

N_{METS} - Schválená metodika: Metodika hodnocení integrity tlakové nádoby reaktoru při vysokých teplotách způsobených roztavením vnitřních částí reaktoru včetně palivových článků při strategii protavení TNR (ex vessel cooling).

Konečný uživatel výsledků: **Státní úřad pro jadernou bezpečnost**
Senovážné náměstí 9
110 00, Praha 1

Název projektu: Metoda hodnocení integrity tlakové nádoby reaktoru JE VVER-1000 při těžké havárii spojené s tavením jaderného paliva

Program: Program veřejných zakázek v aplikovaném výzkumu a inovacích pro potřeby státní správy BETA2

Číslo projektu: TITSSUJB938

Řešitel projektu: ÚJV Řež, a. s., Hlavní 130, 250 68, Husinec-Řež,
Ústav fyziky materiálů AV ČR v. v. i.,
Ústav termomechaniky AV ČR, v. v. i.

Doba řešení: 1. 4. 2021 – 30. 12. 2023

Účinnost metodiky: 2024

Interval, ve kterém bude řešitel ověřovat svou schopnost danou metodiku používat: 10 let

Interval, ve kterém bude řešitel ověřovat platnost metodiky: 5 let

Důvěrnost a dostupnost: Zpřístupnění informací je možné pouze s písemným souhlasem Konečného uživatele výsledků (SÚJB)

T A
Č R

Tento projekt je financován se státní podporou
Technologické agentury ČR
v rámci programu BETA2

www.tacr.cz
Výzkum užitečný pro společnost

SÚJB
STÁTNÍ ÚŘAD
PRO JADERNOU
BEZPEČNOST

Informace o autorském týmu:

ÚJV Řež:

Ing. Petr Gál,

Ing. Jan Wandrol,

RNDr. Vladislav Pištora, CSc.,

Ing. Miroslav Kotouč, Ph.D.,



Ústav termomechaniky:

Ing. Dušan Gabriel, Ph.D.,

Ing. Jan Masák,

Ing. Jiří Plešek, CSc.,



Ústav fyziky materiálu:

Ing. Petr Dymáček, Ph.D.



Další informace o projektu:

Vyvinutí nyní neexistující metodiky hodnocení integrity TNR typu VVER-1000 při vysokých teplotách způsobených roztavením paliva v důsledku těžké havárie, včetně zjištění nezbytných vstupních dat, zejména mechanických vlastností materiálu TNR při teplotách nad 350 °C. Veškerá dosud prováděná hodnocení integrity TNR se vztahují na projektem očekávané stavy, které nepředpokládají teploty vyšší než 350 °C. V případě těžké havárie spojené s tavením aktivní zóny bez vnějšího chlazení na povrchu TNR je důležité věnovat pozornost mechanismu selhání TNR a predikci času, kdy nastane selhání TNR. Predikce selhání TNR je důležitým výsledkem analytického/numerického hodnocení, který je důležitou informací pro zvládnutí těžké havárie pomocí ExVC a to hlavně z pohledu rozlévatelnosti a uchlazení coria (taveniny).

Program veřejných zakázek v aplikovaném výzkumu a inovacích pro potřeby státní správy BETA2 byl schválen usnesením vlády České republiky č. 278 ze dne 30. 3. 2016 a je zaměřen na podporu aplikovaného výzkumu a inovací pro potřeby orgánů státní správy. Poskytovatelem finančních prostředků je Technologická agentura ČR.

Obsah

1.	Úvod.....	7
1.1.	Cíle metodiky.....	8
2.	Provedení integrálních výpočtů.....	9
2.1.	Výběr postulovaných scénářů TH.....	9
2.2.	Výběr výpočetního kódu.....	10
2.3.	Vytvoření vstupního modelu.....	11
2.4.	Volba okrajových podmínek na vnějším povrchu reaktorové nádoby.....	12
2.5.	Provedení výpočetních analýz.....	13
2.6.	Výstupní veličiny integrálních výpočtů.....	13
3.	Detailní hodnocení tlakové nádoby reaktoru pomocí metody konečných prvků.....	15
3.1.	Přístup k hodnocení integrity TNR pomocí MKP.....	15
3.2.	Vstupní data pro hodnocení integrity TNR.....	16
3.3.	Geometrie TNR, MKP síť a zatížení ve výpočtu.....	17
3.3.1.	Zatížení výpočtového modelu.....	19
3.4.	Materiálová data.....	20
3.5.	Výpočetní materiálový model.....	21
3.5.1.	Konstitutivní modely creepu.....	21
3.5.1.1.	<i>Nortonův creepový model</i>	22
3.5.1.2.	<i>Time Hardening model</i>	22
3.5.1.3.	<i>Model Hyperbolic sine law (Hyperbolický sinusový zákon)</i>	22
3.5.1.4.	<i>Model Double Power</i>	22
3.5.1.5.	<i>Ostatní creepové modely</i>	22
3.5.2.	Zahrnutí plasticity.....	23
3.6.	Kritéria selhání TNR při ExVC strategii.....	24
3.6.1.	Larson-Miller parametr.....	24
3.6.2.	Parametr poškození.....	25
3.6.2.1.	Vstupní materiálové údaje pro kritéria selhání.....	26
4.	Doporučení a souhrn.....	29
	Příloha 1 – Materiálové vlastnosti do výpočtového modelu.....	32
	Materiálové vlastnosti do výpočtového modelu.....	32
	Materiálové vlastnosti pro kritérium selhání.....	43

SEZNAM ZKRATEK

I.O	Primární okruh
AZ	Aktivní zóna reaktoru
BA	Bezpečnostní analýza
CHF	Kritický tepelný tok
DCH	Direct Containment Heating
DEC	Rozšířené projektové podmínky
DEC-B	Rozšířené projektové podmínky s vážným poškozením paliva (těžká havárie)
DiD	Defense in depth
DSK	Dolní směšovací komora
ExVC	Ex-Vessel Corium cooling
ERVC	External Reactor Vessel Cooling
IVMR	In-Vessel Melt Retention
JE	Jaderná elektrárna
JEZ	Jaderné energetické zařízení
JZ	Jaderné zařízení
KO	Kompenzátor objemu
KP	Kritérium přijatelnosti
KTMT	Kontejnment
LB	Large Break
LOCA	Loss Of Coolant Accident
LMP	Larson Millerův parametr
LP	Lumped Parameter
MAAE	Mezinárodní agentura pro atomovou energii
OP	Okrajové podmínky
PIU	Postulovaná iniciační událost

T A
Č R

Tento projekt je financován se státní podporou
Technologické agentury ČR
v rámci programu BETA2

www.tacr.cz
Výzkum užitečný pro společnost

PP	Počáteční podmínky
RA	Radioaktivní/radioaktivita
RaL	Radioaktivní látky
SBO	Station Backout
SKK	Systémy, konstrukce a komponenty
ŠP	Štěpné produkty
ŠR	Šachta reaktoru
TH	Těžká havárie
T-H	Termo-hydraulický
TNR	Tlaková nádoba reaktoru
VČR	Vnitřní části reaktoru
ZČ	Zdrojový člen

1. Úvod

Předkládaná metodika má za cíl definovat postupy pro analytické/numerické zhodnocení celistvosti (integrity) stěny tlakové nádoby reaktoru (TNR) při postulované těžké havárii (TH).

Metodika byla z praktických důvodů rozdělena na část, která se zabývá oceněním odolnosti stěny TNR

1. při aplikaci strategie zadržení taveniny uvnitř TNR (In-Vessel Melt Retention, IVMR) chlazením jejího povrchu zvenku (External Reactor Vessel Cooling, ERVC) a
2. při aplikaci strategie rozlivu coria vně TNR (Ex-Vessel Corium cooling, ExVC).

Tato část metodiky se věnuje druhému případu, tj. analytickému/numerickému zhodnocení mechanismu selhání stěny TNR při absenci vnějšího chlazení povrchu nádoby. Dalším důležitým výsledkem je čas selhání dna TNR, a to zejména pro zjištění parametrů coria – v jakém stavu se degradovaná AZ nachází (podíl pevné fáze, teplota, hmotnost, složení vrstev taveniny, apod.). Predikovaný čas selhání TNR je tak zásadní zejména pro následné analýzy rozlévatelnosti a uchlazenosti coria v šachtě reaktoru (příp. v přilehlých prostorách).

Tato metodika se skládá z Kapitoly 2, zabývající se integrálními výpočty pro zjištění jednak tepelných toků do vnitřní stěny TNR a dále tepelně-mechanických vlastností coria, a z Kapitoly 3, která se věnuje strukturální analýze stěny a dna TNR (pomocí metody konečných prvků) pro definovaná mechanická a tepelná zatížení s využitím zpřesněných materiálových vlastností oceli 15Ch2NMFA.

Co se týče aplikovatelnosti, Metodika není omezená pouze na reaktory VVER-1000. Lze konstatovat, že Metodika byla vyvinuta pro aplikaci na obecné *lehkovodní tlakovodní* jaderné energetické reaktory.

Omezení je na *lehkovodní* reaktory z důvodu materiálových, zejména co se týče materiálů palivových souborů a použitého chladiva (kterým mohou v případě reaktorů Gen-IV být tekuté kovy, soli, plyny či superkritická voda). Integrální kódy pro analýzy TH zpravidla obsahují modely pro chování coria na lehkovodních reaktorech, tj. s palivem tvořeným oxidem uranu a s pokrytím ze zirkonia (příp. s inconelovými distančními mřížkami). Pokud by byl design AZ odlišný od klasických konfigurací pro lehkovodní reaktory, integrální kódy prozatím nejsou natolik pokročilé, aby adekvátně zhodnotily tepelné namáhání vnitřního povrchu stěny TNR (a případné chemické interakce).

Omezení na *tlakovodní* reaktory vychází z faktu, že varné reaktory mají ve dně TNR průchodky, které nepochybně ovlivní mechanickou a teplotní odezvu dna na tepelně-mechanické zatížení. Z tohoto důvodu není možné aplikovat postupy uvedené v Kapitole 3, které jsou vyvinuty pro hladkou stěnu/dno TNR.

1.1. Cíle metodiky

Cíle metodiky jsou již naznačeny v úvodní kapitole a jedná se o stanovení postupu hodnocení integrity TNR v průběhu TH s aplikací strategie ExVC. Určení času selhání TNR je údaj, který vstupuje do dalších analýz zvládnutí těžkých havárií jako rozlévatelnost a uchlazenost coria. Hlavní cíle metodiky jsou následující:

1. Definovat postup provedení integrálních výpočtů TH pro získání okrajových podmínek pro navazující strukturální analýzy.
2. Definovat postup provedení strukturální analýzy TNR a určení času selhání.

Cílem bodu č. 1 je definovat:

- postup pro výběr vhodného integrálního kódu,
- postup pro volbu vhodného scénáře TH,
- metody provádění výpočetních analýz a
- požadavky na výsledky provedených bezpečnostních analýz.

Výstupem provedených integrálních analýz tak jsou okrajové podmínky pro navazující strukturální analýzy. Těmito okrajovými podmínkami jsou: hustoty tepelných toků na vnitřní stěně TNR, tlak uvnitř tlakové nádoby reaktoru, resp. v kontejnmentu, množství coria v dolní směšovací komoře reaktoru.

Druhý bod definuje postup provedení strukturálního výpočtu a kroky jako:

- přenos a kontrolu okrajových podmínek z integrálních výpočtů,
- vytvoření výpočetního modelu,
- volba materiálového modelu, který popisuje creep a plasticitu a k tomu příslušná vstupní materiálová data,
- definovat kritéria selhání pro určení času selhání TNR a k tomu vstupní materiálová data.

Definovat kritérium selhání TNR byl jedním z hlavních cílů, protože se jedná o problematiku, která aktuálně nemá ve vědecké komunitě jednoznačnou shodu.

Metodika ustavuje postup hodnocení TNR při těžké havárii s aplikací strategie ExVC, hlavně doby do selhání TNR. Protože se jedná o zcela novou metodiku. Postupy, které jsou níže popsány, nejsou zatím součástí žádného jiného legislativního dokumentu na území ČR. Hodnocení TNR při TH je nadprojektová havárie, kde se očekává teplota vyšší než 350°C.

2. Provedení integrálních výpočtů

Bezpečnostní analýza [1] (BA) modeluje průběh odezvy jaderného zařízení (JZ) nebo jeho části na postulované iniciační události (PIU) nebo scénáře vznikající za předem definovaných provozních stavů. BA je prováděná s použitím definovaného souboru předpokladů analýzy a kritérií přijatelnosti (KP). Analýzou se prokazuje splnění KP nebo stanovených bezpečnostních cílů. Existují dva základní typy BA: *deterministická* BA a *pravděpodobnostní hodnocení bezpečnosti*. V této metodice se bezpečnostními analýzami míní provedení výhradně deterministických BA (a jsou definované postupy pro jejich provedení provádění).

Pro deterministické BA postulovaných iniciačních událostí a scénářů těžkých havárií (TH; jinak též označovaných DEC-B) se používají zejména *integrální* [1] výpočetní programy. Simulovaný objekt v takovém případě obvykle zahrnuje celou jadernou elektrárnu (JE) včetně aktivní zóny (AZ), chladicích okruhů, ochranné obálky (kontejnmentu; KTMT) a systémů, konstrukcí a komponent (SKK) pro zvládnutí havárie. V integrálních výpočetních programech jsou implementovány zjednodušené simulační modely pro všechny důležité jevy, které se při simulovaném scénáři uplatňují, zpravidla založené na korelacích, vycházejících z experimentálních dat nebo detailního analytického rozboru. Jedním z nejdůležitějších výsledků integrálních BA je množství uniklých radioaktivních látek (RaL), a to do KTMT či přímo do okolí havarovaného bloku – vně KTMT. Únik radioaktivních (RA) štěpných produktů (ŠP) se nazývá zdrojový člen (ZČ).

Průběh TH se dělí na fázi s aktivní zónou (AZ) stále lokalizovanou uvnitř tlakové nádoby reaktoru (TNR) a na fázi s AZ zcela či částečně lokalizovanou vně TNR; tyto fáze se nazývají „in-vessel“ resp. „ex-vessel“ fáze TH. Pro účely výpočtového zhodnocení integrity TNR je dostačující provedení integrální výpočtové simulace pouze in-vessel fáze TH do porušení stěny TNR (přičemž výsledným parametrem je čas selhání TNR).

Následující sekce obsahují popis postupů a pokynů pro jednotlivé oblasti provádění deterministických analýz TH tak, aby výsledkem byly správně určené okrajové podmínky (OP) pro následné specializované pevnostní analýzy struktury stěny TNR zatížené při postulovaném scénáři TH.

2.1. Výběr postulovaných scénářů TH

Pro účely analýz strukturální integrity stěny TNR v případě postulované TH je nezbytné, aby pro deterministické analýzy – vedoucí k definici OP pro následné jemné výpočty strukturální odezvy stěny TNR – byly zvoleny scénáře tzv. obálkové. To znamená, že scénáře TH musí být voleny tak, aby jejich průběh (z hlediska zásadních parametrů charakterizujících odezvu jaderného bloku na TH) byl obálkou ostatních scénářů, jež mají určitou minimální četnost výskytu (nejčastěji se udává hodnota 10^{-7} 1/(reaktor*rok) pro vznik časného či velkého úniku radioaktivity, [1] resp. [2]).

Mezi parametry charakterizující rozvoj TH s největším potenciálem ovlivnit integritu TNR patří zejména následující parametry:

- velikost zbytkového výkonu při napadání stěny TNR
- míra oxidace kovových materiálů AZ a vnitro-reaktorových vestaveb

Hodnota zbytkového výkonu je závislá na čase, kdy dojde k selhání dolní opěrné desky (nesoucí palivové proutky v AZ) a kdy se degradovaná AZ relokuje, ve formě trosk či taveniny (souhrnně nazývaných „corium“), do dolní směšovací komory (DSK) reaktoru. Čím větší je v DSK obsažen zbytkový výkon, tím větší je tepelné namáhání stěny TNR. Pro možnost ocenění tekutosti coria v momentu selhání dna TNR je však důležité znát co nejpřesněji čas selhání stěny TNR v případě již výrazně sníženého zbytkového výkonu – corium lze předpokládat ve stavu částečně tuhém, tj. nepříznivém pro rozliv a následné chlazení vodou. Z hlediska největší variability zbytkového výkonu je tudíž žádoucí vybrat takové scénáře TH, které vedou na nejrychlejší resp. nejpomalejší degradaci AZ.

Míra oxidace coria je závislá na dostupnosti chladiva v AZ/TNR během degradace AZ. Potřeba uvažovat jak minimální, tak maximální možnou míru oxidace materiálů vyplývá z termo-chemického chování taveniny uvnitř DSK: v případě velké míry oxidace materiálů je pravděpodobná 2-vrstvá konfigurace bazénu taveniny (oxidická vrstva na dně, metalická vrstva nad ní), zatímco v případě malé míry oxidace materiálů je pravděpodobná 3-vrstvá konfigurace bazénu taveniny (těžká kovová vrstva na dně, lehká kovová vrstva na povrchu a mezi těmito metalickými vrstvami protekční krustou obklopená oxidická vrstva). Tudíž z hlediska míry oxidace je žádoucí vybrat scénáře TH se ztrátou chladiva – oxidantu (pro minimální oxidaci) resp. bez ztráty chladiva (pro maximální oxidaci).

Oba požadavky (tj. maximální variace rychlosti havarijního scénáře, resp. dostupnosti chladiva pro oxidaci materiálů) současně splňují scénáře typu velká (LB) ztráta chladiva (LOCA) a ztráta elektrického napájení (SBO). Oba typy těžko-havarijního scénáře jsou doporučovány, jakožto minimální rozsah zkoumaných scénářů TH, pro deterministické hodnocení bezpečnosti JEZ Mezinárodní agenturou pro atomovou energii (MAAE), [3].

2.2. Výběr výpočetního kódu

Jak již bylo uvedeno výše (úvod Kapitoly 1), pro určení OP detailního výpočtu strukturální analýzy tlakově a teplotně namáhané stěny TNR je nezbytné použít integrální kód, neboť průběh TH je velmi komplexní jev a je tudíž třeba výpočtově postihnout všechny relevantní procesy, které se při relokaci AZ do oblasti DSK uplatní.

V souladu s návodem [3] bude použitým typem kódu tzv. *realistický* kód, tj. uvažující nastavení fyzikálních modelů s ohledem na co nejpřesnější simulaci skutečnosti.

Použitý integrální kód musí nezbytně zvládat termo-hydraulické (T-H) výpočty, neboť proudění chladiva a nekondenzovatelných plynů zásadním způsobem ovlivňuje postup degradace AZ. Dále musí použitý kód obsahovat dostatečně detailní modely pro mechanické hroucení komponent AZ a vnitro-reaktorových komponent a musí postihnout všechny mechanismy přestupu tepla (konduktce, konvekce, radiace), a to ve složitých (a často se měnících) geometriích. Mezi nutně modelované procesy patří: ztráta geometrie palivových proutků (bobtnání, creep, prasknutí palivového pokrytí), relokace pevných částí, stékání roztavených částí, tvorba eutektických slitin, radiální přesuny materiálů, vznik možných blokáží průtoku chladiva atd. Důležitou oblastí jsou chemické reakce, zejména silně exotermická oxidace zirkoniového pokrytí. Chemické reakce jsou však také důležité při chování ŠP v okruzích, resp. v KTMT. Důležitou oblastí fyziky, kterou kódy musí zvládat, je chování aerosolů a par ŠP. Kód musí obsahovat modely pro uvolňování ŠP z paliva, neboť jejich aktuální množství a různých lokacích determinuje místní zbytkový výkon.

Vzhledem k výše zmíněnému je zřejmé, že integrální kódy jsou charakteristické relativně hrubou nodalizací – tj. prostorovou diskretizací úlohy. Takové kódy se nazývají typu „sdružené parametry“ (lumped parameter, LP) a jsou charakteristické právě nodalizací optimalizovanou pro danou výpočetní úlohu a danou část modelovaného JEZ. Přístup k řešení základních fyzikálních rovnic je buď 0-D, 1-D či 2-D. Oproti specializovaným, tzv. mechanistickým kódům je nodalizace úloh pro LP kódy relativně hrubá. Je tudíž na zkušenosti uživatele kódu, aby zvolil vhodnou reprezentaci určité části úlohy a vhodné nastavení z velké části parametrických modelů.

Kvůli vysoké komplexitě T-H proudění v kanálu mezi vnějším povrchem TNR a stěnou zaplavované šachty reaktoru (ŠR) není možné integrálním kódem typu LP adekvátně postihnout tento typ nestacionárního dvoufázového proudění v takto složité geometrii. Z toho důvodu se volí na vnějším povrchu TNR OP předepisující buď chlazení do proudící vody v zaplavené ŠR či chlazení do vzduchu v suché ŠR; více je tato OP diskutována v Sekci 2.4.

Pro zajištění kvality prováděných analýz je tudíž nezbytné, aby jak použitý výpočetní kód, tak jeho uživatel, splňovaly nároky bezpečnostního návodu [4].

Pro úlohu hodnocení integrity TNR v případě TH s lokalizací taveniny uvnitř nádoby (IVMR) resp. s rozlivem a chlazením taveniny vně TNR (ExVC) je nezbytné, aby použitý výpočetový integrální kód správně modeloval, kromě obecných fyzikálních jevů uvedených o několik odstavců výše v této sekci, zejména chování coria v oblasti DSK. To zahrnuje adekvátní modelování:

- relokace trosek/taveniny do oblasti DSK po selhání nosné desky AZ,
- tavení ztuhlých trosek vlivem vývinu zbytkového výkonu,
- oxidace materiálů (zirkonium, ocel, karbid boru) v páře ve stavu pevném (trosky) či kapalném (tavenina),
- vzájemné interakce různých materiálů a vzniku případných eutektických slitin,
- separace taveniny do 2- či 3-vrstvé konfigurace,
- tvorby krusty na rozhraní oxidické taveniny s metalickou taveninou či s nádobou reaktoru,
- odvodu tepla radiací z horního povrchu taveniny do reziduálních struktur uvnitř TNR a
- přenosu tepla mechanismy vedení, prouděním a sáláním do vnitřního povrchu dna TNR.

Pro realističnost výpočtu je vhodné, aby použitý kód dále zvládal uvolňování těkavých ŠP z degradovaného paliva, neboť tím se snížen zbytkový výkon působící na vnitřní stěnu TNR (až o 20 %). Co se týče reprezentace stěny TNR, ta musí být „odtavitelná“ troskami či taveninou, přičemž odtavená ocel musí být zohledněna ve vrstvě metalické taveniny.

2.3. Vytvoření vstupního modelu

Pro vytvoření vstupního modelu pro provádění integrálních výpočtů scénářů TH je vhodné použít tzv. *realistický* („best-estimate“) přístup pro volbu počátečních (PP) a okrajových (OP) podmínek [3]. Doporučeným přístupem pro uvažování funkčnosti bezpečnostních systémů v bezpečnostních analýzách TH je též *realistický* přístup [3], při němž se předpokládá funkčnost takových SKK, jež byly projektem určené pro zvládnutí TH (tj. SKK ze 4. úrovně ochrany do hloubky, DiD). Kreditování SKK z nižších úrovní DiD je možné pouze za splnění určitých, jasně definovaných podmínek uvedených v odst. 5.7 bezpečnostního návodu [1].

2.4. Volba okrajových podmínek na vnějším povrchu reaktorové nádoby

V případě aplikace strategie ExVC, která je charakteristická nezaplavením ŠR, a tudíž pouze omezeným odvodem tepla z vnějšího povrchu TNR do atmosféry v ŠR/kontejnmentu, je nastavení OP na vnějším povrchu reaktorové nádoby přímočařejší než pro strategii IVMR. Zatímco při zaplavení ŠR vodou se v mezeře mezi TNR a betonovou stěnou šachty ustaví 2-fázové proudění chladiva, doprovázené často oscilačními jevy (výška hladiny vody může periodicky stoupat a klesat s tvořící se parní blánou), v suché ŠR je proudění pouze jednofázové: jde o volnou (přirozenou) konvekci do vlhkého vzduchu (atmosféry) v KTMT. Tato OP se nastavuje zpravidla identifikací termo-hydraulického nódu, se kterým vnější povrch TNR sousedí. V tomto T-H nódu kontejnmentu, který se nazývá v případě kódu ASTEC *zóna* ([5]) či v případě kódu MELCOR *kontrolní objem* ([6]), je – na základě uživatelem zadané průtočné plochy nódu a bilance vtoků/výtoků chladiva (kterým je v případě strategie ExVC vzduch) – spočtena rychlost proudění atmosféry-vzduchu. Vnější část TNR, sousedící právě s tímto nódem, má určitý charakteristický rozměr L . Poněvadž se jedná o typ proudění volná/přirozená konvekce (předpokládá se, že během TH není ŠR ventilována), je rozhodujícím bezrozměrným číslem pro identifikaci režimu proudění Grashofovo číslo

$$Gr = \frac{\beta g \Delta T L^3}{\nu^2}, \quad (1)$$

kde β je součinitel objemové teplotní roztažnosti proudícího média-vzduchu [1/K], g je tíhové zrychlení [m/s²], ΔT je rozdíl teplot těleso-tekutina [K], L je charakteristický rozměr [m] a ν je kinematická viskozita [m²/s]. Podle velikosti tohoto podobnostního čísla je identifikován typ přirozené konvekce: laminární či turbulentní, a to porovnáním s kritickým Grashofovým číslem pro danou geometrii (nejčastěji pro mezikruhový prostor)¹. Konečným krokem pro stanovení součinitele přestupu tepla (α ; [W/m²*K]) mezi povrchem TNR a obtékající atmosférou je výpočet α na základě Nusseltova čísla:

$$Nu = \frac{\alpha L}{\lambda}, \quad (2)$$

kde λ je tepelná vodivost [W/m*K]. Konkrétní hodnota Nusseltova čísla se vypočte pomocí kritériální rovnice pro danou geometrii a typ proudění pro přirozenou konvekci. Tato kritériální rovnice pro Nu je funkcí právě Grashofova čísla a Prandtlova čísla. Výpočet příslušného součinitele přestupu tepla do atmosféry obtékající volnou konvekci dno a stěnu TNR je zpravidla interně zakódován v použitém integrálním kódu a uživatel, jak již bylo konstatováno, musí pouze zadat identifikátor nódu (zóny či kontrolního objemu), se kterým povrch TNR sousedí.

Případně, při použití méně detailního modelu KTMT, lze nastavit tzv. „best-estimate“ OP na vnějším povrchu reaktorové nádoby explicitně: konstantní teplotu 150 °C (odpovídající přibližně maximální teplotě atmosféry v KTMT při probíhající TH) a konstantní součinitel přestupu tepla 10 W/m²*K (odpovídající přibližně přestupu tepla do vzduchu při volné konvekci).

¹ Kritické hodnoty podobnostních čísel, tedy i Gr, jsou součástí implementovaných modelů částí výpočetních programů zabývajících se termo-hydraulikou, v tomto případě volnou konvekci. Hodnoty Gr jsou zpravidla zjišťovány empiricky pro různé geometrie a tyto kritické hodnoty jsou uvedeny v teoretických manuálech, konkrétně pro kódy ASTEC či MELCOR v [22], resp. [21].

2.5. Provedení výpočetních analýz

Samotné provádění analýzy postulované sekvence TH je popsáno v obecnějším bezpečnostním návodě [1], konkrétnější metodiku – včetně realistických odhadů prodlev pro zásahy operátorů dle návodů na zvládnání TH (SAMG) – lze najít v [7]. Jedním z nejdůležitějších postulátů obou návodů a metodik je nutnost uvažování těch bezpečnostních systémů, které jsou součástí 4. úrovně ochrany do hloubky DiD nebo těch, které lze s vysokou pravděpodobností považovat za funkční – jedná se o bezpečnostní systémy bez vlivu na vznik podmínek DEC-B, jejichž technické a provozní charakteristiky jsou závislé na vnějších podmínkách prostředí v místě instalace a které se mohou považovat za provozuschopné s přihlédnutím k odpovídajícím funkčním nebo provozním omezením. Za nefunkční se považují ty systémy, jejichž selhání bylo nebo mohlo být příčinou vzniku havarijní události DEC-B.

Z praktického hlediska je zásadní uvažovat dedikovaný (tj. z úrovně ochrany do hloubky DiD 4) systém pro odtlakování primárního okruhu I.O na signál vstupu do SAMG. Takovým signálem zpravidla bývá teplota chladiva na výstupu z AZ dosahující určitého limitu. Pro JE Temelín (reaktorový blok VVER-1000) je tento limit 650 °C.

Odtlakování I.O je třeba provést pro zamezení vzniku podmínek pro přímý ohřev kontejnmentu (Direct Containment Heating, DCH), který by mohl potenciálně nastat v případě vysokotlakého vypuzení coria do ŠR a dále do prostor KTMT v momentu selhání TNR. Tento jev musí být prakticky vyloučen [8], což je zajištěno právě odtlakováním I.O dedikovaným systémem. Odtlakování dle SAMG je tudíž nezbytnou součástí výpočtové analýzy havarijního scénáře. Co se týče prodlevy mezi obdržetím signálu teploty chladiva rovné 650 °C na výstupu z AZ a zahájením odtlakování otevřením ventilu na kompenzátoru objemu (KO)², dle metodiky [7] se uvažuje 300 s (5 min).

2.6. Výstupní veličiny integrálních výpočtů

Pro následnou strukturální analýzu (částečně odtaveného) dna TNR je nutné z integrálních výpočtů použít následující výstupy:

- hustota tepelného toku do vnitřního povrchu TNR,
- tlak v I.O,
- tlak v KTMT,
- při daném a známém tvaru DSK: hmotnost či objem + hustota coria

Výše uvedené parametry tak tvoří rozhraní a soubor OP mezi integrálními a strukturálními analýzami, které mají za úkol predikovat mód a čas selhání dna TNR pro případ absence vnějšího chlazení zaplavením ŠR vodou (tj. bez aplikace strategie IVMR). Integrální kódy jsou komplexní řešiče a řeší velké množství procesů v průběhu TH, viz popis v kap. 2.2. Z uvedených důvodů je stěna TNR (ale i ostatní části modelu) řešena s hrubou nodalizací. Kvůli tomu může být teplotní pole ve stěně TNR zatíženo určitou mírou neurčitosti. Integrální kódy používají zpravidla zjednodušené metody výpočtu rezistence dna TNR vůči tepelnému a mechanickému zatížení a v kombinaci s relativně hrubou nodalizací stěny TNR mohou být výsledky příliš hrubé – z hlediska prostorového rozložení tepelného toku do vnitřního povrchu nádoby, napětí a deformace v modelovaných segmentech nádoby a tím

² K odtlakování I.O může být použito jak ventilu z uzlu odlehčovacích/pojišťovacích ventilů KO, tak ventilů dedikované trasy přímého odtlakování I.O; dle aktuálního projektu JE.

T A
Č R

Tento projekt je financován se státní podporou
Technologické agentury ČR
v rámci programu BETA2

www.tacr.cz
Výzkum užitečný pro společnost

pádem i času selhání dna TNR. Z tohoto důvodu je vhodné hodnocení integrity TNR počítat detailně, pomocí k tomu vhodné metody (např. MKP), což přispívá zejména ke zpřesněnému odhadu času selhání TNR.

3. Detailní hodnocení tlakové nádoby reaktoru pomocí metody konečných prvků

Detailní hodnocení TNR, hlavně oblasti dna a dolního hladkého prstence pomocí metody konečných prvků (MKP) je založeno na výstupech z provedených deterministických integrálních výpočtů těžké havárie pomocí vhodného kódu viz kap. 2.2. Výsledky těchto výpočtů jsou použity jako vstupní údaje pro provedení detailního hodnocení integrity TNR pomocí metody konečných prvků. Protože LP kódy nejsou primárně určeny pro hodnocení integrity TNR, ale pro hodnocení degradace VČR a vzniku a chování coria, je pomocí těchto kódů prováděno pouze zjednodušené hodnocení TNR v průběhu TH, které může být velmi přibližný z důvodu použitých postupů hodnocení TNR. Proto je nutná detailní analýza pomocí MKP modelu TNR. Tato metodika je zaměřena na hodnocení integrity TNR při TH se strategií uvažovaného protavení TNR, tedy s uvažovaným rozlivem coria v kontejnmentu (KTMT).

V případě roztavení AZ, které vede k následnému protavení TNR a rozlivu coria uvnitř kontejnmentu, je pro další zvládnutí TH důležité znát, kdy nastane selhání TNR a v jakém místě a případně jak bude velký otvor, kterým corium bude vytékat ven z TNR. Tato metodika je zaměřena pouze na hodnocení času selhání a výškovou pozici místa selhání TNR. Mimo rozsah této metodiky a projektu je hodnocení přesné pozice trhliny azimutálně a její velikost a rychlost šíření trhliny v TNR. Pro hodnocení výsledné velikosti porušení TNR a přesného umístění vyžaduje další experimentální testy zaměřené na lomovou mechaniku při vysokých teplotách, ale také určení numerického postupu pro hodnocení velikosti trhliny.

3.1. Přístup k hodnocení integrity TNR pomocí MKP

S ohledem na možnosti výpočtového postupu a v souladu s projektem OECD zaměřeným na hodnocení integrity TNR v průběhu TH s aplikací strategie IVMR, kde bylo provedeno základní nastínění řešení problematiky, je možné hodnocení rozdělit na dva možné postupy:

1. Minimální model,
2. Pokročilý model.

Tyto modely jsou blíže specifikovány v Tabulka 3-1 níže.

Tabulka 3-1 – Specifikace požadavků a vstupních parametrů pro minimální a pokročilý model.

Model/Oblast	Minimální model	Pokročilý model
Teplotně-mechanický výpočet	Transientní nsvázaná úloha, okrajové podmínky převzaty z integrálních výpočtů	svázaná tranzientní úloha (coupled), okrajové podmínky převzaty z integrálních výpočtů.
Ablace stěny TNR	Ablace stěny TNR převzata z Integrálního modelu	Zahrnutí ablace stěny TNR ve výpočtu
Plastická deformace	ideálně elasto-plastické chování (nad mezí kluzu materiál ideálně teče) případně lineární isotropní zpevnění,	lineární či nelineární isotropní zpevnění nebo pokročilý model zpevnění,
Creepová deformace	„klasický“ Norton-Bailey model nebo podobný jednoduchý model	konstitutivní model popisující sekundární i terciární fázi creepu
Kritérium selhání	jednoduchá kritéria, založená na základních materiálových parametrech jako mez pevnosti, creepová deformace na konci sekundární fáze atd...	pokročilá kritéria selhání založená na plastické a creepové deformaci nastavená na základě experimentálních výsledků
Materiálové parametry	Všechny materiálové vstupy jsou teplotně závislé	Všechny materiálové vstupy jsou teplotně závislé

*Pozn: „svázanou“ transientní úlohou se myslí, že se výpočet řeší v jednom modelu a není separátně řešena teplotní a mechanická úloha. Tím že jsou obě úlohy svázané, dochází ke vzájemné interakci teplotního a mechanického pole.

Rozdělení uvedené v Tabulka 3-1 není závazné a jedná se o základní doporučení pro přístup k hodnocení integrity TNR při TH. V dalším textu metodiky, budou tyto dva uvedené možné přístupy kombinovány tak, aby bylo dosaženo co nejpřesnějšího času selhání TNR při uvažování strategie ExVC. Jednotlivá vstupní materiálová data a postupy jsou uvedeny v kapitolách níže.

Poznamenejme, že v této kapitole budeme primárně popisovat postup podle „Pokročilého modelu“ z Tabulky 3-1. Je to z důvodu, že nedílnou součástí tohoto komplexního postupu je rovněž modelování procesu odtavování (ablace) stěny TNR, který vede na řešení tranzientní svázané termo-mechanické úlohy. Alternativně je možné zjednodušeně postupovat tak, že degradovaný tvar TNR s odtavenou stěnou je převzat z buď z integrálního výpočtu nebo nezávislé MKP analýzy. Tento tvar odtavené stěny je potom vstupem pro následnou stacionární mechanickou analýzu, tj. teplotní a mechanická úloha je řešena odděleně.

3.2. Vstupní data pro hodnocení integrity TNR

Na základě integrální analýzy TH zaměřené na zvládnání těžké havárie metodou protavení coria přes stěnu TNR (ExVC) jsou z výpočtu předány výstupní údaje, které slouží jako okrajové podmínky pro následující strukturální výpočty. Předávané veličiny jsou uvedeny v kap. 2.6

Výstupní veličiny z integrální analýzy TH je důležité před použitím v MKP výpočtech detailně analyzovat a zkontrolovat jejich správnost a fyzikální význam. Protože integrální kódy nejsou primárně určeny na hodnocení integrity TNR, může se stát, že např. tepelné toky mezi TNR a coriem budou vykazovat nefyzikální průběhy v podobě vysokých špiček. Tyto nefyzikální špičky jsou charakteristické

tím, že nastávají v průběhu jednoho výpočetního časového okamžiku. Takovéto průběhy způsobují potom v MKP výpočtu dodatečné namáhání TNR. Tyto špičky v tepelných tocích je doporučeno odstranit a provést tzv. vyhlazení dat do fyzikálně přijatelné podoby. Takovéto vyhlazení dat by mělo být provedeno i v případě dlouhých malých záporných průběhů tepelných toků bez fyzikálního důvodu. V některých případech může nastat situace, že dojde ke vzniku vysoké špičky tepelného toku během jednoho výpočtového kroku. Jedná se o stejný případ, jako když vznikají záporné špičky a musí být provedeno „očistění“, protože teplota v TNR a její namáhání by bylo během tohoto časového úseku ovlivněno.

Stejným způsobem by měly být kontrolovány všechny předávané veličiny. Po provedené kontrole a případném čištění vstupních dat do MKP výpočtů je možné tato data použít pro detailní hodnocení TNR pomocí MKP výpočtu.

Při převádění zátěžných podmínek z integrálních analýz je potřeba dávat pozor na konzistentnost jednotek, tzn. pokud je MKP model připravován v milimetrech a integrální model je řešen v metrech, je důležité zajistit konverzi výstupních veličin do správných hodnot. Tak např. tlak převést z pascalů do megapascalů a hustotu tepelného toku z W/m^2K do W/mm^2K . Při konverzi veličin do správných jednotek je také důležité brát v potaz, v jakých jednotkách se používají materiálové vlastnosti ve výpočtu. Za tento soulad je zodpovědný výpočtář, který provádí MKP výpočet. V poslední době MKP programy obsahují při zadávání materiálových vlastností nápovědy k jednotkám, které mohou výpočtáři usnadnit rozhodovací proces správné volby jednotek pro dané veličiny.

3.3. Geometrie TNR, MKP síť a zatížení ve výpočtu

Hodnocení TNR pomocí MKP výpočtu je založeno na vytvoření geometrického modelu, který je potom diskretizován pomocí konečných prvků. Geometrie, která slouží pro tvorbu MKP sítě, musí být vytvořena dle dostupné výkresové dokumentace daného typu reaktoru odpovídajícího hodnocené JE. V případě hodnocení více stejných bloků JE, je vhodné provést porovnání výkresové dokumentace jednotlivých bloků a provést hodnocení pro konzervativní rozměry TNR. Je tedy vyžadováno, aby rozměry dle výkresové dokumentace byly dodrženy pro tvorbu integrálního modelu³ a stejně tak i pro tvorbu MKP modelu.

Při nedodržení rozměrů dle výkresové dokumentace by mohlo dojít ke vzniku nesouladů v přenosu mezi integrální analýzou a MKP výpočtem, protože by se mohla změnit pozice zátěžných podmínek (jejich lokalizace vzhledem k osové úrovni TNR) a tím by byla úloha ovlivněna.

Protože integrální výpočty jsou řešeny jako rotačně symetrické, tedy 2-D výpočty, (nejsou řešeny 3-D vlivy chování coria) je dostačující použití stejného přístupu i pro hodnocení TNR pomocí MKP metody. Prostorový model je vhodné použít v případě, že jsou k dispozici informace o prostorových efektech coria, které by vedly k nehomogennímu chování TNR, např. rozložení teplotního pole či rozložení deformace ve stěně TNR. Dále také v případě, že jsou k dispozici informace o nerovnoměrnosti tloušťky stěny TNR po obvodu (buď z pasportu anebo pomocí měření).

³ Současné integrální kódy již umožňují uživateli zadat prakticky libovolný tvar dna TNR (kód ASTEC) či volit mezi tvarem kulovým a eliptickým (konkurenční kód MELCOR).

Jak je již zmíněno v kap. 2.2, „nodalizace“ integrálních výpočtů je relativně hrubá z důvodu velkého množství výpočetních úkonů, které jsou řešeny v průběhu analýzy. Při přenosu tepelných toků do MKP analýzy je potřeba brát ohled na nodalizaci přijatou při řešení integrální analýzy a tuto zohlednit v připravovaném MKP modelu. Dalším aspektem, který je potřeba brát v potaz při přípravě MKP sítě, je oblast, kde je TNR v kontaktu s coriem po jeho relokaci, což je většinou oblast dna TNR a část hladkého prstence dolního. V těchto oblastech je důležité dbát na dostatečnou diskretizaci TNR v osovém i radiálním směru. Místo, kde nastane oblast „fokusace“ tepelného toku (a kde je potom místo odtavování stěny TNR), je zásadně ovlivněno uvažovaným průběhem havárie.

Pro hodnocení selhání TNR při zvládnání TH se strategií ExVC (uvažované protavení TNR) je nutné modelovat výchozí stav (tvar) TNR a v závislosti s měnícím se tepelným tokem řešit změnu tvaru TNR (odtavování TNR na jejím vnitřním povrchu). Modelování odtavování stěny TNR je možné ve výpočtu zahrnout pomocí dvou doporučených metod:

- Metoda „Birth and death of elements“ - tato metoda odstraňuje prvky odpovídající odtavenému materiálu z výpočtu. Prvek je možné odstranit po dosažení limitní hodnoty, která se předem definuje. Pro modelování ablace by to bylo dosažení teploty tavení, kdy by se zcela odstranil příslušný prvek z MKP výpočtu a tím by se formoval tvar ablace.
- Druhou možností je posouvání uzlů a následné přesítování – tento postup je založen na metodě posouvání uzlů prvků, a tedy změně tvaru sítě v kombinaci s „MESH to MESH“ mapováním. Pokud je v určitém místě dosažena teplota tavení materiálu, pomocí metody posunutí se uzly posunou do místa pod teplotu tavení. V určitém kroku výpočtu, kdy jsou prvky značně deformované (dojde k ukončení výpočtu z důvodu nesplnění podmínek konvergence), je nutno provést přesítování modelu. Z analýzy se vybere krok, ze kterého se bude nahrávat deformovaný tvar a vypočtené výsledky (jako teplotní pole, pole napětí a deformací atd.) a ten se použije jako výchozí v následné analýze.

Dalším možným ale nedoporučeným postupem je zohlednění odtavování stěny TNR (ablace) na materiálové úrovni. Tato metoda je založena na modifikaci materiálových vlastností nad teplotou tavení materiálu. Z mechanického pohledu se jim nastaví parametry tak, aby měly téměř nulovou tuhost (nemůže se nastavit úplně nulová, výpočet by přestal konvergovat), takže např. modul pružnosti bude blízký nule. Z pohledu termo-fyzikálního se prvkům, které překročily teplotu tavení přiřadí parametry tak, aby přes tyto prvky prostupoval tepelný tok s „nekonečnou“ rychlostí. To bude mít za následek, že prvky se budou chovat jako kdyby byly z výpočtu odstraněny a nebudou ovlivňovat chování TNR. Zde ovšem nastávají problémy s konvergencí výpočtu, protože na rozhraní mezi teplotou tavení a teplotou pod úrovní tavení vzniká nefyzikální tepelný tok, a to z důvodu rozdílných materiálových parametrů. Při špatném nastavení může nastávat i nesprávný tepelný tok přes zónu nad teplotou tavení.

V průběhu numerické simulace TH dochází ke změně rozměrů TNR vlivem teplotní dilatace, zatížení tlakem ale také vlivem ablace stěny TNR a creepové a plastické deformace. Největší vliv na změnu tvaru stěny TNR má ablace vlivem vysokého tepelného toku. K největší ablacii stěny dochází v místě největšího tepelného toku, tedy v místě fokusace. Tomu je zapotřebí přizpůsobit tvorbu MKP sítě, aby byl dostatečně přesně popsán tvar ablace, ale také rozložení polí deformací a napětí v místě ablace. Je doporučeno modelovat po tloušťce stěny dna TNR a dolního hladkého prstence alespoň 30

prvků. V osovém směru dna a dolního hladkého prstence použít alespoň 200 prvků – v těchto místech je relokováno corium a v blízkosti svaru mezi dnem a dolním hladkým prstencem je předpokládána oblast fokusace, kde bude nastávat ablace stěny. V průběhu děje může docházet k posouvání oblasti fokusace ve vertikálním směru.

Dolní část TNR je vhodné modelovat až po opěrný kroužek (platí pro VVER, u jiných typů JE může být nádoba uložena jiným způsobem). V tomto místě je zapotřebí aplikovat okrajovou podmínku symetrie, tedy v místě řezu je zamezeno posuvům v osovém směru TNR (kolmý směr k rovině řezu). V pólu dna platí to stejné, aplikace okrajové podmínky zamezující modelu TNR se posouvat ve směru radiálním vzhledem k ose TNR (kolmý směr na rovinu řezu).

3.3.1. Zatížení výpočtového modelu

Zatížení výpočtového modelu je dáno převzatými okrajovými podmínkami z integrálního výpočtu, které jsou závislé na nodalizaci vstupního modelu pro integrální výpočty. Průběh tepelného toku na vnitřním povrchu TNR musí být použit v MKP výpočtu za stejných podmínek jako byl proveden export. Tzn. že je nutné zachovat nodalizaci, tedy pozičně respektovat rozložení tepelného toku v jednotlivých axiálních úrovních TNR. Takže, pokud nastane odtavení elementu v integrálním výpočtu a nastane přesun okrajové podmínky na jiný element (mesh), je nezbytné zohlednit tuto skutečnost při zadání tepelného toku do MKP výpočtu.

Okrajová podmínka úlohy vedení tepla na vnějším povrchu TNR je brána v MKP modelu v souladu s integrálním výpočtem. Tato podmínka je detailně specifikována v kap. 2.4. Dle uvedené kapitoly se jedná o podmínku přirozené cirkulace vzduchu v kontejnmentu, kde je teplota okolí uvažována 150°C a součinitel přestupu média o velikosti 10 W/m²K.

Ve výpočtu musí být zahrnut také tlak uvnitř kontejnmentu, tlak uvnitř TNR ale také hmotnost coria a vlastní váha TNR. Váha coria se v průběhu výpočtu mění s tím, jak se taví VČR (hmotnost v průběhu TH roste). Hmotnost coria ve výpočtu může být zohledněna různými postupy, které nabízejí MKP programy:

- Jako hmotný bod zatěžující dno TNR,
- Pomocí tlaku – hmota coria se přepočte na zatěžující tlak (doporučená varianta),
- Rozložení pomocí změny hustoty prvků (nedoporučená varianta),
- Přidat dodatečné prvky zohledňující hmotnost coria a jeho výšku – nedoporučená varianta.

Zohlednění hmotnosti coria je možné provést buď realisticky anebo konzervativně. Realistický přístup je založen na zvyšování hmotnosti a výšky hladiny coria v závislosti na čase, tedy v závislosti na výstupech z integrálního výpočtu. Konzervativní přístup je naopak nezávislý na čase a změně výšky a hmotnosti coria. Vezme se z integrálního výpočtu maximální výška a hmotnost, a to se vloží od začátku výpočtu jako zátěžná podmínka.

Tlaky v kontejnmentu a uvnitř TNR jsou brány z integrálního výpočtu a jsou ve výpočtu zohledněny jako závislé na čase. Toto je důležité, protože tlak se v průběhu TH mění. Pro každý scénář je průběh tlaku jiný a může zásadně ovlivňovat napětově deformační stav TNR. Je tedy před analýzou

vhodné provést vizualizaci průběhů tlaků v KTMT a provést porovnání a vyhodnocení rozdílů tlaků, který bude působit na TNR.

3.4. Materiálová data

S ohledem na provedení odpovídajícího hodnocení integrity TNR je klíčové znát materiálovou odezvu TNR při vysokých teplotách. Tomu odpovídají experimentální výsledky z provedených testů. Veškeré materiálové vlastnosti by měly být zkoumány v závislosti na teplotě, a to převážně pro teplotní rozsah blízky TH. Není doporučeno provádět extrapolaci materiálových vlastností z nízkých na vysoké teploty. Výpočet by tak mohl být ovlivněn chybnou extrapolací materiálových dat vedoucí k nejistým výsledkům.

Použití materiálových charakteristik pro jiné oceli (jiné značení s mírně odlišným chemickým složením) z důvodu nedostatku provedených experimentálních měření je možné pouze na základě důkladného zhodnocení chemického složení a základních mechanických vlastností, jako jsou mez kluzu $R_{p0,2}$, mez pevnosti R_m a tažnost A . Porovnání je nutné provést pro měření za různých teplot ale hlavně za teplot vyšších než 600°C . Důvodem je, že nad teplotou 600°C se většina materiálů, použitých pro výrobu TNR blíží fázové změně, která způsobí změnu feritu na austenit a dochází ke změně v chování materiálu. Tato fázová transformace vede např. ke zvýšení tažnosti materiálu.

Pro hodnocení integrity TNR při TH jsou požadavky na materiálové vstupní údaje⁴, rozdělené dle fyzikální podstaty následující:

- Termo-fyzikální materiálové parametry – Hustota ρ , tepelná kapacita c_p , tepelná vodivost λ a teplota tavení,
- Mechanické vlastnosti – Youngův modul E , Poissonova konstanta ν , součinitel teplotní roztažnosti α ,
- Tahové vlastnosti materiálu – provedení tahových testů pro různé teploty, pokud možno i pro teploty blízké teplotě tavení. Výsledkem jsou meze kluzu $R_{p0,2}$ a pevnosti R_m , ale také celkové tahové křivky (někdy také označované jako Flow curves), které budou použity jako vstupní údaje ve výpočtech pomocí MKP,
- Creepové chování materiálu (tečení) – za teplot vyšších než cca 500°C (závisí na materiálu a na velikosti zatížení) se uplatňuje mechanismu creepu (tečení). Je nutné provést creepové testy pro teploty v rozsahu od 500°C do teploty blízké teplotě tavení materiálu (co nejbližší). Tyto materiálové testy potom slouží jako vstupní údaje do výpočtů pomocí MKP.

Materiálové parametry je tedy důležité znát pro co největší rozsah teplot ale hlavně blízké teplotě, pro které bude provedeno hodnocení. Materiálové vlastnosti by měly být teplotně závislé. Požadované materiálové vstupní údaje jsou uvedeny v Příloha 1 – Materiálové vlastnosti do výpočtového modelu tohoto dokumentu. Nejsou zde ovšem uvedeny záznamy tahových a creepových křivek, ty jsou uvedeny v samostatných excelovských dokumentech, viz [10] a [11]. V těchto souborech jsou vždy uvedeny průběhy napětí vs. deformace, a to pro každou teplotu zkoušení (pro každou

⁴ Pro uvedené materiálové parametry nejsou uváděny jednotky. Důvodem je, že je na výpočtáři, jaké jednotky zvolí. Měla by být ale zachována konzistence jednotek a kontrolována jejich správnost, viz poslední odstavec kap. 3.2

teplotu bylo zkoušeno více těles). Tyto vstupní údaje jsou důležité pro složitější konstitutivní modely creepu a plasticity.

Výsledky provedených tahových a creepových zkoušek jsou dále použity pro určení konstant zvoleného materiálové modelu. Tato část, práce s výsledky materiálových testů je dále uvedena v kap. 3.5.

3.5. Výpočetní materiálový model

Výpočetní materiálový model by měl být zvolen s ohledem na očekávané výsledky. Při hodnocení TNR s využitím strategie ExVC není důležité zohledňovat terciární creepovou fázi, a proto zde nejsou uvedeny modely, které dokážou tuto fázi popsat.

Cílem použití těchto materiálových modelů není popsat charakteristiky trhliny vzniklé při selhání TNR, jako je její velikost a přesná poloha azimutálně. Během navrženého výpočtu je možné pouze trhlínu lokalizovat přibližně v osovém směru (radiální souřadnice je dána tvarem dna TNR) a určit čas selhání TNR.

Protože je celková deformace komponenty dána aditivním pravidlem, které vyjadřuje součet jednotlivých deformací, je ve výpočtu potřeba zohlednit všechny složky deformace, které mají vliv na celkovou deformaci tělesa:

$$\varepsilon_t = \varepsilon_e + \varepsilon_p + \varepsilon_c, \quad (3)$$

kde v uvedeném vztahu představuje ε_e elastickou složku deformace, ε_p plastickou složku deformace a ε_c je creepová složka deformace. Všechny jednotlivé složky musí být ve výpočtovém modelu zahrnuty a popis jednotlivých materiálových modelů pro jednotlivé složky deformace je uveden níže.

3.5.1. Konstitutivní modely creepu

Ve veřejně dostupných publikovaných článcích je uvedeno velké množství konstitutivních modelů, které dokážou popsat všechny fáze creepového poškození. Bohužel tyto modely nejsou běžně dostupné v komerčních výpočtových programech a je tedy nutné přistoupit k programování (většinou v jazyce Fortran). Pro hodnocení TNR při TH s aplikací strategie ExVC není nutné používat sofistikovaný materiálový model, který dokáže popsat i terciární fázi creepu (za předpokladu, že jsou dodrženy podmínky odtlakování, a tlak působící na stěnu TNR je nízký). Spíše je vhodné používat modely, které popíší kvalitně sekundární fázi a případně i primární fázi creepu (primární fáze creepu hraje malou roli). Použití takového modelu je v souladu s podmínkou uvedenou v Tabulka 3-1 (viz kap. 3.1).

Níže jsou uvedeny dodatečné modely, které splňují podmínky popisu sekundární fáze ale i primární nebo terciární za určitých podmínek a jsou většinou dostupné v komerčních MKP programech.

3.5.1.1. Nortonův creepový model

Nortonův model tečení popisující sekundární fázi tečení materiálu je popsán vztahem pro rychlost tečení

$$\dot{\varepsilon}_c = K\sigma_e^n, \quad T = \text{konst.} \quad (4)$$

kde K a n jsou materiálové konstanty při dané teplotě T . Konstanty pro materiál 15Ch2NMFA-A tohoto modelu tečení jsou uvedeny v příloze tohoto dokumentu v Tab. A 4.

3.5.1.2. Time Hardening model

Tento model tečení popisuje pouze primární fázi tečení materiálu je popsán vztahem

$$\varepsilon_c = K\sigma_e^n t^m, \quad T = \text{konst.} \quad (5)$$

kde K , n a m jsou materiálové konstanty při dané teplotě.

Pozn.: Model Time Hardening je formulován pro creepovou deformaci což je rozdíl oproti Nortonovu modelu. Vzhledem k tomu, že popisuje sekundární fázi creepového poškození. Jedná se o nekonzervativní model, který může vést k nepřesným výsledkům predikce creepové deformace.

3.5.1.3. Model Hyperbolic sine law (Hyperbolický sinusový zákon)

Tento model dokáže popsat primární i sekundární fázi creepového tečení a model je dán ve tvaru:

$$\dot{\varepsilon}_{cmin} = A \sinh(B\sigma) \quad (6)$$

kde ve vztahu A a B jsou materiálové konstanty, a σ je napětí.

3.5.1.4. Model Double Power

Tento model je rozšířením Nortonova creepového modelu, viz kap. 3.5.1.1. Je složen ze dvou exponenciálních částí, pomocí kterých je možné provést popis primární a sekundární fáze. V případě, že primární fáze se v experimentální křivce nevyskytuje, je možné pomocí modelu zachytit i terciární fázi, nebo alespoň přechod ze sekundární do terciární.

$$\dot{\varepsilon}_c = K_1 \exp\left(\frac{-H_1}{k \cdot T}\right) \left(\frac{\sigma}{\sigma_n}\right)^{n_1} + K_2 \exp\left(\frac{-H_2}{k \cdot T}\right) \left(\frac{\sigma}{\sigma_n}\right)^{n_2}, \quad T = \text{konst.} \quad (7)$$

Kde v uvedeném vztahu značí k Boltzmannovu konstantu (8,617 E-5 eV/K), K , H , n jsou materiálové parametry, σ značí napětí a σ_n je normalizované napětí.

3.5.1.5. Ostatní creepové modely

Protože je dostupné velké množství creepových konstitutivních modelů umožňujících popis všech fází creepu a jejich součástí je i parametr poškození, jsou zde uvedeny základní modely, který byly v některých publikacích použity pro hodnocení TNR při TH. Jedná se o modely: Kachanov-Rabotnov model [12], Theta projekce a její modifikace [13] a [14], Hayhurstův model s poškozením [15] a komplexní model creepu zahrnující efekt poškození materiálu [16] a [17] navržený ve Státním výzkumném ústavu materiálu v Praze-Běchovicích (SVÚM).

Uvedené modely zde nebudou detailněji rozebírány a jejich popis je uveden ve zmíněných publikacích.

3.5.2. Zahrnutí plasticity

Plastická složka vyjadřuje deformaci materiálu nad mezí úměrnosti materiálu (často se udává nad mezí kluzu materiálu $R_{p0,2}$). Zahrnutí plastické složky deformace ve výpočtu je provedeno pomocí isotropního pravidla. Není nutné zahrnovat do výpočtu kinematické pravidlo, které se používá především pro opakované zatěžování (jako v případě únavového/cyklického zatěžování).

Přírůstek plastické složky deformace je potom vyjádřen ve formě:

$$f(\sigma, R) = \bar{f}(\sigma) - \sigma_y - R = 0, \quad (8)$$

kde σ_y představuje počáteční/prvotní mez kluzu a $\sigma_y + R$ může být interpretováno jako nový poloměr plochy plasticity v aktuálním napěťovém stavu (nová hodnota meze kluzu). Parametr R potom ve výpočtu představuje isotropní pravidlo, které může být formulováno jako lineární isotropní pravidlo, nelineární (Voceho) pravidlo anebo dle dalších vhodných nestandardních postupů, které musí být ověřeny a musí být prokázána jejich vhodnost použití ve výpočtu.

Lineární isotropní pravidlo je dáno vztahem:

$$dR = R_0 dp, \quad (9)$$

přičemž v uvedeném vztahu je R_0 mez kluzu materiálu, dp je přírůstek plastické deformace během výpočtu a dR je přírůstek plochy plasticity.

Další vhodnější variantou je použití nelineárního isotropního pravidla (Voceho pravidlo), které je dáno vztahem:

$$dR = R_0 + R_\infty \cdot (1 - e^{-b \cdot p}). \quad (10)$$

V uvedeném vztahu je dR přírůstek plochy plasticity, R_0 je původní mez kluzu materiálu, p je akumulovaná plastická deformace a R_0, R_∞ a b jsou materiálové parametry, které jsou určeny na základě experimentálních testů materiálu.

Poslední ale nejméně vhodnou variantou je použití ideálně elasto-plastického materiálu. Po překročení meze kluzu materiál ideálně teče. Toto isotropní pravidlo je formulováno pomocí vztahu:

$$\sigma_y = konst. \quad (11)$$

Tedy materiál nevykazuje žádné zpevnění, ale pouze se zvětšuje plastická deformace, ale napětí zůstává stejné jako uvažovaná mez kluzu. Tento přístup tedy vnáší do výpočtu jistou míru konzervatismu a zjednodušení, ale jeho použití je velmi jednoduché.

3.6. Kritéria selhání TNR při ExVC strategii

V průběhu TH je vhodné zohlednit degradaci materiálu vlivem mechanismů tečení (creepu) a plastické deformace. Níže, jsou uvedeny dva přístupy, pomocí kterých je možné určovat degradaci materiálu. První je značně konzervativní přístup, který je vztažen pouze ke creepové složce deformace a nezahrnuje plastickou část, což ovšem může vést k predikci špatného času selhání TNR, protože plastická složka nemusí být zanedbatelná. Tento přístup je často používán k odhadu doby do lomu komponent v oblasti creepového zatěžování. Druhým přístupem je použití parametru poškození, který popisuje explicitně obě složky deformace, a je doporučeno používat tento přístup.

3.6.1. Larson-Miller parametr

Parametrická konstitutivní rovnice navržená Larson-Millerem [18] kombinuje hodnoty teploty, napětí a času do porušení. Larson-Millerův parametr LMP) je definován pomocí vztahu:

$$P(\sigma) = F(T, \tau_{fr}), \quad (12)$$

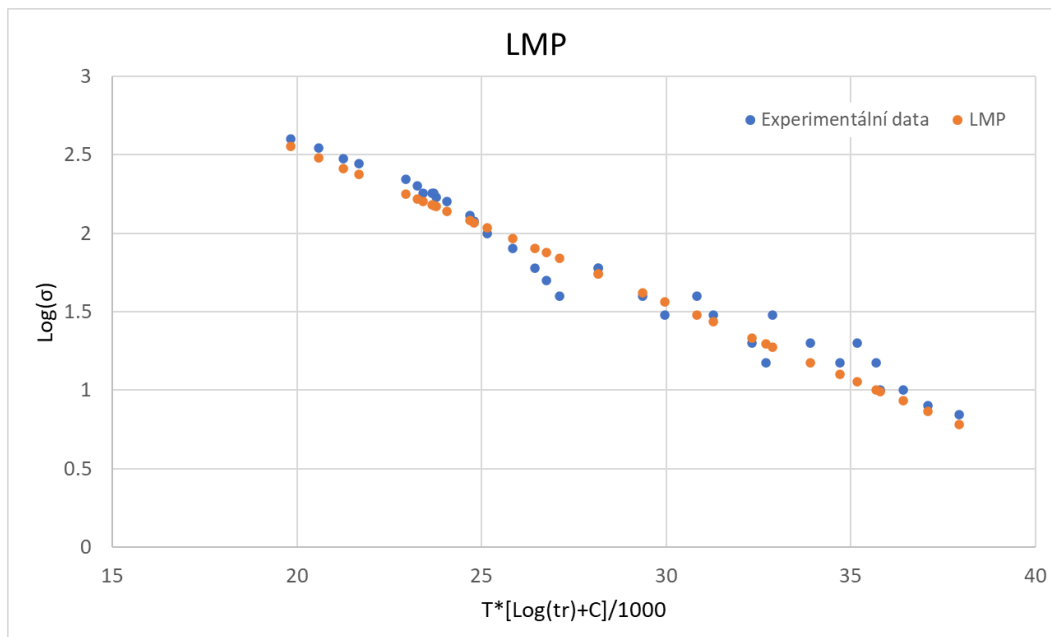
kde $P(\sigma)$ je funkce závislejší na hodnotě napětí σ [MPa] a funkce $F(T, \tau_{fr})$ je závislá na teplotě T [K] a hodnotě doby do lomu τ_{fr} [h]. Jednotlivé funkce jsou potom vyjádřeny pomocí vztahů jako

$$P(\sigma) = \log_{10} \sigma, \quad (13)$$

$$F(T, \tau_{fr}) = b_1 + b_2 \cdot T \cdot [\log_{10}(\tau_{fr}) + C]. \quad (14)$$

Ve vztahu (v rovnici pro F) jsou b_1 , b_2 a C materiálové konstanty, které jsou určeny na základě experimentálních výsledků. Parametry pro LMP parametr jsou určeny pomocí regresní analýzy a koeficienty jsou určeny na základě experimentálních dat a hodnoty jsou $b_1 = 4,49608$, $b_2 = -9,8E-5$ a $C = 25,91556$ a to pro celý teplotní rozsah. Je patrné, že predikce pomocí LMP je téměř lineární, což odpovídá zvolené aproximační funkci a vzniká tedy při odhadu chyba. Tato chyba je výrazná hlavně při teplotě fázového přechodu a při teplotách vyšších jak 900°C, kde také dochází k většímu rozptylu dat.

Z tohoto pohledu je použití LMP parametru konzervativní a vnáší do výpočtu jistou míru chyby. Ale pro zjednodušené výpočetní hodnocení je tento postup dostačující. V případě, že je hodnota napětí pod LMP křivkou, tak nedochází k selhání na creepovou deformaci. Pokud je napětí např. rovno 2 (v log škále) dochází k selhání po 25 hodinách. Pokud je napětí nad stanovenou křivkou, dochází k selhání okamžitě.



Obr. 3-1: Creepové napětí v závislosti na LMP parametru

3.6.2. Parametr poškození

Degradace materiálu vlivem mechanismů tečení (creepu) a plastické deformace je vhodné během hodnocení TH zohlednit pomocí parametru poškození, který je označován jako D . Tento parametr je přírůstkově načítán během jednotlivých inkrementů simulace. Na začátku je $D = 0$, což znamená, že poškození v daném místě není žádné. Přírůstky poškození ΔD_i v i -tém časovém intervalu jsou vyjádřeny následujícím vztahem:

$$\Delta D_i = \left[\frac{\Delta \varepsilon_{eqv}^{cr}}{\varepsilon^{cr}(T)} + \frac{\Delta \varepsilon_{eqv}^{pl}}{\varepsilon^{pl}(T)} \right], \quad (15)$$

kde ve vztahu $\Delta \varepsilon_{eqv}^{cr}$ a $\Delta \varepsilon_{eqv}^{pl}$ značí přírůstek ekvivalentní deformace tečení (creepové deformace) resp. plastické deformace. Mezní hodnoty přípustných deformací tečení a plasticity jsou označeny jako $\varepsilon_{lom}^{cr}(T)$ a $\varepsilon_{lom}^{pl}(T)$ a jsou závislé na teplotě a nejedná se tedy o konstantní hodnotu, jak je ve většině případů použito ve veřejně dostupných člancích. Tyto hodnoty jsou určeny na základě provedených experimentálních měření a jsou popsány níže.

Výsledný parametr poškození je určen jako součet všech jednotlivých přírůstků z jednotlivých inkrementů, viz vztah (16).

$$D = \sum_{i=1}^n \Delta D_i \quad (16)$$

Vztah (16) je definován pro časové přírůstky v rozsahu $i = 1$ až n , a n označuje celkový počet časových přírůstků. Pokud je v některém z elementů dosaženo $D = 1$, prvek ztrácí únosnost a musí být z analýzy vyřazen, nebo musí být zadána jeho tuhost velmi blízká nule tak, že již neovlivní napěťově-deformační stav během následujících časových kroků analýzy. Hodnoty $D = 1$ může být dosaženo pro

každou složku deformace zvlášť. To by byl stav, kdy je jedna složka deformace významná a druhá zanedbatelná.

V odstavci výše je popsáno kritérium selhání vztahené k jednomu prvku ve výpočtové síti, které musí být v každém časovém kroku testováno pro všechny prvky sítě. Pokud v libovolném vodorovném řezu TNR je ve všech prvcích přes tloušťku stěny TNR překročena kritériální hodnota parametru poškození, tj. $D \geq 1$, nastává selhání TNR.

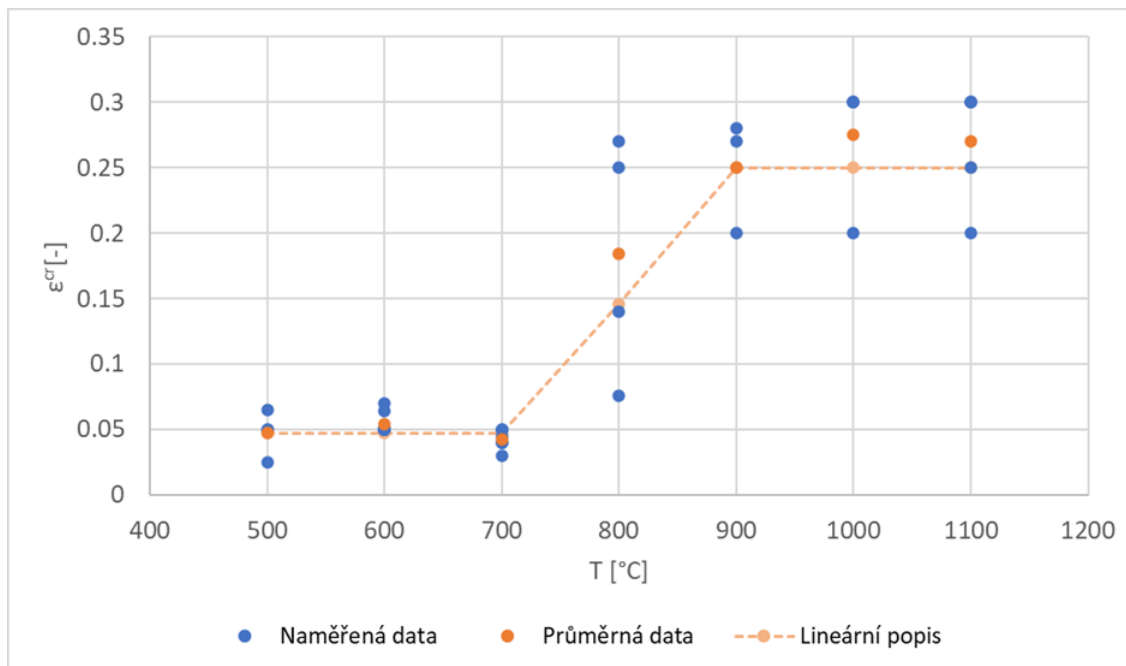
Dalším kritériem pro selhání TNR je celková teplota přes tloušťku stěny TNR. Pokud teplota dosáhne přes zbývající ligament teplotu vyšší jak 1200°C, je možné prohlásit, že TNR selhala. Za takto vysokých teplot je již nosnost materiálu velmi nízká ale naopak je vysoká tažnost materiálu (materiál se chová téměř jako super-plastický). Není to ovšem podmínka, ale pokračování ve výpočtu přinese v dalším postupu rozdíl pouze v desítkách sekund životnosti nádoby.

Pro splnění podmínek zachování integrity TNR je tedy nutno TNR kontrolovat pro dvě výše uvedená kritéria:

1. Parametr poškození D musí splnit podmínku < 1 alespoň v jednom prvku sítě po tloušťce stěny TNR, a to ve všech vodorovných řezech TNR. Zbývající část TNR (tj. množina prvků s hodnotou $D < 1$ na konci analyzované těžké havárie) musí tvořit souvislou oblast,
2. Teplota přes zbývající tloušťku stěny TNR nesmí přesáhnout 1200°C.

3.6.2.1. Vstupní materiálové údaje pro kritéria selhání

Limitní hodnoty jednotlivých složek deformací v parametru poškození (15) jsou závislé na teplotě a jedná o parametry, které byly určeny z experimentálních testů. Jako vstupní limitní parametry se pro deformaci tečením (creepem), bere deformace při přechodu ze sekundární do terciární fáze creepu. Tato data jsou potom proložena pomocí lineární funkce. Prokládána jsou průměrná data ze všech provedených testů pro jednotlivé teploty. Protože se jedná o data závislá na teplotě a také na napětí při zatěžování zkušebních těles, není možné aproximací popsat všechny experimentální výsledky už jen z důvodu rozptylu v chování materiálu. Další problém, který ztěžuje aproximaci, je, že v okolí teploty cca 800 °C dochází k fázové změně (označována jako přechodová teplota), kde dochází k přeměně feritu na austenit. S tím je spojená značná změna v chování materiálu, kdy dochází k navýšení tažnosti v materiálu (z důvodu výskytu austenitu, který je více tažný). To je patrné i z velkého nárůstu v deformacích na teplotě cca 800 °C, viz Obr. 3-2. Takto zpracovaná data v podobě průměrných i všech naměřených hodnot jsou uvedena na Obr. 3-2 a vstupní naměřená data jsou ve formě tabulky uvedena v Tab. A 8 Příloha 1 – Materiálové vlastnosti do výpočtového modelu Pro teploty 800°C, 1000°C a 1100°C je lineární aproximace níže, než je průměrná hodnota creepové deformace, ale stále se pohybuje v mezích naměřených dat blízcí se dolní hranici.



Obr. 3-2 Creepová deformace při přechodu ze sekundární do terciární fáze v závislosti na teplotě a položení dat exponenciální funkcí.

Hodnoty limitních deformací v jednotlivých teplotních regionech jsou:

$$\varepsilon^{cr}(T) = 0,0475, \text{ pro } T 500^{\circ}\text{C} - 700^{\circ}\text{C} \quad (18)$$

$$\varepsilon^{cr}(T) = 0,00101250 \cdot T - 0,66125, \text{ pro } T 700^{\circ}\text{C} - 900^{\circ}\text{C} \quad (19)$$

$$\varepsilon^{cr}(T) = 0,25, \text{ pro } T 900^{\circ}\text{C} - 1100^{\circ}\text{C} \quad (20)$$

Kde v rovnicích (18) - (20) T značí teplotu a $\varepsilon^{cr}(T)$ značí creepovou deformaci závislou na teplotě.

Pro plastickou limitní deformaci v rovnicích (21) a (22) jsou brány průměrné hodnoty rovnoměrné tažnosti A_g zkušebních těles a pro jednotlivé teploty jsou v číselné podobě uvedeny v Tab. A 9 Příloha 1. Tato data je potom stejně jako v případě limitní creepové deformace vhodné proložít aproximační funkcí, viz Obr. 3-3. Průměrné hodnoty rovnoměrné tažnosti jsou rozděleny na dva teplotní regiony a proloženy pomocí polynomických funkcí ve tvarech:

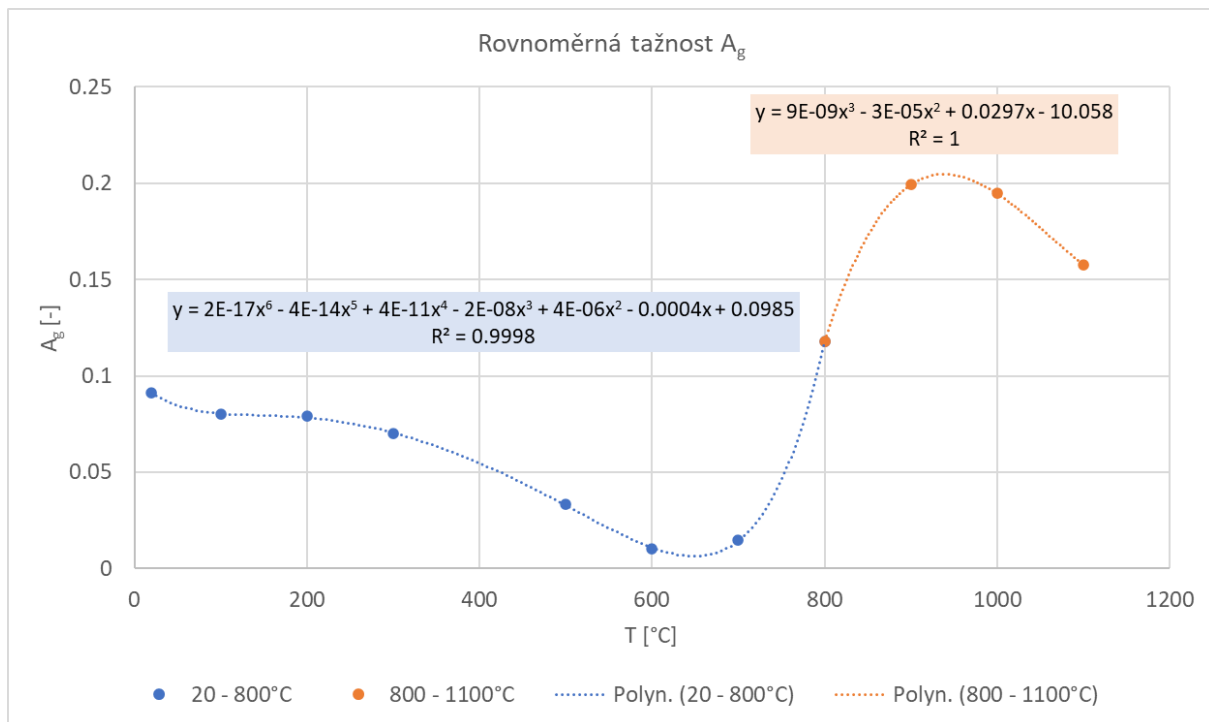
$$\varepsilon^{pl}(T) = a \cdot T^6 - b \cdot T^5 + c \cdot T^4 - d \cdot T^3 + d \cdot T^2 - e \cdot T + f, \quad (21)$$

pro $T 20^{\circ}\text{C} - 800^{\circ}\text{C}$

$$\varepsilon^{pl}(T) = g \cdot T^3 - h \cdot T^2 + i \cdot T - j, \quad (22)$$

pro $T 800^{\circ}\text{C} - 1100^{\circ}\text{C}$.

Ve vztazích (21) a (22) značí T teplotu a a až j jsou regresní koeficienty které jsou uvedeny v Tabulka 3-2.



Obr. 3-3 Průměrné hodnoty rovnoměrné tažnosti a proložení mocninnou funkcí.

Tabulka 3-2 – Regresní koeficienty pro polynomické funkce popisující rovnoměrnou tažnost A_g .

$T = 20 - 800^\circ\text{C}$	$T = 800 - 1100^\circ\text{C}$		
a	2,088092E-17	g	8,936405E-09
b	4,383519E-14	h	2,842211E-05
c	3,827785E-11	i	2,973810E-02
d	1,748233E-08	j	1,005778E+01
e	3,953021E-06		
f	4,349382E-04		
g	9,850985E-02		

Poznamenejme, že limitní hodnoty pro plastickou i creepovou složku deformace jsou uvedeny v inženýrské formě (inženýrském vyjádření deformačních vztahů). Proto pro přímé porovnání hodnot deformací MKP proti limitním hodnotám je potřeba zlogaritmovat limitní složky anebo zlogaritmovat hodnoty získané z MKP. Tento nesoulad nastává na úrovni MKP výpočtu, kdy výsledné hodnoty neelastických deformací (jako plastická či creepová) jsou uvedeny v logaritmické formě (označována také jako skutečná).

4. Doporučení a souhrn

Postupy uvedené v této metodice se týkají numerického hodnocení integrity TNR při TH s aplikací strategie ExVC, tedy s uvažovaným protavením stěny TNR a rozlivem coria (taveniny) do KTMT. Tato metodika je aplikovatelná obecně pro tlakovodní typy reaktorů, a to i přes to, že metodika byla vyvinuta pro reaktory VVER 1000. Není ovšem vhodná pro varné typy reaktorů, které mají jinou konstrukci dna TNR, ve kterém se nacházejí průchodky řídicích tyčí. Tento fakt vede k tomu, že v průběhu TH je jiný vývoj teplotního pole v TNR a tomu odpovídající deformace a napětí, ale také bude odlišný průběh tepelného toku (vlivem vodivosti konstrukcí průchodek). Tato metodika je platná i pro reaktory s nižším výkonem než cca 3000 MWth.

Materiálové modely uvedené v kap. 3.5 a kritéria selhání v kap. 3.6 jsou doporučeny pro použití při hodnocení TNR pomocí MKP. Tyto navržené postupy nejsou závazné pro případné hodnocení TNR prováděné pomocí integrálních výpočtů, které mají své vlastní postupy hodnocení, do kterých většinou není možné zasahovat.

Je doporučeno vždy výpočty provádět co nejvíce v souladu s metodikou a případná přijatá zjednodušení a konzervatismy na straně výpočtů detailně popsat, zdůvodnit a uvést, jaký vliv budou mít na výsledek hodnocení.

Navržená metodika obsahuje několik zjednodušujících předpokladů a omezení, které však – vzhledem k aktuálnímu stavu vědy a poznání – nebylo možné eliminovat. Jedná se především o omezení integrálních kódů, které prozatím předpovídají axisymetrickou degradaci VČR⁵. Tavení AZ bude však zřejmě neaxisymetrické, vedoucí k neaxisymetrickému vývoji teplotního pole v TNR. Pomocí postupů uvedených v této metodice je tak možné určit pouze čas selhání TNR a místo selhání na svislé ose, ovšem není možné, na základě zde prezentovaných postupů, stanovit velikost a přesnou pozici porušení stěny TNR. Tyto údaje však mají přímý vliv na parametry vytékajícího coria, což bylo potvrzeno v rámci projektu ROSAU [20]. Tento projekt, zabývající se chováním coria již po selhání TNR, identifikoval, že čas selhání dna TNR velmi ovlivňuje termo-chemické složení coria (zejména výskyt různých fází kvaternárního systému U-Zr-O-Fe), na kterém závisí viskozita tekoucího coria a tudíž i úspěšnost jeho rozlivu v šachtě reaktoru.

Výše uvedené přetrvávající nejistoty v oblasti mechanického chování stěny TNR při zatížení od roztavené AZ má ambici řešit připravovaný evropský projekt (MARISA - Methods for Assessment of RPV Integrity During a Severe Accident). Ten má za cíl definovat všeobecně platný a mezinárodně uznávaný postup hodnocení TNR v průběhu TH s aplikací strategie ExVC. Tento projekt by tak v budoucnu mohl posloužit pro aktualizaci předkládané metodiky, a to zejména v souvislosti se zavedením neaxisymetrického rozložení tepelných toků ve dně TNR. Možnými výstupy z projektu MARISA jsou zejména přesná lokalizace (i azimutální) výtokového otvoru a jeho velikost, umožňující vyhodnotit hmotnostní tok coria z porušené TNR; to je též velmi důležitý parametr pro správný odhad následného rozlivu coria.

⁵ V současné době žádné integrální LP kódy neumí 3-D (či pseudo 3-D) reprezentaci VČR. Nejbližší tomu je kód ATHLED-CD, který však prozatím, ve své neaxisymetrické verzi, není masivně používán pro bezpečnostní analýzy – zatím je spíše na tuto problematiku testován.

Seznam referencí

- [1] Kolektiv autorů: Deterministické bezpečnostní analýzy postulovaných iniciačních událostí a scénářů DEC B, Jaderná bezpečnost, BN-JB-2.3 (Rev. 0.0), Státní úřad pro jadernou bezpečnost, SÚJB/ORFBA/25833/2021, Praha, listopad 2021.
- [2] Kolektiv autorů: Vyhláška č. 162/2017 o požadavcích na hodnocení bezpečnosti podle atomového zákona, Sbírka zákonů, Praha, květen 2017.
- [3] Kolektiv autorů: Deterministic Safety Analysis for Nuclear Power Plants, Specific Safety Guide SSG-2 (Rev. 1), IAEA, STI/PUB/1851, Vídeň, červenec 2019.
- [4] Kolektiv autorů: Zajištění kvality při tvorbě a užívání výpočetních programů pro hodnocení bezpečnosti, Jaderná bezpečnost, BN-JB-2.4 (Rev. 0.0), Státní úřad pro jadernou bezpečnost, SÚJB/ORFBA/22212/2020, Praha, březen 2021.
- [5] Kolektiv autorů: Manual for ASTEC V2.2: Boundary Conditions, User Manual, IRSN, November 2022.
- [6] L. L. Humphries et al.: MELCOR Computer Code Manuals, Vol. 1: Primer and Users' Guide, Version 2.2.21402, Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM 87185-0748, 2021.
- [7] J. Baláž: Metodika zpracování deterministického hodnocení bezpečnosti v oblasti DEC-B, ÚJV Řež, a. s., Z-5971-T, Řež, prosinec 2022.
- [8] Kolektiv autorů: Considerations on the Application of the IAEA Safety Requirements for the Design of Nuclear Power Plants, IAEA-TECDOC-1791, Vídeň 2016.
- [9] OECD/NEA activity, RPV Integrity Assessment for in-vessel retention
- [10] Vysledky_tahovych_zkousek-TAČR-TITSSUJB938.xlsx
- [11] Creep15Ch2NMFA-A-vysledkyTAČR-TITSSUJB938.xlsx
- [12] Kachanov, L.M. Introduction to continuum damage mechanics, Martinus Nijhoff Publisher, (1986).
- [13] Peng Yu, Weimin Ma, A modified theta projection model for creep behavior of RPV steel 16MND5, Journal of Materials Science & Technology, 47, 2020, pp. 231-242.
- [14] R. Ruban, S. Latha, S.P. Sivapirakasam, V.S. Srinivasan, G.V. Prasad Reddy, On new relation for theta projection approach for the prediction of creep behaviour of alloy D9I austenitic stainless steel, Materials Today: Proceedings, 2020, in press.
- [15] Hayhurst, D.R. The use of continuum damage mechanics in creep analysis for design, Journal of Strain Analysis for Engineering Design, 29(3), 1994, pp. 233-241.
- [16] Bína, V., Kneifl, M., Buk, M.; Pivoňka, J. Aplikace matematických modelu materiálových vlastností k dimenzování částí namáhaných za podmínek tečení a interakce tečení a únavy. Výzkumná zpráva SVUM Z-89-6016, Praha, 1989.
- [17] Bína, V., Hakl, J. Probabilistic approach to description of the creep strain characteristic and prediction for long life-time. In Proc. Conf. Materials for Advanced Power Engineering, D. Coustouradis et al. (eds). Kluwer Academic Publishers, Dordrecht (Boston), 1994, pp. 601-610
- [18] Larson, F.R., Miller, J., 1952. Time temperature relationship for rupture and creep stress. Transaction ASME. Vol. 74. No 5. pp. 765-771.
- [19] Developing a Phenomena Identification and Ranking Table (PIRT) and a Validation Matrix, and Performing a Benchmark for In-Vessel Melt Retention (J46002)

- [20] NEA, Reduction of Severe Accident Uncertainties (ROSAU) Project, dostupný z:
https://www.oecd-nea.org/jcms/pl_25254/reduction-of-severe-accident-uncertainties-rosau-project
- [21] L. L. Humphries et al.: MELCOR Computer Code Manuals, Vol. 2: Reference Manual, Version 2.2 r2023.0, Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM 87185-0748, 2023.
- [22] W. Klein-Hessling et al.: CPA Module of ASTEC – Programme Reference Manual, Rev 1, IRSN/GRS, ASTEC-V2/DOC/15-03, Cadarache, France, 2012.

Příloha 1 – Materiálové vlastnosti do výpočtového modelu

Materiálové vlastnosti do výpočtového modelu

Tahové vlastnosti

Tab. A 1 – Souhrn výsledků z tahových zkoušek

Vzorek	d_0	L_0	L_{ext}	T	Rychlost poměrné deformace $\dot{\epsilon}$	R_m	$R_{p0.2}$	Poměrná deformace při lomu ϵ_f
-	mm	mm	mm	°C	1/s	MPa	MPa	-
3-RT-TT1	5,02	35	30	20	1,00E-03	652	535	0,266
3-RT-TT2	5,01	35	30	20	1,00E-03	656	540	0,235
3-RT-TT3	5,17	35	30	20	1,00E-03	657	546	0,224
3-RT-TT4	5,48	35	30	20	1,00E-03	658	546	0,244
3-RT-TT5	5,81	35	30	20	1,00E-03	657	543	0,261
4-100-TT1	5,83	35	30	100	1,00E-03	605	507	0,223
2-100-TT2	6,00	35	30	100	1,00E-03	613	518	0,220
2-100-TT3	6,00	35	30	100	1,00E-03	608	510	0,229
2-100-TT4	6,01	35	30	100	1,00E-03	609	514	0,230
2-100-TT5	6,01	35	30	100	1,00E-03	591	487	0,249
3-200-TT1	5,83	35	30	200	1,00E-03	572	480	0,204
2-200-TT2	5,99	35	30	200	1,00E-03	560	458	0,235
2-200-TT3	6,00	35	30	200	1,00E-03	580	487	0,207
2-200-TT4	6,00	35	30	200	1,00E-03	574	481	0,209
2-200-TT5	6,00	35	30	200	1,00E-03	568	475	0,210
3-300-TT1	6,02	35	30	300	1,00E-03	545	450	0,192
2-300-TT2	6,01	35	30	300	1,00E-03	556	460	0,172
2-300-TT3	6,01	35	30	300	1,00E-03	544	441	0,190
2-300-TT4	6,02	35	30	300	1,00E-03	551	454	0,198
2-300-TT5	6,02	35	30	300	1,00E-03	555	459	0,185
3-500-TT1	6,00	35	30	500	1,00E-03	441,6	396	0,185
2-500-TT4	6,01	35	30	500	1,00E-03	431,5	375	0,224
2-500-TT5	6,00	35	30	500	1,00E-03	437,0	384	0,235
2-500-TT6	6,01	35	30	500	1,00E-03	446,3	399	0,213
2-500-TT7	6,01	35	30	500	1,00E-03	451,5	408	0,182
5-500-TT2	5,90	35	30	500	1,00E-02	469,4	399	0,188
5-500-TT3	6,00	35	30	500	1,00E-04	425,2	384	0,165
3-600-TT1	6,00	35	30	600	1,00E-03	337,2	322	0,252
3-600-TT2	6,00	35	30	600	1,00E-02	361,7	340	0,219
3-600-TT3	6,01	35	30	600	1,00E-04	308,6	287	0,221
3-700-TT1	5,99	35	30	700	1,00E-03	175,7	157	0,149
2-700-TT4	6,01	35	30	700	1,00E-03	191,7	188	0,507
2-700-TT5	6,01	35	30	700	1,00E-03	171,6	163	0,568
2-700-TT6	6,01	35	30	700	1,00E-03	191,6	172	0,436

2-700-TT7	6,01	35	30	700	1,00E-03	193,3	176	0,379
5-700-TT2	6,01	35	30	700	1,00E-02	251,8	239	0,322
5-700-TT3	6,00	35	30	700	1,00E-04	133,8	117	0,142
6-800-TT1	6,00	35	30	800	1,00E-03	101,8	86	1,121
3-900-TT1	6,00	35	30	900	1,00E-03	66,6	44	0,561
2-900-TT4	6,00	35	30	900	1,00E-03	68,2	52	1,012
2-900-TT5	6,00	35	30	900	1,00E-03	68,4	55	0,891
2-900-TT6	6,01	35	30	900	1,00E-03	67,9	52	0,892
2-900-TT7	6,01	35	30	900	1,00E-03	66,9	51	0,845
5-900-TT2	6,00	35	30	900	1,00E-02	94,9	68	0,767
5-900-TT3	6,00	35	30	900	1,00E-04	46,9	39	1,124
3-1000-TT1	6,00	35	30	1000	1,00E-03	42,9	24,0	0,719
2-1000-TT4	6,00	35	30	1000	1,00E-03	42,6	23,0	1,178
2-1000-TT5	6,00	35	30	1000	1,00E-03	43,0	21,0	1,238
2-1000-TT6	6,01	35	30	1000	1,00E-03	43,5	23,0	1,347
2-1000-TT7	6,00	35	30	1000	1,00E-03	43,6	26,0	1,316
5-1000-TT2	6,00	35	30	1000	1,00E-02	59,7	27,0	1,104
5-1000-TT3	6,00	35	30	1000	1,00E-04	28,0	17,0	1,251
4-1100-TT1	6,00	35	30	1100	1,00E-03	25,9	16,0	0,936*
2-1100-TT4	6,00	35	30	1100	1,00E-03	27,4	15,0	1,362*
2-1100-TT5	6,01	35	30	1100	1,00E-03	27,0	15,5	1,312
2-1100-TT6	5,99	35	30	1100	1,00E-03	27,5	16,0	1,401*
2-1100-TT7	6,00	35	30	1100	1,00E-03	27,7	16,0	1,397*
5-1100-TT2	5,99	35	30	1100	1,00E-02	40,7	23,0	1,086
5-1100-TT3	5,99	35	30	1100	1,00E-04	17,3	11,5	1,377*

Pozn.: * nedošlo k přetržení vzorku

Tab. A 2 – Průměrné hodnoty mechanických vlastností z tahových zkoušek,

T	R_m	S_{Rm}	$R_{p0,2}$	$S_{Rp0,2}$	ϵ_f	$S_{\epsilon f}$
°C	MPa	MPa	MPa	MPa	-	-
20	656,0	2,1	542,0	4,2	0,244	0,02
100	605,2	7,6	507,2	10,8	0,229	0,01
200	570,8	6,7	476,2	9,9	0,212	0,01
300	550,2	5,0	452,8	6,9	0,187	0,01
500	441,6	6,7	392,4	11,6	0,199	0,02
600	337,2*	-	322,3*	-	0,252*	-
700	185	9,1	171,2	10,7	0,358	0,15
800	101,8*	-	86,0*	-	1,121*	-
900	67,6	0,7	50,8	3,7	0,870	0,17
1000	43,12	0,4	23,4	1,6	1,165	0,20
1100	27,1	0,6	15,7	0,4	1,267**	0,17

Pozn.: *pouze jedna zkouška, ** nedošlo k přetržení některých vzorků

Creepové vlastnosti

Tab. A 3 – Souhrn výsledků creepových zkoušek

	d₀	L₀	Napětí	t_r	t_r	min, rychlost creepu	min, rychlost creepu	Skutečná creepová poměrná defomace při min, rychlosti creepu	Skutečné creepové přetvoření při lomu
<i>Vzorek</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>MPa</i>	<i>s</i>	<i>h</i>	<i>1/s</i>	<i>1/h</i>	-	-
3-500-CT1	6,00	35	250	N/A	N/A	3,54E-08	1,27E-04	0,022	N/A
4-500-CT5	5,84	35	280	482436,2	134,0	9,96E-08	3,59E-04	0,018	0,343
3-500-CT2	5,99	35	300	141406	39,3	3,07E-07	1,11E-03	0,012	0,263
3-500-CT3	6,00	35	350	19129,3	5,3	2,15E-06	7,75E-03	0,012	0,261
3-500-CT4	5,99	35	400	1971,1	0,5	2,05E-05	7,36E-02	0,011	0,199
5-600-CT8	5,99	35	130	804309,8	223,4	9,08E-08	3,27E-04	0,027	0,317
5-600-CT2	6,00	35	160	160596,3	44,6	4,92E-07	1,77E-03	0,021	0,315
5-600-CT5	6,01	35	170	74475,2	20,7	1,13E-06	4,06E-03	0,023	0,344
5-600-CT3	6,00	35	180	28738,7	8,0	3,23E-06	1,16E-02	0,018	0,325
5-600-CT6	6,00	35	180	62333	17,3	1,24E-06	4,48E-03	0,019	0,296
5-600-CT7	6,01	35	180	55255,8	15,3	1,43E-06	5,14E-03	0,016	0,351
5-600-CT1	6,00	35	200	19096,9	5,3	3,62E-06	1,30E-02	0,017	0,261
5-600-CT4	6,00	35	220	8472,5	2,4	7,78E-06	2,80E-02	0,014	0,329
5-700-CT6	6,01	35	40	312835,8	86,9	1,63E-07	5,86E-04	0,007	0,414
4-700-CT0	5,79	35	50	137805,6	38,3	6,92E-07	2,49E-03	0,020	0,414
4-700-CT1	5,99	35	60	67444,5	18,7	9,06E-07	3,26E-03	0,009	0,373
4-700-CT2	6,00	35	80	15707,4	4,4	5,16E-06	1,86E-02	0,014	0,429
4-700-CT3	5,98	35	100	3118,8	0,9	1,60E-05	5,76E-02	0,007	0,382
4-700-CT4	5,99	35	120	1350,4	0,4	2,80E-05	1,01E-01	0,007	0,246
6-800-CT1	6,00	35	60	7526,8*	2,1*	3,48E-05	1,25E-01	0,082	-*
6-800-CT2	6,00	35	60	7696,7	2,1	3,59E-05	1,29E-01	0,045	0,566
6-800-CT3	6,00	35	40	101302,4	28,1	1,58E-06	5,68E-03	0,044	0,379
6-800-CT4	6,00	35	30	364804,2	101,3	2,52E-07	9,06E-04	0,027	0,322
4-900-CT1	5,91	35	10	-	-	2,32E-07	8,34E-04	0,071	-
4-900-CT0	5,84	35	15	328794	91,3	1,01E-06	3,64E-03	0,054	0,534
4-900-CT2	6,00	35	20	155336	43,1	2,38E-06	8,56E-03	0,098	0,732
4-900-CT3	6,00	35	30	19821,2	5,5	1,54E-05	5,55E-02	0,107	0,587
4-900-CT4	5,92	35	40	8295,94	2,3	4,14E-05	1,49E-01	0,108	0,614
3-1000-CT2	5,85	35	10	581073	161,4	3,73E-07	1,34E-03	0,166	0,568
3-1000-CT3	5,80	35	15	79072,3	22,0	3,08E-06	1,11E-02	0,206	0,617
3-1000-CT4	5,78	35	20	19142,7	5,3	1,27E-05	4,56E-02	0,105	0,761
3-1000-CT1	5,8	35	30	2987,19	0,8	7,40E-05	2,66E-01	0,119	0,741

4-1100-CT1	5,85	35	5	-	-	2,30E-07	8,28E-04	0,099	-
5-1100-CT5	6,00	35	7	189728	52,7	9,98E-07	3,59E-03	0,135	0,546
5-1100-CT0	6,00	35	8	45104,5	12,5	5,28E-06	1,90E-02	0,068	0,696
4-1100-CT2	5,85	35	10	14641,7	4,1	1,54E-05	5,54E-02	0,089	0,762
4-1100-CT3	5,85	35	15	4233,7	1,2	8,68E-05	3,13E-01	0,085	0,758
4-1100-CT4	5,85	35	20	1835,01	0,5	1,21E-04	4,37E-01	0,094	0,713

Tab. A 4 – Koefficienty pro Nortonův model tečení

T	K	n	Log K
°C	[MPa ⁻ⁿ /s]	-	-
500	5,61E-41	13,6	-40,251
600	7,24E-26	8,58	-25,1403
700	4,97E-15	4,72	-14,3036
800	5,01E-18	7,22	-17,3002
900	3,52E-11	3,79	-10,4535
1000	6,09E-12	4,82	-11,2154
1100	1,62E-10	4,73	-9,79048

Termofyzikální vlastnosti

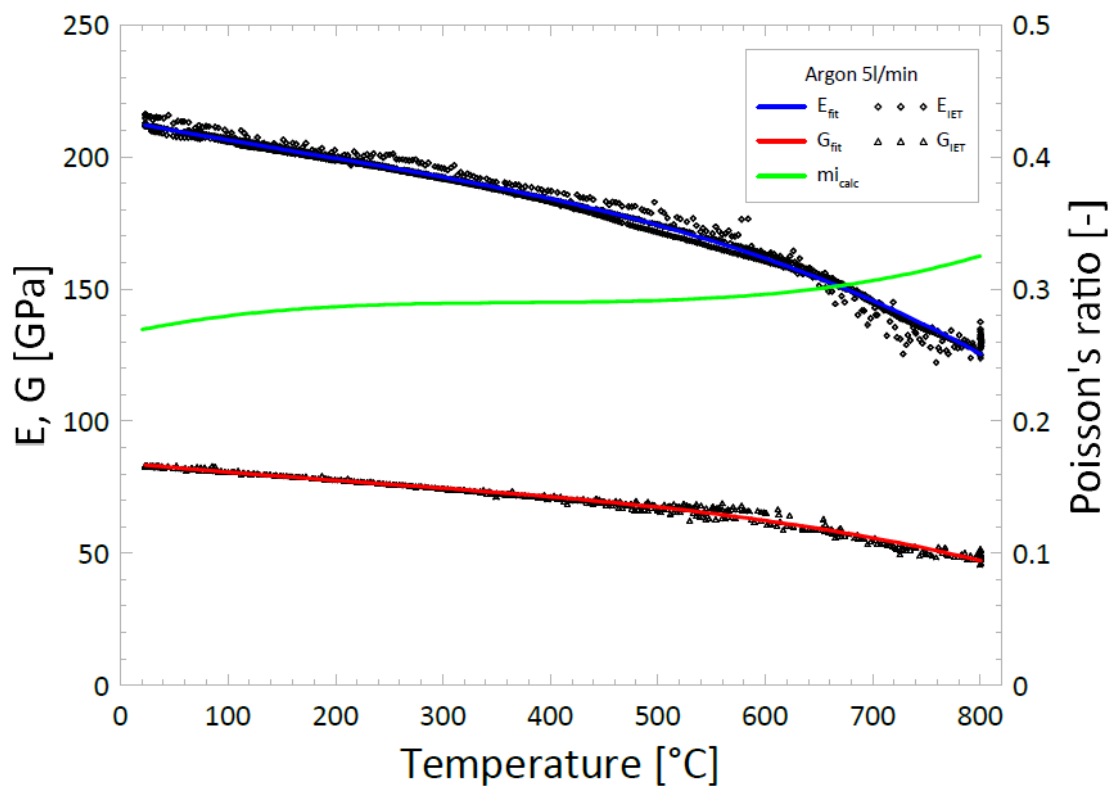
Teplotní závislosti modulu pružnosti, smykového modulu a poissonova čísla:

Tyto průběhy jsou popsány pomocí polynomů určených na základě výsledků měření (teplota je v polynomech ve °C):

$$E = 213,7188576 - 0,07909909513 \cdot T + 6,406532714 \cdot 10^{-5} \cdot T^2 - 1,28846164 \cdot 10^{-7} \cdot T^3,$$

$$G = 84,27959543 - 0,04041835719 \cdot T + 4,755212249 \cdot 10^{-5} \cdot T^2 - 6,860696895 \cdot 10^{-8} \cdot T^3,$$

$$\mu = 0,2656871916 + 0,0001809859797 \cdot T - 4,7032809 \cdot 10^{-7} \cdot T^2 + 4,207548214 \cdot 10^{-10} \cdot T^3,$$

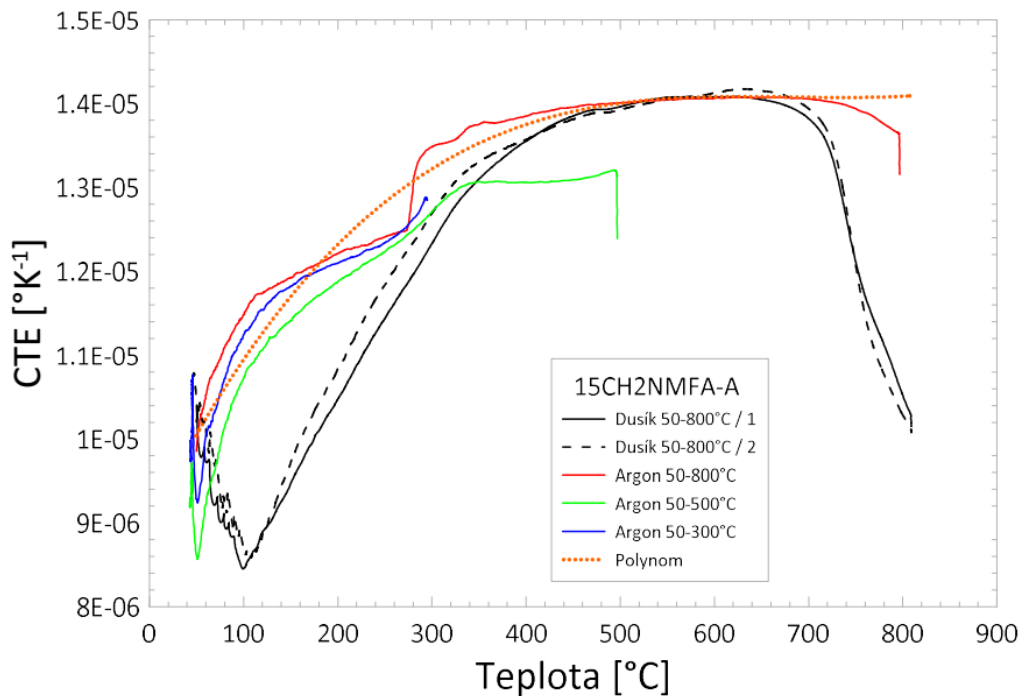


Obr. A 1 Průběh modulu pružnosti E , smykového modulu G a Poissonova čísla μ ,

Průběh koeficientu roztažnosti materiálu:

Tato fyzikální veličina je popsána pomocí rovnice:

$$\alpha = 9,00967 \cdot 10^{-6} + 2,25423 \cdot 10^{-8} \cdot T - 3,32111 \cdot 10^{-11} \cdot T^2 + 1,62066 \cdot 10^{-14} \cdot T^3,$$



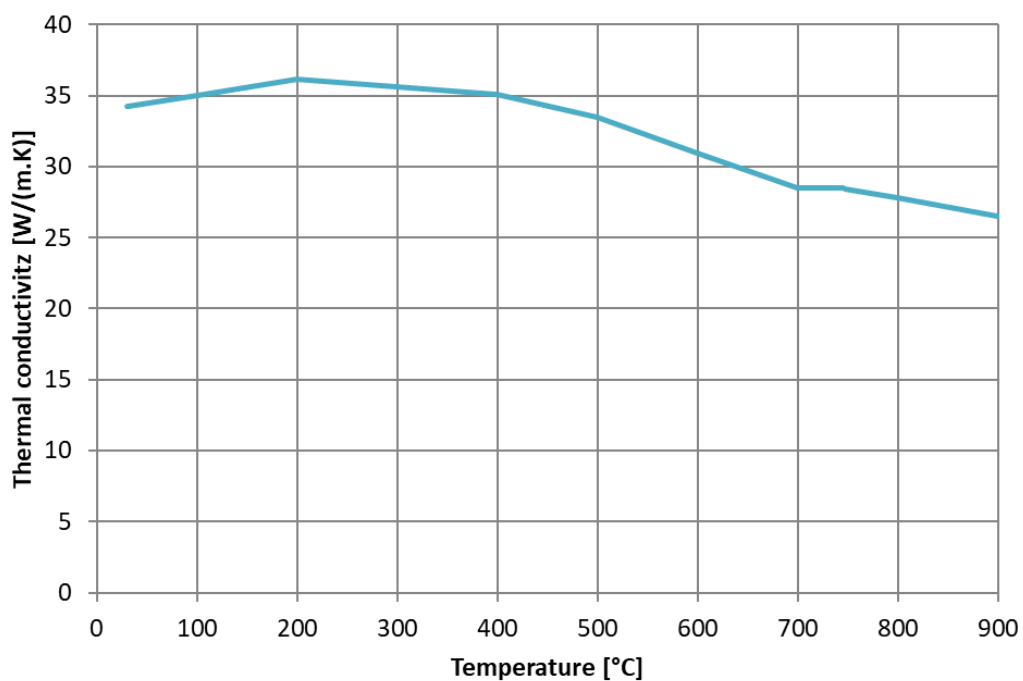
Obr. A 2 Průběh koeficientu roztažnosti materiálu (polynom je v grafu zobrazen pomocí červené tečkované čáry),

Průběh tepelné vodivosti:

Tepelná vodivost je číselně uvedena níže v Tab. A 5,

Tab. A 5 Tepelná vodivost materiálu,

Teplota	Tepelná vodivost
[°C]	[W,m ⁻¹ K ⁻¹]
30	34,2
100	35,0
200	36,1
300	35,6
400	35,1
500	33,5
600	31,0
700	28,5
737	28,5
742	28,5
745	28,5
747	28,4
800	27,8
900	26,5



Obr. A 3 Průběh tepelné vodivosti materiálu,

Průběh měrného tepla:

Hodnoty měrného tepla jsou uvedeny číselně v Tab. A 6,

Tab. A 6 Hodnoty měrného tepla materiálu,

Teplota	Cp	Teplota	Cp	Teplota	Cp	Teplota	Cp
[°C]	[J/(kg·K)]	[°C]	[J/(kg·K)]	[°C]	[J/(kg·K)]	[°C]	[J/(kg·K)]
30	450,1	807,0	1584,9	1482,4	2277,7	1514,8	10581,7
100	476,5	808,2	1488,7	1482,8	2500,5	1518,5	7508,3
200	523	809,8	1352,0	1483,2	2758,8	1518,6	5599,5
300	563,9	811,4	1220,3	1483,2	3052,4	1518,6	4080,5
400	618,9	813,0	1098,8	1483,6	3361,3	1520,3	2566,6
500	676	815,3	1007,7	1483,9	3685,3	1521,5	2161,5
600	747,6	817,7	916,6	1485,9	3979,0	1522,3	1771,7
633,2	743,2	848,1	592,7	1485,9	4419,5	1521,9	1376,7
671,8	804,3	855,6	597,8	1485,5	4865,1	1523,5	1159,0
701,0	875,3	881,2	592,9	1486,2	5452,4	1524,3	941,3
723,1	956,5	914,7	598,2	1485,8	5796,7	1527,8	819,8
739,6	1037,6	932,5	588,2	1486,6	6100,5	1531,4	769,2
753,0	1128,8	966,8	573,2	1486,2	6530,9	1537,3	743,9
760,1	1230,1	1004,2	573,4	1486,6	6956,2	1592,1	744,3
764,1	1088,4	1063,4	578,9	1487,7	7275,2		
767,2	1017,5	1120,9	579,2	1487,7	7725,9		
769,6	951,7	1189,9	579,7	1488,9	8151,2		
775,5	951,7	1247,1	585,1	1489,7	8591,7		
781,0	1002,4	1315,7	605,8	1490,4	8941,1		
783,8	1108,8	1342,9	595,8	1491,6	10024,6		
785,0	1194,8	1372,9	601,1	1494,5	7047,4		
786,2	1270,8	1398,5	601,3	1494,9	6571,5		
788,1	1372,1	1428,1	591,3	1495,7	6141,1		
790,1	1488,5	1450,1	596,5	1499,6	5614,6		
792,4	1605,0	1458,8	637,1	1503,2	5918,4		
795,2	1726,6	1465,1	692,8	1504,3	6201,9		
797,6	1802,5	1469,5	743,5	1505,9	6566,5		
800,7	1812,7	1473,0	839,7	1507,1	6890,6		
803,5	1767,1	1475,4	966,3	1507,5	7310,8		
807,0	1686,1	1475,8	1087,8	1508,6	7710,8		
820,9	840,6	1477,3	1239,7	1510,6	8075,4		
824,0	790,0	1478,1	1406,8	1510,6	8455,1		
829,5	719,2	1479,7	1624,6	1511,3	8905,8		
835,9	673,6	1480,1	1827,1	1514,5	9199,5		
841,8	628,1	1481,2	2075,2	1514,1	9736,2		

Tab. A 7 Hodnoty měrného tepla materiálu,

	d_0	L_0	Napětí	t_r	t_r	min, rychlost creepu	min, rychlost creepu	Skutečná creepová poměrná defomace při min, rychlosti creepu	Skutečné creepové přetvoření při lomu
<i>Vzorek</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>MPa</i>	<i>s</i>	<i>h</i>	<i>1/s</i>	<i>1/h</i>	-	-
3-500-CT1	6,00	35	250	N/A	N/A	3,54E-08	1,27E-04	0,022	N/A
4-500-CT5	5,84	35	280	482436,2	134,0	9,96E-08	3,59E-04	0,018	0,343
3-500-CT2	5,99	35	300	141406	39,3	3,07E-07	1,11E-03	0,012	0,263
3-500-CT3	6,00	35	350	19129,3	5,3	2,15E-06	7,75E-03	0,012	0,261
3-500-CT4	5,99	35	400	1971,1	0,5	2,05E-05	7,36E-02	0,011	0,199
5-600-CT8	5,99	35	130	804309,8	223,4	9,08E-08	3,27E-04	0,027	0,317
5-600-CT2	6,00	35	160	160596,3	44,6	4,92E-07	1,77E-03	0,021	0,315
5-600-CT5	6,01	35	170	74475,2	20,7	1,13E-06	4,06E-03	0,023	0,344
5-600-CT3	6,00	35	180	28738,7	8,0	3,23E-06	1,16E-02	0,018	0,325
5-600-CT6	6,00	35	180	62333	17,3	1,24E-06	4,48E-03	0,019	0,296
5-600-CT7	6,01	35	180	55255,8	15,3	1,43E-06	5,14E-03	0,016	0,351
5-600-CT1	6,00	35	200	19096,9	5,3	3,62E-06	1,30E-02	0,017	0,261
5-600-CT4	6,00	35	220	8472,5	2,4	7,78E-06	2,80E-02	0,014	0,329
5-700-CT6	6,01	35	40	312835,8	86,9	1,63E-07	5,86E-04	0,007	0,414
4-700-CT0	5,79	35	50	137805,6	38,3	6,92E-07	2,49E-03	0,020	0,414
4-700-CT1	5,99	35	60	67444,5	18,7	9,06E-07	3,26E-03	0,009	0,373
4-700-CT2	6,00	35	80	15707,4	4,4	5,16E-06	1,86E-02	0,014	0,429
4-700-CT3	5,98	35	100	3118,8	0,9	1,60E-05	5,76E-02	0,007	0,382
4-700-CT4	5,99	35	120	1350,4	0,4	2,80E-05	1,01E-01	0,007	0,246
6-800-CT1	6,00	35	60	7526,8*	2,1*	3,48E-05	1,25E-01	0,082	N/A
6-800-CT2	6,00	35	60	7696,7	2,1	3,59E-05	1,29E-01	0,045	0,566
6-800-CT3	6,00	35	40	101302,4	28,1	1,58E-06	5,68E-03	0,044	0,379
6-800-CT4	6,00	35	30	364804,2	101,3	2,52E-07	9,06E-04	0,027	0,322
4-900-CT1	5,91	35	10	-	-	2,32E-07	8,34E-04	0,071	N/A
4-900-CT0	5,84	35	15	328794	91,3	1,01E-06	3,64E-03	0,054	0,534
4-900-CT2	6,00	35	20	155336	43,1	2,38E-06	8,56E-03	0,098	0,732
4-900-CT3	6,00	35	30	19821,2	5,5	1,54E-05	5,55E-02	0,107	0,587
4-900-CT4	5,92	35	40	8295,94	2,3	4,14E-05	1,49E-01	0,108	0,614
3-1000-CT2	5,85	35	10	581073	161,4	3,73E-07	1,34E-03	0,166	0,568
3-1000-CT3	5,80	35	15	79072,3	22,0	3,08E-06	1,11E-02	0,206	0,617
3-1000-CT4	5,78	35	20	19142,7	5,3	1,27E-05	4,56E-02	0,105	0,761
3-1000-CT1	5,8	35	30	2987,19	0,8	7,40E-05	2,66E-01	0,119	0,741
4-1100-CT1	5,85	35	5	-	-	2,30E-07	8,28E-04	0,099	N/A

5-1100-CT5	6,00	35	7	189728	52,7	9,98E-07	3,59E-03	0,135	0,546
5-1100-CT0	6,00	35	8	45104,5	12,5	5,28E-06	1,90E-02	0,068	0,696
4-1100-CT2	5,85	35	10	14641,7	4,1	1,54E-05	5,54E-02	0,089	0,762
4-1100-CT3	5,85	35	15	4233,7	1,2	8,68E-05	3,13E-01	0,085	0,758
4-1100-CT4	5,85	35	20	1835,01	0,5	1,21E-04	4,37E-01	0,094	0,713

Pozn.: N/A značí, že u zkušebního tělesa nenastal lom.

Materiálové vlastnosti pro kritérium selhání

Creepové hodnoty celkové deformace při přetržení ve formě logaritmické deformace,

Tab. A 8 Hodnoty creepové deformace při přechodu ze sekundární do terciární fáze tečení,

Teplota T	ε^{cr} - konec sekundární fáze
°C	%
500	4,75
600	5,43
700	4,25
800	18,4
900	28,75
1000	27,5
1100	27

Hodnoty celkové deformace při přetržení ve formě logaritmické deformace z tahových zkoušek

Tab. A 9 Průměrné hodnoty mechanických vlastností z tahových zkoušek a rovnoměrné tažnosti.

T	R_m	S_{Rm}	$R_{p0,2}$	$S_{Rp0,2}$	ϵ_f	$S_{\epsilon f}$	A_g
°C	MPa	MPa	MPa	MPa	-	-	-
20	656,0	2,1	542,0	4,2	0,244	0,02	0,091
100	605,2	7,6	507,2	10,8	0,229	0,01	0,080
200	570,8	6,7	476,2	9,9	0,212	0,01	0,079
300	550,2	5,0	452,8	6,9	0,187	0,01	0,070
500	441,6	6,7	392,4	11,6	0,199	0,02	0,033
600	337,2*	-	322,3*	-	0,252*	-	0,010
700	185	9,1	171,2	10,7	0,358	0,15	0,015
800	101,8*	-	86,0*	-	1,121*	-	0,118
900	67,6	0,7	50,8	3,7	0,870	0,17	0,199
1000	43,12	0,4	23,4	1,6	1,165	0,20	0,195
1100	27,1	0,6	15,7	0,4	1,267**	0,17	0,158

T A
Č R

Tento projekt je financován se státní podporou
Technologické agentury ČR
v rámci programu BETA2

www.tacr.cz
Výzkum užitečný pro společnost

SÚJB
STÁTNÍ ÚŘAD
PRO JADERNOU
BEZPEČNOST



Ústav termomechaniky AV ČR, v. v. i.