním výkonem viz tabulka 6 pro VVER-440, která slouží jako zjednodušený model pro tento fyzikální jev. Tato korelace, i když je pouze přibližná, poskytuje dostatečnou přesnost pro účely této bakalářské práce. Je třeba vzít na vědomí, že v reálných podmínkách je dynamika sdílení tepla mezerou značně složitější. Pro potřeby této práce je však závislost na lineárním výkonu považována za dostačující, což usnadňuje výpočty bez nutnosti zahrnovat komplexnější modely a parametry. Hodnoty  $\alpha_U$  v tabulce 6 jsou vztaženy pro případ čerstvého paliva a proloženy parabolou viz rovnice 14 a obrázek 12.



Obrázek 12: Závislost součinitele sdílení tepla plynovou mezerou na lineárním výkonu

Tabulka 6: Korelace mezi  $q_H$  reaktoru VVER-440 a  $\alpha_U$  v plynové mezeře [30]

$q_H$ [kW m <sup>-1</sup> ]	0	20	30	40	50
Celkový součinitel sdílení tepla $\alpha_U$ [W m <sup>-2</sup> K <sup>-1</sup> ]	1,90	2,75	3,35	4,15	5,10

$$\alpha = 7,515 \cdot 10^{-4} \cdot q_H^2 + 2,621 \cdot 10^{-2} \cdot q_H + 1,904 \quad (14)$$

Jelikož je lineární výkon dán tepelným výkonem reaktoru, můžeme okamžitě určit odpovídající celkový součinitel sdílení tepla mezerou podle rovnice 14, který je přibližně  $2,368 \text{ kW m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ . Teplota vnějšího povrchu pelety  $T_p$  ( $r = 3,785 \text{ mm}$ ) je podle rovnice 4 rovna  $547,3 \text{ }^\circ\text{C}$ . Střední teplota plynové mezery je  $432,6 \text{ }^\circ\text{C}$ .

Zbývá určit teplotu vnitřního povrchu pelety a teplotu helia v centrálním otvoru. Jak už bylo naznačeno, teplo je odváděno pouze z vnějšího povrchu pelety a centrální otvor neobsahuje štěpný materiál, který by teplo produkoval. V rámci tohoto otvoru je proto předpokládána konstantní teplota nezávislá na poloměru a rovna teplotě vnitřního povrchu pelety. Jelikož při vedení tepla peletou již není možné zanedbat závislost veličin na teplotě, je zavedena viz kapitola 4.3 integrální tepelná vodivost  $\vartheta(T)$ . V literatuře [30] je uvedeno vícero přístupů, které vycházejí z různých experimentálně změřených dat závislosti součinitele vedení tepla na teplotě a velmi dobře se shodují do cca  $1600 \text{ }^\circ\text{C}$ . Integrací podle teploty viz rovnice 7 získal Heřmanský rovnici 15:

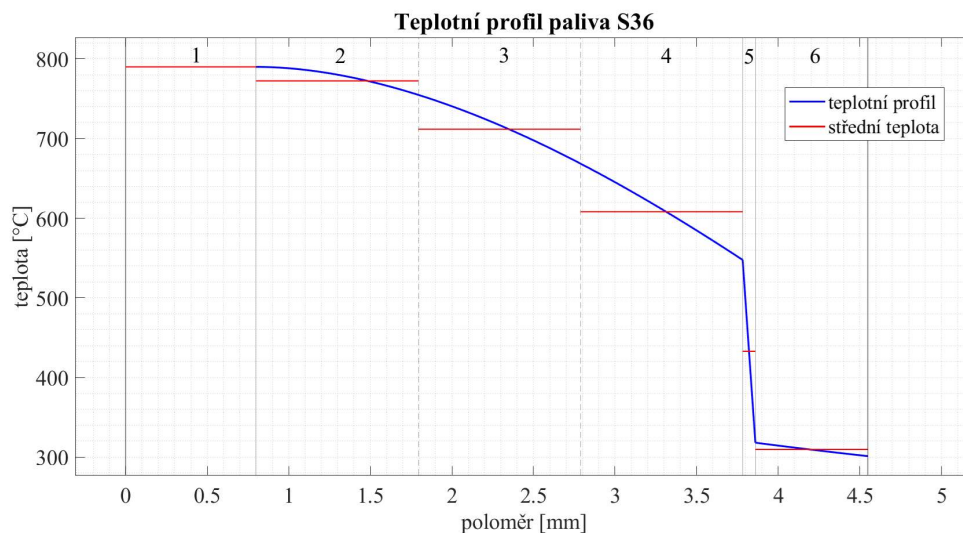
$$\vartheta = -22935 + 3824 \cdot \ln(402,5 + T) + 1,197 \cdot 10^{-11} \cdot (T + 273,15)^4, \quad (15)$$

kde  $T$  je teplota ve  $^\circ\text{C}$ , za kterou dosadíme teplotu povrchu pelety  $T_p$ . Výsledná integrální tepelná vodivost  $\vartheta_p$  je  $3289 \text{ W m}^{-1}$ , kterou je již možno použít v rovnici 9 pro určení jejího maxima na vnitřní straně pelety. Následně zpětným dosazením do rovnice 15 vyjádříme hledanou maximální teplotu, která je  $797,7 \text{ }^\circ\text{C}$ . Dále je vhodné peletu rozdělit na vícero samostatných regionů, kterým je možné přiřadit specifickou střední teplotu odpovídající dané části pelety. Je zřejmé, že na čím více regionů peletu rozdělíme, tím přesněji se blížíme skutečnému teplotnímu rozložení. Přidáním dalších výpočetních bodů a stanovením středních teplot pro tyto regiony získáme finální obraz o hledaném teplotním profilu palivového proutku pro vstupní soubor.

## 6. VÝSLEDKY A ANALÝZA VÝPOČTŮ KRITičNOSTI

V předchozích kapitolách bylo zmíněno, že štěpnou reakcí dochází mimo jiné k produkci rychlých neutronů. Ty jsou následně zpomalovány moderátorem, aby mohlo dojít k dalšímu štěpení a produkci neutronů tzv. další generace. Tuto skutečnost sleduje koeficient násobení označovaný  $k$  [-]. Jedná se o poměr celkového počtu neutronů vzniklých při štěpení v jedné generaci k celkovému počtu neutronů vzniklých v předchozí generaci. Jestliže je tedy  $k$  roven jedné, jedná se o tzv. kritický stav, který je nutnou podmínkou k udržení řetězové štěpné reakce. Dále hodnota  $k_{\infty}$  představuje koeficient násobení v hypotetickém nekonečně velkém reaktoru, kde nejsou uvažovány žádné ztráty neutronů únikem ze systému, jinými slovy je uvažována nekonečná mříž [12]. Právě zjištění koeficientu  $k_{\infty}$  pro celou palivovou kazetu je primárním cílem následujících výpočtů jednotlivých jaderných paliv. Úlohy jsou řešeny pomocí dvou programů, přičemž jako referenční byl zvolen SCALE 6.3.1 jakožto oficiální výpočetní nástroj. K takto získaným výsledkům můžeme později vztahovat výstupy z jednoduššího programu  $U_{WB1}$ .

Konkrétní paliva, která budou analyzována pomocí zmíněných programů jsou shrnuty včetně nejdůležitějších vlastností v tabulce 3 viz kapitola 3.2, používaná v Jaderné elektrárně Dukovany. Tento rozsah pokrývá původní palivovou vsázku z 80. let po Gd-2M+ z roku 2014. Jelikož má program  $U_{WB1}$  omezení, se kterým nelze modelovat celou palivovou kazetu přímo, je nutné k řešení zvolit alternativní metodiky. Cílem je i přes tato omezení, zjistit odpovídající  $k_{\infty}$  nebo se tomuto cíli co nejvíce přiblížit. V první fázi je vhodné určit referenční  $k_{\infty}$  programem SCALE pro všechna paliva. Při tvorbě vstupních souborů vycházíme z předešlé kapitoly 5.3.2 a pomocí softwaru MATLAB určíme odpovídající teplotní profily. Konkrétní příklad je uveden na obrázku 13.



Obrázek 13: Teplotní profil palivového proutku v rámci kazety S36

Graf znázorňuje teplotní profil jako závislost teploty na poloměru průměrného proutku původního paliva S36. Pro každý region, který je označen číslem v horní části grafu, je vypočtena střední hodnota teploty v rámci tohoto regionu, která je zadávána do vstupního souboru. Region 1 představuje oblast centrálního otvoru palivové pelety, samotná peleta je rozdělena na regiony 2, 3 a 4, plynová mezera je označena jako region 5 a poslední region 6 přísluší zirkoniovému pokrytí. Výsledky středních teplot pro všechny proutky všech počítaných paliv včetně rozměrů jsou uvedeny v tabulce 7.

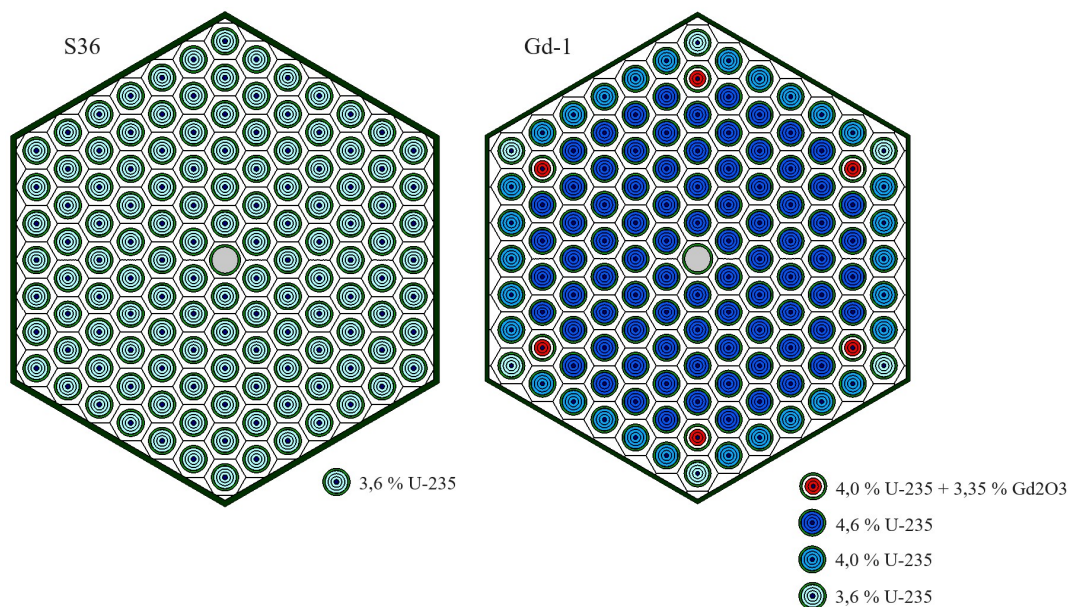
Tabulka 7: Střední teploty regionů modelovaných dukovanských paliv

Typ paliva	Parametr	Region 1	Region 2	Region 3	Region 4	Region 5	Region 6
S36	$r$ [cm]	0,08	0,1794	0,2788	0,3782	0,386	0,455
	$T_{stř}$ [°C]	789,9	772,3	711,6	608,0	432,8	309,6
N36	$r$ [cm]	0,08	0,1794	0,2788	0,3782	0,386	0,455
	$T_{stř}$ [°C]	789,9	772,3	711,6	608,0	432,8	309,6
P382	$r$ [cm]	0,07	0,1726	0,2752	0,3778	0,3865	0,455
	$T_{stř}$ [°C]	798,2	780,0	717,3	610,2	432,8	309,5
Gd-1	$r$ [cm]	0,07	0,1728	0,2757	0,3785	0,3865	0,455
	$T_{stř}$ [°C]	797,7	779,5	726,8	609,8	432,6	309,5
Gd-2	$r$ [cm]	0,06	0,1667	0,2733	0,38	0,3865	0,4535
	$T_{stř}$ [°C]	791,0	772,9	710,5	603,6	428,9	308,8
Gd-2+	$r$ [cm]	0,06	0,1667	0,2733	0,38	0,39	0,455
	$T_{stř}$ [°C]	790,3	772,2	709,7	602,9	428,3	308,5
Gd-2M	$r$ [cm]	0,06	0,1667	0,2733	0,38	0,39	0,455
	$T_{stř}$ [°C]	790,3	772,2	709,7	602,9	428,3	308,5
Gd-2M+	$r$ [cm]	-	0,13	0,26	0,39	0,3965	0,455
	$T_{stř}$ [°C]	-	820,1	749,7	620,2	429,4	308,8
Gd-2M+ (Gd proutek)	$r$ [cm]	0,06	0,1667	0,2733	0,38	0,3865	0,455
	$T_{stř}$ [°C]	818,1	798,7	731,9	617,9	435,0	310,2

Z tabulky je vidět, že kvůli velmi podobným rozměrům a stejným tvarům palivových proutků se teplotní profily mezi různými typy paliv výrazně neliší. Rozdíly mezi středními teplotami jsou pro tytéž regiony v řádu jednotek stupňů Celsia a výraznější změny je dosaženo až u paliva Gd-2M+ kvůli přechodu na vyšší tepelný výkon a zrušení centrálního otvoru.

Jelikož je SCALE schopen vlastního výpočtu jaderných hustot [at/b.cm], není nutné je počítat externě jako v případě  $U_wB_1$ . V rámci vstupního souboru budeme definovat materiály skrze jejich hustoty [g.cm<sup>-3</sup>], hmotnostní podíly a příslušné teploty. Většina hustot je určena dle postupů viz kapitola 5.3 včetně hustot hélia, pro danou teplotu a tlak podle tabulek [35]. Hustota jak zirkoniového pokrytí, tak obálky kazety je uvažována

6,5 g.cm<sup>-3</sup> a hustota vody pro podmínky VVER-440 je přibližně 0,747 g.cm<sup>-3</sup> [30]. Při těchto parametrech můžeme vytvořit vstupní soubor SCALE v rámci předdefinované sekvence CSAS6 jejíž součástí je Monte Carlo solver KENO-VI. Pro výpočty je zvolena stejná verze knihoven jaderných dat jako pro U<sub>w</sub>B<sub>1</sub>, tedy ENDF/B-VII.1 s rozdělením do 1597 energetických grup. Řešeny jsou celé palivové kazety jednotlivých paliv ve 3D geometrii nekonečné mříže, která je definována hraniční podmínkou. Zvolením této podmínky říkáme, co se má stát s neutronem, který se chystá uniknout z řešené geometrie systému. Na výběr je několik variant, přičemž je zvolena periodická jako pro U<sub>w</sub>B<sub>1</sub>. Narazí-li tedy neutron na vnější stěnu hexagonální kazety, nemění směr, ale je přemístěn na stěnu protilehlou, čímž je simulována nekonečně se opakující mříž. Příklad řešených geometrií paliv neprofilovaného S36 a profilovaného Gd-1, tak jak je vidí SCALE je uveden na obrázku 14.



Obrázek 14: Vybrané modely řešených palivových kazet programem SCALE

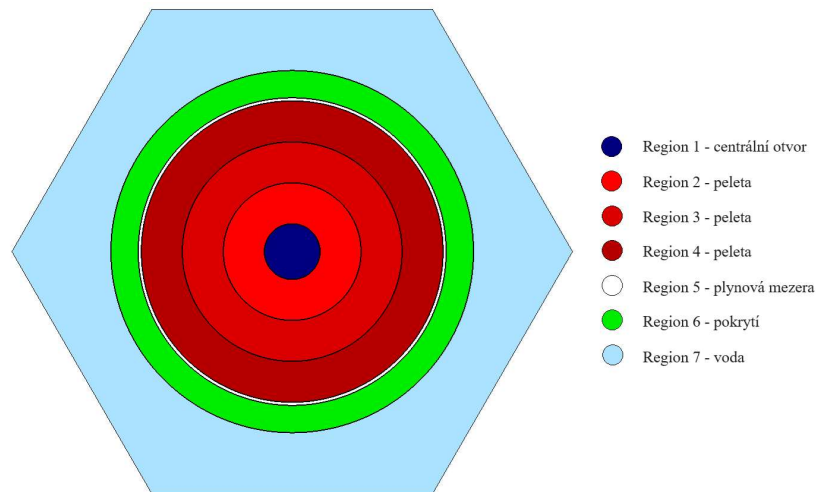
## 6.1 Metoda průměrování proutků

Jak již bylo zmíněno, nelze počítat  $k_{\infty}$  celé kazety programem U<sub>w</sub>B<sub>1</sub> skrze jeho omezení pouze na jednoduché geometrie. Jedno z možných řešení by mohlo být vytvoření jednoho průměrného palivového proutku, resp. palivové buňky. Předpokladem je, že výsledný  $k_{\infty}$  pak přibližně reprezentuje  $k_{\infty}$  reálné kazety. Zde je vhodné podotknout, že průměrování proutků se vztahuje pouze k profilovaným palivovým kazetám, tedy za podmínky existence více druhů proutků, které se liší typicky různým stupněm obohacení. Výsledkem je tedy jeden druh proutku se středním obohacením, který je možno řešit na úrovni U<sub>w</sub>B<sub>1</sub>.

Při výpočtu parametrů této charakteristické palivové buňky vycházíme z jednoduchého průměrování, kde váhovací funkcí je počet jednotlivých druhů proutků v rámci kazety. Vezmeme-li si jako příklad palivo Gd-1 viz obrázek 14, pak střední obohacení je rovno přibližně 4,38 wt%. Vzhledem k tomu, že gadoliniových proutků je v kazetě pouze 6, určíme odpovídající koncentraci  $Gd_2O_3$  jako:

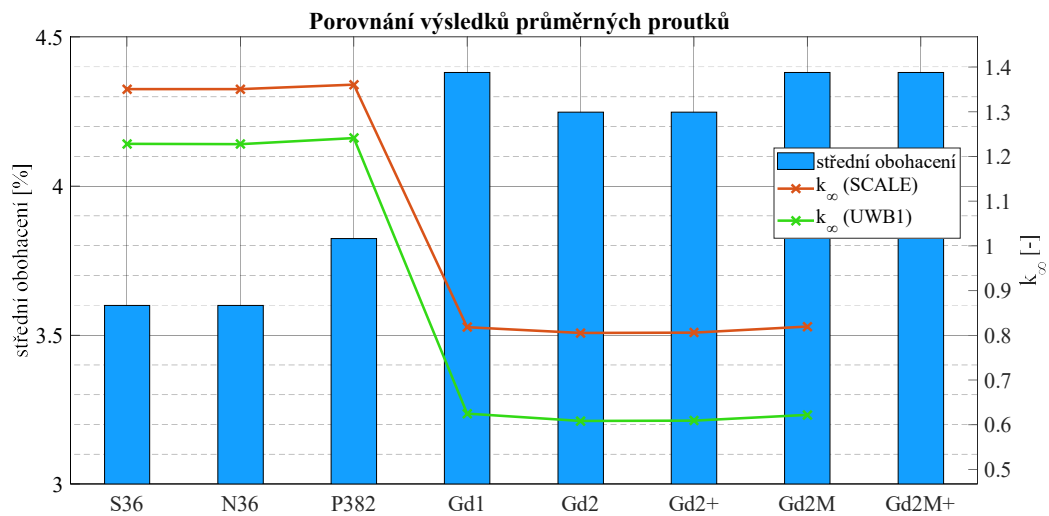
$$c_{Gd_2O_3} = w_{Gd_2O_3} \cdot \frac{6}{126} \cdot 100 = 0,0335 \cdot \frac{6}{126} \cdot 100 \doteq 0,160 \% \quad (16)$$

Vzhledem k tomu, že všechny typy paliv obsahují stejnou hodnotu koncentrace 3,35 wt%  $Gd_2O_3$  v jednom gadoliniovém proutku, je rovněž koncentrace pro průměrný proutek společná pro všechna paliva. Oproti tomu střední obohacení kazet je nutné uvést pro každou zvlášť viz obrázek 4. Jelikož přítomnost vyhořívajícího absorbátoru ovlivňuje celkovou hustotu pelety, je nutné ji stanovit znovu. K tomu využijeme rovnici 11, kde  $\rho_u = 10,55 \text{ g.cm}^{-3}$  a  $W = 0,160 \%$ , přičemž nová hustota pelety je pro průměrný proutek přibližně  $10,54 \text{ g.cm}^{-3}$ . S těmito parametry je již možné modelovat průměrnou palivovou buňku, a to oběma programy. Pro tyto účely byla v prostředí SCALE zvolena sekvence t-newt, která umožňuje výpočet kritičnosti 2D geometrií deterministickým přístupem. Tato sekvence využívá téměř totožnou syntaxi pro definici materiálů a geometrie jako csas6, což značně usnadňuje transformaci již vytvořeného vstupního souboru z csas6 na t-newt. Na obrázku 15 je opět uveden příklad modelu průměrné buňky platný pro SCALE i U<sub>w</sub>B<sub>1</sub>.

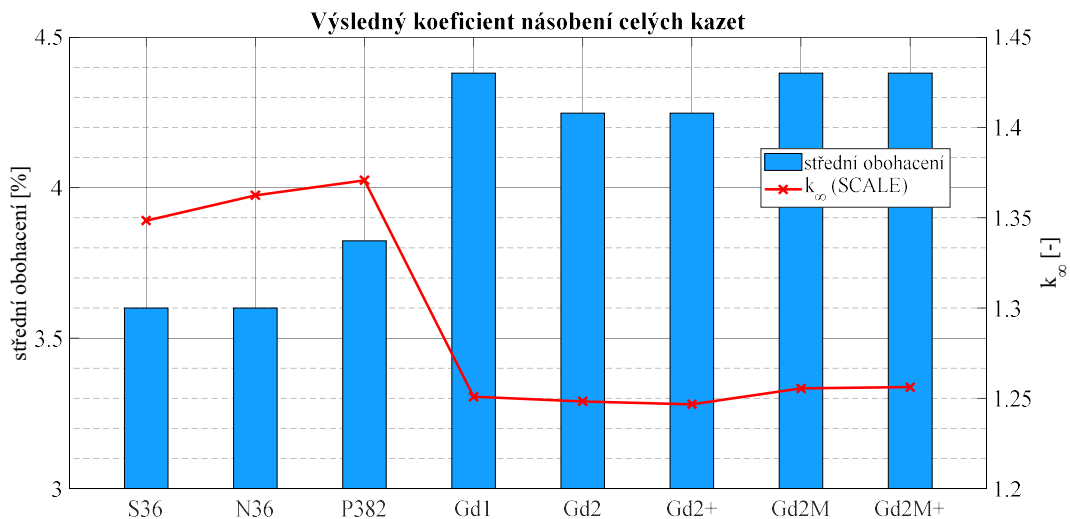


Obrázek 15: 2D Model jedné průměrné palivové buňky

Jestliže předběžně srovnáme výsledky  $k_{\infty}$  průměrných proutků, zjistíme, že pro případ gadoliniových paliv tyto proutky nedosáhly kritičnosti ani v jednom případě. Z hlediska absolutní velikosti koeficientu násobení se tak jedná o výsledek, který zcela jistě neodpovídá chování reálné kazety. Aby byla štěpná reakce dlouhodobě udržitelná, je nutné, aby kazeta jako celek vykazovala  $k_{\infty}$  větší než 1. Pokud je naopak aktivní zóna reaktoru plněna z tohoto hlediska podkritickými kazetami, reakce postupně zaniká, protože počet neutronů schopných vyvolat další štěpení se s každou generací snižuje. To vede k postupnému poklesu výkonu reaktoru až k jeho úplnému zastavení. Jiná situace je na úrovni jednotlivých proutků. Zde je totiž  $k_{\infty}$  menší než 1 typicky u těch, které obsahují dostatečné množství zatím nevyhořelého absorbátoru, tedy pro případ čerstvého paliva. Výsledky jsou shrnuty na obrázcích 16 a 17.



Obrázek 16: Výsledky koeficientu násobení průměrných proutků dukovanských paliv



Obrázek 17: Výsledky koeficientů násobení celých kazet dukovanských paliv

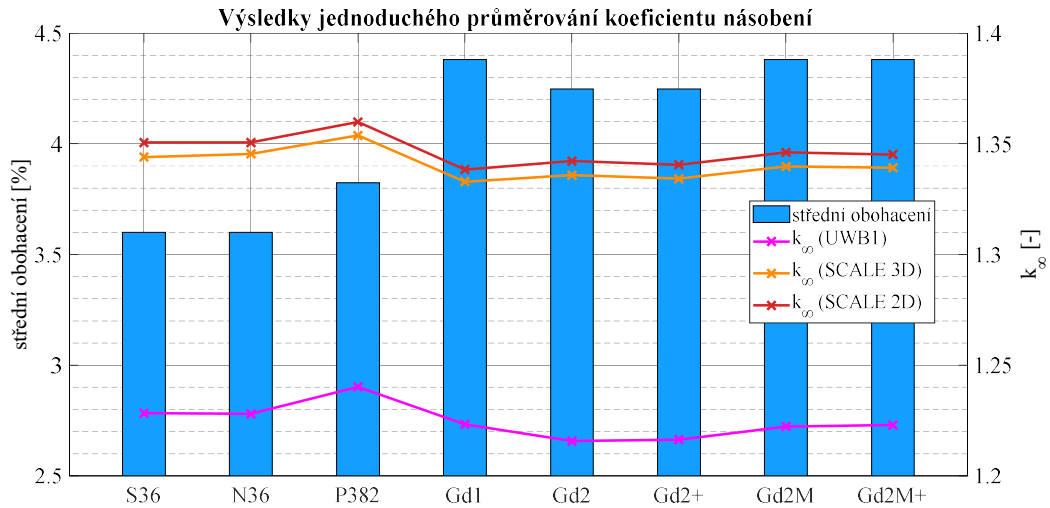
V grafu na obrázku 16 jsou vyneseny finální  $k_{\infty}$  pro průměrné proutky charakterizující jednotlivá paliva. Je zřejmé, že oba značně odlišné přístupy obou programů vedly v této úloze k velké shodě mezi výsledky. Ačkoli se programy neshodují v absolutní velikosti  $k_{\infty}$ , relativní změna mezi jednotlivými palivy je téměř totožná. Viditelný offset mezi výsledky mohl být způsoben rozdílným grupováním energií v souvislosti s účinnými průřezy, rozdílnou metodikou výpočtu apod. Jestliže se však zaměřujeme spíše na relativní rozdíly mezi jednotlivými palivy, přidaný offset má o to menší význam. Více problematická je však již zmíněná neschopnost proutků dosáhnout kritičnosti u paliv s  $Gd_2O_3$ , a proto bylo přistoupeno ke zvolení alternativní metodiky viz další kapitola.

Výsledky pro model celých reálných kazet jsou uvedeny v grafu na obrázku 17. V prvním přiblížení je trend  $k_{\infty}$  mezi palivy obdobný jako v předešlém případě, avšak není zde dosaženo tak vysoké shody. Tato skutečnost není zvláště překvapivá, jelikož se již nejedná o úlohu se stejnou geometrií, ale naopak o poměrně odlišné systémy. Zprůměrováním vlastností a homogenizací dochází ke ztrátě informací o vzájemných interakcích mezi různými druhy proutků, např. je potlačen vliv geometrického uspořádání na neutronový tok. Kromě toho není v rámci průměrného proutku uvažována okolní zirkoniová obálka, jejíž součástí jsou izotopy hafnia, které absorbují tepelné neutrony. Změna tloušťky obálky při přechodu z S36 na N36 a tím i množství hafnia je zanedbáno, což by mohlo korespondovat s nárůstem  $k_{\infty}$  pouze v případě výpočtu reálné kazety.

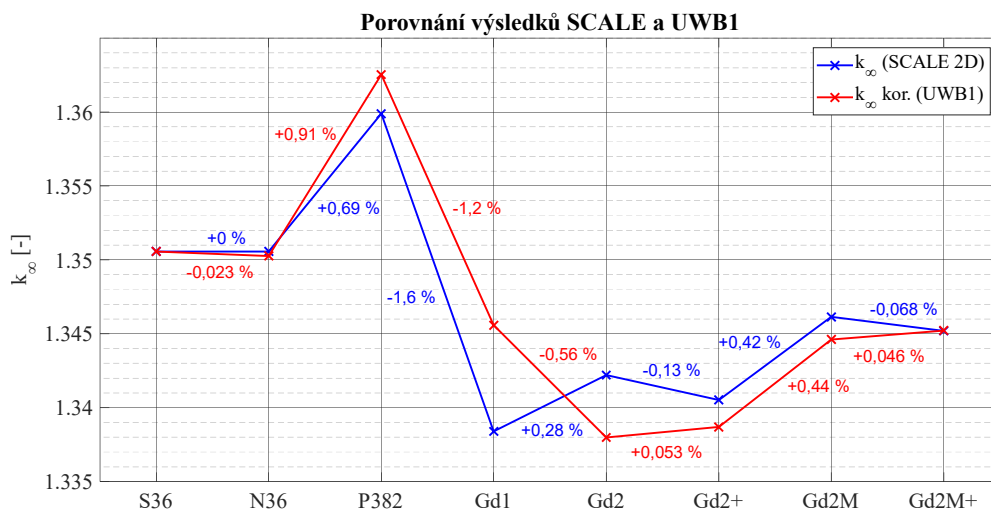
Stejně jako v případě průměrných proutků je zde viditelná reakce na přítomnost gadolinia, avšak výrazně menší než v prvním případě. Relativní pokles  $k_{\infty}$  při přechodu z paliva P382 na Gd-1 je u reálné kazety -8,75 %, avšak v případě průměrných proutků cca -40 % (SCALE) až téměř -50 % ( $U_{WB1}$ ), čímž je dosažena jejich podkritičnost. Zde je potřeba poznamenat, že gadolinium je v rámci průměrného proutku rozloženo homogenně v celé palivové peletě. To znamená, že neutrony jsou silně absorbovány gadolнием rovnoměrně ve všech místech pelety. Tento homogenní absorpční účinek může způsobit, že neutrony jsou pohlceny dříve, než mají šanci vyvolat další štěpení. Výsledkem je snížení koeficientu násobení, což činí průměrné proutky podkritickými, zejména při vyšších koncentracích gadolinia. Oproti tomu v reálné kazetě je Gd obsaženo pouze v 6 proutcích, které jsou strategicky rozmístěny v rozích šestihranu. Tímto způsobem je většina proutků v kazetě bez Gd, což umožňuje neutronům unikat těmto vysoce absorpčním zónám a pokračovat ve štěpení v ostatních částech kazety. Tento nerovnoměrný rozptyl Gd snižuje jeho celkový absorpční účinek na neutrony v kazetě, což vede k celkově vyšším hodnotám  $k_{\infty}$ . V rámci vlastního testování citlivosti na Gd byla provedena zkouška ve smyslu snižování jeho koncentrace, dokud koeficient násobení nevzroste na přibližnou úroveň reálné kazety. Pro průměrný proutek paliva Gd-1 bylo zjištěno, že by bylo potřeba snížit koncentraci cca desetkrát, tedy zhruba na 0,016 wt%  $Gd_2O_3$ .

## 6.2 Metoda průměrování koeficientu násobení

Alternativní cestou k nalezení odpovídajícího  $k_{\infty}$  kazety by mohlo být průměrování výsledků jednotlivých reálných palivových buněk. Zde se však nabízí vícero variant, jelikož lze využít různých váhovacích funkcí. Nejjednodušší přístup je opět skrze počet daných prouků v kazetě. V tomto případě tedy stačí vyjmout jednotlivé buňky z původního reálného modelu a počítat je pro každý druh prouku zvlášť. Celkový  $k_{\infty}$  je tak získán až dodatečným výpočtem. Výsledky jsou uvedeny na obrázku 18 a 19.



Obrázek 18: Výsledky jednoduchého průměrování  $k_{\infty}$  dukovanských paliv



Obrázek 19: Bližší srovnání výsledků  $k_{\infty}$  programů SCALE a UwB1

Touto metodou byl určen koeficient násobení opět oběma programy. V rámci SCALE byl navíc výpočet proveden jak pro 3D geometrii v rámci Monte Carlo modulu KENO, tak 2D deterministického modulu NEWT. Porovnáním deterministického a stochastického přístupu v rámci SCALE (obrázek 18) lze vidět pozoruhodnou shodu relativního rozdílu  $k_{\infty}$  mezi palivy, zatímco  $U_{WB1}$  předpokládá přechodem z Gd-1 na Gd-2 a Gd-2+ opačný trend. Tyto rozdíly jsou lépe patrné při bližším srovnání obou křivek tedy odstraněním jejich vzájemného offsetu viz obrázek 19. Tento offset mezi křivkami reprezentující výsledky SCALE a  $U_{WB1}$  je vzhledem k prvnímu bodu grafu přibližně 0,122. Jestliže tuto konstantní hodnotu přičteme k výsledkům  $U_{WB1}$ , dostaneme korigované hodnoty koeficientu násobení, přičemž tím vynikne zmíněný vzájemný rozdíl v trendu. V grafu na obrázku 19 jsou taktéž uvedeny jednotlivé relativní změny  $k_{\infty}$  vztažené vůči výsledku předchozího paliva v procentech.

Dále je na místě blíže analyzovat konkrétní přechody mezi palivy ve kterých oba programy předpokládají opačné trendy. Jedná se zejména o přechod z Gd-1 na Gd-2, případně z Gd-2 na Gd-2+. Jelikož celkové rozdíly mezi palivy zahrnují změny jak v geometrii, tak v materiálovém složení, je nutné určit jednotlivé příspěvky k výslednému  $k_{\infty}$  samostatně. Vezmeme-li si palivo Gd-1 a na jeho proutky aplikujeme odděleně všechny změny v rámci přechodu na Gd-2, můžeme odhalit hlavní faktor výsledného trendu. Test je koncipován následovně. Kazeta Gd-1 sestává ze 4 druhů proutků, přičemž 3 z nich se liší pouze stupněm obohacení a 4. obsahuje gadolinium. Byly tedy zvoleny dva referenční proutky, ke kterým budeme vztahovat změny v  $k_{\infty}$  viz tabulka 8, v rámci které jsou zároveň uvedeny výsledky tohoto testu.

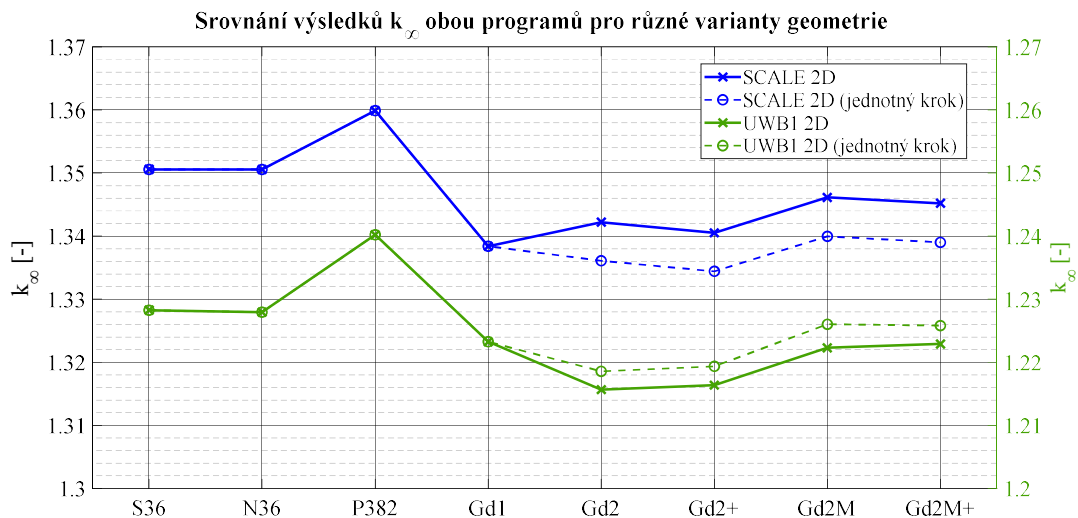
Tabulka 8: Analýza vlivu změn geometrie a složení paliva na koeficient násobení

Typ referenčního proutku Gd-1		3,6 % U-235		4,0 % + 3,35 Gd <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	
Výpočetní program (řešeno v 2D geom.)		SCALE	$U_{WB1}$	SCALE	$U_{WB1}$
Změna rozměrů proutku	$\Delta k_{\infty}$ [%]	-0,03	-0,04	+0,56	+0,72
Změna kroku mříže		+0,47	-0,31	-1,33	-1,93
Kompletní změna geometrie		+0,44	-0,35	-0,76	-1,31
Změna materiálu pokrytí		+0,20	+0,12	+0,08	+0,06
Celková změna		+0,65	-0,24	-0,68	-1,12

Změna rozměru proutků zahrnuje zmenšení poloměru centrálního otvoru o 0,1 mm, dále zvětšení poloměru tablety o 0,015 mm a zmenšení vnějšího poloměru pokrytí taktéž o 0,015 mm. Na úrovni palivové kazety byl zvětšen krok mříže proutků o 0,05 mm a na úrovni materiálů byl zmenšen hmotnostní podíl hafnia v pokrytí z 0,03 wt% na 0,01 wt%. Parametr kompletní změna geometrie zahrnuje jak změnu rozměru proutků, tak změnu kroku mříže a celková změna je pak souhrn všech dílčích změn dohromady.

Dále je potřeba poznamenat, že v rámci kazety došlo k navýšení aktivní délky proutku, avšak ve 2D výpočtu tato změna není viditelná. Z tabulky 8 lze vyčíst, že v rámci proutku s Gd se oba programy shodují na znaménku relativní změny  $\Delta k_{\infty}$  a to ve všech případech. To znamená, že tento proutek není příčinou celkového rozdílného trendu a zároveň to do jisté míry objasňuje proč stejný problém nenastal u výpočtu průměrného proutku, který rovněž obsahuje relativně vysokou koncentraci Gd. Jiná situace nastala u proutku 3,6 % U-235, konkrétně pro změnu kroku mříže, kde oba programy trvají na vzájemně opačné odezvě. Problém byl několikrát přepočten a i po několikanásobném navýšení počtu neutronů v rámci metody Monte Carlo tato neshoda stále přetrvává.

Jelikož byla neshoda mezi programy zjištěna pouze u parametru změny kroku mříže, byl proveden test s novým výpočtem. Pro všechna paliva byl uvažován jednotný krok mříže, a to 12,2 mm, což se týkalo paliv počínaje typem Gd-2. Výsledky tohoto testu jsou uvedeny na obrázku 20. Jak je patrné, nesrovnalost mezi programy ohledně trendu  $k_{\infty}$  byla významně snížena.



Obrázek 20: Srovnání výsledků  $k_{\infty}$  obou programů pro různé varianty kroku mříže

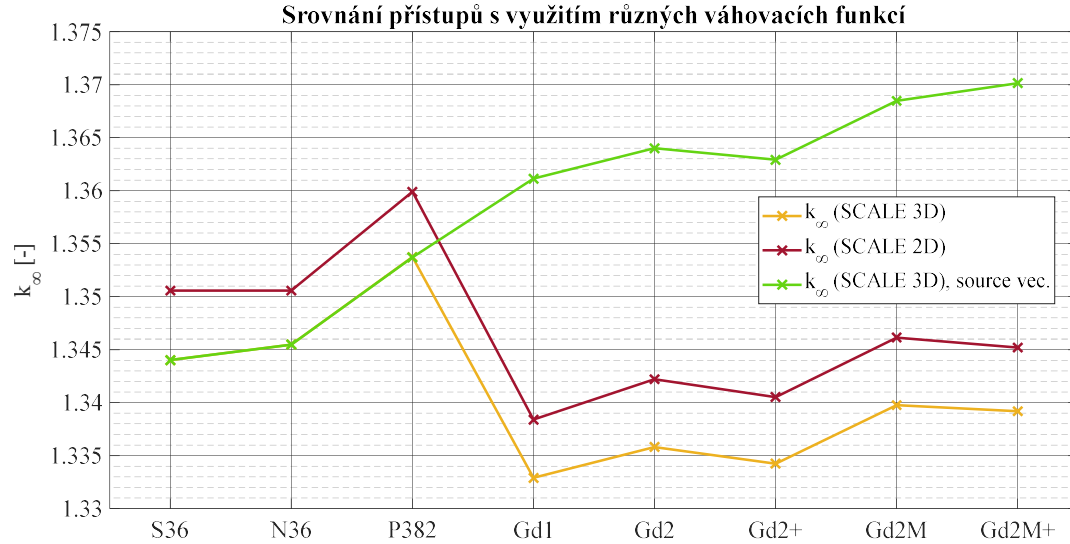
Jak bylo zmíněno na začátku této kapitoly, existuje více způsobů jak průměrovat  $k_{\infty}$  v závislosti na tom, jaká je využita váhová funkce. Program SCALE nabízí možnost výpočtu tzv. source vector, což je bezrozměrná veličina, představující, jak každý proutek přispívá k celkové produkci štěpných neutronů v rámci analyzované mříže a tedy jakou měrou přispívá k celkovému  $k_{\infty}$  kazety [32]. Platí, že suma těchto relativních příspěvků přes všechny druhy proutků je rovna jedné. Výpočet této veličiny byl proveden na všech profilovaných kazetách, přičemž výsledky jsou uvedeny níže v tabulce 9.

Tabulka 9: Výsledky 3D výpočtů proutků a srovnání obou přístupů průměrování

	S36	N36	P382	Gd-1
Obohacení [%]	3,6	3,6	3,3	(Gd)
Koef. násobení	1,34401±0,0004	1,34548±0,0005	1,32761±0,0006	0,40701±0,0002
Source vector	1	1	0,141723	0,0187449
Obohacení [%]	-	-	3,6	3,6
Koef. násobení	-	-	1,34453±0,0005	1,34579±0,0005
Source vector	-	-	0,194817	0,0452291
Obohacení [%]	-	-	4,0	4,0
Koef. násobení	-	-	1,36198±0,0004	1,36448±0,0004
Source vector	-	-	0,663460	0,244916
Obohacení [%]	-	-	-	4,6
Koef. násobení	-	-	-	1,38683±0,0004
Source vector	-	-	-	0,691110
Středování dle počtu proutků	1,34401±0,0004	1,34548±0,0005	1,35375±0,0005	1,33290±0,0004
Středování dle source vector	1,34401±0,0004	1,34548±0,0005	1,35371±0,0005	1,36113±0,0004

	Gd-2	Gd-2+	Gd-2M	Gd-2M+
Obohacení [%]	(Gd)	(Gd)	(Gd)	(Gd)
Koef. násobení	0,40415±0,0002	0,40554±0,0002	0,40554±0,0002	0,42056±0,0002
Source vector	0,0189889	0,0190238	0,0186796	0,0180204
Obohacení [%]	3,6	3,3	3,6	3,6
Koef. násobení	1,35472±0,0005	1,33808±0,0005	1,35394±0,0004	1,35231±0,0005
Source vector	0,0442511	0,0421799	0,0435577	0,0442849
Obohacení [%]	4,0	3,7	4,0	4,0
Koef. násobení	1,37276±0,0005	1,35844±0,0005	1,37247±0,0004	1,37074±0,0005
Source vector	0,244436	0,233203	0,240136	0,241489
Obohacení [%]	4,4	4,4	4,6	4,6
Koef. násobení	1,38782±0,0004	1,38785±0,0004	1,39380±0,0006	1,39260±0,0005
Source vector	0,692324	0,249533	0,697627	0,697736
Obohacení [%]	-	4,6	-	-
Koef. násobení	-	1,39380±0,0006	-	-
Source vector	-	0,45606	-	-
Středování dle počtu proutků	1,33582±0,0004	1,33425±0,0005	1,3398±0,0005	1,33919±0,0005
Středování dle source vector	1,36400±0,0004	1,36292±0,0005	1,3685±0,0005	1,37015±0,0005

Vypočteny byly palivové proutky jednotlivě ve 3D mříži a výsledné  $k_{\infty}$  bylo průměrováno s využitím váhovací funkce počtu proutků v kazetě a ve druhém případě byl využit source vector. Tyto výsledky jsou také uvedeny graficky na obrázku 21.



Obrázek 21: Srovnání přístupů výpočtu  $k_{\infty}$  s využitím různých váhovacích funkcí

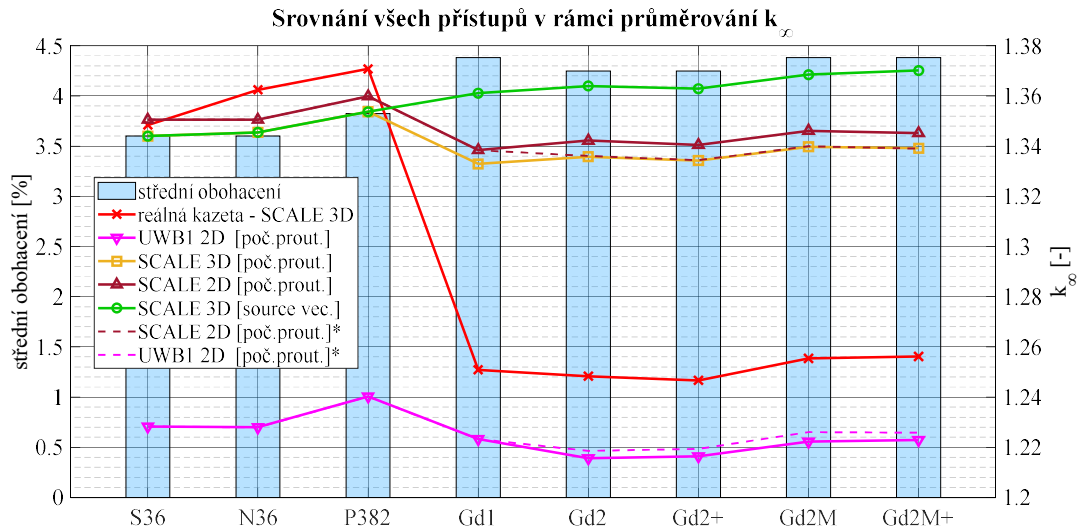
Přítomnost gadolinia v Gd proutkách výrazně snižuje počet neutronů schopných štěpení, což znamená, že tyto proutky přispívají k celkovému koeficientu násobení nejméně ve srovnání s ostatními proutky. Tato skutečnost je zohledněna ve veličině source vector. Při jejím použití jako váhovací funkce je proto proutkům s vyhořívajícím absorbátorem přiřazována mnohem menší váha než při průměrování pomocí počtu proutků. Výsledkem je, že není vidět charakteristický pokles  $k_{\infty}$  při srovnání s palivy, které neobsahují absorbátor neutronů viz obrázek 21. Za zmínku však stojí dodat, že pro profilované palivo P382 je vidět pozoruhodná shoda obou přístupů průměrování. Nevýhodou ale je, že source vector lze určit pouze v případě modelování celé kazety, což není možné v programu  $U_{WB1}$ . Tento způsob je tedy uveden pouze jako příklad a ukázky toho, že alternativních cest výpočtu je mnoho a uživatel má možnost si zvolit tu, která vyhovuje jeho podmínkám a požadavkům.

### 6.3 Srovnání použitých přístupů

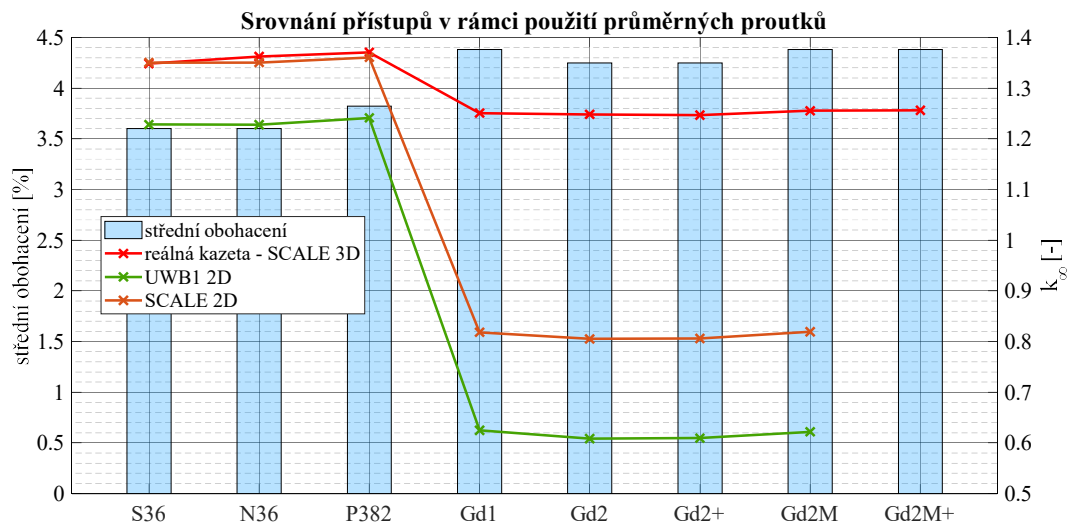
V rámci této kapitoly jsme ukázali, že určení  $k_{\infty}$  celé palivové kazety není přímočaré, jestliže máme k dispozici pouze jednoduché kódy s omezenými možnostmi geometrie. Výsledky různých přístupů se nemusí nutně shodovat a to jak v závislosti na použité metodě, tak v závislosti na konkrétních typech paliv. Zaměřili jsme se na dvě základní metody. První z nich zahrnovala průměrování parametrů již v rámci vstupního souboru a ve druhé bylo průměrování provedeno až na základě výstupních dat jednotlivých proutků. Finální výsledky obou metod jsou však silně závislé na zvoleném přístupu

průměrování, kterých je zejména ve druhém případě velké množství a testováno bylo jen několik. Zvláštní pozornost by měla být věnována zmíněné druhé metodě průměrování výsledných koeficientů násobení, jelikož finální výsledek se velkou měrou odvíjí od použité váhovací funkce. Rozdělení jednotlivých vah je proto pro správné určení  $k_{\infty}$  naprosto klíčové.

Z výsledků bylo vyzorováno, že kritickou oblastí, kde se jednotlivé přístupy nejméně shodují je u paliv s obsahem vyhořívajícího absorbátoru, jelikož každý z přístupů dává gadoliniovým proutkům jinou váhu. Avšak právě Gd je vysoce účinným absorbátorem s velkou schopností ovlivňovat neutronovou bilanci a tím se stává velmi citlivým faktorem vzhledem k celkovému  $k_{\infty}$ . Jelikož se tato citlivost zřejmě odvíjí od koncentrace Gd a jeho účinného průřezu pro záchyt neutronů, lze předpokládat, že nejistota mezi výsledky by se snižovala v průběhu kampaně vlivem jeho postupného vyhořívání. Taktéž by v tomto směru mohlo uvažování vyhořívajících absorbátorů s nižším účinným průřezem, například bór, vést k větší shodě mezi výsledky. Na obrázku 22 a 23 je uvedeno srovnání dosud všech použitých přístupů vzhledem k finální hodnotě  $k_{\infty}$ .



Obrázek 22: Srovnání všech přístupů v rámci průměrování  $k_{\infty}$  s reálnou kazetou



Obrázek 23: Srovnání přístupů v rámci použití průměrných proutků s reálnou kazetou

Přehled na obrázku 22 zahrnuje pouze metody průměrování  $k_{\infty}$  z výstupních dat obou programů. V rámci tohoto grafu kromě jiného uveden výsledek z kapitoly 6.2 při uvažování neměnného kroku mříže a to pro oba programy (v legendě označeno znakem „\*“). Výsledky průměrných proutků jsou pak zvlášť uvedeny na obrázku 23 a to kvůli širokému rozsahu hodnot  $k_{\infty}$ . Dále pro průměrné proutky chybí hodnoty pro palivo Gd-2M+, jelikož jeho kazeta obsahuje proutky s různými rozměry palivových pelet a tvorba jednoho průměrného proutku by tak vyžadovala řešení pokročilejšími metodami.

Porovnejme nyní v prvním grafu metodu průměrování dle počtu proutků v kazetě s referenčním výsledkem modelu reálné kazety. Odchylka  $k_{\infty}$  pro první sadu paliv bez vyhořívajícího absorbátoru se pohybuje od 0,004 až po 0,017 v rámci výpočtů SCALE (3D). V tom samém případě pro gadoliniová paliva je odchylka mezi 0,082 a 0,087 asi pětikrát větší. Proti přístupu průměrování dle počtu proutků stojí přístup průměrování dle source vector. V tomto případě je dosažená odchylka od modelu reálné kazety větší, což je způsobeno tím, že veličina source vector přikládá menší váhu pro proutky s Gd, tudíž  $k_{\infty}$  nabývá pro tyto proutky obecně větších hodnot viz graf. Zajímavé jsou však výsledky UWB<sub>1</sub>, jelikož odchylka pro Gd paliva je oproti SCALE až třikrát menší a naopak pro paliva bez gadolinia osmkrát větší. Zde však stojí za povážení jak tyto výsledky interpretovat, jelikož rozhodovacím faktorem o velikosti této odchylky byl suverénně pozorovaný offset mezi programy viz kapitola 6.2.

Při průměrování  $k_{\infty}$  bylo postupováno dle obecného vztahu pro vážený průměr:

$$k_{\infty} = \frac{\sum_{i=1}^n w_i \cdot k_{\infty,i}}{\sum_{i=1}^n w_i}, \quad (17)$$

kde  $n$  je počet jednotlivých druhů proutků v kazetě, přičemž pro každý je vypočten příslušný koeficient násobení  $k_{\infty,i}$ . Váha  $w_i$  je přiřazená těmto konkrétním proutkům a dle metodiky se jedná buď o počet proutků v rámci kazety nebo veličina source vector.

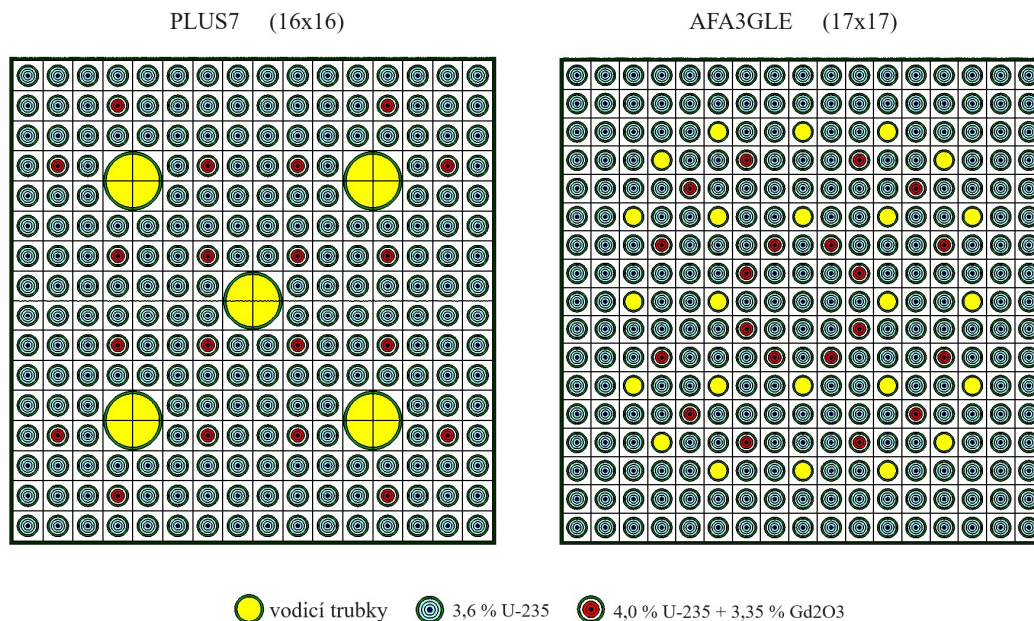
Výsledky průměrných proutků již byly diskutovány v rámci kapitoly 6.1. Nicméně srovnáme je s reálnou kazetou, kde konkrétně pro SCALE (2D) v rámci paliv bez Gd činí odchylka  $k_{\infty}$  nanejvýš 0,01. V rámci paliv s gadoliniem je již odchylka konstantní rovna v průměru necelých 0,44. Viditelný offset mezi oběma programy se pohybuje mezi 0,12 až 0,20 u gadolinových paliv. Za povšimnutí stojí fakt, že obě křivky pro průměrné proutky přesně kopírují trend středního obohacení kazet, což u předchozích metod nebylo tak výrazně viditelné. Tento efekt mohl být způsoben právě průměrováním vstupních dat, přičemž jak už bylo zmíněno dojde k vyhlazení rozdílů mezi proutky již v rámci modelu. Zdá se, že právě střední obohacení pak ve výsledku nejvíce vynikne nad ostatními efekty.

Závěrem lze k tomuto srovnání doplnit, že heterogenní model reálné kazety vždy nejlépe zachycuje její skutečné vlastnosti, což je důležité pro přesné určení  $k_{\infty}$ . Například z hlediska bezpečnostní analýzy může nepřesné modelování vést k chybným závěrům, což může mít vážné důsledky pro provoz reaktoru. Avšak v situacích, ve kterých jsou známy tyto mezery v přesnosti a lze je akceptovat, může zjednodušený model výrazně usnadnit řešení daného problému. Stále je ale vhodné mít na paměti, že pokud homogenizovaný model nedostatečně zachytí absorpční vlastnosti některých proutků (např. proutků s gadoliniem), může velmi snadno dojít k podhodnocení nebo nadhodnocení celkového koeficientu násobení a zkreslení výsledku.

## 6.4 Porovnání výpočtů se západní koncepcí paliv

V této kapitole budou vybrané palivové proutky, které byly počítány v předchozích částech práce, implementovány do západní geometrie čtvercových palivových souborů. V kapitole 3.3 byl představen projekt Dukovany II, v jehož rámci již zájemci nabídli svá řešení. V současné době se rozhoduje mezi potencionálními dodavateli KHNP a EDF, přičemž oba nabízejí čtvercové palivové soubory typické právě pro západní koncepci. Jedná se o palivové soubory PLUS7 (KHNP) a AFA3GLE (EDF), které jsou uvedeny včetně parametrů na obrázku 5 a tabulce 4. Jak už bylo zmíněno dříve, nebyla získána schémata francouzského palivového souboru, kde by byly vidět jednotlivé proutky s vyhořívajícím absorbatorem. Korejský palivový soubor ACE7, na jehož designu se

podílela americká společnost Westinghouse avšak používá také 17x17 mříž se stejným rozmístěním vodících trubek. Jelikož pro tento soubor bylo k dispozici rozmístění proutků s VA, bylo přistoupeno k tomu, že se toto rozmístění použilo i pro francouzské palivo. Tato záměna se však týká pouze ohledně rozmístění absorbátoru. Tento test umožní porovnat rozdíl  $k_{\infty}$  mezi hexagonální a čtvercovou mříží reálného paliva, což způsobí spolu se změnou kroku mříže proutků změnu vodo-uranového poměru. Modely jednotlivých paliv jsou uvedeny na obrázcích níže.



Obrázek 24: Modely palivových souborů nabízených řešení pro Dukovany II

Při modelování těchto palivových souborů byly použity dva typy proutků, přičemž jejich geometrie odpovídá neprofilovanému palivu N36. Stupeň obohacení a podíl Gd je pro tyto proutky uveden na obrázku 5. Obálka obou palivových souborů je uvážována stejná jako pro N36, tedy se stejnou tloušťkou i materiálovou kompozicí a aktivní délka proutku je rovněž stejná. Změna oproti původnímu dukovanskému palivu se tak týká zejména přechodu z hexagonální na čtvercovou mříž s čímž zároveň souvisí změna kroku mříže proutků a nevyhnutelně také jejich počet. K výpočtu byl použit 3D modul KENO v rámci SCALE a výsledky jsou uvedeny v tabulce 10.

Tabulka 10: Porovnání výsledků paliv v rámci projektu Dukovany II

Parametr		PLUS7 (KHNP)	AFA3GLE (EDF)
Bez vodicích trubek, bez VA	$k_{\infty}$ [-]	$1,41256 \pm 0,0004$	$1,40457 \pm 0,0004$
S vodicími trubkami, bez VA		$1,41452 \pm 0,0004$	$1,41405 \pm 0,0004$
S vodicími trubkami, s VA		$1,13191 \pm 0,0004$	$1,17505 \pm 0,0004$

Výpočet byl proveden pro tři různé konfigurace, zahrnující varianty s vodicími trubkami, VA i bez nich. Podle [19] je přechod na čtvercovou mříž se současným zvětšením rozteče proutků doprovázen zvětšením vodo-uranového poměru, což má za důsledek růst koeficientu násobení. Výsledky obou geometrií, jak je vidět z tabulky 10, jsou navzájem velmi podobné. Zde je nutné dodat, že tyto výsledky jsou odrazem spíše samotné změny vodo-uranového poměru oproti předchozím palivům, která je pro oba případy rovněž velmi podobná viz tabulka 4. Navíc pro obě varianty byly použity stejné palivové proutky. S ohledem do budoucna by tak mohly být ještě zajímavější výsledky výpočtů zaměřených na tyto soubory se všemi reálnými parametry a to včetně výpočtu teplotního profilu.

Z tabulky 10 je dále patrné, že SCALE očekávaně splnil teoretický předpoklad a  $k_{\infty}$  skutečně při aplikaci zmíněných změn vzrostlo. Je rovněž pravděpodobné, že v kapitole 6.2 SCALE reagoval správně, zatímco výsledek  $U_{wB1}$  byl v tomto ohledu chybný s čímž souhlasí výsledek v tabulce 8. Nicméně by bylo vhodné nejprve provést důkladné ověření všech výsledků jiným programem. Z těch známějších by se mohlo jednat např. o MCNP, čímž by vznikla možnost srovnání od dvou nezávislých oficiálních kódů. Tento krok by pak eventuelně potvrdil nebo vyvrátil správnost výsledků SCALE, ale také by mohly být identifikovány případné nedostatky  $U_{wB1}$ , jestliže by byly nalezeny. Zároveň by se tak zvýšila důvěryhodnost těchto závěrů.

## 7. ZÁVĚR

Cílem bakalářské práce je pomocí různých nástrojů určit koeficient násobení nekonečné mříže pro vybrané typy jaderných paliv tlakovodních reaktorů a výsledky diskutovat v různých ohledech. Použity byly dva výpočetní programy, konkrétně jednoduchý a rychlý kód  $U_{WB1}$  a oficiální balík SCALE. Oba programy byly porovnávány na široké škále paliv používaných na stávajících blocích EDU a rovněž byly provedeny výpočty západních geometrií palivových souborů od korejské společnosti KHNP a francouzské EDF v souvislosti s projektem Dukovany II.

Vzhledem k omezením programu  $U_{WB1}$ , který umožňuje pouze jednoduché geometrie, bylo nutné použít alternativní metody výpočtu, abychom se přiblížili reálnému modelu celé palivové kazety v programu SCALE. První metoda, která spočívala v jednoduchém průměrování vstupních dat a vytvoření tzv. průměrného palivového proutku, se ukázala jako nedostatečná. Pro paliva s vyhořívajícím absorbatorem nebyla dosažena podmínka kritičnosti, což vedlo k nadhodnocení jejich vlivu. Druhá metoda, průměrování výstupních dat jednotlivých proutků, zase podhodnocovala vliv absorbatoru, a to u všech použitých váhovacích funkcí.

Při nahlédnutí na konkrétní výsledky byla v kapitole 6.3 zjištěna neshoda mezi oběma programy, přičemž  $U_{WB1}$  vykazovalo trend ve výsledcích, který neodpovídá očekávanému chování paliv. Bližší analýzou byla zjištěna nesprávná reakce na změnu vodo-uranového poměru v souvislosti se změnou rozteče palivových proutků u paliv bez příměsi VA. V tomto případě je dalším vhodným postupem provedení přepočtu všech výsledků třetím nezávislým programem. Z řad oficiálně validovaných kódů by se tak mohlo jednat např. o MCNP využívající rovněž metodu Monte Carlo.

Celkově existuje více metod, jak tento problém řešit, a pro dosažení přesnějších výsledků bude pravděpodobně nutné použít složitější přístupy, které přesahují rámec této práce. Metody průměrování se ukázaly jako nevhodné pro přesné výpočty absolutní hodnoty  $k_{\infty}$ , zejména pokud palivo obsahuje vyhořívající absorbátor. Přesné modely jsou nezbytné především pro bezpečnostní analýzy. Pro úlohy, kde je podstatnější spíše relativní změna  $k_{\infty}$ , mohou být zjednodušené modely někdy přijatelné. Užitečné mohou být například při předběžných analýzách citlivosti, kde potřebujeme testovat vliv různých parametrů na velkém množství dat a jednoduchost výpočtu je zde výhodou. Výsledky těchto analýz nebo jen část kritických míst mohou být následně ověřeny přesnějšími metodami nebo reálnými modely.

Příkladem tohoto by mohlo být zjištění vlivu teploty na  $k_{\infty}$  a to vzhledem k širokému rozmezí teplot. Tímto bychom byli schopni poskytnout hodnotnější argumenty na to zda přijatá zjednodušení při výpočtu teplotního profilu mají skutečně zanedbatelný vliv. Stále je však nutné mít na paměti omezení a slabá místa, které s sebou zjednodušující metody přinášejí, například zde se jednalo zejména o přítomnost Gd. V případě analýzy známých paliv, by se pro zpřesnění výsledků dalo uvažovat o zavedení korekčních faktorů a tím kalibrovat odchylku Gd paliv, čímž by se otevřela cesta k přesnějším výpočtům v rámci podstatně jednodušších úloh. Opět je ale nutné připomenout, že je třeba znát omezení použití takových korekcí, což by mohlo být v budoucnu předmětem dalšího navázání na tuto práci. Dále nastává otázka a směr možného postupu ohledně toho, jaké výsledky by přinesly pokročilejší metody, jakožto např. použití adekvátnějších váhovacích funkcí a zda lze nalézt takové, které by lépe reagovali na VA.

Z ekonomického hlediska přichází do úvahy několik aspektů. Zásadním jsou náklady na výrobu palivových souborů. Zde se odráží cena uranu, náklady na obohacování, výběr dodavatele atp. Výslednou cenu také ovlivňuje profilace kazety, tedy uvažování vícero druhů proutků různého obohacení, čímž nastávají protichůdné požadavky. Z hlediska provozu je žádoucí zajistit mimo jiné právě profilováním kazet dostatečnou míru vyrovnání výkonu podél AZ. Příklad můžeme vidět na palivu Gd-2+, kde kazeta obsahuje více druhů proutků, ale zachovává stejné střední obohacení. Na druhou stranu toto způsobuje negativní dopad na výslednou cenu paliva, což vyžaduje určité kompromisy. Ekonomičnost se dá dále posoudit z hlediska doby strávené v reaktoru. Jak bylo uvedeno, tak výsledkem přechodu na delší palivový cyklus je jednak dosahováno vyšších hodnot vyhoření, čímž je palivo více využito, ale rovněž má toto dopad na počet kazet, které je nutno na konci každé kampaně měnit a navíc je uskladňováno daleko méně vyhořelého paliva, což sebou také nese určité náklady. Protichůdným aspektem bychom ale mohli namítat, že je pro dosažení vyššího vyhoření potřeba většího obohacení, což je za jistou hranicí neodmyslitelně spojeno s použitím vyhořívajících absorbátorů, které velkou mírou počáteční reaktivity redukují z hlediska bezpečnosti. V poslední řadě stojí za zmínku také nutnost dodržování všech bezpečnostních norem spojených se zacházením s palivy, jelikož bezpečná a snadná manipulace a rovněž skladování vyhořelého paliva je taktéž důležitá pro minimalizaci rizik spojených s údržbou a výměnou paliva.

## LITERATURA

- [1] ULLMANN, Vojtěch. Astronuklfyzika. online. 2019. Dostupné z: <https://astronuklfyzika.cz/>. [cit. 2024-05-28].
- [2] SKLENKA, Lubomír a HERALTOVÁ, Lenka. Provozní reaktorová fyzika. 2. přepracované vydání. Praha: ČVUT, 2016. ISBN 978-80-01-05901-2.
- [3] WORLD NUCLEAR ASSOCIATION. World Uranium Mining Production. online. In: World Nuclear Association. 2024. Dostupné z: <https://world-nuclear.org/information-library/nuclear-fuel-cycle/mining-of-uranium/world-uranium-mining-production>. [cit. 2024-05-28].
- [4] MAJLING, Eduard. Historie a současnost těžby uranu v ČR. online. In: OEnergetice. 2017. Dostupné z: <https://oenergetice.cz/ostatni/historie-a-soucasnost-tezby-uranu-v-cr>. [cit. 2024-05-28].
- [5] WORLD NUCLEAR ASSOCIATION. Nuclear Fuel Cycle Overview. online. In: World Nuclear Association. 2024. Dostupné z: <https://world-nuclear.org/information-library/nuclear-fuel-cycle/introduction/nuclear-fuel-cycle-overview>. [cit. 2024-05-28].
- [6] LAMARSH, John a BARATTA, Anthony. Introduction to Nuclear Engineering. 3. vydání. Prentice Hall, 2001. ISBN 0-201-82498-1.
- [7] DOLEŽAL, Jaroslav et al. Jaderné a klasické elektrárny. Vydání první. Praha: ČVUT, 2011. ISBN 978-80-01-04936-5.
- [8] ŠTAMBERG, Karel. Technologie jaderných paliv II. 3. vydání. V Praze: České vysoké učení technické, 2017. ISBN 978-80-01-06077-3.
- [9] Nuclear Technology review 2023. Online, PDF. International Atomic Energy Agency (IAEA), 2023. Dostupné také z: <https://www.iaea.org/sites/default/files/gc/gc67-inf4.pdf>.
- [10] WORLD NUCLEAR ASSOCIATION. Processing of Used Nuclear Fuel. online. In: World Nuclear Association. 2020. Dostupné z: <https://world-nuclear.org/information-library/nuclear-fuel-cycle/fuel-recycling/processing-of-used-nuclear-fuel>. [cit. 2024-05-28].
- [11] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY (IAEA). World Statistics. online. In: PRIS. 2024. Dostupné z: <https://pris.iaea.org/PRIS/WorldStatistics/OperationalReactorsByCountry.aspx>. [cit. 2024-05-28].
- [12] LEWIS, Elmer E. Fundamentals of nuclear reactor physics. Amsterdam: Academic Press, 2008. ISBN 978-0-12-370631-7.
- [13] TIEP, Nguyen a HOANG, Sy. Investigation of the VVER-1000 reactor pressure vessel neutron fluence and displacement per atom using MCNP6. online.

- Radiation Physics and Chemistry. 2020, roč. 177. ISSN 0969806X. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.radphyschem.2020.109141>. [cit. 2024-05-28].
- [14] FERNÁNDEZ-ARIAS, Pablo a VERGARA, Diego. A Global Review of PWR Nuclear Power Plants. online. Applied Sciences. 2020, roč. 10, č. 13. ISSN 2076-3417. Dostupné z: <https://doi.org/10.3390/app10134434>. [cit. 2024-05-28].
- [15] SKUPINA ČEZ. Jaderná elektrárna Dukovany. online. In: Skupina ČEZ - O Společnosti. 2024. Dostupné z: <http://www.cez.cz/cs/o-cez/vyrobni-zdroje/jaderna-energetika/jaderna-energetika-v-ceske-republice/edu>. [cit. 2024-05-28].
- [16] HROZEK, Dian. Jaderná elektrárna Dukovany je v provozu od roku 1985. online. In: OEnergetice.cz. 2018. Dostupné z: <https://oenergetice.cz/jaderna-elektrarny/jaderna-elektrarna-dukovany/>. [cit. 2024-05-28].
- [17] PUCHNAR, Jiří. Svět jaderných reaktorů: Vývoj tlakovodních reaktorů východní koncepce (VVER). online. In: OEnergetice.cz. 2015. Dostupné z: <https://oenergetice.cz/jaderna-elektrarny/svet-jadernych-reaktoru-vyvoj-tlakovodnich-reaktoru-vychodni-koncepce-vver/>. [cit. 2024-05-28].
- [18] LOVECKÝ, Martin. Zvyšování účinnosti jaderného paliva použitím vyhořívajících absorbátorů. Dizertační práce. Plzeň: Západočeská univerzita v Plzni, 2016.
- [19] HEŘMANSKÝ, Bedřich. Jaderné energetické reaktory. Online, PDF. Ústřední informační středisko pro jaderný program, 1988. Dostupné také z: [https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/\\_Public/20/049/20049396.pdf](https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/20/049/20049396.pdf).
- [20] BURKET, Daneš. Palivové vsázky se zdokonaleným palivem na Jaderné elektrárně Dukovany. Dizertační práce. ČVUT-FJFI: České vysoké učení technické v Praze, 2003.
- [21] OENERGETICE. Zapojení firem z ČR do stavby dukovanského bloku může být jasné do jara: Zapojení firem z ČR do stavby dukovanského bloku může být jasné *do jara*. online. In: OEnergetice.cz. 2023. Dostupné z: <https://oenergetice.cz/jaderna-elektrarny/aliance-zapojeni-firem-z-cr-do-stavby-dukovanskeho-bloku-muze-byt-jasne-do-jara/>. [cit. 2024-05-28].
- [22] OENERGETICE. Vláda vyzve EDF a KHNP k závazným nabídkám na více bloků, Westinghouse ne. online. In: OEnergetice.cz. 2024. Dostupné z: <https://oenergetice.cz/jaderna-elektrarny/vlada-vyzve-edf-a-khnp-k-zavaznym-nabidkam-na-vice-bloku-westinghouse-ne/>. [cit. 2024-05-28].
- [23] OENERGETICE. Výběr událostí kolem plánované stavby jaderných elektráren v ČR. online. In: OEnergetice.cz. 2024. Dostupné z:

- <https://oenergetice.cz/jaderne-elektrarny/vyber-udalosti-kolem-planovane-dostavby-jadernych-elektraren/>. [cit. 2024-05-28].
- [24] SKUPINA ČEZ. Potenciální dodavatelé. online. In: Skupina ČEZ. 2024. Dostupné z: <https://www.cez.cz/cs/nove-jaderne-zdroje/elektrarna-dukovany-ii/potencialni-dodavatele>. [cit. 2024-05-28].
- [25] ALL FOR POWER. Korejský reaktor APR1000 pro jadernou elektrárnu Dukovany úspěšně získal certifikaci EUR odpovídající aktuálním evropským normám. online. In: Allforpower.cz. 2023. Dostupné z: <https://allforpower.cz/jaderna-energetika/korejsky-reaktor-apr1000-pro-jadernou-elektrarnu-dukovany-uspesne-ziskal-certifikaci-eur-odpovidajici-aktualnim-evropskym-normam-703>. [cit. 2024-05-28].
- [26] NEUMAN, Petr. Francouzský jaderný blok EPR1200 – jediná nabídka z EU na nový jaderný blok JEDU5. online. Energetika. 2021, roč. 71, č. 5, s. 302-309. ISSN 0375-8842. Dostupné z: <https://www.pablikado.cz/dokument/0xIoAgEEHyJGGRwm>. [cit. 2024-05-28].
- [27] TALIEU, Frédéric. EPR1200. online. Energetika. 2023, roč. 73, č. 6, s. 16-22. ISSN 0375-8842. Dostupné z: <https://www.pablikado.cz/dokument/IVqfFg6psjiPeBG1>. [cit. 2024-05-28].
- [28] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY (IAEA). Status report 78 - The Evolutionary Power Reactor (EPR). Online, PDF. 2011. Dostupné také z: <https://aris.iaea.org/PDF/EPR.pdf>.
- [29] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY (IAEA). Status Report 103 – Advanced Power Reactor (APR1000). Online, PDF. 2011. Dostupné také z: <https://aris.iaea.org/PDF/APR1000.pdf>.
- [30] HEŘMANSKÝ, Bedřich. Termomechanika jaderných reaktorů. První vydání. Praha: Academia, 1986. ISBN 21-087-86.
- [31] JERNKVIST, Lars. Assessment of modelling approaches for axial gas flow inside LWR fuel rods. online. 2022, s. 12. Dostupné z: [https://www.researchgate.net/publication/361613591\\_Assessment\\_of\\_modelling\\_approaches\\_for\\_axial\\_gas\\_flow\\_inside\\_LWR\\_fuel\\_rods](https://www.researchgate.net/publication/361613591_Assessment_of_modelling_approaches_for_axial_gas_flow_inside_LWR_fuel_rods). [cit. 2024-05-28].
- [32] WIESELQUIST, William a LEFEBVRE, Robert et al. SCALE 6.3.1 User Manual. online. 2023. Dostupné z: <https://doi.org/10.2172/1959594>. [cit. 2024-05-28].
- [33] LOVECKÝ, Martin. UWB1 User's Manual. Online, PDF. 2015. Dostupné také z: <https://www.uwb1.cz/uwb1manual05.pdf>.
- [34] NOVIKOV, V a MIKHEEV, E et al. Property investigations of (U,Gd)O<sub>2</sub> fuel with higher content of Gadolinium Oxide. Online, PDF. 2009. Dostupné také z:

[https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/\\_Public/41/081/41081142.pdf?r=1](https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/41/081/41081142.pdf?r=1).

- [35] MCCARTY, Robert D. Thermophysical properties of Helium-4 from 0.8 to 1500 K with pressures to 2000 MPa. online. 1989. Dostupné z: [https://www.researchgate.net/publication/24286848\\_Thermophysical\\_properties\\_of\\_Helium-4\\_from\\_08\\_to\\_1500\\_K\\_with\\_pressures\\_to\\_2000\\_MPa](https://www.researchgate.net/publication/24286848_Thermophysical_properties_of_Helium-4_from_08_to_1500_K_with_pressures_to_2000_MPa). [cit. 2024-05-29].
- [36] SOPPERA, N.; BOSSANT, M. a DUPONT, E. JANIS 4: An Improved Version of the NEA Java-based Nuclear Data Information System. online. *Nuclear Data Sheets*. 2014, roč. 120, s. 294-296. ISSN 00903752. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.nds.2014.07.071>. [cit. 2024-05-28].
- [37] WORLD NUCLEAR ASSOCIATION. Plans For New Reactors Worldwide. online. In: World Nuclear Association. 2024. Dostupné z: <https://world-nuclear.org/information-library/current-and-future-generation/plans-for-new-reactors-worldwide>. [cit. 2024-05-28].
- [38] DANDI, Aiman et al. Feasibility of combinational burnable poison pins for 24-month cycle PWR reload core. online. *Nuclear Engineering and Technology*. 2020, roč. 52, č. 2, s. 238-247. ISSN 17385733. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.net.2019.07.026>. [cit. 2024-05-29].

## SEZNAM SYMBOLŮ A ZKRATEK

### Zkratky:

AZ	Aktivní zóna
VJP	Vyhořelé jaderné palivo
MOX	Mixed Oxide fuel
PWR	Pressurized Water Reactor
BWR	Boiling Water Reactor
LWR	Light-Water Reactor
VA	Vyhořívající absorbátor
VVER	Vodo-Vodjanoj Energetičeskij Reaktor
PHWR	Pressurised Heavy Water Reactor
LWGR	Light Water Cooled Graphite-moderated Reactor
AGR	Advanced Gas cooled graphite moderated Reactor
EDU	Elektrárna Dukovany
EDUII	Elektrárna Dukovany II
KHNP	Korea Hydro & Nuclear Power
EDF	Électricité de France
EUR	European Utility Requirements
SÚJB	Státní úřad pro jadernou bezpečnost
CSEWG	Cross Section Evaluation Working Group
ENDF	Evaluated Nuclear Data File
CSAS	Criticality Safety Analysis Sequences

### Symboly:

$\sigma$	mikroskopický účinný průřez	[b]
$B$	vyhoření	[MWd/t <sub>U</sub> ]
$\overline{q}_H$	lineární výkon palivové tyče	[W/m]
$P_t$	tepelný výkon reaktoru	[W]
$n_k$	počet kazet v aktivní zóně	[-]
$n_p$	počet proutků v palivové kazetě	[-]
$H$	aktivní délka palivového proutku	[m]
$T$	teplota	[K]
$T_P$	teplota vnějšího povrchu palivové pelety	[K]
$T_{Z1}$	vnitřní teplota povrchu pokrytí	[K]
$T_{Z2}$	vnější teplota povrchu pokrytí	[K]
$T_b$	střední teplota vody v aktivní zóně	[K]
$r$	poloměr	[m]

$r_0$	vnitřní poloměr centrálního otvoru pal. pelety	[m]
$\lambda$	součinitel tepelné vodivosti	[W/m/K]
$\lambda_U$	součinitel tepelné vodivosti palivové pelety	[W/m/K]
$\lambda_Z$	součinitel tepelné vodivosti pokrytí	[W/m/K]
$\alpha_U$	celkový součinitel sdílení tepla v plyn. mezeře	[W/m <sup>2</sup> /K]
$\alpha_Z$	součinitel sdílení tepla do chladiva	[W/m <sup>2</sup> /K]
$\vartheta$	integrální tepelná vodivost	[W/m <sup>2</sup> ]
$\vartheta_P$	integrální tep. vodivost vnějšího povrchu pelety	[W/m <sup>2</sup> ]
$\delta$	šířka plynové mezery	[mm]
$\rho$	hustota	[g/cm <sup>3</sup> ]
$\rho_U$	standardní hustota pal. pelet z UO <sub>2</sub>	[g/cm <sup>3</sup> ]
$\rho_t$	teoretická hustota pal. pelet z UO <sub>2</sub>	[g/cm <sup>3</sup> ]
$W$	hmotnostní podíl Gd <sub>2</sub> O <sub>3</sub> v rámci UO <sub>2</sub>	[%]
$\gamma$	podíl počtu atomů <sup>235</sup> U vůči <sup>238</sup> U	[%]
$w$	hmotnostní zlomek	[-]
$A_r$	relativní atomová hmotnost	[g/mol]
$N_i$	jaderná hustota pro i-tý izotop	[at/b.cm]
$w_i$	váha i-té položky ve váhovém průměru	[-]
$k$	koeficient násobení	[-]
$k_\infty$	koeficient násobení nekonečné mříže	[-]
$\Delta k_\infty$	relativní změna $k_\infty$	[%]
$T_{stř}$	střední teplota v daném regionu	[°C]