



**VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ**

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

**FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ**

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

**ENERGETICKÝ ÚSTAV**

ENERGY INSTITUTE

**ZHODNOCENÍ TERMOMECHANICKÉHO CHOVÁNÍ  
PERSPEKTIVNÍCH JADERNÝCH PALIV PŘI  
HAVÁRII S VNOSEM REAKTIVITY**

ASSESSMENT OF THE THERMOMECHANICAL BEHAVIOUR OF PERSPECTIVE NUCLEAR FUEL  
FOR REACTIVITY INSERTION ACCIDENTS

**DIPLOMOVÁ PRÁCE**

MASTER'S THESIS

**AUTOR PRÁCE**

AUTHOR

**Bc. Dávid Halabuk**

**VEDOUCÍ PRÁCE**

SUPERVISOR

**Ing. Jiří Martinec, Ph.D.**

**BRNO 2016**



# Zadání diplomové práce

Ústav: Energetický ústav  
Student: **Bc. Dávid Halabuk**  
Studijní program: Strojní inženýrství  
Studijní obor: Energetické inženýrství  
Vedoucí práce: **Ing. Jiří Martinec, Ph.D.**  
Akademický rok: 2015/16

Ředitel ústavu Vám v souladu se zákonem č.111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma diplomové práce:

## **Zhodnocení termomechanického chování perspektivních jaderných paliv při havárii s vnosem reaktivity**

### **Stručná charakteristika problematiky úkolu:**

Cílem diplomové práce bude model chování paliva a pokrytí pro geometrii simulující čerstvý a vyhořelý stav paliva pro dodaný průběh výkonu při uvažování materiálu pokrytí Zircaloy-4 a perspektivního uvažovaného materiálu pro pokrytí SiC. Výpočetní varianty porovnají teploty, napětí a deformace v palivovém elementu pro uvažované stavy paliva.

### **Cíle diplomové práce:**

1. Rešerše o chování paliva při havárii s vnosem reaktivity (tzv. RIA - reactivity insertion accident).
2. Příprava teplotně závislých materiálových vlastností materiálů v současnosti používaných v lehkovodních reaktorech (Zircaloy) a SiC.
3. Vytvoření modelu v Ansysu pro zadanou geometrii a průběh výkonu.
4. Analýza výsledků výpočtů.

### **Seznam literatury:**

Nuclear fuel behaviour under Reactivity-initiated Accident (RIA) conditions: state-of-the-art report. 2010. Paris: Nuclear Energy Agency, Organisation for Economic Co-operation and Development. ISBN 978-926-4991-132.

C. Sartoris, A. Taisne, M. Petit, F. Barré, O. Marchand, A consistent approach to assess safety criteria for reactivity initiated accidents, Nuclear Engineering and Design, Volume 240, Issue 1, January 2010, Pages 57-70, ISSN 0029-5493.

J. Desquines, D.A. Koss, A.T. Motta, B. Cazalis, M. Petit, The issue of stress state during mechanical tests to assess cladding performance during a reactivity-initiated accident (RIA), Journal of Nuclear Materials, Volume 412, Issue 2, 15 May 2011, Pages 250-267, ISSN 0022-3115.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2015/16

V Brně, dne

L. S.

---

doc. Ing. Jiří Pospíšil, Ph.D.  
ředitel ústavu

---

doc. Ing. Jaroslav Katolický, Ph.D.  
děkan fakulty

## **Abstrakt**

Táto diplomová práca sa zaoberá simulovaním termomechanického chovania jadrového paliva tlakovodných reaktorov pri havárii s vnosom reaktivity. Veľká časť práce je zameraná na skúmanie dejov, ktoré pri havárii nastávajú, ako aj na spracovanie podrobného prehľadu jednotlivých materiálových vlastností jadrového paliva a pokrytia palivových elementov, potrebných pre vytvorenie simulácie približujúcej sa reálnej situácii. Simulácie boli robené pre čerstvé a vyhorené jadrové palivo a dva rozličné materiály pokrytia palivových elementov. Jednalo sa o pokrytie z aktuálne používaného materiálu Zircaloy-4 a kompozitného materiálu na báze karbidu kremíka (SiC). Práca taktiež obsahuje porovnanie výsledkov s medzinárodnou štúdiou zaoberajúcou sa danou problematikou a posúdenie vplyvu vybraných vstupných parametrov simulácie na dosiahnuté výsledky.

## **Kľúčové slová**

termomechanická analýza, havária s vnosom reaktivity, jadrové palivo, pokrytie palivových elementov, Zircaloy-4, SiC kompozitný materiál

## **Abstract**

The objective of this master's thesis is to simulate thermo-mechanical behaviour of nuclear fuel in a pressurized water reactor during a reactivity initiated accident. An important part of this work is focused on examination of processes which occur during such accident and on creation of a detailed overview of material properties of nuclear fuel and fuel cladding which are necessary for simulations that closely reflect reality. Simulations in this thesis examine cases of fresh or irradiated nuclear fuel for two types of fuel cladding, Zircaloy-4, a material that is currently used in nuclear reactors, and ceramic matrix composite material made of SiC. The thesis also presents comparison of results with a corresponding international benchmark and an assessment of the influence of selected input parameters on obtained results.

## **Key words**

thermo-mechanical analysis, reactivity initiated accident, nuclear fuel, fuel cladding, Zircaloy-4, SiC ceramic matrix composites

## **Bibliografická citácia**

HALABUK, D. *Zhodnocení termomechanického chování perspektivních jaderných paliv při havárii s vnosem reaktivity*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2016. 96 s. Vedoucí diplomové práce Ing. Jiří Martinec, Ph.D.

# Čestné prehlásenie

Prehlasujem, že som túto diplomovú prácu vypracoval samostatne pod vedením Ing. Jiřího Martinca, Ph.D., s využitím vlastných znalostí a literatúry uvedenej v zozname použitých zdrojov.

V Brne dňa 25.5.2016

.....  
Bc. Dávid Halabuk

## **Pod'akovanie**

Rád by som týmto pod'akoval pánovi Ing. Martinovi Dostálovi, Ph.D., za cenné rady a pripomienky, ktorými prispel k vypracovaniu tejto diplomovej práce, taktiež vedúcemu diplomovej práce Ing. Jiřímu Martincovi, Ph.D., a v neposlednej rade mojej rodine, za ich podporu pri písaní diplomovej práce ako aj počas celej doby štúdia.



# Obsah

Úvod.....	11
<b>1 Tlakovodné reaktory .....</b>	<b>13</b>
<b>2 Havária s kladným vnosom reaktivity.....</b>	<b>15</b>
2.1 Príčiny vnosu kladnej reaktivity.....	16
2.2 Priebeh výkonového pulzu.....	17
2.3 Poškodenia pokrytia pri havárii s vnosom reaktivity .....	18
<b>3 Jadrové palivo.....</b>	<b>21</b>
3.1 Správanie sa jadrového paliva počas jeho vyhorievania.....	22
3.1.1 Popraskanie a zmena tvaru palivovej tablety .....	22
3.1.2 Objemový rast .....	23
3.1.3 Zmeny teploty a kryštalickej štruktúry paliva .....	24
3.1.4 Únik plynných produktov štiepenia z paliva.....	25
3.2 Základné vlastnosti jadrového paliva z $UO_2$ .....	26
3.2.1 Hustota .....	26
3.2.2 Teplota tavenia.....	26
3.2.3 Merná tepelná kapacita.....	27
3.2.4 Tepelná rozťažnosť .....	27
3.2.5 Tepelná vodivosť.....	28
3.2.6 Modul pružnosti a Poissonovo číslo.....	29
<b>4 Pokrytie palivových elementov zo zliatiny Zircaloy-4.....</b>	<b>31</b>
4.1 Zliatiny zirkónia .....	31
4.2 Vlastnosti zliatiny Zircaloy-4.....	33
4.2.1 Chemické zloženie .....	33
4.2.2 Kryštalická štruktúra .....	34
4.2.3 Hustota .....	34
4.2.4 Teplota tavenia.....	34
4.2.5 Merná tepelná kapacita.....	35
4.2.6 Tepelná rozťažnosť .....	35
4.2.7 Tepelná vodivosť.....	35
4.2.8 Modul pružnosti v ťahu a šmyku, medza klzu a medza pevnosti.....	36
4.2.9 Korózia.....	38
4.2.10 Hydridácia .....	39
4.2.11 Creep .....	39
4.2.12 Radiačný rast.....	40

<b>5</b>	<b>Pokrytie palivových elementov na báze karbidu kremíka (SiC)</b> .....	<b>41</b>
5.1	Karbid kremíka .....	41
5.1.1	SiC kompozitný materiál .....	42
5.1.2	SiC/SiC pokrytie .....	42
5.1.3	SiC Triplex pokrytie .....	43
5.1.4	Hybridné pokrytie: SiC kompozitný materiál nanášaný na trubky zo zirkóniovej zliatiny .....	43
5.2	Vlastnosti SiC kompozitného materiálu .....	44
5.2.1	Chemické zloženie .....	44
5.2.2	Hustota .....	44
5.2.3	Teplota tavenia .....	44
5.2.4	Merná tepelná kapacita .....	45
5.2.5	Tepelná rozťažnosť .....	45
5.2.6	Tepelná vodivosť .....	46
5.2.7	Modul pružnosti v ťahu, Poissonovo číslo, pomerná medza klzu a medza pevnosti ....	47
5.2.8	Korózia .....	47
5.2.9	Creep .....	48
5.2.10	Radiačný rast .....	48
<b>6</b>	<b>Termomechanická analýza palivového elementu pri havárii s vnosom reaktivity</b> .....	<b>49</b>
6.1	Materiálové vlastnosti .....	50
6.2	Geometria modelu .....	55
6.3	Sieť prvkov modelu .....	56
6.4	Tepelná analýza .....	57
6.5	Mechanická analýza .....	59
6.6	Výsledky analýzy .....	60
6.6.1	Teploty v palive a v pokrytí palivového elementu .....	61
6.6.2	Napäťia a deformácie pokrytia palivového elementu .....	63
6.6.3	Vnútorý polomer pokrytia a šírka medzery medzi palivom a pokrytím .....	69
6.6.4	Predĺženie stĺpca paliva a pokrytia .....	70
6.7	Porovnanie výsledkov s medzinárodnou štúdiou .....	72
6.8	Posúdenie vplyvu vybraných vstupných parametrov na analýzu .....	75
6.8.1	Vplyv zmeny prestupu tepla z palivového elementu do chladiva .....	75
6.8.2	Vplyv trenia medzi jednotlivými časťami modelu .....	80
	<b>Záver</b> .....	<b>83</b>
	<b>Zoznam použitých zdrojov</b> .....	<b>85</b>
	<b>Zoznam použitých skratiek a symbolov</b> .....	<b>90</b>
	<b>Zoznam obrázkov, grafov a tabuliek</b> .....	<b>93</b>
	<b>Zoznam príloh</b> .....	<b>96</b>

## Úvod

Elektrická energia je významnou súčasťou nášho každodenného života a dnešný svet by sme si bez nej už nevedeli predstaviť. Spôsobov ako ju možno vyrobiť je viacero, pričom sa využívajú rozličné primárne suroviny alebo prírodné javy. V dnešnej dobe pochádza veľká časť energie z fosílnych palív a väčšina zemí má práve na spaľovaní fosílnych palív založenú svoju výrobu elektrickej energie. Tepelné elektrárne sú ale veľkými producentmi skleníkových plynov a významnou mierou prispievajú ku globálnemu otepľovaniu. Na druhej strane existujú zdroje, ktoré neprodukujú pri výrobe elektrickej energie žiadne CO<sub>2</sub>, ale ich použite je buď veľmi obmedzené, alebo je v niektorých prípadoch neekonomické. Ďalšiu skupinu tvoria jadrové elektrárne, ktoré sú ekonomicky výhodným zdrojom elektriny a neprodukujú prakticky žiadne skleníkové plyny. Problémom ale pri tomto zdroji zostáva nevyriešená otázka konečného nakladania s vyhoreným jadrovým palivom, ktoré by ale v budúcnosti mohlo byť pri využívaní množivých jadrových reaktorov znovu použité a predstavovalo by cenný zdroj energie.

Pretože jadrové elektrárne využívajú veľmi koncentrovaný zdroj energie, ktorý by pri neadekvátnom zaobchádzaní mohol napáchať značné škody, je pri nich na prvom mieste bezpečnosť. Z toho dôvodu sa v jadrových elektrárnach kladie veľký dôraz na skúmanie jednotlivých prevádzkových, ako aj neprevádzkových stavov. Medzi jednu z udalostí, ktorá má síce veľmi malú pravdepodobnosť vzniku, ale napriek tomu je dôkladne skúmaná, patrí havária s vnosom reaktivity. Aby bolo možné lepšie pochopiť deje, ktoré pri havárii s vnosom reaktivity vznikajú v jadrovom palive, ako aj v celom reaktore, bolo po svete postavených niekoľko výskumných reaktorov zaoberajúcich sa touto problematikou. Aj keď je rozsah možných testov a simulácií uskutočniteľných na týchto výskumných zariadeniach veľký, nie je možné s nimi pokryť všetky stavy a prevádzkové režimy. Preto sa pri výskumoch využívajú aj iné nástroje, akými sú napríklad počítačové simulácie.

Cieľom tejto diplomovej práce bolo modelovanie termomechanického chovania jadrového paliva tlakovodných reaktorov práve pri havárii s vnosom reaktivity. Na to aby bolo možné vytvoriť model, ktorý sa približuje reálnej situácii, je potrebné dobre poznať skúmanú problematiku, ako aj jednotlivé vstupné parametre simulácie. Z toho dôvodu bola veľká časť práce venovaná práve skúmaniu dejov, ktoré nastávajú pri havárii s vnosom reaktivity a podrobnému spracovaniu jednotlivých materiálových parametrov jadrového paliva. Pri simuláciách boli porovnávané dva stavy jadrového paliva, čerstvé a vyhorené, a dva druhy pokrytia palivových elementov. Jednalo sa o konvenčné pokrytie zo zirkóniovej zliatiny Zircaloy-4 a o pokrytie z kompozitného materiálu na báze karbidu kremíka, pri ktorom sa uvažuje, že by mohlo v budúcnosti nahradiť v niektorých aplikáciách zirkóniové zliatiny.

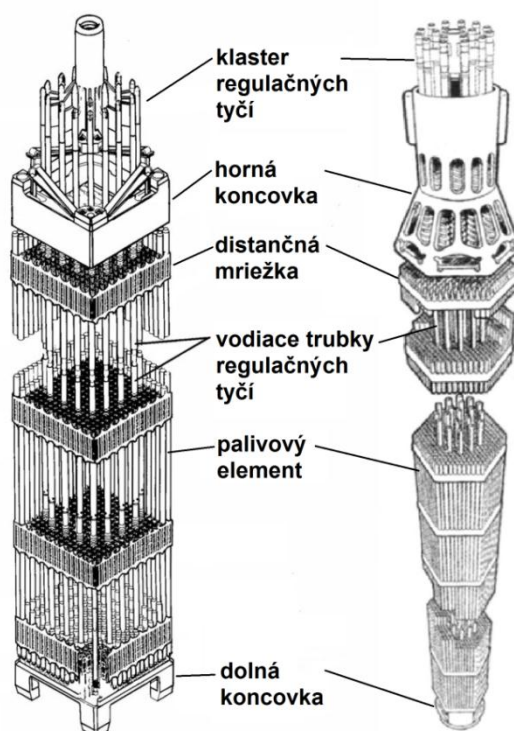
Pretože nedávno vyšla medzinárodná štúdia, ktorá sa zaoberá porovnávaním jednotlivých výpočtových kódov pri simuláciách havárie s vnosom reaktivity, bolo možné výsledky diplomovej práce porovnať s výsledkami ostatných organizácií spolupracujúcich na tejto štúdií, a tak zhodnotiť relevantnosť dosiahnutých výsledkov. Na záver práce bolo spravené posúdenie vplyvu vybraných vstupných parametrov simulácie na jej priebeh, aj na samotné dosiahnuté výsledky.



# 1 Tlakovodné reaktory

Jadrových reaktorov, ktoré slúžia na výrobu elektrickej energie je v dnešnej dobe viacero druhov. Líšia sa typom štiepneho materiálu, chladivom, moderátorom, či celkovou koncepciou. Aktuálne je na celom svete v prevádzke 444 jadrových blokov a ďalších 64 je vo výstavbe. Tlakovodné reaktory, medzi ktoré patria tlakovodné a varné reaktory, tvoria 82 % z celkového počtu prevádzkovaných jadrových blokov. Tlakovodné reaktory sa ukázali ako veľmi efektívne a spoľahlivé zariadenia, o čom svedčí aj fakt, že 64 % zo všetkých reaktorov tvorí práve tento typ. [1]

Elektrárne s tlakovodnými reaktormi sú koncipované ako trojokruhové a ako moderátor neutrónov a chladivo je použitá ľahká voda<sup>1</sup>. Chladivo primárneho okruhu je natlakované na vysoký tlak, cca. 12–15 MPa, a prenáša teplo uvoľnené pri jadrových reakciách z reaktora do parogenerátora. V parogenerátore dochádza k odparovaniu vody sekundárneho okruhu a vzniknutá para následne prúdi na turbínu, ktorá pomocou generátora vyrába elektrickú energiu. Tlakovodné reaktory môžeme podľa koncepcie rozdeliť na dva typy, a to západný typ, označovaný PWR (Pressurised Water Reactor) a ruský typ označovaný ako VVER (Vodo-Vod'anoj Energetičeskij Reaktor). Obe koncepcie sú si veľmi podobné a líšia sa napríklad tvarom palivových kaziet. Ako je možné vidieť z obrázku 1-1 palivové kazety reaktorov PWR majú štvorcový tvar, zatiaľ čo palivové kazety VVER reaktorov majú tvar hexagonálny. Taktiež ich počet a usporiadanie v aktívnej zóne reaktora je závislé na type reaktora. [2]

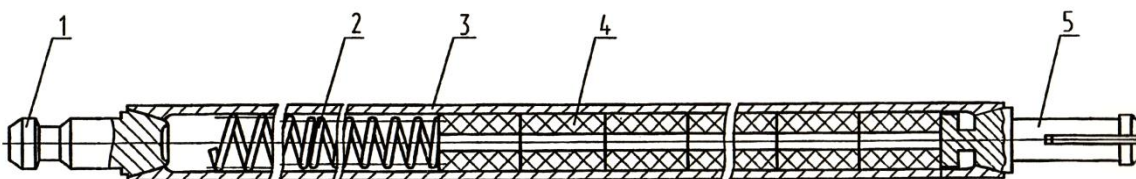


**Obr. 1-1** Palivové kazety tlakovodných reaktorov  
(vľavo reaktora PWR, vpravo reaktora VVER 1000) [3,4]

<sup>1</sup> Ľahkou vodou sa označuje voda zložená z vodíku <sup>1</sup>H a kyslíku. Niektoré typy reaktorov využívajú tzv. ťažkú vodu zloženú z deutéria <sup>2</sup>H a kyslíka.

Palivové kazety sa skladajú z konštrukčnej časti tvorenej hornou a dolnou koncovkou, distančnými mriežkami, vodiacimi trúbkami, klastrom s regulačnými tyčami a z palivovej časti, ktorú tvoria palivové elementy s jadrovým palivom. Počet jednotlivých palivových elementov ako aj regulačných tyčí a distančných mriežok, sa líši v závislosti od konkrétneho typu reaktora. Výkon palivových kaziet, zobrazených na obrázku 1-1, sa reguluje pomocou zasúvania a vysúvania klastra s regulačnými tyčami do vodiacich trúbok umiestnených symetricky okolo stredu palivovej kazety. Niektoré typy palivových kaziet, ako napríklad pre reaktor VVER 440, sú od palivových kaziet reaktora VVER 1000 značne odlišné. Tieto kazety neobsahujú regulačné tyče, sú podstatne menšie a majú po stranách opláštenie. Regulácia výkonu sa pri reaktore VVER 440 dosahuje zasúvaním a vysúvaním špeciálnej skupiny palivových kaziet do aktívnej zóny reaktora, ktorých vrchná časť obsahuje absorbátor neutrónov. [2]

Palivové elementy majú tvar dlhých štíhlych prútikov a skladajú sa z palivových tabliet, pokrytia, hornej a dolnej koncovky a z pružiny, ktorá pritlačuje stĺpec paliva a bráni tak jeho pohybu pri manipulácii s palivovými kazetami a taktiež potlačuje tepelnú dilatáciu stĺpca paliva. Na obrázku 1-2 je možné vidieť príklad palivového elementu reaktora VVER 440. Jadrové palivo vo forme obohateného oxidu uraničitého ( $\text{UO}_2$ ) je lisované a spekané do tvaru malých valcových tabliet. V niektorých prípadoch obsahujú palivové tablety okrem  $\text{UO}_2$  aj vyhoreievajúci absorbátor ( $\text{Gd}_2\text{O}_3$ ,  $\text{Er}_2\text{O}_3$ ,  $\text{ZrB}_2$ ), ktorý pomáha vyrovnávať neutrónovú bilanciu na začiatku kampane, keď je v čerstvom palive ešte veľká zásoba reaktivity. Palivové tablety sú vložené v tenkých trubičkách zo zirkóniovej zliatiny a tieto trubičky sú na koncoch ukončené privarenými koncovkami. Pokrytie palivového elementu musí zabezpečovať hermetické oddelenie jadrového paliva od chladiva primárneho okruhu, a preto musí byť dostatočne pevné a odolné voči podmienkam ktorým je v jadrovom reaktore vystavené. V reaktoroch typu PWR je pokrytie palivových elementov vyrobené zo zirkóniovej zliatiny Zircaloy-4, zatiaľ čo pri reaktoroch VVER sa používa zirkóniová zliatina s označením Zr1Nb. [2, 5]



**Obr. 1-2** Palivový element reaktora VVER 440 [6]

1-horná koncovka, 2-pružina, 3-pokrytie, 4-palivová tableta, 5-dolná koncovka

## 2 Havária s kladným vnosem reaktivity

Havária s kladným vnosem reaktivity, označovaná ako RIA (Reactivity Initiated Accident), je typ udalosti na jadrovom reaktore, pri ktorej dôjde k neželanému rozvoju štiepnej reakcie a nárastu výkonu jadrového reaktora. S narastajúcou štiepnou reakciou sa zvyšuje výkon a teplota paliva, čo môže viesť k porušeniu integrity pokrytia palivového elementu. V určitých prípadoch môže dôjsť až k vzniku veľkých trhlín na pokrytí a k úniku rádioaktívneho materiálu do chladiva primárneho okruhu. Kontakt horúceho paliva s chladivom môže spôsobiť náhle odparenie chladiva v blízkosti paliva a tvorbu tlakovej vlny, ktorá môže poškodiť aj ostatné palivové elementy alebo iné komponenty v reaktore. [7]

Pretože vnos kladnej reaktivity a zvýšenie výkonu reaktora má zásadný vplyv na bezpečnosť, sú jadrové reaktory navrhované tak, aby zabráňovali nekontrolovanému rozvoju štiepnej reakcie. Taktiež limity pri prevádzke jadrového zariadenia sú nastavené veľmi prísne, aby bola minimalizovaná možnosť vzniku akejkoľvek havárie. Tlakovodné a varné reaktory sú vybavené pokročilými bezpečnostnými systémami, ktoré zabráňujú vzniku havárie s vnosem reaktivity a okrem toho sú navrhnuté tak, aby mali zápornú spätnú väzbu reaktivity. To znamená, že pri zvýšení teploty paliva, či chladiva, alebo pri odparení časti chladiva, reaktivita klesá. Záporná spätná väzba obmedzuje nekontrolované zvyšovanie výkonu a poskytuje čas pre zareagovanie bezpečnostných systémov. [7]

Historicky najhoršou haváriou s kladným vnosem reaktivity bola havária na ukrajinskej jadrovej elektrárni Černobyľ. Pri tejto havárii došlo k zničeniu reaktora a k úniku veľkého množstva rádiácie do životného prostredia. Černobyľská elektráreň mala ľahkovodné grafitom moderované reaktory (RBMK – Reaktor Bolšoj Moščnosti Kanalnyj), ktoré mali kladnú spätnú väzbu reaktivity, čo je pre dnešné návrhy reaktorov neprijateľné. Taktiež treba podotknúť, že k havárii došlo počas testu, keď boli ignorované podmienky pre bežnú prevádzku a boli odstavené bezpečnostné systémy. Táto havária ukázala aký deštruktívny potenciál má havária typu RIA a prinútila znovu prehodnotiť a detailnejšie skúmať niektoré limity a kritéria návrhu a taktiež prevádzky jadrového reaktora. [7]

Každý typ reaktoru má definované limity a kritéria pre haváriu s vnosem reaktivity, aby bola zaručená integrita jednotlivých bariér a schopnosť chladenia aktívnej zóny reaktora aj pri vzniku havárie. Mechanizmy poškodenia palivových elementov nastávajú prevažne pri vyšších teplotách a testami bolo preukázané, že rozsah poškodenia palivových elementov úzko súvisí so špičkovou hodnotou entalpie paliva. Preto sú tradične regulačné kritéria pre haváriu s vnosem reaktivity formulované pomocou priemernej radiálnej entalpie paliva. Pri vysoko vyhorenom palive sú limity entalpií nižšie ako pri čerstvom palive a taktiež už závislosť medzi entalpiou a poškodením palivových elementov nie je tak jednoznačná. Významnú úlohu tu totiž začínajú hrať aj ďalšie aspekty, akými sú napríklad krehnutie a korózia pokrytia a interakcia paliva s pokrytím. V rokoch 1993 a 1994 došlo počas simulácie havárie s vnosem reaktivity na výskumných reaktoroch k zlyhaniu dvoch vysoko vyhorených palivových elementov pri entalpiách, ktoré boli ďaleko nižšie ako stanovené limity pre vznik poškodenia palivového elementu. To podnietilo významný výskum závislosti vyhorenia paliva na limitoch entalpii a upravenie aktuálnych kritérií pre vysoko vyhorené palivo. V najbližších rokoch sa očakáva, že by mali byť tieto kritéria schválené a mali by prísť do platnosti v mnohých krajinách. [7]

## 2.1 Príčiny vnosu kladnej reaktivity

Vnos kladnej reaktivity do reaktora môže mať niekoľko rôznych príčin. Medzi základné udalosti, ktoré môžu vnieť kladnú reaktivitu do reaktora patria:

- porucha systému ovládania regulačných elementov
- vystrelenie regulačných elementov z aktívnej zóny reaktora
- zmena teploty chladiva a odparenie časti chladiva
- zriedenie alebo úplné odstránenie kyseliny boritej z chladiva

Tlakovodné aj varné reaktory používajú na reguláciu výkonu pri svojej prevádzke riadiace tyče, vyrobené z materiálu, ktorý dobre pohlcuje neutróny. Pri poruche riadiaceho systému alebo pri chybe operátora môže dôjsť k neadekvátnemu vytiahnutiu týchto tyčí z reaktora, a tým k rozvoju štiepnej reakcie. Riadiaci systém reaktora má, nezávisle na rozhodnutiach operátora, nastavené isté obmedzenia pri pohyboch riadiacich tyčí. Taktiež váha každej riadiacej tyče<sup>2</sup> je pri aktuálnom zasunutí do reaktore limitovaná v prevádzkových podmienkach, čo zaručuje, že aj pri úplnom vytiahnutí niektorej z regulačných tyčí bude prírastok reaktivity zvládnuteľný. [7]

Vystrelenie regulačných elementov z aktívnej zóny reaktora má za následok prudký nárast reaktivity a výkonu reaktora a môže nastať napríklad pri poruche pohonu regulačných tyčí. Tento typ udalosti je zo štyroch spomínaných udalostí najhorší, pretože má najväčší vnos reaktivity v pomerne veľmi krátkom čase. Vystrelenie regulačných elementov z aktívnej zóny reaktora patrí medzi jednu z projektových havárií elektrárne. V tlakovodných reaktoroch pri plnom výkone je na reguláciu používaná len jedna skupina regulačných kaziet. Preto je množstvo potenciálnej reaktivity, ktorá by mohla byť pridaná pri vystrelení regulačnej tyče, limitované. Pri nižšom výkone reaktor operuje s viacerými skupinami regulačných kaziet, a preto je množstvo potenciálnej reaktivity, ktorá by mohla byť pridaná pri nehode, väčšie. Z toho dôvodu je pre vystrelenie regulačných kaziet najhorší stav keď je reaktor v tzv. horúcom stave na nulovom výkone. Je to stav, keď parametre chladiva (teplota a tlak) sú na svojich prevádzkových hodnotách, ale reaktor má ešte nulový výkon. Zatiaľ čo pri tlakovodných reaktoroch môže pri poruche pohonu regulačnej kazety dôjsť k jej vystrelieniu vo veľmi krátkom čase (pri najhorších scenároch až 0,1 s), vo varných reaktoroch je tento čas väčší. V tlakovodných reaktoroch totiž dochádza k vystrelieniu regulačnej kazety vďaka vysokému tlaku chladiva, zatiaľ čo pri varných reaktoroch regulačný element padá z aktívnej zóny na základe gravitácie. Najhorším scenárom pre pád regulačného elementu je pri varných reaktoroch studený stav pri nulovom výkone. [7]

Tlakovodné reaktory majú zápornú spätnú väzbu reaktivity na teplotu chladiva a odparenie časti chladiva. To znamená, že pri zvyšovaní teploty chladiva reaktivita klesá. Z toho vyplýva, že pri náhlom dodaní studeného chladiva do reaktora je taktiež dodané aj určité množstvo reaktivity. V tlakovodných reaktoroch môže tento stav nastať napríklad pri spúšťaní hlavného cirkulačného čerpadla neaktívnej reaktorovej slučky alebo náhlým zvýšením odvodu tepla na sekundárnej strane parogenerátora. Pri varných reaktoroch je takáto udalosť možná pri strate ohrevu napájacej vody. Studené chladivo môže byť do reaktora

<sup>2</sup> Váha riadiacej tyče označuje jej schopnosť pohlcovať neutróny, nie hmotnosť.



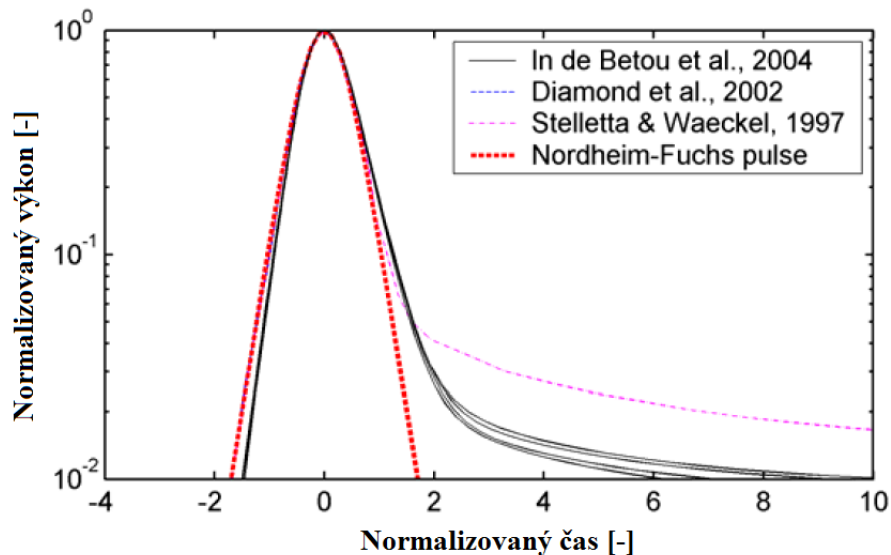
taktiež dodávané pri núdzovom chladení reaktora. Celkový nárast reaktivity z dôvodu zmeny teploty chladiva je pomalý, a preto nie je táto udalosť klasifikovaná ako nehoda. [7]

Tlakovodné reaktory používajú na reguláciu reaktivity okrem regulačných kaziet taktiež tekutý absorbátor (kyselinu boritú) rozptýlený v chladive primárneho okruhu. Tento spôsob regulácie je v určitých fázach palivového cyklu dominantný, a tak pri náhlej nekontrolovanej zmene koncentrácie kyseliny boritej v chladive dochádza k zvýšeniu reaktivity. Je preto dôležité, aby nedochádzalo k poruchám na systéme doplňovania a bórovej regulácie, ktoré by mohli viesť k neželanému nárastu reaktivity do reaktora. [7]

## 2.2 Priebeh výkonového pulzu

Najhoršie následky z udalostí spomínaných v predchádzajúcej kapitole má práve vystrelenie regulačných elementov z aktívnej zóny reaktora, a preto bude pozornosť zameraná práve na túto problematiku. Pri vystrelení regulačnej kazety z aktívnej zóny reaktora dochádza k najväčšiemu nárastu výkonu v palivových kazetách priamo susediacich s poškodenou regulačnou kazetou. V ostatných palivových kazetách dochádza taktiež k výkonovému pulzu, ale jeho veľkosť so zvyšujúcou sa vzdialenosťou od miesta vzniku poruchy výrazne klesá. Pri prudkom náraste výkonu paliva sa zvyšuje taktiež jeho teplota. Nakoľko má reaktivita na teplotu paliva vždy zápornú spätnú väzbu, dôjde po určitom čase k zastaveniu rastu výkonu v palive a jeho poklesu. Záporná spätná väzba od zvyšujúcej sa teploty chladiva, poprípade odparenia časti chladiva, tiež prispieva k zastaveniu narastajúceho výkonu v palivovej tablete. Tento efekt je ale minimálny, pretože nárast výkonu prebieha v rádoch milisekúnd a prenos tepla z paliva do chladiva je za tak krátky čas veľmi obmedzený. Celý priebeh výkonového pulzu závisí na niekoľkých rôznych faktoroch. Najvýznamnejšia je váha regulačnej tyče, ktorá závisí na hĺbke zasunutia tyče, jej polohe v aktívnej zóne, aktuálnom axiálnom výkone aktívnej zóny a vyhorení kaziet v blízkosti tejto regulačnej kazety. Okrem toho je výkonový pulz závislý aj na druhu aktívnej zóny, aktuálnom prevádzkovom stave a dobe z pohľadu palivového cyklu počas ktorej došlo k nehode. [7]

Výkonový pulz, ktorý nastane pri vystrelení regulačnej kazety má tvar hyperbolickej krivky. Dĺžka tohto pulzu závisí na veľkosti pridanej reaktivity, podiele oneskorených neutrónov a strednej doby života neutrónov. Jeho hodnota sa pohybuje v rádoch od desiatok milisekúnd až po jednotky sekúnd. Veľkosť pulzu je okrem parametrov uvedených pri dĺžke pulzu závislá aj na tepelnej kapacite paliva, koeficiente zmeny reaktivity na teplote, váhe vystrelennej regulačnej tyče, vyhorení paliva a jeho vzdialenosti od regulačnej tyče. Ako je vidieť na obrázku 2-1, výkonový pulz nie je úplne symetrický a po prechode maxima najskôr klesá prudko a následne veľmi pozvoľne. Je to zapríčinené oneskorenými neutrónmi, ktoré spôsobia, že výkon sa hneď nevráti na svoju pôvodnú hodnotu, ale po určitú dobu zostáva na asi 1 % špičkového výkonu. Treba poznamenať, že aj takéto nepatrné zvýšenie výkonu je stále podstatné a musí byť vykompenzované zasunutím ďalších regulačných kaziet do aktívnej zóny reaktora alebo spätnou väzbou reaktivity na zvyšujúcu sa teplotu moderátora. Pri páde regulačného elementu vo varných reaktoroch má výkonový pulz rovnaký tvar, avšak výkon na konci pulzu zostáva približne na 10 % špičkového výkonu, pokiaľ negatívna spätná väzba reaktivity na zvyšujúcu sa teplotu chladiva a tvorbu parných bublín nezapríčiní jeho ďalší pokles. [7]



*Obr. 2-1 Tvar výkonového pulzu po vystrelení regulačnej kazety pri tzv. horúcom stave a nulovom výkone reaktora na konci palivovej kampane [7]*

## 2.3 Poškodenia pokrytia pri havárii s vnosom reaktivity

Pri prudkom náraste výkonu paliva sa zároveň zvyšuje aj jeho teplota a dochádza k jeho rýchlej tepelnej expanzii. Ak bola pred haváriou s vnosom reaktivity medzi palivom a pokrytím plynová medzera, táto medzera rýchlo zaniká a palivo začne tlačiť na vnútornú stranu pokrytia. Pri vysoko vyhorenom palive, kde už nie je medzera medzi palivom a pokrytím nastáva mechanické zaťaženie pokrytia hneď od začiatku zvyšovania výkonu paliva. Zaťaženie od palivovej tablety môže byť pri väčšom výkonovom pulze značné, a preto môže dôjsť k poškodeniu pokrytia palivového elementu. Počas vyhorenia paliva dochádza taktiež ku korózii pokrytia a absorpcii vodíka, čo môže viesť k tvorbe krehkých hydridov v pokrytí. Tieto hydridy sú následne pri zaťažení iniciátormi trhlín a znižujú tak odolnosť pokrytia. Pretože k ohrevu a následnej tepelnej expanzii paliva dochádza vo veľmi krátkom čase, pokrytie sa nestihne od tabliet významnejšie ohriať a tak zostáva skoro na teplote akú malo pred haváriou. Z toho dôvodu sa táto fáza nazýva nízkoteplotná alebo PCMI (Pellet-Cladding Mechanical Interaction) fáza. [8]

Pokiaľ nedôjde v prvej fáze počas mechanického zaťaženia od palivovej tablety k porušeniu integrity pokrytia, nasleduje druhá fáza tzv. vysokoteplotná, označovaná aj ako post-boiling fáza. Palivo o vysokej teplote postupne ohrieva pokrytie a spolu s ním sa zvyšuje aj teplota chladiva, ktoré sa dotýka pokrytia z vonkajšej strany. Tepelný tok do chladiva môže narásť až do takej miery, že dôjde k odpareniu vrstvy chladiva, vytvoreniu parnej blany a ku tzv. kríze varu prvého druhu. Parná blana spôsobí zhoršenie prenosu tepla, a tým ďalšie zvýšenie teploty pokrytia. Pokrytie, ktoré je zo zirkóniových zliatin, je na zvýšenú teplotu citlivé, pretože so zvyšujúcou sa teplotou rýchlo plastizuje a klesá jeho pevnosť. Počas vyhorenia sa z paliva uvoľňujú plynné produkty štiepenia, ktoré postupne zvyšujú tlak vo vnútri palivového elementu. Tento efekt je posilnený pri zvýšení teploty paliva počas havárie, pretože pri vyššej teplote môžu plynné produkty štiepenia v palive lepšie difundovať a unikať tak z palivovej tablety. Vďaka zhoršeným mechanickým vlastnostiam pokrytia,

spôsobených vysokou teplotou, a vysokému tlaku vo vnútri palivového elementu, môže dôjsť k vydutiu pokrytia alebo až k jeho prasknutiu. [8]

V krajnom prípade, ak by bola energia dodaná do paliva počas havárie s vnosom reaktivity príliš veľká, časť jadrového paliva by sa mohla nataviť a mohlo by dôjsť k následnému pretaveniu pokrytia. V takom prípade by po kontakte roztaveného jadrového paliva s chladivom došlo k prudkej reakcii a tvorbe tlakových vln, ktoré by mohli poškodiť okolité palivové elementy. [8]



### 3 Jadrové palivo

Na vytvorenie štiepnej reťazovej reakcie sa v tlakovodných reaktoroch používa prevažne urán. Prírodný urán sa skladá z 3 izotopov, a to  $U^{238}$  (99,282 %),  $U^{235}$  (0,712 %) a malého množstva  $U^{234}$  (0,006 %). Nakoľko sa k štiepeniu v tlakovodných reaktoroch využívajú tepelné neutróny, je pre jadrové reakcie podstatný hlavne izotop  $U^{235}$ . Tohto izotopu je ale v prírodnom uráne na udržanie reťazovej reakcie málo, a preto sa musí palivo obohacovať, t.j. zvyšovať podiel izotopu  $U^{235}$  na 3–5 %. [9]

Urán sa získava v prírode najčastejšie z uránových rúd (napr. smolinec) a po mechanickej a chemickej úprave rudy vzniká uránový koncentrát tzv. žltý koláč. Tento koncentrát obsahuje minimálne 65 % uránu a podrobuje sa ďalšiemu chemickému čisteniu. V ďalšom kroku dochádza ku konverzii na fluorid uránový  $UF_6$ , ktorý v plynnej podobe podstupuje obohacovanie. Posledným krokom je spätná konverzia fluoridu uránového na oxid urančitý  $UO_2$ , ktorý sa vo forme prášku lisuje a speká do tvaru malých valčekov tzv. palivových tabliet. Palivové tablety sa následne ukladajú do trubičiek zo zirkóniových zliatin a spolu s nimi a ďalšími konštrukčnými prvkami tvoria palivové elementy. [9]

Jadrové palivo nemusí byť len v keramickej forme oxidu urančitého, ale môže sa používať aj ako čistý urán v kovovej forme. Kovové palivo má vyššiu hustotu štiepneho materiálu, a teda aj vysoký makroskopický účinný prierez pre štiepenie a dobrú tepelnú vodivosť. Nevýhodou je ale jeho malá radiačná odolnosť, veľký objemový rast (swelling), nízke dosiahnuteľné vyhorenie a nízka prevádzková teplota<sup>3</sup>. Naopak keramicke  $UO_2$  má vysokú teplotu tavenia, ktorá umožňuje dosahovať vysoké merné výkony aktívnej zóny, má malý objemový rast a dovoľuje vysoké vyhorenie paliva. V porovnaní s kovovým uránom je jeho nevýhodou ale horší súčiniteľ tepelnej vodivosti. Vo väčšine aplikácií sa vďaka svojim vlastnostiam používa palivo v keramickej forme. [2]

---

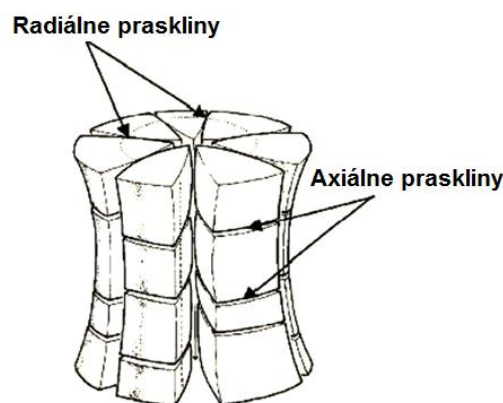
<sup>3</sup> Nízka prevádzková teplota je daná nízkou teplotou transformácie mriežky  $\alpha \rightarrow \beta$ , ktorá je 668 °C.

## 3.1 Správanie sa jadrového paliva počas jeho vyhorevania

Na palivo počas jeho pobytu v reaktore vplýva mnoho faktorov. Okrem teploty a tlaku naň pôsobí aj vysoká dávka žiarenia, ktorá hrá pri jeho správaní dôležitú úlohu. Čerstvé palivo, umiestnené do reaktora, rýchlo mení niektoré svoje vlastnosti a dochádza v ňom k určitým špecifickým zmenám, ktoré majú následne vplyv na jeho chovanie. V nasledujúcej podkapitole sú opísané základné pochody ku ktorým dochádza v jadrovom palive počas jeho ožarovania. Jednotlivé pochody sú medzi sebou previazané a navzájom sa ovplyvňujú, preto je komplexné modelovanie správania sa paliva počas vyhorevania zložitým problémom.

### 3.1.1 Popraskanie a zmena tvaru palivovej tablety

Vo veľmi skorej fáze pobytu palivovej tablety v reaktore dochádza k jej popraskaniu a prípadnému vytvoreniu niekoľkých samostatných fragmentov. Tento jav nastáva už pri prvom zvyšovaní teploty paliva na svoje parametre pri nominálnom výkone. Vďaka rozdielnej teplote v osi palivovej tablety a na jej okraji vzniká v radiálnom smere veľký teplotný gradient a z toho vyplývajúce tepelné namáhanie materiálu. Stred tablety, ktorý má vyššiu teplotu, expanduje viac než chladnejší okraj, čím vznikajú v strede tlakové a na okraji ťahové obvodové napätia. Keramické  $UO_2$  má medzu pevnosti v ťahu omnoho nižšiu ako medzu pevnosti v tlaku, a preto dochádza k popraskaniu a šíreniu trhlín od vonkajších častí tablety smerom dovnútra. Praskliny nemusia prejsť až do stredu tablety a po klesnutí obvodového napätia pod medznú hodnotu šírenia trhliny pre danú teplotu, dochádza k zastaveniu ich ďalšieho postupu. Ukážka popraskanej tablety s niekoľkými vytvorenými fragmentmi je zobrazená na obrázku 3-1. [10, 11]



**Obr. 3-1** Palivová tableta pri nominálnom výkone [12]

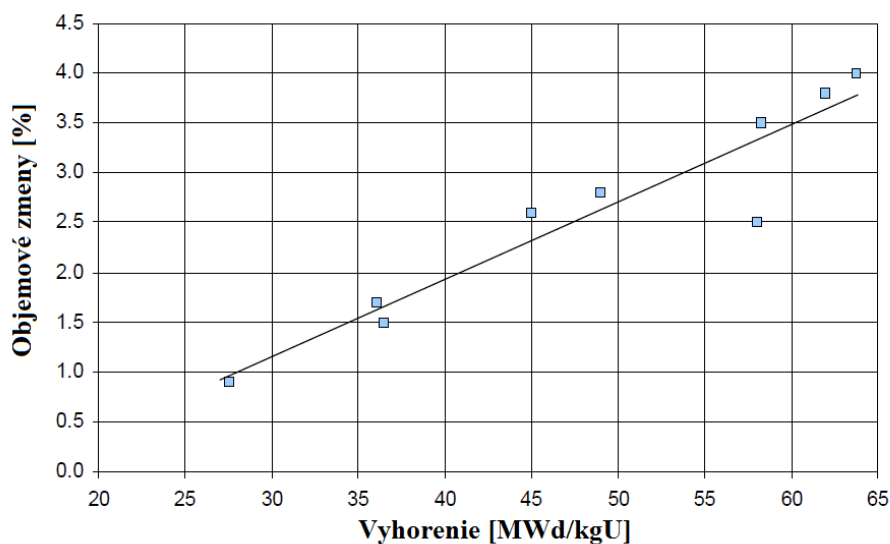
Rozdielne teploty, a teda aj tepelná expanzia na okraji a v strede palivovej tablety spôsobujú okrem pnutí v materiáli aj zmenu tvaru palivovej tablety. Z obrázku 3-1 je vidieť, že pôvodný valcový tvar palivovej tablety sa deformuje a nadobúda nový na koncoch vydutý tvar. Pri vyššom vyhorení, kde dochádza ku kontaktu paliva a pokrytia, je medzi koncami tabliet a pokrytím vyšší kontaktný tlak, čo spôsobuje v týchto miestach lokálny nárast napätia v pokrytí. Pokrytie sa v oblasti rozhrania tabliet vydúva a nadobúda tzv. bambusový tvar. [13]

### 3.1.2 Objemový rast

Dôležitým faktorom ovplyvňujúcim jadrové palivo počas jeho pobytu v jadrovom reaktore je jeho objemový rast (swelling). Počas vyhorevania paliva dochádza k postupnému zväčšovaniu objemu palivovej tablety, ktoré je spôsobené hromadením štiepných produktov v palive. Pri vyššom vyhorení môže priemer palivovej tablety narásť až natoľko, že sa úplne uzatvorí medzera medzi palivom a pokrytím palivového elementu a palivová tableta začne tlačiť na vnútornú stranu pokrytia. Objemový rast sa podľa toho, aké prvky ho spôsobujú delí na pevný a plyný. Pri pevnom vznikajú štiepením uránu pevné častice, ktoré nemajú možnosť tak difundovať v materiáli ako plyné produkty štiepenia, a preto zostávajú blízko miesta svojho vzniku. Plyné produkty štiepenia difundujú na hranice zŕn v materiáli, kde sa následné formujú do malých bubliniek a významnou mierou prispievajú k celkovému objemovému rastu paliva. [14]

Palivové tablety sú vyrobené s určitou pórovitosťou a na začiatku vyhorevania dochádza k difúzii vakancí z pórov, čo má za následok presne opačný jav ako je objemový rast, a to denzifikáciu (zhuťovanie) paliva. Tento jav je závislý na teplote a na podmienkach ožarovania, ale hlavne na mikroštruktúre paliva, ktorá vznikla v palive počas výroby. [15]

Kvôli denzifikácii a zaplňaniu voľných pórov plynými produktmi štiepenia, sa objemový rast v počiatkových fázach vyhorevania neprejavuje veľmi výrazne. Po zaplnení pórov dochádza k objemovému rastu, ktorý má približne lineárny charakter s hodnotou 0,6 % na 10 MWd/kgU. V grafe 3-1 je zobrazená závislosť objemového rastu na vyhorení paliva. Celková zmena objemu paliva sa pri vyhorení stave pohybuje približne na 3 až 4 %. [14]

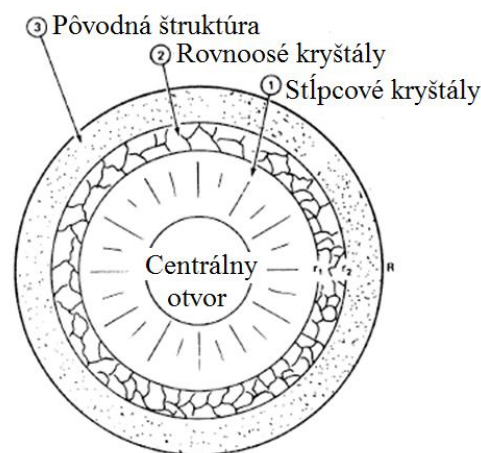


*Graf 3-1* Objemový rast  $UO_2$  v závislosti na vyhorení [14]

### 3.1.3 Zmeny teploty a kryštalickej štruktúry paliva

Pretože ku generácií tepla dochádza v celom objeme palivovej tablety a k odvodu tepla len na jej povrchu, vytvorí sa v radiálnom smere približne parabolický priebeh teploty s vrcholom a najvyššou teplotou v strede tablety. Teplotný profil sa mení taktiež počas samotného vyhorenia paliva. Čerstvé palivo má medzeru medzi palivom a pokrytím kvôli lepšiemu prechodu tepla vyplnenú héliom. Počas vyhorenia vznikajú rozpadom jadier uránu aj plynné produkty štiepenia, ktoré sa postupne uvoľňujú do medzery medzi palivom a pokrytím a negatívne v nej ovplyvňujú prechod tepla, pretože majú niekoľkonásobne menšiu tepelnú vodivosť ako čisté hélium. Aj tepelná vodivosť samotnej palivovej tablety sa pri vyhorení zhoršuje. Je to kvôli zvyšujúcej sa pórovitosti paliva a prasklinám, ktoré vznikajú pri tepelnom namáhaní. Vďaka zníženej tepelnej vodivosti v medzere aj v samotnom palive, sa v prvých fázach vyhorenia mierne zvyšuje teplota paliva. Od určitého vyhorenia paliva dochádza k poklesu výkonu palivového elementu, a tým klesá aj jeho teplota. Taktiež pri vysokom vyhorení môže dôjsť ku kontaktu paliva a pokrytia, čo má pozitívny vplyv na prechod tepla z paliva do chladiva, a teda aj na zníženie špičkovej teploty v palive. [16]

Teplota v centre palivovej tablety sa pri normálnej prevádzke pohybuje v rozmedzí 1200 až 1400 °C. Ak sa táto teplota z nejakých príčin zvýši, môže sa v radiálnom smere palivovej tablety vytvoriť niekoľko oblastí s rozličnou kryštalicou štruktúrou. V centrálnej oblasti sa po prekročení 1700 °C vytvárajú stĺpcové kryštály, zatiaľ čo v oblasti medzi teplotami 1450 až 1750 °C sa formujú kryštály rovnoosé. V okrajových oblastiach palivových tabliet, kde teplota neprekračuje 1450 °C zostáva zachovaná pôvodná štruktúra. Príklad palivovej tablety s tromi rôznymi kryštalicými štruktúrami je zobrazený na obrázku 3-2. [16]



**Obr. 3-2** Rez palivovou tabletou s tromi odlišnými kryštalicými štruktúrami [17]

V okrajových oblastiach palivovej tablety dochádza pri vyššom vyhorení, okolo 70 MWd/kgU, k reštrukturalizácii paliva. Zrná s veľkosťou 6 až 10  $\mu\text{m}$ , ktoré obsahovala pôvodná štruktúra sa rozpadajú a vzniká nová štruktúra, tzv. HBS (High Burnup Structure), s veľkosťou zrn 0,1 až 0,3  $\mu\text{m}$ . Tento jav nastáva vďaka nahromadeniu poškodení v palive vplyvom ožarovania. Pórovitosť paliva sa v danej oblasti zvyšuje, čo ovplyvňuje únik plynných produktov štiepenia, ako aj tepelné a mechanické vlastnosti oblasti. [18]



### 3.1.4 Únik plynných produktů štěpení z paliva

Při štěpných reakcích vznikají z jadra uránu různé druhy prvků, z kterých asi čtvrtinu tvoří plyny. Hlavními zástupci těchto plynných produktů štěpení jsou plyny xenón a krypton, které po vytvoření zůstávají buď uvázněné v palivě, kde způsobují objemový růst a zhoršují tepelnou vodivost paliva, nebo uniknou do volného prostoru palivového elementu. Při úniku plynných produktů z paliva dochází k zvyšování tlaku uvnitř palivového elementu, k zhoršení přestupu tepla mezi palivem a pokrytím a k nežádoucímu působení některých agresivních plynů na vnitřní stranu pokrytí. [19]

K úniku plynů z palivové tablety dochází pomocí více různých mechanismů, z kterých dominantní je difúze. Při vyšších teplotách, nad 1000 °C, dochází v palivě k difúzi atomů a po překročení teploty 1600 °C se v palivě přesouvají už celé bublinky. Někdy difúze probíhá převážně po hranicích zrn, má struktúra paliva velký vliv na její rychlost. Tento vliv je zřetelně vidět například v oblasti, kde došlo k reštrukturalizaci paliva, protože v této oblasti dochází k velkému úniku plynných produktů štěpení. Dalším mechanismem úniku je tzv. přímý únik, při kterém se vzniklý atom nachází blízko povrchu palivové tablety a má po rozštěpení dostatečnou kinetickou energii na to, aby opustil palivovou tabletu. Takový atom může při svém pohybu narazit do dalšího atomu, který je následně primárním atomem vyražený z palivové tablety a dojde tak k jeho úniku. Tento mechanismus se nazývá únik vyražením. [19]

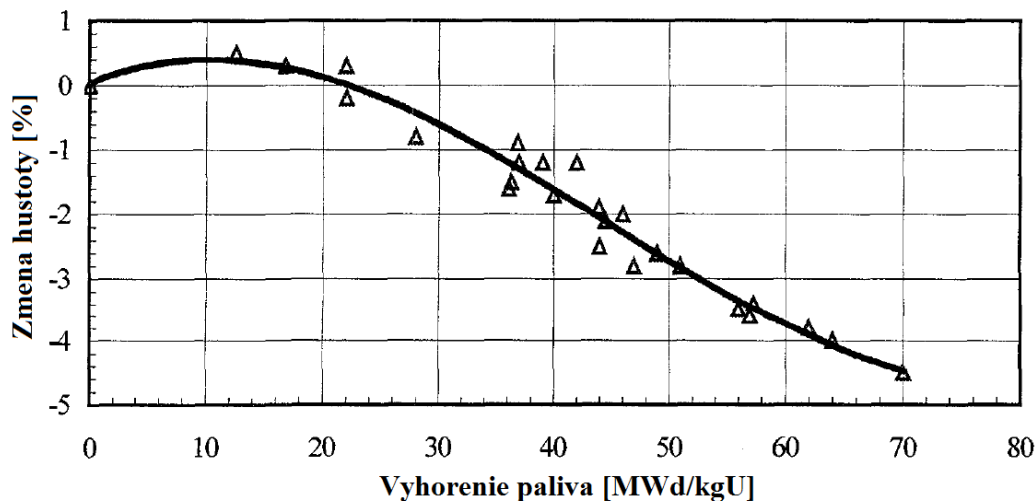
Množství uvolněných plynů je závislé na podmínkách ožarování, popraskání palivové tablety, teplotě a krystalické struktuře paliva. So zvyšujícím se vyhorením postupně narůstá a při vyhoreném palivu se pohybuje na hodnotě od 5 do 35 %. [19]

## 3.2 Základné vlastnosti jadrového paliva z $UO_2$

Jadrové palivo je v reaktore vystavené okrem vysokej dávky žiarenia aj širokej škále teploty. Oba tieto vplyvy výrazne ovplyvňujú niektoré jeho vlastnosti, a preto je väčšina vlastností opísaných v nasledujúcej kapitole vyjadrená v závislosti na teplote alebo vyhorení. Okrem teploty a vyhorenia ovplyvňuje  $UO_2$  aj stechiometrický pomer medzi uránom a kyslíkom, obsah plutónia a podiel teoretickej hustoty paliva.

### 3.2.1 Hustota

Oxid urančitý má pri teplote 20 °C hustotu 10970 kg/m<sup>3</sup>. Palivové tablety, ale vďaka svojej pórovitosti, dosahujú len približne 94–96 % tejto teoretickej hustoty. Počas vyhorenia pôsobia na palivo rôzne vplyvy, ktoré zapríčiňujú zmenu jeho hustoty. Na začiatku vyhorenia dochádza k zhutňovaniu paliva, a tým k miernemu zvyšovaniu hustoty. Maximálnu hustotu dosahuje palivo pri vyhorení 5–15 MWd/kgU. Pri vyššom vyhorení začína byť dominantnejší objemový rast než zhutňovanie, a tak hustota paliva postupne klesá. Závislosť zmeny hustoty na vyhorení paliva je zobrazená v grafe 3-2. [20]



Graf 3-2 Zmena hustoty  $UO_2$  počas vyhorenia paliva [21]

### 3.2.2 Teplota tavenia

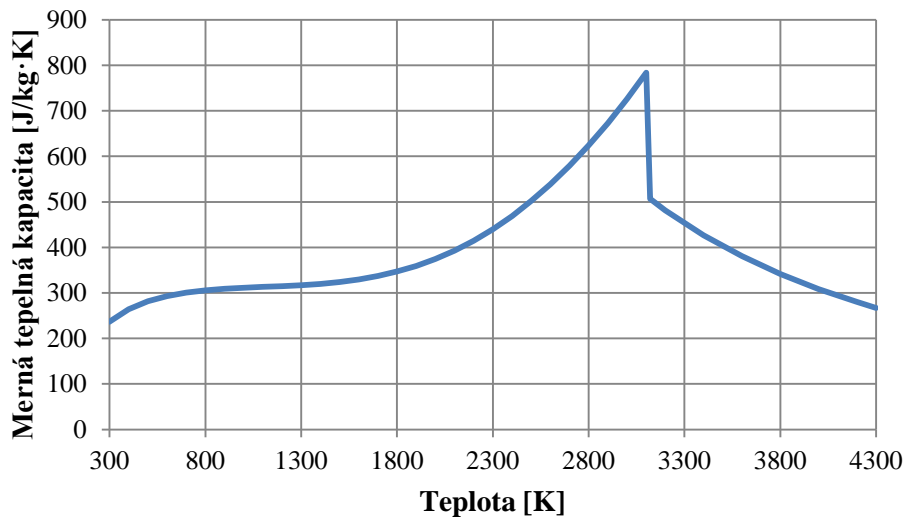
Teplota tavenia čistého stechiometrického paliva  $UO_2$  je približne 2840 °C a so zvyšujúcim sa vyhorením postupne klesá. Túto závislosť vyjadruje rovnica 3-1. Okrem vyhorenia vplýva na teplotu tavenia paliva aj stechiometrický pomer medzi uránom a kyslíkom a obsah plutónia. So zvyšujúcim sa obsahom plutónia teplota tavenia klesá, zatiaľ čo pri zvýšenom obsahu kyslíka dochádza k jej nárastu. [22]

$$T_{t\ UO_2} = 3113,15 - 3,2 \cdot B \quad (3-1)$$

kde  $T_{t\ UO_2}$  je teplota tavenia v K  
 $B$  je vyhorenie paliva v MWd/kgU

### 3.2.3 Merná tepelná kapacita

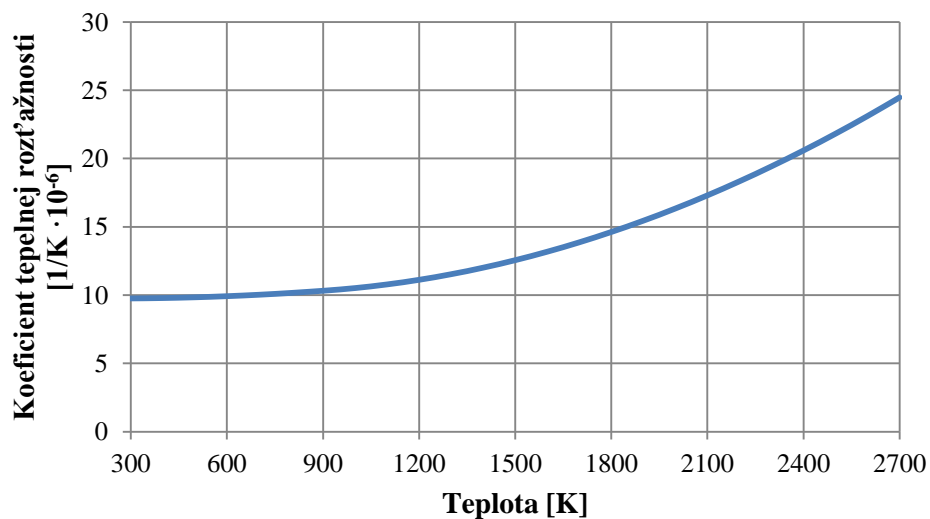
Merná tepelná kapacita  $UO_2$  je primárne závislá na teplote. So zvyšujúcou sa teplotou postupne narastá, až do bodu pokiaľ nenastáva tavenie paliva. Po roztavení dochádza k skokovému poklesu mernej tepelnej kapacity a k jej ďalšiemu znižovaniu. Hodnoty mernej tepelnej kapacity v závislosti na teplote pre rozmedzie teplôt 300 až 4300 K sú zobrazené v grafe 3-3. Vplyv vyhorenia paliva a jeho stechiometrie na zmenu mernej tepelnej kapacity je veľmi malý, a preto nie je braný v úvahu. [20]



Graf 3-3 Závislosť mernej tepelnej kapacity  $UO_2$  na teplote [20]

### 3.2.4 Tepelná rozťažnosť

Palivové tablety, ako väčšina materiálov, zväčšujú svoj objem so zvyšujúcou sa teplotou. Mieru tejto expanzie vyjadruje koeficient tepelnej rozťažnosti paliva. Tento koeficient je primárne závislý na teplote a ostatné vplyvy ako vyhorenie paliva, stechiometria a obsah plutónia naň nemajú výraznejší vplyv. Hodnoty koeficienta tepelnej rozťažnosti  $UO_2$  pre rozmedzie teplôt 300–2700 K sú zobrazené v grafe 3-4. [23]



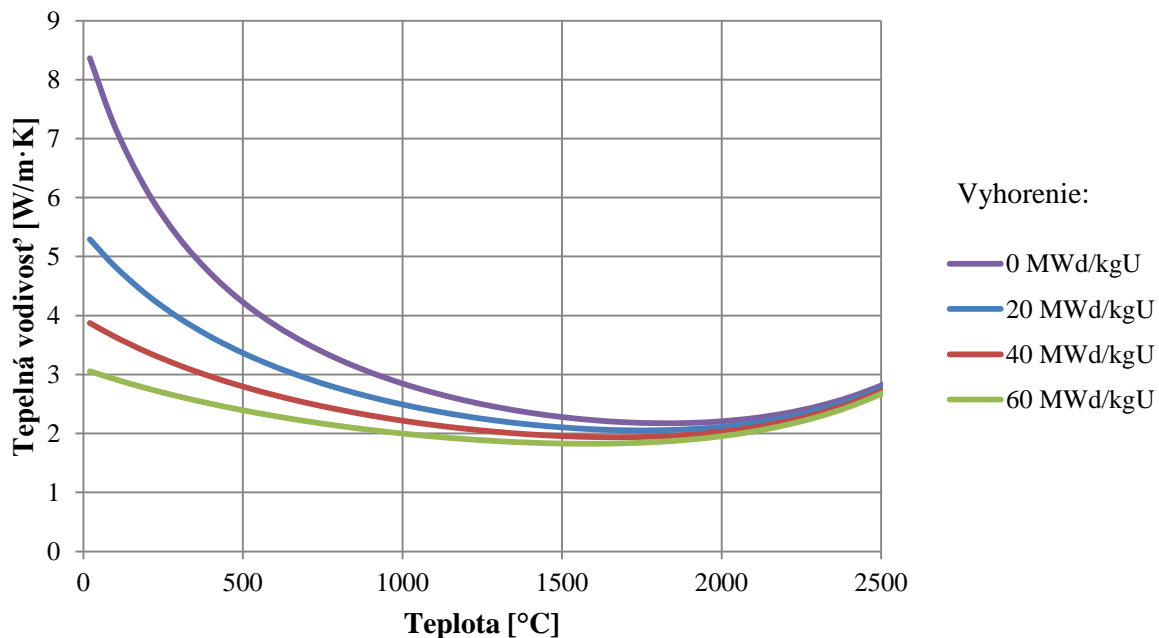
Graf 3-4 Koeficient tepelnej rozťažnosti  $UO_2$  v závislosti na teplote [23]

### 3.2.5 Tepelná vodivost'

Tepelná vodivost' paliva má pre celkovú tepelnú bilanciú reaktora veľký význam. Teplo, ktoré vzniká rozpadom ťažkých jadier uránu je produkované v celom objeme palivovej tablety a musí byť čo najefektívnejšie prenášané do chladiča primárneho okruhu. Preto je snaha aby bola tepelná vodivost' palivovej tablety čo najvyššia. Najvýznamnejšie vplýva na tepelnú vodivost' palivovej tablety teplota a vyhorenie paliva. Počas vyhorenia palivo praská a hromadia sa v ňom plynné produkty štiepenia, čím sa zvyšuje jeho pórovitosť. Oba efekty majú negatívny dopad na tepelnú vodivost', ktorá sa s vyšším vyhorením paliva postupne znižuje. Okrem teploty a vyhorenia vplýva na tepelnú vodivost' aj stechiometria a počiatková pórovitosť paliva. Rovnica 3-2 vyjadruje závislosť tepelnej vodivosti na teplote a vyhorení paliva, pre stechiometrické palivo  $UO_2$  s počiatkovou hustotou 95 % z teoretickej hustoty. Následne sú v grafe 3-5 pomocou rovnice 3-2 vykreslené tepelné vodivosti paliva pri rôznych stupňoch vyhorenia. [20, 23]

$$\lambda_{UO_2} = \frac{1}{0,1148 + 0,0035 \cdot B + 2,475 \cdot 10^{-4} \cdot (1 - 0,00333 \cdot B) \cdot t} + 0,0132 \cdot e^{0,0188 \cdot t} \quad (3-2)$$

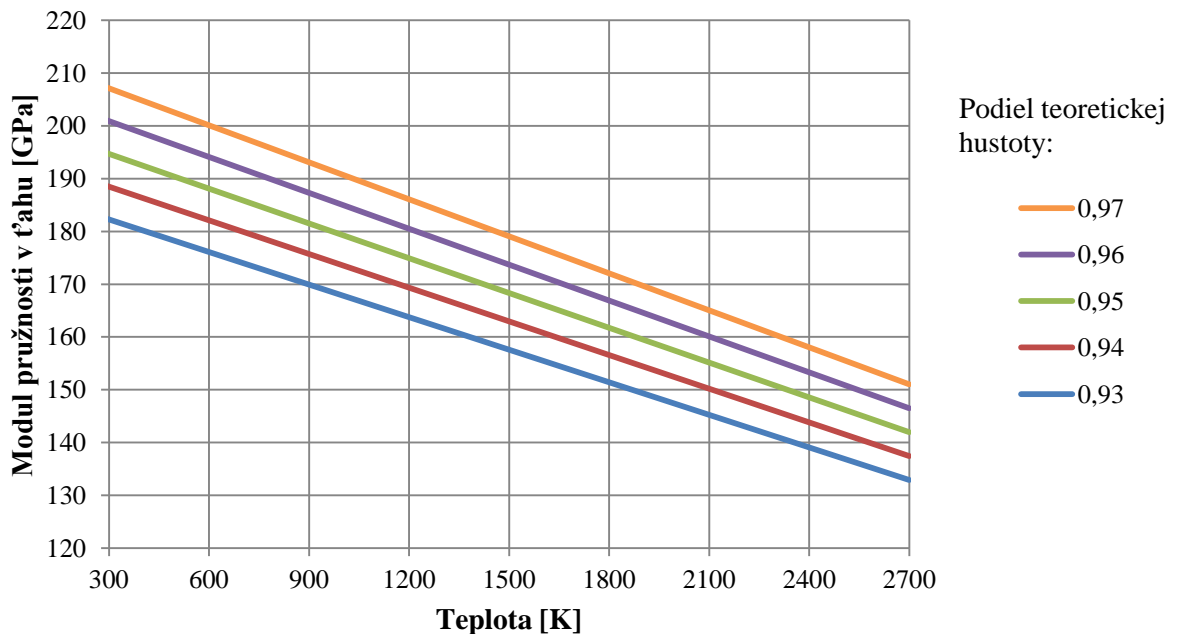
kde  $\lambda_{UO_2}$  je tepelná vodivost' v  $W/m \cdot K$   
 $B$  je vyhorenie paliva v  $MWd/kgU$   
 $t$  je teplota v  $^{\circ}C$



*Graf 3-5 Tepelná vodivost' palivovej tablety pri rôznych stupňoch vyhorenia [23]*

### 3.2.6 Modul pružnosti a Poissonovo číslo

Modul pružnosti v ťahu pre keramický materiál  $UO_2$  je najviac závislý na teplote a hustote palivovej tablety. So zvyšujúcou sa teplotou jeho hodnota klesá a naopak pri vyššej hustote nadobúda vyšších hodnôt. Závislosť modulu pružnosti v ťahu na teplote pre rôzne podiely teoretickej hustoty  $UO_2$  sú zobrazené v grafe 3-6. Na začiatku vyhorevania sa modul pružnosti v ťahu zásadne nemení a k jeho poklesu dochádza až od vyhorenia približne 30 MWd/kgU. Pri vyhorení paliva 60 MWd/kgU a uvažovaní palivovej tablety s 95 % teoretickou hustotou  $UO_2$  klesne modul pružnosti v ťahu z pôvodných 195 GPa pri 20 °C na hodnotu 165 GPa. Poissonovo číslo pre  $UO_2$  neprejavuje závislosť na teplote ani ožarovaní a jeho hodnota je 0,316. [22,24]



Graf 3-6 Modul pružnosti v ťahu pre rôzne podiely teoretickej hustoty  $UO_2$  [22]



## 4 Pokrytie palivových elementov zo zliatiny Zircaloy-4

### 4.1 Zliatiny zirkónia

Účelom pokrytia palivového elementu je oddelenie paliva od chladiva, a tým zabránenie nežiaducim reakciám medzi palivom a chladivom, ako aj prenikaniu štiepných produktov do chladiva reaktora. Okrem toho vo väčšine aplikácií má pokrytie palivového elementu aj nosnú funkciu. Materiál pokrytia musí mať okrem dobrých konštrukčných a tepelných vlastností taktiež malý účinný prierez pre záchyt a nepružný rozptyl neutrónov, dobrú koróznú odolnosť, geometrickú stálosť a musí byť kompatibilný s  $\text{UO}_2$ . Materiálov, ktoré by spĺňali všetky tieto podmienky a boli tak vhodné na použitie pokrytia palivových elementov nie je veľa a v ľahkovodných reaktoroch sa osvedčili zliatiny zirkónia. [2]

Zliatiny zirkónia majú veľmi malý absorpčný prierez, čo znižuje parazitický záchyt neutrónov a dovoľuje tak použiť palivo s nižším obohatením. Zirkóniové zliatiny sa vyznačujú taktiež veľmi dobrou koróznou odolnosťou a sú málo náchylné na poškodenia vzniknuté ožarovaním. Ich nevýhodou je ale veľká afinita k vodíku, ktorý vzniká počas prevádzky radiolýzov vody alebo ako sekundárny produkt pri korózii pokrytia. Absorbovaný vodík môže vytvárať v pokrytí krehké hydridy, ktoré sú náchylné na praskanie a spôsobuje tak skrehnutie zliatiny. [2, 25]

Čisté zirkónium v žíhanom stave je pomerne plastické, má medzu pevnosti 280–300 MPa a predĺženie 35–50%. Jeho vlastnosti sa s obsahom prímiesi značne menia a s vhodnými legujúcimi prvkami sa dá dosiahnuť vysoká pevnosť, až 1100 MPa. Obsah prímiesi neovplyvňuje len na pevnosť materiálu, ale aj na fyzikálne a korózne vlastnosti ako aj na celkovú kompatibilitu zirkóniovej zliatiny s jadrovým palivom. Výroba čistého zirkónia je pomerne nákladná, pretože zirkónium sa nachádza v prírode vo forme minerálov, pri ktorých nejde použiť obvyklé metalurgické postupy. Navyše tieto minerály obsahujú taktiež hafnium, ktoré musí byť odseparované, pretože má veľký absorpčný prierez pre tepelné neutróny. Chemické vlastnosti týchto dvoch prvkov sú veľmi podobné, a tak je aj ich separácia náročná. Ďalšou komplikáciou je vysoká afinita zirkónia k vodíku, kyslíku a dusíku. Tieto prvky musia byť pri výrobe taktiež odstránené a ich koncentrácia je prísne kontrolovaná, pretože významne ovplyvňuje chemické a mechanické vlastnosti výslednej zliatiny. [2, 25]

Aj keď vývoj zirkóniových zliatin siaha k počiatkom rozvoja jadrovej energetiky, ich použitie začalo hrať významnú úlohu až pri zvyšovaní parametrov jadrových zariadení. V oblasti pracovných teplôt 350 až 500 °C sa v tlakovodných reaktoroch používajú výhradne zirkóniové zliatiny. S vývojom sa začalo v USA, kde bola vyvinutá rada zliatin typu Zircaloy. Najrozšírenejšou sa stala zliatina Zircaloy-2, ktorá sa ukázala ako najvhodnejší materiál pre pokrytie palivových elementov.<sup>4</sup> Modifikáciou tejto zliatiny je zliatina Zircaloy-4, ktorá na rozdiel od zliatiny Zircaloy-2 neobsahuje nikel. Zircaloy-4 má rovnaké mechanické a fyzikálne vlastnosti ako Zircaloy-2, podobnú koróznú odolnosť, avšak menej pohlcuje vodík

<sup>4</sup> Zliatina Zircaloy-2 sa dodnes používa ako materiál pokrytia palivových elementov pri varných reaktoroch.

---

a je tak menej náchylná na skrehnutie. Paralelne s vývojom Zircaloyu dochádzalo v Ruskej federácii k vývoju zirkóniových zliatin E110 (Zr1Nb) a E635 (Zr2,5Nb). Tieto zliatiny používajú ako legujúci prvok niób, ktorý zvyšuje pevnosť a odolnosť zliatiny voči korózii. Niób ale znižuje teplotu premeny alotropickej modifikácie  $\alpha \rightarrow \beta$  a obmedzuje použitie zliatin pri vyšších teplotách. Zliatina E110 sa používa v ruských reaktoroch na pokrytie palivových elementov a zliatina E635 na konštrukčné prvky palivových kaziet (distančné mriežky, opláštenie, atď.). Poslednými vyvinutými zirkóniovými zliatinami sú ZIRLO<sup>TM</sup> (spoločnosťou Westinghouse) a zliatina M5<sup>TM</sup> (spoločnosťou AREVA). Tieto zliatiny vychádzajú z ruskej koncepcie a obsahujú ako legujúci prvok niób. [2, 25]

V nasledujúcej kapitole, aj pri termomechanickej analýze v kapitole 6, je pozornosť upriamená len na zirkóniovú zliatinu Zircaloy-4.



## 4.2 Vlastnosti zliatiny Zircaloy-4

Na vlastnosti zliatiny Zircaloy-4 má vplyv viacero faktorov. Okrem samotného chemického zloženia zliatiny na ne významne vplýva aj tepelné spracovanie pri výrobe. Počas pobytu pokrytia palivového elementu v reaktore dochádza k radiačnému poškodzovaniu materiálu, čím sa menia niektoré z jeho vlastností. Najvýraznejšie je tento efekt vidieť na zmene medze klzu, medze pevnosti a ťažnosti zirkóniovej zliatiny. Ostatné vlastnosti sa ožarovaním nemenia, alebo sa menia len zanedbateľne málo, a preto bude pri týchto vlastnostiach v nasledujúcich podkapitolách uvedený len neožiarený stav.

### 4.2.1 Chemické zloženie

Ako už bolo spomenuté, obsah jednotlivých chemických prvkov v zirkóniovej zliatine má zásadný vplyv na jej vlastnosti. Akými prvkami je legovaná zliatina Zircaloy-4 a ich obvyklé hodnoty je možné vidieť v tabuľke 4-1. V tabuľke sú taktiež zobrazené aj niektoré vybrané prvky, ktoré zhoršujú vlastnosti zliatiny, preto sú považované za nečistoty a ich obsah je pri výrobe prísne sledovaný.

Každý z prvkov má na vlastnosti zliatiny iný vplyv, a preto ich jednotlivé koncentrácie musia byť prísne sledované. Napríklad cín je pridávaný na zlepšenie odolnosti voči korózii a zmiernenie škodlivých účinkov dusíka. Taktiež zväčšuje medzu klzu a medzu pevnosti pri tečení (creep). Kyslík zvyšuje pevnosť, ale pri jeho vyšších koncentráciách sa zhoršuje korózná odolnosť zliatiny. Železo a chróm zlepšujú korózne správanie zliatiny. [2, 25]

**Tab. 4-1** Obsah legujúcich prvkov a nečistôt v zliatine Zircaloy-4 [25]

Legujúce prvky		Nečistoty	
Chemický prvok	Typický obsah [hm%]	Chemický prvok	Maximálny dovolený obsah [ppm]
Cín	1,2 ÷ 1,7	Dusík	80
Chróm	0,07 ÷ 0,13	Hafnium	100
Kyslík	0,1 ÷ 0,14	Hliník	75
Železo	0,18 ÷ 0,24	Kremík	120
		Mangán	50
		Meď	50
		Molybdén	50
		Nikel	70
		Uhlík	270
		Vodík	25
		Volfrám	100

## 4.2.2 Kryštalická štruktúra

Pri nižších teplotách majú zirkóniové zliatiny hexagonálne tesné usporiadanie mriežky. Približne pri teplote 865 °C dochádza v čistom zirkóniu k alotropickej modifikácii  $\alpha$  fázy na  $\beta$  fázu a k premene hexagonálnej mriežky na kubickú priestorovo centrovanú mriežku. Prímesi, ktoré sú obsiahnuté v zliatine Zircaloy-4 spôsobia, že teplota modifikácie sa mierne zníži a nedochádza k premene mriežky pri konštantnej teplote. Začiatok modifikácie je približne pri 827 °C a až do teploty 977 °C koexistujú v zliatine obe fázy,  $\alpha$  aj  $\beta$ . [22, 25]

## 4.2.3 Hustota

Hustota zliatiny Zircaloy-4 je pri 20 °C približne 6550 kg/m<sup>3</sup>. Ožarovanie nemá významný vplyv na zmenu hustoty zirkóniovej zliatiny, a preto zostáva hustota počas pobytu v reaktore skoro konštantná. [22]

## 4.2.4 Teplota tavenia

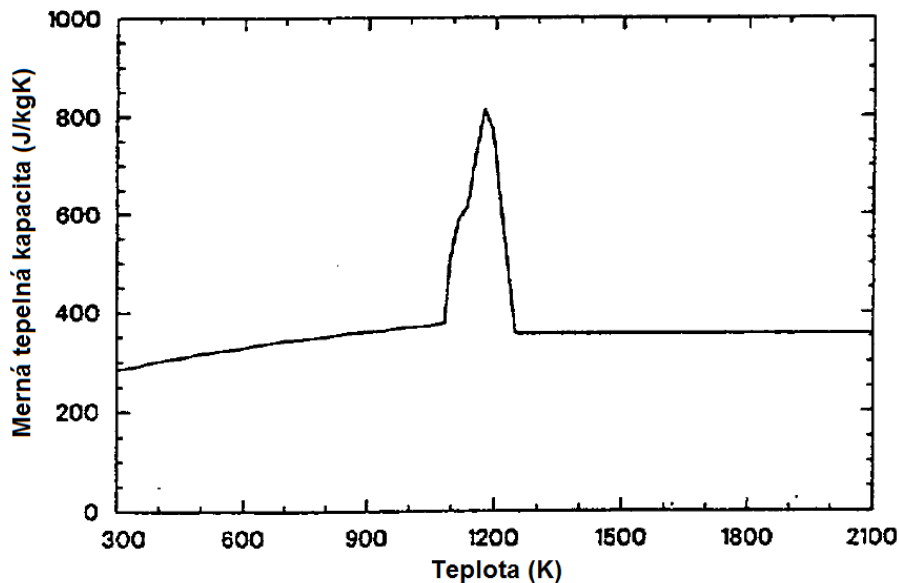
K taveniu zliatiny Zircaloy-4 nedochádza pri konštantnej teplote, preto existuje istý rozsah teplôt pri ktorom sa časť zliatiny nachádza v kvapalnom a časť v pevnom skupenstve. Vo fázovom diagram je táto oblasť ohraničená čiarami solidus a liquidus. Teploty pri ktorých začína a končí tavenie, sú najviac závislé na obsahu kyslíka v zliatine. V tabuľke 4-2 sú zobrazené teploty solidu a likvidu pre obvyklý rozsah koncentrácií kyslíka v zliatine Zircaloy-4. [22]

**Tab. 4-2** Teploty začiatku a konca tavenia v závislosti na obsahu kyslíka v zliatine [22]

Obsah kyslíka [hm%]	Teplota solidu [°C]	Teplota likvidu [°C]
0,1	1831,4	1860,9
0,11	1832	1861,8
0,12	1832,7	1862,7
0,13	1833,3	1863,6
0,14	1834	1864,5

#### 4.2.5 Merná tepelná kapacita

Merná tepelná kapacita zirkóniových zliatin je závislá na fáze v ktorej sa zliatina nachádza. Ako je možné vidieť na grafe 4-1, pri nižších teplotách, kde sa v zliatine vyskytuje len fáza  $\alpha$ , má merná tepelná kapacita mierne stúpajúci charakter. V oblasti medzi teplotami 827 °C a 977 °C, v  $\alpha+\beta$  fáze, dochádza najskôr k prudkému nárastu a následne poklesu mernéj tepelnej kapacity, zatiaľ čo v oblasti s  $\beta$  fázou je hodnota v podstate konštantná. [22]



Graf 4-1 Merná tepelná kapacita zliatiny Zircaloy-4 [22]

#### 4.2.6 Tepelná rozťažnosť

Tepelná rozťažnosť zliatiny Zircaloy-4 je primárne závislá na teplote. Túto závislosť charakterizuje rovnica 4-1, z ktorej je zrejmé, že tepelná rozťažnosť zirkóniovej zliatiny má s narastajúcou teplotou lineárny stúpajúci charakter. [26]

$$\beta_{Zr-4} = 5,62 \cdot 10^{-6} + 3,162 \cdot 10^{-9} \cdot t \quad (4-1)$$

kde  $\beta_{Zr-4}$  je koeficient tepelnej rozťažnosti v 1/K  
 $t$  je teplota v °C

#### 4.2.7 Tepelná vodivosť

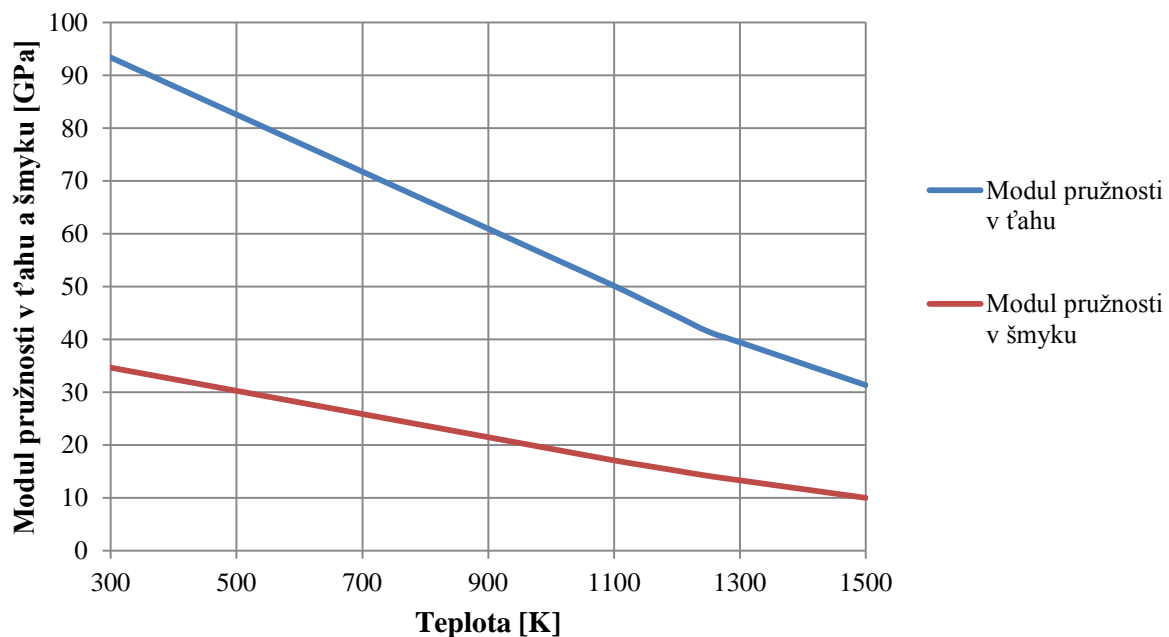
Podobne ako tepelná rozťažnosť aj tepelná vodivosť zirkóniových zliatin je závislá hlavne na teplote. V rozmedzí teplôt 300 až 1800 K popisuje túto závislosť rovnica 4-2. Tepelná vodivosť má so zvyšujúcou sa teplotou narastajúci charakter a pre rozmedzie teplôt 300 až 1800 K sa pohybuje medzi hodnotami 13,4 až 40,9 W/m·K. [23]

$$\lambda_{Zr-4} = 12,767 - 5,4348 \cdot 10^{-4} \cdot T + 8,9818 \cdot 10^{-6} \cdot T^2 \quad (4-2)$$

kde  $\lambda_{Zr-4}$  je tepelná vodivosť v W/m·K  
 $T$  je teplota v K

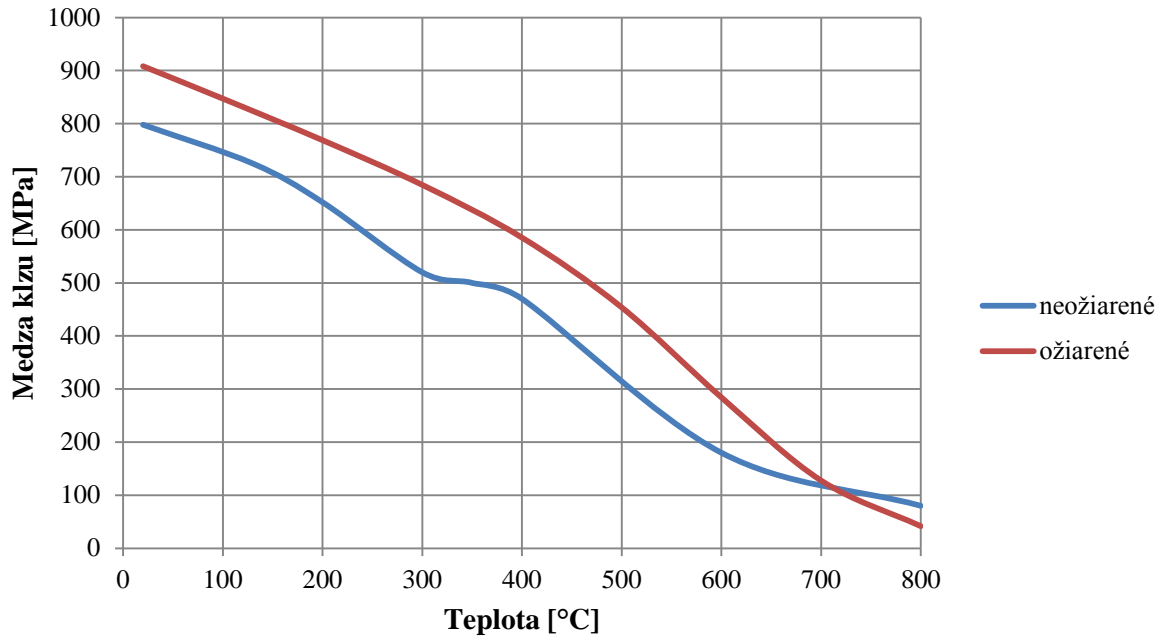
## 4.2.8 Modul pružnosti v ťahu a šmyku, medza klzu a medza pevnosti

Modul pružnosti v ťahu a šmyku sú mechanické charakteristiky materiálu, ktoré sú pri zirkóniových zliatinách závislé na teplote, obsahu kyslíka, spracovaní za studena a textúre materiálu. Majoritná je závislosť na teplote a obsahu kyslíka, preto ostatné vplyvy nebudú v tejto práci brané v úvahu. V grafe 4-2 je zobrazená závislosť modulu pružnosti v ťahu a šmyku na teplote, pre zliatinu so stredným obsahom kyslíka 0,12 hm.%. Moduly pružnosti v ťahu a šmyku so zvyšujúcou sa teplotou lineárne klesajú, ale pri  $\beta$  fáze je tento pokles pozvoľnejší ako je tomu pri fáze  $\alpha$ . [22]

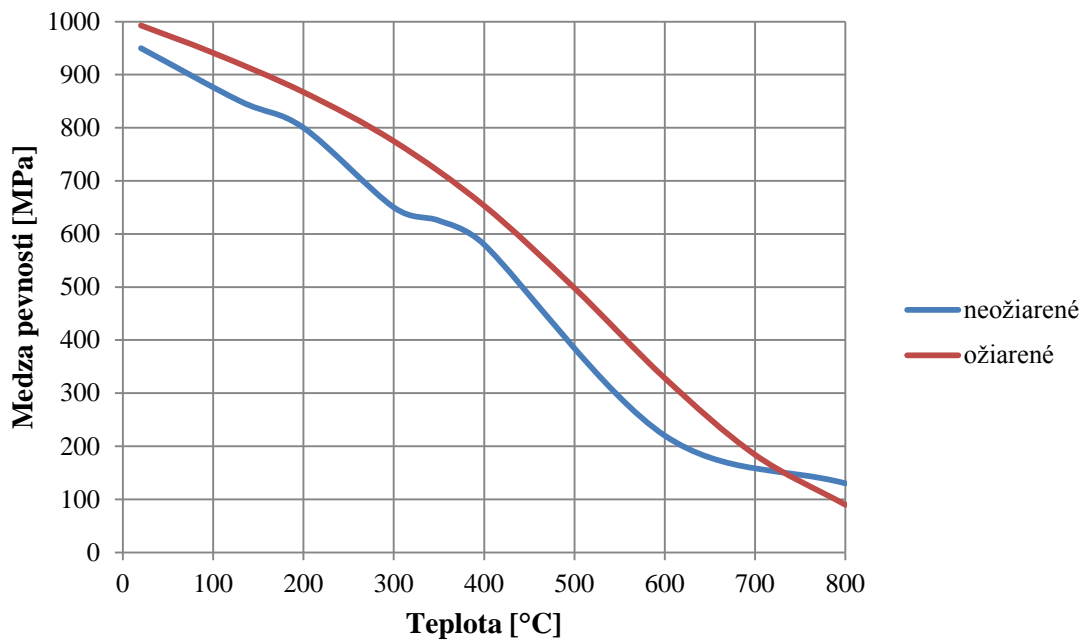


*Graf 4-2 Závislosť modulu pružnosti v ťahu a šmyku na teplote pre obsah kyslíka 0,12 hm.% [22]*

Ožarovanie zirkóniových zliatin má mierny vplyv na ich pevnostné vlastnosti. U ožiareného materiálu dochádza k zvýšeniu medze pevnosti, ako aj medze klzu, a k ich vzájomnému približovaniu, čo má za následok zmenšenie oblasti plastických deformácií a vedie k vytvrdzovaniu materiálu. Medze pevnosti a medze klzu v závislosti na teplote sú zobrazené v grafoch 4-3 a 4-4. Hodnoty ožiarených vzoriek boli získané meraním pokrytí palivových prútikov s vyhorením paliva 57-64 MWd/kgU. Z grafov je zrejmé, že pri vysokých teplotách prudko klesá pevnosť zirkóniových zliatin. Preto tieto zliatiny nie sú vhodné pre vysokoteplotné použitie. [27, 28]



**Graf 4-3** Medza klzu neožiareného a ožiareného pokrytia zo zliatiny Zircaloy-4 v závislosti na teplote [27,28]

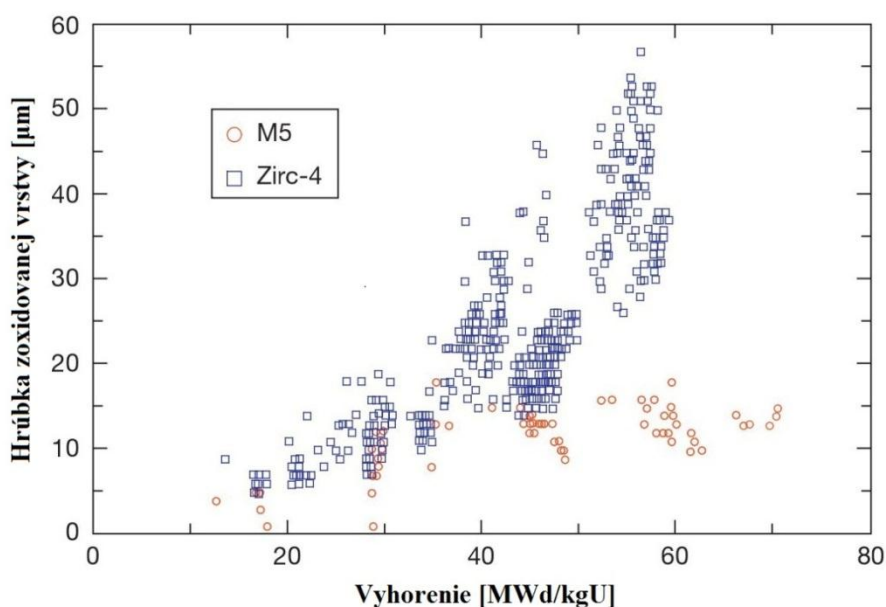


**Graf 4-4** Medza klzu neožiareného a ožiareného pokrytia zo zliatiny Zircaloy-4 v závislosti na teplote [27, 28]

## 4.2.9 Korózia

Zirkóniové zliatiny majú veľkú afinitu ku kyslíku, preto ak sú vystavené prostrediu obsahujúcemu kyslík, na ich povrchu sa tvorí oxid zirkoničitý  $ZrO_2$ . Vrstva oxidu sformovaná na povrchu pokrytia má ochranný charakter, pretože spomaľuje ďalšie prenikanie kyslíka k čistému kovu. Kyslík sa v reaktore nachádza buď ako rozpustený v chladive primárneho okruhu alebo sa vytvára z chladiva radiolýzou vody. Ako je vidieť z grafu 4-5 pri vyššom vyhorení paliva dochádza k prudkému nárastu korózie zliatiny Zircaloy-4. Aj z tohto dôvodu boli vyvinuté nové druhy zirkóniových zliatin, ako napríklad  $M5^{TM}$  a  $ZIRLO^{TM}$ , ktoré obsahujú ako prímes prvok niób a majú tak pri vyššom vyhorení lepšiu koróznou odolnosť. Na koróziu zliatiny Zircaloy-4 vplyva okrem vyhorenia taktiež chemický režim chladiva, podmienky ožarovania ale hlavne teplota. Pri zmene teploty povrchu pokrytia z  $335\text{ }^{\circ}\text{C}$  na  $340\text{ }^{\circ}\text{C}$  dochádza k nárastu rýchlosti tvorby oxidu až o 26 %. Preto je dôležité aby neboli prekračované prevádzkové teploty pokrytia a chemický režim chladiva sa udržoval na predpísaných hodnotách. [29]

Ku korózii na vnútornej strane pokrytia dochádza vďaka kyslíku z paliva. Z paliva sa pri štiepení taktiež uvoľňujú prvky ako jód a cézium, ktoré vytvárajú vo vnútri palivového elementu agresívne korozívne prostredie. Pokiaľ je pokrytie palivového elementu dlhší čas vystavené tomuto prostrediu, vytvorí sa na jeho povrchu tenká krehká vrstvička, ktorá je náchylná na tvorbu prasklín. Následne pri zvýšenom namáhaní pokrytia expandujúcou palivovou tabletou môže dochádzať v pokrytí k tzv. koróznemu praskaniu pod napätím (SCC – Stress Corrosion Cracking). Na elimináciu tohto efektu sa na vnútorný povrch pokrytia nanáša tenká vrstvička čistého zirkónia, ktoré je odolnejšie voči tvorbe prasklín. [30]



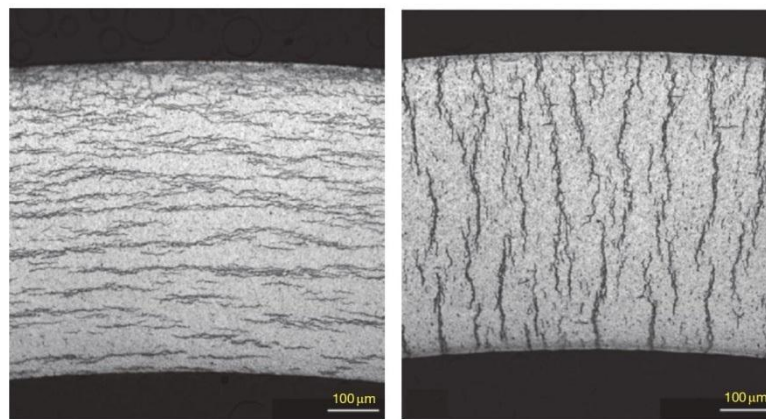
Graf 4-5 Závislosť hrúbky oxidu na vyhorení paliva zliatin Zircaloy-4 a  $M5^{TM}$  [29]

#### 4.2.10 Hydridácia

Absorpcia vodíka je hlavnou príčinou degradácie zirkóniových zliatin počas ich pobytu v jadrovom reaktore. Voľný vodík je veľmi rýchlo absorbovaný do pokrytia palivových elementov, kde sa po prekročení svojej rozpustnosti formuje do krehkých hydridov, ktoré majú za následok skrehnutie pokrytia. Hydridy znižujú lomovú húževnatosť pokrytia a sú často iniciátormi trhlín. Najvýznamnejším zdrojom vodíka v prostredí aktívnej zóny je korózia pokrytia pri vysokých teplotách, ktorá prebieha podľa rovníc 4-3 alebo 4-4. [29]



Okrem toho že vytvorené hydridy spôsobujú skrehnutie pokrytia, vytvárajú v ňom aj miesta s koncentraciami napätia čím oslabujú samotný materiál. Ako je vidieť z obrázka 4-1, hydridy sa v pokrytí môžu vytvoriť v obvodovom alebo radiálnom smere. To v akom smere sa tieto hydridy vytvoria záleží na pôsobiacom napätí v pokrytí. Hydridy, ktoré sú pri následnom zaťažení pokrytia orientované kolmo na smer zaťažovania oslabujú pokrytie viac, pretože umožňujú ľahšie šírenie a rast trhlín v materiáli. [29]



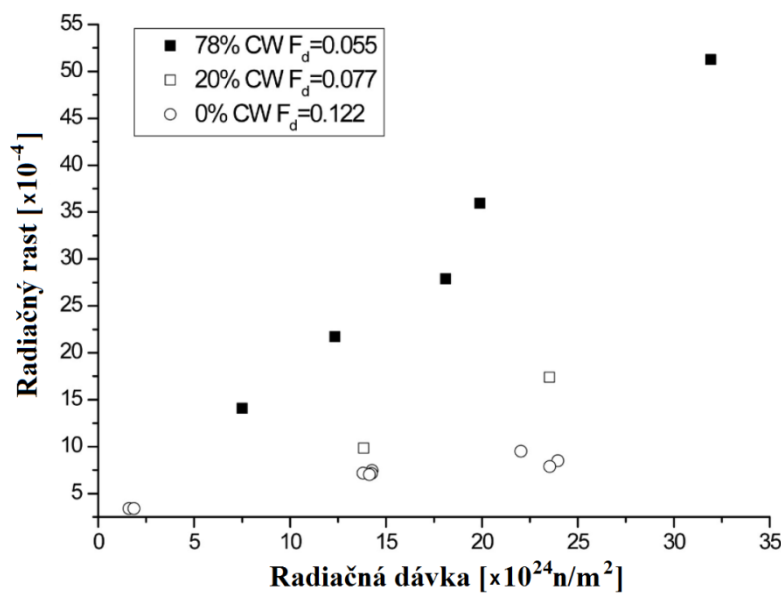
*Obr. 4-1 Obvodové (vľavo) a radiálne (vpravo) hydridy vytvorené v pokrytí palivového elementu [29]*

#### 4.2.11 Creep

U niektorých materiálov dochádza pri trvalom zaťažení pri vyššej teplote k tvorbe plastických deformácií, aj keď nie je zaťaženie dostatočne vysoké, aby prekročilo medzu klzu. Tento fenomén sa nazýva creep alebo tečenie materiálu. V reaktoroch sa pri zirkóniových zliatinách okrem teplotného creepu objavuje aj radiačný creep. Ide o komplexný mechanizmus, ktorý je okrem teploty a veľkosti záťaže závislý aj na radiačnej dávke, spôsobe zaťažovania a podmienkach v reaktore. [31]

#### 4.2.12 Radiačný rast

Na rozdiel od creepu, kde k trvalým zmenám rozmerov dochádza vďaka zaťaženiu pri vyššej teplote, pri radiačnom raste zirkóniových zliatin nie je potrebné žiadne zaťaženie materiálu a materiál mení svoje rozmery len vďaka ožarovaniu. Tieto zmeny rozmeru vychádzajú z anizotropnosti zirkóniových zliatin, pri ktorých dochádza k rozdielnej difúzii vakancií a intersticiálnych atómov v rôznych rovinách. To má za následok predlžovanie materiálu v jednom smere a jeho kontrakciu v druhom smere. Radiačný rast je okrem dávky žiarenia závislý aj na teplote, textúre materiálu, jeho kryštalickej štruktúre, veľkosti zrna a spracovaní za studena. Jeho závislosť na radiačnej dávke pri rôznom podiele spracovania za studena a teplote 282 °C je možné vidieť v grafe 4-6. [32]



**Graf 4-6** Radiačný rast zliatiny Zircaloy-4 pri teplote 282 °C a rôznom podiele spracovania za studena (CW – Cold Work) [32]



## 5 Pokrytie palivových elementov na báze karbidu kremíka (SiC)

### 5.1 Karbid kremíka

Použitie karbidu kremíka ako materiál pokrytia paliva prináša so sebou radu výhod. SiC je pevný materiál, ktorý si svoju pevnosť zachováva aj pri vyšších teplotách. Je taktiež veľmi málo chemicky aktívny a s vodou nereaguje exotermicky, ako je tomu pri zirkóniových zliatinách. Jeho vysoká tvrdosť zabraňuje tvorbe poškodení vzniknutých oterom. Hlavné výhody tohto materiálu je vidieť pri neprevádzkových stavoch, akým je napríklad havária typu LOCA (Loss Of Coolant Accident). Pri vyšších teplotách sa vlastnosti zirkóniových zliatin významne zhoršujú, zatiaľ čo materiály na báze SiC si zachovávajú svoju pevnosť a odolávajú creepu až do 1300 °C. Pokrytie na báze SiC môže hrať taktiež významnú úlohu pri pokročilých konceptoch reaktorov, ktoré vyžadujú vysoké teploty chladiva, prehriate chladivo alebo pri vysokoteplotných plynom chladených reaktorov, pri ktorých fyzikálne vlastnosti kovových pokrytí prudko degradujú. SiC sa ukázal aj ako veľmi odolný materiál voči vysokým dávkam reaktivity. Po počiatkovej dávke, ktorá spôsobí radiačný rast a zmenu tepelnej vodivosti a trvá pri bežnej prevádzke niekoľko mesiacov, zostáva materiál veľmi stabilný. Táto vlastnosť umožňuje vyššie vyhorenie paliva a predĺženie palivového cyklu. Materiály na báze SiC majú taktiež kladný prínos z pohľadu neutrónovej bilancie. Parazitický záchyt neutrónov je oproti zirkóniovým zliatinám menší, málo sa aktivujú a mierne prispievajú aj k moderácii neutrónov. [33]

Vďaka nižšej pevnosti materiálov na báze SiC oproti aktuálne používaným materiálom na pokrytie palivových elementov by sa ale musela zvýšiť hrúbka pokrytia. Aby zostali zachované vonkajšie rozmery palivových prútikov a kaziet, musí sa zmenšiť objem paliva, čo vyžaduje jeho vyššie obohatenie. Tento efekt je mierne kompenzovaný neutrónovou absorpciou, ktorá je oproti zirkóniovým zliatinám z pohľadu neutrónovej bilancie pozitívnejšia. Problémom SiC materiálov je ale zatiaľ nedokonale zvládnuté spojovanie koncoviek. Na túto problematiku prebieha mnoho výskumov a uvažuje sa s rôznymi metódami spájania. Pokiaľ nebude vyvinutá spoľahlivá metóda, ktorá bude zaručovať dostatočnú pevnosť, vrubovú húževnatosť a odolnosť voči radiačnému poškodeniu, nemôžu materiály na báze SiC nahradiť zirkóniové zliatiny pri pokrytí jadrového paliva. [33]

Z ekonomického hľadiska je výroba SiC pokrytia niekoľkonásobne drahšia ako výroba pokrytia zo zirkóniových zliatin. Avšak pri uvažovaní dlhšieho palivového cyklu, ktoré by toto palivo umožňovalo sa očakáva ušetrenie 3–4 % nákladov na palivo. [33]

Materiály, ktoré využívajú SiC môžu byť použité na pokrytie palivových elementov v rôznej forme. V nasledujúcej časti sú opísané najpoužívanejšie a najperspektívnejšie spôsoby. Všetky tieto spôsoby sú zatiaľ v priebehu výskumu a skôr ako ich bude možné použiť pri nahradení konvenčných spôsobov pokrytia palivových elementov, budú musieť prejsť ešte mnohými testami.

### 5.1.1 SiC kompozitný materiál

Tento kompozitný materiál pozostáva z tenkých prepletených vlákien SiC, ktoré majú priemer približne 10  $\mu\text{m}$  a z matrice, ktorá je tvorená monolitickým SiC v  $\beta$  fáze. Keramické vlákna a matrica sú spojené veľmi tenkou vrstvou (zlomky  $\mu\text{m}$ ) ďalšieho prídavného materiálu, ktorým môže byť pyrolitický uhlík, keramický oxid alebo nitrid bóru. Takýto materiál je oveľa pevnejší a menej náchylný na krehký lom ako samotný monolitický SiC. V súčasnosti existuje niekoľko priemyselných spôsobov ako vytvoriť takýto kompozitný materiál. Medzi najbežnejšie metódy patria:

- CVI (Chemical Vapor Infiltration) – je to proces pri ktorom materiál matrice preniká do vlákna štruktúry základného materiálu pomocou reaktívnych plynov a zvýšenej teploty. Zostatková pórovitosť tohto procesu je značne vysoká a typicky sa pohybuje v rozmedzí 10–15%.
- PIP (Polymer Impregnation and Pyrolysis) – táto metóda využíva na prenikanie do základného materiálu tvoreného vláknami tekutú formu polymerického SiC. Na docielenie lepšieho prenikania sa používa hlboké vákuum a po preniknutí sa používajú sáľové pece, ktoré polymerický SiC vytvrdia a transformujú ho do kryštalickej formy.
- MI (Melt Infiltration) – pri tomto procese sa póry medzi vláknami SiC vyplňujú roztaveným kremíkom a uhlíkom, ktorý následne spolu reaguje a vytvára matricu SiC. Táto reakcia je exotermická, a preto musí byť celý proces dôkladne kontrolovaný. Problémom môže byť zvyškový kremík, ktorý môže v kompozite zostať a ktorý nie je vhodný na dlhodobé používanie v prostredí s vyšším neutrónovým tokom.
- NITE (Nano-Infiltration and Transient Eutectic-phase) – tento proces využíva práškové spekanie na vytvorenie SiC matrice v kompozitnom materiáli. K spekaniu dochádza v kvapalnej fáze za vysokého tlaku, pričom nano prášok SiC je zmiešaný s malým množstvom prídavného oxidu. Kvôli vysokej teplote je pri tomto procese možné použiť len Tyranno SA3 a Sylramic SiC vlákna.

[33]

### 5.1.2 SiC/SiC pokrytie

Pokrytie označované ako SiC/SiC pozostáva z dvoch vrstiev SiC materiálu. Vonkajšia vrstva je tvorená SiC kompozitným materiálom a dodáva celému pokrytiu vysokú pevnosť. Vnútorňa vrstva pozostáva z monolitického SiC (v  $\beta$ -fázy) a zaručuje nepriepustnosť celého pokrytia. Monolitické SiC vykazuje dobrú stabilitu pri vysokých teplotách, vysokých dávkach neutrónového toku a má dobrú tepelnú vodivosť, ale je náchylné na krehký lom. Kompozitný SiC/SiC materiál spája výhody monolitického SiC a v spojení s SiC kompozitným materiálom si zachováva aj dobrú lomovú húževnatosť. Kvôli zložitej štruktúre môže ale tento materiál obsahovať pórovitosť a rozhrania dvoch štruktúr, ktoré znižujú jeho tepelnú vodivosť. [33]

### 5.1.3 SiC Triplex pokrytie

Tento druh pokrytia je tvorený až tromi vrstvami SiC materiálu, ktoré zabezpečujú hermetickosť pokrytia a dodávajú mu potrebnú húževnatosť. Vnútoraná vrstva je tvorená monolitickým SiC, ktoré má vysokú hustotu, a preto je nepriepustná pre plynné produkty štiepenia. Medzivrstva je z SiC kompozitného materiálu a dodáva celej štruktúre požadovanú pevnosť. Vonkajšia vrstva je zase tvorená SiC s vyššou hustotou a ochraňuje pokrytie pred prípadnou koróziou. [33]

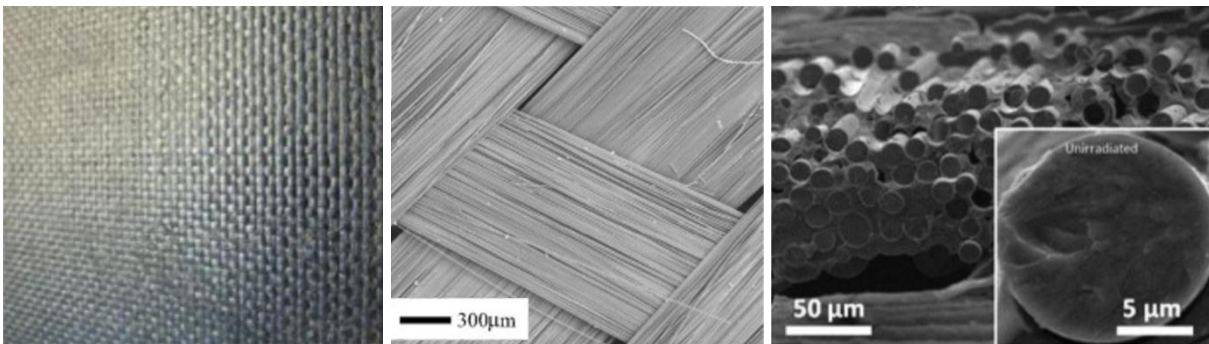
### 5.1.4 Hybridné pokrytie: SiC kompozitný materiál nanášaný na trubky zo zirkóniovej zliatiny

Táto koncepcia uvažuje nanášanie SiC kompozitného materiálu na trubky z konvenčnej zirkóniovej zliatiny. Vnútoraná zirkóniová trubka zabezpečuje hermetickosť koncepcie a obal z kompozitného SiC materiálu zvyšuje pevnosť pretože si zachováva dobré mechanické vlastnosti aj po vystavení veľkej dávke neutrónového toku. V tomto prevedení sú koncovky privarené na vnútornú zirkóniovú trubku, čím odpadajú problémy so spojovaním koncoviek na SiC materiál. [33]

V tejto práci bude pozornosť zameraná na pokrytie palivových elementov z kompozitného materiálu tvoreného SiC vláknami a matricou z čistého SiC. Tento materiál je následne použitý aj pri termomechanickej analýze v kapitole 6.

## 5.2 Vlastnosti SiC kompozitného materiálu

Vlastnosti kompozitných materiálov na báze SiC sú značne závislé na druhu použitých SiC vlákien, ich prepletení, spojovacej medzivrstvy a procese výroby. Výskum v oblasti kompozitných SiC materiálov prešiel značným vývojom, počas ktorého boli použité rôzne druhy SiC vlákien, spojovacích medzivrstiev a spôsobov ich prípravy. V nasledujúcej podkapitole budú opísané vlastnosti materiálu s vláknami 3. generácie Tyranno SA3, ktoré majú priemer 7,5  $\mu\text{m}$  a objemový podiel v kompozitnom materiáli 38 %. Medzivrstvou medzi vláknami a matricou tvorí pyrolitický uhlík (PyC) a jej hrúbka je 150 nm. Kompozitný materiál je tvorený prepletenými „niťami“ a matricou z čistého SiC v  $\beta$  fáze. Nite sú prepletené v dvoch na seba kolmých smeroch (2D štruktúra), pričom každá obsahuje 1600 vlákien. Ukážku takéhoto kompozitného materiálu je možné vidieť na obrázku 5-1. Materiál bol vyrobený pomocou metódy CVI a jeho pórovitosť je udávaná 18 %. [34]



*Obr. 5-1 SiC kompozitný materiál [35, 36, 37]*

*(vľavo celková štruktúra, v strede prepletenie nítí, vpravo vlákna materiálu)*

### 5.2.1 Chemické zloženie

Tyranno SA3 vlákna sú tvorené karbidom kremíka s atómovým pomerom C/Si 1,07. Okrem toho obsahujú ako prídavný prvok hliník v množstve 0,5–2 % a kyslík, ktorý je limitovaný pod 1 %. Ako už bolo spomenuté, medzivrstvou je pyrolitický uhlík a matricu tvorí čistý karbid kremíka, s atómovým pomerom C/Si rovný 1. [34]

### 5.2.2 Hustota

Hustota čistého SiC v  $\beta$  fáze je pri 20 °C približne 3210  $\text{kg/m}^3$  a Tyranno SA3 vlákien 3100  $\text{kg/m}^3$ . Nakoľko kompozitný materiál tvorený týmito dvomi zložkami je pórovitý, jeho hustota je nižšia a pohybuje sa na hodnote 2580  $\text{kg/m}^3$ . Pri ožarovaní hustota vďaka radiačnému rastu mierne klesá a jej hodnota je približne 2550  $\text{kg/m}^3$ . [34]

### 5.2.3 Teplota tavenia

Karbid kremíka nemá pri atmosférickom tlaku teplotu tavenia. Skôr ako dôjde k taveniu dochádza k jeho sublimácii alebo rozkladu na základné zložky. Tento proces nastáva pri prekročení teplôt nad 2700 °C. [38]

## 5.2.4 Merná tepelná kapacita

Merná tepelná kapacita kompozitného materiálu je veľmi podobná tepelnej kapacite monolitického SiC. Vplyv prítomnosti PyC medzivrstvy je menší než 1 %, a preto môže byť zanedbaný. V tabuľke 5-1 sú uvedené hodnoty mernej tepelnej kapacity kompozitného materiálu pre rozmedzie teplôt 25 až 1000 °C. Pri ožarovaní SiC materiálu je zmena mernej tepelnej kapacity zanedbateľne malá, preto sa vo všeobecnosti uvažuje, že neutrónový tok nemá na mernú tepelnú kapacitu vplyv. [34, 35]

**Tab. 5-1** Merná tepelná kapacita v závislosti na teplote [35]

Teplota [°C]	Merná tepelná kapacita [J/kg·K]
25	680
100	780
200	920
300	1020
400	1070
500	1110
600	1140
700	1160
800	1160
900	1160
1000	1130

## 5.2.5 Tepelná rozťažnosť

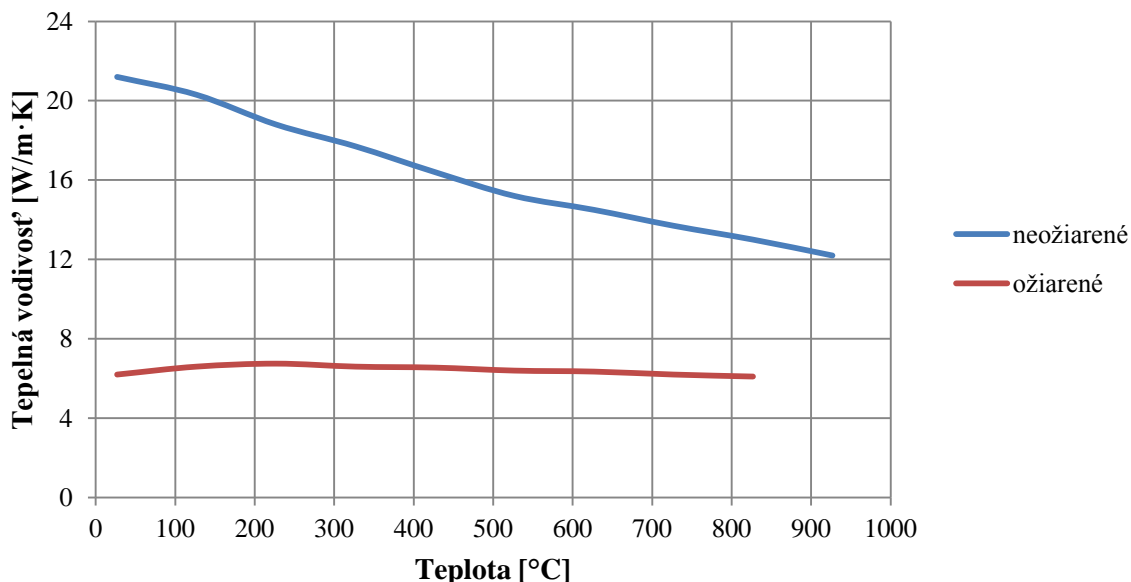
Závislosť koeficientu tepelnej rozťažnosti na teplote pre rozmedzie teplôt 20 až 1000 °C charakterizuje rovnica 5-1. Koeficient tepelnej rozťažnosti najskôr narastá prudko a pri vyšších teplotách sa trend jeho nárastu mierne znižuje. Efekt ožarovania má na zmenu tepelnej rozťažnosti kompozitného materiálu s Tyranno SA3 vláknami veľmi malý vplyv, a preto môže byť zanedbaný. [34]

$$\beta_{SiC} = -7,765 \cdot 10^{-7} + 1,435 \cdot 10^{-8} \cdot T - 1,2209 \cdot 10^{-11} \cdot T^2 + 3,8289 \cdot 10^{-15} \cdot T^3 \quad (5-1)$$

kde  $\beta_{SiC}$  je koeficient tepelnej rozťažnosti v 1/K  
 $T$  je teplota v K

## 5.2.6 Tepelná vodivosť

Tepelná vodivosť samotného karbidu kremíka je pri 20 °C značne vysoká a závisí na jeho čistote a veľkosti zŕn. SiC tvorený len jedným kryštálom ju môže mať až 500 W/mK. Väčšina komerčne používaných SiC má ale tepelnú vodivosť značne nižšiu, a to 50–120 W/mK. Tyranno SA3 sa radí medzi SiC vlákna s vysokou tepelnou vodivosťou, ktorá pri 20 °C dosahuje hodnotu 65 W/mK. Pri kompozitných materiáloch je dôležitý smer akým je prenos tepla realizovaný. Pokiaľ ide o rovinu v ktorej sú vlákna prepletené, je tepelná vodivosť materiálu približne 32,6 W/mK. Vo väčšine aplikácií je ale naopak podstatná práve kolmá rovina na prepletenie vlákien, čiže rovina smerujúca skrz hrúbku materiálu. V tejto rovine je tepelná vodivosť nižšia a pri 20 °C má hodnotu 21,2 W/mK. Závislosť tepelnej vodivosti na teplote pre kompozitný materiál tvorený Tyranno SA3 vláknami a matricou z čistého SiC je zobrazená v grafe 5-1. Z grafu je možno vidieť, že pri neožiarenom stave tepelná vodivosť materiálu so zvyšujúcou sa teplotou klesá, zatiaľ čo pri ožiarenom stave zostáva skoro konštantná, ale jej hodnota je niekoľkonásobne nižšia. [34, 38]



*Graf 5-1 Závislosť tepelnej vodivosti na teplote kompozitného materiálu v rovine kolmej na prepletenie vlákien v neožiarenom a ožiarenom stave [34]*

### 5.2.7 Modul pružnosti v ťahu, Poissonovo číslo, pomerná medza klzu a medza pevnosti

Mechanické vlastnosti kompozitných materiálov sú značne závislé na smere zaťažovania. Vo väčšine prípadov dochádza k namáhaniu SiC kompozitných materiálov v rovine prepletenia vlákien a v smeroch jednotlivých nití. To je aj prípad pre analýzu v kapitole 6, a preto budú mechanické vlastnosti uvedené v nasledujúcom odseku odpovedať práve týmto smerom zaťažovania.

Jednou z výhod SiC kompozitných materiálov je, že si zachovávajú svoje mechanické vlastnosti aj pri vysokých teplotách. Z toho dôvodu môžeme modul pružnosti v ťahu pri zvyšujúcej sa teplote uvažovať ako konštantný s hodnotou 218 GPa. Pri ožarovaní, vďaka radiačnému rastu, dochádza k miernemu poklesu modulu pružnosti, a to na 211 GPa. Poissonovo číslo je pre uvažovaný kompozitný materiál a smer zaťažovania stanovené na 0,13. Lomová húževnatosť keramických kompozitných materiálov väčšinou odpovedá celkovému predĺženiu 0,05–0,2 %. Z toho dôvodu nemôže byť pri posudzovaní plasticity keramických kompozitných materiálov použitá typická medza klzu pri predĺžení 0,2 %, ako je tomu pri kovoch, ale využíva sa tzv. pomerná medza klzu (PLS-Proportional Limit Stress). Je to napätie pri ktorom dochádza k rozvoju mikrotrhlín v matrici, ich otváraniu a oddeľovaniu vlákien od matrice, zatiaľ čo samotné vlákna zostávajú vo väčšej časti nepoškodené. Pre kompozitný SiC materiál s Tyranno SA3 vláknami nastáva tento jav pri napätí 112 MPa. Pomerná medza klzu daného materiálu je nezávislá na teplote a taktiež ožarovanie naň nemá významný vplyv. Medza pevnosti je taktiež nezávislá na teplote a ožarovaní a jej hodnota je pre posudzovaný materiál 266 MPa. Prehľad jednotlivých mechanických charakteristík je zobrazený v tabuľke 5-2. [34, 39]

**Tab. 5-2** *Mechanické vlastnosti SiC kompozitného materiálu s Tyranno SA3 vláknami*

	Neožiarený stav	Ožiarený stav
<b>Modul pružnosti v ťahu [GPa]</b>	218	211
<b>Poissonovo číslo [-]</b>	0,13	nezmenené
<b>Pomerná medza klzu [MPa]</b>	112	nezmenené
<b>Medza pevnosti v ťahu [MPa]</b>	266	nezmenené

### 5.2.8 Korózia

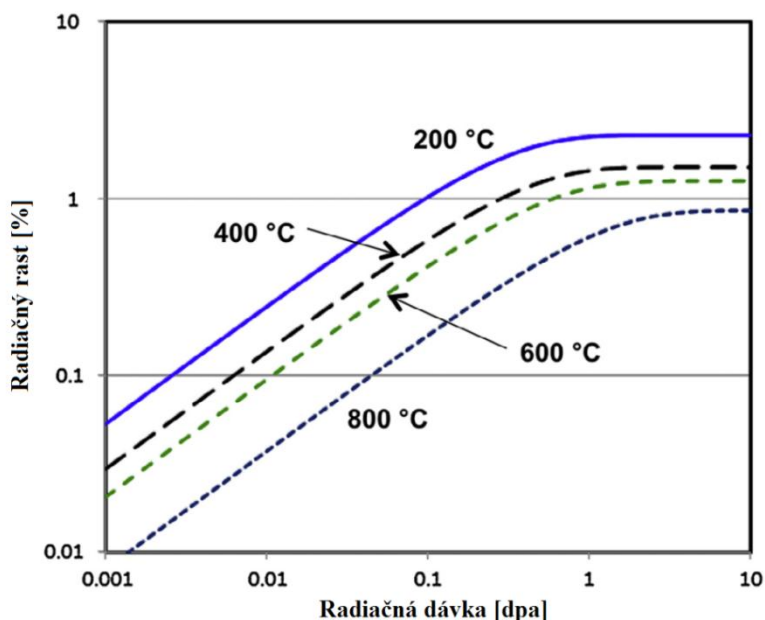
Pri podmienkach aké sú v tlakovodných reaktoroch vytvára SiC na svojom povrchu tenkú vrstvičku SiO<sub>2</sub>. Táto vrstva má ochranný charakter a bráni tak ďalšej oxidácií kompozitného materiálu. Preto má SiC veľmi dobrú odolnosť voči korózii. Problémom ale môže byť, že pri prevádzke dochádza na povrchu kompozitného materiálu k malému úbytku hmoty a z pokrytia sa môžu časom uvoľniť čiastočky SiC alebo SiO<sub>2</sub>. Tieto čiastočky majú veľkú tvrdosť a môžu byť chladivom primárneho okruhu prenesené do parogenerátora alebo hlavného cirkulačného čerpadla, kde môže dochádzať k oteru a k poškodzovaniu jednotlivých konštrukčných častí. [33]

## 5.2.9 Creep

Pretože kompozitné materiály na báze SiC majú veľmi dobrú odolnosť voči creepu aj pri vyšších teplotách, predpokladá sa ich využitie pri aplikáciách, kde sa práve táto vysoká teplota objavuje. Ide napríklad o využitie vo fúzných reaktoroch pri ktorých sa vyžaduje vysoká pevnosť a stabilita aj pri teplotách nad 1000 °C. Z toho dôvodu prebieha v dnešnej dobe mnoho výskumov zaoberajúcich sa creepom kompozitných SiC materiálov pri vysokých teplotách. Veľkosť celkového creepu kompozitného materiálu závisí na pomere rýchlosti creepu matrice a SiC vlákien, ktorými je materiál vystužený. Pri podmienkach aké sú v tlakovodných reaktoroch je veľkosť creepu oproti aktuálne používaným zirkóniovým zliatinám veľmi malá. [40]

## 5.2.10 Radiačný rast

Radiačný rast v keramických kompozitných materiáloch je spôsobený bodovými poruchami, akými sú napríklad Frenkelove defekty, pri ktorých je atóm vyrazený zo svojho pôvodného miesta a dochádza k tvorbe vakancie a intersticiálneho atómu. Pri nižších teplotách majú tieto poruchy len veľmi malú alebo žiadnu možnosť difundovať späť, a preto poruchy v materiáli narastajú až kým sa nevytvorí akási pseudo rovnováha. Ako je možné vidieť z grafu 5-2 radiačný rast SiC kompozitného materiálu závisí nielen na dávke žiarenia, ale aj na teplote pri ktorej je materiál ožarovaný. Pri SiC kompozitných materiáloch vyrábaných pomocou metódy CVI dochádza k rovnakému radiačnému rastu SiC vlákien aj matrice. Oproti tomu pri použití NITE metódy je radiačný rast matrice väčší než vlákien, čo má za následok zníženie zvyškového pnutia, ktoré bolo do matrice pridané pri výrobe a mierne zvýšenie hodnoty pomernej medze klzu po ožarovaní. [34, 41]



**Graf 5-2** Závislosť radiačného rastu SiC kompozitného materiálu na ožarovaní pri rôznych teplotách [34]



## 6 Termomechanická analýza palivového elementu pri havárii s vnosom reaktivity

Pri havárii s vnosom reaktivity je pokrytie palivového elementu podrobené zvýšenému namáhaniu, ktoré môže v niektorých prípadoch viesť až k jeho poškodeniu. Okrem vyššej teploty, ktorej je pokrytie vystavené, naň pôsobia palivové tablety aj kontaktným tlakom, pri svojej tepelnej expanzii. Nepriaznivejší stav nastáva pri vyhorení palive, kde kvôli objemovému rastu, narastie priemer palivovej tablety a medzera medzi pokrytím a palivom úplne zanikne. V takomto prípade dochádza pri havárii k zaťažovaniu pokrytia palivových elementov hneď od začiatku výkonového pulzu, a preto je väčšie riziko vzniku poškodenia.

Termomechanická analýza simulujúca haváriu s vnosom reaktivity bola spravená pre dva rôzne stavy paliva, a to pre čerstvé a vysoko vyhorené palivo. Pri vyhorení palive bol predpoklad, že priemer palivovej tablety narástol natoľko, že aj pri studenom stave (20 °C) bol medzi palivom a pokrytím vytvorený priamy kontakt. Okrem geometrie palivovej tablety sa tieto dva porovnávané stavy líšili aj tlakom plynov vo vnútri palivového elementu a koeficientom trenia medzi pokrytím a palivovými tabletami. V analýze sa taktiež porovnávali dva rôzne druhy pokrytia palivových elementov. Išlo o klasické pokrytie zo zliatiny zirkónia Zircaloy-4 a o pokrytie z kompozitného materiálu SiC. Prehľad jednotlivých variant výpočtu je možné vidieť v tabuľke 6-1. Varianty výpočtu ako aj vstupné parametre analýzy boli vybrané na základe konzultácie s pánom Ing. Martinom Dostálom, Ph.D. z oddelenia Ťažkých havárií a termomechaniky, spoločnosti ÚJV Řež a.s. tak, aby bolo možné výsledky porovnať s výsledkami medzinárodnej štúdie (kapitola 6.7) a bola tak preukázaná relevantnosť dosiahnutých výsledkov. Pri analýze boli prijaté isté zjednodušenia, pretože neboli simulované úplne všetky javy, ktoré reálne prebiehajú v palive a v pokrytí palivového elementu počas havárie s vnosom reaktivity.

Jednotlivé úlohy boli riešené ako 2D rotačne symetrické, pomocou programu ANSYS 17.0, v rozhraní Workbench, s kombináciou analýz Transient Thermal a Static Structural. Najskôr bolo pomocou tepelnej analýzy spočítané rozloženie teplôt v jednotlivých častiach modelu v závislosti na čase a tieto teplotné polia boli následne importované do mechanickej analýzy, kde tvorili jednu zo zaťažujúcich podmienok. Celkový čas analýzy bol 30 sekúnd pričom v desiatej sekunde došlo k výkonovému pulzu, ktorý trval 0,6 sekundy. Predpoklad bol, že k havárii došlo keď bol reaktor v tzv. teplom stave na nulovom výkone, čo znamená, že parametre chladiva boli na nominálnych hodnotách, ale výkon reaktora bol zatiaľ nulový. Z toho dôvodu odpovedali počiatkové podmienky analýzy nominálnymi parametrom chladiva, to znamená teplota 280 °C a tlak 15,5 MPa.

**Tab. 6-1** Prehľad jednotlivých variant výpočtových modelov

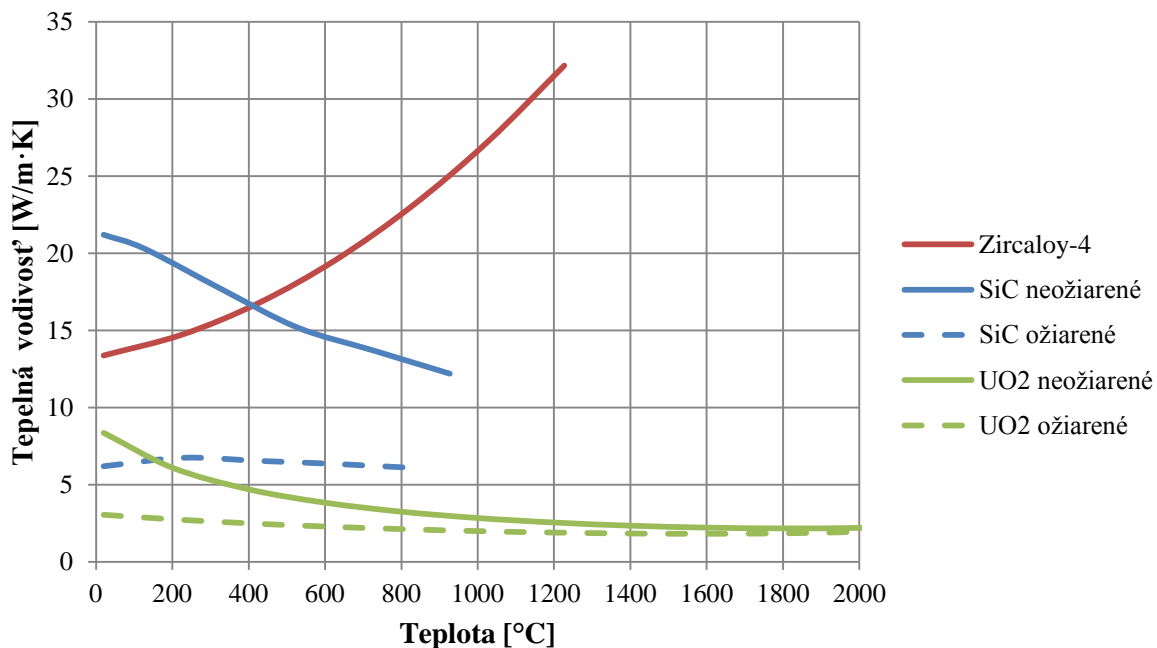
Varianty výpočtu	I.	II.	III.	IV.
<b>Materiál pokrytia</b>	Zircaloy-4	Zircaloy-4	SiC	SiC
<b>Stav palivového elementu</b>	čerstvý	vyhorený	čerstvý	vyhorený
<b>Kontakt medzi palivovými tabletami a pokrytím</b>	bez trenia	s trením	bez trenia	s trením
<b>Tlak v palivovom elemente</b>	nižší	vyšší	nižší	vyšší

## 6.1 Materiálové vlastnosti

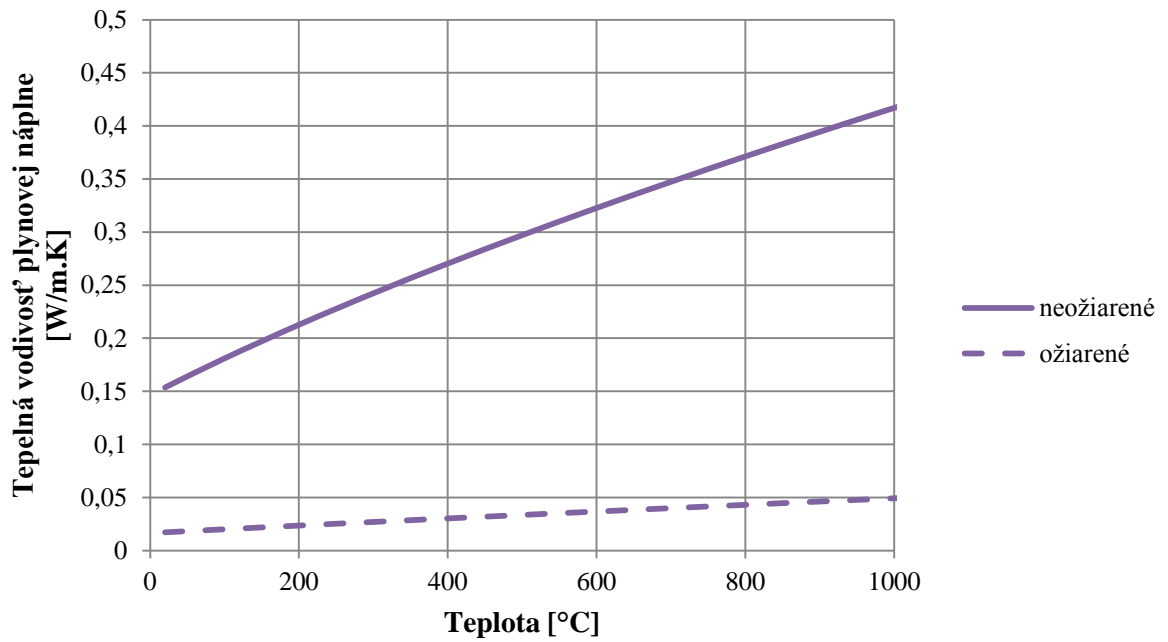
V nasledujúcej podkapitole je uvedený prehľad jednotlivých vlastností materiálov, ktoré boli použité pri analýze. V tabuľke 6-2 sú uvedené hustoty jednotlivých materiálov, v grafoch 6-1 až 6-4 ich tepelné vlastnosti a v grafoch 6-5 až 6-9 mechanické vlastnosti. Pokrytie palivových elementov bolo riešené ako elasto-plastické, zatiaľ čo u palivových tabliet bolo uvažované len elastické správanie, čo síce predstavovalo isté zjednodušenie oproti skutočnosti, ale pre rýchle zvýšenie výkonu, akým je aj havária s vnosom reaktivity je toto zjednodušenie akceptovateľné. Okrem grafu 6-9, ktorý popisuje závislosť napätia kompozitného materiálu SiC na deformácií, sú všetky grafy vykreslené v závislosti na teplote, pretože práve teplota významne ovplyvňuje hodnoty jednotlivých vlastností. V grafoch v ktorých nie sú vykreslené hodnoty pre ožiarený a neožiarený stav sa uvažuje, že ožarovanie nemá na posudzovanú vlastnosť konkrétneho materiálu vplyv. Tabuľka a jednotlivé grafy boli zostavené na základe poznatkov z kapitol 3, 4 a 5. Hustota a merná tepelná kapacita plynovej medzery bola určená pomocou zdroja [42] a jej tepelná vodivosť pomocou zdroja [16].

**Tab. 6-2** Hustoty jednotlivých materiálov v ožiarenom a neožiarenom stave pri teplote 20 °C a atmosférickom tlaku

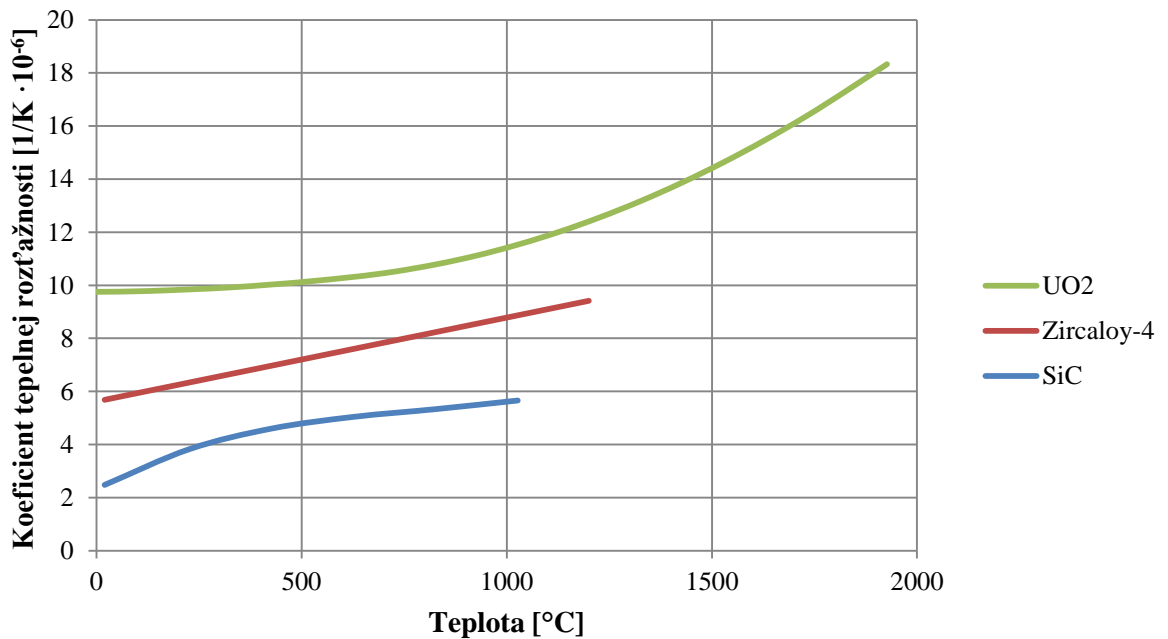
	UO <sub>2</sub>	Zircaloy-4	SiC	plynová medzera
	[kg/m <sup>3</sup> ]			
Neožiarené	10531	6570	2580	0,164
Ožiarené	10175	6570	2550	0,164



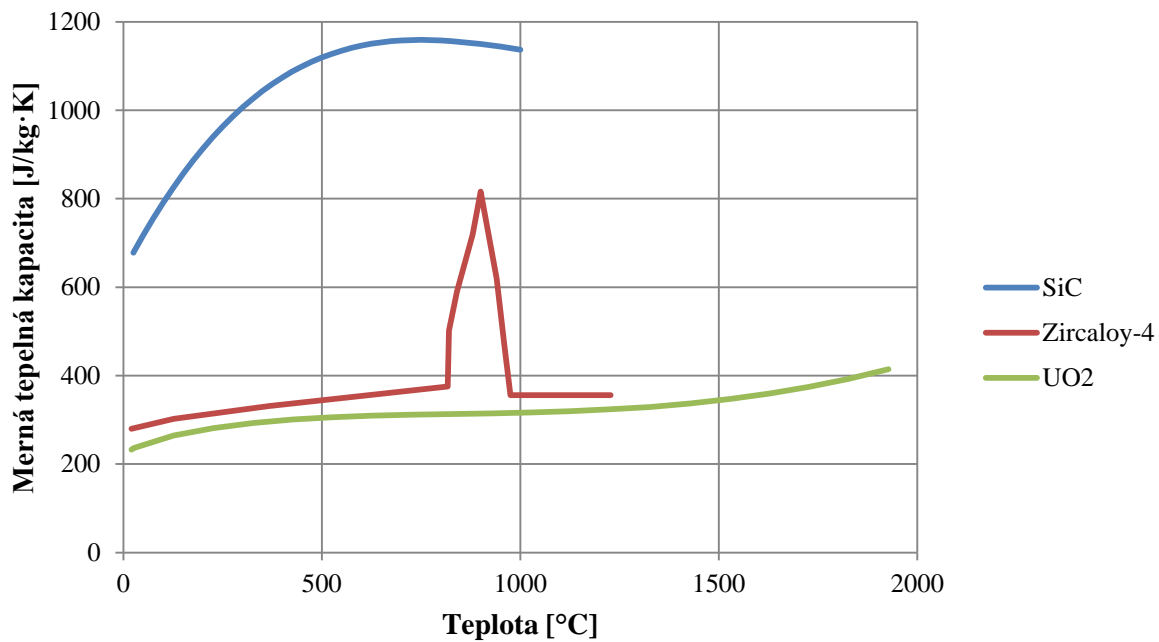
**Graf 6-1** Tepelná vodivosť jednotlivých materiálov v závislosti na teplote



Graf 6-2 Tepelná vodivost' plynovej náplne v závislosti na teplote

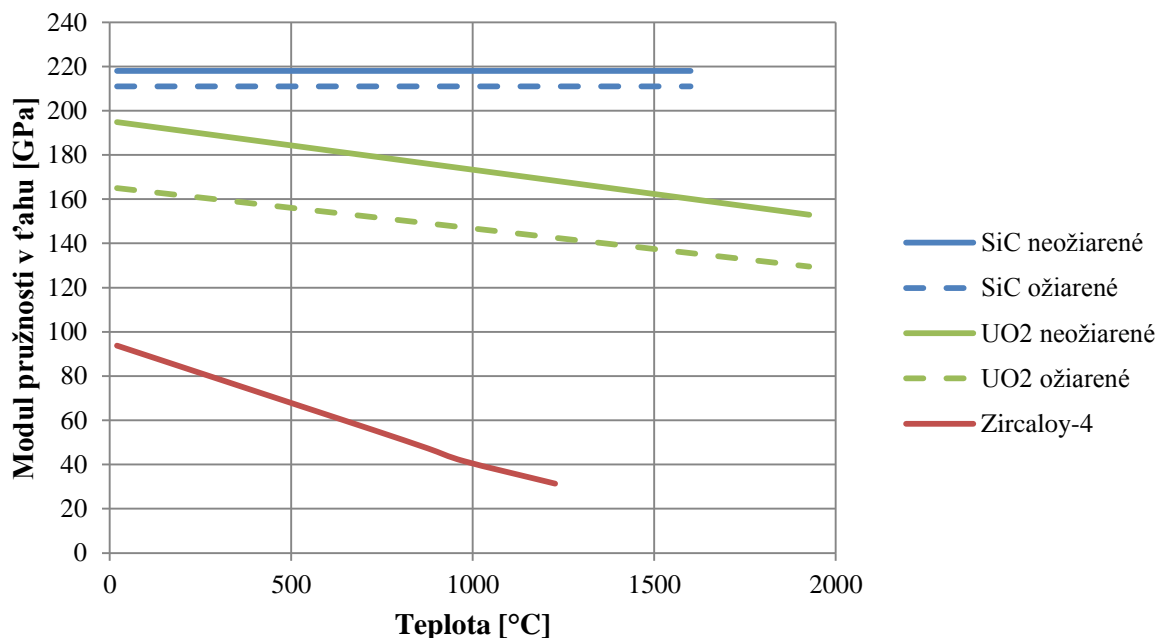


Graf 6-3 Koeficient tepelnej rozťažnosti jednotlivých materiálov v závislosti na teplote

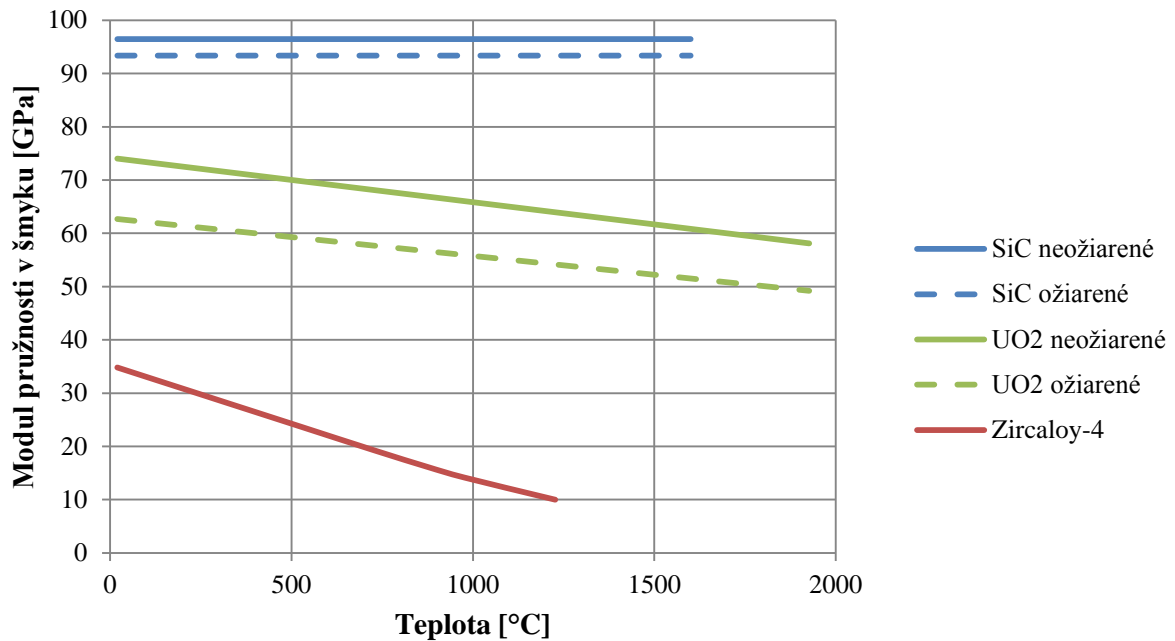


**Graf 6-4** Merná tepelná kapacita jednotlivých materiálov v závislosti na teplote

Merná tepelná kapacita plynovej náplne sa s teplotou a tlakom zásadne nemení, a preto bola uvažovaná ako konštantná s hodnotou 3115,91 J/kg·K. Taktiež nebol pri nej uvažovaný vplyv ožarovania. [42]

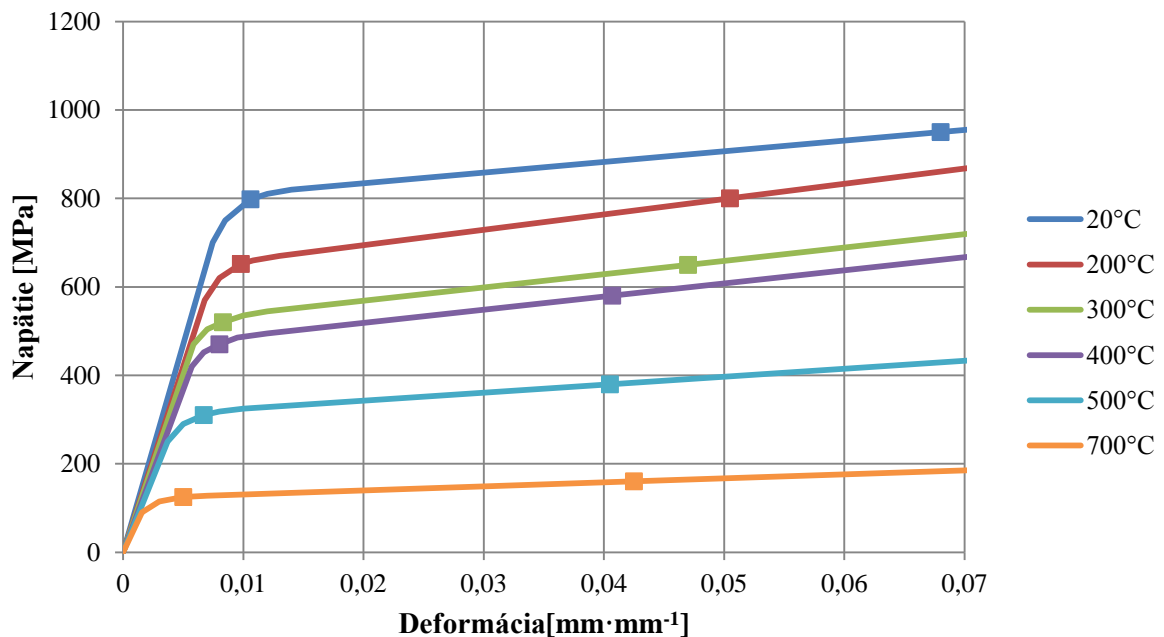


**Graf 6-5** Modul pružnosti v ťahu jednotlivých materiálov v závislosti na teplote

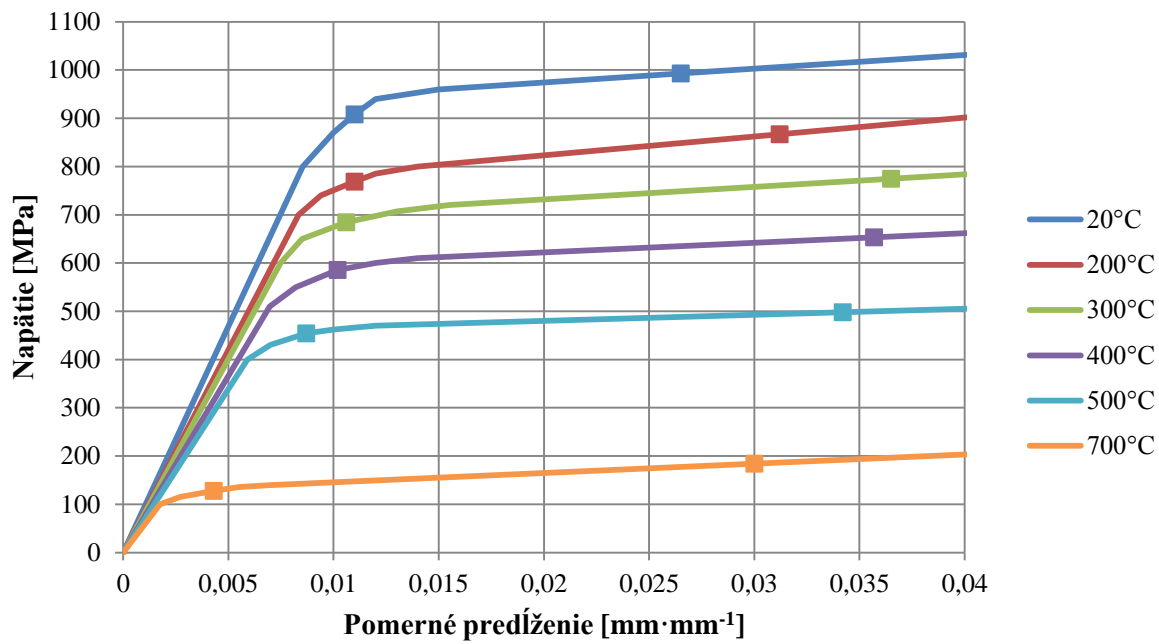


**Graf 6-6** Modul pružnosti v šmyku jednotlivých materiálů v závislosti na teplotě

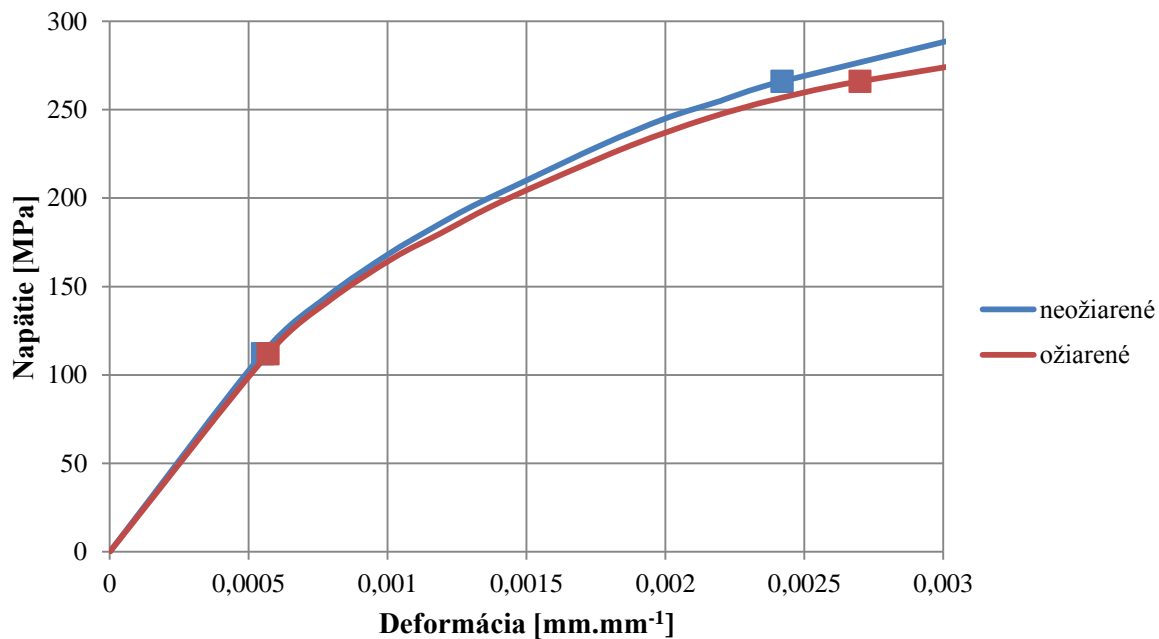
Krivky závislosti napětia na deformácii uvedené v grafoch 6-7, 6-8 a 6-9, boli vytvorené na základe hodnôt modulu pružnosti v ťahu, medze klzu a medze pevnosti uvedených v kapitolách 4 a 5 a za pomoci informácií a hodnôt z publikácií [43] a [39]. Pre potreby modelovania pokračujú krivky závislosti napätia na deformácii až do oblasti veľkých deformácií, kde v reále dochádza už k porušeniu materiálu. Na krivkách v uvedených grafoch sú vyznačené dva body, ktoré predstavujú medzu klzu a medzu pevnosti materiálu.



**Graf 6-7** Závislosť napätia na deformácii materiálu Zircaloy-4 v neožiarenom stave pri rôznych teplotách



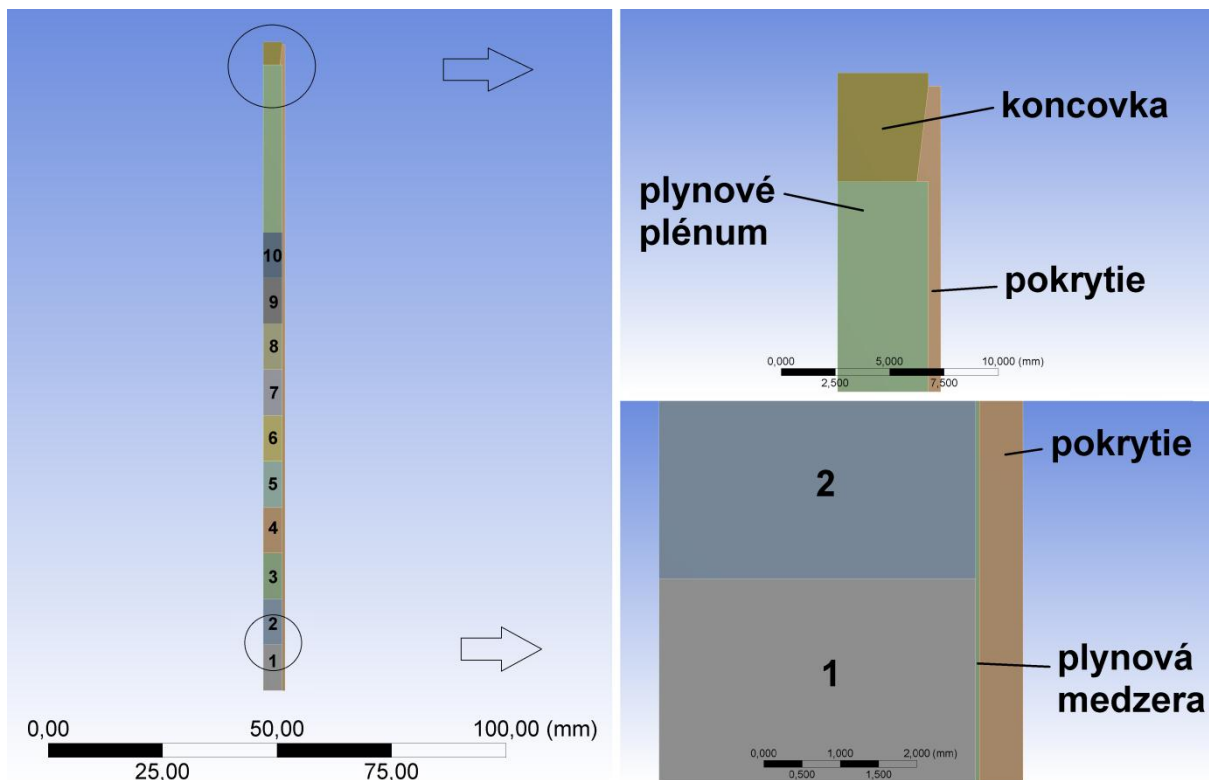
**Graf 6-8** Závislosť napätia na deformácii materiálu Zircaloy-4 v ožiarenom stave pri rôznych teplotách



**Graf 6-9** Závislosť napätia na deformácii kompozitného materiálu SiC v neožiarenom a ožiarenom stave

## 6.2 Geometria modelu

Ako je možné vidieť na obrázku 6-1, model simulácie pozostával z desiatich palivových tabliet, z plynovej náplne, ktorá vyplňala priestor nad stĺpcom paliva a pri čerstvom stave aj medzeru medzi palivovými tabletami a pokrytím, a z pokrytia palivového elementu ukončeného koncovkou.



**Obr. 6-1** Model palivového elementu pre čerstvý stav paliva (vľavo celkový pohľad, vpravo hore detail hornej časti modelu, vpravo dole detail rozhrania prvej a druhej tablety)

Základné rozmery jednotlivých častí modelu sú uvedené v tabuľke 6-3. Rozdiel v modeli vyhoreného palivového elementu oproti čerstvému je v zväčšení priemeru palivovej tablety a v odstránení plynovej medzery medzi tabletami a pokrytím.

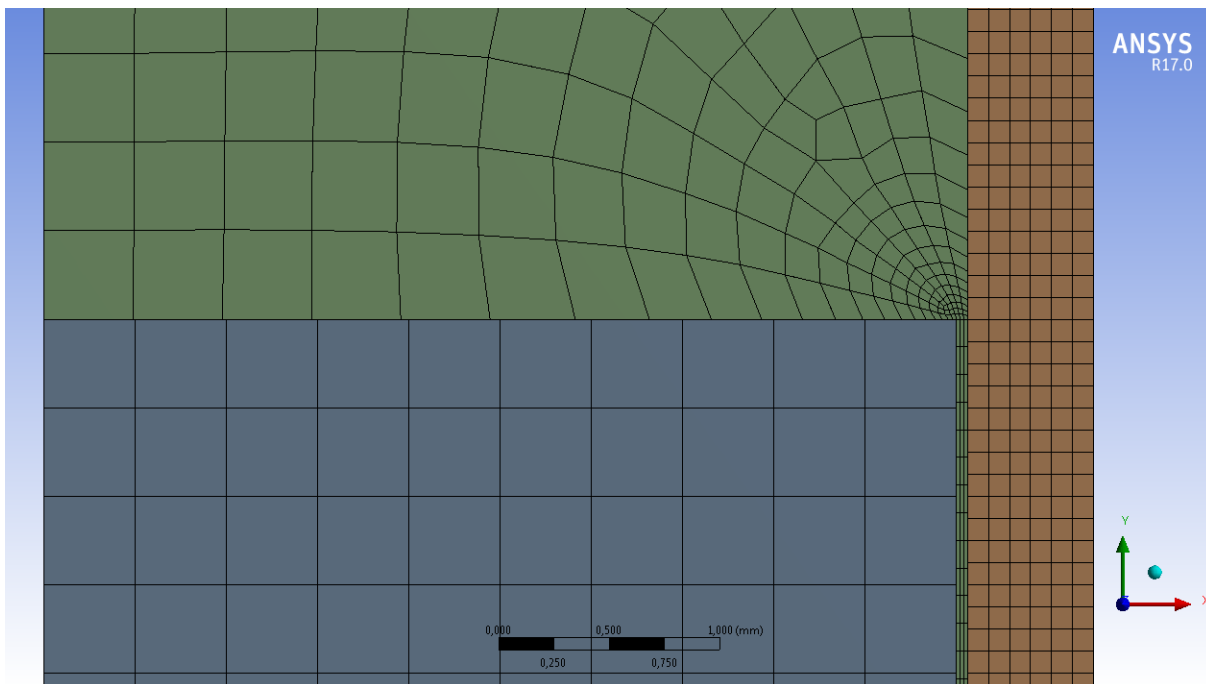
**Tab. 6-3** Základné rozmery modelu

Časť modelu	Rozmer	Hodnota
Tablety UO <sub>2</sub>	priemer čerstvej tablety	8,26 mm
	priemer vyhorenej tablety	8,36 mm
	výška	10 mm
Pokrytie	vonkajší priemer	9,5 mm
	hrúbka	0,57 mm
Horná koncovka	výška	5 mm
Plynová medzera medzi tabletami a pokrytím	šírka	0,05 mm
Plynové plénium nad stĺpcom paliva	výška	36,44 mm

### 6.3 Sieť prvkov modelu

Nakoľko sa jednotlivé časti modelu rozmerovo výrazne líšili, musela byť sieť prvkov upravená pre každú časť modelu osobitne. Prvkom palivových tabliet bola priradená funkcia Face meshing a ich veľkosť bola zadaná na 0,4 mm. Časti pokrytia do výšky 105 mm od spodnej hrany bola taktiež priradená funkcia Face meshing a veľkosť prvkov bola upravená na 0,1 mm. Zvyšným častiam pokrytia a hornej koncovke bola zadaná veľkosť prvkov 0,2 mm. Prvky medzery medzi palivovými tabletami a pokrytím boli vytvorené pomocou rozdelenia spodnej a vrchnej hrany na 3 časti a bočných hrán na 800 častí. Plynové plénum nad stĺpcom paliva malo určenú veľkosť prvkov podobne ako palivové tablety na 0,4 mm.

Pri niektorých výpočtoch dochádzalo k problémom s kontaktom medzi jednotlivými časťami modelu. V týchto prípadoch bola v problematických oblastiach lokálne zmenšená sieť prvkov palivových tabliet na 0,1 mm. Na obrázku 6-2 je možné vidieť ukážku siete prvkov modelu pre čerstvý stav paliva. Ide o vrchnú časť modelu, kde končí posledná palivová tableta a začína plynové plénum.



*Obr. 6-2 Sieť prvkov modelu palivového elementu*



## 6.4 Tepelná analýza

Pri oboch porovnávaných stavoch boli pri tepelnej analýze uvažované rovnaké okrajové podmienky, a to konštantná teplota na vonkajšej strane pokrytia 280 °C a tepelný výkon paliva.

Tepelný výkon paliva mal pulzný charakter s maximálnou hodnotou 1000 kW pri 10,03 sekundách a s celkovou dĺžkou pulzu 0,06 sekundy. Aby bolo možné tento výkon zadať ako vstupnú veličinu do analýzy, bolo ho potrebné pomocou rovníc 6-1 až 6-4 prepočítať na merný tepelný výkon. Priebeh výkonového pulzu v palive je možné vidieť v grafe 6-10. Oba priebehy, aj pre čerstvé, aj pre vyhorené palivo, sú rovnaké a líšia sa len v maximálnej hodnote merného výkonu, vďaka rozdielnym objemom palivových tabliet. V reálnych situáciách má síce výkonový pulz pri havárii s vnosem reaktivity tvar hyperbolickej krivky, ale pri modelovaní sa často používa zjednodušenie v podobe trojuholníkového tvaru pulzu.

Pretože bol simulovaný stav, že k výkonovému pulzu došlo keď bol reaktor nahriaty na nominálnu teplotu ale výkon bol ešte nulový, bola počiatočná teplota všetkých častí modelu zadaná na 280 °C.

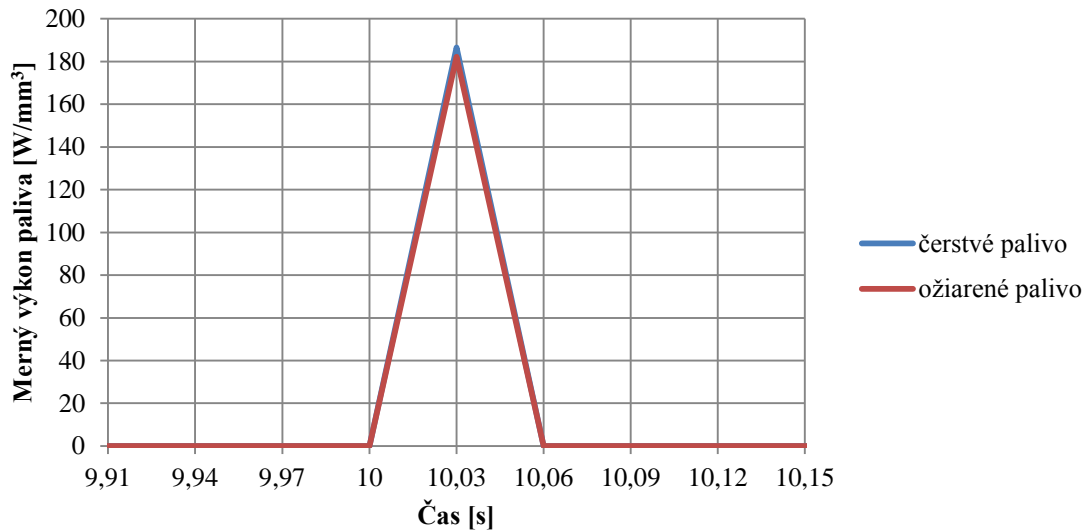
$$V_{\check{c}} = n \cdot \pi \cdot \frac{d_{UO_2,\check{c}}^2}{4} \cdot h = 10 \cdot \pi \cdot \frac{8,26^2}{4} \cdot 10 = 5358,58 \text{ mm}^3 \quad (6-1)$$

$$V_v = n \cdot \pi \cdot \frac{d_{UO_2,v}^2}{4} \cdot h = 10 \cdot \pi \cdot \frac{8,36^2}{4} \cdot 10 = 5489,12 \text{ mm}^3 \quad (6-2)$$

$$\dot{P}_{max,\check{c}} = \frac{P_{max}}{V_{\check{c}}} = \frac{1000000}{5358,58} = 186,62 \text{ W/mm}^3 \quad (6-3)$$

$$\dot{P}_{max,v} = \frac{P_{max}}{V_v} = \frac{1000000}{5489,12} = 182,18 \text{ W/mm}^3 \quad (6-4)$$

- kde:  $V_{\check{c}}$  je objem paliva v palivovom elemente pri čerstvom stave v  $\text{mm}^3$   
 $V_v$  je objem paliva v palivovom elemente pri vyhorenom stave  $\text{mm}^3$   
 $n$  je počet palivových tabliet v palivovom elemente  
 $d_{UO_2,\check{c}}$  je priemer čerstvej palivovej tablety v mm  
 $d_{UO_2,v}$  je priemer vyhorenej palivovej tablety v mm  
 $h$  je výška palivovej tablety v mm  
 $\dot{P}_{max,\check{c}}$  maximálny merný výkon paliva pri pulze v čerstvom stave vo  $\text{W/mm}^3$   
 $\dot{P}_{max,v}$  maximálny merný výkon paliva pri pulze vo vyhorenom stave vo  $\text{W/mm}^3$   
 $P_{max}$  maximálny výkon paliva pri pulze vo W



**Graf 6-10** Priebeh výkonového pulzu v palive

Kontakt medzi palivovými tabletami a pokrytím paliva nie je vďaka drsnosti povrchu nikdy dokonalý. Preto dochádza na rozhraní týchto dvoch prostredí k zhoršenému prešupu tepla a k vzniku kontaktného tepelného odporu. V tepelnej analýze bol tento efekt simulovaný pomocou zadania kontaktnej tepelnej vodivosti medzi palivovými tabletami a pokrytím, s hodnotou  $62000 \text{ W/m}^2\text{K}$ .

Pri modelovaní chovania sa čerstvého paliva bola tepelná analýza rozdelená na dve časti. V prvej časti bol simulovaný stav, pokiaľ palivové tablety a pokrytie ešte nie sú v kontakte a je medzi nimi plynová medzera. V tejto časti nebol uvažovaný prešup tepla z palivovej tablety do pokrytia, a teda palivová tableta sa celá rovnomerne adiabaticky ohrieva, zatiaľ čo pokrytie zostávalo na teplote  $280 \text{ °C}$ . Takýto predpoklad mohol byť prijatý vďaka veľmi rýchlemu ohrevu a tepelnej expanzii paliva. Už po niekoľkých stotínach sekundy od začiatku výkonového pulzu palivové tablety narastú do takej miery, že vytvoria kontakt s pokrytím a za tak krátky čas je množstvo tepla, ktoré by bolo prenesené cez plynovú medzeru zanedbané. Čas pri ktorom došlo ku kontaktu sa pri použití rôznych materiálov vďaka rozličnej tepelnej expanzii líšil. Pri pokrytí zo zliatiny Zircaloy-4 došlo ku kontaktu v čase  $10,0314$  sekundy zatiaľ čo pri použití kompozitného materiálu na báze SiC bol tento čas o niečo menší s hodnotou  $10,0309$  sekundy. Druhá časť tepelnej analýzy palivového elementu s čerstvým palivom simulovala stav, keď sú palivové tablety v kontakte s pokrytím a dochádza k prenosu tepla z palivovej tablety do pokrytia.

Pri simulácii vyhoreného stavu bol od začiatku vytvorený kontakt medzi palivovými tabletami a pokrytím, a teda dochádzalo medzi nimi po celý čas k prešupu tepla.

## 6.5 Mechanická analýza

Hlavným zaťažujúcim prvkom, ktoré pôsobí na pokrytie palivového elementu pri havárii s vnosem reaktivity je tepelná expanzia palivovej tablety. Na modelovanie tejto expanzie bolo do mechanickej analýzy nainportované rozloženie teplôt v celom modeli v závislosti na čase. Importované teploty vychádzali z tepelnej analýzy a vždy odpovedali príslušnej variante riešeného výpočtu.

Ďalším zaťažením, ktoré pôsobí na pokrytie palivového elementu v jadrovom reaktore je tlak chladiva. Z toho dôvodu bol na vonkajšie časti modelu pokrytia zadaný pôsobiaci tlak s hodnotou 15,5 MPa.

Kvôli zlepšeniu prestupu tepla medzi palivovými tabletami a pokrytím, sa vnútro palivového elementu pri výrobe plní čistým héliom. V našom prípade bol uvažovaný plniaci tlak 2 MPa pri 20 °C. Pri vyhorení vznikajú v palive okrem iného aj plynné produkty štiepenia, ktoré sa z paliva postupne uvoľňujú a zvyšujú tak tlak vo vnútri palivového elementu. Pre model vyhoreného paliva, bol podľa publikácie [44] určený tlak v palivovom elemente 4 MPa pri 20 °C. Zo stavovej rovnice ideálneho plynu<sup>5</sup> je zrejmé, že tlak plynov je závislý na teplote, a preto ho bolo potrebné, pomocou rovníc 6-5 a 6-6, prepočítať z pôvodných hodnôt, ktoré boli pri 20 °C na nové, pri teplote 280 °C. Tieto tlaky boli následne v príslušných modeloch zadané na vnútorné časti palivového elementu ako ďalšie zaťažujúce podmienky.

$$p_{2,\check{c}} = p_{1,\check{c}} \cdot \frac{T_2}{T_1} = 2 \cdot \frac{(273,15 + 280)}{(273,15 + 20)} = 3,77 \text{ MPa} \quad (6-5)$$

$$p_{2,v} = p_{1,v} \cdot \frac{T_2}{T_1} = 4 \cdot \frac{(273,15 + 280)}{(273,15 + 20)} = 7,55 \text{ MPa} \quad (6-6)$$

kde  $p_{2,\check{c}}$  je tlak vo vnútri čerstvého palivového elementu pri teplote 280 °C v MPa  
 $p_{2,v}$  je tlak vo vnútri vyhoreného palivového elementu pri teplote 280 °C v MPa  
 $p_{1,\check{c}}$  je tlak vo vnútri čerstvého palivového elementu pri teplote 20 °C v MPa  
 $p_{1,v}$  je tlak vo vnútri vyhoreného palivového elementu pri teplote 20 °C v MPa  
 $T_1$  je pôvodná teplota v K  
 $T_2$  je nová teplota v K

Všetky časti modelu boli zaťažené gravitačnou silou, ktorá pôsobila na palivový element v axiálnom smere smerom nadol. Na spodnú hranu prvej tablety ako aj na spodnú hranu pokrytia bola zadaná okrajová podmienka, zamedzujúca posuvy v axiálnom smere a dovoľujúca posuvy len v smere radiálnom. Kontakt medzi palivovými tabletami a pokrytím, ako aj medzi samotnými palivovými tabletami, bol pri modeloch simulujúcich čerstvý stav zadaný ako kontakt bez trenia a pri simuláciách vyhoreného stavu, bola medzi jednotlivými časťami modelu zadaná hodnota koeficientu trenia  $\mu=1$ . Síce v skutočnosti aj pri čerstvom stave dochádza medzi jednotlivými časťami palivového elementu k určitému treniu, ale nulová hodnota bola vybraná ako medzný stav.

<sup>5</sup>  $p \cdot V = m \cdot r \cdot T$  ( $p$  – tlak,  $V$  – objem,  $m$  – hmotnosť,  $r$  – merná plynová konštanta,  $T$  – teplota)

## 6.6 Výsledky analýzy

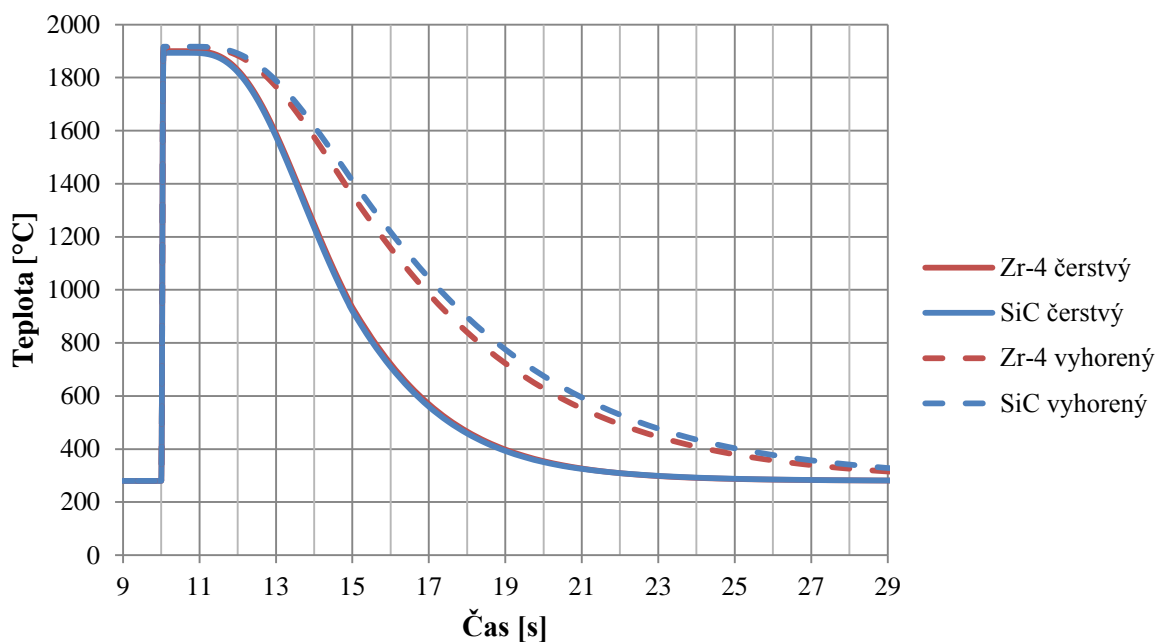
Cieľom analýzy bolo zistiť teploty a vybrané mechanické vlastnosti v závislosti na čase pre dva druhy pokrytia a dva stavy palivového elementu. Jednalo sa konkrétne o:

- teplotu v centre paliva
- teplotu na vonkajšom okraji paliva
- teplotu na vnútornej strane pokrytia
- obvodové a axiálne napätia na vonkajšom povrchu pokrytia
- obvodové a axiálne deformácie na vonkajšom povrchu pokrytia
- vnútorný polomer pokrytia
- šírku medzery medzi palivom a pokrytím
- predĺženie stĺpca paliva
- predĺženie pokrytia

V reálnom prípade má palivový element oveľa väčšiu dĺžku a taktiež výkon počas výkonového pulzu nie je v axiálnom smere konštantný, ale má na koncoch palivových elementov menšiu hodnotu. Aby boli eliminované nepresnosti v okrajových častiach modelu, ktoré sa odlišujú od skutočného prípadu, boli výsledky analýzy, s výnimkou predĺžení, brané zo strednej časti modelu. Teploty, vnútorný polomer pokrytia a šírka medzery medzi palivom a pokrytím boli brané z roviny v oblasti stredu piatej palivovej tablety, zatiaľ čo napätia a deformácie boli brané z oblasti rozhrania piatej a šiestej palivovej tablety. Bolo to z dôvodu väčších hodnôt napätí a deformácií na rozhraní tabliet ku ktorým dochádza vďaka vydúvaniu koncov tabliet, a tým zvýšenému kontaktnému tlaku v tejto oblasti. Predĺženie stĺpca paliva bolo získané z hornej hrany desiatej tablety a predĺženie pokrytia z hornej hrany koncovky.

### 6.6.1 Teploty v palive a v pokrytí palivového elementu

V grafe 6-11 je možné vidieť ako sa mení teplota v strede paliva počas simulácie havárie s vnosom reaktivity. Priebiehy teplôt majú pre všetky stavy podobný charakter a pre jednotlivé stavy sa výrazne nelíšia ani ich hodnoty. Pri vyhorenom stave dochádza po výkonovom pulze k pomalšiemu poklesu teploty v strede paliva, čo je spôsobené menšou tepelnou vodivosťou ožiareného materiálu. Z grafu je vidieť, že výkonový pulz v palive nebol dostatočne veľký na to, aby teplota dosiahla teplotu paliva, ktorá je pre  $\text{UO}_2$  v závislosti na vyhorení približne 2650–2840 °C.



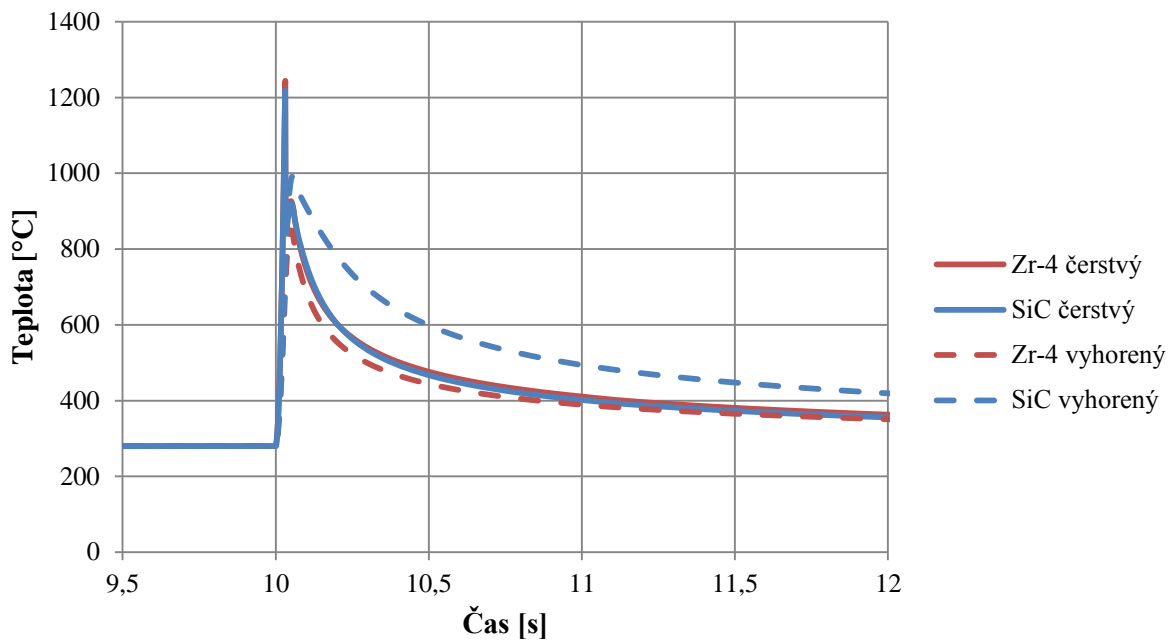
*Graf 6-11 Teplota v strede palivovej tablety*

Pri čerstvom stave bol až do vytvorenia kontaktu medzi palivom a pokrytím simulovaný adiabatický ohrev palivovej tablety. Z toho dôvodu sa teplota povrchu palivovej tablety na začiatku výkonového pulzu zvyšuje rovnako ako v strede paliva. Po dotyku s pokrytím dochádza k prudkému zrazeniu teploty na približne 900 °C a k jej následnému pozvoľnému poklesu. Celý tento priebeh je zobrazený v grafe 6-12. Pri simulácii ožiareného stavu sú palivové tablety od začiatku v kontakte s pokrytím, a preto nedochádza na povrchu paliva k tak výraznému nárastu teploty ako je tomu pri čerstvom stave.

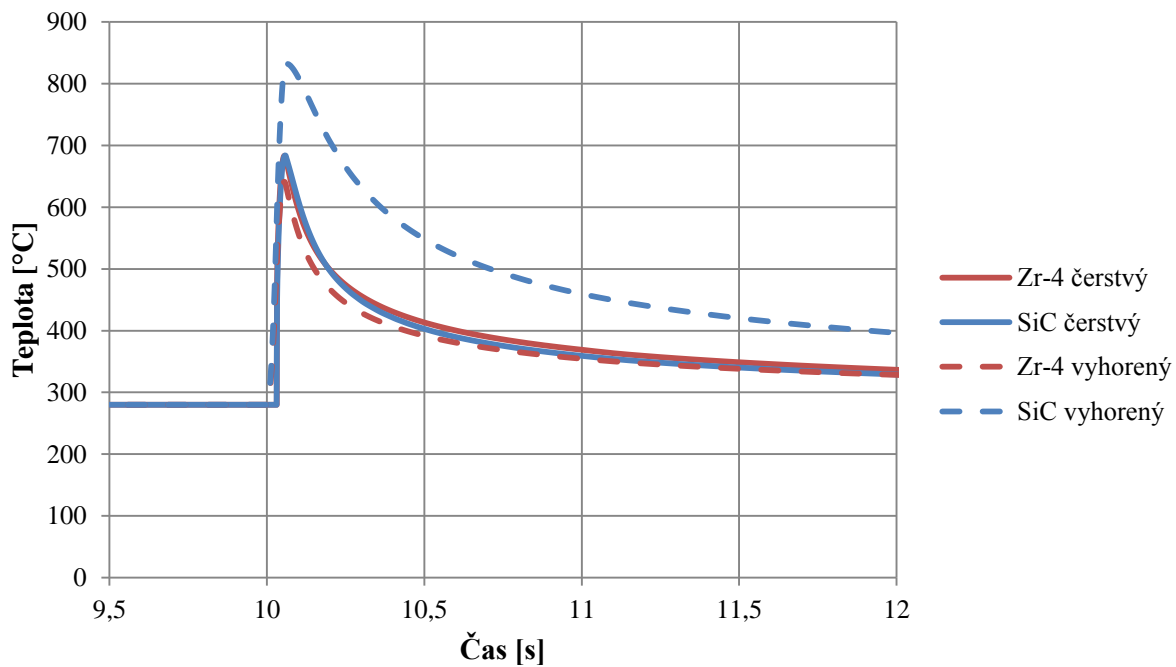
Hodnoty tepelnej vodivosti zirkóniovej zliatiny a kompozitného materiálu sú si pri neožiarenom stave v rozmedzí teplôt 300 až 600 °C veľmi podobné, čo potvrdzujú aj skoro totožné priebiehy teplôt v grafoch 6-12 a 6-13. Počas ožarovania dochádza k poklesu tepelnej vodivosti kompozitného materiálu, a preto je teplota povrchu paliva ako aj teplota pokrytia vyššia, než pri použití zirkóniovej zliatiny. Názorne je to možné vidieť v grafe 6-13, kde teplota povrchu kompozitného materiálu dosahuje 830 °C, zatiaľ čo maximálna teplota zirkóniovej zliatiny pri vyhorenom stave je okolo 640 °C.

Pri porovnaní hodnôt teploty medzi povrchom paliva v grafe 6-12 a povrchom pokrytia v grafe 6-13 je vidieť, že teplota pokrytia je vždy o niečo nižšia ako teplota paliva. Tento

teplotný skok je spôsobený kontaktným tepelným odporom medzi palivom a pokrytím. Rozdiel teplôt je pri vyšších hodnotách väčší a s klesajúcou teplotou sa postupne znižuje.



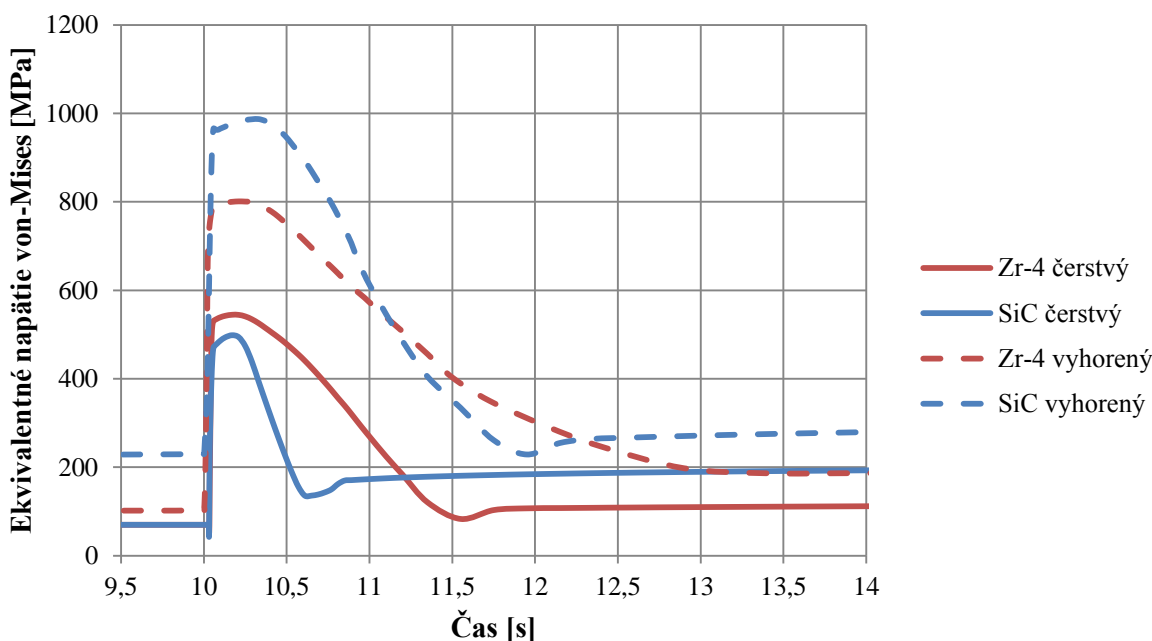
*Graf 6-12 Teplota na vonkajšom povrchu paliva*



*Graf 6-13 Teplota na vnútornom povrchu pokrytia*

## 6.6.2 Napätia a deformácie pokrytia palivového elementu

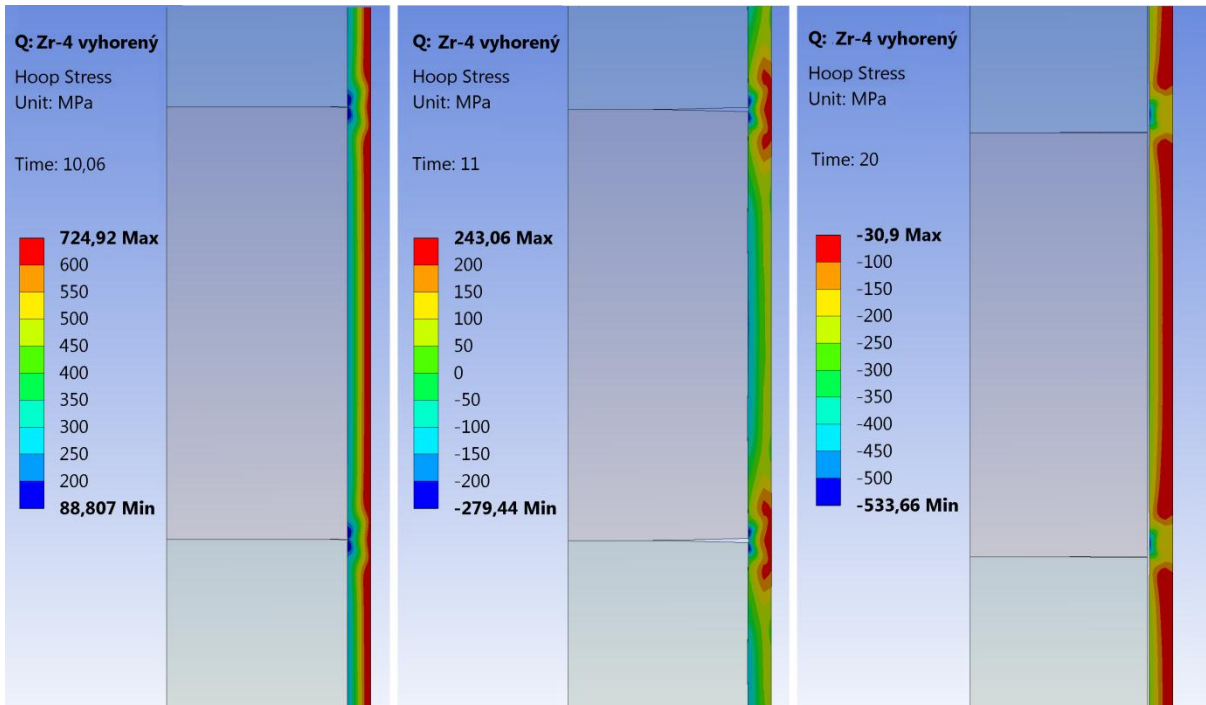
V grafe 6-14 sú vykreslené priebehy ekvivalentného napätia von-Mises na povrchu pokrytia palivového elementu v závislosti na čase. Z grafu je vidieť, že pri uvažovaní pokrytia palivového elementu zo zirkóniovej zliatiny, došlo v prípade vyhoreného stavu k prekročeniu medze klzu približne o 100 MPa, čo viedlo v materiáli k tvorbe trvalých deformácií. Medza pevnosti je pri tomto stave a teplote povrchu uvažovaná približne na hodnote 800 MPa, čo je napätie, ktoré bolo v pokrytí na krátky čas dosiahnuté. Pri čerstvom stave neboli hodnoty napätia tak vysoké a došlo len k miernemu prekročeniu elastickej oblasti deformácií. Na rozdiel od zirkóniovej zliatiny, bolo pri SiC kompozitnom materiáli napätie v oboch prípadoch výrazne vyššie než pomerná medza klzu (112 MPa), aj medza pevnosti (266 MPa) materiálu. Takéto výrazné prekročenie oboch medzí by nielen viedlo k veľkým trvalým deformáciám, ale aj k samotnému poškodeniu pokrytia.



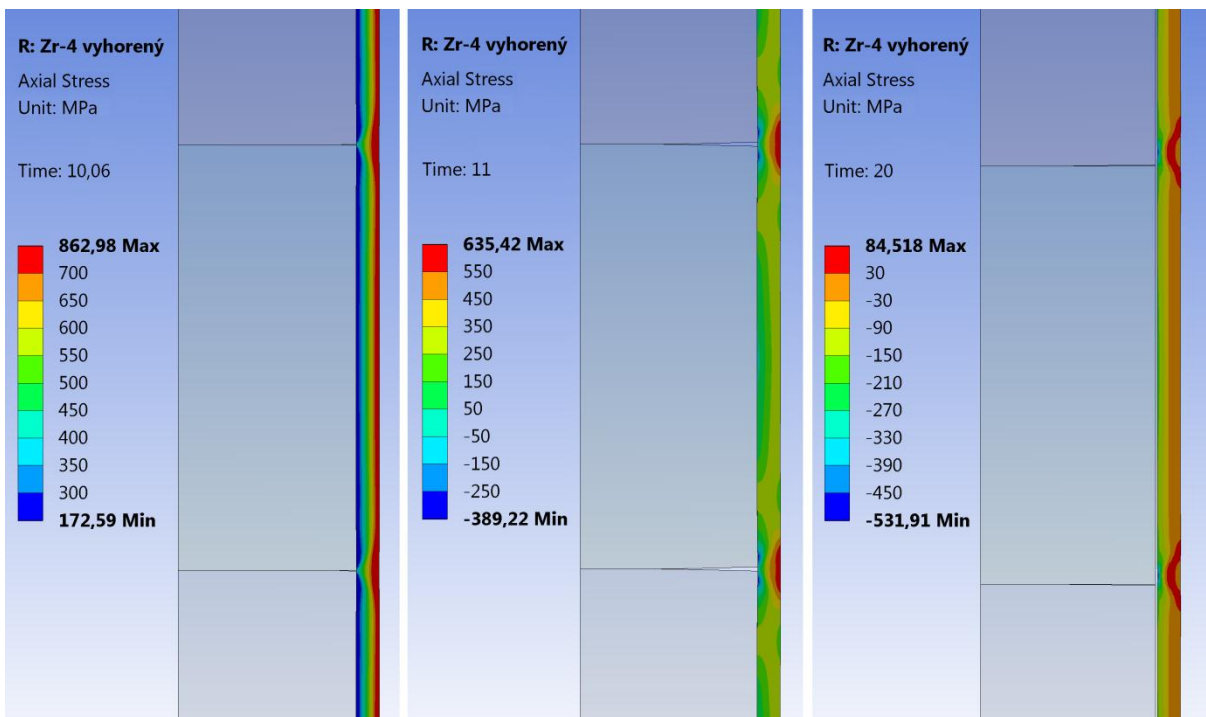
**Graf 6-14** Ekvivalentné napätie von-Mises na vonkajšom povrchu pokrytia

Na obrázkoch 6-3 a 6-4 sú vykreslené obvodové a axiálne napätia v pokrytí palivového elementu pre jeden z výpočtových modelov. Konkrétne sa jedná o model vyhoreného palivového elementu a pokrytia zo zirkóniovej zliatiny Zircaloy-4. Napätia sú v obrázkoch vykreslené vždy pre tri časy (10,06 s, 11 s, 20 s), aby bolo možné vidieť ako sa v čase mení napätie v pokrytí. Ako je vidieť z obrázkov, ku koncentráciám napätí dochádza v oblasti rozhrania palivových tabliet. Na začiatku havárie s kladným vnosom reaktivity, ktorú charakterizuje ľavá časť obrázkov s časom 10,06 sekundy, dochádza k zväčšovaniu priemeru palivovej tablety, ako aj k narastaniu jej výšky. Preto majú napätia vyvolané v pokrytí kladnú hodnotu, čomu odpovedá ťahový charakter namáhania. Po odznení výkonového pulzu dochádza ku chladnutiu palivového elementu, a teda aj spätnému zmenšovaniu veľkosti paliva ako aj pokrytia. Tento stav je zobrazený v strednej časti obrázkov s časom 11 sekúnd. Nakoľko bola v pokrytí prekročená medza klzu a došlo k splastizovaniu pokrytia, objavujú sa

pri spätnom znižovaní priemeru a dĺžky pokrytia v materiáli záporné hodnoty napätia, odpovedajúce tlakovému namáhaniu. Po ustálení, ktoré zobrazuje pravá časť obrázkov s časom 20 sekúnd, je možné vidieť, že v pokrytí zostávajú zvyškové napätia, ktoré majú prevažne tlakový charakter.



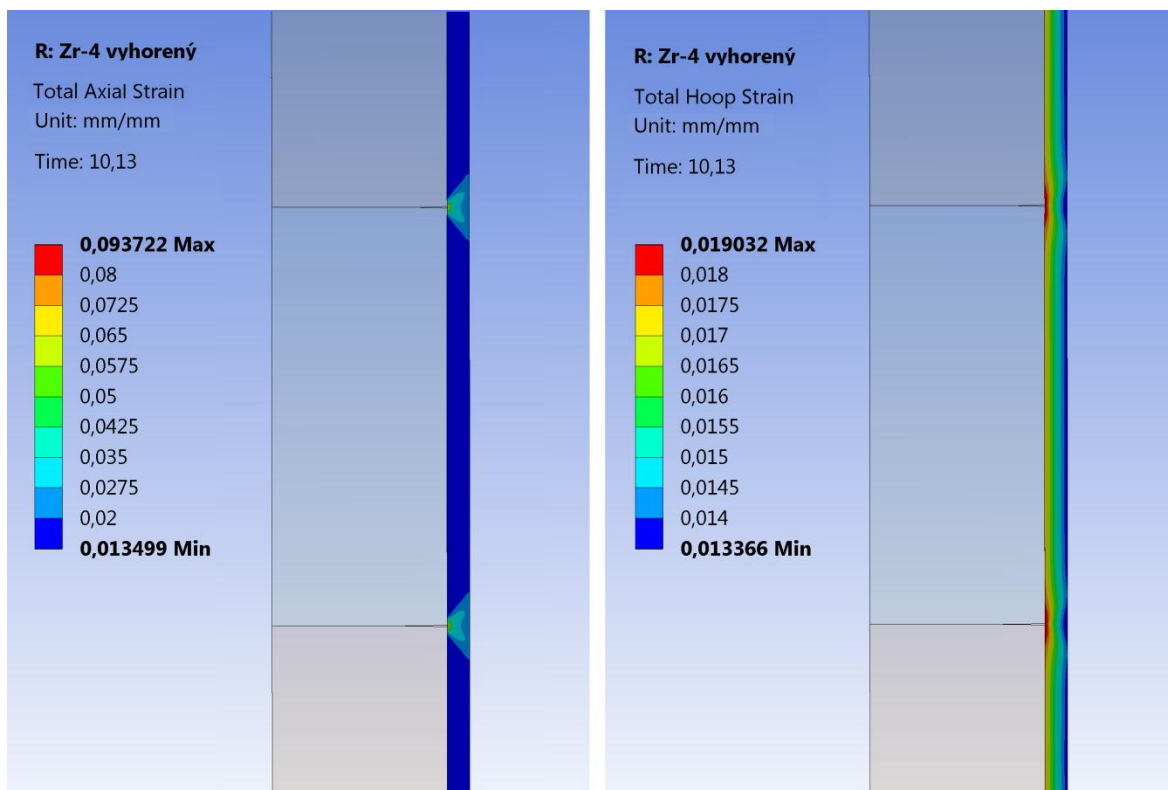
**Obr. 6-3** Obvodové napätia v pokrytí z materiálu Zircaloy-4 pre vyhorený stav a časy analýzy: vľavo 10,06 s; v strede 11 s; vpravo 20 s



**Obr. 6-4** Axiálne napätia v pokrytí z materiálu Zircaloy-4 pre vyhorený stav a časy analýzy: vľavo 10,06 s; v strede 11 s; vpravo 20 s



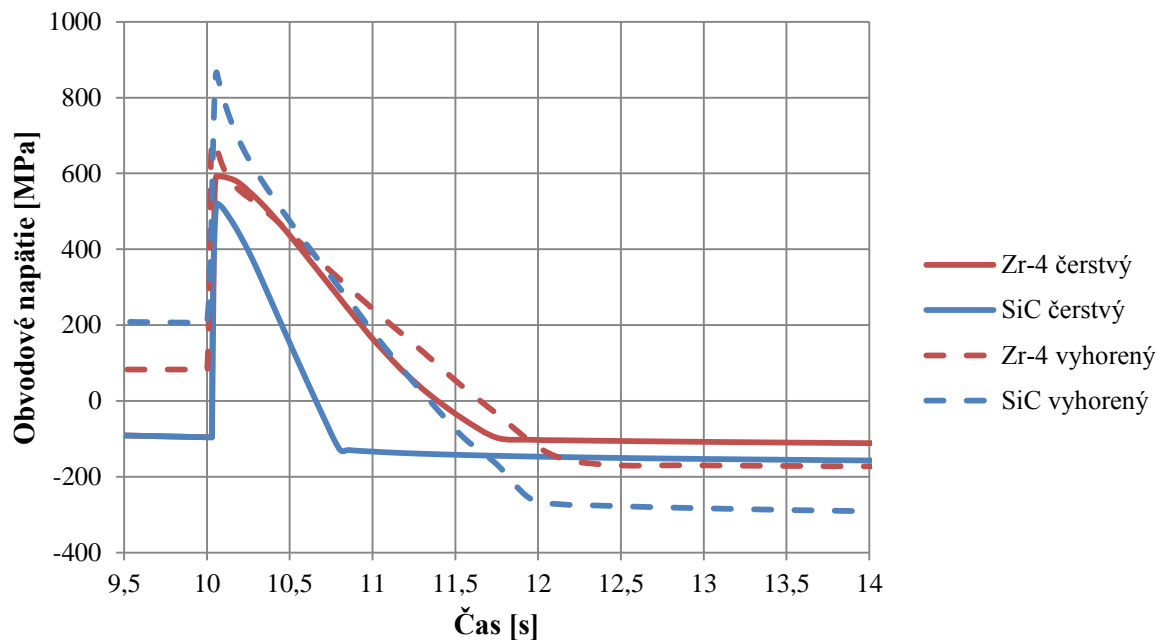
Pretože zvýšené napätia sa objavujú v pokrytí hlavne v oblasti rozhrania palivových tabliet, dochádza v týchto miestach aj k väčším deformáciám. Ukážka axiálnych a obvodových deformácií pre vyhorený stav s pokrytím zo zirkóniovej zliatiny je zobrazovaná na obrázku 6-5. Vykreslené deformácie sú celkové, tzn. plastické spolu s elastickými, a zobrazujú čas analýzy 10,13 sekundy. Obrázky napätí, ako aj deformácií, ostatných výpočtových modelov sú zobrazované v prílohe A.



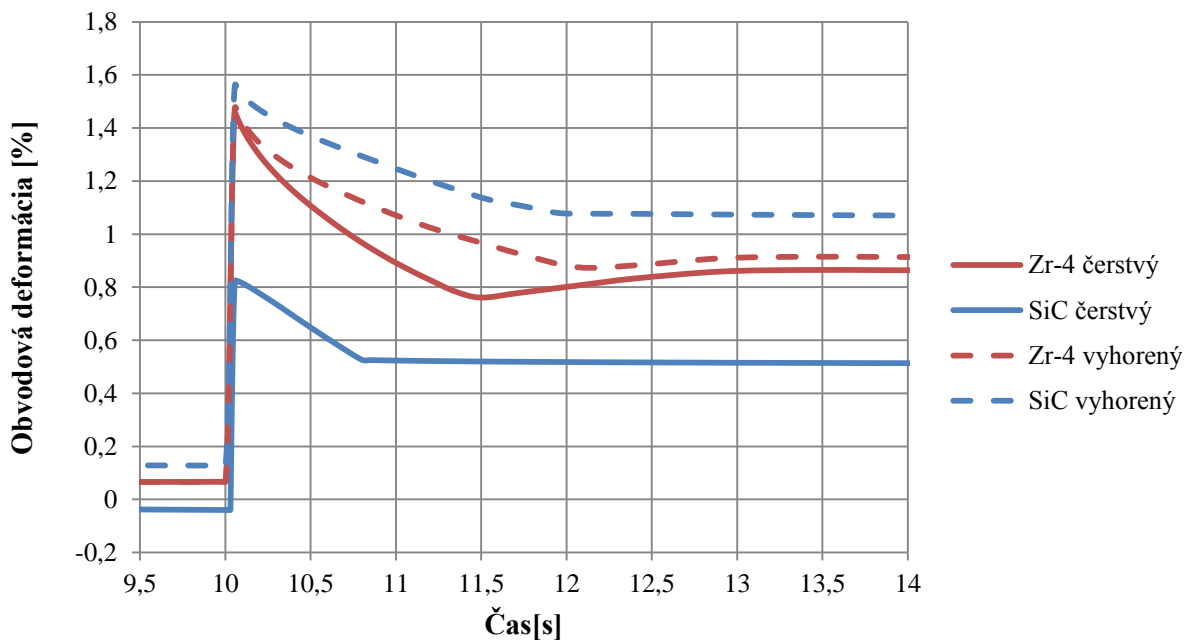
**Obr. 6-5** Axiálne (vľavo) a obvodové (vpravo) deformácie pokrytia z materiálu Zircaloy-4 pre vyhorený stav a čas analýzy 10,13 sekundy

Priebeh obvodových napätí na vonkajšom povrchu pokrytia pre všetky výpočtové modely je možné vidieť v grafe 6-15. Z grafu je vidieť, že pred výkonovým pulzom sa hodnoty napätia pre jednotlivé stavy značne líšili, čo vyplýva jednak z menšieho zaťaženia pokrytia pri čerstvom stave, keď nie je vytvorený kontakt medzi palivom a pokrytím a tiež z rozdielných mechanických vlastností uvažovaných materiálov pokrytí. Počas výkonového pulzu, dochádzalo k väčším napätiam v obvodovom smere pri čerstvom stave u materiálu pokrytia Zircaloy-4, zatiaľ čo pri vyhorenom stave, bola táto situácia presne opačná.

Pri všetkých porovnávaných modeloch došlo počas namáhania k prekročeniu elastickej oblasti, a teda aj k tvorbe trvalých plastických deformácií v pokrytí. Ich mieru, v obvodovom smere na vonkajšom povrchu pokrytia, je možné vidieť v grafe 6-16. Graf síce vykresľuje celkové obvodové deformácie v pokrytí, ale po doznení hlavného zaťaženia od expandujúcej palivovej tablety, bolo pokrytie zaťažené len počiatočnými podmienkami, ktoré nevyvolávajú veľké elastické deformácie, a tak veľká časť deformácií zobrazená v grafe po ustálení, pripadá plastickým deformáciám. Elastické deformácie mali po ustálení dokonca zápornú hodnotu, a tak skutočné plastické deformácie boli ešte o niečo vyššie, ako je zobrazená hodnota deformácií v grafe po ustálení.



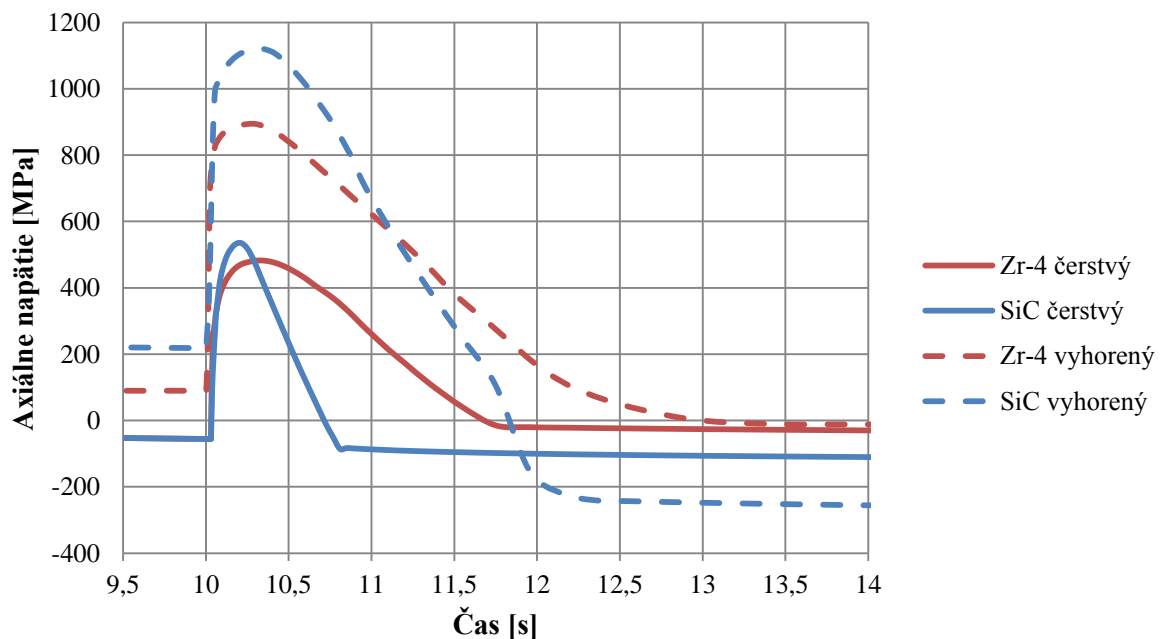
**Graf 6-15** Obvodové napätie na vonkajšom povrchu pokrytia



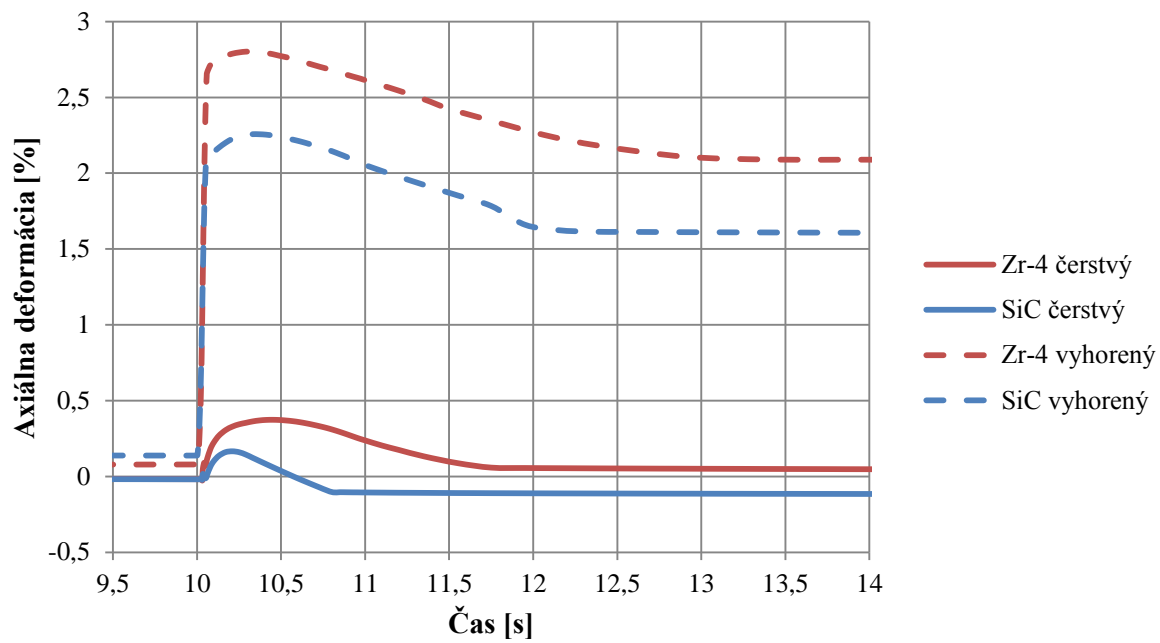
**Graf 6-16** Obvodová deformácia na vonkajšom povrchu pokrytia

Axiálne napätia, ktoré vznikali na vonkajšom povrchu pokrytia v priebehu simulácie sú vykreslené v grafe 6-17. Pri porovnávaní jednotlivých stavov je vidieť, že napätia vznikajúce pri vyhorení palivového elementu boli značne vyššie ako pri čerstvom palive, čo bolo spôsobené namáhaním pokrytia od začiatku výkonového pulzu, ako aj rozdielnym namáhaním v axiálnom smere, ktoré vyplývalo z odlišných koeficientov trenia medzi palivom a pokrytím. Taktiež axiálne napätia vznikajúce v kompozitnom materiáli boli oproti napätiam v zirkóniovej zliatine pri oboch stavoch o niečo vyššie.

To, že pri čerstvom stave a pokrytí zo zirkóniovej zliatiny nebola výrazne prekročená medza klzu, je vidieť aj na priebehu axiálnych deformácií v grafe 6-18. Po ustálení deformácie bola jej hodnota skoro totožná s počiatočnou hodnotou, akú mala pred výkonovým pulzom. Pri ostatných priebehoch zostávali v materiáli trvalé plastické deformácie, ktoré odpovedali zvýšeným napätiam v pokrytí počas namáhania. Deformácie v kompozitnom materiáli neboli v porovnaní s hodnotou o koľko bola prekročená pomerná medza klzu nijako výrazné. Je to z toho dôvodu, že kompozitný SiC materiál sa radí medzi keramické materiály, z čoho vyplýva vysoký modul pružnosti, a teda aj malé deformácie pri veľkom zaťažení.



**Graf 6-17** Axiálne napätie na vonkajšom povrchu pokrytia

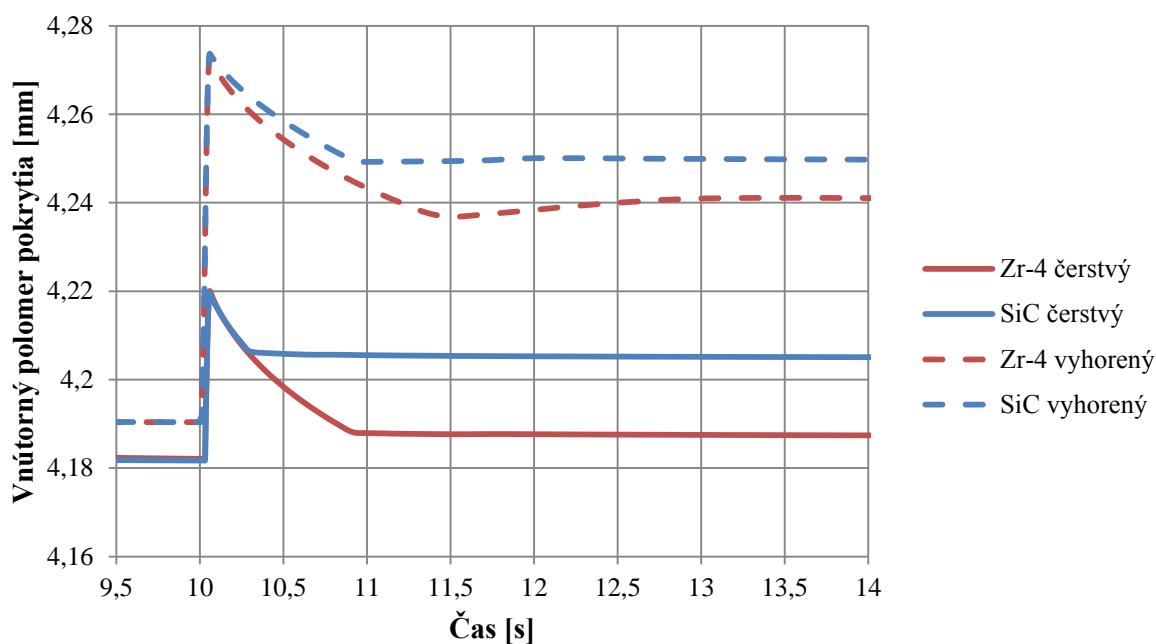


*Graf 6-18* Axiálna deformácia na vonkajšom povrchu pokrytia

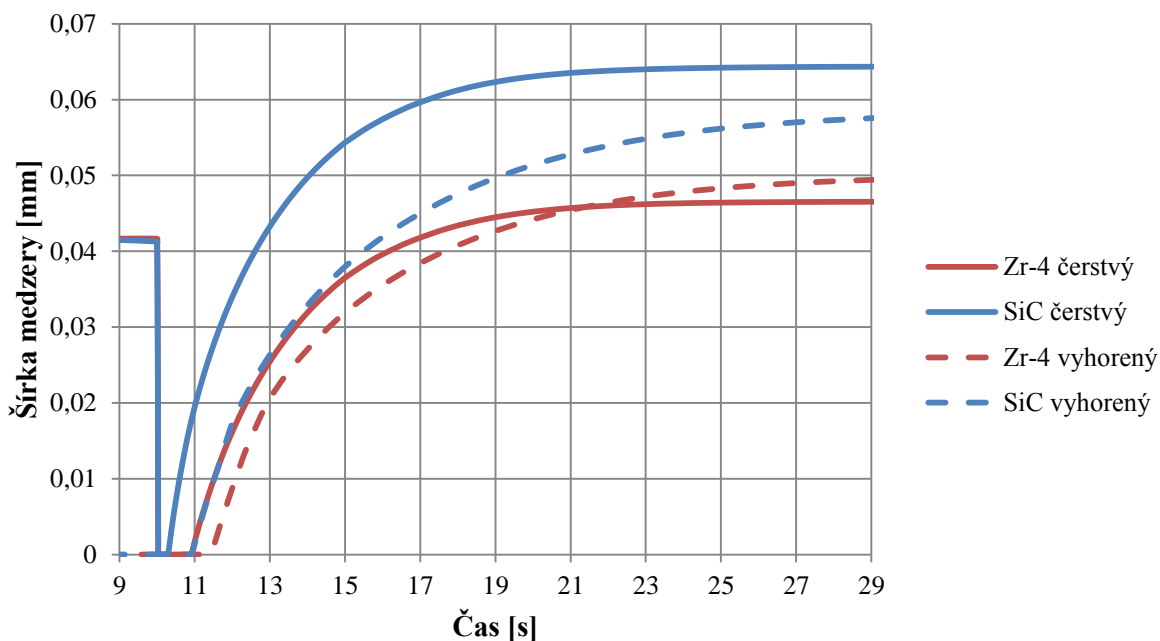
### 6.6.3 Vnútorný polomer pokrytia a šírka medzery medzi palivom a pokrytím

V grafe 6-19 sú vykreslené zmeny vnútorného polomeru pokrytia počas simulácie. Z priebehov pred výkonovým pulzom je vidieť, že pokiaľ ide o čerstvý stav, polomer pokrytia sa vďaka svojej tepelnej expanzii zväčšil len mierne, zatiaľ čo pri vyhorenom stave naň pôsobí tepelnou expanziou aj palivová tableta, ktorá zapríčini zväčšenie polomeru pokrytia z pôvodných 4,18 mm na 4,191 mm. Pretože je pri čerstvom stave medzi palivom a pokrytím plynová medzera, nedochádza k zväčšovaniu polomeru pokrytia od začiatku výkonového pulzu. Palivová tableta musí najskôr narásť do takej miery, aby vyplnila priestor medzi palivom a pokrytím a až následne dochádza k tlaku tablety na pokrytie. Z toho dôvodu dosahuje maximálny polomer pokrytia pri čerstvom stave výrazne nižších hodnôt ako pri vyhorenom stave. Počas výkonového pulzu nastáva čiastočné splastizovanie pokrytia, čo spôsobí, že sa po odznení hlavného zaťaženia nevráti polomer pokrytia na svoju pôvodnú hodnotu. K väčšiemu splastizovaniu na vnútornej strane pokrytia v oblasti piatej palivovej tablety dochádza u kompozitného materiálu, čomu odpovedá aj väčší polomer pokrytia po ustálení.

S vnútorným polomerom pokrytia úzko súvisí aj šírka medzery medzi palivom a pokrytím. Jej priebehy pre výpočtové modely sú zobrazené v grafe 6-20. Z grafu je vidieť, že medzera medzi palivom a pokrytím sa v čerstvom stave už pred výkonovým pulzom zmenšila z pôvodných 0,05 mm na približne 0,041 mm. Je to vďaka tepelnej expanzii paliva pri nahriatí na nominálne parametre chladiva, čiže 280 °C. Taktiež je vidieť, ako rýchlo pri výkonovom pulze táto medzera zaniká a že pri chladnutí modelu vzniká vďaka trvalým deformáciám aj pri vyhorenom stave, kde bol predtým priamy kontakt paliva a pokrytia.



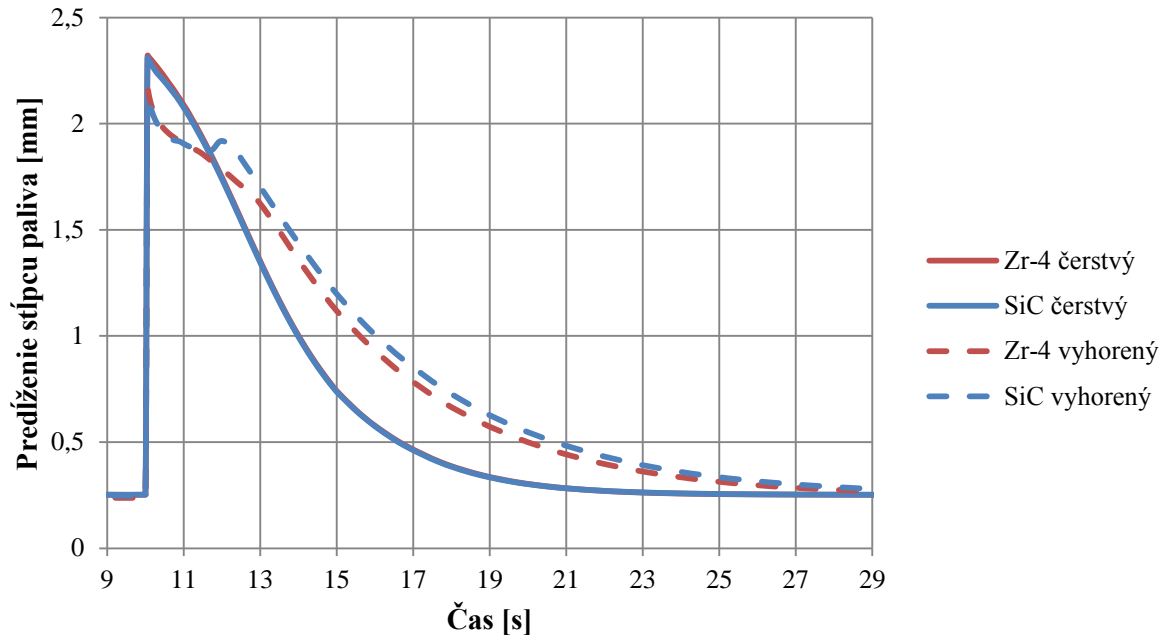
Graf 6-19 Vnútorný polomer pokrytia



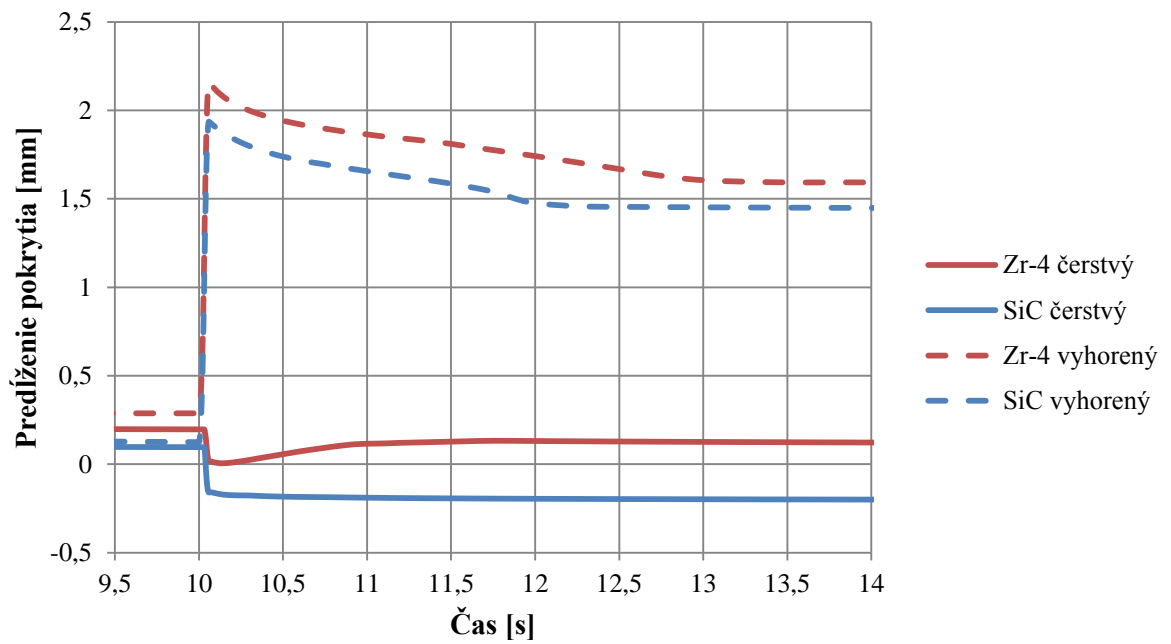
Graf 6-20 Šírka medzery medzi palivom a pokrytím

#### 6.6.4 Predĺženie stĺpca paliva a pokrytia

Pretože pri nahrievaní paliva narastá okrem priemeru palivovej tablety aj jej výška, dochádza v axiálnom smere k predĺžovaniu stĺpca paliva. Palivové tablety sa pri svojom pohybe dotýkajú pokrytia, a preto je dôležitým faktorom ovplyvňujúcim predĺžovanie stĺpca paliva, ako aj predĺžovanie pokrytia, práve trenie. V grafe 6-21 je vidieť, že pri vyhorenom stave, kde bol zadaný koeficient trenia s hodnotou  $\mu=1$ , dochádza k menšiemu predĺženiu stĺpca paliva ako pri čerstvom stave, ktorý bol počítaný bez uvažovania trenia. Taktiež predĺženie pokrytia sa pri týchto dvoch stavoch značne líšilo. Z priebehov predĺžení zobrazených v grafe 6-22 je vidieť, že pokiaľ sa jedná o čerstvý stav, pokrytie palivového elementu pri radiálnom zaťažení expandujúcim palivom znižuje svoju dĺžku, pretože sa môže po palivových tabletách v axiálnom smere relatívne ľahko šmýkať. Pri vyhorenom stave, kde je uvažovaná vysoká drsnosť povrchu, a teda aj vysoké trenie medzi palivom a pokrytím, dochádza pri predĺžovaní stĺpca paliva k posúvaniu pokrytia v smere rastu paliva, čím sa zväčšuje dĺžka pokrytia. Pri spätnom znižovaní výšky paliva sa pokrytie už nevráti na svoju pôvodnú hodnotu pretože v ňom bola prekročená miera elasticity a vytvorili sa v ňom trvalé deformácie. Pri čerstvom palivovom elemente a pokrytí zo zirkóniovej zliatiny sú vďaka malému prekročeniu medze klzu tieto trvalé deformácie malé, zatiaľ čo pri ostatných modeloch sú oveľa výraznejšie. Jednotlivé priebehy predĺženia sú pri rovnakých stavoch voči sebe mierne posunuté, čo je výsledkom rozdielnych koeficientov tepelnej expanzie zirkóniovej zliatiny a kompozitného materiálu.



Graf 6-21 Predĺženie stĺpca paliva



Graf 6-22 Predĺženie pokrytia

## 6.7 Porovnanie výsledkov s medzinárodnou štúdiou

V apríli 2016 vydal Výbor pre bezpečnosť jadrových zariadení (CSNI – Committee on the Safety of Nuclear Installations), ktorý je súčasťou medzinárodnej Agentúry pre jadrovú energiu (NEA – Nuclear Energy Agency) spadajúcu pod Organizáciu pre hospodársku spoluprácu a rozvoj (OECD – Organisation for Economic Co-operation and Development) štúdiu [45], ktorá sa zaoberá porovnaním rôznych výpočtových kódov pri simulácii havárie s vnosom reaktivity. Na tejto štúdii sa podieľalo 15 organizácií z 12-tich krajín a bolo v nej skúmaných viacero variant výpočtových modelov.

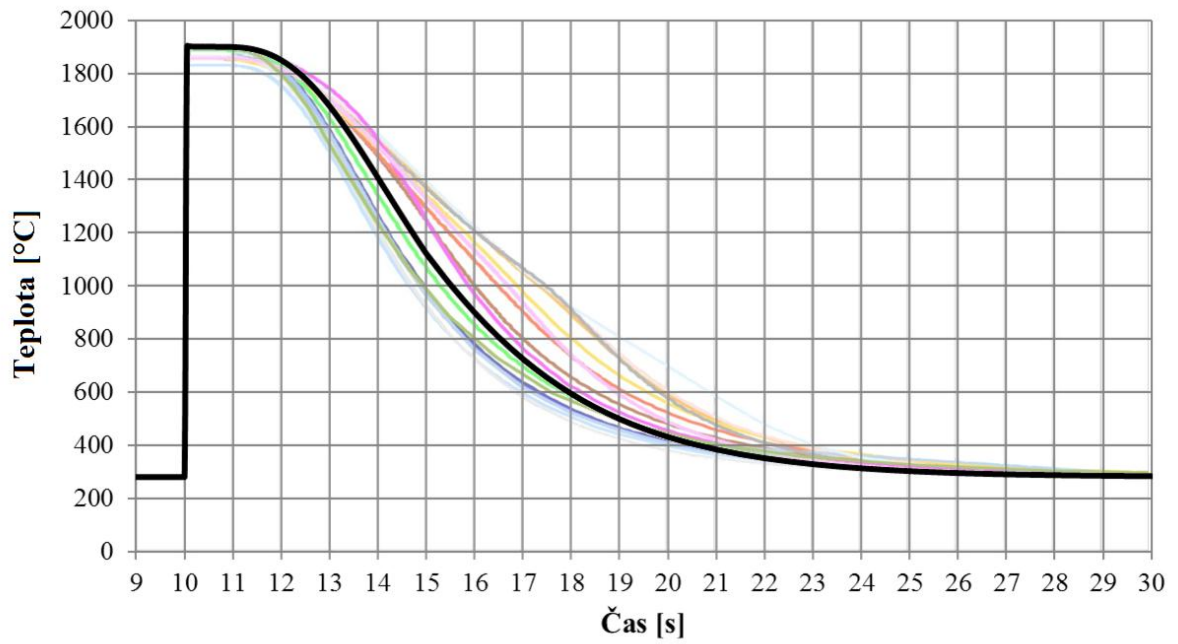
V nasledujúcej časti je zobrazené porovnanie vybraných výsledkov štúdie s výsledkami analýzy skúmaných v tejto práci. Aby bolo možné vierohodne porovnať výsledky musel byť prepočítaný nový výpočtový model, pretože model v štúdií sa od simulácií opísaných v predchádzajúcich podkapitolách mierne líšil. K porovnaniu bol vybraný model vyhoreného palivového elementu s pokrytím zo zirkóniovej zliatiny Zircaloy-4. Prehľad zmenených parametrov pôvodného výpočtového modelu je zobrazený v tabuľke 6-4. Ostatné geometrické rozmery, ako aj tepelné a mechanické zaťaženie sa zhodovalo s porovnávaným modelom štúdie, a preto nebolo potrebné ich upravovať.

**Tab. 6-4** Zmenené parametre pôvodného modelu

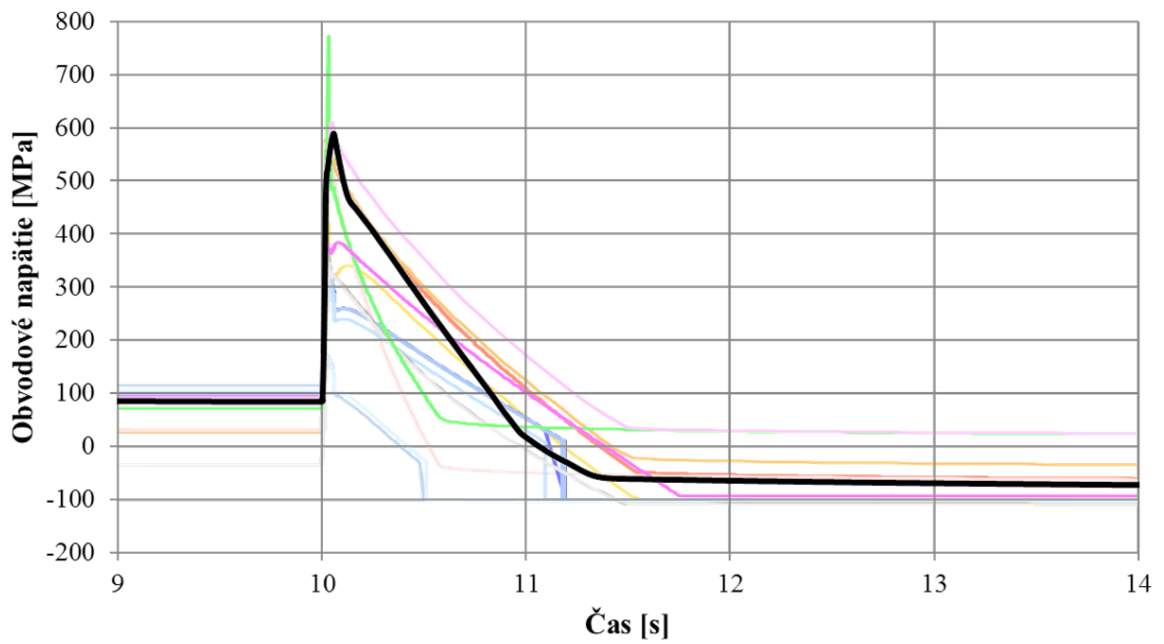
Upravený parameter	Nová hodnota
Priemer palivovej tablety	8,26 mm
Vonkajší priemer pokrytia	9,4 mm
Maximálny merný výkon paliva pri pulze	186,62 W/mm <sup>3</sup>
Materiál palivovej tablety	neožiarené UO <sub>2</sub>
Materiál pokrytia	neožiarený Zircaloy-4

V nasledujúcich grafoch 6-23, 6-24 a 6-25 je zobrazené porovnanie teploty v strede palivovej tablety, obvodového napätia a obvodovej deformácie na vonkajšom povrchu pokrytia výpočtového modelu s výsledkami medzinárodnej štúdie v publikácii [45]. Ostatné výsledky, ktoré bolo možné porovnať sú umiestnené v prílohe B. Výsledok analýzy je v grafoch zobrazený čiernou krivkou, zatiaľ čo výsledky štúdie sú vykreslené farebnými krivkami. Rozptyl výsledkov štúdie je spôsobený použitím rôznych výpočtových kódov pri simulácii havárie s vnosom reaktivity. Z grafov je vidieť, že výsledky analýzy tejto práce sa veľmi dobre zhodujú s výsledkami simulácií robenými ostatnými organizáciami, čo potvrdzuje relevantnosť dosiahnutých výsledkov získaných pomocou využitia výpočtového programu ANSYS.

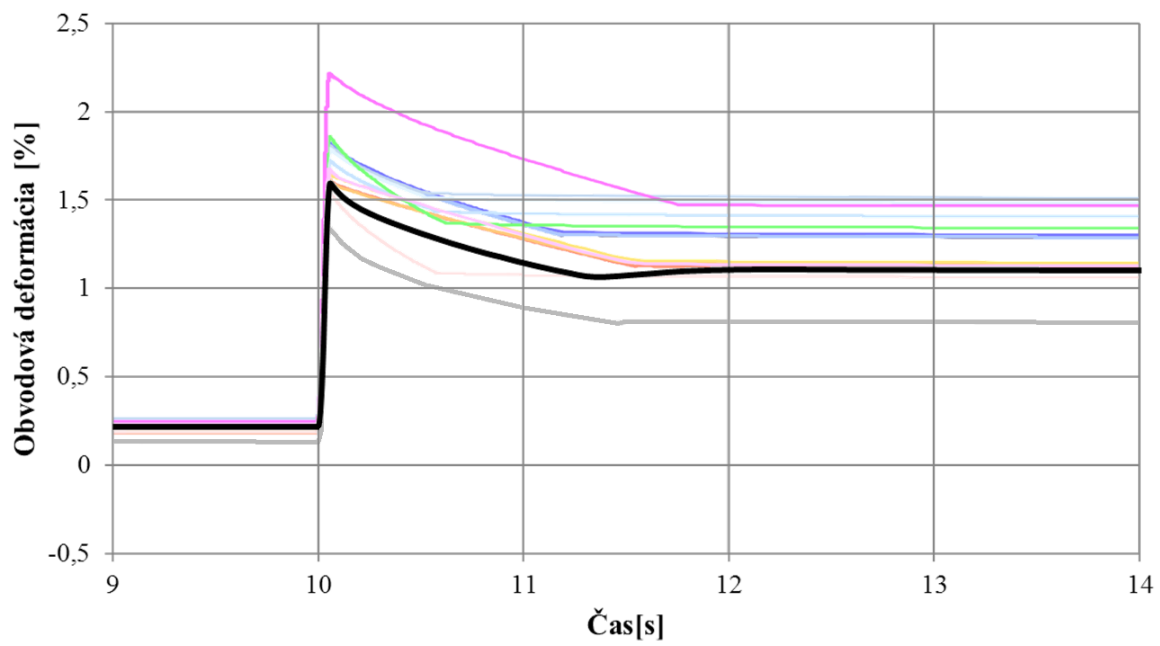




*Graf 6-23 Porovnanie teplôt v strede palivovej tablety*



*Graf 6-24 Porovnanie obvodového napätia na vonkajšom povrchu pokrytia*



*Graf 6-25 Porovnanie obvodovej deformácie na vonkajšom povrchu pokrytia*

## 6.8 Posúdenie vplyvu vybraných vstupných parametrov na analýzu

Aby výsledok simulácie odpovedal čo najpresnejšie realite musia byť vstupné parametre zadávané s čo najväčšou presnosťou. Každý vstupný parameter má pritom iný vplyv na celkový priebeh simulácie ako aj na samotné výsledky. Niektoré parametre majú aj pri malej zmene významnú váhu, zatiaľ čo iné vplyvajú na simuláciu len minimálne. V nasledujúcich dvoch podkapitolách je skúmaný vplyv zmeny prestupu tepla z palivového elementu do chladiva a vplyv trenia medzi palivovými tabletami a pokrytím. Porovnanie vplyvu zmeny prestupu tepla bolo spravené pri modeli s vyhoreným palivovým elementom a pokrytím zo zirkóniovej zliatiny a vplyv trenia bol skúmaný na modeli čerstvého palivového elementu taktiež s pokrytím zo zirkóniovej zliatiny. Ide len o ukážku vplyvu jednotlivých zmien vstupných parametrov, preto nie sú podrobnejšie skúmané nové vstupné hodnoty ani pochody pri ktorých tieto nové parametre nastávajú.

### 6.8.1 Vplyv zmeny prestupu tepla z palivového elementu do chladiva

Pri skúmaní vplyvu zmeny prestupu tepla z palivového elementu do chladiva na výsledné tepelnomechanické správanie boli uvažované tri prípady:

- teplota na povrchu pokrytia palivového elementu je konštantná s hodnotou 280 °C (pôvodný výpočtový model)
- na povrchu palivového elementu bol zadaný súčiniteľ prestupu tepla  $\alpha$  a teplota okolia 280 °C
- na povrchu palivového elementu bol zadaný súčiniteľ prestupu tepla  $\alpha$  a teplota okolia 280 °C a pri prekročení kritického tepelného toku klesla hodnota súčiniteľa prestupu tepla na  $\alpha_{bl}$ , čo simulovalo blanový var na povrchu pokrytia

Varianta so zadaným súčiniteľom prestupu tepla na vonkajšom povrchu pokrytia odpovedá viac reálnej situácií ako prvý prípad s konštantou teplotou. Ako už bolo spomenuté v kapitole 2, pri havárii s vnosom reaktivity môže tepelný tok z palivového elementu narásť až do takej miery, že sa odparí časť chladiva dotýkajúceho sa pokrytia a nastane tzv. blanový var. To má za následok zníženie súčiniteľa prestupu tepla s zvýšením teploty pokrytia palivového elementu.

Cieľom diplomovej práce nebolo skúmanie súčiniteľa prestupu tepla ani blanového varu na povrchu palivového elementu, ale len ukážka ich vplyvu. Preto bol súčiniteľ prestupu tepla  $\alpha$  počítaný pomocou rovníc 6-7 až 6-11 [16] len pre ustálené podmienky chladiva, 280 °C a 15,5 MPa, a nebol pri ňom uvažovaný vplyv zvýšenia teploty povrchu palivového elementu počas simulácie, ani zmena fyzikálnych vlastností chladiva. Taktiež kritický tepelný tok z povrchu palivového elementu do chladiva bol len približne odhadnutý pomocou rovníc 6-12 až 6-17 [16]. Po prekročení tohto tepelného toku sa uvažovalo, že nastane blanový var a hodnota súčiniteľa prestupu tepla klesne z pôvodnej hodnoty na  $\alpha_{bl} = 10000 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ .

Súčiniteľ prestupu tepla zotrval na tejto hodnote až pokým tepelný tok z povrchu pokrytia zas neklesol pod vypočítaný kritický tepelný tok.

Rozmery palivového elementu a rýchlosť chladiva uvedené v tabuľkách 6-5 a 6-6 boli získané z publikácie [3] a vlastnosti chladiva boli určené pomocou webovej stránky [46].

### Výpočet súčiniteľa prestupu tepla $\alpha$

**Tab. 6-5** Rozmery palivových elementov a vlastnosti chladiva pri 280 °C a 15,5 MPa

Veličina	Označenie	Hodnota
Rozstup medzi palivovými elementmi	b	12,6 mm
Priemer palivového elementu	$d_e$	9,5 mm
Rýchlosť prúdenia chladiva	$w_{ch}$	4 m/s
Hustota chladiva	$\rho_{ch}$	764,3 kg/m <sup>3</sup>
Dynamická viskozita chladiva	$\eta_{ch}$	$9,64 \cdot 10^{-5}$ Pa·s
Tepelná vodivosť chladiva	$\lambda_{ch}$	0,5965 W/m·K
Prandtlovo číslo	$Pr$	0,82

Prietočný prierez:

$$S = b^2 - \pi \cdot d_e^2 = 12,6^2 - \pi \cdot 9,5^2 = 87,88 \text{ mm}^2 \quad (6-7)$$

Zmáčaný obvod:

$$O = \pi \cdot d_e = \pi \cdot 9,5 = 29,85 \text{ mm} \quad (6-8)$$

Hydraulický priemer:

$$d_h = \frac{4 \cdot S}{O} = \frac{4 \cdot 87,88}{29,85} = 11,78 \text{ mm} \quad (6-9)$$

Reynoldsovo číslo:

$$Re = \frac{w_{ch} \cdot \rho_{ch} \cdot d_h}{\eta_{ch}} = \frac{4 \cdot 764,3 \cdot 11,78 \cdot 10^{-3}}{9,64 \cdot 10^{-5}} = 373587 \quad (6-10)$$

Súčiniteľ prestupu tepla:

$$\alpha = 0,023 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,4} \cdot \frac{\lambda_{ch}}{d_h} = 0,023 \cdot 373587^{0,8} \cdot 0,82^{0,4} \cdot \frac{0,5965}{11,78 \cdot 10^{-3}} = 30875 \text{ W/m}^2\text{K} \quad (6-11)$$

Výpočet kritického tepelného toku  $q_{kr}$ 

Tab. 6-6 Vlastnosti chladiva při tlaku 15,5 MPa a rozměry palivového elementu

Veličina	Označení	Hodnota
Entropia sýteho chladiva	$s'_{ch}$	3715 J/kg·K
Entropia sýtej pary chladiva	$s''_{ch}$	5278,9 J/kg·K
Teplota varu chladiva	$T'_{ch}$	617,95 K
Tepelná vodivost' sýteho chladiva	$\lambda'_{ch}$	0,4583 W/mK
Merná tepelná kapacita sýteho chladiva	$c'_{ch}$	8964,15 J/kg·K
Hustota sýteho chladiva	$\rho'_{ch}$	594,4 kg/m <sup>3</sup>
Povrchové napätie sýteho chladiva	$\sigma'_{ch}$	0,0046 N/m
Dynamická viskozita sýteho chladiva	$\eta'_{ch}$	6,83·10 <sup>-5</sup> Pa·s
Prandtlovo číslo sýteho chladiva	$Pr'$	1,34
Suchost' pary	x	0
Délka palivového elementu	H	3,66 m
Gravitačné zrýchlenie	g	9,81 m/s <sup>2</sup>

Merné výparné teplo chladiva:

$$l_{ch} = \frac{s''_{ch} - s'_{ch}}{T'_{ch}} = \frac{5278,9 - 3715}{617,95} = 966375 \text{ J/kg} = 966,375 \text{ kJ/kg} \quad (6-12)$$

Teplotná vodivost' sýteho chladiva:

$$a'_{ch} = \frac{\lambda'_{ch}}{c'_{ch} \cdot \rho'_{ch}} = \frac{0,4583}{8964,15 \cdot 594,4} = 8,6 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2/\text{s} \quad (6-13)$$

Weberovo číslo:

$$We = \frac{(\rho'_{ch} \cdot w_{ch})^2 \cdot d_h}{\rho'_{ch} \cdot \sigma'_{ch}} = \frac{(594,4 \cdot 4)^2 \cdot 11,78 \cdot 10^{-3}}{594,4 \cdot 0,0046} = 24353,3 \quad (6-14)$$

Reynoldsovo číslo pre sýte chladivo:

$$Re' = \frac{w_{ch} \cdot \rho'_{ch} \cdot d_h}{\eta'_{ch}} = \frac{4 \cdot 594,36 \cdot 11,78 \cdot 10^{-3}}{6,83 \cdot 10^{-5}} = 410115 \quad (6-15)$$

Parameter Q:

$$Q = \frac{0,131(1 - 0,286 \cdot x \cdot We^{0,2})^{1,3}}{42 \left(1 + \frac{H}{3,54}\right)} = \frac{0,131(1 - 0,286 \cdot 0 \cdot 24353,3^{0,2})^{1,3}}{42 \left(1 + \frac{3,66}{3,54}\right)} = \quad (6-16)$$

$$= 0,001534$$

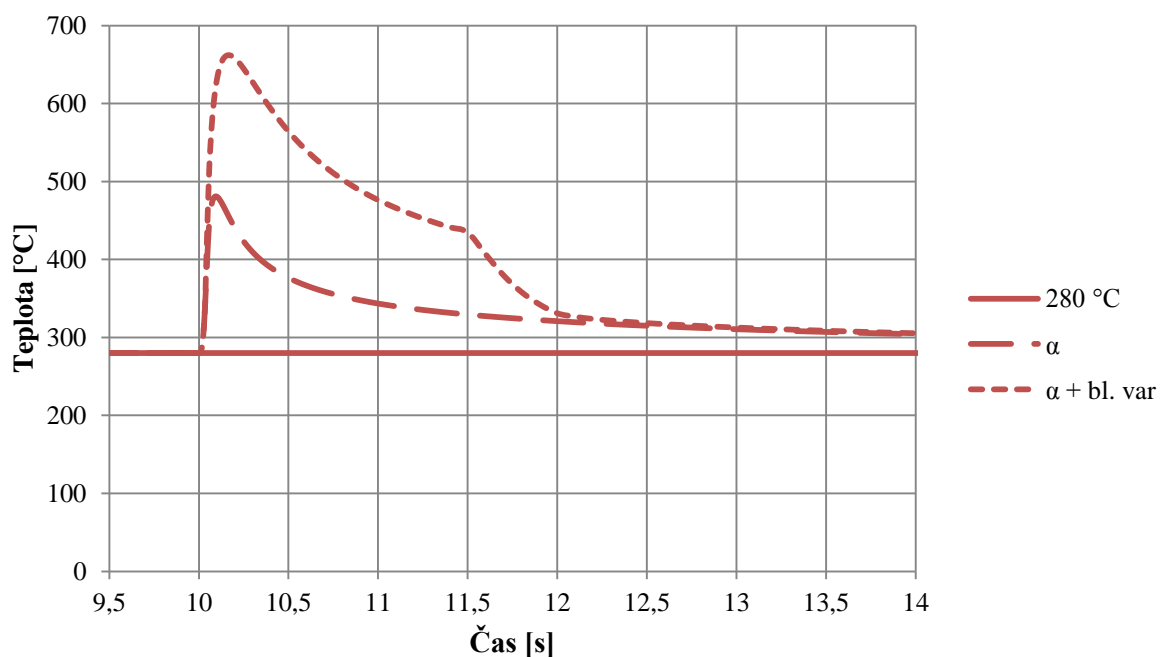
Kritický tepelný tok:

$$q_{kr} = Q \cdot l_{ch} \cdot \rho'_{ch} \left[ g \cdot d_h (g \cdot a'_{ch})^{\frac{1}{3}} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot Pr' \cdot Re'^{0,2} = \quad (6-17)$$

$$= 0,001534 \cdot 966375 \cdot 594,36 \left[ 9,81 \cdot 11,78 \cdot 10^{-3} (9,81 \cdot 8,6 \cdot 10^{-8})^{\frac{1}{3}} \right]^{\frac{1}{3}} \cdot 1,34 \cdot 410047^{0,2} = 1606874 \text{ W/m}^2 = 1,607 \text{ MW/m}^2$$

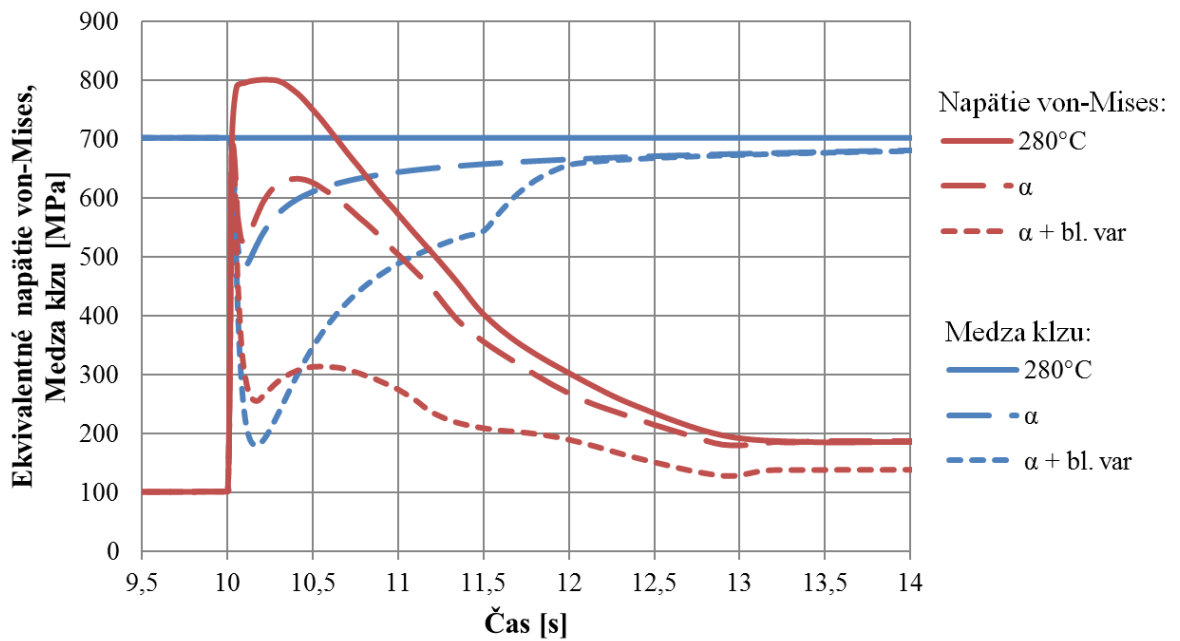
### Výsledky analýzy s rôznymi prestupmi tepla na povrchu palivového elementu

V grafe 6-26 sú vykreslené priebehy teplôt na vonkajšom povrchu pokrytia palivového elementu. Je vidieť, že pri uvažovaní súčiniteľa prestupu tepla narástla teplota na približne 480 °C a pri simulácii blanového varu dokonca až na 662 °C. V oboch prípadoch má takéto zvýšenie teploty zásadný vplyv na mechanické vlastnosti zirkóniovej zliatiny, ktorá pri vyšších teplotách stráca svoju pevnosť a stáva sa oveľa plastickejšou. Pri stave so súčiniteľom prestupu tepla a blanovým varom, dochádza k prekročeniu kritického tepelného toku veľmi rýchlo, a to už po 0,034 sekundách od začiatku výkonového pulzu. Taktiež je vidieť pri tomto stave zlom v priebehu teploty počas chladnutia povrchu, ktorý je spôsobený vrátením sa hodnoty súčiniteľa prestupu tepla sa svoju pôvodnú hodnotu pred blanovým varom.

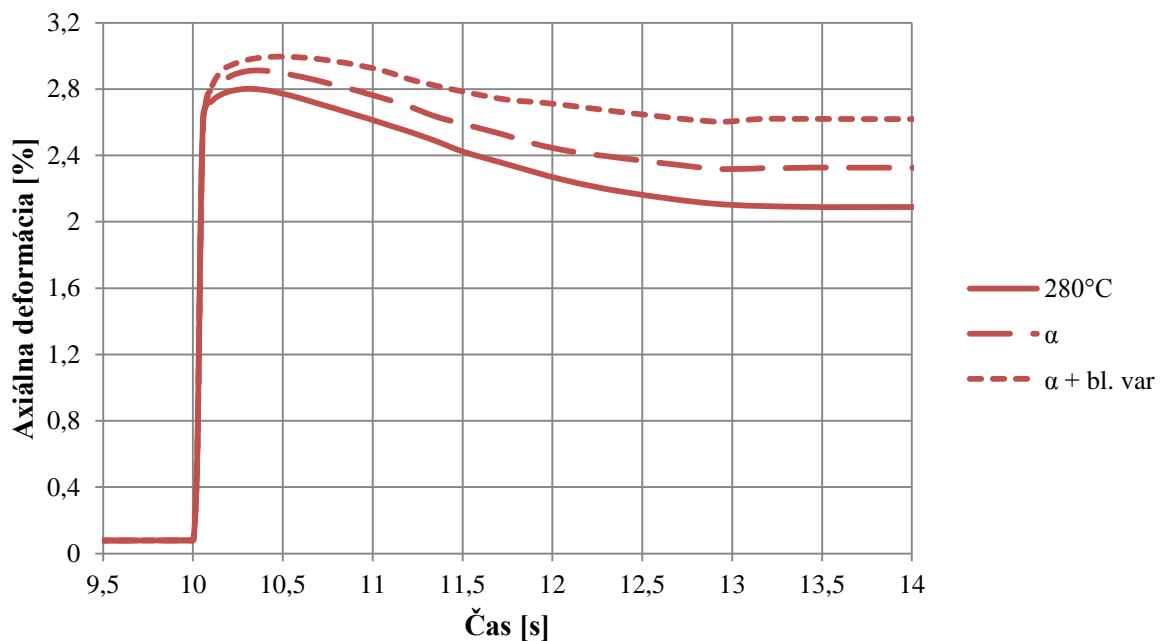


**Graf 6-26** Teplota na vonkajšom povrchu pokrytia pri rôznych tepelných okrajových podmienkach

Vplyv zvýšenej teploty zirkóniovej zliatiny na jej pevnosť a plasticitu je vidieť z grafov 6-27 a 6-28. Pretože so zvyšujúcou sa teplotou klesá medza klzu zirkóniovej zliatiny, došlo počas výkonového pulzu k výraznému splastizovaniu povrchu. To sa odrazilo aj na napätí v materiáli, ktoré najskôr stúpalo rovnako ako pri stave s konštantnou teplotou povrchu, ale pri vyššej teplote vďaka splastizovaniu materiálu podstatne kleslo. V grafe 6-27 je okrem ekvivalentného napätia vykreslená aj medza klzu pre jednotlivé porovnávané stavy, aby bolo možné vidieť do akej miery bola táto medza prekročená. Vplyv zmeny tepelnej okrajovej podmienky na splastizovanie povrchu pokrytia palivového elementu, je vidieť po ustálení axiálnych deformácií v grafe 6-28.



**Graf 6-27** Ekvivalentné napätie von-Mises a medza klzu na vonkajšom povrchu pokrytia pri rôznych tepelných okrajových podmienkach

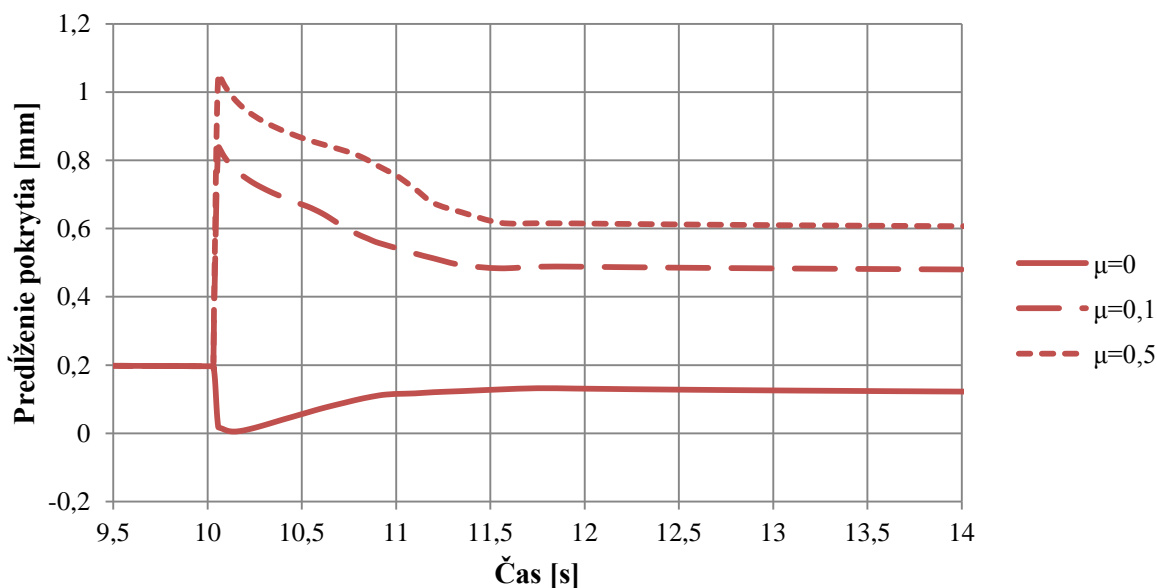


**Graf 6-28** Axiálna deformácia na vonkajšom povrchu pokrytia pri rôznych tepelných okrajových podmienkach

## 6.8.2 Vplyv trenia medzi jednotlivými časťami modelu

Na posúdenie vplyvu trenia medzi palivovými tabletami a pokrytím boli vybrané tri porovnávané hodnoty koeficientu trenia. Prvý prípad bol model palivového elementu bez trenia medzi jednotlivými časťami, čiže  $\mu=0$  (pôvodný model analýzy), a ďalšie dva modely mali koeficient trenia zadaný s hodnotou 0,1 a 0,5.

Pri skúmaní predĺženia pokrytia palivového elementu počas výkonového pulzu, bol pozorovaný zásadný rozdiel medzi stavmi bez trenia a s trením. Tento rozdiel je vidieť aj v rozličných priebehoch predĺženia zobrazených v grafe 6-29. Zatiaľ čo pri stave bez trenia dochádza počas výkonového pulzu ku skracovaniu dĺžky pokrytia, pri stave s trením sa jeho dĺžka zväčšuje.



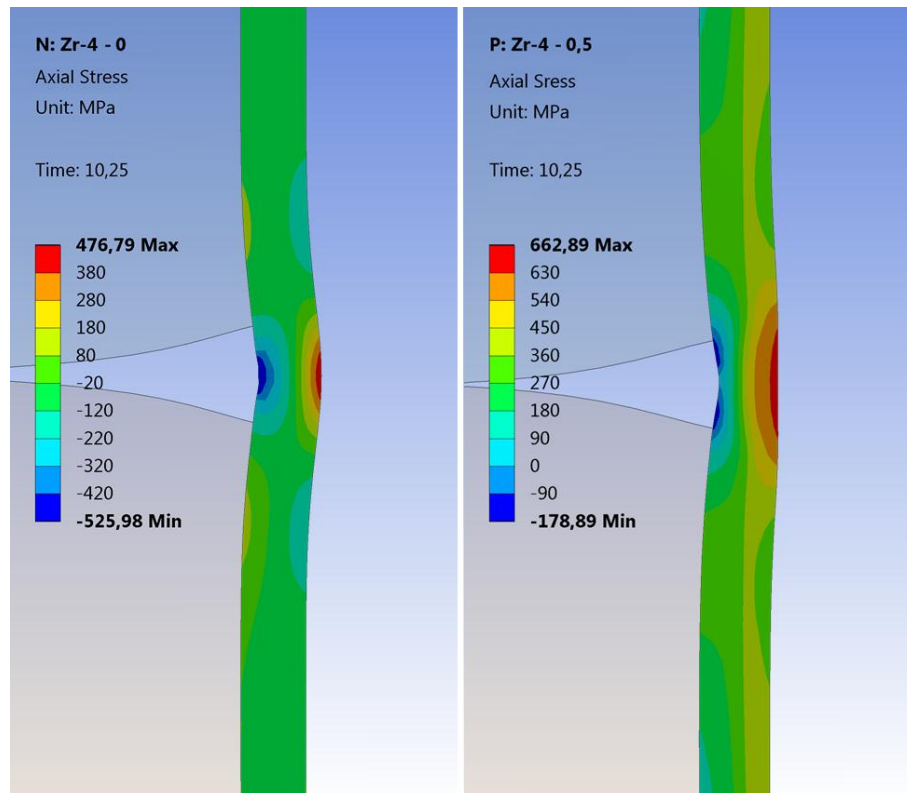
**Graf 6-29** Predĺženie pokrytia pre rôzne druhy kontaktov medzi palivom a pokrytím

Počas zvyšovania teploty paliva narastá priemer palivových tabliet ako aj ich výška, preto palivové tablety jednak tlačia na pokrytia v radiálnom smere, ale aj sa po ňom v axiálnom smere šmykajú. Pokiaľ nie je medzi jednotlivými časťami modelu trenie, môže sa pokrytie palivového elementu posúvať aj opačným smerom akým expanduje stĺpec paliva, čím dochádza k jeho vydúvaniu. Pri uvažovaní trenia s hodnotou  $\mu=0,1$  ako aj  $\mu=0,5$ , je kvôli šmykovým silám vznikajúcim medzi palivom a pokrytím, pohyb pokrytia rovnaký so smerom expanzie stĺpca paliva. To má za následok významné namáhanie pokrytia nie len v obvodovom smere, ako tomu bolo pri stave bez trenia, ale aj v smere axiálnom. Porovnanie axiálnych napätí pre stav bez trenia a stav s koeficientom trenia 0,5 je možné vidieť na obrázku 6-6. Pri stave bez trenia vzniká na vonkajšom povrchu pokrytia menšie ťahové napätie a na vnútornom povrchu zase väčšie tlakové napätie než pri stave s trením. Obrázok je vykreslený s 10krát zväčšenými deformáciami, aby bolo možné vidieť akým spôsobom sa v oblasti rozhrania palivových tabliet deformuje pokrytie.<sup>6</sup> Z deformácie pokrytia zobrazených na obrázku je vidieť, že zatiaľ čo sa pokrytie pri stave bez trenia vydúva,

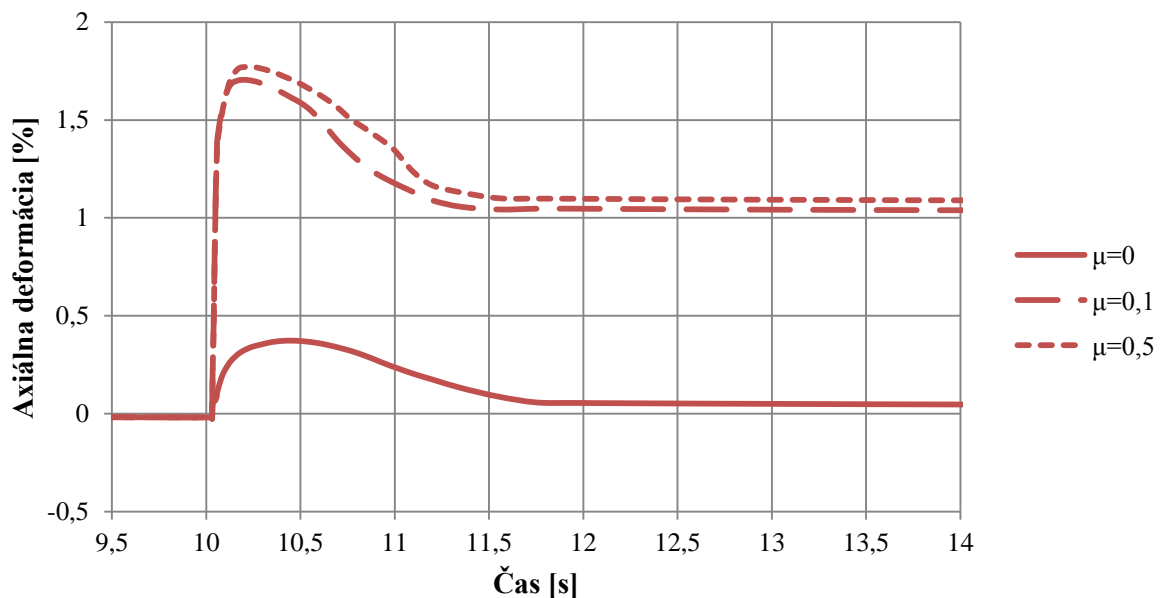
<sup>6</sup> Poloha tabliet na obrázku neodpovedá merítku vykreslenia deformácií, ale je upravená tak, aby bolo názorne vidieť deformovanie pokrytia na rozhraní tabliet.



v pokrytí při stave s trením došlo vďaka väčšiemu namáhaniu k prekročeniu medze klzu a vonkajší povrch v tejto oblasti splastizoval. Tomu odpovedajú aj hodnoty axiálnych deformácií v grafe 6-30, z ktorých je vidieť, že po ustálení zostávajú v pokrytí s trením relatívne veľké plastické deformácie, zatiaľ čo pri pokrytí bez trenia sú tieto trvalé deformácie veľmi malé.



**Obr. 6-6** Axiálne napätie v pokrytí pre kontakt bez trenia (vľavo) a kontakt s trením  $\mu=0,5$  (vpravo) pre čas 10,25 sekundy (merítka vykreslenia deformácií 10x)



**Graf 6-30** Axiálna deformácia na vonkajšom povrchu pokrytia pre rôzne druhy kontaktov medzi palivom a pokrytím

---

Axiálne napätia medzi stavmi s koeficientom trenia 0,1 a 0,5 sa líšili len približne o 5 MPa a ako je vidieť z grafu 6-30, aj axiálne deformácie sú pre tieto porovnávané hodnoty koeficientov trenia veľmi podobné. Ostatné skúmané veličiny mali tiež veľmi podobnú hodnotu a jediným v čom sa výraznejšie tieto dva porovnávané stavy odlišovali, bolo predĺženie pokrytia.

## Záver

S príchodom pokročilej počítačovej techniky sa objavili aj nové nástroje, ktoré umožňujú podrobnejšie skúmať a predikovať zložité deje a systémy. Jedným z takýchto nástrojov sú počítačové simulácie, ktoré sú v dnešnej dobe nenahraditeľnou súčasťou pri rôznych výskumoch, pretože dokážu riešiť veľmi komplexné úlohy a skúmať aj oblasti, ktoré nie sú experimentálne preskúmateľné.

Cieľom tejto diplomovej práce bolo práve modelovanie jednej z takýchto situácií. Jednalo sa simulovanie termomechanického chovania jadrového paliva pri havárii s vnosom reaktivity, čo je jedna z projektových havárií jadrových elektrární. V práci bolo skúmané správanie čerstvého a vyhoreného jadrového paliva, pri uvažovaní pokrytia zo zirkóniovej zliatiny Zircaloy-4 a kompozitného materiálu na báze karbidu kremíka. Aby sa simulácia čo najviac približovala reálnej situácii, bol pripravený podrobný prehľad jednotlivých materiálových parametrov, ktoré boli následne použité pri modelovaní. Okrem teplôt v jednotlivých častiach modelu boli skúmané aj napätia a deformácie pokrytia, vnútorný polomer pokrytia, šírka medzery medzi palivom a pokrytím a predĺženie stĺpca paliva, ako aj pokrytia. Na základe dosiahnutých výsledkov, je možné získať približný prehľad o niektorých špecifických aspektoch správania sa jadrového paliva počas havárie s vnosom reaktivity.

Pri posudzovaní jednotlivých výsledkov je vidieť, že pri všetkých stavoch okrem čerstvého paliva s pokrytím zo zirkóniovej zliatiny došlo k výraznému splastizovaniu povrchu pokrytia. V pokrytí z kompozitného materiálu dokonca vznikali napätia, vysoko prevyšujúce pomernú medzu klzu, aj medzu pevnosti, čo naznačuje, že by pri použití tohto materiálu došlo s veľkou pravdepodobnosťou za predpokladu podmienok, aké boli použité pri simulácii, k porušeniu pokrytia. Kompozitný materiál na báze SiC si svoju pevnosť síce zachováva aj pri vysokých teplotách, ale pri havárii s vnosom reaktivity je pokrytie, skôr ako stihne byť ohriate, namáhané mechanicky expandujúcou palivovou tabletou, na čo nie je tento materiál kvôli svojej nízkej hodnote pevnosti a krehkému správaniu stavaný. Preto nie je z pohľadu havárie s vnosom reaktivity jeho použitie na pokrytie palivových elementov vo forme v akej bolo posudzované v tejto práci, vhodné. Na to aby mohol byť kompozitný SiC materiál použitý ako pokrytie palivových elementov, musela by byť zväčšená medzera medzi palivom a pokrytím, zvýšená hrúbka pokrytia alebo by muselo ísť o použitie v kombinácii s ďalšími materiálmi, ako bolo naznačené v kapitole 5.1. Napriek všetkému zostáva, ale SiC jedným z perspektívnych materiálov, pretože jeho použitie je možné aj pri vysokoteplotných aplikáciách, kde zirkóniové zliatiny prudko degradujú.

Pokrytie zo zirkóniovej zliatiny odolávalo počas simulácie havárie s vnosom reaktivity zaťažujúcim podmienkam lepšie ako SiC materiál. Pri čerstvom stave pri tomto druhu pokrytia došlo len k miernemu prekročeniu medze klzu a pri vyhorenom stave sa hodnoty napätí pohybovali na medzi pevnosti. Ako by sa správalo pokrytie v reálnych situáciách a či by došlo k jeho porušeniu, sa nedá len na základe tejto práce určiť, pretože počas vyhorenia pôsobia na pokrytie rôzne degradačné vplyvy, akými sú napríklad korózia, hydridácia a prítomnosť trhlín vo vonkajšej zoxidovanej vrstve, a preto môže dôjsť k porušeniu pokrytia aj oveľa skôr, ako by bola prekročená medza pevnosti materiálu. Taktiež bolo zvýšené napätie len na povrchu pokrytia a na krátky časový úsek, takže aj postup

eventuálne vytvorenej trhliny na povrchu pokrytia by sa mohol v určitej hĺbke zastaviť. Na výskum v tejto oblasti sa vedú rozsiahle štúdie a používajú sa špecializované počítačové programy zamerané na danú problematiku.

Skúmanie termomechanického chovania jadrového paliva pri havárii s vnosom reaktivity je stále aktuálnou oblasťou výskumov, čo potvrdzuje aj nedávno uverejnená medzinárodná štúdia, ktorá sa zaoberá porovnaním jednotlivých výpočtových kódov pri simulácii havárie s vnosom reaktivity. Na základe výsledkov tejto štúdie, bolo možné porovnať výsledky diplomovej práce so simuláciami robenými rôznymi organizáciami. Z porovnania v kapitole 6.7 je vidieť, že výsledky tejto práce sa s výsledkami štúdie veľmi dobre zhodujú, čo potvrdzuje relevantnosť dosiahnutých výsledkov, získaných pomocou modelov, vytvorených vo výpočtovom programe ANSYS.

Pretože na vytvorenie simulácie, čo najpresnejšie odpovedajúcej reálnej situácii, je potrebné, okrem presných vstupných parametrov, vedieť aj ktorý parameter má aký vplyv, bola v poslednej časti spravená ukážka porovnania vplyvu zmeny tepelnej okrajovej podmienky a zmeny trenia medzi palivovými tabletami a pokrytím, na výsledky analýzy. Pri porovnaní rôznych tepelných okrajových podmienok bolo zistené, že pri uvažovaní súčiniteľa prestupu tepla, eventuálne s kombináciou blanového varu, dochádzalo k výraznému zvýšeniu teploty na povrchu pokrytia palivového elementu, čo malo zásadný vplyv na mechanické vlastnosti pokrytia z materiálu Zircaloy-4. So zvyšujúcou sa teplotou prudko klesá medza klzu zirkóniovej zliatiny, čím sa táto zliatina stáva oveľa plastickejšou a nastávajú pri jej zaťažení väčšie trvalé deformácie. Pri porovnaní modelov s rozličnými hodnotami trenia medzi palivovými tabletami a pokrytím, je vidieť, že zavedenie nulového koeficientu trenia môže mať v niektorých prípadoch zásadný vplyv na konečné výsledky. Zatiaľ čo pri modeli bez trenia došlo k trvalým deformáciám len vo veľmi obmedzenej miere, pri modeloch s trením pokrytie palivových elementov splastizovalo v určitých miestach oveľa výraznejšie, pričom výsledky pre porovnávané koeficienty trenia s hodnotou 0,1 a 0,5 sa od seba zásadnejšie nelíšili.

## Zoznam použitých zdrojov

- [1] Reactor Database. *World Nuclear Association* [online]. England and Wales: World Nuclear Association, 2016 [cit. 2016-05-19]. Dostupné z: <http://www.world-nuclear.org/information-library/facts-and-figures/reactor-database.aspx>
- [2] BEČVÁŘ, Josef. *Jaderné elektrárny*. 2. opravené vydání. Praha: SNTL/ALFA, 1981.
- [3] WESTINGHOUSE ELECTRIC CORPORATION. *The westinghouse pressurized water reactor nuclear power plant*. Pittsburgh: Westinghouse Electric Corporation, 1984.
- [4] CHUGUI, Yuri et al. 3D optical measuring technologies for industrial applications. In: *Proceedings of the SPIE: Optical Measurement Systems for Industrial Inspection VII*. 2011. DOI: 10.1117/12.895003.
- [5] O'LEARY, Patrick M. a Michelle L. PITTS. Effects of burnable absorbers on PWR spent nuclear fuel. In: *WM'01 Conference* [online]. Tucson, 2001 [cit. 2016-03-15]. Dostupné z: <http://www.wmsym.org/archives/2001/16/16-7.pdf>
- [6] Výkresová dokumentácia spoločnosti Slovenské elektrárne
- [7] NUCLEAR ENERGY AGENCY *Nuclear fuel behaviour under Reactivity-initiated Accident (RIA) conditions: state-of-the-art report*. Paris: Nuclear Energy Agency, Organisation for Economic Co-operation and Development, 2010. ISBN 978-926-4991-132.
- [8] DESQUINES, J. et al. The issue of stress state during mechanical tests to assess cladding performance during a reactivity-initiated accident (RIA). *Journal of Nuclear Materials*. 2011, 412(2), 250-267. DOI: 10.1016/j.jnucmat.2011.03.015. ISSN 00223115.
- [9] DUBŠEK, František. *Jaderná energetika*. Brno: PC-DIR, 1994. ISBN 80-214-0538-4.
- [10] GOLOVANOV, V.N. WWER fuel behaviour and characteristics at high burnup. In: *Technical committee meeting on nuclear fuel behaviour modelling at high burnup and its experimental support*. Windermere, 2000.
- [11] FAYA, S.C.S. *A survey on fuel pellet cracking and healing phenomena in reactor operation*. Sao Paulo: Instituto de Pesquisas Energeticas e Nucleares, 1981.

- 
- [12] PATTERSON, Charles. *Processes going on in nonfailed rod during normal operation*. Mölnlycke: Advanced Nuclear Technology International, 2010.
- [13] BENTEJAC, F. Fuel rod modelling during transients: The TOUTATIS code. In: *Technical committee meeting on nuclear fuel behaviour modelling at high burnup and its experimental support*. Windermere, 2001.
- [14] SMIRNOV, A. Results of post-irradiation examination to validate WWER-440 and WWER-1000 fuel efficiency at high burnups. In: *International conference on WWER fuel performance, modelling and experimental support*. Varna, 2001.
- [15] CAILLOT, L. Thermal and in-pile densification of MOX fuels: Some recent results. In: *Technical committee meeting on recycling of plutonium and uranium in water reactor fuel*. Newby Bridge, 1997.
- [16] HEŘMANSKÝ, Bedřich. *Termomechanika jaderných reaktorů*. 1. Praha: Academia, 1986, 434 s.
- [17] ALLEN, Tod. *Restructuring & rod bowing*. University of Wisconsin–Madison, Department of Engineering Physics, 2006.
- [18] LIKHANSKII, V. Modelling of high burnup structure in UO<sub>2</sub> fuel with the RTOP code. In: *7. International conference on WWER fuel performance, modelling and experimental support*. Albena, 2008.
- [19] LEE, Chan Bock. A new mechanistic and engineering fission gas release Model for a uranium dioxide fuel. *Journal of Nuclear Science and Technology*. 2008, 45 (1), 60-71.
- [20] POPOV, S.G. *Thermophysical properties of MOX and UO<sub>2</sub> fuels including the effects of irradiation*. ORNL, 2000.
- [21] GOLOVANOV, V.N. WWER fuel behaviour and characteristics at high burnup. In: *Technical committee meeting on nuclear fuel behaviour modelling at high burnup and its experimental support*. Windermere, 2000.
- [22] SIEFKEN, L. J. *MATPRO -A library of materials properties for light-water-reactor accident analysis*. Idaho Falls: Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, 2001.

- [23] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. *Thermophysical properties database of materials for light water reactors and heavy water reactors: final report of a coordinated research project, 1999-2005*. Vienna: IAEA, 2006. ISBN 92-010-4706-1.
- [24] LAUX, D., et al. Ultrasonic methods appropriate for further progress in nuclear materials examination. In: *6. International conference on WWER fuel performance, modelling and experimental support*. Albena, 2005.
- [25] OLANDER, D. a A. MOTTA. *A new book: Light-water reactor materials: Chapter 17. Zirconium alloys*. Pennsylvania, 2011.
- [26] WHITMARSH, C. L. *Review of Zircaloy-2 and Zircaloy-4 properties relevant to N.S. savannah reactor desifn*. ORNL, 1982.
- [27] KIM, Sun-Ki et al. Hoop strength and ductility evaluation of irradiated fuel cladding. *Nuclear Engineering and Design*. 2009, 239(2), 254-260. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2008.10.024. ISSN 00295493.
- [28] CAZALIS, B. et al. The PROMETRA program : A reliable material database for highly irradiated ZIRCALOY-4, ZIRLO<sup>TM</sup> and M5<sup>TM</sup> fuel claddings. In: *18th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology*. Beijing, 2005. ISBN 7-5022-3421-7.
- [29] ALLEN, T.R., R.J.M. KONINGS a A.T. MOTTA. Corrosion of zirconium alloys. In: *Comprehensive Nuclear Materials*. Amsterdam: Elsevier, 2012, (5), 49-68. ISBN 978-0-08-056032-8.
- [30] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. *Review of fuel failures in water cooled reactors*. Vienna: IAEA, 2010. ISBN 978-920-1026-101.
- [31] MARKOV, D. Change of VVER-440 fuel rod geometry under operation up to 65 MWd/kgU fuel burnup. In: *6. International conference on WWER fuel performance, modelling and experimental support* . Albena, 2006.
- [32] CHOI, SANG IL a JI HYUN KIM. Radiation-induced dislocation and growth behavior of zirconium and zirconium alloys – A review. *Nuclear Engineering and Technology* . 2013, 45(3), 385-392. DOI: 10.5516/NET.07.2013.035. ISSN 17385733.
- [33] BARRETT, Kristine, Shannon BRAGG-SITTON a Daniel GALICKI. *Advanced LWR nuclear fuel cladding system development trade-off study*. Idaho Falls: Idaho National Laboratory, 2012

- [34] KATOH, Yutai, et al. Continuous SiC fiber, CVI SiC matrix composites for nuclear applications: Properties and irradiation effects. *Journal of Nuclear Materials*. 2014, 448(1-3), 448-476. DOI: 10.1016/j.jnucmat.2013.06.040. ISSN 00223115.
- [35] BLAGOEVA, D.T. et al. Characterisation of 2D and 3D Tyranno SA3 CVI SiC<sub>f</sub>/SiC composites. *Materials Science and Engineering: A*. 2015, 638, 305-313. DOI: 10.1016/j.msea.2015.04.090. ISSN 09215093.
- [36] YONATHAN, Parlindungan et al. Improvement of SiC<sub>f</sub>/SiC density by slurry infiltration and tape stacking. *Materials Research Bulletin*. 2009, 44(11), 2116-2122. DOI: 10.1016/j.materresbull.2009.07.004. ISSN 00255408.
- [37] KATOH, Yutai et al. High-dose neutron irradiation of Hi-Nicalon Type S silicon carbide composites. Part 2: Mechanical and physical properties. *Journal of Nuclear Materials*. 2015, 462, 450-457. DOI: 10.1016/j.jnucmat.2014.12.121. ISSN 00223115.
- [38] RASHED, A. H. *Properties and characteristics of silicon carbide*. Decatur (Texas): Poco Graphite, 2002.
- [39] KATOH, Yutai et al. Thermophysical and mechanical properties of near-stoichiometric fiber CVI SiC/SiC composites after neutron irradiation at elevated temperatures. *Journal of Nuclear Materials*. 2010, 403(1-3), 48-61. DOI: 10.1016/j.jnucmat.2010.06.002. ISSN 00223115.
- [40] TRENTINI, E., B. RICCARDI a M. LABANTI. Fatigue and creep behaviour of a SiC<sub>f</sub>/SiC composite for nuclear fusion reactor applications. *Advances in Science and Technology*. 2006, 45, 1444-1449. DOI:10.4028/www.scientific.net/AST.45.1444. ISSN 1662-0356.
- [41] KOYANAGI, Takaaki, Sosuke KONDO a Tatsuya HINOKI. Effect of differential swelling between fiber and matrix on the strength of irradiated SiC/SiC composites. *Journal of Nuclear Materials*. 2013, 442(1-3), 380-383. DOI: 10.1016/j.jnucmat.2013.03.092. ISSN 00223115.
- [42] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. *Thermophysical properties of materials for water cooled reactors*. Vienna: IAEA, 1997. ISSN 1011-4289.
- [43] KIM, Sun-Ki et al. Hoop strength and ductility evaluation of irradiated fuel cladding. *Nuclear Engineering and Design*. 2009, 239(2), 254-260. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2008.10.024. ISSN 00295493.
- [44] ELECTRIC POWER RESEARCH INSTITUTE. *End-of-life rod internal pressures in spent pressurized water reactor fuel*. Palo Alto (CA): Electric Power Research Institute, 2013.



- [45] NUCLEAR ENERGY AGENCY. *Reactivity Initiated Accident (RIA) fuel codes benchmark phase-II: Report - Volume 1, Simplified cases results, summary and analysis* [online]. NEA-CSNI, 2016 [cit. 2016-04-19]. Dostupné z: <https://www.oecd-nea.org/nsd/docs/2016/csni-r2016-6-vol2.pdf>
- [46] Fluid Property Calculator. *Industrial Refrigeration Consortium* [online]. Madison, 2016 [cit. 2016-04-13]. Dostupné z: <https://www.irc.wisc.edu/properties/>

## Zoznam použitých skratiek a symbolov

<b>Skratka</b>	<b>Význam</b>
CSNI	Committee on the Safety of Nuclear Installations (Výbor pre bezpečnosť jadrových zariadení)
CVI	Chemical Vapor Infiltration
CW	Cold Work (spracovanie za studena)
LOCA	Loss-of-coolant accident (havária so stratou chladenia)
MI	Melt Infiltration
NEA	Nuclear Energy Agency (Agentúra pre jadrovú energiu)
NITE	Nano-Infiltration and Transient Eutectic-phase
OECD	Organisation for Economic Co-operation and Development (Organizáciu pre hospodársku spoluprácu a rozvoj)
PCMI	Pellet – Cladding Mechanical Interaction (mechanická interakcia palivovej tablety a pokrytia)
PIP	Polymer Impregnation and Pyrolysis
PWR	Pressurised Water Reactor (tlakovodný reaktor západného typu)
RBMK	Reaktor Bolšoj Moščnosti Kanalnyj (ľahkovodný grafitom moderovaný reaktor)
RIA	Reactivity Initiated Accident (havária s vnosom reaktivity)
SCC	Stress Corrosion Cracking (korózne praskanie pod napätím)
VVER	Vodo – Vod'anoj Energetičeskij Reaktor (tlakovodný reaktor ruského typu)

<b>Symbol</b>	<b>Význam</b>	<b>Jednotka</b>
$\alpha$	súčiniteľ prestupu tepla	W/m <sup>2</sup> K
$\beta$	koeficient tepelnej rozťažnosti	1/K
$\eta$	dynamická viskozita	Pa·s
$\lambda$	tepelná vodivosť	W/m·K
$\rho$	hustota	kg/m <sup>3</sup>
$\sigma$	povrchové napätie	N/m

<b>Symbol</b>	<b>Význam</b>	<b>Jednotka</b>
<i>a</i>	teplotná vodivosť	$\text{m}^2/\text{s}$
<i>b</i>	rozstup medzi palivovými elementmi	mm
<i>B</i>	vyhorenie paliva	MWd/kgU
<i>c</i>	merná tepelná kapacita	J/kg·K
<i>d</i>	priemer	mm
<i>g</i>	gravitačné zrýchlenie	$\text{m}/\text{s}^2$
<i>h</i>	výška palivovej tablety	mm
<i>H</i>	dĺžka palivového elementu	m
<i>l</i>	merné výparné teplo	J/kg
<i>n</i>	počet palivových tabliet v palivovom elemente	-
<i>O</i>	zmáčaný obvod	mm
<i>p</i>	tlak v palivovom elemente	MPa
<i>P</i>	výkon paliva pri pulze	W
$\dot{P}$	merný výkon paliva pri pulze	$\text{W}/\text{mm}^3$
<i>Pr</i>	Prandtlovo číslo	-
<i>q</i>	merný tepelný tok	$\text{W}/\text{m}^2$
<i>Q</i>	parameter pri výpočte kritického tepelného toku	-
<i>Re</i>	Reynoldsovo číslo	-
<i>s</i>	merná entropia	J/kg·K
<i>S</i>	prietočný prierez	$\text{mm}^2$
<i>t</i>	teplota	°C
<i>T</i>	teplota	K
<i>V</i>	objem paliva v palivovom elemente	$\text{mm}^3$
<i>w</i>	rýchlosť	m/s
<i>We</i>	Weberovo číslo	-
<i>x</i>	suchosť pary	-

---

<b>Indexy</b>	<b>Význam</b>
<i>č</i>	čerstvý stav
<i>h</i>	hydraulický
<i>ch</i>	chladiivo
<i>max</i>	maximum
<i>SiC</i>	kompozitný materiál na báze SiC
<i>t</i>	tavenie
<i>UO<sub>2</sub></i>	oxid uraničitý
<i>v</i>	vyhorený stav
<i>Zr-4</i>	zirkoniová zliatina Zircaloy-4
<i>1</i>	pôvodná hodnota
<i>2</i>	nová hodnota
<i>'</i>	sýta kvapalina
<i>''</i>	sýta para

## Zoznam obrázkov, grafov a tabuliek

<b>Obr. 1-1</b> Palivové kazety tlakovodných reaktorov .....	13
<b>Obr. 1-2</b> Palivový element reaktora VVER 440 .....	14
<b>Obr. 2-1</b> Tvar výkonového pulzu po vystrelení regulačnej kazety pri tzv. horúcom stave a nulovom výkone reaktora na konci palivovej kampane .....	18
<b>Obr. 3-1</b> Palivová tableta pri nominálnom výkone .....	22
<b>Obr. 3-2</b> Rez palivovou tabletou s tromi odlišnými kryštalickými štruktúrami .....	24
<b>Obr. 4-1</b> Obvodové (vľavo) a radiálne (vpravo) hydridy vytvorené v pokrytí .....	39
<b>Obr. 5-1</b> SiC kompozitný materiál .....	44
<b>Obr. 6-1</b> Model palivového elementu pre čerstvý stav paliva (vľavo celkový pohľad, vpravo hore detail hornej časti modelu, vpravo dole detail rozhrania prvej a druhej tablety).....	55
<b>Obr. 6-2</b> Sieť prvkov modelu palivového elementu .....	56
<b>Obr. 6-3</b> Obvodové napätia v pokrytí z materiálu Zircaloy-4 pre vyhorený stav.....	64
<b>Obr. 6-4</b> Axiálne napätia v pokrytí z materiálu Zircaloy-4 pre vyhorený stav .....	64
<b>Obr. 6-5</b> Axiálne (vľavo) a obvodové (vpravo) deformácie pokrytia z materiálu Zircaloy-4 pre vyhorený stav a čas analýzy 10,13 sekundy .....	65
<b>Obr. 6-6</b> Axiálne napätie v pokrytí pre kontakt bez trenia (vľavo) a kontakt s trením $\mu=0,5$ (vpravo) pre čas 10,25 sekundy (merítka vykreslenia deformácií 10x) .....	81
<b>Obr. A-1</b> Obvodové napätia v pokrytí z materiálu Zircaloy-4 pre čerstvý stav .....	A-1
<b>Obr. A-2</b> Obvodové napätia v pokrytí z kompozitného materiálu SiC pre čerstvý stav .....	A-1
<b>Obr. A-3</b> Obvodové napätia v pokrytí z kompozitného materiálu SiC pre vyhorený stav.....	A-2
<b>Obr. A-4</b> Axiálne napätia v pokrytí z materiálu Zircaloy-4 pre čerstvý stav .....	A-2
<b>Obr. A-5</b> Axiálne napätia v pokrytí z kompozitného materiálu SiC pre čerstvý stav .....	A-3
<b>Obr. A-6</b> Axiálne napätia v pokrytí z kompozitného materiálu SiC pre vyhorený stav.....	A-3
<b>Obr. A-7</b> Axiálne (vľavo) a obvodové (vpravo) deformácie pokrytia z materiálu Zircaloy-4 pre čerstvý stav a čas analýzy 10,13 sekundy.....	A-4
<b>Obr. A-8</b> Axiálne (vľavo) a obvodové (vpravo) deformácie pokrytia z kompozitného materiálu SiC pre vyhorený stav a čas analýzy 10,13 sekundy .....	A-4
<b>Obr. A-9</b> Axiálne (vľavo) a obvodové (vpravo) deformácie pokrytia z kompozitného materiálu SiC pre vyhorený stav a čas analýzy 10,13 sekundy .....	A-5

<b>Graf 3-1</b> Objemový rast $UO_2$ v závislosti na vyhorení .....	23
<b>Graf 3-2</b> Zmena hustoty $UO_2$ počas vyhorievania paliva .....	26
<b>Graf 3-3</b> Závislosť mernej tepelnej kapacity $UO_2$ na teplote .....	27
<b>Graf 3-4</b> Koeficient tepelnej rozťažnosti $UO_2$ v závislosti na teplote .....	27
<b>Graf 3-5</b> Tepelná vodivosť palivovej tablety pri rôznych stupňoch vyhorenia .....	28
<b>Graf 3-6</b> Modul pružnosti v ťahu pre rôzne podiely teoretickej hustoty $UO_2$ .....	29
<b>Graf 4-1</b> Merná tepelná kapacita zliatiny Zircaloy-4 .....	35
<b>Graf 4-2</b> Závislosť modulu pružnosti v ťahu a šmyku na teplote pre obsah kyslíka 0,12 hm.% .....	36
<b>Graf 4-3</b> Medza klzu neožiareného a ožiareného pokrytia zo zliatiny Zircaloy-4 v závislosti na teplote .....	37
<b>Graf 4-4</b> Medza klzu neožiareného a ožiareného pokrytia zo zliatiny Zircaloy-4 v závislosti na teplote .....	37
<b>Graf 4-5</b> Závislosť hrúbky oxidu na vyhorení paliva zliatin Zircaloy-4 a M5 <sup>TM</sup> .....	38
<b>Graf 4-6</b> Radiačný rast zliatiny Zircaloy-4 pri teplote 282 °C a rôznom podiele spracovania za studena (CW – Cold Work) .....	40
<b>Graf 5-1</b> Závislosť tepelnej vodivosti na teplote kompozitného materiálu v rovine kolmej na prepletenie vlákien v neožiarenom a ožiarenom stave .....	46
<b>Graf 5-2</b> Závislosť radiačného rastu SiC kompozitného materiálu na ožarovaní pri rôznych teplotách .....	48
<b>Graf 6-1</b> Tepelná vodivosť jednotlivých materiálov v závislosti na teplote.....	50
<b>Graf 6-2</b> Tepelná vodivosť plynnej náplne v závislosti na teplote .....	51
<b>Graf 6-3</b> Koeficient tepelnej rozťažnosti jednotlivých materiálov v závislosti na teplote .....	51
<b>Graf 6-4</b> Merná tepelná kapacita jednotlivých materiálov v závislosti na teplote.....	52
<b>Graf 6-5</b> Modul pružnosti v ťahu jednotlivých materiálov v závislosti na teplote .....	52
<b>Graf 6-6</b> Modul pružnosti v šmyku jednotlivých materiálov v závislosti na teplote.....	53
<b>Graf 6-7</b> Závislosť napätia na deformácii materiálu Zircaloy-4 v neožiarenom stave pri rôznych teplotách.....	53
<b>Graf 6-8</b> Závislosť napätia na deformácii materiálu Zircaloy-4 v ožiarenom stave pri rôznych teplotách.....	54
<b>Graf 6-9</b> Závislosť napätia na deformácii kompozitného materiálu SiC v neožiarenom a ožiarenom stave.....	54
<b>Graf 6-10</b> Priebeh výkonového pulzu v palive .....	58
<b>Graf 6-11</b> Teplota v strede palivovej tablety .....	61
<b>Graf 6-12</b> Teplota na vonkajšom povrchu paliva .....	62
<b>Graf 6-13</b> Teplota na vnútornom povrchu pokrytia.....	62
<b>Graf 6-14</b> Ekvivalentné napätie von-Mises na vonkajšom povrchu pokrytia.....	63
<b>Graf 6-15</b> Obvodové napätie na vonkajšom povrchu pokrytia.....	66

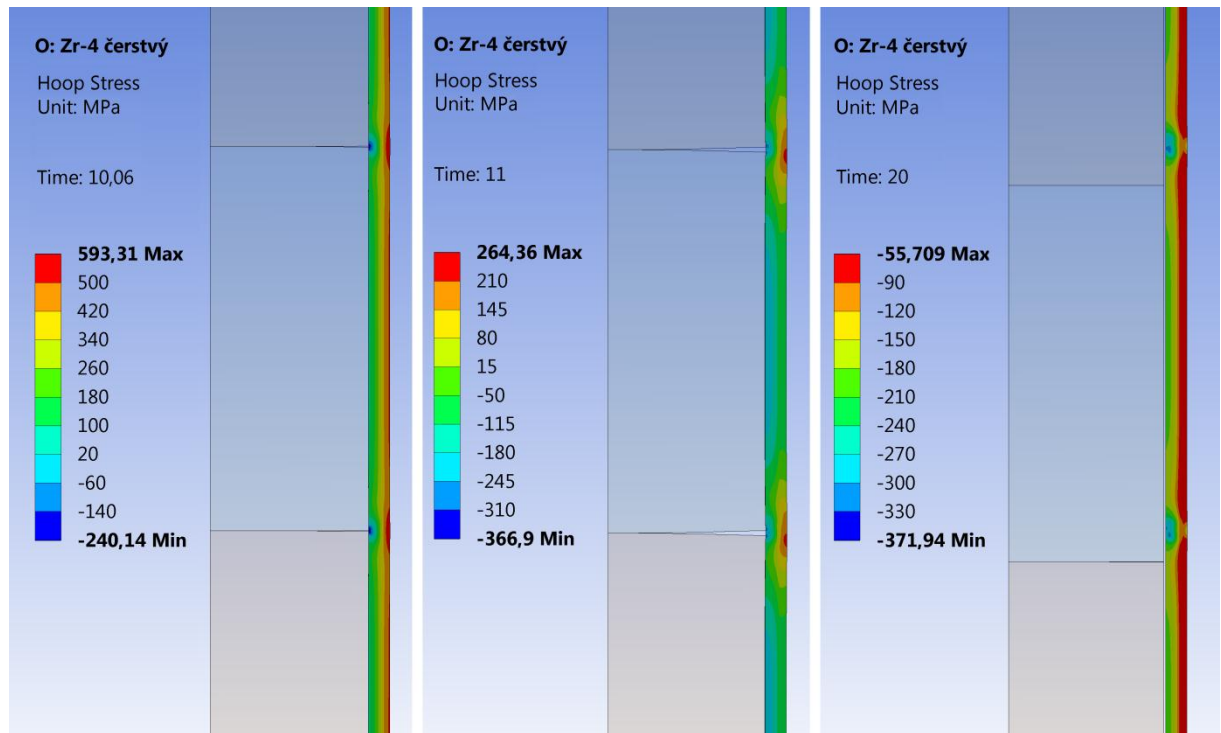
<b>Graf 6-16</b> Obvodová deformácia na vonkajšom povrchu pokrytia .....	66
<b>Graf 6-17</b> Axiálne napätie na vonkajšom povrchu pokrytia .....	67
<b>Graf 6-18</b> Axiálna deformácia na vonkajšom povrchu pokrytia .....	68
<b>Graf 6-19</b> Vnútny polomer pokrytia .....	69
<b>Graf 6-20</b> Šírka medzery medzi palivom a pokrytím .....	70
<b>Graf 6-21</b> Predĺženie stĺpca paliva .....	71
<b>Graf 6-22</b> Predĺženie pokrytia .....	71
<b>Graf 6-23</b> Porovnanie teplôt v strede palivovej tablety .....	73
<b>Graf 6-24</b> Porovnanie obvodového napätia na vonkajšom povrchu pokrytia .....	73
<b>Graf 6-25</b> Porovnanie obvodovej deformácie na vonkajšom povrchu pokrytia .....	74
<b>Graf 6-26</b> Teplota na vonkajšom povrchu pokrytia pri rôznych tepelných okrajových podmienkach .....	78
<b>Graf 6-27</b> Ekvivalentné napätie von-Mises a medza klzu na vonkajšom povrchu pokrytia pri rôznych tepelných okrajových podmienkach .....	79
<b>Graf 6-28</b> Axiálna deformácia na vonkajšom povrchu pokrytia pri rôznych tepelných okrajových podmienkach .....	79
<b>Graf 6-29</b> Predĺženie pokrytia pre rôzne druhy kontaktov medzi palivom a pokrytím .....	80
<b>Graf 6-30</b> Axiálna deformácia na vonkajšom povrchu pokrytia pre rôzne druhy kontaktov medzi palivom a pokrytím .....	81
<b>Graf B-1</b> Porovnanie teplôt na vonkajšom povrchu palivovej tablety .....	B-1
<b>Graf B-2</b> Porovnanie šírky medzery medzi palivovými tabletami a pokrytím .....	B-1
<b>Graf B-3</b> Porovnanie predĺženia stĺpca paliva .....	B-2
<b>Graf B-4</b> Porovnanie predĺženia pokrytia .....	B-2
<b>Tab. 4-1</b> Obsah legujúcich prvkov a nečistôt v zliatine Zircaloy-4 .....	33
<b>Tab. 4-2</b> Teploty začiatku a konca tavenia v závislosti na obsahu kyslíka v zliatine .....	34
<b>Tab. 5-1</b> Merná tepelná kapacita v závislosti na teplote .....	45
<b>Tab. 5-2</b> Mechanické vlastnosti SiC kompozitného materiálu s Tyranno SA3 vláknami .....	47
<b>Tab. 6-1</b> Prehľad jednotlivých variant výpočtových modelov .....	49
<b>Tab. 6-2</b> Hustoty jednotlivých materiálov v ožiarenom a neožiarenom stave pri teplote 20 °C a atmosférickom tlaku .....	50
<b>Tab. 6-3</b> Základné rozmery modelu .....	55
<b>Tab. 6-4</b> Zmenené parametre pôvodného modelu .....	72
<b>Tab. 6-5</b> Rozmery palivových elementov a vlastnosti chladiva pri 280 °C a 15,5 MPa .....	76
<b>Tab. 6-6</b> Vlastnosti chladiva pri tlaku 15,5 MPa a rozmery palivového elementu .....	77

## Zoznam príloh

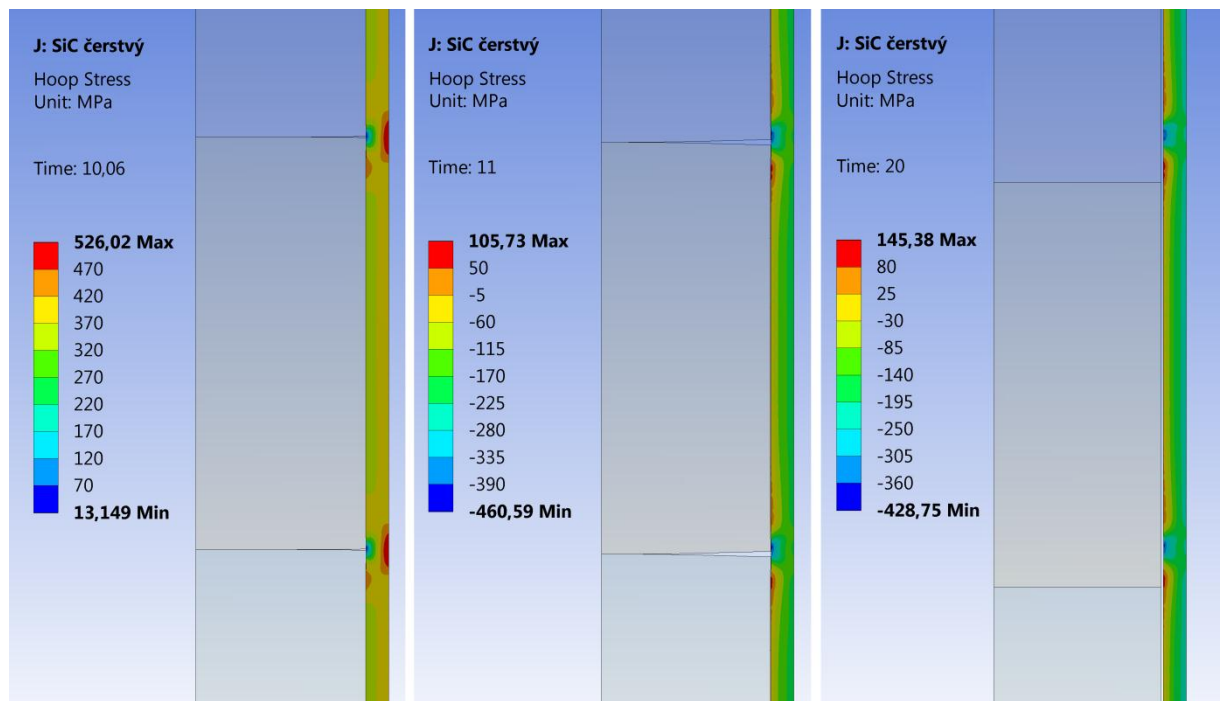
**Príloha A** – Obrázky napätí a deformácií vznikajúce v pokrytí počas simulácie

**Príloha B** – Grafy porovnania výsledkov s medzinárodnou štúdiou

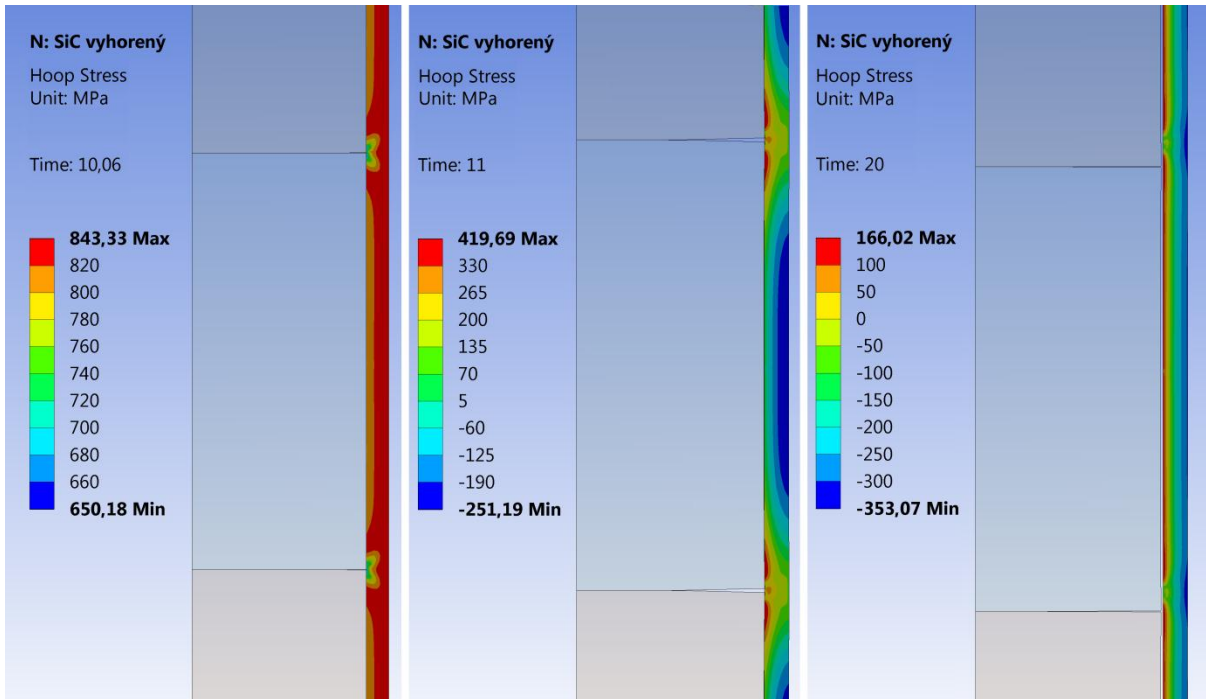


**Príloha A** – Obrázky napätí a deformácií vznikajúce v pokrytí počas simulácie

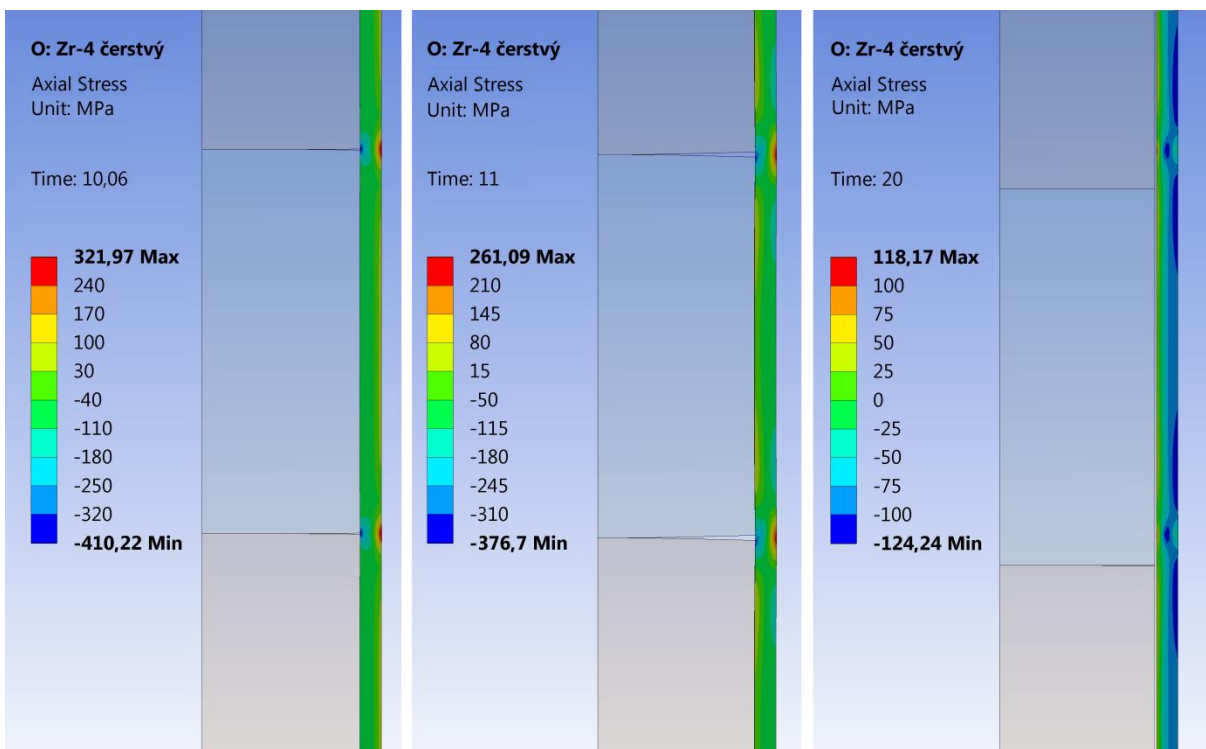
*Obr. A-1* Obvodové napätia v pokrytí z materiálu Zircaloy-4 pre čerstvý stav a časy analýzy: vľavo 10,06 s; v strede 11 s; vpravo 20 s



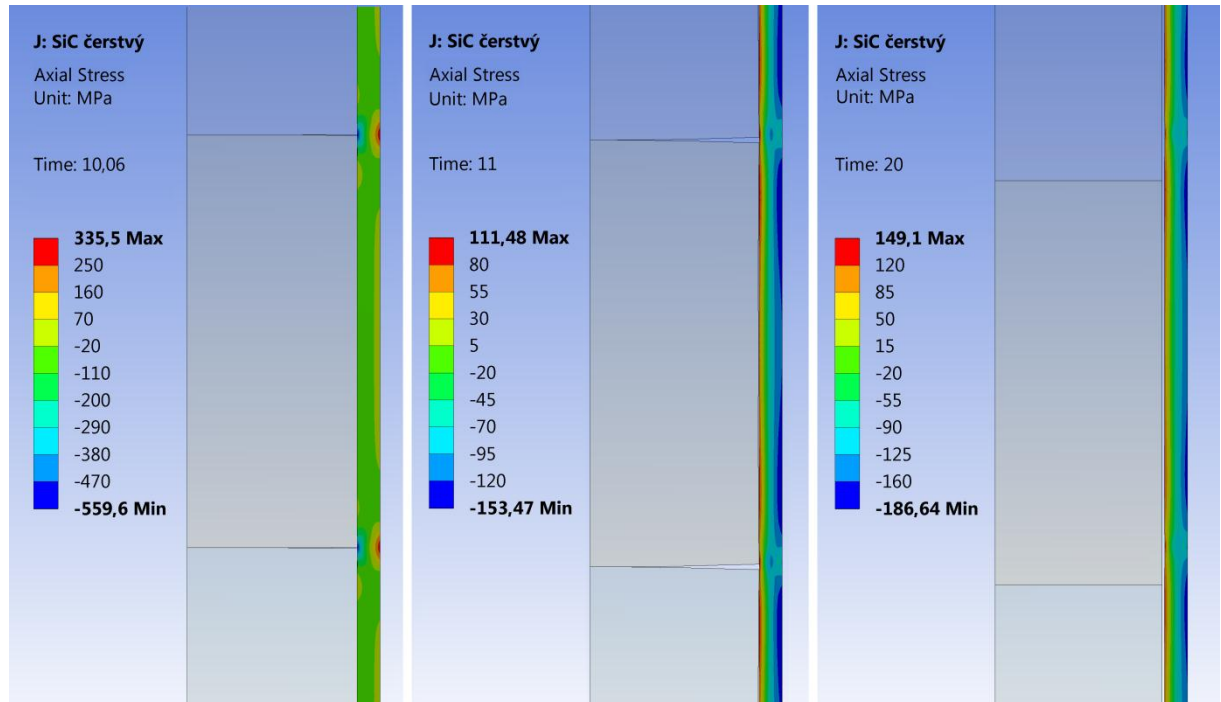
*Obr. A-2* Obvodové napätia v pokrytí z kompozitného materiálu SiC pre čerstvý stav a časy analýzy: vľavo 10,06 s; v strede 11 s; vpravo 20 s



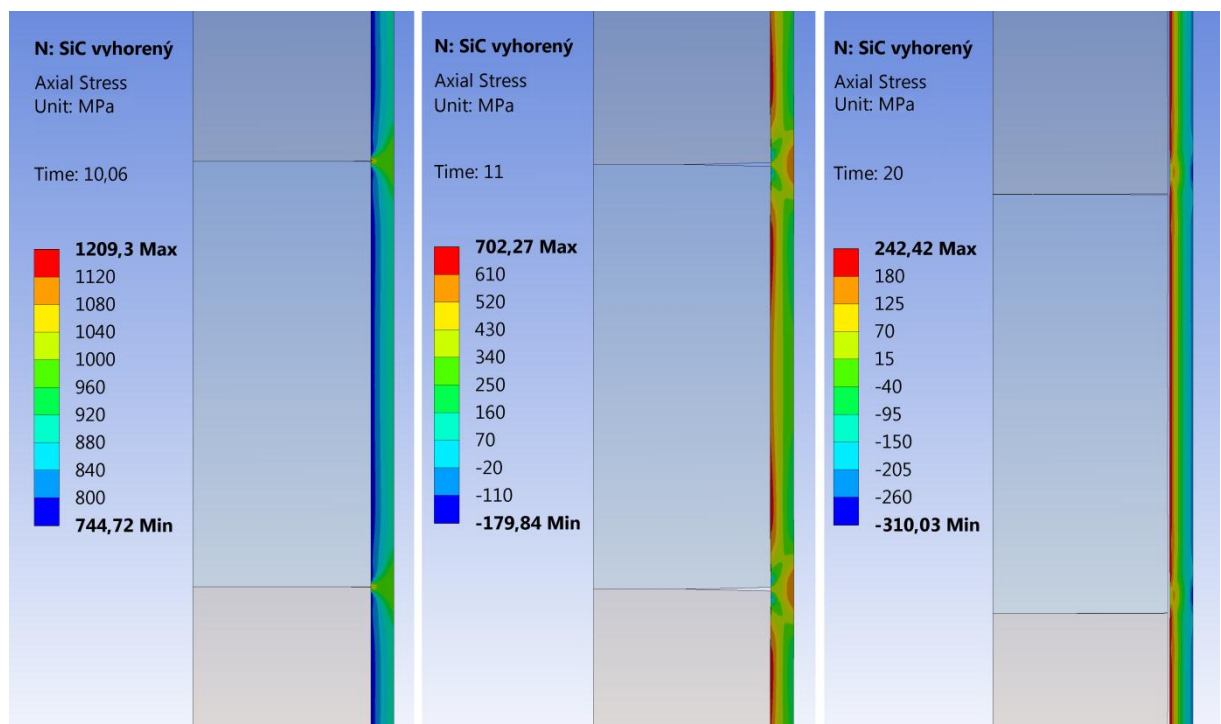
*Obr. A-3* Obvodové napätia v pokrytí z kompozitného materiálu SiC pre vyhorený stav a časy analýzy: vľavo 10,06 s; v strede 11 s; vpravo 20 s



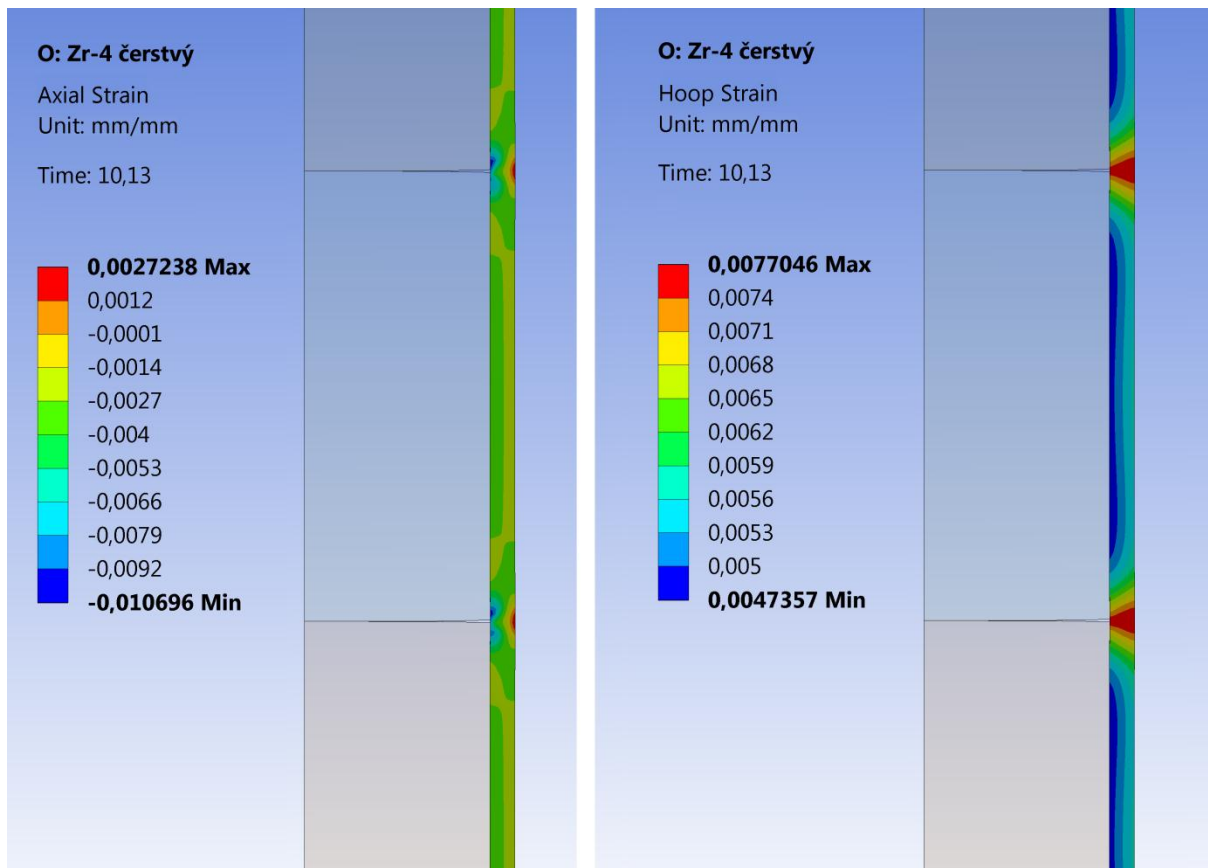
*Obr. A-4* Axiálne napätia v pokrytí z materiálu Zircaloy-4 pre čerstvý stav a časy analýzy: vľavo 10,06 s; v strede 11 s; vpravo 20 s



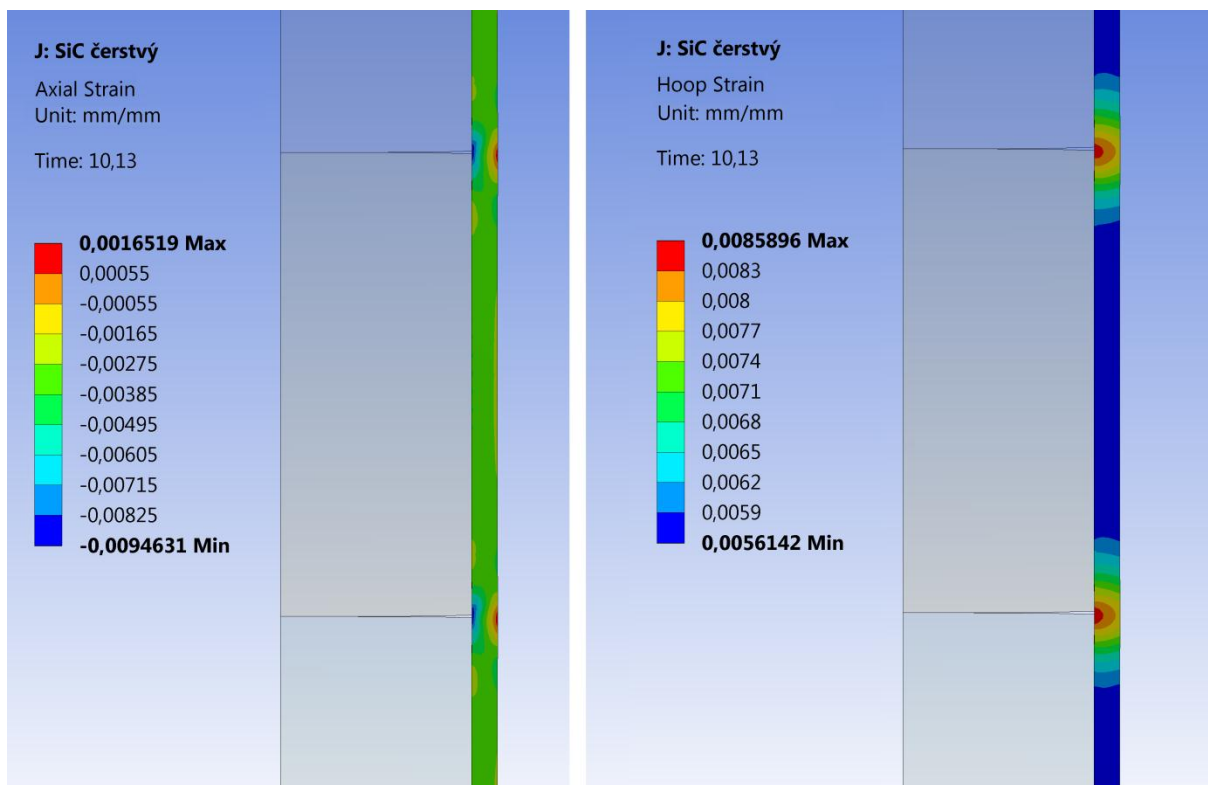
*Obr. A-5 Axiálne napätia v pokrytí z kompozitného materiálu SiC pre čerstvý stav a časy analýzy: vľavo 10,06 s; v strede 11 s; vpravo 20 s*



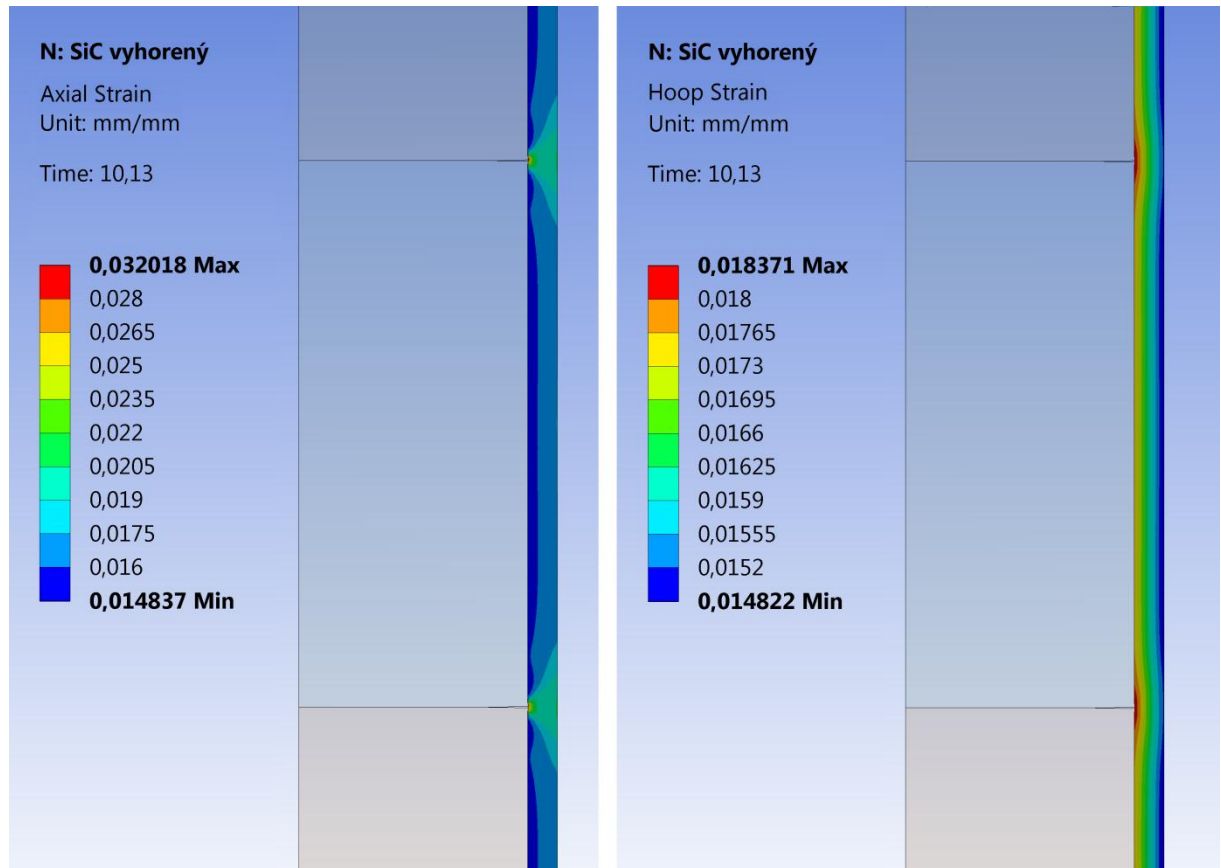
*Obr. A-6 Axiálne napätia v pokrytí z kompozitného materiálu SiC pre vyhorený stav a časy analýzy: vľavo 10,06 s; v strede 11 s; vpravo 20 s*



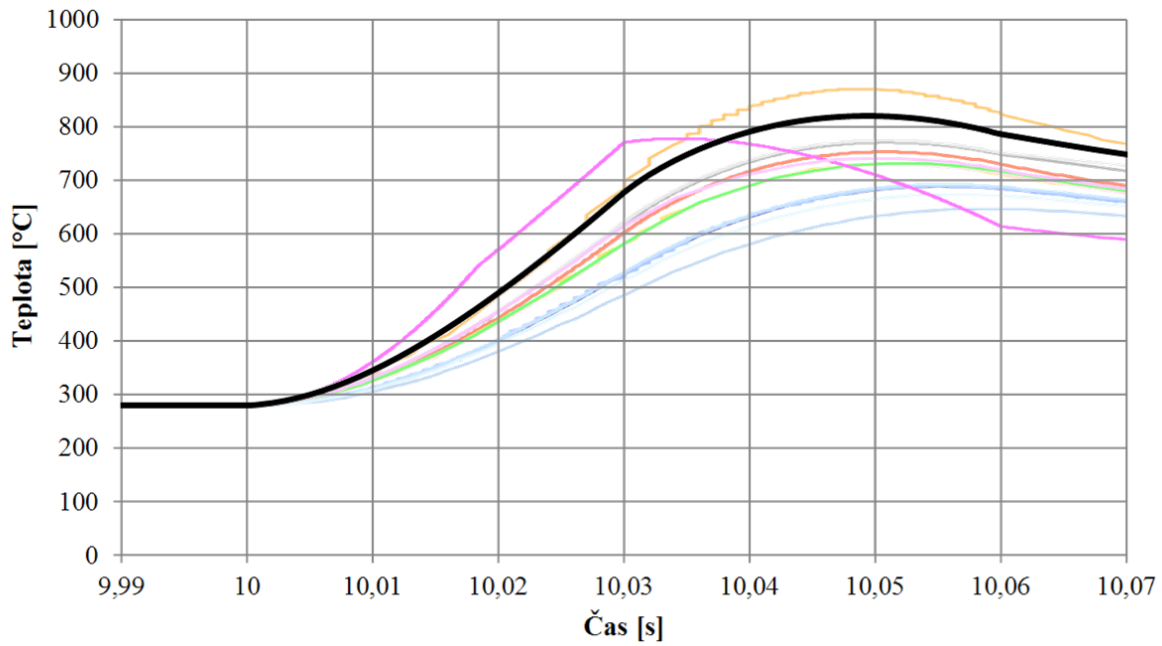
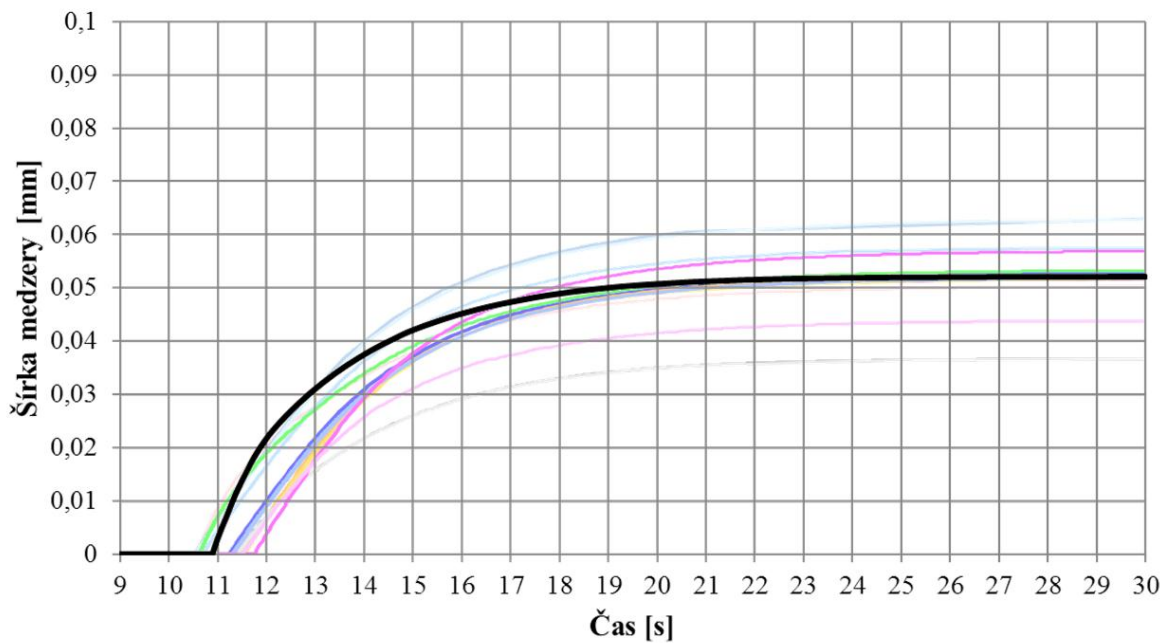
*Obr. A-7 Axiálne (vľavo) a obvodové (vpravo) deformácie pokrytia z materiálu Zircaloy-4 pre čerstvý stav a čas analýzy 10,13 sekundy*

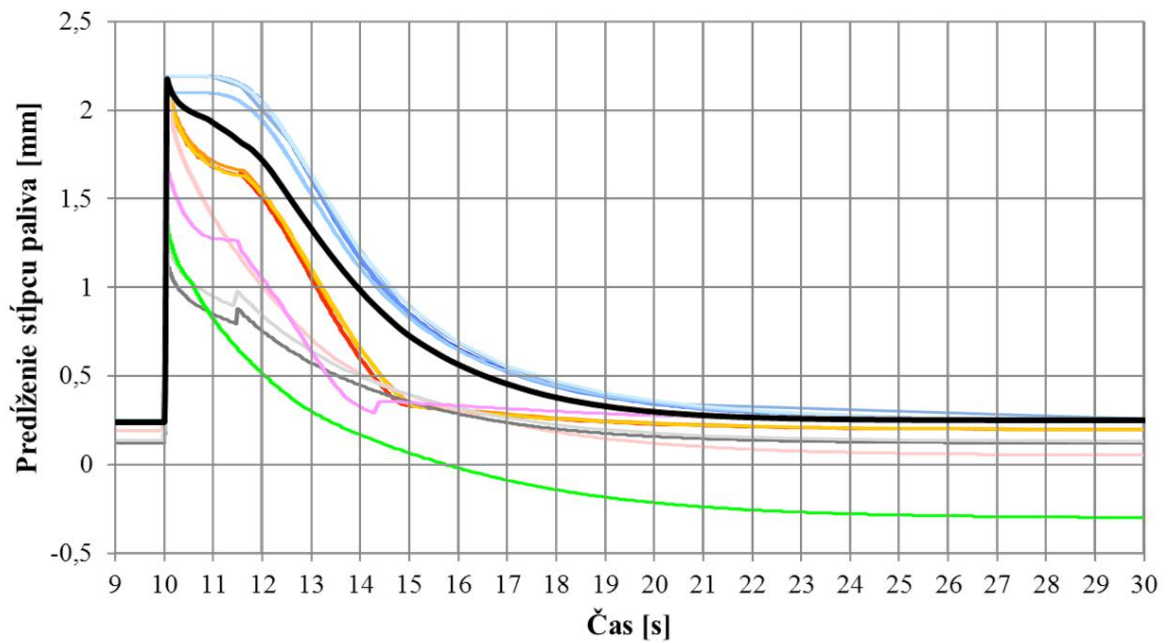


*Obr. A-8 Axiálne (vľavo) a obvodové (vpravo) deformácie pokrytia z kompozitného materiálu SiC pre vyhorený stav a čas analýzy 10,13 sekundy*

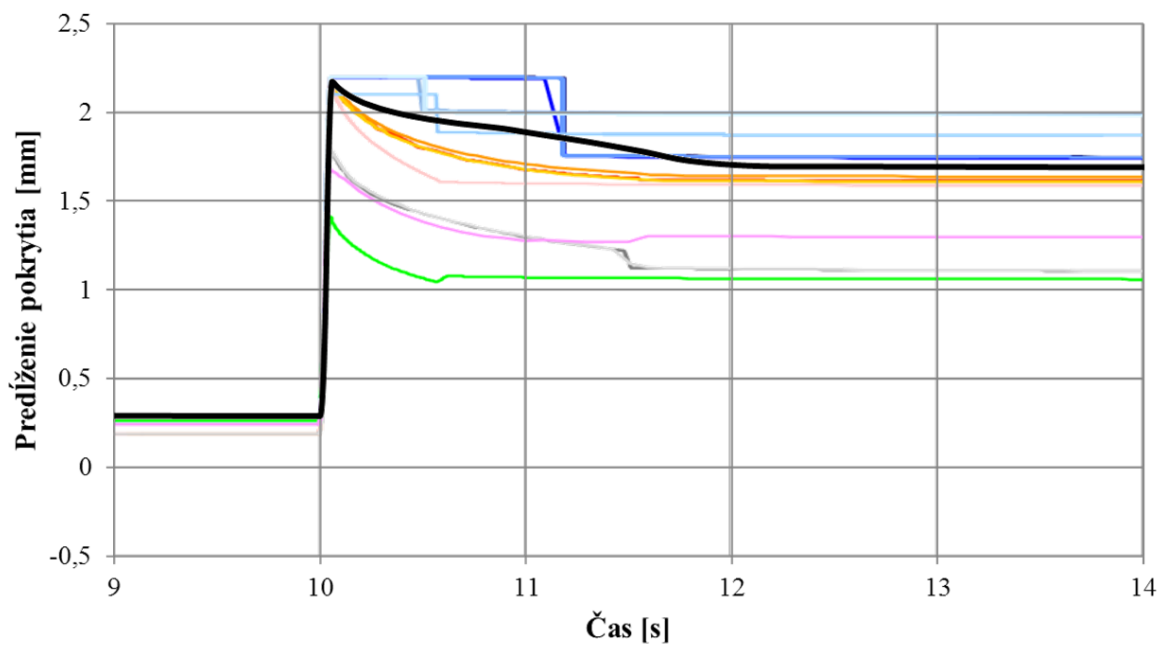


*Obr. A-9 Axiálne (vľavo) a obvodové (vpravo) deformácie pokrytia z kompozitného materiálu SiC pre vyhorený stav a čas analýzy 10,13 sekundy*

**Príloha B** – Grafy porovnania výsledkov s medzinárodnou štúdiou*Graf B-1* Porovnanie teplôt na vonkajšom povrchu palivovej tablety*Graf B-2* Porovnanie šírky medzery medzi palivovými tabletami a pokrytím



*Graf B-3 Porovnanie predĺženia stĺpca paliva*



*Graf B-4 Porovnanie predĺženia pokrytia*