

České vysoké učení technické v Praze
Fakulta jaderná a fyzikálně inženýrská

Katedra jaderných reaktorů
Specializace: Jaderné reaktory

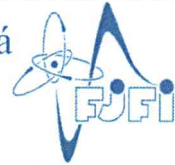
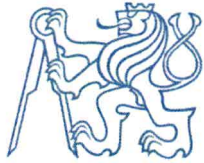


Analýzy změn parametrů vyhořelého
jaderného paliva v průběhu suchého
skladování v meziskladu pomocí
kódu FRAPCON

Analyses of spent fuel characteristics
changes during dry interim storage
by means of computer code
FRAPCON

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Vypracoval: Bc. Jindřich Prášil
Vedoucí práce: Ing. Dušan Kobyłka, Ph.D.
Rok: 2022



ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

Student: **Bc. Jindřich Prášil**

Studijní program: Jaderné inženýrství

Specializace: Jaderné reaktory

Název práce česky: **Analýzy změn parametrů vyhořelého jaderného paliva v průběhu suchého skladování v meziskladu pomocí kódu FRAPCON**

Název práce anglicky: **Analyses of spent fuel characteristics changes during dry interim storage by means of computer code FRAPCON**

Pokyny pro vypracování:

1. Seznamte se s výpočtním kódem FRAPCON ve verzi 4.0, zejména s jeho možnostmi modelování vyhořelého jaderného paliva v průběhu suchého skladování (podprogram DATING).
2. Proveďte rešerši modelů používaných v podprogramu DATING. Modely srovnajte s jinými, používanými pro popis stejných jevů a diskutovanými např. v bakalářské práci a výzkumném úkolu. Na základě předchozích prací a rešerší rovněž diskutujte komplexnost i omezení výpočtu v podprogramu DATING a možnosti jeho použití pro palivové soubory typu VVER skladované v obalových souborech typu CASTOR. Úlohu řešte jak s ohledem na výpočet běžného stavu skladování, tak transportu i pro havarijní podmínky, jak jsou definovány legislativou ČR.
3. Namodelujte v kódu FRAPCON 4.0 úlohy řešené ve výzkumném úkolu a případné změny v zadání úloh popište. Dosažené výsledky srovnajte a diskutujte případné rozdíly.
4. Navrhněte úpravy výpočtu tak, aby výsledky byly použitelné pro palivo typu VVER a určení jeho stavu při skladování i po transportech v obalových souborech typu CASTOR do horké komory v areálu hlubinného úložiště.

Doporučená literatura:

- [1] GEELHOOD, K. J. et al. *FRAPCON-4.0: A Computer Code for the Calculation of Steady-State, Thermal-Mechanical Behavior of Oxide Fuel Rods for High Burnup*. PNNL-19418, Vol.1 Rev. 2. Richland, WA: Pacific Northwest National Laboratory. 2015.
- [2] Raynaud P. A. C. a R. E. Einziger. *Cladding Stress during Extended Storage of High Burnup Spent Nuclear Fuel*. Washington, DC: U.S. Nuclear Regulatory Commission. 2015.
- [3] CUNNINGHAM, M. E. *Control of degradation of spent LWR fuel during dry storage in an inert atmosphere*. PNL-6364. Richland, WA: Pacific Northwest National Laboratory. 1987.
- [4] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. *Storage of Spent Nuclear Fuel, IAEA Safety Standards Series No. SSG-15 (Rev. 1)*. Vienna: IAEA, 2020. ISBN: 978-92-0-119320-9.
- [5] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. *Spent Fuel Performance Assessment and Research*. IAEA-TECDOC-1680. Vienna: IAEA, 2012. ISBN: 978-92-0-130810-8.

Jméno a pracoviště vedoucího práce:

Ing. Dušan Kobyłka, Ph.D.

KJR FJFI ČVUT v Praze

Jméno a pracoviště konzultanta:

Ing. Martin Ševeček, Ph.D.

KJR FJFI ČVUT v Praze

Datum zadání diplomové práce:

18. 10. 2021

Datum odevzdání diplomové práce:

2. 5. 2022

Doba platnosti zadání je dva roky od data zadání.

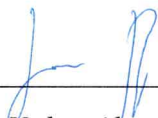
V Praze dne 18. 10. 2021

doc. Ing. Tomáš Trojek, Ph.D.



Garant studijního programu

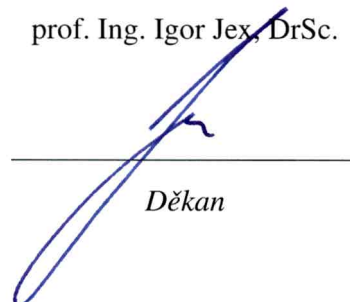
Ing. Jan Rataj, Ph.D.



Vedoucí katedry



prof. Ing. Igor Jex, DrSc.



Děkan

Prohlášení

Prohlašuji, že jsem svou diplomovou práci vypracoval samostatně a použil pouze podklady uvedené v příloženém seznamu.

V Praze dne

.....
Bc. Jindřich Prášil

Poděkování

Děkuji vedoucímu práce Ing. Dušanu Kobylkovi, Ph.D. za podnětné návrhy a trpělivost při tvorbě diplomové práce a Ing. Martinu Ševečkovi, Ph.D. za věcné připomínky.

Děkuji své rodině za podporu při celém studiu. Dále děkuji své druhé rodině za psychickou podporu během psaní této práce.

Bc. Jindřich Prášil

Název práce:

Analýzy změn parametrů vyhořelého jaderného paliva v průběhu suchého skladování v meziskladu pomocí kódu FRAPCON

Autor: Bc. Jindřich Prášil

Studijní program: Jaderné inženýrství

Specializace: Jaderné reaktory

Druh práce: Diplomová práce

Vedoucí práce: Ing. Dušan Kobyłka, Ph.D.

Katedra jaderných reaktorů, Fakulta jaderná a fyzikálně inženýrská,
České vysoké učení technické v Praze

Konzultant: Ing. Martin Ševeček, Ph.D.

Katedra jaderných reaktorů, Fakulta jaderná a fyzikálně inženýrská,
České vysoké učení technické v Praze

Abstrakt: Diplomová práce se zabývá výpočty vyhořelého jaderného paliva v průběhu suchého skladování modulem DATING. Podrobně zhodnocen byl výpočet creepové deformace a výpočty teplot tímto modulem. Dále byly rozebrány možnosti výpočtu ostatních jevů důležitých pro suché skladování, mezi které patří zpožděné hydridové praskání, reorientace hydridů a koroze pod napětím. Programem FRAPCON 4.0 byly provedeny výpočty vyhořívání a srovnány s výpočty pomocí FRAPCONu 3.4 pro stejné výkonové historie a parametry paliva. Dále byly srovnány hodnoty creepové deformace v průběhu suchého skladování pomocí modifikovaného FRAPCONu 3.4, do kterého byla pro období suchého skladování implementována rovnice pro slitinu E-110, a modulu DATING, jenž je součástí FRAPCONu 4.0. V rámci práce jsou rovněž navrženy možnosti úpravy modulu DATING, aby byl vhodnější pro výpočty paliva typu VVER v průběhu suchého skladování v obalových souborech.

Klíčová slova: palivo VVER, vyhořelé jaderné palivo, suché skladování, FRAPCON, DATING

Title:

Analyses of spent fuel characteristics changes during dry interim storage by means of computer code FRAPCON

Author: Bc. Jindřich Prášil

Abstract: This Masters thesis deals with the calculations of spent nuclear fuel during dry storage by the DATING module. Much emphasis was placed on the calculation of creep deformation and temperature calculations by this module. Furthermore, the possibilities of calculating other phenomena important for dry storage, including delayed hydride cracking, hydride reorientation and stress corrosion cracking, were evaluated. Calculations during operation were performed with FRAPCON 4.0 and compared with FRAPCON 3.4 calculations for the same power history and fuel parameters. In addition, creep strain values during dry storage were compared using a modified FRAPCON 3.4, in which the equation for the E-110 alloy was implemented for the dry storage period, and the DATING module included in FRAPCON 4.0. The thesis also suggests ways to modify the DATING module to make it more suitable for calculations of VVER fuel during dry storage in casks.

Key words: nuclear fuel VVER, spent nuclear fuel, dry storage, FRAPCON, DATING

Obsah

Seznam zkratk	10
Seznam jednotek a veličin	11
Seznam obrázků	12
Seznam tabulek	14
Úvod	15
1 FRAPCON 4.0	17
1.1 Model ANS-5.1	18
1.2 Modul DATING	20
1.2.1 Zadávání teplot	20
1.2.2 Výpočet creepu	22
2 Zhodnocení modulu DATING	26
2.1 Creepová deformace	26
2.2 Koroze a hydridizace vnější strany PP	28
2.3 Uvolňování plynných štěpných produktů a swelling	28
2.4 Teploty palivového pokrytí	28
2.5 Neřešené jevy	28
3 Výpočet vyhořívání pomocí programu FRAPCON 4.0	29
3.1 VVER 440	29
3.1.1 Vstupní data	29
3.1.2 Stav paliva VVER 440 po ukončení vyhořívání	32
3.2 VVER 1000	34
3.2.1 Vstupní data	34
3.2.2 Stav paliva VVER 1000 po ukončení vyhořívání	36
4 Výpočet suchého skladování modulem DATING	39
4.1 Teploty palivového pokrytí	39
4.2 Stav paliva VVER 440 v průběhu suchého skladování	40
4.3 Stav paliva VVER 1000 v průběhu suchého skladování	41
5 Možnosti vylepšení výpočtu suchého skladování modulem DATING	43
5.1 Zbytkový tepelný výkon	43

5.1.1	Použití neutronického kódu	44
5.1.2	Použití tabulek	44
5.2	Výpočet teplot	44
5.3	Zpožděné hydridové praskání (Delayed Hydride Cracking)	46
5.3.1	Online způsob řešení	46
5.3.2	Offline způsob řešení	47
5.4	Reorientace hydridů	48
5.5	Koroze pod napětím (Stress Corrosion Cracking)	48
5.6	FGR	49
5.7	Creepová deformace	49
5.8	Stav v průběhu transportu	50
Závěr		52
Literatura		56
Přílohy		57
A Vstupní data modelu do FRAPCONu		57
A.1	Vstupní soubor VVER 440	57
A.2	Vstupní soubor VVER 1000	62
B Skript pro offline způsob řešení vyhodnocení DHC		69

Seznam zkratek

ZKRATKA	VÝZNAM
AZ	Aktivní zóna
BWR	Boiling Water Reactor - Varný reaktor
CFD	Computational Fluid dynamics
DHC	Delayed Hydride Cracking - zpožděné hydridové praskání
DP	Diplomová práce
ESTV	Efektivní součinitel tepelné vodivosti
FGR	Fission Gas Release - uvolnění plyných štěpných produktů
JE	Jaderná elektrárna
NRC	Nuclear Regulatory Commission
OS	Obalový soubor
PHWR	Pressurized Heavy Water Reactor - těžkovodní reaktor
PP	Palivové pokrytí
PS	Palivový soubor
PWR	Pressurized Water Reactor - Tlakovodní reaktor západní koncepce
SCC	Stress Corrosion Cracking - koroze pod napětím
SÚJB	Státní úřad jaderné bezpečnosti
VH	Výkonová historie
VJP	Vyhořelé jaderné palivo
VU	Výzkumný úkol
VVER	Tlakovodní reaktor východní koncepce

Seznam jednotek a veličin

VELIČINA	VÝZNAM	JEDNOTKA
BU	Výhoření	MWd/kgU
E	Modul pružnosti v tahu	GPa
G_c	Modul pružnosti v smyku	GPa
K_{IH}	Intenzita napětí	MPa \sqrt{m}
p	Tlak	Pa
P	Výkon	W
P_l	Lineární hustota výkonu	W/m
r	Poloměr	m
T	Termodynamická teplota	K
t	Čas	s
v	Rychlost	m/s
ϵ	Creepová deformace	-
$\dot{\epsilon}$	Rychlost creepové deformace	1/s
λ	Součinitel tepelné vodivosti	W/mK
σ_{eq}	Efektivní napětí	MPa
σ	Obvodové napětí	MPa

Seznam obrázků

1.1	Srovnání vypočítaných zbytkových tepelných výkonů a modelu ANS-5.1 pro reaktor typu VVER 440	19
1.2	Srovnání vypočítaných zbytkových tepelných výkonů a modelu ANS-5.1 pro reaktor typu VVER 1000	19
1.3	Křivka pro skladování v heliu pro počáteční teplotu vnější strany PP 350 °C a 300 °C za 40 let	21
1.4	Křivka pro skladování v dusíku pro vyhoření 25, 30,35 a 50 MWd/kgU za 40 let	22
1.5	Srovnání creepové deformace pro jednotlivé modely za dobu 400 dní pro teplotu PP 350 °C a obvodové napětí 50 MPa	24
1.6	Srovnání creepové deformace pro jednotlivé modely za dobu 400 dní pro teplotu PP 350 °C a obvodové napětí 70 MPa	24
1.7	Srovnání creepové deformace pro jednotlivé modely za dobu 400 dní pro teplotu PP 240 °C a obvodové napětí 70 MPa	25
1.8	Srovnání creepové deformace pro jednotlivé modely za dobu 400 dní pro teplotu PP 350 °C a obvodové napětí 100 MPa	25
2.1	Srovnání modelů creepové deformace od Bouffouxe, CIEMAT, pro E110 a DATING - skluz po hranici zrn při teplotě 350 °C a obvodovém napětí 50 MPa po dobu 360 dní	27
2.2	Srovnání modelů creepové deformace od Bouffouxe, CIEMAT, pro E110 a DATING - skluz po hranici zrn při teplotě 350 °C a obvodovém napětí 70 MPa po dobu 360 dní	27
3.1	Výkonová historie 1 pro reaktor typu VVER 440	30
3.2	Výkonová historie 2 pro reaktor typu VVER 440	30
3.3	Výkonová historie 3 pro reaktor typu VVER 440	31
3.4	Axiální výkonový profil použitý pro výpočet	31
3.5	Porovnání průměrných teplot paliva VVER 440 v průběhu provozu pro VH 2	34

3.6	Výkonová historie 1 pro reaktor typu VVER 1000	35
3.7	Výkonová historie 2 pro reaktor typu VVER 1000	35
3.8	Výkonová historie 3 pro reaktor typu VVER 1000	36
3.9	Porovnání průměrných teplot paliva VVER 1000 v průběhu provozu pro VH 1	38
4.1	Časový průběh teplot PP při suchém skladování, upraveno z [21] . . .	40
4.2	Časový průběh creepové deformace PP paliva VVER 440 v průběhu suchého skladování po dobu 60 let v obalovém souboru	41
4.3	Časový průběh creepové deformace PP paliva VVER 1000 v průběhu suchého skladování po dobu 60 let v obalovém souboru	42
5.1	Schéma výpočtu DHC, přeloženo z [11]	47
5.2	Creepová deformace po dobu 360 dní korelací od Rogozyanova pro různé teploty a efektivní napětí	50

Seznam tabulek

1.1	Teploty a napětí, při kterých je jednotlivá creepová deformace dominantní [5]	23
3.1	Vstupní parametry pro výpočet paliva VVER 440 odpovídající palivu Gd-2M+ [16] a [21]	32
3.2	Srovnání vypočítaných výsledků pomocí programu FRAPCON 3.4 (VU) a FRAPCON 4.0 (DP) pro palivo VVER 440 po ukončení vyhořívání	33
3.3	Vstupní parametry pro výpočet paliva VVER 1000 odpovídající palivu TVSA-T [16], [20] a [21]	36
3.4	Srovnání vypočítaných výsledků pomocí programu FRAPCON 3.4 (VU) a FRAPCON 4.0 (DP) pro palivo VVER 1000 po ukončení vyhořívání	37
5.1	Hodnoty parametrů pro výpočet DHC [4]	48
5.2	Parametry používané pro výpočet creepové deformace pro slitinu E-110 [25]	50

Úvod

V energetických jaderných reaktorech v ČR je každoročně produkováno množství vyhořelého jaderného paliva (VJP). Po vyvezení z aktivní zóny (AZ) se VJP skladuje v bazénu v ochranné obálce reaktoru, aby dostatečně klesl zbytkový tepelný výkon. Následně se skladuje buď v mokřém, nebo suchém skladu. Suché sklady lze pak rozdělit na kobkové sklady, betonová sila s kontejnery a kontejnerové sklady, jež se využívají v ČR. V průběhu provozu i při následném skladování je nezbytné znát stav paliva a jevy, jež by mohly ovlivnit integritu palivového pokrytí.

Pro termomechanické výpočty VJP v průběhu suchého skladování je nezbytné znát stav paliva po ukončení vyhořívání. Pro takový výpočet je navíc nutné mít k dispozici izotopické složení VJP a to nejen z důvodu zbytkového tepelného výkonu, který je nutný pro výpočet teploty vnější strany palivového pokrytí (PP), ale také pro určení časového vývoje obvodového napětí v PP a stanovení množství prvků, jež mohou způsobovat korozi pod napětím (Stress Corrosion Cracking). Časový průběh teplot je nezbytný pro termomechanický výpočet VJP, jelikož většina jevů je závislá na teplotě, nebo obvodovém napětí. To je vypočítáno z tlaku vně a uvnitř palivového proutku a tyto tlaky jsou rovněž závislé na teplotě.

Tato diplomová práce přímo navazuje na autorův výzkumný úkol a bakalářskou práci a dále je rozšiřuje. Mezi cíle práce patří rozbor modulu DATING, který je součástí FRAPCONu 4.0, a který je určený pro suché skladování vyhořelého jaderného paliva. Tento rozbor by měl ukázat, zda je modul vhodný pro suché skladování vyhořelého jaderného paliva pro palivo používané elektrárnami v České republice a v podmínkách, v jakých je v ČR skladováno.

Hlavní jev, který ohrožuje integritu palivového pokrytí při suchém skladování, je creepová deformace, k níž dochází současným působením teploty a obvodového napětí. Budou tedy podrobněji popsány možnosti modelování creepové deformace a také způsoby výpočtu teplot palivového pokrytí v průběhu suchého skladování pomocí modulu DATING. Dále budou zhodnoceny možnosti modelování ostatních jevů uvedených v předchozích pracích. Mezi tyto jevy patří koroze pod napětím (Stress Corrosion Cracking), zpožděné hydridové praskání (Delayed Hydride Cracking) a reorientace hydridů.

Programem FRAPCON 4.0 bude proveden termomechanický výpočet paliva typu VVER pro typické výkonové historie. Zvoleny budou stejné výkonové historie jako v autorově výzkumném úkolu a stejné parametry paliva odpovídající TVSA-T

pro VVER 1000 a Gd-2M+ odpovídající VVER 440, aby bylo možné porovnat rozdíly mezi programem FRAPCON 3.4 a 4.0. Dále bude proveden termomechanický výpočet suchého skladování modulem DATING a výsledky creepové deformace budou porovnány s výsledky vypočtenými pomocí modifikovaného FRAPCONu 3.4, do kterého byla pro období suchého skladování implementována rovnice creepu pro slitinu E-110.

V rámci diplomové práce budou rovněž zhodnocena omezení modulu DATING pro použití výpočtů suchého skladování v ČR. Budou navrženy možnosti úpravy modulu DATING tak, aby výsledky byly co nejvíce použitelné pro palivo typu VVER a byly zohledněny všechny jevy, jež mohou být důležité pro popis stavu paliva nejen v průběhu suchého skladování, ale rovněž při jeho transportu v obalových souborech do hlubinného uložště.

Kapitola 1

FRAPCON 4.0

Jedná se o výpočetní kód pro stacionární výpočty paliva v průběhu dlouhodobého vyhořívání. Tento kód byl vyvinut v americké laboratoři Pacific Northwest National Laboratory pro U.S. Nuclear Regulatory Commission (americká obdoba českého Státního úřadu pro jadernou bezpečnost). Kód je validován pro výpočty s reaktory: BWR, PWR, VVER a PHWR (těžkovodní reaktor); palivem: UO_2 , MOX, $\text{UO}_2 + \text{Gd}_2\text{O}_3$ a UO_2 s vrstvou ZrB_2 ; palivovým pokrytím: Zircaloy-2, Zircaloy-4, M5 a ZIRLO.

Kód byl vyvinut pro reaktory západního typu (PWR), což má za následek zejména absenci slitiny E-110 jako materiálu pro PP a také nemožnost výpočtu v trojúhelníkové mříži palivových proutků. Problém s trojúhelníkovou mříží lze vyřešit přepočtem roztečí mezi trojúhelníkovou a čtvercovou. Problém se slitinou E-110 pak lze řešit použitím slitiny M5, jež má velmi podobné vlastnosti jako slitina E-110.

Nejnovější verze výpočetního kódu FRAPCON 4.0 byla zmodernizována oproti předchozím verzím. Upraven byl jazyk FORTRAN dle nejnovějších standardů. Dále byl modernizován model výpočtů teplot v horním plénu a byly aktualizovány vlastnosti plynů. Přidán byl model úniku plyných štěpných produktů ANS-5.4 (2011), model výpočtu zbytkového tepelného výkonu ANS-5.1. Dále lze zadávat axiální profily teploty a tlaku chladiva a byla přidána „vývojařská“ nastavení, pomocí kterých lze měnit různé parametry modelů pro citlivostní analýzy. Výpočetní kód nově obsahuje modul DATING (Determining Allowable Temperatures for Dry Storage of Spent Fuel in Inert and Nitrogen Gases), jež umožňuje výpočty suchého skladování vyhořelého jaderného paliva (VJP).

Vstupní i výstupní soubory zůstávají ve stejném formátu jako u předchozích verzí FRAPCONu, avšak jsou rozšířeny o výše uvedené možnosti. Ve vstupním souboru lze nastavit vypnutí koroze a s ní spojené hydridizace na vnější straně PP, jelikož při suchém skladování je VJP skladováno v inertním plynu, a tedy ke korozi ani hydridizaci nedochází. Dále má uživatel možnost nastavit dodatečný swelling paliva a přidat únik plyných štěpných produktů. To vše bez nutnosti použití modulu DATING. [9]

Níže bude podrobněji popsán model výpočtu zbytkového tepelného výkonu ANS-5.1 a modul DATING.

1.1 Model ANS-5.1

Model ANS-5.1 byl odvozen za předpokladu nekonečného provozu reaktoru na výkonu P_0 a poté byl okamžitě odstaven. Jako palivo byl použit uran. Používány jsou tyto rovnice [31]:

$$\frac{P}{P_0} = -6,14575 \cdot 10^{-3} \cdot \ln(t) + 0,060157 \quad \text{pro } 1,5 \leq t \leq 400 \text{ s} \quad (1.1)$$

$$\frac{P}{P_0} = 1,40680 \cdot 10^{-1} t^{-0,286} \quad \text{pro } 400 \leq t \leq 4 \cdot 10^5 \text{ s} \quad (1.2)$$

$$\frac{P}{P_0} = 8,7030 \cdot 10^{-1} t^{-0,4255} \quad \text{pro } 4 \cdot 10^5 \leq t \leq 4 \cdot 10^6 \text{ s} \quad (1.3)$$

$$\frac{P}{P_0} = 1,28420 \cdot 10^1 t^{-0,6014} \quad \text{pro } 4 \cdot 10^6 \leq t \leq 4 \cdot 10^7 \text{ s} \quad (1.4)$$

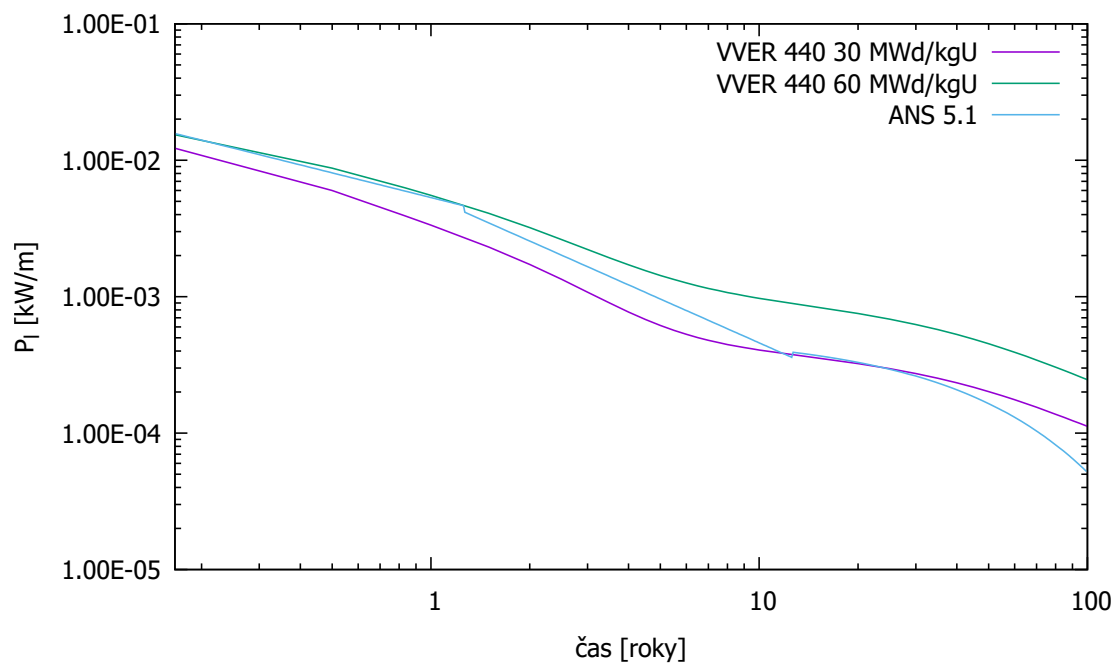
$$\frac{P}{P_0} = 4,03830 \cdot 10^4 t^{-1,0675} \quad \text{pro } 4 \cdot 10^7 \leq t \leq 4 \cdot 10^8 \text{ s} \quad (1.5)$$

$$\frac{P}{P_0} = 3,91130 \cdot 10^{-5} \cdot \exp(-7,3541 \cdot 10^{-10} t) \quad \text{pro } 4 \cdot 10^8 \leq t \leq 10^{10} \text{ s}, \quad (1.6)$$

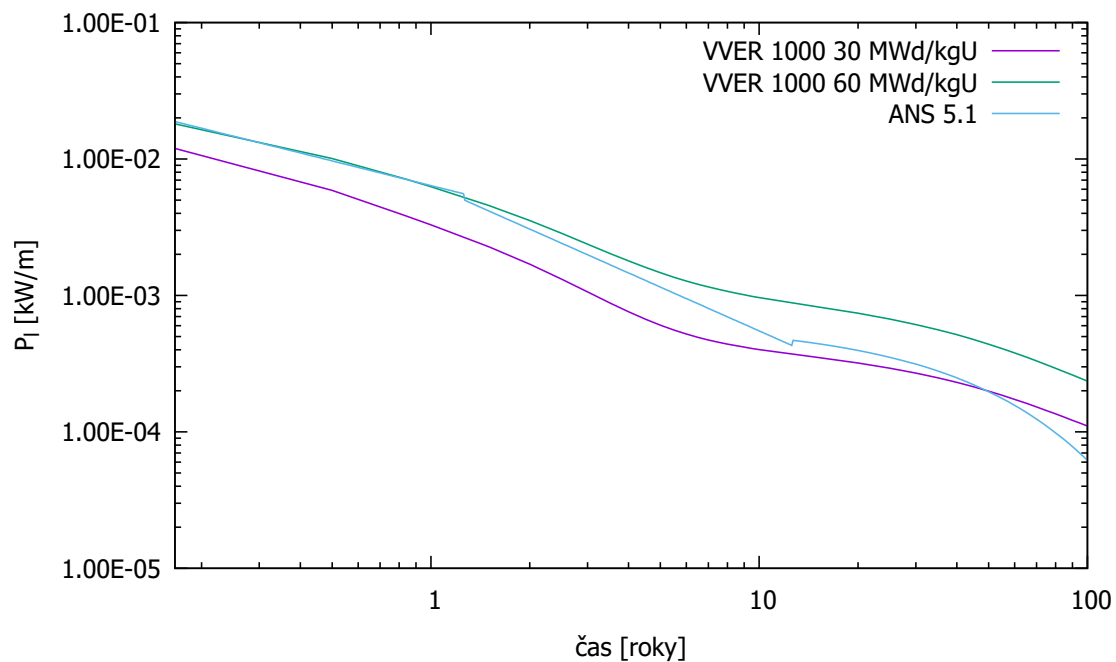
kde P je výkon v čase t , P_0 výkon před odstavením reaktoru a t čas od odstavení reaktoru.

Tento model tedy závisí pouze na posledním provozovaném výkonu a čase od odstavení, což ovšem znamená, že není příliš vhodný pro výpočty suchého skladování, jelikož zbytkový tepelný výkon závisí také na dosaženém vyhoření a výkonové historii. Na Obr. 1.1 a 1.2 je uvedeno srovnání vypočítaných zbytkových tepelných výkonů a modelu ANS-5.1 pro reaktor typu VVER 440 a VVER 1000. Zbytkový tepelný výkon byl vypočítán pomocí výpočetního kódu TRITON, který je součástí balíku SCALE, a to pro vyhoření 30 MWd/kgU a 60 MWd/kgU. Poslední provozovaný výkon byl 13,41 kW/m pro VVER 440 a 16,08 kW/m pro VVER 1000. [15]

Z tohoto srovnání lze pozorovat, že výkony vypočítané modelem ANS-5.1 se pohybují prvních 30 let v intervalu mezi oběma vyhořeními a poté jsou již nižší. To ovšem platí pouze pro výše uvedený specifický případ. Pokud by byl poslední provozovaný výkon zvolen odlišně, tak by se výkony vypočítané modelem ANS-5.1 již nepohybovaly v rozmezí vypočítaných výkonů pomocí balíku SCALE.



Obr. 1.1: Srovnání vypočítaných zbytkových tepelných výkonů a modelu ANS-5.1 pro reaktor typu VVER 440



Obr. 1.2: Srovnání vypočítaných zbytkových tepelných výkonů a modelu ANS-5.1 pro reaktor typu VVER 1000

1.2 Modul DATING

DATING pochází z 80. let 20. století a může být použit pro termomechanické výpočty vyhořelého jaderného paliva v průběhu suchého skladování. Vyvinut byl v Pacific Northwest National Laboratory pro ministerstvo energetiky Spojených států amerických. Výpočty jsou založeny na základě mechanických modelů, ale rovněž na datech z experimentů. [28]

Pro výpočet pomocí modulu DATING je nutné zadat teploty PP a způsob výpočtu creepové deformace. Pro výpočet creepu má uživatel možnost volit mezi konzervativním modelem a metodou nejlepšího odhadu. Creepové rovnice používané pro výpočty budou níže popsány. Při zadávání teplot vnější strany PP lze volit ze čtyř různých možností:

1. zadání teplot vnější strany PP,
2. zadání teplot vnější strany PP a obvodových napětí,
3. použití křivky pro skladování v heliu,
4. použití křivky pro skladování v dusíku.

Při prvních dvou způsobech musí uživatel vypočítat teploty, či obvodová napětí pomocí jiného výpočetního kódu, nebo zjednodušeně analyticky. Možnosti výpočtů teplot PP budou uvedeny v Kap.5. Křivky pro skladování v heliu, resp. dusíku budou popsány níže.

1.2.1 Zadávání teplot

Pro výpočet teplot lze využít křivku pro skladování v heliu a křivku pro skladování v dusíku, které byly odvozeny Levym a spol. v rámci práce [18]. Tyto křivky byly odvozeny na základě výpočtu zbytkového tepelného výkonu vyhořelého jaderného paliva ve výpočetním kódu ORIGEN - 2 pro palivo s vyhořením do 30 MWd/kgU. Výpočet byl proveden pro čtvercové palivo 15x15 Westinghouse v obalovém souboru (OS) TN - 24P a palivo BWR 7x7 v OS REA - 2023 při okolní teplotě 27 °C [34]. Teploty vnější strany PP pak byly zjištěny pomocí subkanálového kódu COBRA - SFS, kde byla použita maximální teplota vnější strany PP, jak v radiálním, tak v axiálním směru. Při výpočtech bylo zjištěno, že vyšších teplot je dosaženo v OS TN - 24P, a proto byly konzervativně použity výsledky z tohoto výpočtu.

Ve výpočetním kódu FRAPCON 4.0 je pak teplota PP zadána po celé délce palivového proutku.

Pro výpočet v heliu se pak teploty vypočítají v závislosti na čase podle dvou různých vztahů. Pro období do sedmi let od vyvezení paliva z reaktoru se používá vztah:

$$T_1 = T_a \cdot t^{-0,34} \quad (1.7)$$

a pro čas od vyvezení paliva z reaktoru větší než sedm let:

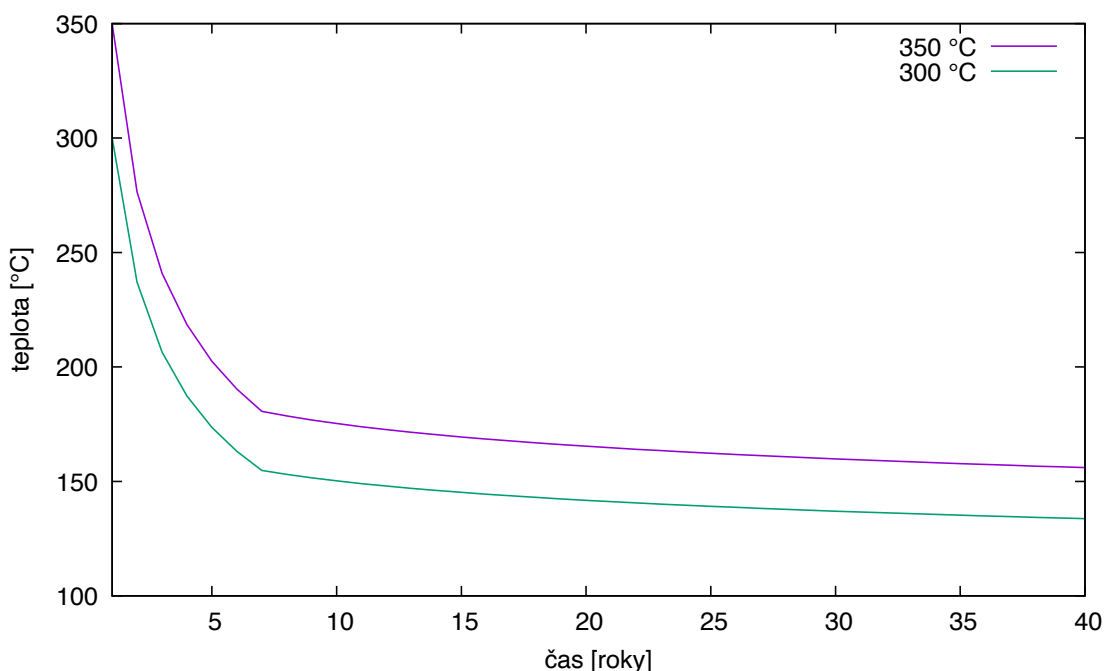
$$T_2 = T_b \cdot t^{-0,084}, \quad (1.8)$$

kde t je čas od vyvezení paliva z reaktoru v rocích, T_a je určena pomocí počáteční teploty paliva na začátku skladování a T_b je určena tak, aby byla křivka spojitá vztahem:

$$T_b = T_a \cdot \frac{7^{-0,34}}{7^{-0,084}}, \quad (1.9)$$

kde teploty T_a a T_b jsou v kelvinech.

Na Obr. 1.3 je vykreslen průběh teplot vnější strany PP s počáteční teplotou $T_a = 350 \text{ °C}$ a $T_a = 300 \text{ °C}$, které byly vypočítány pomocí křivky pro skladování v heliu.



Obr. 1.3: Křivka pro skladování v heliu pro počáteční teplotu vnější strany PP 350 °C a 300 °C za 40 let

Pro výpočet v dusíku se používá vztah:

$$\ln(T - 273) = a_0 + a_1 \ln(t), \quad (1.10)$$

kde t je čas v rocích, T termodynamická teplota v kelvinech a a_0 a a_1 koeficienty závislé na čase a vyhoření¹. Pro období od dvou do pěti let od vyvezení paliva se používají koeficienty:

$$a_0(BU) = \exp[1,455 + 0,204 \cdot \ln(BU) - 0,2391 \cdot 10^{-1} \cdot \ln(BU)^2] \quad (1.11)$$

$$a_1(BU) = -1,0339 + 0,0094 \cdot BU. \quad (1.12)$$

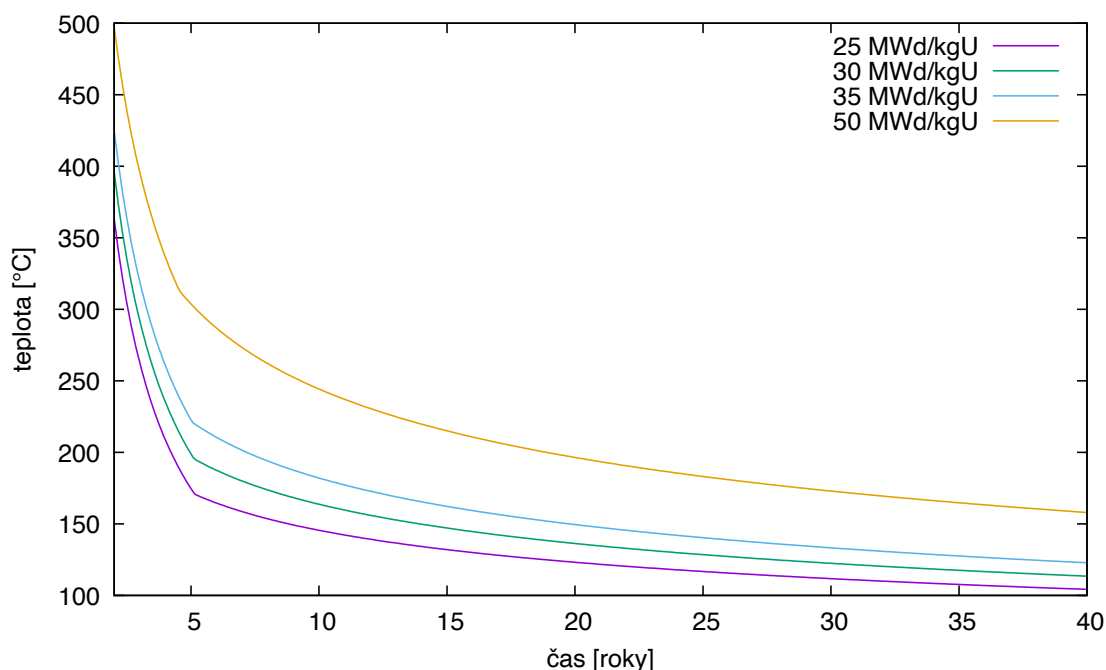
¹Přestože je uvedena závislost na vyhoření, odvození proběhlo s maximálním vyhořením 30 MWd/kgU

A pro časy větší než 5 let:

$$a_0(BU) = \exp[1,167 + 0,169 \cdot \ln(BU)] \quad (1.13)$$

$$a_1(BU) = -0,51391 \cdot 10^{-1} - 0,98780 \cdot 10^{-2} \cdot BU + 0,92362 \cdot 10^{-4} \cdot BU^2. \quad (1.14)$$

Na Obr. 1.4 je vykreslen průběh teplot vnější strany PP pro palivo s vyhořením 25 MWd/kgU, 30 MWd/kgU, 35 MWd/kgU a 50 MWd/kgU, které byly vypočítány pomocí křivky pro skladování v dusíku. Z tohoto grafu lze pozorovat, že tato křivka je vhodná pouze do vyhoření 30 MWd/kgU, pro které také byla odvozena. Při vyšším vyhoření jsou teploty vypočítané modelem od Levyho příliš vysoké.



Obr. 1.4: Křivka pro skladování v dusíku pro vyhoření 25, 30,35 a 50 MWd/kgU za 40 let

1.2.2 Výpočet creepu

Pro výpočet creepové deformace bylo při vývoji modulu DATING vybráno 5 modelů. Tyto modely byly vybrány na základě rozsáhlé rešerše literatury, která popisuje mechanismy deformace slitiny Zircaloy. V průběhu výpočtu se pak pro každý časový krok použije ten, u kterého vyjde nejvyšší hodnota creepové deformace. Jedná se o následující modely:

vysokoteplotní:

$$\ln(\dot{\epsilon}) = 5 \cdot \ln(\sigma/E) + 55,75 - 14,15 \frac{T_M}{T} + \ln\left(\frac{T_M}{T}\right) + \ln\left(\frac{E}{10^4}\right), \quad (1.15)$$

nízkoteplotní:

$$\ln(\dot{\epsilon}) = 7 \cdot \ln(\sigma/E) + 55,18 - 10,19 \frac{T_M}{T} + \ln\left(\frac{T_M}{T}\right) + \ln\left(\frac{E}{10^4}\right), \quad (1.16)$$

skluzu po hranicích zrn:

$$\ln(\dot{\epsilon}) = 2 \cdot \ln(\sigma/E) + 20,74 - 9,92 \frac{T_M}{T} + \ln\left(\frac{T_M}{T}\right) + \ln\left(\frac{E}{10^4}\right), \quad (1.17)$$

Nabarův - Herringův model:

$$\ln(\dot{\epsilon}) = \ln(\sigma/E) + 18,25 - 14,15 \frac{T_M}{T} + \ln\left(\frac{T_M}{T}\right) + \ln\left(\frac{E}{10^4}\right) \quad (1.18)$$

a Coblův model:

$$\ln(\dot{\epsilon}) = \ln(\sigma/E) + 11,03 - 9,92 \frac{T_M}{T} + \ln\left(\frac{T_M}{T}\right) + \ln\left(\frac{E}{10^4}\right), \quad (1.19)$$

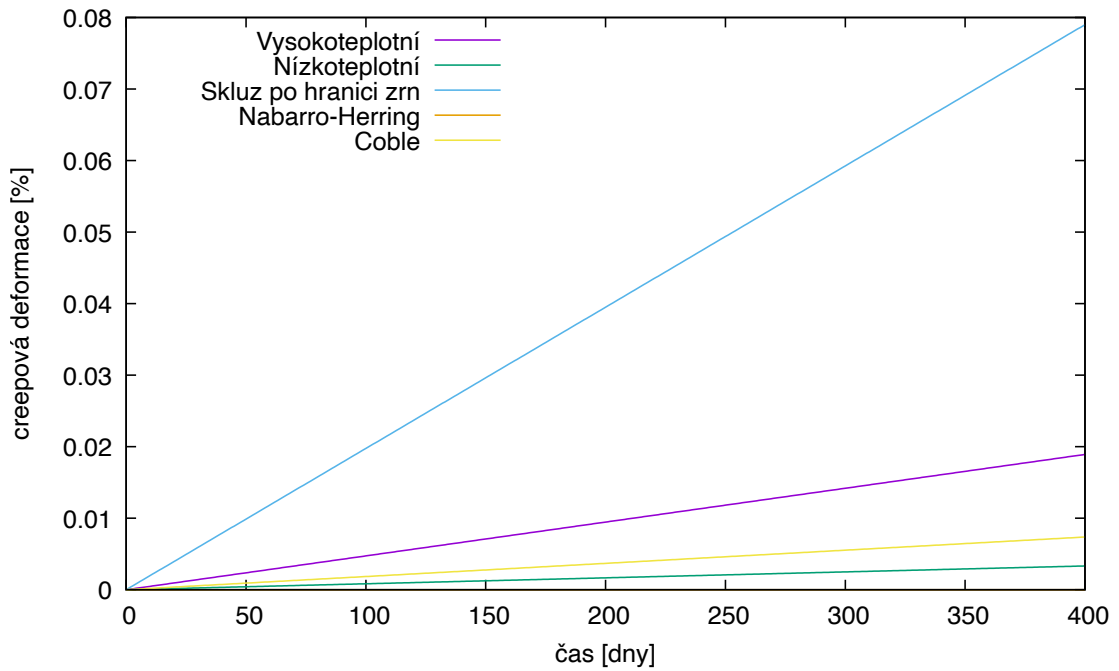
kde $\dot{\epsilon}$ je rychlost creepové deformace za 1 s, σ obvodové napětí v MPa, E modul pružnosti v MPa, T_M teplota tavení v K a T je teplota PP v K.

Na Obr.1.5 - 1.8 jsou vykresleny jednotlivé modely creepové deformace za dobu 400 dní pro teploty PP 350 °C a 240 °C² a obvodové napětí 50, 70 a 100 MPa, E = 76,858 GPa a $T_M = 2125,28$ K. Z těchto grafů lze pozorovat závislost dominance modelů na teplotě a obvodovém napětí. V Tab.1.1 je uvedeno shrnutí, které uvádí, při jakých podmínkách je uvedený model creepu dominantní. Na počátku suchého skladování v podmínkách v ČR je dominantní model Skluzu po hranici zrn, avšak v případě vyššího tlaku uvnitř palivového proutku, který by měl za následek i navýšení obvodového napětí, by se stala dominantní Vysokoteplotní či Nízkoteplotní creepová deformace. Naopak Nabarův - Herringův model creepu není v průběhu podmínek suchého skladování v ČR dominantní a není ani pozorovatelný v uvedených grafech. V pozdějším období suchého skladování pak může být dominantní i Coblův model.

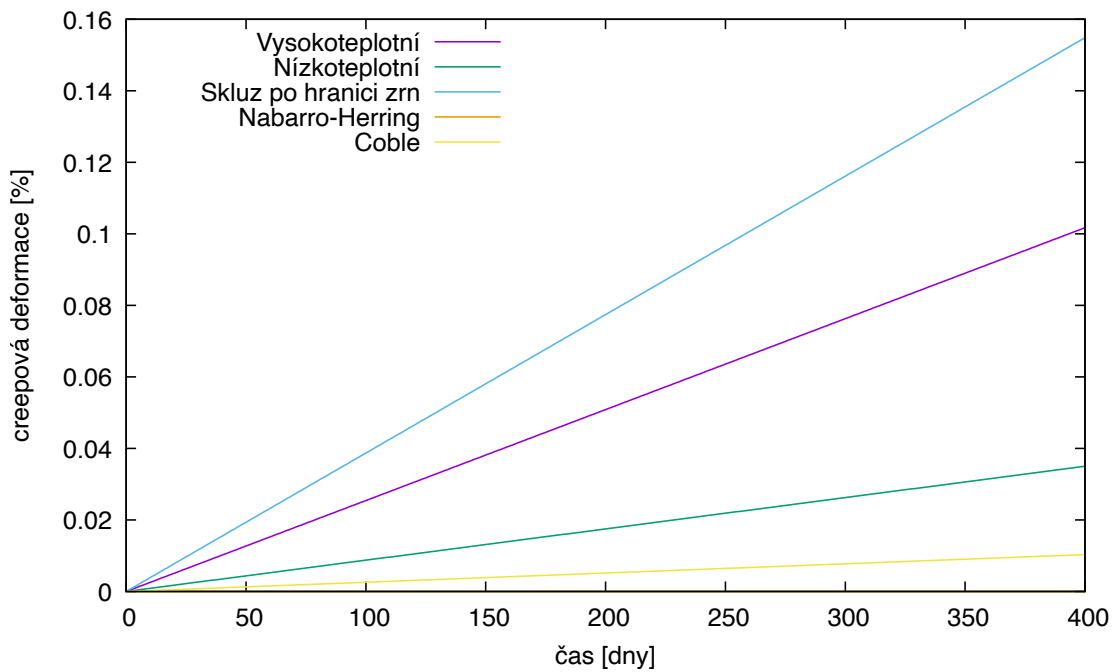
Tab. 1.1: Teploty a napětí, při kterých je jednotlivá creepová deformace dominantní [5]

Model creepu	Napětí	Teplota
Coble	nízké	nízká
Nabarro - Herring	nízké	vysoká
Skluz po hranici zrn	střední	nízká
Nízkoteplotní	vysoké	střední
Vysokoteplotní	vysoké	vysoká

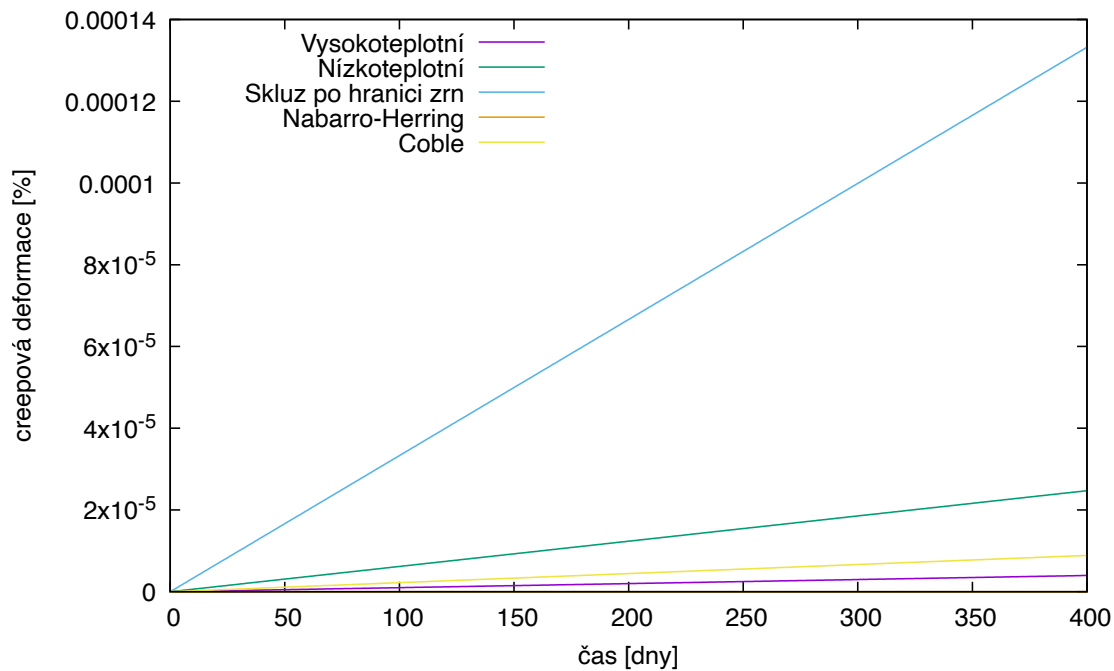
²Teplota 240 °C je střední teplota vnější strany PP použita pro výpočet suchého skladování po dobu 60 let v práci [21].



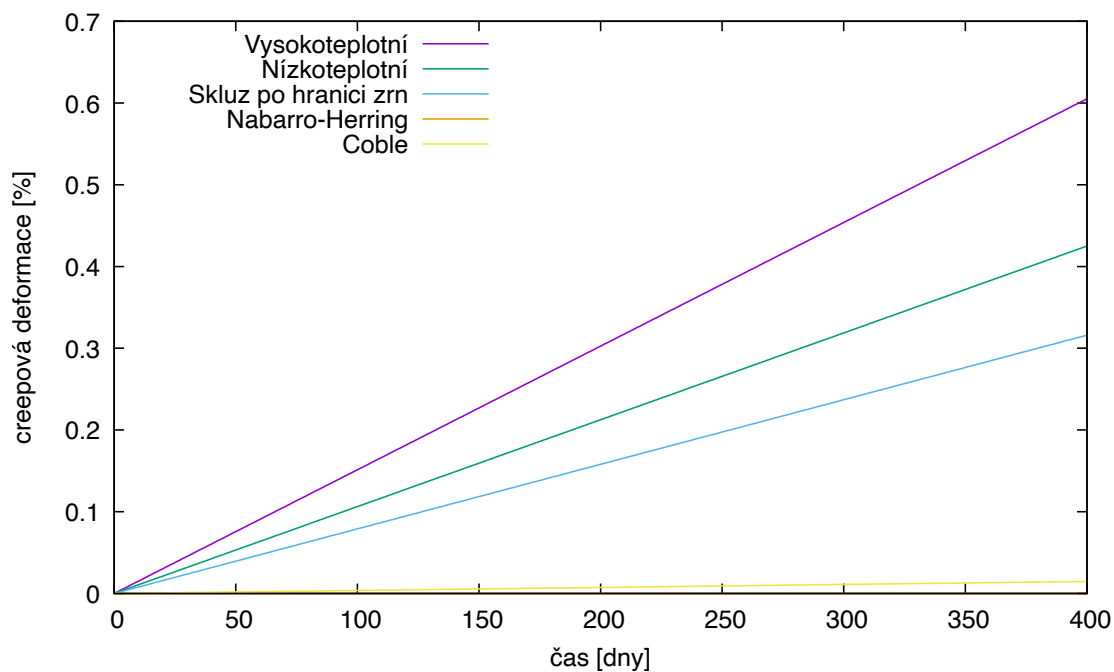
Obr. 1.5: Srovnání creepové deformace pro jednotlivé modely za dobu 400 dní pro teplotu PP 350 °C a obvodové napětí 50 MPa



Obr. 1.6: Srovnání creepové deformace pro jednotlivé modely za dobu 400 dní pro teplotu PP 350 °C a obvodové napětí 70 MPa



Obr. 1.7: Srovnání creepové deformace pro jednotlivé modely za dobu 400 dní pro teplotu PP 240 °C a obvodové napětí 70 MPa



Obr. 1.8: Srovnání creepové deformace pro jednotlivé modely za dobu 400 dní pro teplotu PP 350 °C a obvodové napětí 100 MPa

Kapitola 2

Zhodnocení modulu DATING

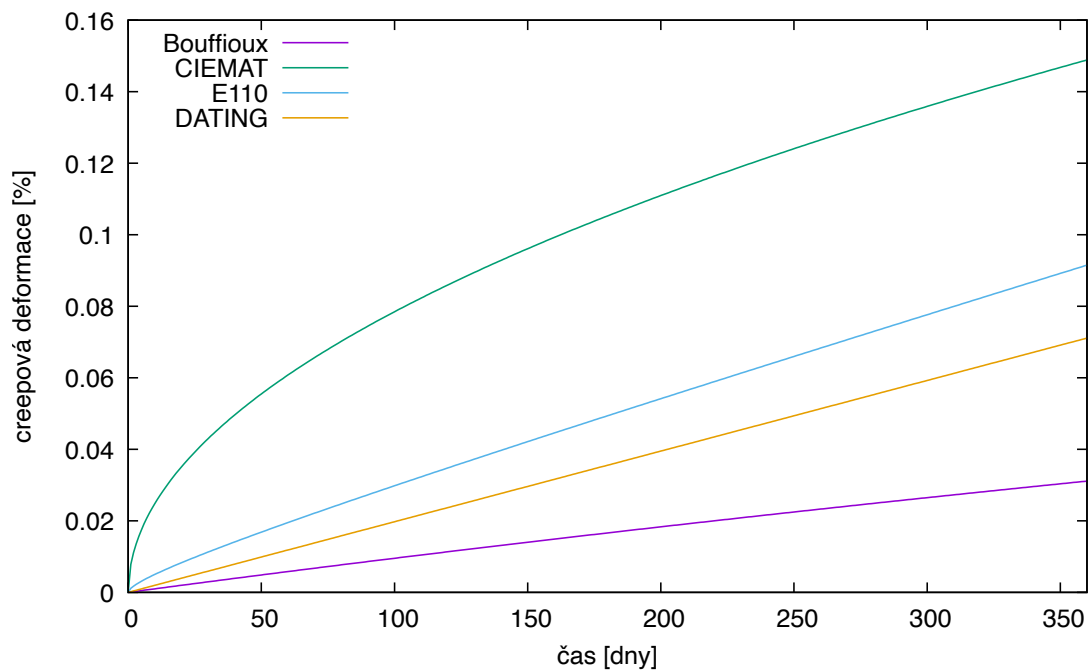
Modul DATING je obsažen ve výpočetním kódu FRAPCON od jeho verze 4.0, a proto je vhodný nejen pro termomechanické výpočty palivového proutku v průběhu vyhořívání, ale také pro výpočty suchého skladování. Pro správnou interpretaci získaných výsledků je však nezbytné znát omezení a zjednodušení, která jsou v kódu FRAPCON 4.0 obsažena.

Dále je však nutné znát modely, které jsou v modulu DATING obsaženy, a porovnat je s jinými, aby bylo potvrzeno, že získané výsledky lze použít např. pro licencování na SÚJB, a ne pouze jako první přiblížení. Potřeba je rovněž identifikovat všechny procesy, jež mohou suché skladování doprovázet a nejsou v modulu implementovány, a poté zhodnotit, zdali mohou být zanedbány.

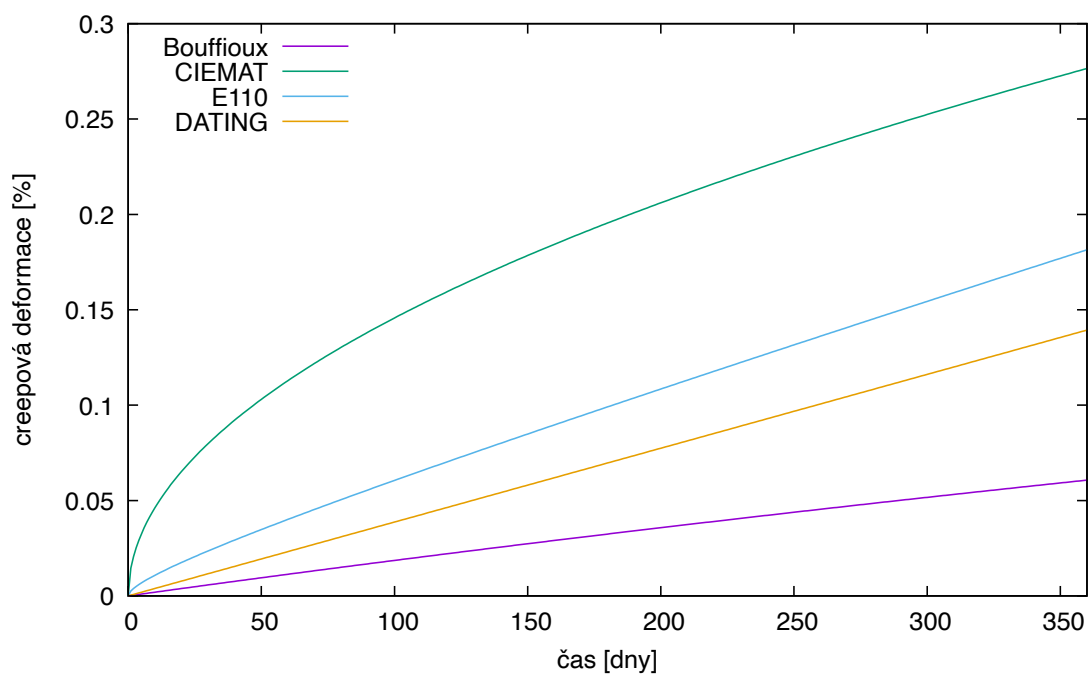
2.1 Creepová deformace

Pro výpočet creepové deformace je používáno 5 rovnic, které již byly uvedeny v první kapitole, viz Kap.1.2.2. Je ovšem nezbytné zmínit, že tento výpočet je výrazně zjednodušen. Mezi hlavní zjednodušení patří předpoklad, že v modulu DATING není uvažována závislost creepu na materiálu slitiny.

Na Obr.2.1 a 2.2 je vykresleno srovnání creepové deformace pro různé modely při teplotě 350 °C a obvodovém napětí 50 a 70 MPa po dobu 360 dní. Jedná se o modely pro suché skladování pro slitinu Zircaloy-4 od Bouffouxe [10] a model CIEMAT [6], pro slitinu E-110 [32] a výpočet pomocí modulu DATING, kdy se v obou případech jedná o model Skluzu po hranici zrn. Z uvedeného srovnání lze pozorovat, že model CIEMAT a model pro slitinu E-110 dosahují vyšší creepové deformace, a tedy výsledky vypočítané modulem DATING mohou udávat nižší creepovou deformaci, než které by mohlo být ve skutečnosti dosaženo.



Obr. 2.1: Srovnání modelů creepové deformace od Bouffioux, CIEMAT, pro E110 a DATING - skluz po hranici zrn při teplotě 350 °C a obvodovém napětí 50 MPa po dobu 360 dní



Obr. 2.2: Srovnání modelů creepové deformace od Bouffioux, CIEMAT, pro E110 a DATING - skluz po hranici zrn při teplotě 350 °C a obvodovém napětí 70 MPa po dobu 360 dní

2.2 Koroze a hydridizace vnější strany PP

Korozi a s ní spojenou hydridizaci vnější strany PP lze v modulu na období suchého skladování vypnout, což odpovídá realitě, jelikož je vyhořelé jaderné palivo (VJP) skladováno v inertním plynu.

2.3 Uvolňování plynných štěpných produktů a swelling

V modulu DATING lze přidat dodatečné uvolňování plynných štěpných produktů (FGR) a také dodatečný swelling pro každý časový krok. Avšak tyto hodnoty zadává uživatel manuálně pro každý časový krok na základě vlastního výpočtu. Pro FGR je tato hodnota zadávána jako přidané moly plynu pro každý časový krok. V případě swellingu se pak zadává hodnota objemového namáhání.

2.4 Teploty palivového pokrytí

Teploty vnější strany palivového pokrytí lze zadat přímo, nebo použít křivky pro skladování v heliu, resp., dusíku, které již byly uvedeny v kapitole 1.2.

2.5 Neřešené jevy

V rámci práce [20] byly indetifikovány jevy, jež by mohly mít vliv na stav paliva v průběhu suchého skladování, a které nejsou modulem DATING hodnoceny. Mezi tyto jevy patří:

- Zpožděné hydridové praskání (Delayed Hydride Cracking),
- Reorientace hydridů,
- Koroze pod napětím (Stress Corrosion Cracking).

Rovněž není řešen výpočet zbytkového tepelného výkonu. Možnosti řešení těchto jevů budou uvedeny v Kap.5.

Kapitola 3

Výpočet vyhořívání pomocí programu FRAPCON 4.0

Pro termomechanický výpočet suchého skladování je nejprve nezbytné spočítat vyhořívání, jehož výsledky slouží jako vstupní data pro výpočet suchého skladování.

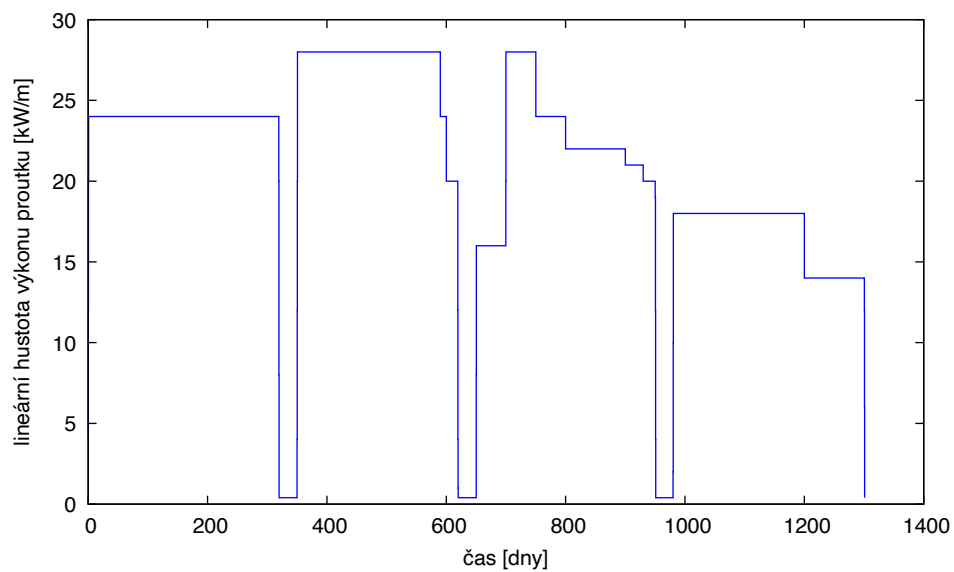
V programu FRAPCON 4.0 byl proveden termomechanický výpočet palivového proutku. V příloze A jsou uvedeny ukázky vstupních souborů pro VVER 440 i VVER 1000 včetně výpočtu suchého skladování. Pro výpočty je potřeba zadat vstupní hodnoty, mezi které patří rozměry paliva a palivového pokrytí, jejich materiálové vlastnosti, výkonová historie a axiální výkonový profil a rovněž parametry chladiva a palivového kanálu. FRAPCON navíc neumožňuje počítat se slitinou E-110 používanou jako PP na reaktorech typu VVER, a proto bude v rámci této práce používána slitina M5, jež má z dostupných slitin nejvíce podobné vlastnosti.

3.1 VVER 440

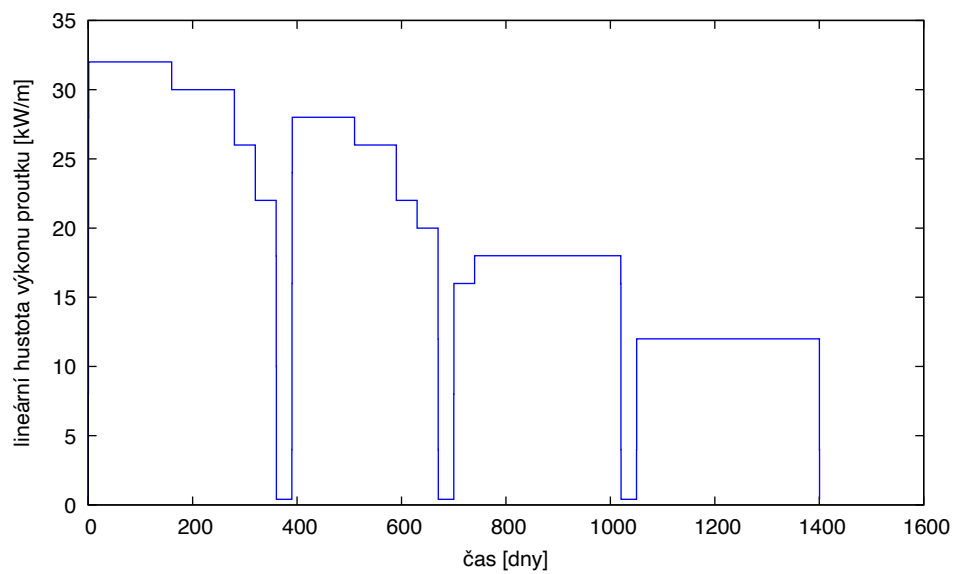
3.1.1 Vstupní data

Pro výpočty paliva pro reaktor typu VVER 440 byly vybrány celkem 3 výkonové historie. Tyto historie byly převzaty z [27] a [29] a poté zjednodušeny a upraveny tak, aby bylo dosaženo stejného vyhořívání, díky kterému lze srovnávat vliv výkonových historií na stav vyhořelého jaderného paliva. Použité historie jsou uvedeny na Obr. 3.1 - 3.3. Axiální profil výkonu pro všechny 3 výpočty byl převzat z [33], poté zjednodušen a je vykreslen na Obr. 3.4. Axiální profil je volen tak, aby co nejvíce odpovídal profilu na konci vyhořívání. Vstupní data jsou uvedena v Tab. 3.1. Vstupní data a výkonové historie jsou identické těm, které byly použity v práci [21], a to za účelem srovnání výpočtů v programu FRAPCONu 4.0 a jeho modulu DATING s modifikovaným FRAPCONem 3.4. FRAPCON 3.4 byl upraven tak, aby byl vhodný i pro výpočty suchého skladování: po dobu suchého skladování byla vypnuta oxidace vnější strany PP a byla implementována rovnice creepu pro

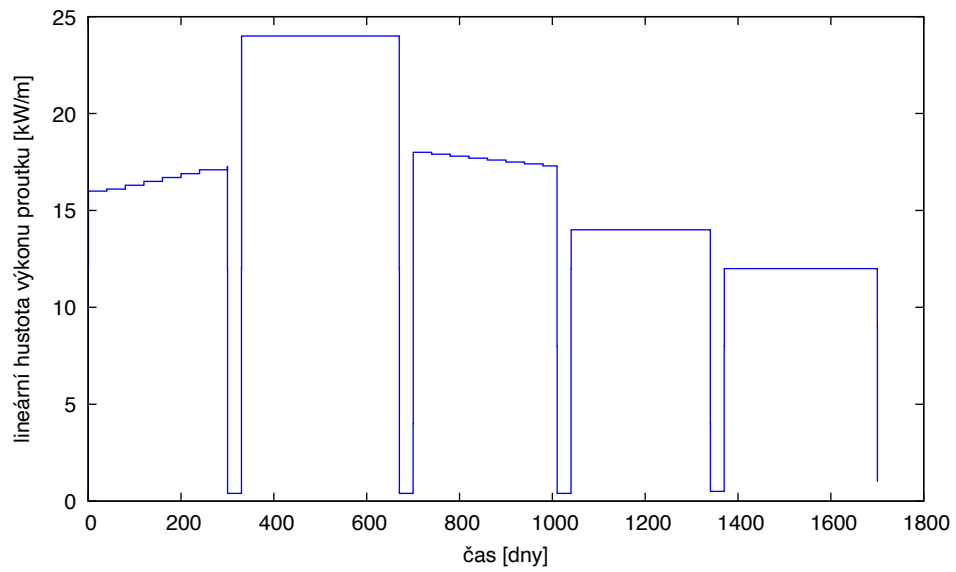
suché skladování pro slitinu E-110 [32], celý postup úpravy FRAPCONu 3.4 je pak uveden v [21].



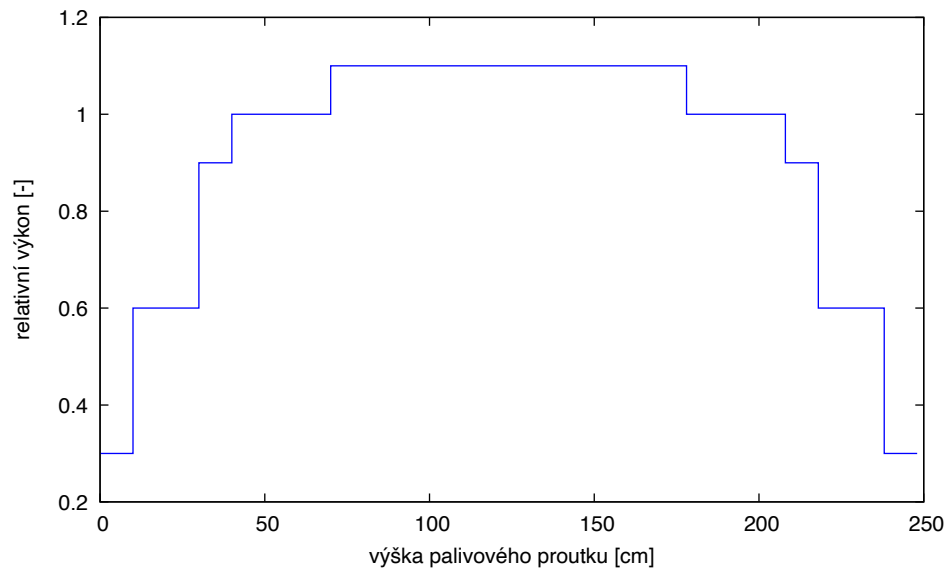
Obr. 3.1: Výkonová historie 1 pro reaktor typu VVER 440



Obr. 3.2: Výkonová historie 2 pro reaktor typu VVER 440



Obr. 3.3: Výkonová historie 3 pro reaktor typu VVER 440



Obr. 3.4: Axiální výkonový profil použitý pro výpočet

Tab. 3.1: Vstupní parametry pro výpočet paliva VVER 440 odpovídající palivu Gd-2M+ [16] a [21]

Vnější průměr pal. proutku [mm]	9,1	Výška palivové tablety [mm]	12
Vnitřní průměr pal. pokrytí [mm]	7,92	Poloměr vyhloubení tablety [mm]	3
Materiál PP	M5	Hloubka vyhloubení tablety [mm]	0,5
Drsnost povrchu PP [μm]	2	Drsnost povrchu paliva [μm]	4
Obsah vodíku v PP [ppm]	10	Obohacení [%]	4,76
Výška sloupce pal. tab. [mm]	2480	Plnicí plyn palivového proutku	helium
Vnější průměr pružiny [mm]	7,2	Tlak plnicího plynu [MPa]	0,7
Průměr drátu pružiny [mm]	1,27	Rozteč palivových proutků [mm]	11,446
Počet závitů v pružině [-]	30	Tlak chladiva [MPa]	12,11
Vnější průměr pal. tablety [mm]	7,8	Vstupní teplota chladiva [$^{\circ}\text{C}$]	267
Průměr centrálního otvoru [mm]	0	Hmotnostní tok chladiva [$\text{kg}/\text{m}^2 \text{ s}$]	3500

3.1.2 Stav paliva VVER 440 po ukončení vyhořívání

Z Tab.3.2, kde jsou uvedeny parametry po ukončení vyhořívání pro atmosférický tlak a teplotu chladiva 50°C , lze pozorovat vliv výkonové historie na stav palivového proutku po ukončení vyhořívání. Bylo dosaženo přibližně stejného vyhořívání - $62 \text{ MWd}/\text{kgU}$ a také vstupní parametry byly pro všechny 3 výpočty stejné, avšak koncový stav palivového proutku se liší. Zejména lze pozorovat velké rozdíly u úniku plynných štěpných produktů (FGR) a s ním spojeným vnitřním tlakem v palivovém proutku. Nejnižšího výsledného vnitřního tlaku bylo dosaženo ve VH 3 (Obr.3.3), kde probíhalo vyhořívání nejdéle, a tedy i s nejnižším průměrným lineárním výkonem. Významný vliv má rovněž volba období, kdy dochází k provozu na nejvyšším výkonu, což lze pozorovat při srovnání VH 1 (Obr.3.1) a VH 2 (Obr.3.2). Z tohoto srovnání se jeví nejlépe možnost provozu na nejvyšších výkonech na počátku vyhořívání a při dalších kampaních již volit pozice v AZ, na kterých bude dosaženo nižších lineárních výkonů.

Porovnáním výsledků lze také pozorovat vliv výkonové historie na oxidaci, resp. navodíkování, avšak tento vliv není tak významný jako u FGR a vnitřního tlaku.

V průběhu vyhořívání došlo u všech tří VH ke kontaktu paliva s palivovým pokrytím, avšak po ukončení vyhořívání je kontaktní tlak nulový, což je způsobeno poklesem teploty paliva i chladiva a tlaku chladiva.

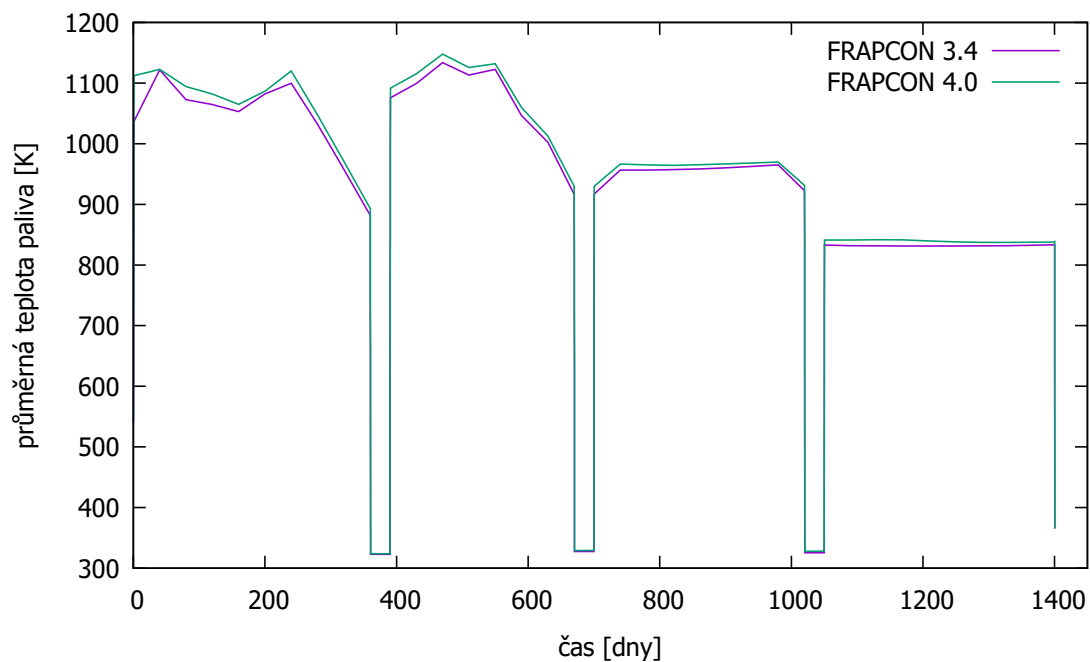
Aby bylo možné porovnávat výpočty suchého skladování, je nutné srovnat výpočty vyhořívání programem FRAPCON 3.4 a 4.0. Z výsledků (Tab.3.2) lze pozorovat, že při stejném vyhořívání, stejných výkonových historiích a stejně volených nastaveních, mezi které patří model úniku plynných štěpných produktů, se liší FGR i vnitřní tlak v palivovém proutku. Tyto dva parametry pak mají vliv i na prodloužení sloupce paliva a PP v axiálním směru. Naopak tloušťka zoxidované vrstvy

a obsah vodíku v PP se neliší, protože oxidaci nejvíce ovlivňuje teplota chladiwa, která byla pro oba výpočty totožná. S vyšším tlakem v palivovém proutku roste také obvodové napětí v PP, a proto by i výsledky creepové deformace v průběhu suchého skladování měly být odlišné.

Rozdílný únik plyných štěpných produktů by mohl být způsoben vylepšením modelu FGR ve FRAPCONu 4.0. Avšak porovnáním manuálů ke kódům [8] a [9] byla tato možnost vyloučena. FGR však závisí také na teplotě paliva. Srovnání průběhů průměrných teplot v průběhu vyhořívání pro VH 2 vypočtených programem FRAPCON 3.4 a 4.0 je vykreslen na Obr. 3.5. Z těchto průběhů lze pozorovat, že průměrná teplota paliva vypočítaná FRAPCONem 4.0 je vyšší, což může mít za následek vyšší FGR. Výpočet teploty ovlivňuje celá řada faktorů, mezi které patří mechanický model, výpočet swellingu a součinitele sdílení tepla v mezeře, součinitel tepelné vodivosti paliva.

Tab. 3.2: Srovnání vypočítaných výsledků pomocí programu FRAPCON 3.4 (VU) a FRAPCON 4.0 (DP) pro palivo VVER 440 po ukončení vyhořívání

Vyhořívající historie	1 VU	1 DP	2 VU	2 DP	3 VU	3 DP
Vyhoření [MWd/kgU]	61,75	61,77	62,24	62,27	62,73	62,75
Vnitřní tlak [MPa]	4,246	4,066	2,998	3,100	2,298	2,192
FGR [%]	10,84	10,92	6,15	6,76	3,49	3,59
Axiální úsek	8	8	8	8	7	7
Max. tloušťka zoxid. vrstvy [μm]	10,88	10,88	10,09	10,09	10,23	10,23
Max. obsah vodíku v PP [ppm]	65,74	65,72	61,65	61,63	62,38	62,37
Volný objem v pal. proutku [cm^3]	8,83	10,13	8,35	9,28	8,15	8,99
Šířka mezery [μm]	0	0	0	0	0	0
Kontaktní tlak [MPa]	0	0	0	0	0	0
Prodloužení sloupce pal. v axiálním směru [mm]	14,87	14,34	15,91	15,43	15,93	15,06
Prodloužení PP v ax. směru [mm]	15,21	12,82	13,61	11,44	13,65	13,63

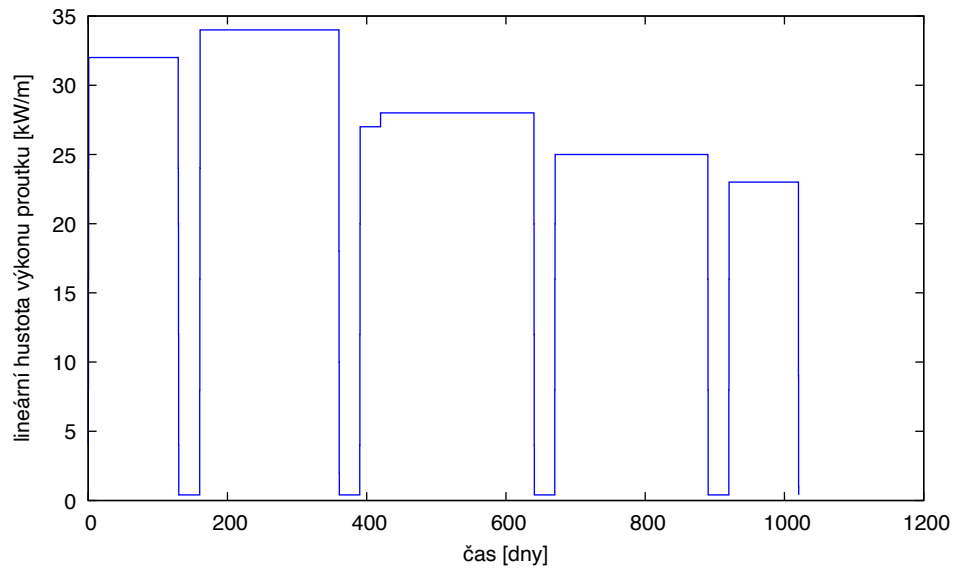


Obr. 3.5: Porovnání průměrných teplot paliva VVER 440 v průběhu provozu pro VH 2

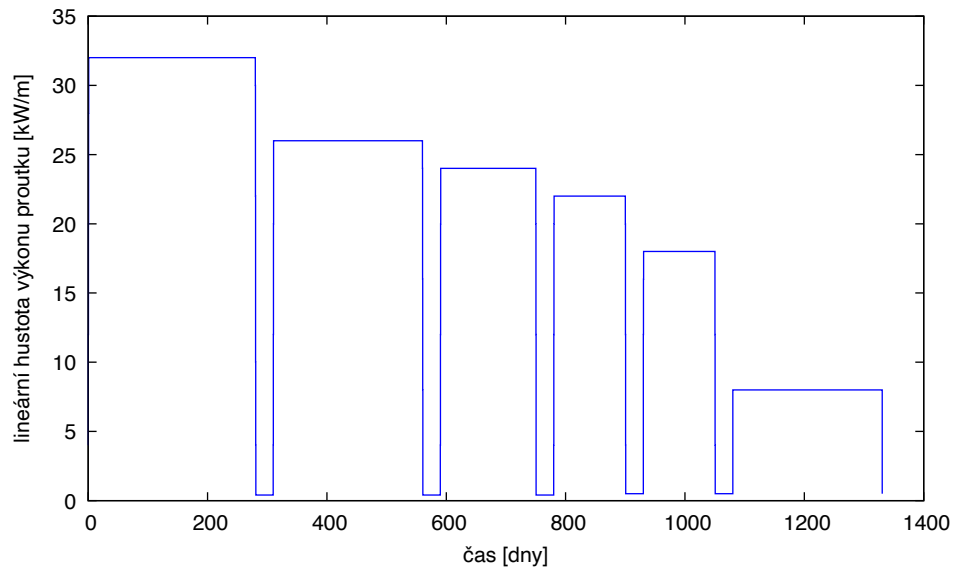
3.2 VVER 1000

3.2.1 Vstupní data

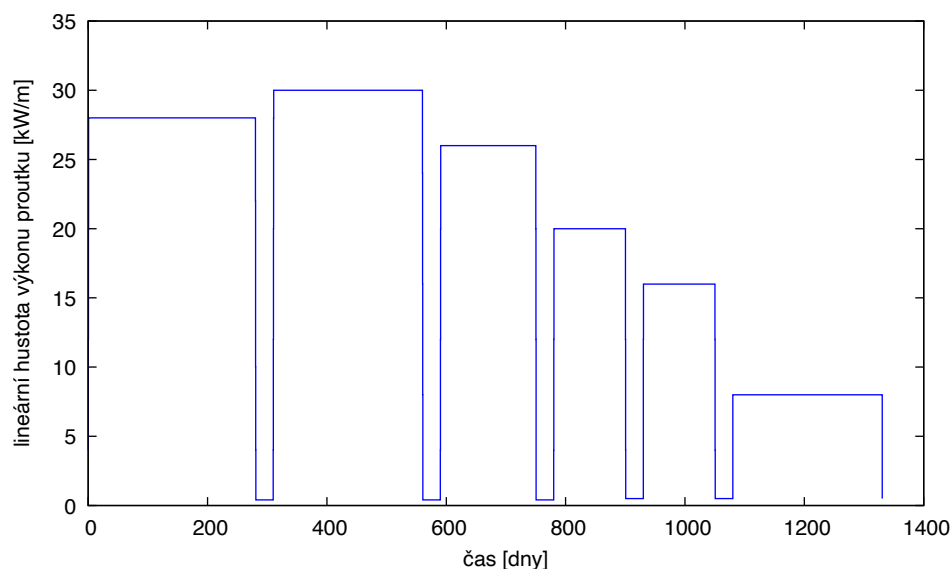
Pro výpočet paliva reaktoru typu VVER 1000 byly opět vybrány 3 výkonové historie. Jedná se o historie vyhořívání bloku 5 Novovoronežské jaderné elektrárny a bloku 1 Záporožské jaderné elektrárny [13]. Ty pak byly zjednodušeny a upraveny, aby během vyhořívání došlo ke stejnému vyhoření. Použité historie jsou uvedeny na Obr. 3.6 - 3.8, axiální profil je analogický s Obr. 3.4 a vstupní data jsou uvedena v Tab. 3.3.



Obr. 3.6: Výkonová historie 1 pro reaktor typu VVER 1000



Obr. 3.7: Výkonová historie 2 pro reaktor typu VVER 1000



Obr. 3.8: Výkonová historie 3 pro reaktor typu VVER 1000

Tab. 3.3: Vstupní parametry pro výpočet paliva VVER 1000 odpovídající palivu TVSA-T [16], [20] a [21]

Vnější průměr pal. proutku [mm]	9,1	Výška palivové tablety [mm]	12
Vnitřní průměr pal. pokrytí [mm]	7,73	Poloměr vyhloubení tablety [mm]	3
Materiál PP	M5	Hloubka vyhloubení tablety [mm]	0,5
Drsnost povrchu PP [μm]	2	Drsnost povrchu paliva [μm]	4
Obsah vodíku v PP [ppm]	10	Obohacení [%]	4,4
Výška sloupce pal. tab. [mm]	3680	Plnicí plyn palivového proutku	helium
Vnější průměr pružiny [mm]	7,2	Tlak plnicího plynu [MPa]	2,3
Průměr drátu pružiny [mm]	1,27	Rozteč palivových proutků [mm]	11,865
Počet závitů v pružině [-]	30	Tlak chladiva [MPa]	15,7
Vnější průměr pal. tablety [mm]	7,53	Vstupní teplota chladiva [$^{\circ}\text{C}$]	300
Průměr centrálního otvoru [mm]	1,2	Hmotnostní tok chladiva [kg/s/m^2]	3900

3.2.2 Stav paliva VVER 1000 po ukončení vyhořívání

Výkonové historie byly opět zjednodušovány a upravovány tak, aby bylo dosaženo přibližně stejného vyhoření - 72 MWd/kgU, což je maximální možné vyhoření udávané výrobcem¹ [26]. Parametry důležité pro následující suché skladování jsou uvedeny v Tab. 3.4 a jsou opět pro atmosférický tlak a teplotu chladiva 50 $^{\circ}\text{C}$.

¹Tak vysokého vyhoření není v ČR dosahováno, ale jelikož je práce zaměřena konzervativně, bylo voleno maximální výrobcem udávané vyhoření

Tab. 3.4: Srovnání vypočítaných výsledků pomocí programu FRAPCON 3.4 (VU) a FRAPCON 4.0 (DP) pro palivo VVER 1000 po ukončení vyhořívání

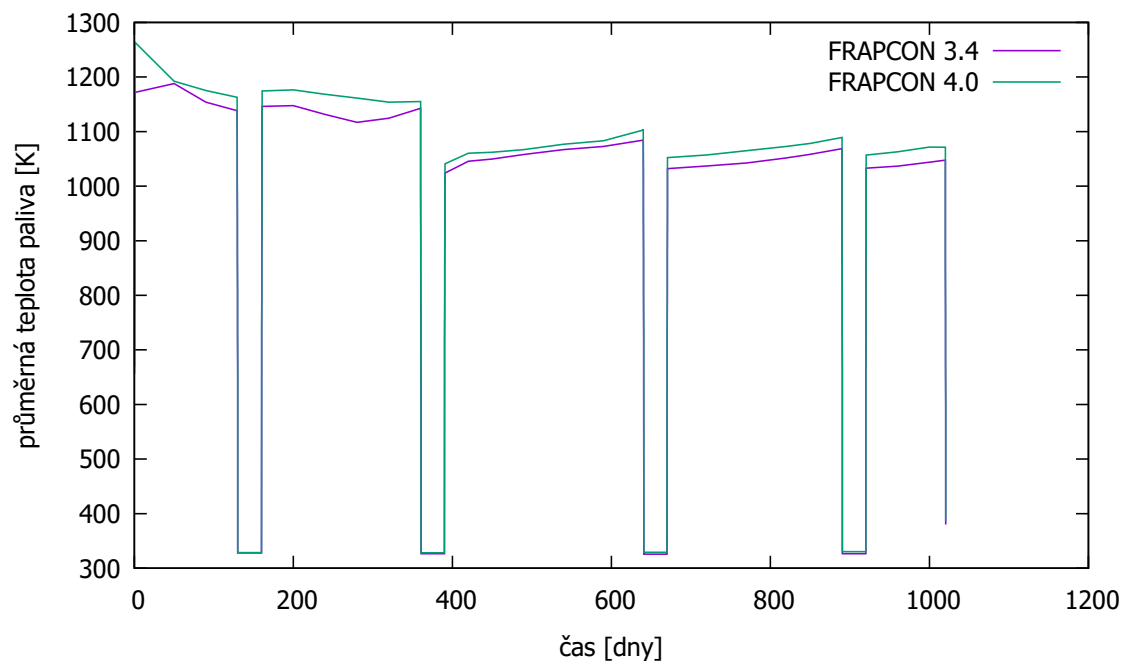
Vyhořívající historie	1 VU	1 DP	2 VU	2 DP	3 VU	3 DP
Vyhoření [MWd/kgU]	71,64	71,67	72,75	72,78	71,98	71,98
Vnitřní tlak [MPa]	4,739	5,175	3,592	3,791	3,692	3,910
FGR [%]	18,10	19,18	5,59	5,35	6,41	6,44
Axiální úsek	7	7	7	7	7	7
Max. tloušťka zoxid. vrstvy [μm]	16,01	16,00	16,24	16,24	16,06	16,05
Max. obsah vodíku v PP [ppm]	81,50	81,48	82,57	82,55	81,75	81,72
Volný objem v pal. proutku [cm^3]	37,19	39,11	35,82	36,64	35,68	36,64
Šířka mezery [μm]	0	0	0	0	0	0
Kontaktní tlak [MPa]	0	0	0	0	0	0
Prodloužení sloupce paliva v axiálním směru [mm]	29,96	29,18	31,82	30,91	31,62	30,71
Prodloužení PP v ax. směru [mm]	13,19	4,9	8,88	0,92	6,04	-1,04

Z výsledků lze pozorovat vliv výkonové historie na stav palivového proutku po ukončení vyhořívání ještě více než v případě VVER 440. U VH 1 je patrný vysoký únik plynných štěpných produktů, což má vliv i na vnitřní tlak v palivovém proutku.

Vrstva oxidů, resp. obsah vodíku v PP se pro všechny 3 VH příliš neliší, rozdíly jsou maximálně 0,24 μm (jednotky %). Za zmínku však stojí srovnání s VVER 440, kde bylo dosaženo maximální tloušťky oxidů v PP 10,88 μm , zatímco v případě VVER 1000 je tato hodnota 16,24 μm . Tento rozdíl je způsoben vyšší teplotou chladiva, poněvadž s vyšší teplotou je oxidace rychlejší.

Pro všechny tři VH opět došlo během vyhořívání ke kontaktu paliva s palivovým pokrytím, avšak i pro palivo VVER 1000 je kontaktní tlak po ukončení vyhořívání nulový, což je opět způsobeno poklesem teploty paliva i chladiva a tlaku chladiva.

Analogicky s podkapitolou VVER 440 je i pro VVER 1000 nutné porovnat výpočty vyhořívání programem FRAPCON 3.4 a 4.0. Z výsledků (Tab.3.4) lze opět pozorovat stejné závěry. Liší se tedy FGR i vnitřní tlak v palivovém proutku a tloušťka zoxidované vrstvy a obsah vodíku v PP se prakticky neliší. Na Obr.3.9 jsou vykresleny průběhy průměrných teplot paliva v průběhu vyhořívání vypočítané programy FRAPCON 3.4 a 4.0 pro VH 1. Opět lze pozorovat, že vyšší teploty byly vypočítány pomocí FRAPCONu 4.0, což by mělo mít za následek vyšší FGR. Analogicky platí, že výpočet teploty ovlivňuje celá řada faktorů, mezi které se řadí výpočet swellingu a součinitele sdílení tepla v mezeře, mechanický model, součinitel tepelné vodivosti paliva apod.



Obr. 3.9: Porovnání průměrných teplot paliva VVER 1000 v průběhu provozu pro VH 1

Kapitola 4

Výpočet suchého skladování modulem DATING

Po ukončení vyhořívání nelze palivo ihned přesunout do obalových souborů (OS) k suchému skladování z důvodu vysokého zbytkového tepelného výkonu. Vyhořelé jaderné palivo (VJP) se proto nejprve skladuje v bazénech skladování VJP na reaktorovém sále při maximální teplotě chladiva 50 °C [12], jež je udržována pomocí tepelných výměníků.

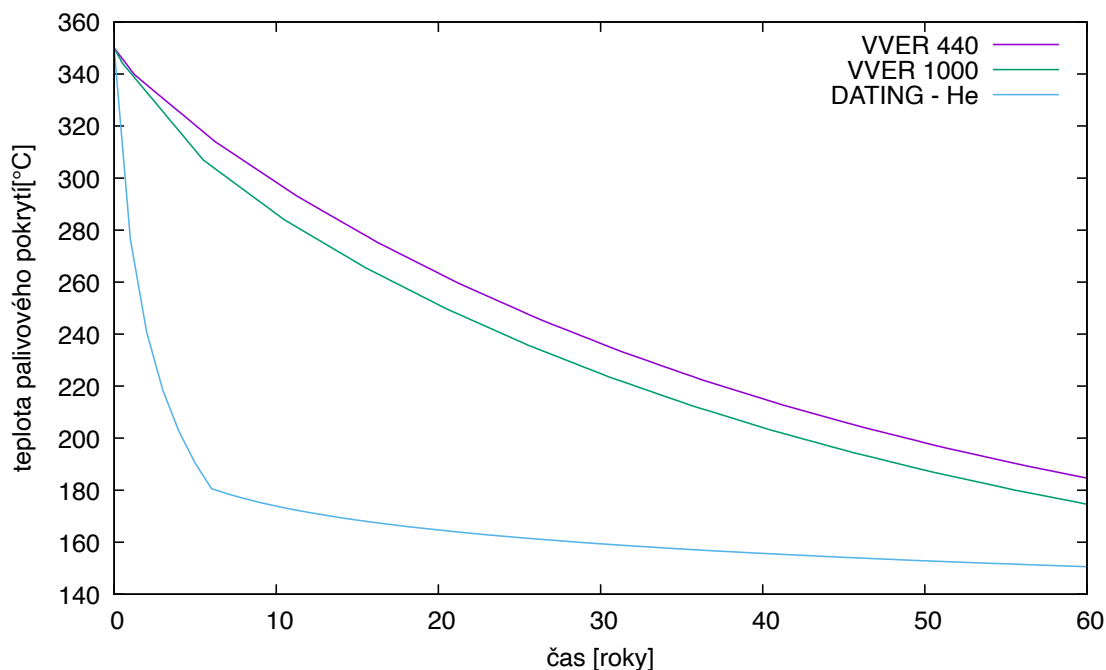
Pro každý OS je při typovém schvalování přesně definován maximální výkon palivového souboru, resp. OS. Tyto výkony jsou 291,7 W, resp. 24,5 kW pro CASTOR 440/84M a 1,141 kW, resp. 21,68 kW pro OS ŠKODA 1000/19 [1], [2]. Byly použity hodnoty zbytkových tepelných výkonů z [15] a suché skladování bylo zahájeno ihned po poklesu výkonů pod dané hodnoty, což odpovídá 13,75 rokům mokrého skladování pro VVER 440 a 9,5 rokům pro VVER 1000. Tyto hodnoty jsou vyšší, než jakých je ve skutečnosti dosahováno, což je způsobeno tím, že pro výpočty bylo zvoleno maximální možné vyhoření, jež však neodpovídá skutečně dosahovanému vyhoření na JE v ČR.

Výpočet byl proveden pomocí modulu DATING v programu FRAPCON 4.0, kde jako vstupní data byly použity výsledky uvedené v předchozí kapitole a pro creepovou deformaci byl nastaven konzervativní výpočet.

4.1 Teploty palivového pokrytí

Vzhledem k tomu, že je cílem práce provést srovnání s již provedeným výpočtem a rovnice creepu závisí na teplotě, byly převzaty průběhy teplot PP z [21]. Při výpočtu teplot bylo konzervativně uvažováno, že na začátku suchého skladování jsou teploty PP 350 °C. Při této teplotě je pak dosaženo maximální teploty povrchu OS. Ze znalosti průměru OS a celkového zbytkového tepelného výkonu OS byl určen součinitel tepelné vodivosti λ , jenž byl dále uvažován jako konstantní. Podrobnější popis je uveden v [21]. Na Obr. 4.1 jsou uvedeny průběhy teplot PP pro VVER 440 a VVER 1000. Zároveň je zde pro srovnání vykreslena křivka pro skladování v heliu,

jež je popsána v Kap.1. Ze srovnání lze vidět, že teploty uvažované při výpočtu suchého skladování jsou konzervativní oproti použití křivky pro skladování v heliu.



Obr. 4.1: Časový průběh teplot PP při suchém skladování, upraveno z [21]

4.2 Stav paliva VVER 440 v průběhu suchého skladování

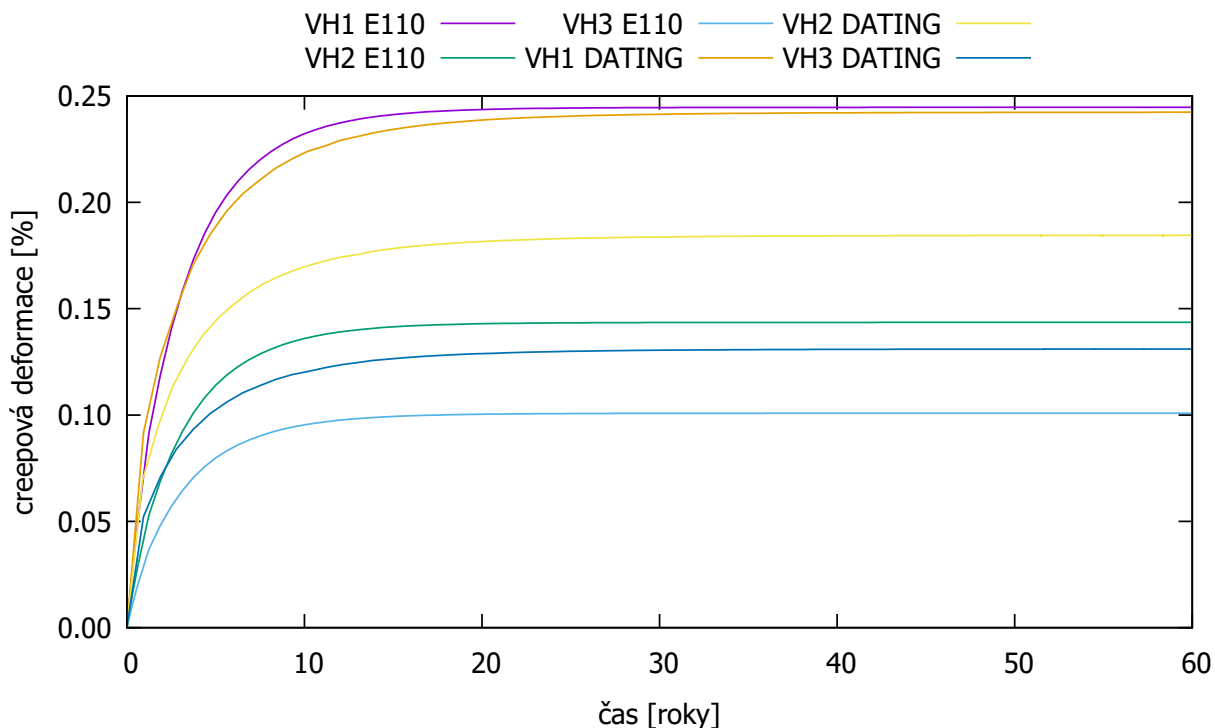
Creepové deformace byly počítány pomocí programu FRAPCON 4.0 s modulem DATING. Výsledky jsou porovnány s výpočtem pomocí modifikovaného programu FRAPCON 3.4, ve kterém byla implementována rovnice creepu pro E-110 [21]. Na Obr.4.2 je vykreslen časový průběh creepové deformace PP v průběhu suchého skladování po dobu 60 let v OS pro všechny 3 VH, kdy stav creepové deformace na počátku suchého skladování je 0, je tedy vykreslen pouze nárůst v průběhu suchého skladování.

Rychlost creepové deformace je největší na počátku skladování a po přibližně 20 letech už ke creepu prakticky nedochází. Tohle je způsobeno poklesem teplot a rovněž obvodové napětí klesá se snižujícím se tlakem v palivovém proutku.

K největší creepové deformaci vypočtené modulem DATING došlo pro VH1, a to přibližně 0,25 %. To odpovídá předpokladům, jelikož VH1 měla po ukončení vyhořívání největší tlak uvnitř palivového proutku, a tedy bylo dosaženo i největšího obvodového napětí.

Srovnání modulu DATING a modifikovaného programu FRAPCON 3.4 ukazuje, že pro VH 2 a 3 je creepová deformace vyšší pro modul DATING, a tedy

udává konzervativnější výsledky. V případě VH 1 jsou creepové deformace srovnatelné, ale modul DATING vypočítal menší creepovou deformaci. Zde je však nutno připomenout, že stav paliva na konci vyhořívání nebyl identický, viz Kap. 3. Konkrétně vnitřní tlak v palivovém proutku při tlaku chladiva 0,1 MPa a 50 °C na konci vyhořívání vyšel pro FRAPCON 3.4 4,246 MPa [21] oproti 4,066 MPa (Tab. 3.2).

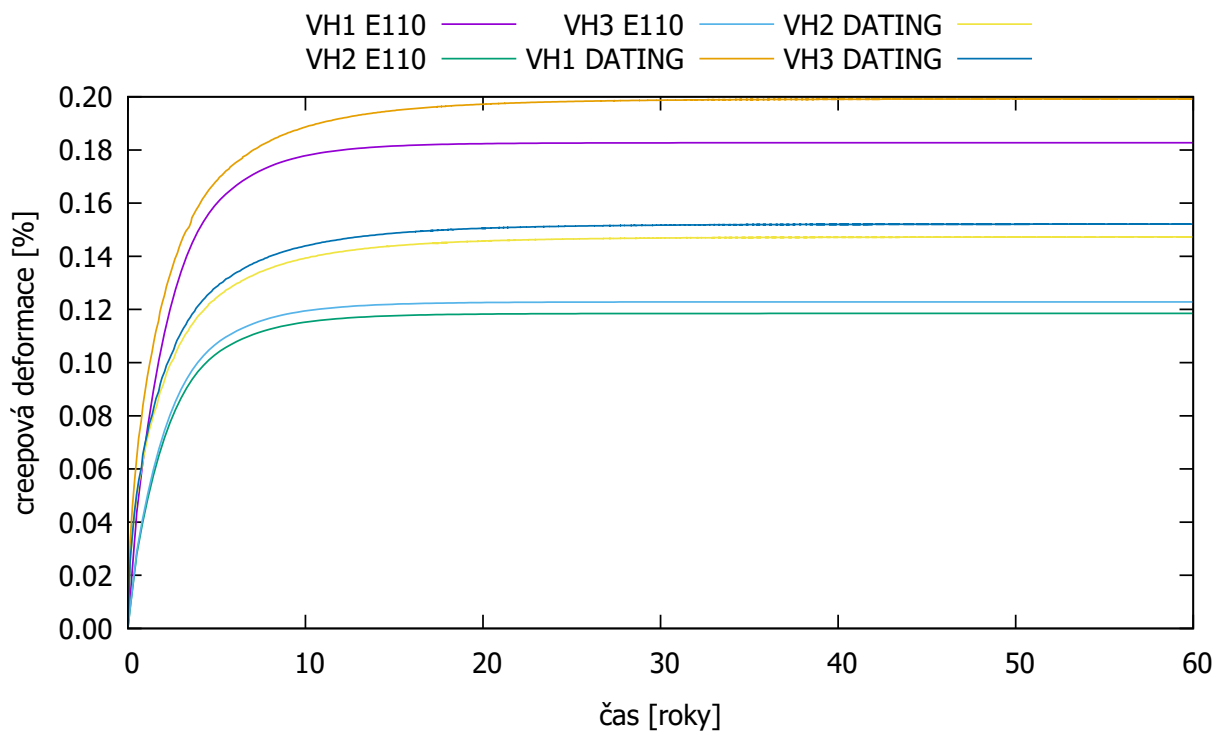


Obr. 4.2: Časový průběh creepové deformace PP paliva VVER 440 v průběhu suchého skladování po dobu 60 let v obalovém souboru

4.3 Stav paliva VVER 1000 v průběhu suchého skladování

Na Obr.4.3 je vykreslen časový průběh creepové deformace PP v průběhu suchého skladování po dobu 60 let v obalovém souboru pro všechny 3 výkonové historie a opět je vykreslen pouze nárůst creepové deformace v průběhu suchého skladování. Opět je rychlost creepové deformace nejvyšší na počátku suchého skladování a postupně klesá s klesajícími teplotami a obvodovým napětím.

Největší creepové deformace modulem DATING bylo dosaženo u VH 1 s deformací okolo 0,20 %. Pro všechny 3 VH je vypočítaná hodnota creepové deformace pomocí modulu DATING vyšší než v případě výpočtu v modifikovaném programu FRAPCON 3.4, a proto by modul DATING měl být pro výpočty suchého skladování konzervativnější, avšak je ještě nutno uvážit, že vnitřní tlak v palivovém proutku byl pro výpočet suchého skladování v modulu DATING vyšší než pro výpočet v modifikovaném programu FRAPCON 3.4.



Obr. 4.3: Časový průběh creepové deformace PP paliva VVER 1000 v průběhu suchého skladování po dobu 60 let v obalovém souboru

Kapitola 5

Možnosti vylepšení výpočtu suchého skladování modulem DATING

Jak již bylo uvedeno v Kap.2, modul DATING zanedbává některé jevy, které mohou být důležité v průběhu suchého skladování. Jiné jevy jsou implementovány, avšak jejich použití nemusí být vhodné pro výpočty suchého skladování v dnešní době, jelikož modul DATING pochází z 80. let minulého století a v současnosti je dosaženo vyššího vyhoření paliva. Např. výpočty teplot pro skladování jsou odvozeny pro vyhoření maximálně 35 MWd/kgU.

Cílem této kapitoly je navrhnout zlepšení modulu DATING tak, aby byl vhodnější pro výpočty suchého skladování zejména pro palivo reaktorů VVER. Pro vybrané jevy bude uvedeno více možností, aby mohlo být zvoleno z více navržených řešení. Největší význam pro termomechanické výpočty VJP v průběhu suchého skladování má správný výpočet teplot PP, jelikož všechny níže uvedené jevy jsou závislé na teplotě.

5.1 Zbytkový tepelný výkon

Zbytkový tepelný výkon je generován radioaktivním rozpadem produktů štěpení a izotopů vzniklých radiačním záchytem. Závisí zejména na izotopickém složení paliva na počátku vyhořívání, kam patří obohacení ^{235}U a obsah Pu v případě paliva MOX, na dosaženém vyhoření, výkonové historii vyhořívání a typu reaktoru. V průběhu času přibližně exponenciálně klesá podle rozpadového zákona. Zbytkový tepelný výkon v průběhu suchého skladování tedy závisí i na čase dochlazování v bazénech skladování VJP.

Součástí FRAPCONu 4.0 je výpočet zbytkového tepelného výkonu pomocí modelu ANS-5.1-2004 (Kap.1.1). Ten však není vhodný pro suché skladování. Pro suché skladování by bylo vhodnější použít jednu ze dvou možností: výpočet pomocí neutronického kódu pro danou výkonovou historii, nebo použití tabulek se zbytkovými tepelnými výkony pro dané palivo v závislosti na vyhoření. Tyto možnosti jsou níže podrobněji popsány.

5.1.1 Použití neutronického kódu

Pro přesné výpočty transportu neutronů, izotopických změn ve složení paliva a dalších efektů je nejvhodnější použití komplexních výpočetních kódů, které jsou schopny vypočítat složitější geometrie. Obvykle se jedná o 3D výpočetní kódy transportu neutronů a bodové změny složení, například MCNP, SERPENT. Jedná se však o výpočetně náročné programy, a proto je vhodnější použít jednodušší programy, které jsou vyvinuty přímo pro konkrétní výpočet, avšak s pouze malou ztrátou přesnosti. Podobně jako u obdobných výpočtů je přesnost výsledků velmi závislá na knihovnách účinných průřezů. Mezi takové kódy patří například ORIGEN [22].

Pro výpočet pomocí neutronického kódu by bylo nutné mít již připravený standardizovaný model pro výpočet vyhořívání. Poté by výpočty zbytkového tepelného výkonu mohly být zautomatizovány pomocí skriptu, jenž by ze vstupního souboru pro výpočet ve FRAPCONu načtl jednotlivé výkony a poté vygeneroval vstup pro ORIGEN, spustil výpočet a následně načtl výsledná data, která by mohla být použita pro výpočty teplot.

5.1.2 Použití tabulek

Použití dalšího výpočetního kódu přidává na složitosti výpočtu a závislost na výkonové historii je ze všech výše uvedených nejnižší. Jako alternativa se proto jeví možnost použití tabulek.

Tato varianta by spočívala ve výpočtu zbytkových tepelných výkonů pro typické kampaně a vyhoření. V rámci zjednodušení by mohl být uvažován konstatní výkon v průběhu kampaně. Tyto výpočty by byly provedeny pro různé dosažené hodnoty vyhoření tak, aby odpovídaly rozsahu, kterého je dosahováno při běžném provozu. Na základě dosaženého vyhoření by byly z tabulek odečteny jednotlivé zbytkové tepelné výkony v daném čase. Uživatel by pak při termomechanických výpočtech pro různé vyhořívající historie a různě volené termomechanické parametry výpočtu mohl pro období suchého skladování používat stejné zbytkové tepelné výkony.

Tato volba by mohla být rovněž zautomatizována pomocí skriptu, jenž by na základě dosaženého vyhoření vygeneroval průběh zbytkových tepelných výkonů v čase, či rovnou vygeneroval vstupní soubor pro výpočty teplot v průběhu suchého skladování.

5.2 Výpočet teplot

Určení teplot v průběhu suchého skladování je stěžejní pro termomechanický výpočet vyhořelého jaderného paliva při suchém skladování. Na teplotě totiž závisí přímo, či nepřímo všechny jevy, které mohou nastat v průběhu suchého skladování. Teplota má vliv např. na vnitřní tlak v palivovém proutku, na němž pak závisí

obvodové napětí, které ovlivňuje creepovou deformaci, zpožděné hydridové praskání, reorientaci vodíku atd.

Pro výpočet teplot je nutné znát geometrii a charakteristiky OS a zbytkový tepelný výkon VJP, jehož možnosti výpočtu již byly uvedeny výše. Dále budou popsány vybrané způsoby výpočtu teplot palivového pokrytí v průběhu suchého skladování. Každý ze způsobů má však svá omezení a zjednodušení, která je třeba vždy zohlednit. Každá z metod má tedy své výhody a nevýhody, jež budou uvedeny níže.

CFD (Computational Fluid Dynamic)

Jsou to kódy, které se zabývají řešením proudění a přenosu tepla. CFD kódy numericky řeší rovnice zachování energie, hmotnosti a hybnosti. Prostor se diskretizuje a pro každý objem jsou řešeny rovnice zachování. Mezi CFD kódy patří např. FLUENT a Simcenter STAR-CCM+. Pomocí CFD kódů je možné počítat s libovolně složitou geometrií a rovněž lze použít velké množství okrajových podmínek. V praxi jsou však tyto výpočty velmi náročné na výkon počítače a čas. Rovněž je nutno zvážit modelovací chyby. Proto je nutné jednotlivé výpočty zjednodušovat. Mezi zjednodušení patří například použití symetrie, nahrazení PS homogenním materiálem, pro který byl určen takzvaný efektivní součinitel tepelné vodivosti (ESTV). Rovněž může být v rámci zjednodušení zanedbáván axiální průběh zbytkového tepelného výkonu.

Výpočty pomocí efektivního součinitele tepelné vodivosti

Model efektivního součinitele tepelné vodivosti (ESTV) spočívá v aproximaci palivového souboru (PS) pevným homogenním materiálem s rovnoměrně generovaným tepelným výkonem. Návod na určení ESTV vytvořili Bahney a Lotz [3]. ESTV v sobě zahrnuje sdílení tepla kondukcí, konvekcí i tepelnou radiací. Zavedením ESTV dochází ke zjednodušení geometrie obalového souboru (OS), jelikož ke sdílení tepla dochází pouze kondukcí, a tedy je výpočet zjednodušen.

Avšak určení ESTV není jednoduché, jelikož závisí na výplňovém plynu palivového proutku, geometrii paliva. Pro stanovení ESTV je nejprve nutné provést výpočty teplotního pole v PS v co nejpřesnější geometrii. To lze např. pomocí CFD, či subkanálové analýzy. Sledována je maximální teplota v PS, nebo maximální teplota PP v závislosti na hraniční teplotě, jež bývá zadávána jako konstantní na hranici výpočtové oblasti. ESTV se pak určí na základě řešení Furierovy rovnice vedení tepla v dané geometrii. Tato závislost se pak proloží v závislosti na hraniční teplotě. Následně je nutné stanovit ESTV v závislosti na průměrné teplotě homogenního PS.

Jelikož geometrie PS je pro výpočty náročná, jsou obvykle uvažována různá zjednodušení. Rovněž je náročné modelovat rozdíly rozměrů v geometrii, např. mezera mezi PP a palivovou tabletou v poměru k rozměru pod klíč PS. Dále je uvažováno rovnoměrné rozložení výkonu v palivovém proutku a konstantní hraniční teplota. [24]

Subkanálová analýza

Subkanálová analýza vychází z řešení diferenciálních rovnic ve zjednodušené podobě. Řešeny jsou rovnice kontinuity, zachování energie, zachování hybnosti v axiálním směru a zachování hybnosti v příčném směru. Výpočet je tedy jednodušší a rychlejší oproti CFD. Je však zapotřebí doplnit konstitutivní vztahy, mezi které patří např. stavová rovnice, vztahy pro tlakové ztráty apod.

Ve středu každého kontrolního objemu je počítána hustota a entalpie. Na horní a dolní hranici je pak zadefinovaný tlak, hmotnostní tok chladiva a axiální průtoková plocha. Příčný tok na jednotku délky a šířka mezery jsou definovány uprostřed příčné hranice kontrolního objemu.

COBRA-SFS (Coolant Boiling in Rod Arrays - Spent Fuel Storage) je výpočetní kód vyvinutý pro termohydraulické výpočty OS pro skladování i přepravu VJP. Využívá metodu konečných diferencí pro řešení rovnic zákonů zachování hmotnosti, energie a hybnosti, jež jsou integrovány přes kontrolní objem.

5.3 Zpožděné hydridové praskání (Delayed Hydride Cracking)

Možnost výpočtu zpožděného hydridového praskání (DHC) není v modulu DATING implementována. V rámci práce [11] však bylo publikováno řešení, které spočívá ve vyhodnocování DHC na základě vypočítaného obvodového napětí. Toto obvodové napětí pak slouží jako klíčová vstupní hodnota pro výpočet intenzity napětí, pomocí které je počítáno DHC pro každý časový krok. Schéma pro jeden časový krok je uvedeno na Obr.5.1.

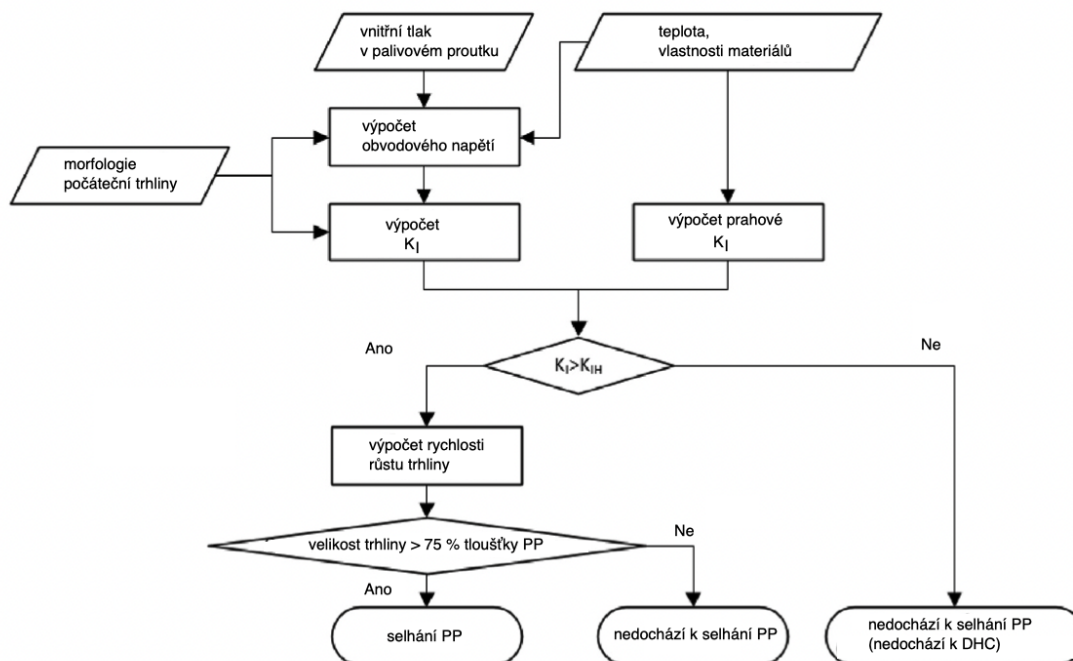
Implementace tohoto schématu se nabízí pomocí dvou způsobů řešení: online a offline.

5.3.1 Online způsob řešení

Tento způsob řešení by spočíval v modifikaci zdrojového kódu modulu DATING tak, že by v každém časovém kroku bylo z obvodového napětí určeno, zdali mohlo dojít k nárůstu trhliny. Z této hodnoty by pak byla určena rychlost šíření trhliny a byla vypočítána její velikost. Ve zdrojovém kódu by pak bylo nastaveno kritérium selhání, při kterém by byl výpočet ukončen.

Mezi nevýhody tohoto způsobu patří zejména nutnost modifikace zdrojového kódu a je nutno celý FRAPCON 4.0 opět zkompileovat. Jakýkoliv zásah do zdrojového kódu může způsobit změnu ve výpočtu, či vznik chyby, což je nutné eliminovat validací nově vzniklého kódu.

Výhodou je naopak rychlejší obdržení výsledků, a to ihned po ukončení termomechanického výpočtu. Navíc není nutné po ukončení tohoto výpočtu provádět žádné další úkony na vyhodnocení DHC.



Obr. 5.1: Schéma výpočtu DHC, přeloženo z [11]

5.3.2 Offline způsob řešení

Snadnější alternativou k online způsobu řešení se tedy jeví offline způsob řešení. Výpočet šíření trhliny by probíhal analogicky, avšak až po ukončení termomechanického výpočtu. Skript by z výsledného souboru načítal napočítaná obvodová napětí v jednotlivých krocích a vypočítal, zda mohlo dojít k DHC.

Mezi hlavní nevýhodu tedy patří nutnost vyhodnocovat výsledky pomocí dalšího výpočtu. Tato činnost by však šla snadno zautomatizovat použitím programovacího jazyka, který by z výsledného souboru načítal obvodová napětí a vypočítal rychlost šíření trhliny. Uživatel by ke tvorbě skriptu mohl použít téměř libovolný jazyk, např. Python, Ruby. Hlavní výhoda tohoto přístupu tkví v zachování originálního zdrojového kódu.

Tato metoda byla v rámci práce vypracována pomocí programovacího jazyku Python. Skript používá výpočet intenzity napětí dle vztahu:

$$K_{IH} = 1,12 \cdot \sigma \sqrt{\pi a}, \quad (5.1)$$

kde σ je obvodové napětí a a počáteční tloušťka defektu. Prahová intenzita napětí byla použita jako $2,6 \text{ MPa} \sqrt{m}$ [21]. A počáteční tloušťka defektu volena jako 10 % tloušťky PP. Závislost rychlosti DHC na teplotě je počítána pomocí Arrheniova vztahu [4] :

$$v = v_0 \cdot \exp\left(\frac{-Q_{DHC}}{RT}\right), \quad (5.2)$$

kde T je termodynamická teplota a ostatní hodnoty jsou uvedeny v Tab.5.1.

Tab. 5.1: Hodnoty parametrů pro výpočet DHC [4]

Značka	Význam	Hodnota
Q_{DHC}	Aktivační energie pro DHC	65,5 kJ/mol
v_0	Empirická konstanta	0,14 m/s
R	Molární plynová konstanta	8,314 J/mol/K

Skript spustí výpočet ve FRAPCONU 4.0 a po ukončení zhodnotí, zda mohlo dojít k selhání PP v důsledku DHC. Pokud by k selhání došlo, bude vypsán i čas, ve kterém toto nastalo. V případě, že nedojde k selhání, je vypsáno, že k selhání PP nedošlo.

Zdrojový kód je uveden v příloze, viz příloha B a byl vyzkoušen pro všech 6 VH. Ani pro jednu VH by nemělo selhání PP v důsledku DHC nastat.

5.4 Reorientace hydridů

Jelikož se jedná o jev, který se projeví až od určité hodnoty obvodového napětí, řešení by mohlo být velmi podobné jako u DHC. Uživatel by opět na základě vypočítaného obvodového napětí v každém časovém kroku vyhodnocoval, jestli mohlo dojít k reorientaci hydridů. Zde by však výslednou hodnotou byl pouze podíl radiálně orientovaných hydridů z časového kroku s největším obvodovým napětím. Vhodnější by tedy bylo použít metodu offline, která by podíl radiálně orientovaných hydridů vyhodnotila až po ukončení termomechanického výpočtu.

5.5 Koroze pod napětím (Stress Corrosion Cracking)

Opět se jedná o jev, který pro své projevení potřebuje určitou hodnotu obvodového napětí. Navíc je však nutné i překročení koncentrace nevázaného jódu v mezeře mezi palivem a pokrytím. Pro výpočet vyprodukovaného množství jódu lze použít například výpočetní kód ORIGEN. Dále je pak nutné určit pomocí jiného výpočetního kódu, množství jódu, který se uvolní z paliva a zároveň nezreaguje s jiným prvkem. Použít by mohl být např. integrální kód MELCOR (Methods for Estimation of Leakages and Consequences of Releases), jenž se primárně využívá pro výpočty havárií, a jeho modul RN (RadioNuclide Package), který počítá uvolňování, transport a tvorbu sloučenin štěpných produktů [19]. Zabývá se i I_2 , jenž je pro SCC důležitý.

Po určení hodnoty uvolněného I_2 by již SCC šla řešit pomocí schématu podobného tomu u DHC (Obr.5.1).

5.6 FGR

Modelování úniku plynných štěpných produktů (FGR) je dle [23] složité a je zatíženo mnohými neurčitostmi a pro ověření správných výsledků je nutná vhodná validace. Je nutné znát inventář plynných štěpných produktů. Následně lze uvažovat dva hraniční případy: 1) z paliva se při skladování již žádné plynné štěpné produkty neuvolní a 2) uvolní se všechny plynné štěpné produkty. Druhý případ je velmi konzervativní a v praxi by se stav paliva měl blížit prvnímu případu, jelikož podle studie [30] je FGR při teplotě paliva pod 700 K prakticky nulový. Toto potvrzuje i Ferry v [7], jenž uvádí, že difuzní koeficient plynných štěpných produktů je $5 \cdot 10^{-26}$ až $10^{-24} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$ v průběhu prvních 100 let suchého skladování.

Navíc, pokud bude FGR v průběhu suchého skladování menší než 20 % nebude mít vliv na nárůst vnitřního tlaku v palivovém proutku, jelikož FGR bude kompenzován poklesem teplot [17].

5.7 Creepová deformace

Creepová deformace je při výpočtech modulem DATING nezávislá na použité slitině, avšak závislost na slitině není zanedbatelná. Proto by bylo vhodné implementovat do modulu DATING creepovou rovnici, jež bude přímo pro slitinu E-110, a která se používá pro výpočty paliva v ČR [14]. Tato rovnice je popsána níže.

Ekvivalentní rychlost creepu se vypočítá jako součet jednotlivých složek [25]:

$$\dot{\epsilon}_{eq} = \dot{\epsilon}_{N-H} + \dot{\epsilon}_{Co} + \dot{\epsilon}_{IR} + \dot{\epsilon}_{P1} + \dot{\epsilon}_{P2} + \dot{\epsilon}_{P3}, \quad (5.3)$$

kde

$$\dot{\epsilon}_{N-H} = \frac{A_{N-H} \cdot \sigma_{eq,N-H}}{Td^2} \cdot e^{-Q_v/RT}, \quad (5.4)$$

$$\dot{\epsilon}_{Co} = \frac{A_{Co} \cdot \sigma_{eq,Co}}{Td^3} \cdot e^{-Q_g/RT}, \quad (5.5)$$

$$\dot{\epsilon}_{IR} = BK\sigma_{eq,IR} \quad (5.6)$$

$$\dot{\epsilon}_{P1} = \frac{A_{P1,t} \cdot e^{-Q_v/RT} + A_{P1,IR} \cdot K}{1 + C_P} \cdot \frac{\sigma_{eq,P1}^n}{TG_c^{n-1}}, \quad (5.7)$$

$$\dot{\epsilon}_{P2} = \frac{A_{P2,t} \cdot e^{-Q_p/RT} + A_{P2,IR} \cdot K}{1 + C_P} \cdot \frac{\sigma_{eq,P2}^{n+2}}{TG_c^{n+1}}, \quad (5.8)$$

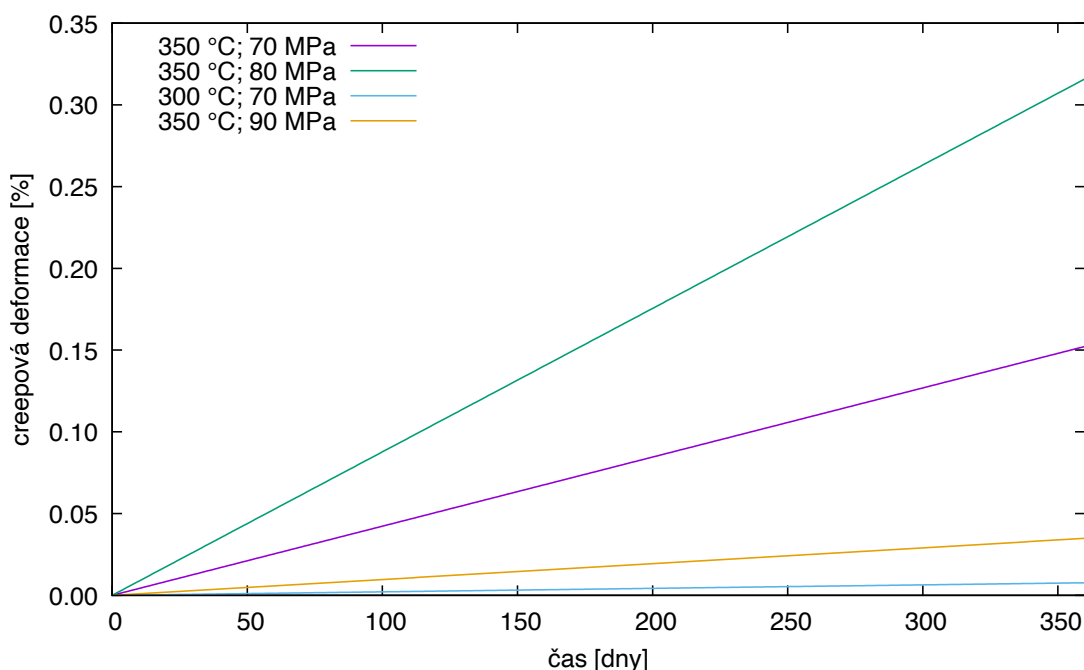
$$\dot{\epsilon}_{P3} = \frac{A_{P3,IR} \cdot K \cdot \sigma_{eq,P3}^{n_3} / (G_c^{n_3-1} \cdot T)}{1 + C_{bas}} \cdot e^{a_3 K t}, \quad (5.9)$$

kde T je teplota v K, σ_{eq} je efektivní napětí v MPa, d je velikost zrna v m, G_c je modul pružnosti ve smyku v MPa a ostatní parametry jsou uvedeny v Tab.5.2.

Tab. 5.2: Parametry používané pro výpočet creepové deformace pro slitinu E-110 [25]

A_{NH}	A_{CO}	$A_{P1,t}$	$A_{P2,t}$	$A_{P1,ir}$	$A_{P2,ir}$	$A_{P3,ir}$
8,46E02	6,7E-10	2,88E25	1,72E22	3,54E09	3,1E13	5,85E06
R	Q_v	Q_{pd}	Q_{gb}	B	K [dpa/hod]	C_P
8,31E-03	2,50E02	1,50E02	1,50E02	1,10E-04	$0,3-22,2 \cdot 10^{-4}$	8,31E-09
C_{bas}	n	n_3	a_3	a_p		
5,00E-05	5	4	9,00E-02	0		

Dále byla použita velikost zrna $d = 10 \mu\text{m}$ a $G_c = 31,2 \text{ GPa}$. Platnost této rovnice je pro $\sigma_{eq} = 50-350 \text{ MPa}$ a $T = 250 - 450 \text{ }^\circ\text{C}$. Na Obr. 5.2 je vykreslena creepová deformace po dobu 360 dní pro různé teploty a efektivní napětí. Z průběhů creepové deformace lze pozorovat vyšší závislost na teplotě než na napětí. Není zde však srovnání s ostatními modely, jelikož tahle korelace používá efektivní napětí místo obvodového. Navíc ani modul DATING ve svém výstupním souboru efektivní napětí neuvádí. Pro implementaci by byla tedy nutná větší modifikace zdrojového souboru.



Obr. 5.2: Creepová deformace po dobu 360 dní korelací od Rogozyanova pro různé teploty a efektivní napětí

5.8 Stav v průběhu transportu

Teplota PP v průběhu transportu nesmí překročit $350 \text{ }^\circ\text{C}$ [1], [2], což odpovídá i období suchého skladování. Zásadním problémem je však mechanika, a proto

je nutné definovat maximální hodnoty zatížení, z čehož plynou omezení rychlosti vagónu s VJP, či omezení vibrací.

Mechanické chování a čas do únavového poškození VJP, jež je vystaveno cyklickému namáhání, je závislé na mnoha faktorech. Mezi tyto faktory patří vyhoření, tloušťka oxidu, historie namáhání apod. Pomocí termomechanických výpočtů paliva lze zjistit tyto hodnoty a následně navrhnout experimenty transportu. [17]

Pro výpočet vlivu zrychlení v průběhu transportu by bylo nutné použít výsledný stav výpočtu v programu FRAPCON, zejména pak tlak uvnitř palivového proutku a napětí a vypočítat, zda může dojít k porušení integrity PP při působení zrychlení.

Závěr

Tato diplomová práce byla svým zadáním zaměřena na analýzy změn parametrů vyhořelého jaderného paliva v průběhu suchého skladování v obalových souborech pomocí programu FRAPCON 4.0. K tomu bylo nutné se nejprve seznámit s tímto programem, zejména pak s modulem DATING, jenž je zaměřen na suché skladování vyhořelého jaderného paliva. Podrobně byly zhodnoceny možnosti modelování creepové deformace tímto modulem. Rozebrány byly rovněž možnosti výpočtu teplot palivového pokrytí v průběhu skladování a byly zmíněny další uživatelské možnosti pro výpočty suchého skladování.

Dále byly vyhodnoceny možnosti modelování dalších jevů, jež jsou důležité pro vyhodnocení stavu vyhořelého jaderného paliva v průběhu suchého skladování. Mezi tyto jevy patří zpožděné hydridové praskání (DHC), koroze pod napětím (SCC) a reorientace hydridů. Tyto jevy však v modulu DATING nejsou nijak zhodnocovány. Rovněž chybí modely pro dodatečné modelování úniku plyných štěpných produktů (FGR) či swelling (napuchání). Zhodnocen byl také výpočet zbytkového tepelného výkonu.

Součástí této práce je rovněž výpočet vyhořívání paliva v jaderném reaktoru, jehož výsledek pak slouží jako vstupní stav pro výpočet suchého skladování pomocí programu FRAPCON 4.0. Výsledky byly srovnány s těmi, které byly provedeny programem FRAPCON 3.4 v autorově výzkumném úkolu. Přestože byly voleny stejné parametry paliva, jež odpovídají TVSA-T (VVER 1000) a Gd-2M+ (VVER 440), stejné výkonové historie i další parametry výpočtu, výsledky nebyly identické. Lišil se zejména únik plyných štěpných produktů (FGR), který ovlivňuje vnitřní tlak v palivovém proutku. Důvod této odchylky však nebyl odhalen, jelikož model FGR je stejný v obou verzích a na FGR má vliv spousta dalších veličin. Mezi tyto veličiny patří teplota paliva, kterou ovlivňuje celá řada faktorů jako například mechanický model, výpočet swellingu, součinitel sdílení tepla v mezeře, součinitel tepelné vodivosti paliva apod.

Práce obsahuje srovnání termomechanického výpočtu pomocí modifikovaného programu FRAPCON 3.4, do kterého byla pro období suchého skladování implementována rovnice creepu pro slitinu E-110 a rovněž byla vypnuta oxidace vnější strany palivového pokrytí. Tento výpočet je součástí autorova výzkumného úkolu. Výsledky byly porovnány s výpočtem pomocí modulu DATING obsaženého ve FRAPCONu 4.0. Výsledky maximální creepové deformace paliva Gd-2M+ reaktoru VVER 440 pomocí modifikovaného programu FRAPCON 3.4 byly vyšší, než výsledky modulu DATING. Naopak pro palivo TVSA-T reaktoru VVER 1000 byly

výsledky creepové deformace vypočítané modulem DATING vyšší, avšak rozdíly byly menší. Nelze tedy učinit jednoznačný závěr o vhodnosti modulu DATING pro výpočty creepové deformace v průběhu suchého skladování.

Rozbor modulu DATING ukázal, že pro vhodnost výpočtů VJP v ČR by bylo vhodné několik modifikací. Žádoucí by bylo doplnit modely pro možnosti výpočtu zpožděného hydridové praskání (DHC), koroze pod napětím (SCC) a reorientace hydridů. Rovněž by bylo vhodné doplnit modely pro výpočty teplot v průběhu skladování. V rámci úprav by také mohla být implementována creepová rovnice pro slitinu E-110. V rámci práce jsou navrženy možnosti implementace těchto jevů. Navíc tato práce obsahuje skript pro řešení DHC offline způsobem.

V navazujících pracích by bylo vhodné všechny tyto jevy implementovat do modulu DATING, jenž by pak byl komplexním nástrojem pro výpočty VJP v průběhu suchého skladování pro palivo VVER.

Literatura

- [1] *Typové schválení OS CASTOR 440/84 typu B(U)F: Rozhodnutí SÚJB, č.j. 15384/2002.* Praha, 2002.
- [2] *Typové schválení OS ŠKODA 1000/19 typu B(U)F: Rozhodnutí SÚJB, SÚJB/ONRV/04619/2017.* Praha, 2017.
- [3] R. Bahney and T. Lotz. Spent nuclear fuel effective thermal conductivity report. *Prepared for the US DOE, Yucca Mountain Site Characterization Project Office by TRW Environmental Safety Systems, Inc., July, 11, 1996.* BBA000000-01717-5705-00010 REV 00.
- [4] K. Chan. An assessment of delayed hydride cracking in zirconium alloy cladding tubes under stress transients. *International materials reviews*, 58(6):349–373, 2013.
- [5] B. Chin, M. Khan, and J. Tarn. *Deformation and fracture map methodology for predicting cladding behavior during dry storage.* Technical report, Auburn University, 1986.
- [6] F. Feria and L. Herranz. Creep assessment of Zry-4 cladded high burnup fuel under dry storage. *Progress in Nuclear Energy*, 53(4):395–400, 2011.
- [7] C. Ferry et al. *Synthesis on the spent fuel long term evolution.* CEA Saclay: CEAR-6084 ISSN 0429-3460, 2005.
- [8] K. Geelhood, W. Luscher, C. Beyer, and M. Flanagan. *FRAPCON-3.4: a computer code for the calculation of steady state thermal-mechanical behavior of oxide fuel rods for high burnup.* US Nuclear Regulatory Commission, Office of Nuclear Regulatory Research, 2011.
- [9] K. Geelhood, W. Luscher, P. Raynaud, and I. Porter. *FRAPCON-4.0: A Computer Code for the Calculation of Steady-State, Thermal-Mechanical Behavior of Oxide Fuel Rods for High Burnup.* 2015.
- [10] L. Herranz and F. Feria. Extension of the FRAPCON-3.3 creep model to dry storage conditions. *Progress in Nuclear Energy*, 52(7):634–639, 2010.
- [11] J. Hong, H. Kim, and J. Kim. Delayed hydride cracking assessment of PWR spent fuel during dry storage. *Nuclear Engineering and Design*, 322:324–330, 2017.

- [12] T. Jestřáb. *Použití jaderné palivo a jeho vlastnosti*. Bakalářská práce, FEKT VÚT, Brno, 2015.
- [13] J. Killeen and E. Sartori. *The relevance of the IFPE Database to the modelling of WWER-type fuel behaviour*. 2006.
- [14] J. Klouzal, M. Dostál, J. Hejzlar, V. Stary, S. Linhart, and D. Ernst. Enhancements in the fuel rod performance modelling support of wwer fuel.
- [15] D. Kobyłka. *Zbytkové tepelné výkony*. Dostupné z konzultací.
- [16] D. Kobyłka. *Výroba paliva*. Učební text pro předmět Jaderný palivový cyklus. KJR - FJFI - ČVUT v Praze, 2020.
- [17] P. Konarski, C. Cozzo, G. Khvostov, and H. Ferroukhi. Spent nuclear fuel in dry storage conditions – current trends in fuel performance modeling. *Journal of Nuclear Materials*, 555:153138, 2021.
- [18] I. Levy, B. Chin, and E. Simonen. *Recommended temperature limits for dry storage of spent light water reactor Zircaloy-clad fuel rods in inert gas*. Technical report, Pacific Northwest Lab., Richland, WA (USA), 1987.
- [19] S. Nývlt. *Metodika ocenění dávkových příkonů v kontejmentu jaderného reaktoru během rozvoje těžké havárie*. Výzkumný úkol, FJFI ČVUT, Praha, 2018.
- [20] J. Prášil. *Změny parametrů vyhořelého jaderného paliva v průběhu suchého skladování v meziskladu*. Bakalářská práce, FJFI ČVUT, Praha, 2020.
- [21] J. Prášil. *Modelování parametrů vyhořelého jaderného paliva v průběhu suchého skladování v meziskladu*. Výzkumný úkol, FJFI ČVUT, Praha, 2021.
- [22] D. Raj. *Decay Heat Calculations for Reactors: Development of a Computer Code ADWITA*. Technical report, 2015.
- [23] P. A. Raynaud and R. E. Einziger. Cladding stress during extended storage of high burnup spent nuclear fuel. *Journal of Nuclear Materials*, 464:304–312, 2015.
- [24] Š. Račák. *Stanovení efektivního součinitele tepelné vodivosti pro vyhořelé palivové soubory typu VVER*. Výzkumný úkol, FJFI ČVUT, Praha, 2021.
- [25] A. Y. Rogozyanov, G. Kobylyansky, and A. Nuzhdov. Behavior and mechanisms of irradiation—thermal creep of cladding tubes made of zirconium alloys. *Journal of ASTM International*, 5(2):1–12, 2008.
- [26] O. Samojlov, V. Kajdalov, A. Falkov, V. Bolnov, O. Morozkin, V. Molchanov, and A. Ugryumov. *TVSA-T fuel assembly for Temelin NPP. Main results of design and safety analyses. Trends of development*. 2010.
- [27] M. Ševeček. *Simulace chování vyhořelého jaderného paliva v průběhu dlouhodobého suchého skladování v obalových souborech typu CASTOR*. Diplomová práce, FJFI ČVUT, Praha, 2014.

- [28] E. Simonen and E. Gilbert. *DATING: A computer code for determining allowable temperatures for dry storage of spent fuel in inert and nitrogen gases*. Technical report, Pacific Northwest Lab., Richland, WA (USA), 1988.
- [29] S. Stefanova, M. Vitkova, V. Simeonova, G. Passage, M. Manolova, Z. Haralampieva, A. Scheglov, and V. Proselkov. *Modelling of WWER-440 fuel rod behaviour under operational conditions with the PIN-micro code*. 1997.
- [30] Z. Talip, T. Wiss, and V. Di Marcello. Thermal diffusion of helium in ^{238}Pu -doped UO_2 . *Journal of nuclear materials*, 445(1-3):117–127, 2014.
- [31] N. Todreas and M. Kazimi. *Nuclear systems volume I: Thermal hydraulic fundamentals*. CRC press, 2012.
- [32] J. Veselý, M. Valach, and Z. Frejtich. *Creep properties of non-irradiated Zr1Nb cladding tubes under normal and abnormal storage conditions*. 1998.
- [33] J. C. Wagner and M. DeHart. *Review of axial burnup distribution considerations for burnup credit calculations*. Technical report, Oak Ridge National Lab.(ORNL), Oak Ridge, TN (United States), 2000.
- [34] C. Wheeler, R. McCann, and N. Lombardo. *HYDRA and COBRA-SFS temperature calculations for CASTOR-1C, REA-2023, CASTOR-V/21, and TN-24P casks*. Technical report, Pacific Northwest Lab., Richland, WA (USA), 1986.

Příloha A

Vstupní data modelu do FRAPCONu

A.1 Vstupní soubor VVER 440

```
*****
*          FRAPCON, steady-state fuel rod analysis code          *
*   Input file created using Auto Input Generator Developed for FRAPCON-4.0   *
*                               Release Date: 30 August 2015           *
*-----*
*          CASE DESCRIPTION: VVER_440_1_sklad                       *
*-----*
*UNIT      FILE DESCRIPTION                                         *
*-----*
*          Scratch:                                               *
*   5      SCRATCH INPUT FILE FROM ECH01                          *
*          Output :                                              *
*   6      STANDARD PRINTER OUTPUT                                *
*          Plot:                                                *
*   66     ASCII OUTPUT PLOTTING FILE                             *
*          Restart:                                              *
*   22     FRAPCON-to-FRAPTRAN RESTART FILE                       *
*          Input:   FRAPCON INPUT FILE (UNIT 55)                  *
*-----*
* GOESINS:                                                         *
FILE05='VVER_440_1_sklad', STATUS='SCRATCH', FORM='FORMATTED',
CARRIAGE CONTROL='NONE'
*
* GOESOUTS:                                                        *
FILE06='vver_440_1_sklad.out',
STATUS='UNKNOWN', CARRIAGE CONTROL='LIST'
FILE66='VVER_440_1_sklad.plot',
STATUS='UNKNOWN', FORM='FORMATTED',CARRIAGE CONTROL='LIST'
FILE22='VVER_440_1_sklad.restart',
STATUS='UNKNOWN'
*
*/*****
VVER_440_1_sklad
$frpcn
! im: number of time steps, nr: number of fuel radial nodes
! ngasr: number of gas radial nodes, na: number of axial nodes
```

```

! mechan: option to select mechanical model (2=FRACAS-I, 1=FEA)
im=112, nr=17, ngasr=45, na=9, mechan=2
$end

$frpcon
! nunits: 1=British, 0=SI
nunits=0

! dco: clad outer diameter (m)
! thkclad: clad thickness (m)
! thkgap: gap thickness (m)
! totl: active fuel length (m), cpl: cold plenum length (m)
dco=0.0091, thkclad=0.00059, thkgap=6E-05, totl=2.48, cpl=0.085

! dspg: spring diameter (m), dspgw: spring wire diameter (m)
! vs: # of spring turns
dspg=0.0072, dspgw=0.00127, vs=30

! hplt: pellet height (m)
! hdish: dish height (m), dishsd: dish shoulder width (m)
! chmfrw: chamfer width (m), chmfrh: chamfer height (m)
hplt=0.012, hdish=0.0005, dishsd=0.0009
chmfrw=0, chmfrh=0
! rc: pellet inner radius (m)
rc=0

! imox: MOX models (0= UO2, 1= MOX(default model), 2= MOX(Halden model))
! enrch: U-235 enrichment (at%)
imox=0, enrch=4.76
! ifba: percent IFBA rods in core (%), b10: B-10 enrichment in ZrB2 (at%)
! zrb2thick: ZrB2 thickness (m), zrb2den: ZrB2 density (%TD)
ifba=0, b10=0, zrb2thick=0, zrb2den=90
! fotmtl: fuel oxygen-to-metal ratio, gadoln: GdO2 weight fraction in fuel
! ppmh2o and ppmn2: weight ppm H2O and N2 in fuel (wt.ppm)
fotmtl=2, gadoln=0, ppmh2o=0, ppmn2=0

! den: as-fab fuel density (%TD), deng: fuel open porosity fraction (%TD)
! roughf: pellet roughness (m), tsint: pellet sintering temperature (K)
! rsnt: expected resinter density increase (kg/m3)
den=95, deng=0, roughf=4E-06, tsint=1872.59, rsnt=200

! icm: clad type (2= Zry-2, 4= Zry-4, 5= M5, 6= ZIRLO)
! cldwks: clad cold work (0.5= SRA, 0.0= RXA), roughc: clad roughness(m)
! catexf: clad texture factor, chorg: as-fab clad hydrogen content (wt.ppm)
icm=5, cldwks=0.5
roughc=2E-06, catexf=0.05, chorg=10

! fg pav: fill gas pressure (Pa)
! idxgas: fill gas type (1=He, 2=air, 3=N2, 4=FG, 5=Ar, 6=user-spec)
fg pav=700001.4, idxgas=1

! iplant: Rx type (-2=PWR, -3=BWR, -4=HBWR)
! pitch: center-to-center rod distance (m)
! icor: crud model (0 or 1 = constant layer, 2= time dependent)
! crdt: constant crud thickness (m), crdtr: crud accum rate (m/s)
! flux: flux to power ratio (neutrons/m2/s per W/g of fuel)
iplant=-2, pitch=0.011446, icor=0
crdt=0, crdtr=0, flux=10*22100000000000000

! crephr: creep step duration (hr), sgapf: FG atoms per 100 fissions
! ngasmod: FGR model (1=ANS 5.4, 2=Massih, 3=FRAPFRG, 4=ANS 2011)
! qend: end-node to plenum heat transfer fraction
crephr=10, sgapf=31, ngasmod=2, qend=0.3
! slim: swelling limit (vol. frac.)
slim=0.05

! jdlpr: output print (0=All axial nodes, 1=Peak-power node, -1=Axial summary)
! nopt: output print control (0=Each time step, 1=Input and summary only)

```

```

! nplot: output plot file? (0=No, 1=Standard, 2=Detailed)
! ntape: >0= FRAPTRAN restart tape
jdlpr=0, nopt=0, nplot=2, ntape=1

! sigftc: bias on fuel thermal conductivity
! sigftex: bias on fuel thermal expansion
! sigfgr: bias on FGR model
! sigswell: bias on fuel swelling model
! sigcreep: bias on clad creep model
! siggro: bias on clad axial growth model
! sigcor: bias on clad corrosion model
! sigh2: bias on clad hydrogen pickup model
sigftc=0, sigftex=0, sigfgr=0, sigswell=0
sigcreep=0, siggro=0, sigcor=0, sigh2=0

! ProblemTime: cumulative time at end of each time step (days)
ProblemTime=
0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5
0.6, 0.7, 40, 90, 140
190, 240, 290, 319.4, 319.5
319.6, 319.7, 319.8, 319.9, 330
350, 350.1, 350.2, 350.3, 350.4
350.5, 350.6, 350.7, 400, 440
490, 540, 590, 600, 619.2
619.3, 619.4, 619.5, 619.6, 619.7
619.8, 619.9, 630, 650, 650.1
650.2, 650.3, 650.4, 699.8, 699.9
700, 730, 750, 800, 850
900, 930, 950, 950.3, 950.4
950.5, 950.6, 950.7, 950.8, 950.9
960, 980, 980.1, 980.2, 980.3
980.4, 980.5, 980.6, 980.7, 1000
1050, 1100, 1150, 1200, 1250
1300, 1300.3, 1300.4, 1300.5, 1300.6
1300.7, 1300.8, 1300.9, 1301, 1361.6
1483.3, 1605.3, 1666.2, 1848.9, 2031.5
2214.1, 2396.8, 2579.4, 2762, 2944.6
3127.2, 3309.9, 3492.5, 3675.1, 3857.8
4040.4, 4223, 4407.5, 4590.1, 4772.7
4955.3, 5868.45
! DecayModel: fission product decay model (1=ANS 1974 Standard)
! fpdcay: decay heat multiplier
DecayModel=1, fpdcay=1
! qmpy: LHGR (iq=0: rod average, iq=1, peak value) (kW/m)
qmpy=
4, 8, 12, 16, 20
24, 24, 24, 24, 24
24, 24, 24, 20, 16
12, 8, 4, 0.4, 0.4
0.4, 4, 8, 12, 16
20, 24, 28, 28, 28
28, 28, 24, 20, 20
16, 12, 8, 4, 4
1, 0.4, 0.4, 0.4, 4
8, 12, 16, 20, 24
28, 28, 24, 22, 22
21, 20, 19, 19, 19
16, 12, 8, 4, 0.4
0.4, 0.4, 2, 6, 10
14, 18, 18, 18, 18
18, 18, 18, 14, 14
14, 14, 14, 14, 12
10, 6, 2, 0.7513, 0.0154
0.0088, 0.0063, 0.0055, 0.0041, 0.0032
0.0026, 0.0022, 0.0019, 0.0017, 0.0016
0.0014, 0.0013, 0.0013, 0.0012, 0.0011
0.0011, 0.0011, 0.001, 0.001, 0.001
0.001, 0.0009

```



```

100000, 100000
tw=
540.1, 540.1, 540.1, 540.1, 540.1
540.1, 540.1, 540.1, 540.1, 540.1
540.1, 540.1, 540.1, 540.1, 540.1
540.1, 540.1, 540.1, 540.1, 303.1
303.1, 540.1, 540.1, 540.1, 540.1
540.1, 540.1, 540.1, 540.1, 540.1
540.1, 540.1, 540.1, 540.1, 540.1
540.1, 540.1, 540.1, 540.1, 540.1
540.1, 303.1, 303.1, 303.1, 540.1
540.1, 540.1, 540.1, 540.1, 540.1
540.1, 540.1, 540.1, 540.1, 540.1
540.1, 540.1, 540.1, 540.1, 540.1
540.1, 540.1, 540.1, 540.1, 540.1
303.1, 303.1, 540.1, 540.1, 540.1
540.1, 540.1, 540.1, 540.1, 540.1
540.1, 540.1, 540.1, 540.1, 540.1
540.1, 540.1, 540.1, 540.1, 540.1
540.1, 540.1, 540.1, 323.1, 323.1
323.1, 323.1, 323.1, 323.1, 323.1
323.1, 323.1, 323.1, 323.1, 323.1
323.1, 323.1, 323.1, 323.1, 323.1
323.1, 323.1, 323.1, 323.1, 323.1
323.1, 323.1
go=
3500, 3500, 3500, 3500, 3500
3500, 3500, 3500, 3500, 3500
3500, 3500, 3500, 3500, 3500
3500, 3500, 3500, 3500, 200
200, 3500, 3500, 3500, 3500
3500, 3500, 3500, 3500, 3500
3500, 3500, 3500, 3500, 3500
3500, 3500, 3500, 3500, 3500
3500, 3500, 3500, 3500, 3500
3500, 200, 200, 200, 3500
3500, 3500, 3500, 3500, 3500
3500, 3500, 3500, 3500, 3500
3500, 3500, 3500, 3500, 3500
3500, 3500, 3500, 3500, 3500
200, 200, 3500, 3500, 3500
3500, 3500, 3500, 3500, 3500
3500, 3500, 3500, 3500, 3500
3500, 3500, 3500, 3500, 3500
3500, 3500, 3500, 200, 200
200, 200, 200, 200, 200
200, 200, 200, 200, 200
200, 200, 200, 200, 200
200, 200, 200, 200, 200
200, 200
$end

$spentfuel
! stopox: time at which to turn off oxidation and hydriding (default 1e10 days)
stopox=473364000
! idatingcreep: option to model spent fuel crep with DATING module
! (1= conservative creep and conservative Monkman Grant, 2= conservative creep
! and best-estimate Monkman-Grant, 3= best-estimate creep and best-estimate
! Monkman-Grant
idatingcreep=3
! ncreephist: Temperature/Stress history option (1= He decay, 2= N2 decay
! 3= user-input T, 4= user-input Temp and stress)
! creeptime: time in storage (years)
! creepooltime: time in spent fuel pool before storage (years)
! ncreepstep: number of output time steps for dry storage creep
ncreephist=3, creeptime=60, creepooltime=13.75, ncreepstep=500
! ncreeptab: number of time dependent inputs for DATING
ncreeptab=92
! creeptabtime: time entries for user-defined T and/or S (years)

```

```

creepabtime=
0, 0.3125085558, 0.6250171116, 0.9375256674, 1.0937799452
1.2500342231, 1.8750171116, 2.5, 3.1249828884, 3.7499657769
4.3749486653, 4.9999315537, 5.6249144422, 6.2498973306, 6.8749144422
7.4999315537, 8.1249486653, 8.7499657769, 9.3749828884, 10
10.6250171116, 11.2500342231, 11.8750171116, 12.5, 13.1249828884
13.7499657769, 14.3749486653, 14.9999315537, 15.6249144422, 16.2498973306
16.8749144422, 17.4999315537, 18.1249486653, 18.7499657769, 19.3749828884
20, 20.6250171116, 21.2500342231, 21.8750171116, 22.5
23.1249828884, 23.7499657769, 24.3749486653, 24.9999315537, 25.6249144422
26.2498973306, 26.8749144422, 27.4999315537, 28.1249486653, 28.7499657769
29.3749828884, 30, 30.6250171116, 31.2500342231, 31.8750171116
32.5, 33.1249828884, 33.7499657769, 34.3749486653, 34.9999315537
35.6249144422, 36.2498973306, 36.8749144422, 37.4999315537, 38.1249486653
38.7499657769, 39.3749828884, 40, 40.6250171116, 41.2500342231
41.8750171116, 42.5, 43.1249828884, 43.7499657769, 44.3749486653
44.9999315537, 45.6249144422, 46.2498973306, 46.8749144422, 47.4999315537
48.1249486653, 48.7499657769, 49.3749828884, 50, 51.2500342231
52.5, 53.7499657769, 54.9999315537, 56.2498973306, 57.4999315537
58.7499657769, 60
! creepabtemp: time entries for user-defined temperature (C)
creepabtemp=
349.95, 347.45, 344.85, 342.35, 341.05
339.75, 336.55, 333.25, 330.05, 326.85
323.55, 320.35, 317.15, 313.85, 311.25
308.65, 306.15, 303.55, 300.95, 298.35
295.75, 293.15, 290.85, 288.65, 286.45
284.15, 281.95, 279.65, 277.45, 275.15
273.25, 271.25, 269.35, 267.35, 265.35
263.45, 261.45, 259.45, 257.75, 256.05
254.25, 252.55, 250.85, 249.05, 247.35
245.65, 244.05, 242.55, 241.05, 239.45
237.95, 236.45, 234.85, 233.35, 231.95
230.55, 229.25, 227.85, 226.45, 225.15
223.75, 222.35, 221.15, 219.95, 218.75
217.55, 216.35, 215.15, 213.85, 212.65
211.55, 210.55, 209.45, 208.35, 207.25
206.15, 205.05, 204.05, 203.05, 202.05
201.05, 200.15, 199.15, 198.15, 196.25
194.55, 192.75, 191.05, 189.25, 187.75
186.15, 184.65
$end

```

A.2 Vstupní soubor VVER 1000

```

*****
*          FRAPCON, steady-state fuel rod analysis code          *
*   Input file created using Auto Input Generator Developed for FRAPCON-4.0   *
*                               Release Date: 30 August 2015      *
*-----*
*
*          CASE DESCRIPTION: VVER_1000_1_sklad                    *
*
*UNIT      FILE DESCRIPTION                                     *
*-----*
*          Scratch:                                             *
*   5      SCRATCH INPUT FILE FROM ECH01                        *
*          Output :                                           *
*   6      STANDARD PRINTER OUTPUT                             *
*          Plot:                                             *
*   66     ASCII OUTPUT PLOTTING FILE                          *
*          Restart:                                           *
*   22     FRAPCON-to-FRAPTRAN RESTART FILE                    *
*

```

```

* Input:   FRAPCON INPUT FILE (UNIT 55)
*
*****
* GOESINS:
FILE05='VVER_1000_1_sklad', STATUS='SCRATCH', FORM='FORMATTED',
CARRIAGE CONTROL='NONE'
*
* GOESOUTS:
FILE06='vver_1000_1_sklad.out',
STATUS='UNKNOWN', CARRIAGE CONTROL='LIST'
FILE66='VVER_1000_1_sklad.plot',
STATUS='UNKNOWN', FORM='FORMATTED',CARRIAGE CONTROL='LIST'
FILE22='VVER_1000_1_sklad.restart',
STATUS='UNKNOWN'
*
*
/*****
VVER_1000_1_sklad
$frpcn
! im: number of time steps, nr: number of fuel radial nodes
! ngasr: number of gas radial nodes, na: number of axial nodes
! mechan: option to select mechanical model (2=FRACAS-I, 1=FEA)
im=112, nr=17, ngasr=45, na=9, mechan=2
$end

$frpcon
! nunits: 1=British, 0=SI
nunits=0

! dco: clad outer diameter (m)
! thkcld: clad thickness (m)
! thkgap: gap thickness (m)
! totl: active fuel length (m), cpl: cold plenum length (m)
dco=0.0091, thkcld=0.000685, thkgap=0.0001, totl=3.68, cpl=0.3

! dspg: spring diameter (m), dspgw: spring wire diameter (m)
! vs: # of spring turns
dspg=0.0072, dspgw=0.00127, vs=30

! hplt: pellet height (m)
! hdish: dish height (m), dishsd: dish shoulder width (m)
! chmfrw: chamfer width (m), chmfrh: chamfer height (m)
hplt=0.012, hdish=0.0005, dishsd=0.00077
chmfrw=0, chmfrh=0
! rc: pellet inner radius (m)
rc=0.0012

! imox: MOX models (0= UO2, 1= MOX(default model), 2= MOX(Halden model))
! enrch: U-235 enrichment (at%)
imox=0, enrch=4.4
! ifba: percent IFBA rods in core (%), b10: B-10 enrichment in ZrB2 (at%)
! zrb2thick: ZrB2 thickness (m), zrb2den: ZrB2 dednsity (%TD)
ifba=0, b10=0, zrb2thick=0, zrb2den=90
! fotmtl: fuel oxygen-to-metal ratio, gadoln: GdO2 weight fraction in fuel
! ppmh2o and ppmn2: weight ppm H2O and N2 in fuel (wt.ppm)
fotmtl=2, gadoln=0, ppmh2o=0, ppmn2=0

! den: as-fab fuel density (%TD), deng: fuel open porosity fraction (%TD)
! roughf: pellet roughness (m), tsint: pellet sintering temperature (K)
! rsntr: expected resinter density increase (kg/m_)
den=95, deng=0, roughf=4E-06, tsint=1872.59, rsntr=200

! icm: clad type (2= Zry-2, 4= Zry-4, 5= M5, 6= ZIRLO)
! cldwks: clad cold work (0.5= SRA, 0.0= RXA), roughc: clad roughness(m)
! catexf: clad texture factor, chorg: as-fab clad hydrogen content (wt.ppm)
icm=5, cldwks=0.5
roughc=2E-06, catexf=0.05, chorg=10

```

```

! fgpv: fill gas pressure (Pa)
! idxgas: fill gas type (1=He, 2=air, 3=N2, 4=FG, 5=Ar, 6=user-spec)
fgpv=2300004.8, idxgas=1

! iplant: Rx type (-2=PWR, -3=BWR, -4=HBWR)
! pitch: center-to-center rod distance (m)
! icor: crud model (0 or 1 = constant layer, 2= time dependent)
! crdt: constant crud thickness (m), crdtr: crud accum rate (m/s)
! flux: flux to power ratio (neutrons/m2/s per W/g of fuel)
iplant=-2, pitch=0.011865, icor=0
crdt=0, crdtr=0, flux=10*221000000000000000

! crephr: creep step duration (hr), sgapf: FG atoms per 100 fissions
! ngasmod: FGR model (1=ANS 5.4, 2=Massih, 3=FRAPFRG, 4=ANS 2011)
! qend: end-node to plenum heat transfer fraction
crephr=10, sgapf=31, ngasmod=2, qend=0.3
! slim: swelling limit (vol. frac.)
slim=0.05

! jdlpr: output print (0=All axial nodes, 1=Peak-power node, -1=Axial summary)
! nopt: output print control (0=Each time step, 1=Input and summary only)
! nplot: output plot file? (0=No, 1=Standard, 2=Detailed)
! ntape: >0= FRAPTRAN restart tape
jdlpr=0, nopt=0, nplot=2, ntape=1

! sigftc: bias on fuel thermal conductivity
! sigftex: bias on fuel thermal expansion
! sigfgr: bias on FGR model
! sigswell: bias on fuel swelling model
! sigcreep: bias on clad creep model
! siggro: bias on clad axial growth model
! sigcor: bias on clad corrosion model
! sigh2: bias on clad hydrogen pickup model
sigftc=0, sigftex=0, sigfgr=0, sigswell=0
sigcreep=0, siggro=0, sigcor=0, sigh2=0

! ProblemTime: cumulative time at end of each time step (days)
ProblemTime=
0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5
0.6, 0.7, 0.8, 50, 90
129.2, 129.3, 129.4, 129.5, 129.6
129.7, 129.8, 129.9, 130, 160
160.1, 160.2, 160.3, 160.4, 160.5
160.6, 160.7, 200, 240, 280
320, 360, 360.1, 360.2, 360.3
360.4, 360.5, 360.6, 360.7, 390
390.1, 390.2, 390.3, 390.4, 390.5
390.6, 390.7, 420, 450, 490
540, 590, 640, 640.1, 640.2
640.3, 640.4, 640.5, 640.6, 640.7
640.8, 670, 670.1, 670.2, 670.3
670.4, 670.5, 670.6, 720, 770
820, 850, 890, 890.1, 890.2
890.3, 890.4, 890.5, 920, 920.1
920.2, 920.3, 920.4, 920.5, 960
1000, 1020, 1020.1, 1020.2, 1020.3
1020.4, 1020.5, 1081.1, 1202.8, 1324.8
1385.7, 1568.4, 1751, 1933.6, 2116.3
2298.9, 2481.5, 2664.1, 2846.7, 3029.4
3212, 3394.6, 3577.3, 3759.9, 3942.5
4127, 4309.6
! DecayModel: fission product decay model (1=ANS 1974 Standard)
! fpdcay: decay heat multiplier
DecayModel=1, fpdcay=1
! qmpy: LHGR (iq=0: rod average, iq=1, peak value) (kW/m)
qmpy=
4, 8, 12, 16, 20
24, 28, 32, 32, 32

```


200, 200, 200, 200, 200
200, 200
\$end

```
$spentfuel
! stopox: time at which to turn off oxidation and hydriding (default 1e10 days)
stopox=315576000
! idatingcreep: option to model spent fuel crep with DATING module
! (1= conservative creep and conservative Monkman Grant, 2= conservative creep
! and best-estimate Monkman-Grant, 3= best-estimate creep and best-estimate
! Monkman-Grant
idatingcreep=3
! ncreephist: Temperature/Stress history option (1= He decay, 2= N2 decay
! 3= user-input T, 4= user-input Temp and stress)
! creeptime: time in storage (years)
! creepooltime: time in spent fuel pool before storage (years)
! ncreepstep: number of output time steps for dry storage creep
ncreephist=3, creeptime=60, creepooltime=9.5, ncreepstep=500
! ncreeptab: number of time dependent inputs for DATING
ncreeptab=138
! creeptabtime: time entries for user-defined T and/or S (years)
creeptabtime=
0, 0.1249828884, 0.2499657769, 0.3749486653, 0.4374401095
0.4999315537, 0.8124401095, 1.1249486653, 1.4374572211, 1.7499657769
2.0624743326, 2.3749828884, 2.6874914442, 3, 3.3125085558
3.6250171116, 3.9375256674, 4.2500342231, 4.5625427789, 4.8750513347
5.1875598905, 5.5000684463, 5.8125598905, 6.1250513347, 6.4375427789
6.7500342231, 7.0625256674, 7.3750171116, 7.6875085558, 8
8.3124914442, 8.6249828884, 8.9374743326, 9.2499657769, 9.5624572211
9.8749486653, 10.1874401095, 10.4999315537, 10.8124401095, 11.1249486653
11.4374572211, 11.7499657769, 12.0624743326, 12.3749828884, 12.6874914442
13, 13.3125085558, 13.6250171116, 13.9375256674, 14.2500342231
14.5625427789, 14.8750513347, 15.1875598905, 15.5000684463, 15.8125598905
16.1250513347, 16.4375427789, 16.7500342231, 17.0625256674, 17.3750171116
17.6875085558, 18, 18.3124914442, 18.6249828884, 18.9374743326
19.2499657769, 19.5624572211, 19.8749486653, 20.1874401095, 20.4999315537
20.8124401095, 21.1249486653, 21.4374572211, 21.7499657769, 22.0624743326
22.3749828884, 22.6874914442, 23, 23.3125085558, 23.6250171116
23.9375256674, 24.2500342231, 24.5625427789, 24.8750513347, 25.1875598905
25.5000684463, 25.8125598905, 26.1250513347, 26.4375427789, 26.7500342231
27.0625256674, 27.3750171116, 27.6875085558, 28, 28.3124914442
28.6249828884, 28.9374743326, 29.2499657769, 29.5624572211, 29.8749486653
30.1874401095, 30.4999315537, 31.1249486653, 31.7499657769, 32.3749828884
33, 33.6250171116, 34.2500342231, 34.8750513347, 35.5000684463
36.1250513347, 36.7500342231, 37.3750171116, 38, 38.6249828884
39.2499657769, 39.8749486653, 40.4999315537, 41.1249486653, 41.7499657769
42.3749828884, 43, 43.6250171116, 44.2500342231, 44.8750513347
45.5000684463, 46.7500342231, 48, 49.2499657769, 50.4999315537
51.7499657769, 53, 54.2500342231, 55.5000684463, 56.7500342231
58, 59.2499657769, 60.4999315537
! creeptabtemp: time entries for user-defined temperature (C)
creeptabtemp=
349.95, 348.55, 347.15, 345.65, 344.95
344.25, 341.95, 339.55, 337.25, 334.95
332.55, 330.25, 327.95, 325.55, 323.25
320.95, 318.55, 316.25, 313.95, 311.55
309.25, 306.95, 305.45, 304.05, 302.65
301.15, 299.75, 298.25, 296.85, 295.45
293.95, 292.55, 291.05, 289.65, 288.25
286.75, 285.35, 283.95, 282.75, 281.65
280.45, 279.35, 278.15, 277.05, 275.85
274.75, 273.55, 272.45, 271.25, 270.15
268.95, 267.85, 266.65, 265.55, 264.55
263.55, 262.55, 261.55, 260.55, 259.55
258.55, 257.55, 256.65, 255.65, 254.65
253.65, 252.65, 251.65, 250.65, 249.65
248.85, 247.95, 247.05, 246.25, 245.35
244.45, 243.55, 242.75, 241.85, 240.95
```

240.15, 239.25, 238.35, 237.55, 236.65
235.75, 235.05, 234.25, 233.45, 232.75
231.95, 231.15, 230.45, 229.65, 228.95
228.15, 227.35, 226.65, 225.85, 225.05
224.35, 223.55, 222.15, 220.85, 219.45
218.15, 216.75, 215.45, 214.05, 212.75
211.55, 210.35, 209.05, 207.85, 206.65
205.45, 204.25, 203.05, 202.05, 200.95
199.85, 198.85, 197.75, 196.65, 195.55
194.55, 192.65, 190.65, 188.75, 186.85
185.15, 183.45, 181.75, 180.05, 178.55
177.05, 175.45, 173.95
\$end

Příloha B

Skript pro offline způsob řešení vyhodnocení DHC

```
import os
import math

vstupni_soubor = "vver_440_2_sklad" # nazev vstupniho souboru
os.system("FRAPCON4.exe" + " " + vstupni_soubor + ".in")
casy = []
teploty = []
napeti = []
# otevreni vystupniho souboru a nacteni casovych kroku ,
# teplot PP a obvodovych napeti
with open(vstupni_soubor + ".out") as soubor: # nazev vystupniho
    # souboru je stejny jako u vstupu jen s koncovkou out
    cteni = False
    for radek in soubor:
        if "Model Results" in radek:
            cteni = True
        if cteni:
            rozdeleny_radek = radek.split()
            if len(rozdeleny_radek) == 6:
                casy.append(rozdeleny_radek[0])
                teploty.append(rozdeleny_radek[4])
                napeti.append(rozdeleny_radek[5])

# Vztah pro vypočet intenzity napeti:
#  $K_{IH} = 1.12 * \sigma * \sqrt{\pi * a}$ , kde  $a$  je hloubka trhliny
#  $K_{IC} = 2.6$  - kritická intenzita napeti dle VU.
# Rychlost DHC:  $V=V_0 * \exp(-Q/RT)$ 
#  $V_0 = 0.14$  m/s;  $Q= 65.5$  kJ/mol;  $R = 8.314$  J/mol/K
defekt = 0 # v mm
for i in range(0, len(napeti), 1):
    K_IH = 1.12 * float(napeti[i])*(math.pi * 0.57/1000)**(0.5)
```

```

# vypocet intenzity napeti
if K_IH > 2.6:
    V = 0.14 * math.exp(-65.5 * 1000 / (8.314 * (float(
        teploty[i]) + 273.15))) # vypocet rychlosti DHC
    if i > 0:
        defekt = defekt + V * (float(casy[i]) - float(
            casy[i - 1])) * 365 * 24 * 3600 / 1000
    else:
        defekt = defekt + V * float(casy[i]) \
            * 365 * 24 * 3600 / 1000
if defekt > 0.4275: # kriterium selhani,
    # tloustka defektu je vetsi
    # nez 75 % tloustky palivoveho pokryti
    print("Pokryti poruseno v case: " + casy[i])
    break
if i == (len(napeti) - 1): # zaverecny vypis, ze
    # nedoslo k poruseni
    print("K poruseni vlivem DHC nedoslo")

```
