



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ
ÚSTAV PROCESNÍHO A EKOLOGICKÉHO
INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING
INSTITUTE OF PROCESS AND ENVIRONMENTAL
ENGINEERING

PREDIKCE KOROZE TRUBEK PECE S VYUŽITÍM PROVOZNÍCH DAT

PREDICTION OF FURNACE TUBES CORROSION USING OPERATING DATA

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. MILAN KOLOMAZNÍK

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

doc. Ing. ZDENĚK JEGLA, Ph.D

BRNO 2014

Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství

Ústav procesního a ekologického inženýrství
Akademický rok: 2013/2014

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

student(ka): Bc. Milan Kolomazník

který/která studuje v **magisterském studijním programu**

obor: **Procesní inženýrství (3909T003)**

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

Predikce koroze trubek pece s využitím provozních dat

v anglickém jazyce:

Prediction of furnace tubes corrosion using operation data

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Předmětem práce je zpracování a aplikace výpočtového modelu pro predikci koroze trubkového hadu ohřevné pece. Konfrontace dosažených výsledků a naladění parametrů vytvořeného výpočtového modelu bude řešeno pro konkrétní průmyslovou aplikaci s podporou dostupných záznamů provozních dat. Výsledkem řešení bude předpověď doby životnosti nového trubkového hadu ohřevné pece do ztráty integrity nejvíce exponované trubky trubkového systému.

Cíle diplomové práce:

- a) popis provedení řešené procesní pece, její role v zadané výrobní lince a popis dostupných provozních dat
- b) popis dostupného matematického modelu pro predikci koroze pecní trubky;
- c) vytvoření výpočtového modelu pro predikci koroze, jeho následná aplikace na řešenou procesní pec a odladění modelu s využitím dostupných provozních dat;
- d) předpověď doby životnosti trubkového hadu provozované ohřevné pece při daném režimu provozu do ztráty integrity nejvíce exponované trubky trubkového systému.

Seznam odborné literatury:

[1] HEWITT G. (Ed.) Heat Exchanger Design Handbook, Begell House, Inc., Redding, CT, USA, 1998.

[2] VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen Ed., VDI Heat Atlas, Second Edition, Springer-Verlag Berlin Heidelberg 2010.

Vedoucí diplomové práce: doc. Ing. Zdeněk Jegla, Ph.D.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2013/14.

V Brně, dne 15.11.2013

L.S.

Prof. Ing. Petr Stehlík, CSc.
Ředitel ústavu

prof. RNDr. Miroslav Doupovec, CSc., dr. h. c.
Děkan

ABSTRAKT

Práce se zabývá problematikou modelování a predikce koroze radiačního trubkového hadu ohřevné pece. Konkrétně je řešena vertikální válcová pec, která je zařazena na jednotce katalytického hydrokrakování a slouží k ohřevu agresivního cirkulačního plynu, jež je původcem vysokoteplotní koroze. Důležitým podkladem pro tvorbu výpočtového modelu jsou dostupné záznamy o provozu pece a průběhu působení korozních a degradačních mechanismů na trubkový systém pece. Využití těchto informací umožňuje vytvořit výpočtový model, založený na predikování vysokoteplotního korozního poškození radiačního trubkového hadu. Výpočtový model, zahrnující všechny podstatné vlivy, může sloužit jako základ pro systém prediktivního řízení životnosti radiačních hadů v ohřevné peci.

KLÍČOVÁ SLOVA

Vysokoteplotní koroze, creep (tečení materiálu za vysokých teplot), predikce životnosti, radiační trubkový had, vertikální válcová ohřevná pec, katalytické hydrokrakování.

ABSTRACT

The thesis deals with the modeling and prediction of corrosion of radiation tube snake in the heating furnace. Specifically it is focused on vertical cylindrical furnace which is included in the catalytic hydrocracking unit and serves for heating aggressive circulation gas which is the cause of high temperature corrosion. An important basis for the creation of computational models are available records about the operation of the furnace and about the corrosion and degradation mechanisms during the lifetime of the tube system in furnace. Such information enables the creation of a computational model which is based on the prediction of high-temperature corrosive damage of radiation tube snake. The computational model involving all relevant factors may serve as the basis for a predictive life management system of radiation snakes in the heating furnace.

KEYWORDS

High-temperature corrosion, creep at high temperatures, life prediction, radiation pipe snake, vertical cylindrical furnace, catalytic hydrocracking.

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

KOLOMAZNÍK, M. *Predikce koroze trubek pece s využitím provozních dat*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2014. 60 s. Vedoucí diplomové práce doc. Ing. Zdeněk Jegla, Ph.D.

PROHLÁŠENÍ

Prohlašuji, že jsem tuto diplomovou práci *Predikce koroze trubek pece s využitím provozních dat* vypracoval a napsal samostatně, pod vedením vedoucího diplomové práce doc. Ing. Zdeňka Jegly, Ph.D. a uvedl všechny použité prameny a literaturu.

V Brně dne 28. května 2014

.....
Milan Kolomazník

PODĚKOVÁNÍ

Na tomto místě bych rád poděkoval vedoucímu mé diplomové práce doc. Ing. Zdeňku Jeglovi, Ph.D. za odborné konzultace, rady a připomínky, týkající se obsahové a formální úpravy práce.

OBSAH

ABSTRAKT	5
SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ	10
1 ÚVOD DO ŘEŠENÉ PROBLEMATIKY	12
1.1 Charakteristika krakovacích procesů	12
1.2 Popis procesu hydrokrakování	12
1.3 Provedení ohřevné pece	14
1.4 Definování modelové oblasti a předpoklady řešení	15
2 PROVOZNÍ DATA A PROBLEMATIKA PROVOZU	17
2.1 Provozní potíže pece	17
2.2 Závěry rozboru porušení trubky	19
2.3 Ostatní provozní záznamy	22
3 TEPELNÝ VÝPOČET	25
3.1 Vztahy pro tepelný výpočet	25
3.2 Nerovnoměrnost tepelného zatížení	32
4 VYSOKOTEPLTNÍ KOROZE A JEJÍ MODELOVÁNÍ	35
4.1 Úvod do problematiky koroze	35
4.2 Mechanistický model koroze v prostředí H ₂ S a H ₂	36
4.3 Detaily mechanistického modelu	37
4.4 Praktická zjednodušení modelu	37
5 VÝPOČET ZBÝVAJÍCÍ ŽIVOTNOSTI	38
5.1 Vliv creepu	39
5.2 Součinnost creepu a koroze	40
5.3 Odolnost proti tečení materiálu	42
6 ALGORITMUS CELKOVÉHO VÝPOČTOVÉHO POSTUPU	43
6.1 Použité výpočtové prostředí a interakce se soubory provozních dat	43
6.2 Princip a algoritmus celkového výpočtu	44
7 APLIKACE VÝPOČTOVÉHO POSTUPU A DOSAŽENÉ VÝSLEDKY	48
7.1 Rozbor dosažených výsledků	48
7.2 Konfrontace výsledků s reálným stavem	52
7.3 Prediktivní vlastnosti výpočtového modelu pro jiné zátěžné stavy	53
8 ZÁVĚR	57
SEZNAM POUŽITÉ LITERATURY	58
PŘÍLOHA	60

SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ

Symbol	Význam	Jednotka
A_{H_2}	Arheniova konstanta pro vodík	[mol/(m ² ·s)]
A_{H_2S}	Arheniova konstanta pro sirovodík	[mol/(m ² ·s)]
$A_{vnitřni}$	vnitřní povrch radiačního hadu	[m ²]
$A_{vnitřniel}$	vnitřní povrch elementu	[m ²]
B_{H_2}	Arheniova konstanta pro vodík	[J/mol]
B_{H_2S}	Arheniova konstanta pro sirovodík	[J/mol]
c	rychlost proudění v radiačním hadu	[m/s]
c_{b,H_2}	koncentrace vodíku v cirkulačním plynu	[-]
c_{b,H_2S}	koncentrace sirovodíku v cirkulačním plynu	[-]
c_{s,H_2}	koncentrace vodíku na povrchu materiálu	[-]
c_{s,H_2S}	koncentrace sirovodíku na povrchu materiálu	[-]
cp	tepelná kapacita cirkulačního plynu	[J/(kg·K)]
\bar{cp}	střední tepelná kapacita cirkulačního plynu	[J/(kg·K)]
CR	celková korozní rychlost	[mol/(m ² ·s)]
CR_{H_2}	korozní rychlost působením vodíku	[mol/(m ² ·s)]
CR_{H_2S}	korozní rychlost působením sirovodíku	[mol/(m ² ·s)]
D_c	faktor kumulace poškození	[-]
D_{in}	vnitřní průměr radiačního hadu	[m]
F_L	součinitel podélné nerovnoměrnosti	[-]
l	délka jedné radiační trubky	[m]
LHV	výhřevnost topného plynu	[J/kg]
\dot{m}_{CP}	průtok cirkulačního plynu	[kg/s]
\dot{m}_{TP}	průtok topného plynu	[kg/s]
MW_{FeS}	molekulová hmotnost sulfidu železnatého	[kg/mol]
Nu	Nuseltovo číslo	[-]
p_n	přetlak cirkulačního plynu	[MPaG]
Pr	Prandltovo číslo	[-]
\dot{q}	hustota tepelného toku	[W/m ²]
\dot{q}_{rad}	tepelné zatížení všech radiačních hadů	[W/m ²]
\dot{q}_{rad1}	tepelné zatížení jednoho radiačního hadu	[W/m ²]
Q_{el}	tepelný tok absorbovaný v jednom elementu	[W]
Q_{rad}	tepelný tok absorbovaný do všech radiačních hadů	[W]
Q_{rad1}	tepelný tok, který absorbuje jeden radiační had	[W]
Q_v	tepelný tok vyvinutý ve spalínách	[W]
R	universální plynová konstanta	[J/(mol·K)]
Re	Reynoldsovo číslo	[-]

$R_{m/t/T}$	mez pevnosti při tečení materiálu	[MPa]
s	tloušťka stěny radiačního hadu	[mm]
t_{el}	teplota cirkulačního plynu v elementu	[°C]
t_f	teplota cirkulačního média	[K]
t_{pel}	teplota vnitřní stěny radiačního hadu	[°C]
t_T	skutečná doba provozu	[h]
$[t_T]$	dovolená doba provozu	[h]
t_w	teplota vnitřní stěny trubky	[K]
t_{11}	vstupní teplota cirk. plynu do radiačního hadu	[°C]
t_{11el}	vstupní teplota cirk. plynu do elementu	[°C]
t_{12}	výstupní teplota cirk. plynu z radiačního hadu	[°C]
t_{12el}	výstupní teplota cirk. plynu z elementu	[°C]
T	absolutní teplota povrchu stěny trubky	[K]
T_c	teplota creepu	[K]
T_m	teplota tavení materiálu	[K]
α	součinitel přestupu tepla	[W/(m ² ·K)]
δ	korozní úbytek	[°C]
Δl	délka jednoho elementu	[m]
Δm_{os}	hmotnostní korozní úbytek	[kg]
Δt	doba působení cirkulačního plynu	[s]
ε	volená přesnost iteračního výpočtu	[-]
η	dynamická viskozita cirkulačního plynu	[Pa·s]
η_{KK}	účinnost konvekční komory	[%]
η_{KZ}	komínové ztráty	[%]
η_{RK}	účinnost radiační komory	[%]
λ	tepelná vodivost cirkulačního plynu	[W/(m·K)]
ρ	hustota cirkulačního plynu	[kg/m ³]
ρ_{FeS}	hustota sulfidu železnatého	[kg/m ³]
ρ_v	meridiánový poloměr křivosti	[mm]
ρ_φ	obvodový poloměr křivosti	[mm]
σ_{red}	redukované napětí	[MPa]
σ_1	největší hlavní napětí	[MPa]
σ_2	střední hlavní napětí	[MPa]
σ_3	nejmenší hlavní napětí	[MPa]
σ_v	meridiánové napětí	[MPa]
σ_φ	obvodové (tečné) napětí	[MPa]

Dolní index	Význam
ODH	odhadnuto
VYP	vypočteno

1 ÚVOD DO ŘEŠENÉ PROBLEMATIKY

Problematika predikce životnosti ohřevných trubkových pecí souvisí s celou řadou provozních podmínek. Jedním z významných vlivů snižujících životnost zařízení je vysokoteplotní koroze, kdy dochází k současnému působení vysoké teploty a tlaku v agresivním prostředí. Takovéto podmínky se nacházejí zejména u pecí, které jsou zařazeny v rafinérských procesech zpracování ropy a jejích frakcí, zejména v procesu katalytického hydrogenačního krakování (hydrokrakování). Tato práce se zabývá problematikou predikce koroze trubek, resp. jejich životnosti, s využitím provozních dat pro případ konkrétní ohřevné pece zařazené na jednotce hydrokrakování.

1.1 Charakteristika krakovacích procesů

Při zpracování ropy vzniká typicky nedostatek lehkých frakcí (především benzinů a středních destilátů) a přebytek těžkých frakcí. Většina druhů ropy totiž nemá takové frakční složení, které by bylo potřebné z hlediska možného odbytu jednotlivých rafinérských produktů. Velkou poptávku po benzínu a motorové naftě vyvolává hlavně rozvoj osobní a nákladní přepravy (automobilová, lodní, letecká a železniční). Zatímco v oblasti výroby tepla a elektrické energie mají ropné produkty (topné oleje) konkurenci v uhlí, zemním plynu a v jaderné energii, v oblasti pohonných hmot nemají ropné produkty výraznou konkurenci. Proto rafinérie tvoří zisk zejména prodejem pohonných hmot, tj. lehkých frakcí, zatímco těžké topné oleje prodávají někdy i za cenu nižší než je cena surové ropy [1].

Přebytek těžkých frakcí a nedostatek lehkých frakcí lze řešit přeměnou těžkých frakcí na lehké, která se uskutečňuje pomocí štěpných (krakovacích) procesů. Ty lze rozdělit na:

- Termické krakování
- Katalytické krakování
- Katalytické hydrogenační krakování (hydrokrakování)

Podstatou hydrokrakování je hydrogenace nenasycených, aromatických a neuhlovodíkových podílů v nástřiku za současného štěpení hydrogenátů a hydrogenace produktů štěpení. Přesná hranice mezi hydrogenační rafinací (hydrogenačním odsířením) destilačních zbytků a hydrokrakováním prakticky neexistuje. Reakce hydrokrakování probíhají na katalyzátorech, přičemž jsou pracovní podmínky nastaveny tak, aby hydrogenační reakce převládaly nad dehydrogenačními. Při hydrokrakování se pracuje za vysokých tlaků (3–25 MPa) a za vysokých teplot (330–450 °C). Přesnější vymezení pracovních podmínek závisí hlavně na druhu zpracovávané suroviny, použitím katalyzátoru a na technologii procesu [2], [3], [4].

1.2 Popis procesu hydrokrakování

Proces hydrokrakování, v němž se nachází předmětná ohřevná pec, je koncipován tak, že surovina (olejový destilát získaný z vakuové destilace mazutu) je nástřikována vysokotlakým čerpadlem přes výměníky tepla společně s cirkulačním plynem předehříváním v ohřevné peci do hydrogenačního reaktoru, což ilustruje obr. 1.1. V hydrogenačním reaktoru (R01) probíhají reakce, kterými se ze suroviny odstraňují nežádoucí sírné a dusíkaté sloučeniny. Až poté prochází surovina krakovacím reaktorem (R02), kde dochází k vlastnímu štěpení těžkých uhlovodíků [2], [4].

Krakování je reakce exotermická. Konstantní teplota se na vstupu do reaktorů udržuje systémy výměníků tepla a ohřevem cirkulačního vodíkového plynu, případně i ohřevem cirkulačního oleje. V případě potřeby chlazení reaktorů je možno udržovat optimální teplotu nastříkáním chladnějšího cirkulačního vodíkového plynu [2].

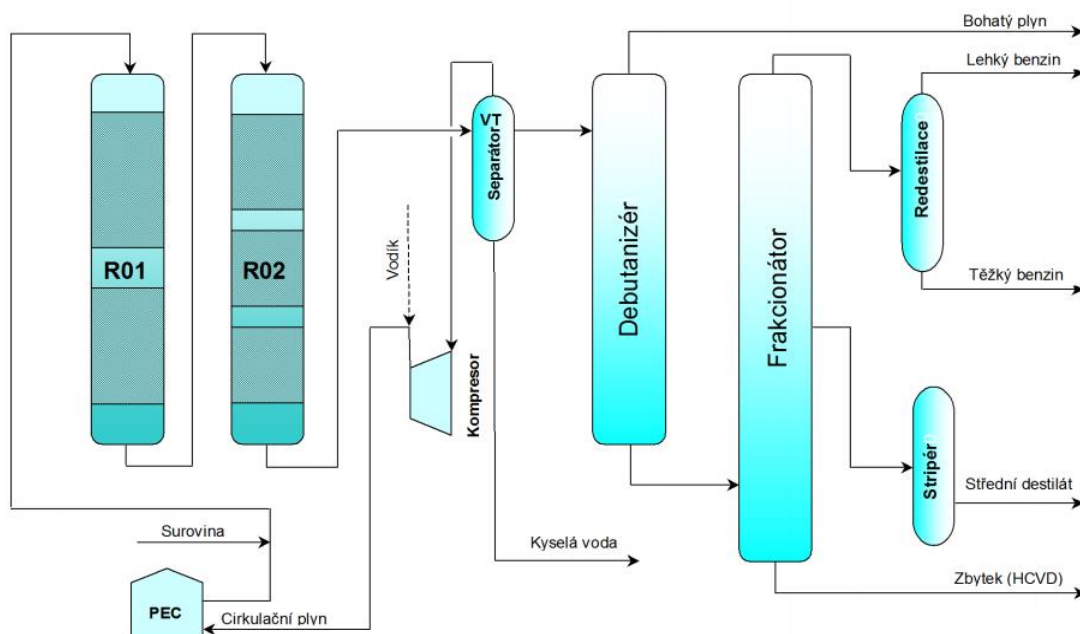
Produkty z druhého reaktoru odcházejí přes výměníky tepla do vysokotlakého separátoru, kde se odděluje nezreagovaný vodík. Ten je cirkulačním kompresorem veden zpět přes ohřevnou pec do reaktorů. Reakční úbytek vodíku je doplňován do procesu z výroby vodíku [2].

Kapalná fáze z vysokotlakého separátoru je vedena přes kapalinovou expanzní turbínu, na které se redukuje tlak na nižší úroveň, přičemž tlaková energie se využívá k pohonu nástřikového čerpadla nebo čerpadla cirkulačního oleje [2].

Směs uhlovodíků z expanzní turbíny odchází do nízkotlakého separátoru, kde se rozdělí kapalná a plynná fáze. Plynné uhlovodíky jsou vedeny do kyselých tlakových plynů a společně odcházejí k odsířování plynů. Kapalně uhlovodíky se po přehřátí nastříkují do debutanizéru. Hlavou kolony odchází kyselý propan-butan, který se dále dopravuje k odsíření v kapalně fázi [2].

Zbytek z debutanizéru se nastříkuje do frakcionační kolony, kde se rozdestilují produkty krakování na benzin, petrolej, plynový olej. Zbytek z frakcionační kolony cirkuluje zpět ke štěpení do reaktorů, nebo ho lze využít jako nástřik pro pyrolýzu [2].

Popsaný proces zjednodušeně znázorňuje obr. 1.1. Nejsou zde však zakresleny všechny výměníky tepla, také není uvedena expanzní turbína a nízkotlaký separátor. První reaktor R01 je ochranný hydrogenační reaktor a má za úkol prvotní odstranění heteroatomů a druhý reaktor R02 slouží k samotnému procesu štěpení a hydrogenace produktů štěpení. Předzazený ochranný reaktor tedy napomáhá k delší výdrži katalyzátoru v reaktoru druhém.



Obr. 1.1 – Proces katalytického hydrogenačního krakování [5]

Komplex hydrokrakování je důležitým technologickým procesem, který má velký ekonomický význam kvůli výrobě pohonných hmot, které se oproti těžkým topným olejům lépe prodávají na trhu. Nezanedbatelný význam je také ekologický, a to z důvodu celkového snížení obsahu sirných a dusíkatých sloučenin.

1.3 Provedení ohřevné pece

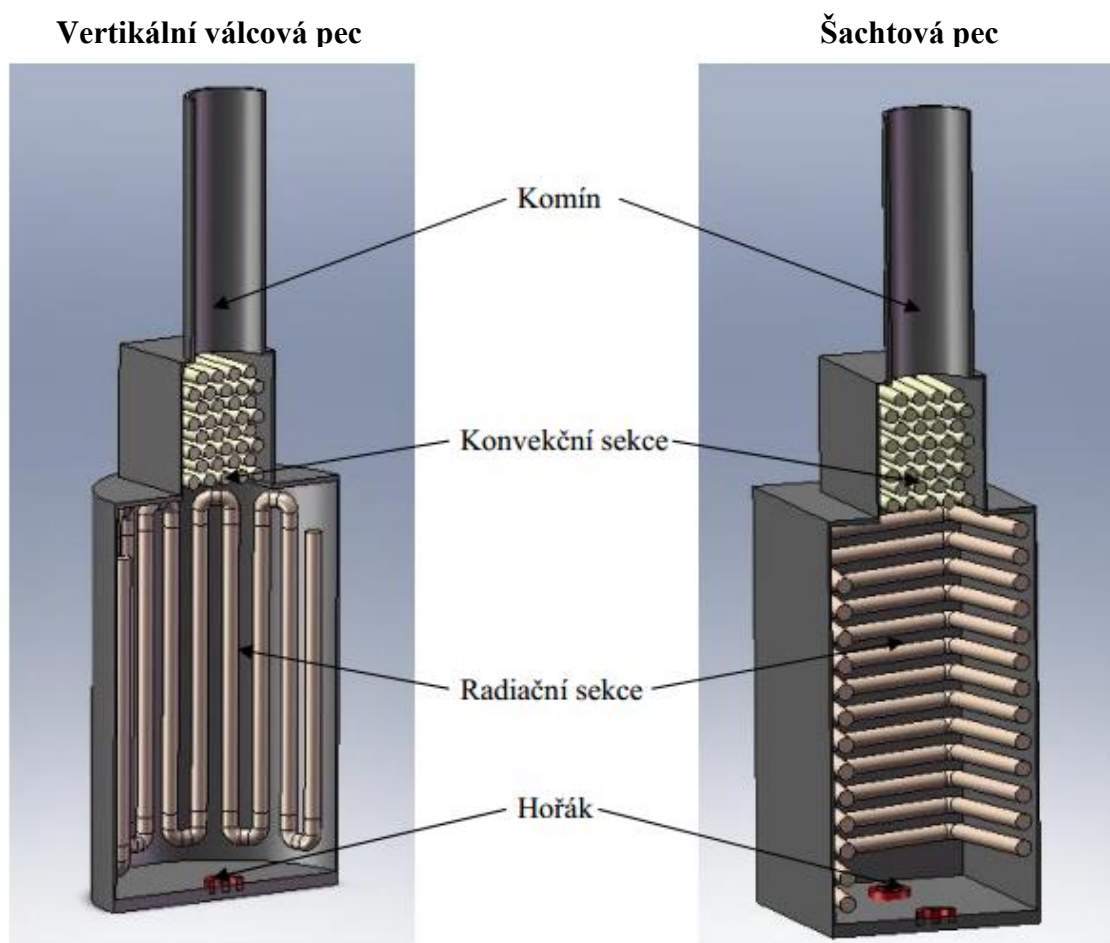
Ohřevná trubková pec je tedy zařazena v procesu před hydrokrakovacím reaktorem a slouží pro ohřev cirkulačního plynu, který je tvořen zejména vodíkem. V předchozí kapitole byl popsán samotný technologický proces, ve kterém je ohřevná pec zařazena. Nyní bude ohřevná procesní pec obecně představena po konstrukční stránce.

Základem pece jsou následující části: radiační komora, konvekční část pece, hořáky, trubky (resp. trubkové hady) a komín. Větší část dodávaného tepla je převáděna v radiační komoře (obvykle 50–80 % z celkem převedeného tepla), zbytek v sekci konvekční. Konvekční sekce slouží k využití zjevného tepla spalin odcházejících z radiační sekce. Protože tepelné zatížení trubek v konvekční části je menší než v sekci radiační, což je způsobeno nízkým součinitelem přestupu tepla na straně spalin, opatřují se někdy tyto trubky na vnější straně přídatným povrchem – příčným nebo podélným žebrováním, trny apod. [6].

Technickým vývojem vlastních radiačně konvekčních pecí a jejich úpravami pro speciální technologické účely byla vyvinuta řada konstrukčně odlišných radiačně konvekčních pecí. Rozlišujeme dva v současnosti nejpoužívanější typy procesních pecí:

- Šachtové pece
- Vertikální válcové pece

Tyto typy jsou pro lepší představu znázorněny pomocí 3D modelů na obr. 1.2.



Obr. 1.2 – Konstrukční řešení vertikální válcové a šachtové pece [7]

Šachtová pec

Šachtové pece vznikly vývojem z kubické pece jako nejstaršího typu radiačně konvekčních pecí. Radiační sekce šachtové pece má tvar kvádru, ve kterém jsou horizontálně vedeny trubkové hady. Na dně radiační části jsou umístěny hořáky nejčastěji v řadě za sebou po celé délce šachtové pece. Přímo nad radiační sekcí je umístěna konvekční sekce a na ni navazuje samonosný komín [6].

Vyšší investiční náklady ve srovnání s válcovými pecemi, velké nároky na zastavěnou plochu a nerovnoměrné zatížení jednotlivých trubek patří mezi hlavní nedostatky tohoto typu pecí. Výhodou však je, že maximální výkon tohoto typu pece dosahuje až 60 MW, což je více než u pecí válcových [8].

Vertikální válcová pec

Pro ohřívání cirkulačního vodíkového plynu se však nepoužívá výše zmiňovaná šachtová pec, ale vertikální válcová pec. Radiační sekce této pece má tvar válce, ve kterém jsou vertikálně uloženy trubkové hady. Na dně se nachází jeden nebo více hořáků a stejně jako u šachtové pece navazuje na radiační sekci přímo sekce konvekční a na ni komín [6].

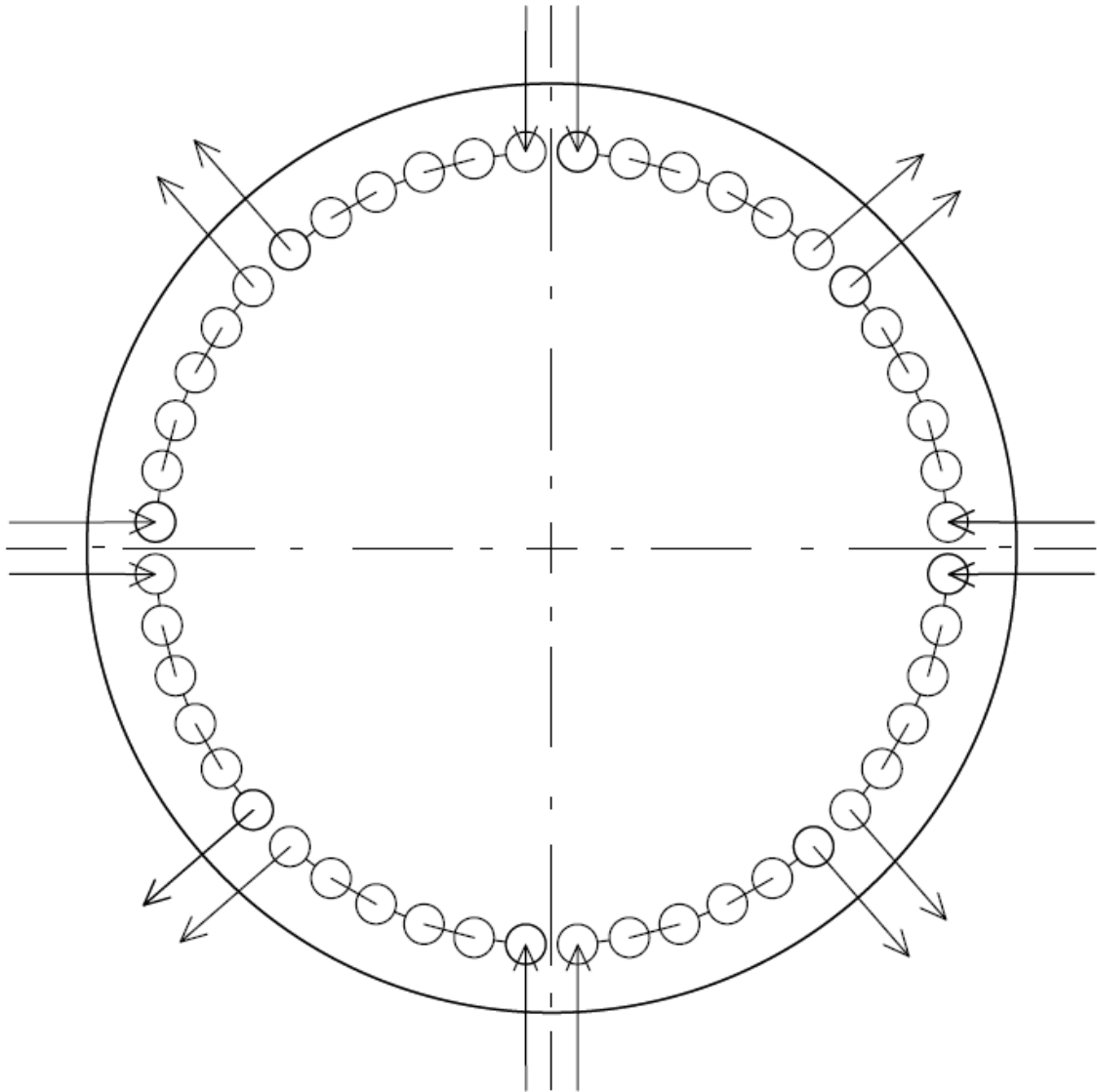
Ve vertikální válcové peci dochází k rovnoměrnějšímu rozdělení tepelného toku. Vertikální válcové pece mají nízké investiční náklady a malé nároky na zastavěnou plochu při zachování dobré tepelné účinnosti. Maximální výkon tohoto typu pece je až 30 MW [8].

1.4 Definování modelové oblasti a předpoklady řešení

Řešená ohřevná trubková pec, která je zařazena v procesu katalytického hydrogenačního krakování, je vertikálního válcového typu. Obsahuje 8 paralelních trubkových hadů, ve kterých se cirkulační plyn přehřívá nejprve v konvekční sekci a následně v radiační komoře. Vysokoteplotní koroze hrozí především v radiační části pece, proto je pozornost zaměřena pouze na trubkové hady v radiační komoře. Po obvodě radiační komory pece je tedy rovnoměrně rozmístěno celkem 8 trubkových hadů (viz obr. 1.3). Každý radiační trubkový had se skládá z celkem 6 jednotlivých trubek, kdy každá jedna trubka je dlouhá 9,2 m. Nedílnou součástí jsou také kolena, které tyto trubky spojují v jeden celek – trubkový had. Vnější průměr těchto trubek je 88,9 mm a tloušťka stěny trubky má 9,5 mm. Tyto základní geometrické charakteristiky byly zjištěny z technické dokumentace.

Provedení radiační komory pece umožňuje vzhledem k symetrii válcové radiační komory uvažovat, že za předpokladu rovnoměrného rozdělení tepelného toku lze modelovat pouze jeden radiační trubkový had. Individuální provozní vlivy působící na jednotlivé radiační hady (například fluktuace průtoku cirkulačního plynu apod.) lze potom zohlednit individuálními vstupními daty pro modelovaný had.

Pro další postup a podrobnější analýzu místa, na kterém lze očekávat prasklinu, byl radiační trubkový had rozdělen na malé elementy o délce 0,2 m při zanedbání délky kolen. Velikost tohoto elementu je volena s ohledem na dostatečnou přesnost výpočtu. Při délce trubky 9,2 m připadá na jednu trubku 46 elementů a pro šest trubek modelovaného radiačního hadu je potom těchto elementů celkem 276.



Obr. 1.3 – Schéma rozložení trubkových hadů po obvodě radiační komory

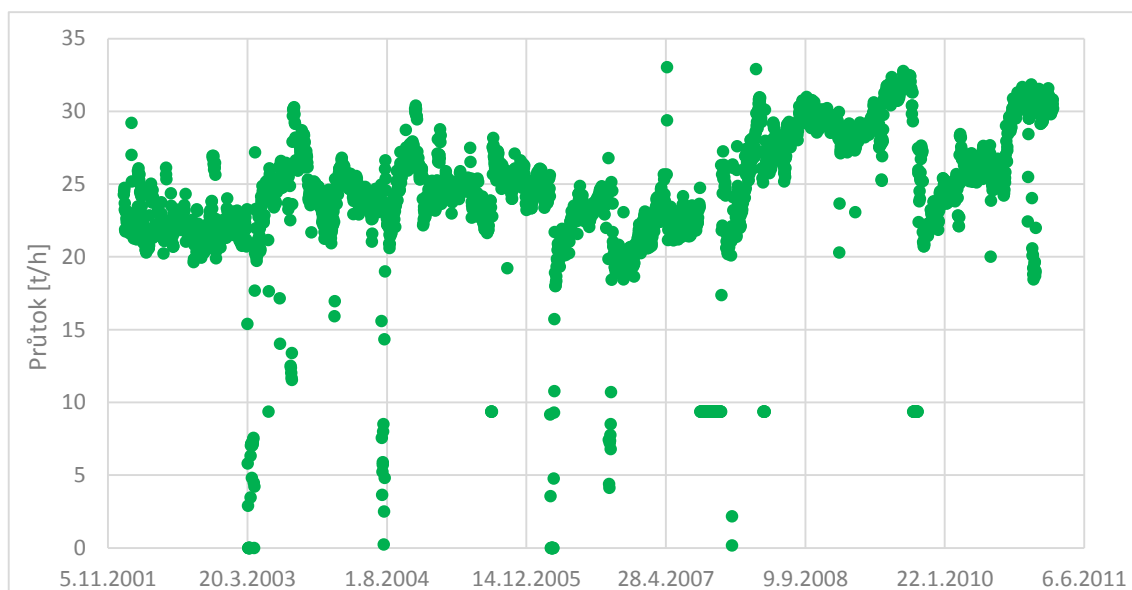
Použitý materiál radiačních trubkových hadů je ASTM A240 Type321, což je podle českých norem korozivzdorná austenitická ocel třídy 17 248. Tato ocel je vhodná pro stavbu chemických zařízení včetně tlakových nádob pracujících v agresivním prostředí. Z materiálového listu jsou odečtena data týkající se degračních mechanismů při vysokých teplotách. Jedná se zejména o odolnost materiálu proti tečení za vysokých teplot (creepu) v závislosti na zbývající životnosti.

2 PROVOZNÍ DATA A PROBLEMATIKA PROVOZU

Aby bylo možné správně posoudit vliv vysokoteplotní koroze na úbytek tloušťky stěny radičního trubkového hadu, ve kterém došlo k porušení celistvosti, je potřeba detailněji porozumět problematice provozu.

2.1 Provozní potíže pece

Během provozní doby docházelo na celé hydrokrakovací jednotce k postupným úpravám a změnám jak provozních a technologických podmínek, tak i konstrukčního provedení řady zařízení jednotky. Tyto změny se dotkly také řešené pece. Jednotka byla zpočátku provozována dle projektu na kapacitu zpracování 80 t/h resp. 90 t/h a postupně navýšena na kapacitu 130 t/h. Po provedení rekonstrukce v roce 2007 pak bylo zpracování jednotky navýšeno na 160 t/h. U pece se toto dvojnásobné zvýšení kapacity díky různým intenzifikačním zásahům na jednotce neprojevovalo tak výrazně, nicméně po provedené rekonstrukci jednotky v roce 2007 pracovala pec již se středním tepelným zatížením radičních trubek na úrovni $40,3 \text{ kW/m}^2$, převyšující o více než 6 % maximální dovolenou hodnotu středního tepelného zatížení radičních trubek. Průtok ohřívaného cirkulačního plynu v trubkovém hadu pece se přitom po roce 2007 zvýšil ve srovnání s obdobím před rokem 2007 z hodnoty okolo 25 t/h na 30–32 t/h, jak ilustruje záznam průtoku cirkulačního plynu na obr. 2.1.



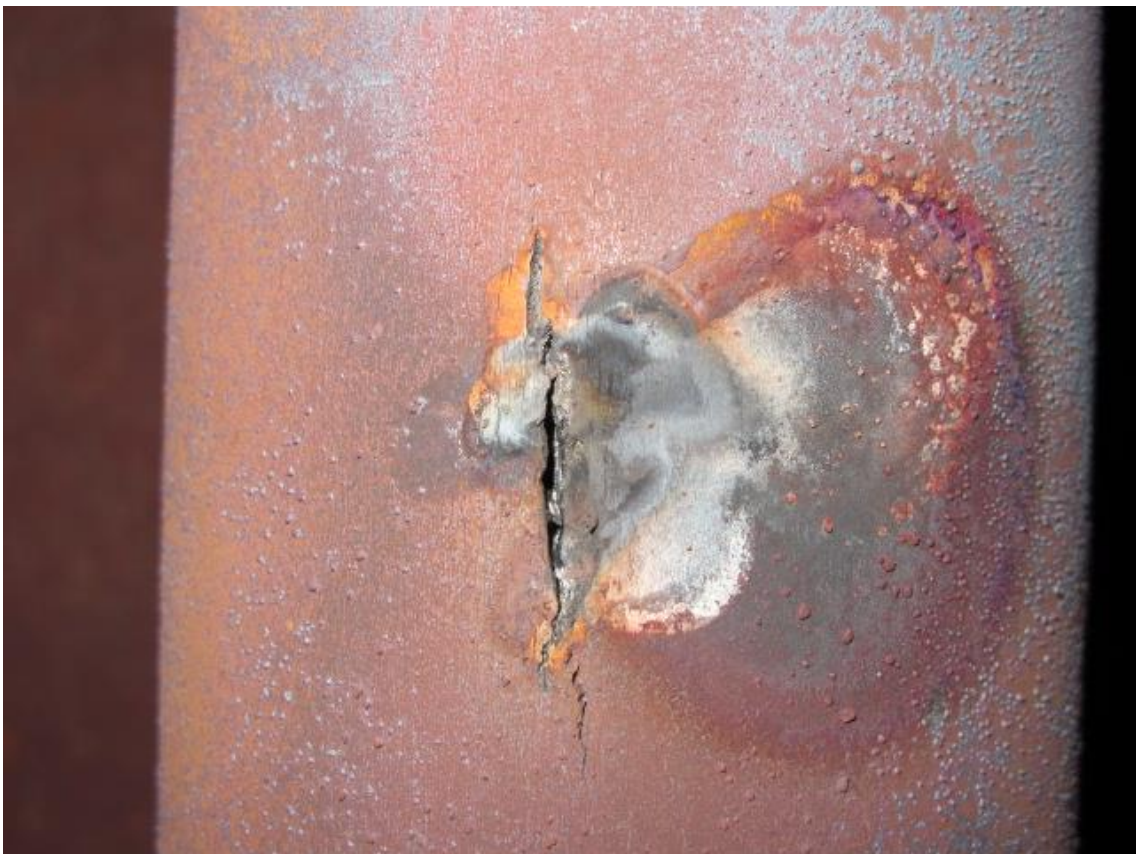
Obr. 2.1 – Provozní záznam průtoku cirkulačního plynu

V roce 2007 proběhla rekonstrukce také u samotné pece a spočívala v instalaci nových pilotních hořáků. Dále byly do konvekční sekce přidány 2 horní řady trubek po 8 ks (celkem 16 ks) a provedena výměna termočlánků na snímání výstupní teploty cirkulačního plynu, které byly dále opatřeny ochranným krytem proti plamenům.

Na začátku roku 2011 došlo k náhlému porušení integrity výstupní trubky šestého radičního hadu, což mělo za následek okamžitou neplánovanou odstávku celé jednotky a opravu pece. Trhлина se objevila ve výšce cca 3 m nad podlahou pece, ač dle průběžně prováděných interních měření, výpočtů a hodnocení životnosti trubek, měly být trubky na cca 45–56 % své životnosti. Trubka s trhlinou je na obr. 2.2 a detail trhliny na obr. 2.3.



Obr. 2.2 – Pohled na trubku s trhlinou

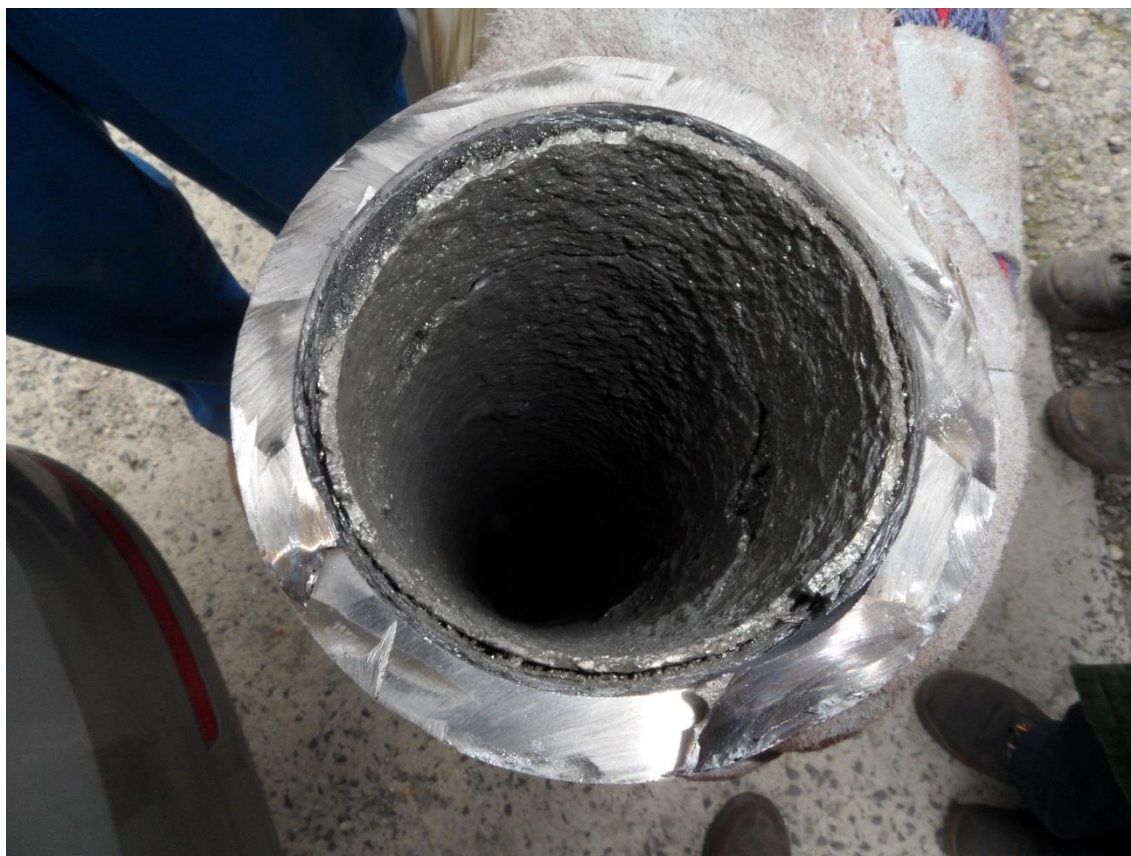


Obr. 2.3 – Detail trhliny na trubce

Při následných nedestruktivních kontrolách ultrazvukem, měření tvrdostí a kontrol vlásenek kalibrem bylo identifikováno další velké množství trubek na výměnu, což vedlo ke konečnému rozhodnutí o kompletní výměně všech radiačních trubek pece. Přestože po celou dobu provozování pece u ní byly průběžně prováděny analýzy a posouzení způsobilosti dalšího provozování, pravidelná ultrazvuková měření při odstávkách i pravidelná termovizní měření povrchu radiačních trubek za provozu, tak došlo k destrukci výstupní trubky šestého radiačního hadu.

2.2 Závěry rozboru porušení trubky

Provedené rozboru vzorku porušené trubky ukázaly, že korozní napadení pecních trubek z oceli Cr18Ni9 (ASTM A240 Type321) je způsobeno především přítomností H₂S v cirkulačním plynu. Tento typ korozního napadení je zvláštní svým dvouvrstevným (dvouřadým) šupinovitým charakterem, anglicky označovaným jako „mackinawite scale formation“. Situaci ilustruje následující obr. 2.4.



Obr. 2.4 – Pohled na řez poškozenou trubkou s viditelnou korozní vrstvou

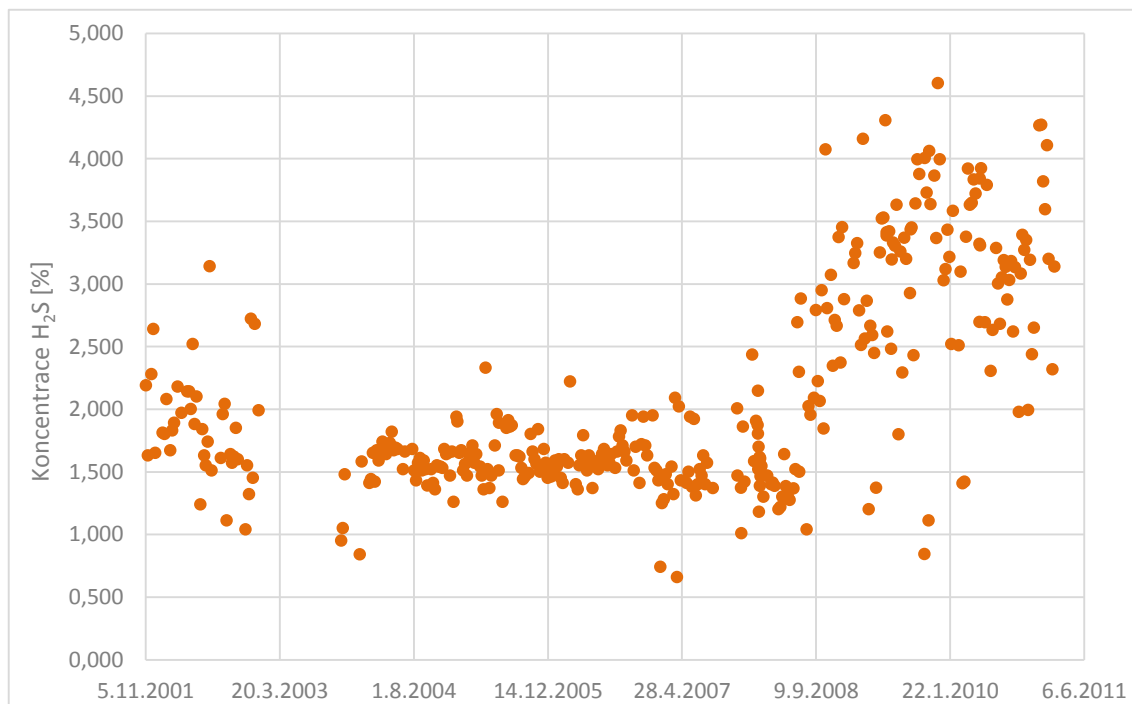
Jak vyplývá z poznatků materiálových experimentů, intenzitu tohoto typu korozního napadení ovlivňují následující faktory:

- koncentrace H₂S v cirkulačním plynu
- teplota – tj. povrchová teplota trubky ve styku s cirkulačním plynem
- rychlost toku cirkulačního plynu trubkou

Existuje předpoklad, že zvyšování každého z uvedených parametrů způsobuje zintenzivnění korozního napadení. Situace s jednotlivými parametry přitom je u pece následující:

Koncentrace H₂S v cirkulačním plynu

Z provozních záznamů je zřejmé, že jednotka před rekonstrukcí byla provozována s koncentrací H₂S v cirkulačním plynu pohybující se průměrně okolo 1,5–1,7 obj. %. Po rekonstrukci (přibližně od druhé poloviny roku 2008) se koncentrace H₂S v cirkulačním plynu postupně zvyšovala a ke konci provozu pece se pohybovala průměrně okolo hodnoty 3,0 obj. %. Jde tedy po rekonstrukci o dvojnásobné zvýšení koncentrace H₂S v cirkulačním plynu. Situaci jasně ilustruje provozní záznam obsahu H₂S v cirkulačním plynu uvedený na obr. 2.5.



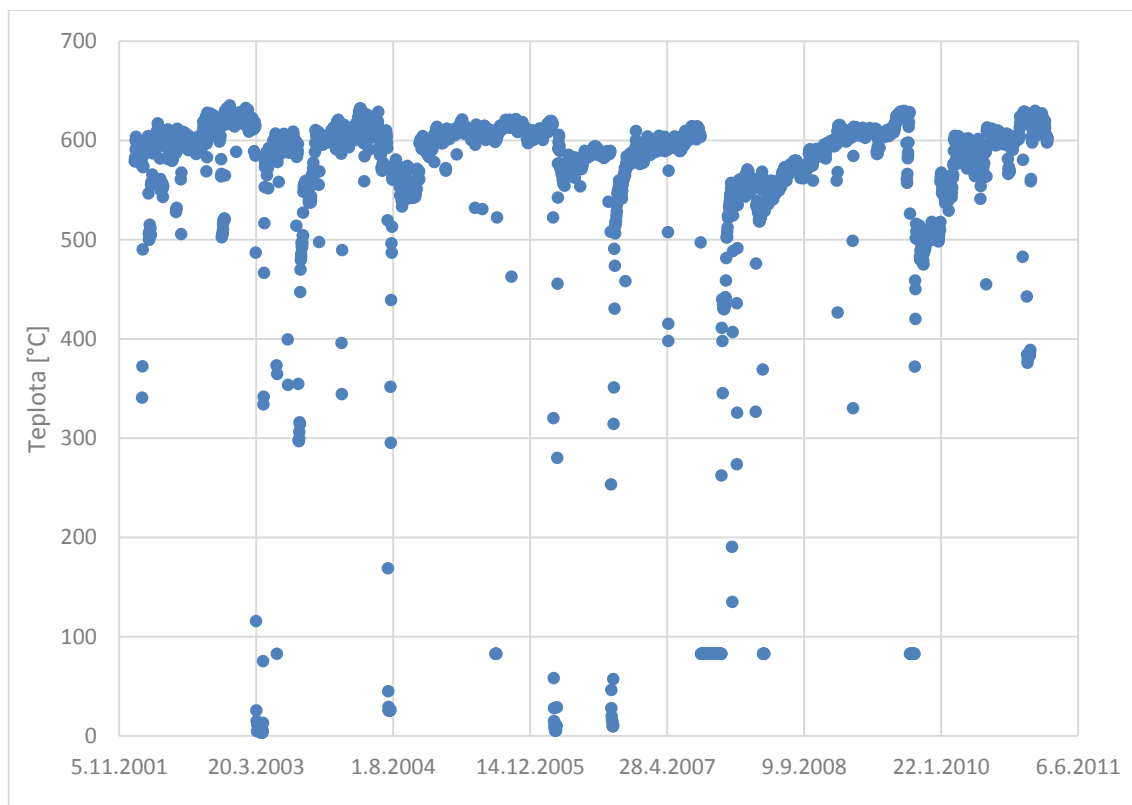
Obr. 2.5 – Provozní záznam obsahu H₂S v cirkulačním plynu

Teplota

Výstupní teplota cirkulačního plynu je měřena na konci každého radiačního hadu zvlášť. Analýza výstupních teplot proudícího média byla provedena pouze na radiačním hadu č. 6, protože na něm se projevilo porušení celistvosti stěny trubky tohoto hadu. Průběh teplot je vidět na níže uvedeném obr. 2.6. Z grafického znázornění je patrné, že zařízení nebylo neustále v provozu, ale že docházelo čas od času k výkyvům a odstávkám kvůli nutné údržbě či provedení potřebných oprav.

Zvýšení středního tepelného zatížení, diskutované v úvodu předchozí kapitoly 2.1, s sebou nese také zvýšení povrchových teplot trubek. Z analýzy provozních režimů, kde jsou k dispozici sledované teploty cirkulačního plynu na výstupu z radiačních hadů, je zřejmé, že jednotka před rekonstrukcí byla provozována s teplotou média pohybující se průměrně okolo hodnoty 590–600 °C.

Po rekonstrukci (zejména od konce roku 2008) se teplota na sledovaném místě udržovala dlouhodobě na průměrné teplotě cca 615–625 °C a od konce měsíce 12/2010 až do počátku 02/2011 je ze záznamů patrný dlouhodobý stabilní provoz s teplotou cirkulačního plynu na teplotní úrovni cca 630–635 °C. Situaci ilustruje provozní záznam měřené výstupní teploty z šestého radiačního hadu uvedený na obr. 2.6.



Obr. 2.6 – Provozní záznam výstupní teploty cirkulačního plynu v 6. radiačním hadu

Nárůst intenzity sirovodíkové koroze je výrazně ovlivněn teplotou, přičemž konkrétní hodnoty koroze jsou ovlivňovány ještě dalšími dvěma zmíněnými parametry, tj. koncentrací H_2S v cirkulačním plynu a rychlostí toku v radiačním hadu.

Jako topné médium se ve válcové peci využívá zemní plyn o výhřevnosti 49,1 MJ/kg. Dodavatel zemního plynu se v průběhu provozu pece neměnil, a proto je možno tuto hodnotu výhřevnosti považovat za konstantní. Spotřeba topného plynu je důležitá z hlediska množství tepla, které je ve trubkové peci vyvinuto a následně absorbováno v radiační komoře válcové pece. Z provozních záznamů vyplývá, že byla zaznamenávána denní spotřeba tohoto paliva. Charakter trendu spotřeby zemního plynu je obdobný jako u výstupních teplot cirkulačního média z radiačního hadu. Po rekonstrukci v roce 2007 byla zaznamenána vyšší spotřeba zemního plynu, čímž se zvýšilo i střední tepelné zatížení trubek nad povolenou mez.

Rychlost průtoku cirkulačního plynu

Jak již bylo zmíněno v předchozí kapitole 2.1, je z provozních záznamů zřejmé, že ohřevná pec byla před rekonstrukcí provozována s průtokem cirkulačního plynu pohybujícího se průměrně na úrovni okolo 22–24 t/h. Po rekonstrukci se průtok cirkulačního plynu pece postupně zvyšoval a od 09/2010 se pohyboval na úrovni okolo 30–31 t/h, jak ilustruje dříve uvedený obr. 2.1.

Zvyšující se průtok cirkulačního plynu znamená zvyšování rychlosti toku plynu v radiačních hadech pece. Projekční doporučení a zkušenosti upozorňují, že v případě koroze způsobované přítomností H_2S působí zvyšující se rychlost proudění negativně, neboť dochází ke zvyšování stupně turbulence cirkulačního plynu, tím dochází k intenzivnějšímu mezikrystalickému pronikání H_2S materiálem trubek a korozní napadení se tak urychluje.

Zjištěný úbytek materiálu

Metalografickým rozbohem zkoumaného vzorku porušené trubky bylo zjištěno, že v bezprostředním okolí trhliny se hodnota neporušené tloušťky stěny pohybovala v rozmezí 5,4–4,6 mm (zbytek tloušťky stěny byl zkorodován). Součet tloušťky „zdravé“ stěny s tloušťkou korozní vrstvy přitom dává souhrnnou hodnotu původní výchozí tloušťky stěny trubky. Z toho vyplývá, že provozované zvýšení rychlosti průtoku cirkulačního plynu nepůsobilo v tomto případě negativně, jak se často uvádí, ve smyslu narušování (erodování) korozní vrstvy.

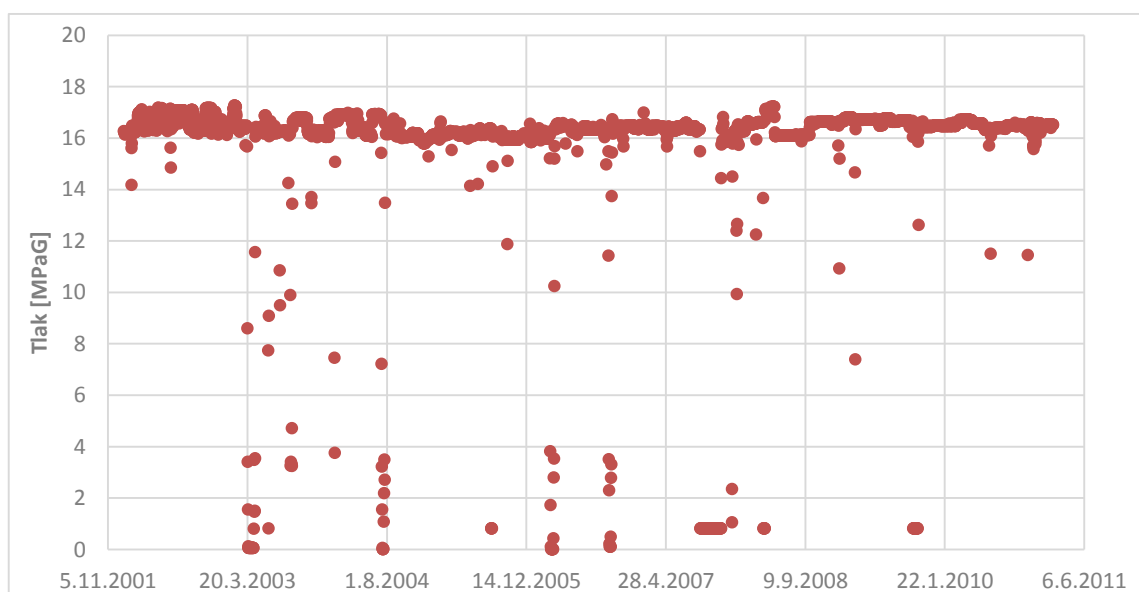
2.3 Ostatní provozní záznamy

Jak již bylo zmíněno, pro nárůst korozní vrstvy je nezbytné sledovat teplotu povrchu trubky radiačního hadu a koncentraci jednotlivých prvků, zejména sirovodíku (H_2S), v cirkulačním plynu. Při porušování trubky má ovšem významnou roli také creepový mechanismus (tečení materiálu za vysokých teplot), který je tedy také ovlivněn povrchovou teplotou radiačního hadu a zároveň vnitřním přtlakem, který působí na stěnu trubky radiačního hadu.

Pracovní tlak

Provozní záznam působícího tlaku (resp. přtlaku v MPaG) byl zjišťován na výstupu cirkulačního média z radiačního hadu blízko k místu, kde došlo k porušení celistvosti stěny trubky. Zanedbáním tlakových ztrát v ohřevné peci je dosaženo určitého zjednodušení. Pracovní přtlak je v takovém případě po délce radiačního trubkového hadu v daném provozním dni konstantní. Úvaha získává oporu v zjištění, že měřená veličina se nachází velmi blízko místu porušení, to znamená, že tlaková hladina v místě porušení a v místě měření je téměř shodná. Vznik velké chyby je také omezen vysokou hladinou naměřeného přtlaku a relativně malou tlakovou ztrátou po délce radiačního trubkového hadu.

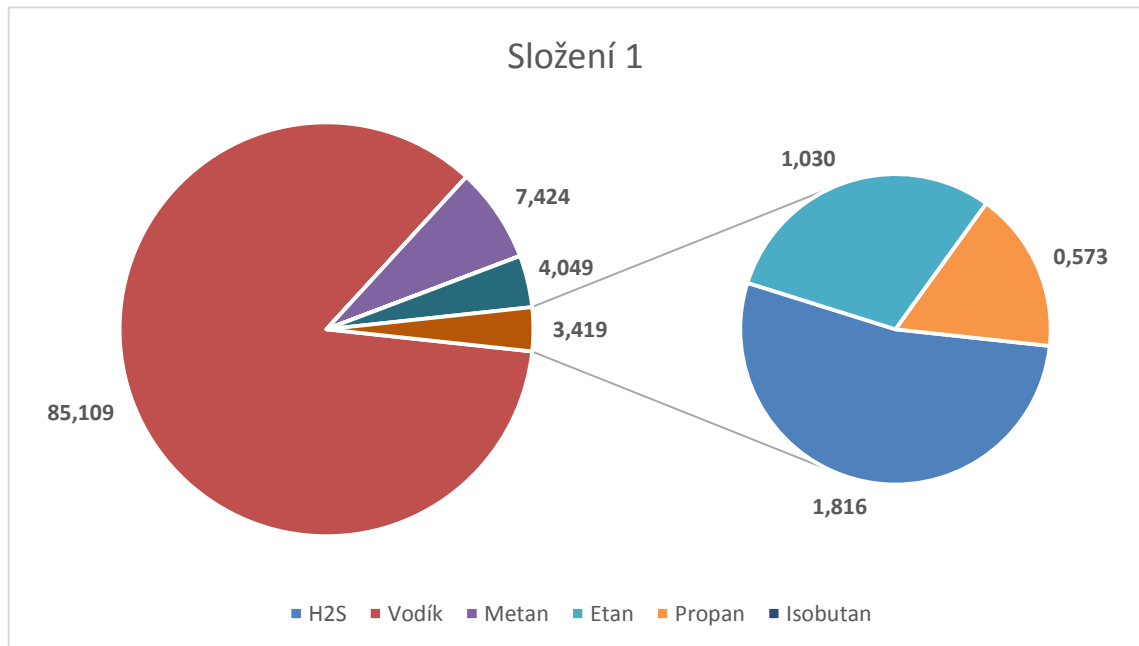
Zaznamenávaný přtlak je v průběhu provozu ohřevné pece relativně stálý a dosahuje průměrné hodnoty okolo 16,4 MPaG, což ilustruje obr. 2.7. Opět, stejně tak jako u záznamu výstupní teploty, jsou pozorovány občasné výkyvy a kolísání tlaku.



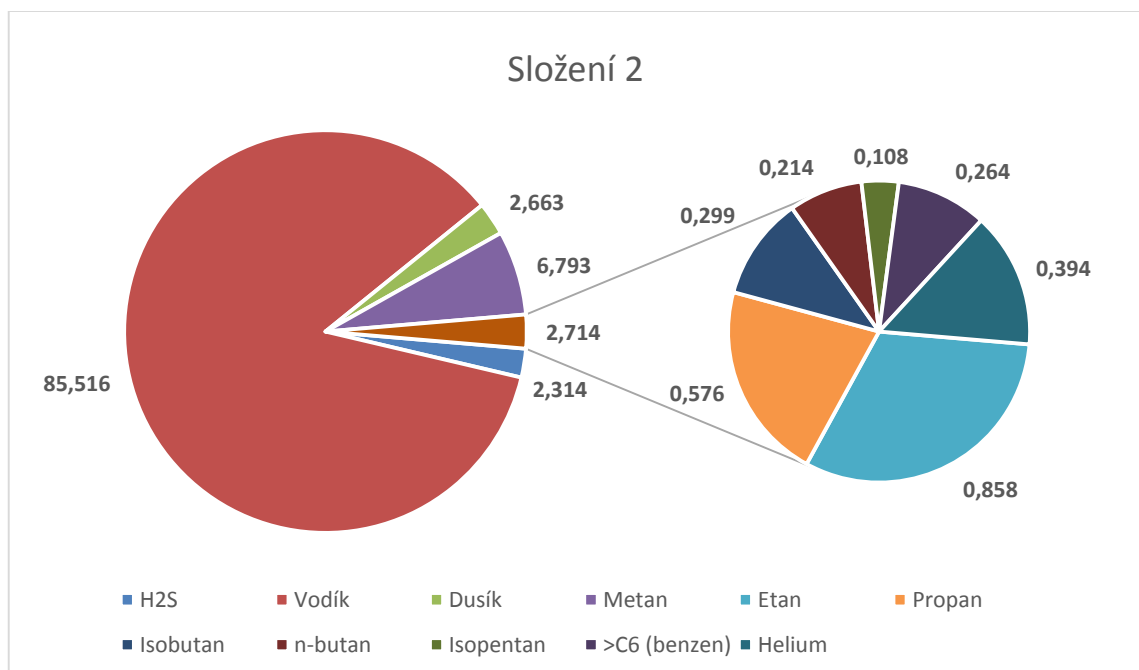
Obr. 2.7 – Provozní přtlak v trubkách ohřevné pece

Složení cirkulačního plynu

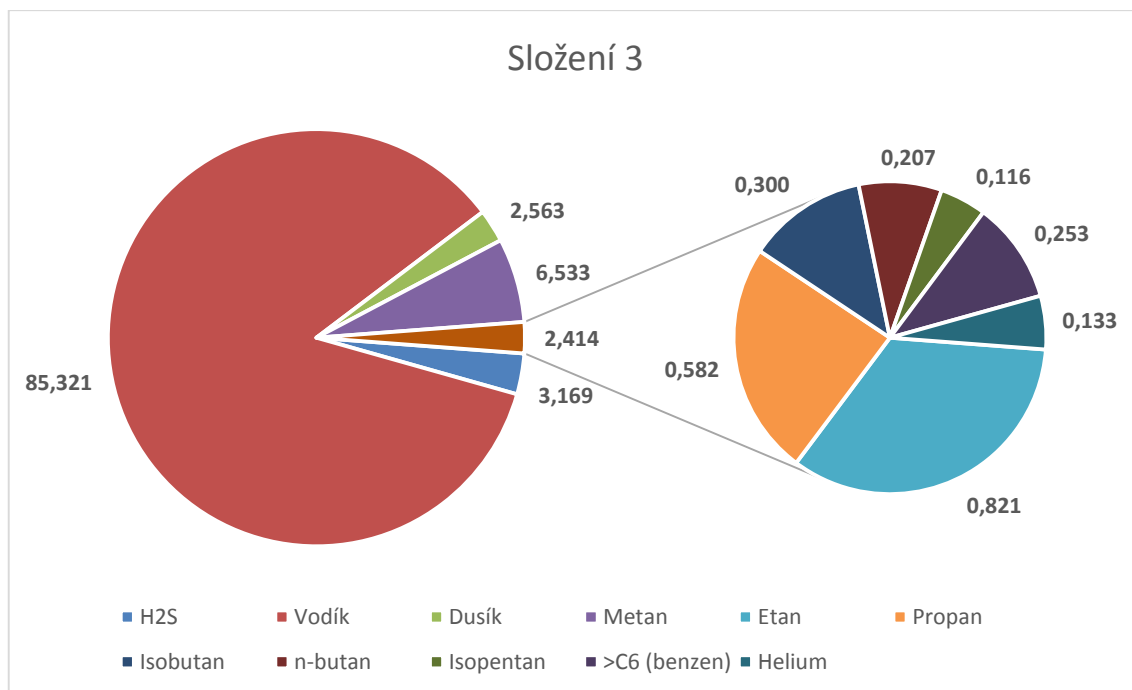
V kapitole 2.2 byl diskutován vliv koncentrace H_2S na korozní úbytek stěny trubky. Protože je měření koncentrace pro každý provozovaný den obtížné a nákladné, byla tato data zaznamenávána přibližně dvakrát až čtyřikrát za měsíc. Z následného rozboru naměřených dat vyplynulo, že bude nejvhodnější tato data rozdělit do skupin podle období, kdy byla koncentrace H_2S v cirkulačním plynu přibližně na stejné úrovni. Časový úsek pro jednotlivá období je volen s ohledem na velké výkyvy v koncentraci H_2S a některých uhlovodíků. Složení plynu je tedy rozděleno na tři skupiny, které jsou znázorněny v následujících obrázcích. Jednotlivé časové úseky pak jsou označeny jako složení 1, 2 a 3.



Obr. 2.8 – Průměrné složení v prvním měřeném období



Obr. 2.9 – Průměrné složení v druhém měřeném období



Obr. 2.10 – Průměrné složení v třetím měřeném období

Z obr. 2.8 je patrné, že hlavní složkou cirkulačního plynu v prvním časovém období (složení 1) je vodík s koncentrací přibližně 85 % obj. Sirovodík, jakožto klíčová složka korozního napadení, se pohybuje na úrovni 1,8 % obj. a zbylou část tvoří lehké uhlovodíky, které se do plynu dostanou v průběhu hydrogenačních krakovacích procesů. Podstatná část cirkulačního plynu je totiž využívána jako reflux, který je veden do hydrokrakovacích reaktorů opakovaně.

Zastoupení vodíku v cirkulačním plynu pro složení 2 a 3 je téměř stejné jako v případě prvního časového úseku (složení 1), což ilustrují grafy na obr. 2.9 a obr. 2.10. Podíl sirovodíku se však postupně zvyšuje, nejprve na hodnotu cca 2,3 % – složení 2, a následně na hodnotu okolo 3,1 % – složení 3. Oproti složení 1 se v případě 3. časového úseku dostává obsah sirovodíku na téměř dvojnásobnou hodnotu. Zbývající podíl v cirkulačním plynu tvoří opět lehké uhlovodíky, které jsou však podrobeny detailnější analýze.

Některé vlastnosti cirkulačního plynu jsou jeho různým složením ovlivněny a mění se v závislosti na koncentraci jednotlivých prvků. Jedná se zejména o hustotu, dynamickou viskozitu, tepelnou kapacitu a tepelnou vodivost. Tyto vlastnosti cirkulačního plynu vstupují do tepelného výpočtu, který bude rozebrán v následující kapitole.

3 TEPELNÝ VÝPOČET

Správné stanovení predikce životnosti ohřevné pece vyžaduje nejprve určit vnitřní teplotu povrchu radiačního trubkového hadu. Tato povrchová teplota není známa přímo, není měřenou veličinou, ale je třeba ji stanovit pomocí tepelného výpočtu.

3.1 Vztahy pro tepelný výpočet

Pro tepelný výpočet jsou k dispozici potřebná vstupní provozní data, která byla detailněji rozebrána v předchozí kapitole. Jedná se tedy o průtok a výstupní teplotu ohřivaného cirkulačního plynu, množství topného plynu a jeho výhřevnost. Pro cirkulační plyn je známa také teplotní a tlaková závislost hustoty, tepelné vodivosti, tepelné kapacity a dynamické viskozity pro složení 1, 2 a 3. Tyto vlastnosti cirkulačního plynu jsou potřebné zejména pro určení Reynoldsova, Prandtlova a Nuseltova čísla, pomocí nichž se získá součinitel přestupu tepla potřebný pro výpočet povrchové teploty radiačního hadu. Základem celého výpočtu je tepelná bilance, kdy tepelný tok dodávaný radiačnímu trubkovému hadu ze spalin vzniklých spálením topného plynu je roven tepelnému toku absorbovaného cirkulačním plynem proudícím v radiačním hadu.

Nejprve se z průtoku topného plynu a jeho výhřevnosti určí vyvinutý tepelný tok uvolněný ve spalinách.

$$Q_v = LHV \cdot \dot{m}_{TP} \quad (1)$$

kde: Q_v [W] tepelný tok vyvinutý ve spalinách
 LHV [J/kg] výhřevnost topného plynu
 \dot{m}_{TP} [kg/s] průtok topného plynu

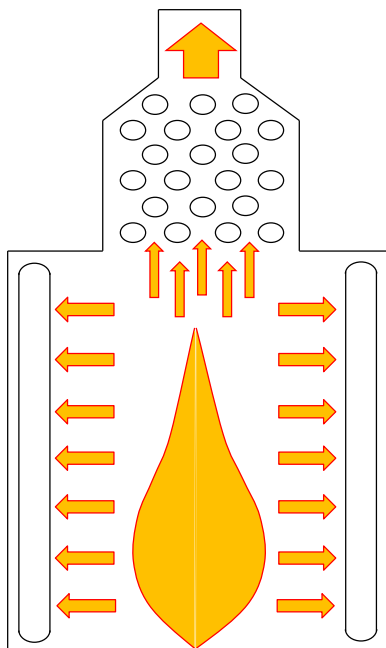
Teplu uvolněné ve spalinách je (při zanedbání ztrát tepla stěnami pece do okolí) z části absorbováno v radiační komoře, z části v konvekční sekci a zbytek tepla tvoří odpadní teplo odcházející komínem ven. Pro stanovení množství tepla, které je absorbováno v radiační části pece, se vychází z informací o peci pro nominální design podmínky (tj. pro podmínky návrhu pece). Z těchto informací vyplývá, že hodnota účinnosti ohřevné pece se pohybuje okolo 86 %. Zbylých 14 % tepla je tedy odvedeno ve formě komínových ztrát. Z celkové účinnosti ohřevné pece se pak v radiační komoře absorbuje zhruba 71 % a zbytek je absorbován v konvekční části pece. Předpokládá se, že účinnost radiační komory η_{RK} platná pro nominální design podmínky se v průběhu životnosti pece nijak výrazně nemění. Vše souhrnně ilustruje obr. 3.1 s názorným výpočtem účinností jednotlivých částí pece.

Na základě těchto znalostí je možné určit tepelný tok Q_{rad} absorbovaný do všech radiačních hadů pomocí již známého tepelného toku vyvinutého ve spalinách Q_v a účinnosti radiační komory η_{RK} .

$$Q_{rad} = Q_v \cdot \eta_{RK} \quad (2)$$

Tepelný tok Q_{rad1} absorbovaný jedním radiačním trubkovým hadem se stanoví za předpokladu rovnoměrného sdílení tepla v radiační komoře z tepelného toku Q_{rad} a celkového počtu hadů v radiační komoře ohřevné pece. Celkem je v ohřevné peci paralelně instalováno 8 radiačních hadů.

$$Q_{rad1} = Q_{rad}/8 \quad (3)$$



Komínové ztráty

$$\eta_{KZ} = 1 - 0.86 = 0.14 = 14 \%$$

Účinnost konvekční komory

$$\eta_{KK} = 0.29 \cdot 0.86 = 0.2494 \cong 24.9 \%$$

Účinnost radiační komory

$$\eta_{RK} = 0.71 \cdot 0.86 = 0.6106 \cong 61.1 \%$$

Obr. 3.1 – Rozdělení tepelných toků v peci

Po dosazení rovnice (1) a rovnice (2) do rovnice (3) lze obdržet následující výsledný vztah pro výpočet absorbovaného tepla v jednom radiačním hadu:

$$Q_{rad1} = LHV \cdot \dot{m}_{TP} \cdot \eta_{RK} / 8 \quad (4)$$

Z rovnice (4) plyne, že absorbovaný tepelný tok do jednoho radiačního trubkového hadu Q_{rad1} je tedy závislý na průtoku zemního plynu \dot{m}_{TP} , jeho výhřevnosti LHV a účinnosti radiační komory η_{RK} . Účinnost radiační komory pak vyjadřuje tepelný tok Q_{rad} , který se absorbuje do všech radiačních hadů vztážený k počáteční hodnotě tepelného toku Q_v uvolněného ve spalínách. Porušení celistvosti však nastalo pouze na jednom z radiačních trubkových hadů, proto je dále počítáno s velikostí tepelného toku Q_{rad1} , který absorbuje právě jeden radiační trubkový had.

Uvnitř tohoto radiačního trubkového hadu proudí cirkulační plyn, který přijímá tepelný tok dodávaný skrze stěnu trubky. Tento tepelný tok Q_{rad1} je závislý na průtoku cirkulačního plynu \dot{m}_{CP} , střední tepelné kapacitě plynu \bar{c}_p a rozdílu výstupní teploty t_{12} a vstupní teploty t_{11} cirkulačního plynu v radiačním hadu. Tento vztah můžeme zapsat rovnicí (5) ve tvaru:

$$Q_{rad1} = \dot{m}_{CP} \cdot \bar{c}_p \cdot (t_{12} - t_{11}) \quad (5)$$

Ze vzájemné rovnosti rovnic (4) a (5) je vyjádřena jediná neznámá veličina, kterou je (při znalosti výstupní teploty cirkulačního plynu) vstupní teplota do radiačního trubkového hadu t_{11} .

$$t_{11} = t_{12} - (LHV \cdot \dot{m}_{TP} \cdot \eta_{RK}) / (8 \cdot \dot{m}_{CP} \cdot \bar{c}_p) \quad (6)$$

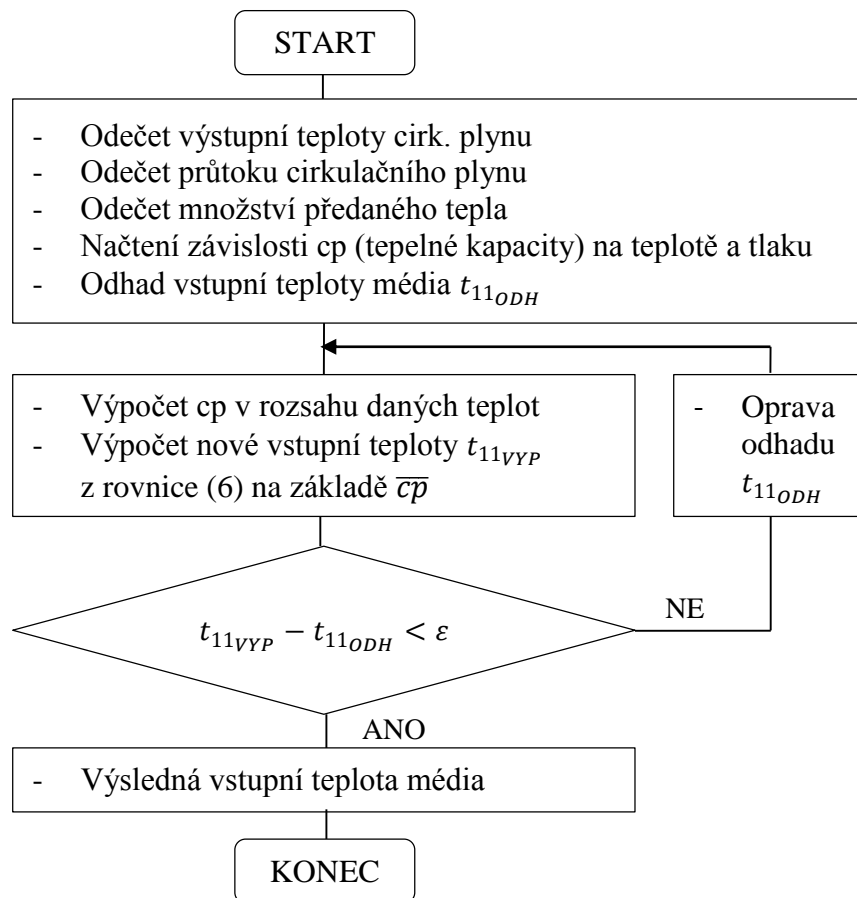
Všechny veličiny z rovnice (6) jsou známé, vyjma střední tepelné kapacity \bar{c}_p , pro kterou je potřeba znát nejen výstupní teplotu cirkulačního plynu, ale i teplotu vstupní.

Pro určení vstupní teploty média je tak zapotřebí provést iterační výpočet, kdy bude nutné nejdříve tuto vstupní teplotu média odhadnout, a postupným výpočtem dojde po určitém počtu iterací k získání dostatečně přesného výsledku vstupní teploty.

Nejprve je nutno odečíst konstanty a veličiny, které jsou potřebné pro tento iterační výpočet. Jedná se o výstupní teplotu, průtok cirkulačního plynu a tepelný tok, který je absorbován v jednom radiačním trubkovém hadu. Nezbytná je také znalost závislosti tepelné kapacity cirkulačního plynu na teplotě a tlaku. Po provedení odečtu vstupních veličin je možné přejít k odhadu vstupní teploty do radiačního hadu. Na základě provedení odhadu vstupní teploty je již možné spočítat střední tepelnou kapacitu cirkulačního plynu ze vztahu (7):

$$\overline{cp} = (\int_{t_{11}}^{t_{12}} cp(t)dt)/(t_{12} - t_{11}) \quad (7)$$

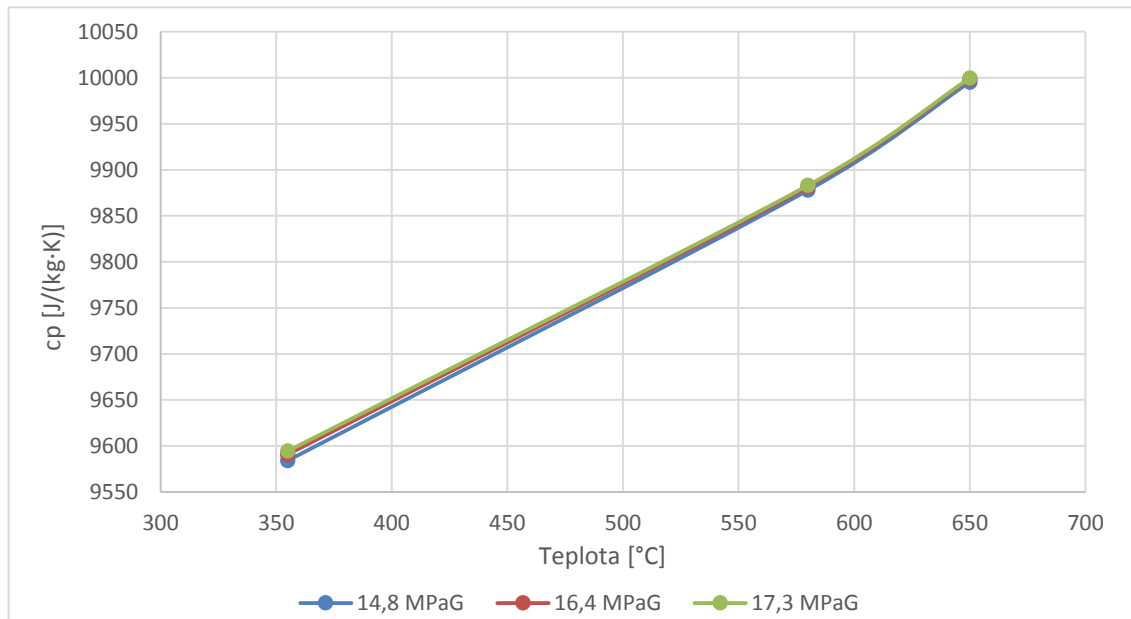
Tím se získá poslední veličina potřebná pro řešení rovnice (6). Z ní pak může být vypočtena skutečná hodnota vstupní teploty cirkulačního plynu. Iterační výpočet nyní dochází do fáze rozhodování. Ověřuje se, zda je splněna podmínka, aby skutečná vstupní teplota plynu byla se zadanou přesností rovna teplotě odhadnuté. Toho je docíleno tehdy, když je od skutečné teploty odečtena teplota odhadnutá, a tento rozdíl je menší jak zvolená přesnost ε (zde nastavena na hodnotu 0,1). V takovém případě je vypočtená skutečná teplota považována za správnou, podmínka je splněna a výpočet končí. Pokud není teplota skutečná blízká teplotě odhadnuté (výsledek jejich rozdílu nevyhovuje zvolené přesnosti), výpočet se vrací na odhad vstupní teploty s tím, že jako nový odhad je brána původní skutečná vstupní teplota (vypočtená teplota se stává novým odhadem). Výše popsaný iterační výpočet je znázorněn na obr. 3.2.



Obr. 3.2 – Schéma iteračního výpočtu vstupní teploty cirkulačního plynu

Tímto postupem je zjištěna vstupní teplota cirkulačního plynu do radiačního trubkového hadu. Tepelná kapacita cirkulačního plynu použitá v iteračním výpočtu je závislá na teplotě a tlaku. Tato závislost bude nyní více diskutována.

Z vlastností cirkulačního plynu pro 1. složení je možné vyčíst, že se stoupající teplotou stoupá i hodnota tepelné kapacity. Působící přetlak pak má na tepelnou kapacitu zanedbatelný vliv. Vše dokresluje následující graf na obr. 3.3, kde je závislost tepelné kapacity na teplotě zřejmá, zatímco křivky odlišující různé tlakové hladiny se téměř překrývají. Závislost tepelné kapacity na teplotě a tlaku pro složení 2 a 3 má velmi obdobný rostoucí trend (přičemž se hodnoty tepelné kapacity oproti složení 1 liší pouze v řádu desítek), proto tyto grafy už zde nebudou uváděny.



Obr. 3.3 – Tepelná kapacita pro složení 1 cirkulačního plynu

Znalost vstupní i výstupní teploty cirkulačního média z radiačního trubkového hadu je potřebná proto, aby bylo možné určit povrchovou teplotu tohoto hadu od vstupu do radiační komory pece až po jeho výstup z pece. Radiační trubkový had je z tohoto důvodu rozdělen na elementy o délce 0,2 m (jak již bylo zmíněno v kapitole 1.4). Individuální tepelnou bilanci a přenosu tepla jednotlivých elementů bude dosaženo toho, že s dostatečnou přesností bude znám průběh povrchových teplot po délce celého radiačního hadu. Cirkulační plyn proudí uvnitř radiačního trubkového hadu, proto je povrchová teplota určována na vnitřní straně stěny trubky radiačního hadu. Tuto úvahu podporuje zanedbání vedení tepla po tloušťce stěny radiačního hadu, čímž je dosaženo určitého zjednodušení. Tím pádem veškerý radiační tepelný tok, který radiační had absorbuje, bude vztažen přímo na vnitřní plochu radiačních trubek.

Pro výpočet vnitřní povrchové teploty stěny radiačního hadu je použit základní zákon sdílení tepla konvekcí (Newtonův zákon) vyjádřený rovnicí (8):

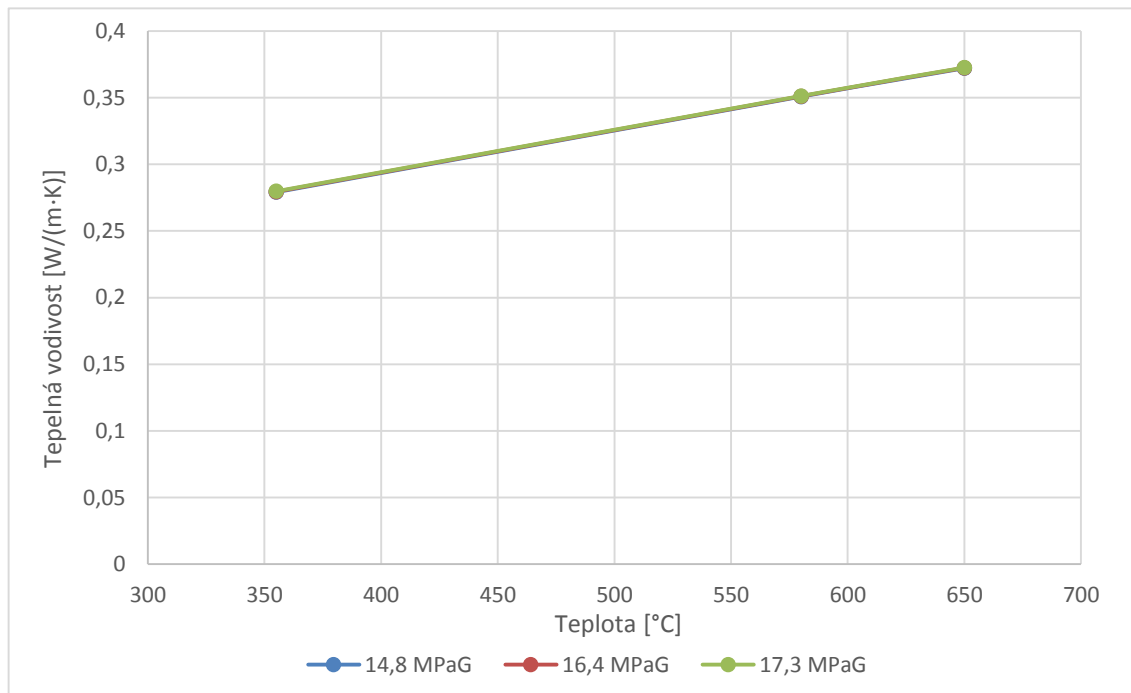
$$\dot{q} = \alpha \cdot (t_w - t_f) \quad (8)$$

kde:

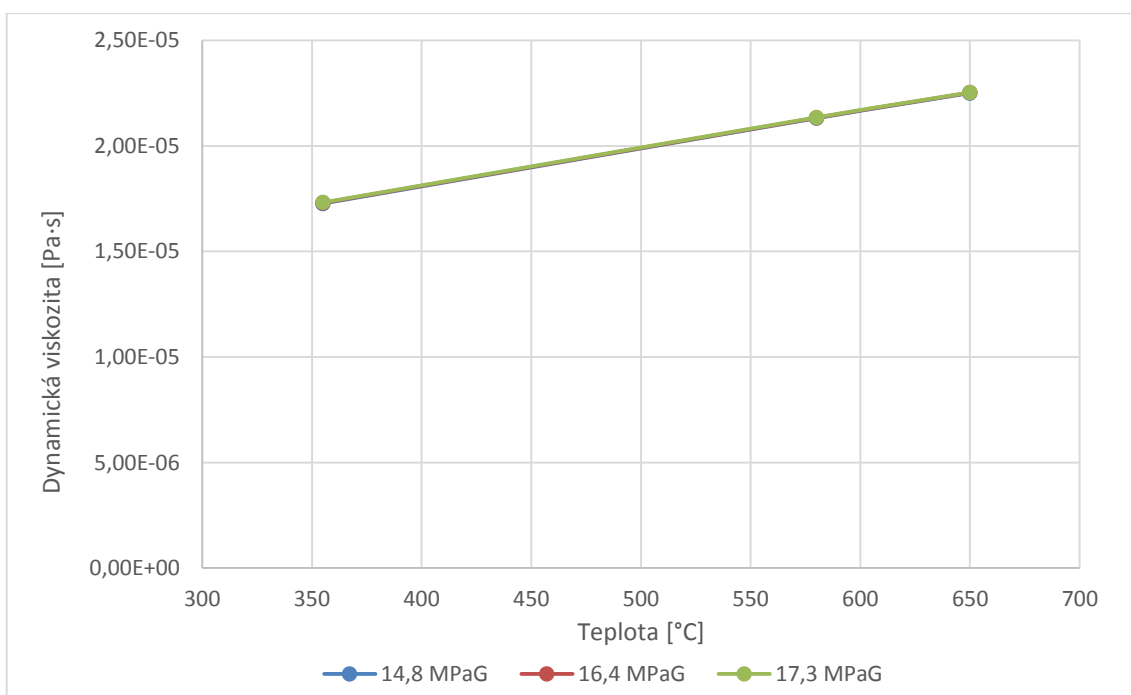
\dot{q}	[W/m ²]	hustota tepelného toku
α	[W/(m ² ·K)]	součinitel přestupu tepla
t_w	[K]	teplota vnitřní stěny trubky
t_f	[K]	teplota cirkulačního média

Předně bude zjištěn součinitel přestupu tepla α . Tento součinitel přestupu tepla z cirkulačního plynu na stěnu trubky radičního hadu je určen pomocí bezrozměrných kritérií jako je Reynoldsovo, Prandtlovo a Nuseltovo číslo. Tato kritéria jsou závislá na geometrii trubky, vlastnostech cirkulačního plynu a jeho průtoku.

Mimo střední tepelnou kapacitu je pro určení bezrozměrných kritérií potřeba zjistit také střední hodnotu tepelné vodivosti, dynamické viskozity a hustoty cirkulačního média. Na obr. 3.4, obr. 3.5 a obr. 3.6 je vidět závislost těchto veličin na teplotě a tlaku. Veličiny jsou opět demonstrovány na cirkulačním plynu o složení 1.

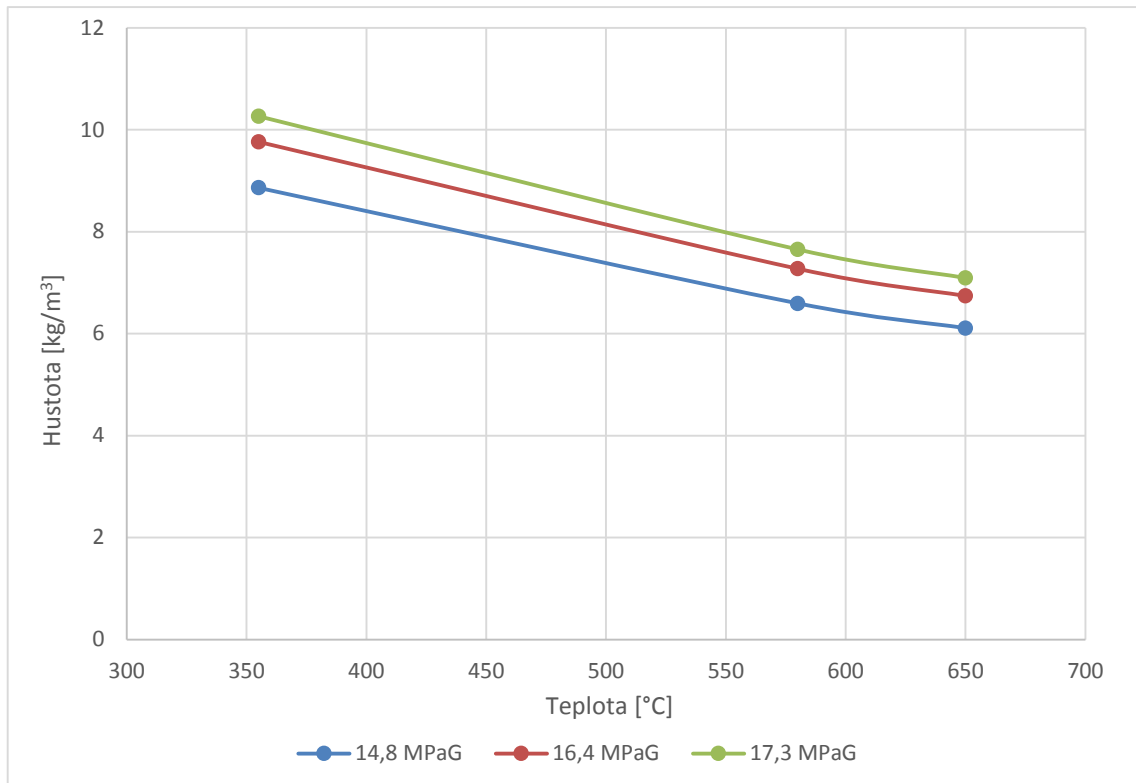


Obr. 3.4 – Tepelná vodivost pro složení 1 cirkulačního plynu



Obr. 3.5 – Dynamická viskozita pro složení 1 cirkulačního plynu

Trend tepelné vodivosti a dynamické viskozity není ovlivněn rozdílnými tlakovými hladinami podobně jako u tepelné kapacity. Jedinou veličinou závislou kromě teploty výrazněji i na působícím tlaku je hustota, což je patrné z obr. 3.6. Úroveň tlakové hladiny se však v průběhu provozu pece příliš nemění, jak je ukázáno již dříve na obr. 2.7, proto je pro odečet uvažována průměrná hodnota, která se blíží hladině 16.4 MPaG. Závislost hustoty na teplotě je tedy odečítána dle červené křivky na obrázku níže.



Obr. 3.6 – Hustota pro složení 1 cirkulačního plynu

Z výše zmíněných vlastností cirkulačního plynu, kterými jsou tepelná kapacita, tepelná vodivost, dynamická viskozita a hustota, jsou určovány střední hodnoty těchto veličin pro každý počítaný element trubkového hadu v závislosti na vstupní a výstupní teplotě cirkulačního plynu z elementu. V dalším kroku je z rovnice (9) vypočtena rychlost proudění cirkulačního média v trubkách radiačního hadu, která je potřebná pro určení Reynoldsova čísla.

$$c = (4 \cdot \dot{m}_{CP}) / (\pi \cdot D_{in}^2 \cdot \rho) \quad (9)$$

kde: c [m/s] střední rychlost proudění v trubkovém hadu
 \dot{m}_{CP} [kg/s] průtok cirkulačního plynu
 D_{in} [m] vnitřní průměr trubkového hadu
 ρ [kg/m³] střední hustota cirkulačního plynu

Následně bude spočtena z rovnice (10) velikost Reynoldsova čísla, které vyjadřuje poměr setrvačných a třecích sil v proudící tekutině. Setrvačné síly reprezentuje součin rychlosti cirkulačního plynu c , potrubím o průměru D_{in} o střední hustotě média ρ . Třecí síly pak jsou zastoupeny pouze jednou veličinou a to dynamickou viskozitou cirkulačního plynu η .

$$Re = (c \cdot D_{in} \cdot \rho) / \eta \quad (10)$$

Dalším bezrozměrným kritériem je Prandtlovo číslo, které vyjadřuje souvislost mezi hydrodynamickými poměry a podmínkami konvektivního přenosu tepla v tekutině. Výpočet Prandtlova čísla se provádí dle rovnice (11), kdy v čitateli je součin středních hodnot dynamické viskozity η a tepelné kapacity $\overline{c_p}$ a ve jmenovateli je střední hodnota tepelné vodivosti cirkulačního média λ .

$$Pr = \eta \cdot \overline{c_p} / \lambda \quad (11)$$

Posledním bezrozměrným kritériem je Nuseltovo číslo. Jeho velikost je spočtena z rovnice (12) pomocí Reynoldsova a Prandtlova čísla za předpokladu, že proudění má charakter turbulentního toku. Turbulentní tok předpokládá vysoké Reynoldsovo číslo, tudíž i vysokou rychlost cirkulačního plynu, což cirkulační plyn v radiačních trubkách válcové pece splňuje.

$$Nu = 0.023 \cdot Rey^{0.8} \cdot Pr^{0.4} \quad (12)$$

Hledaný součinitel přestupu tepla α se potom stanoví z rovnice pro Nuseltovo číslo, které vyjadřuje podobnost přenosu tepla konvekcí v mezní vrstvě tekutiny.

$$\alpha = (Nu \cdot \lambda) / D_{in} \quad (13)$$

kde: Nu [-] Nuseltovo číslo
 λ [W/(m·K)] tepelná vodivost cirkulačního plynu
 D_{in} [m] vnitřní průměr radiačního hadu

Dalším krokem je určení středního tepelného zatížení \dot{q}_{rad1} , které na radiační trubkový had působí. To je zjištěno tak, že tepelný tok Q_{rad1} absorbovaný do jednoho radiačního hadu je vztažen k celkovému vnitřnímu povrchu tohoto hadu $A_{vnitrni}$. Velikost vnitřního povrchu je získána vynásobením obvodu trubky radiačního hadu přes celkovou délku jednotlivých radiačních trubek, kterých je celkem šest. Vnitřní povrch kolen, které jednotlivé radiační trubky spojují v jeden celek, byl zanedbán. Středního tepelné zatížení se tedy určí dle vztahu uvedeném v následující rovnici (14).

$$\dot{q}_{rad1} = Q_{rad1} / A_{vnitrni} = Q_{rad1} / (\pi \cdot D_{in} \cdot 6 \cdot l) \quad (14)$$

Nyní bude připomenut důvod rozdělení trubky na 276 elementů. Rozdělení na malé elementy má za úkol odhalit s dostatečnou přesností místo s nejvyšší povrchovou teplotou. V tomto nejvíce exponovaném elementu se dá předpokládat, že dojde k porušení celistvosti stěny trubky. Tepelný tok absorbovaný v jednom elementu Q_{el} o délkové diferenci Δl rovno 0,2 m se vypočte z následujícího vztahu.

$$Q_{el} = \dot{q}_{rad1} \cdot A_{vnitrniel} = \dot{q}_{rad1} \cdot \pi \cdot D_{in} \cdot \Delta l \quad (15)$$

Následně výpočet probíhá postupně přes všechny elementy, kdy je nejprve načítána teplota cirkulačního plynu na vstupu do radiačního trubkového hadu t_{11el} a na jejím základě je dopočtena i střední tepelná kapacita plynu. Pokud pro určení střední tepelné kapacity v elementu bude použita pouze teplota na vstupu do tohoto elementu, nedojde tímto zanedbáním ke vzniku velké chyby, protože jsou elementy velmi malé a rozdíl teplot na vstupu a výstupu z takto krátkého elementu je rovněž minimální. Z rovnice (16) je pak bilančně určena výstupní teplota z elementu t_{12el} .

$$t_{12el} = t_{11el} + Q_{el} / (\dot{m}_{CP} \cdot c_{pstr}) \quad (16)$$

Nakonec je spočtena střední teplota cirkulačního plynu v daném elementu jako aritmetický průměr vstupní a výstupní teploty v tomto elementu.

$$t_{el} = (t_{11el} + t_{12el})/2 \quad (17)$$

Ze znalosti součinitele přestupu tepla, radiačního tepelného zatížení a průměrné teploty cirkulačního plynu v daném elementu je následně vypočítána z rovnice (18) povrchová teplota vnitřní stěny trubky radiačního hadu, kterou použijeme pro další výpočty.

$$t_{pel} = t_{el} + (\dot{q}_{rad1} \cdot F_L)/\alpha \quad (18)$$

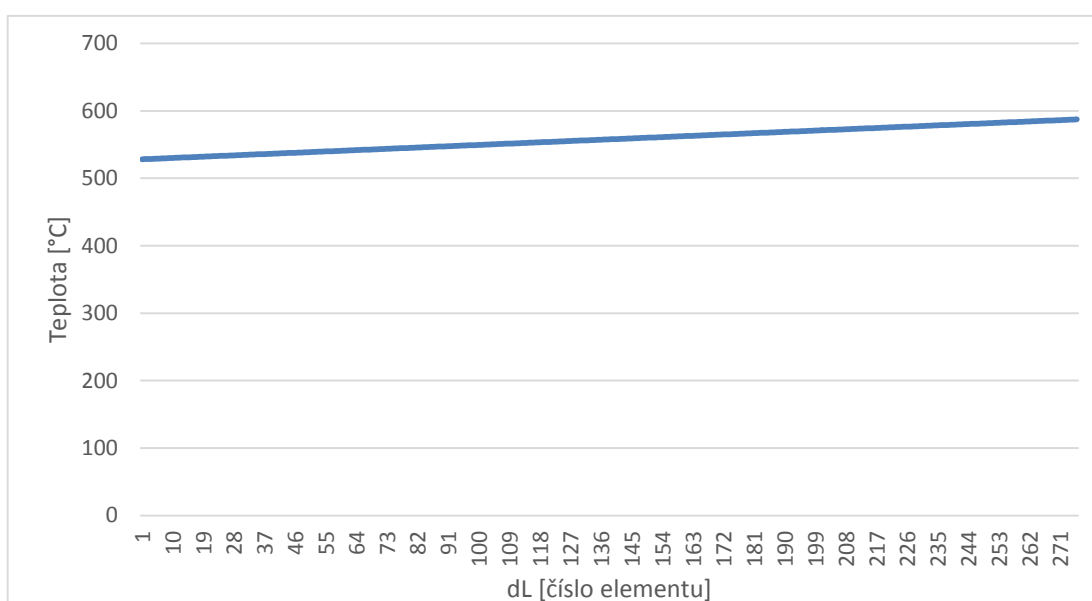
kde:	\dot{q}_{rad1} [W/m ²]	tepelné zatížení radiačního hadu
	α [W/(m ² ·K)]	součinitel přestupu tepla
	F_L [-]	součinitel podélné nerovnoměrnosti
	t_{pel} [°C]	teplota vnitřní stěny radiačního hadu
	t_{el} [°C]	teplota cirkulačního média v elementu

V rovnici (18) jsou oproti původnímu obecnému tvaru Newtonova zákona zřejmé dvě odlišnosti. První odlišností je změna indexování teplot, které jsou dosazovány ve stupních Celsia. Zásadnější změnou je použití součinitele podélné nerovnoměrnosti tepelného zatížení F_L , který zohledňuje nerovnoměrné rozložení tepelného zatížení po výšce radiační komory válcové pece a bude rozebrán v následující kapitole.

3.2 Nerovnoměrnost tepelného zatížení

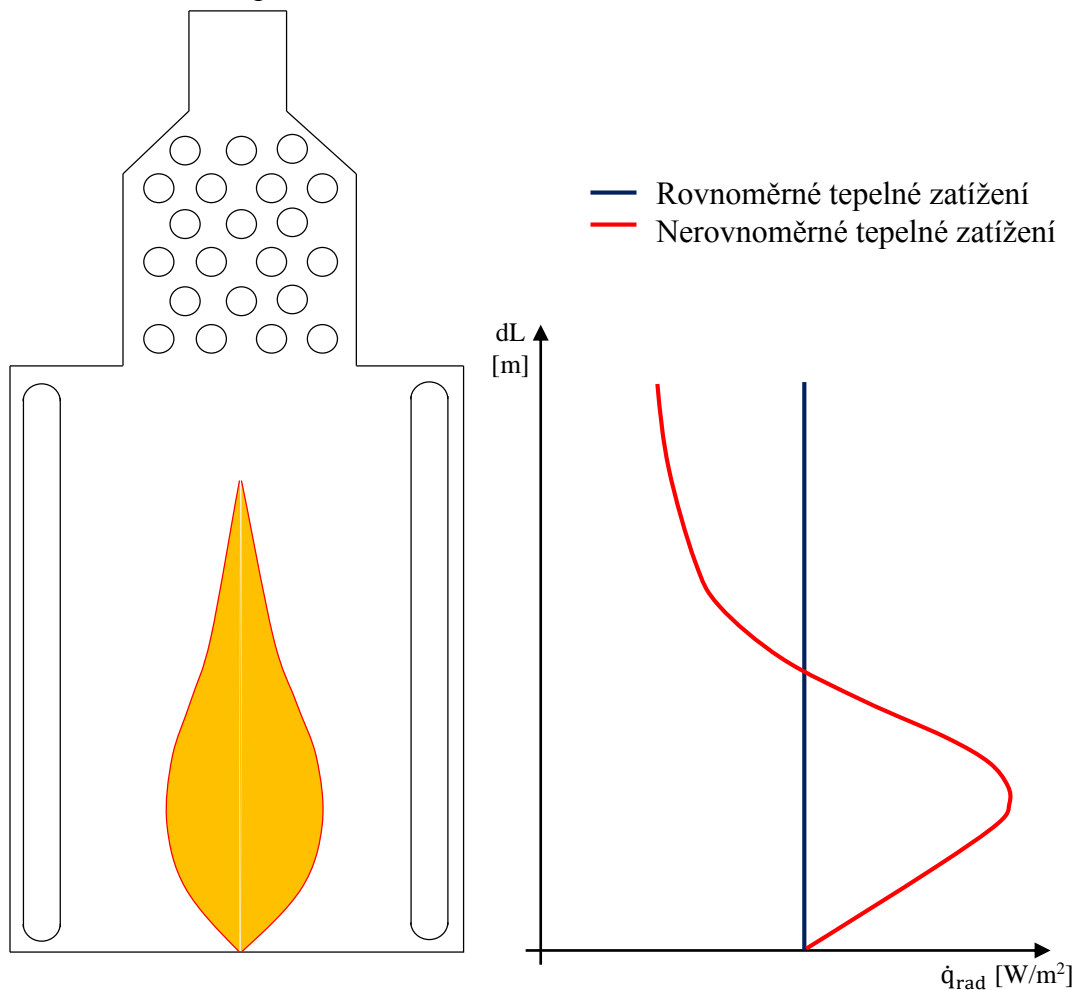
Zohlednění nerovnoměrnosti přenosu tepla v radiační komoře má velkou důležitost hlavně při hledání nejvíce exponovaného elementu na radiačním trubkovém hadu. V místě kde bude tepelné zatížení od plamene nejsilnější, bude očekávána i trhlinka.

Na obr. 3.7 je ukázáno, jak se teplota mění po délce radiačního hadu. Není zde ještě zahrnuto uvažování vlivu plamene a na radiační trubkový had tak působí rovnoměrné tepelné zatížení.



Obr. 3.7 – Průběh teplot po délce radiačního hadu pro první měřený den

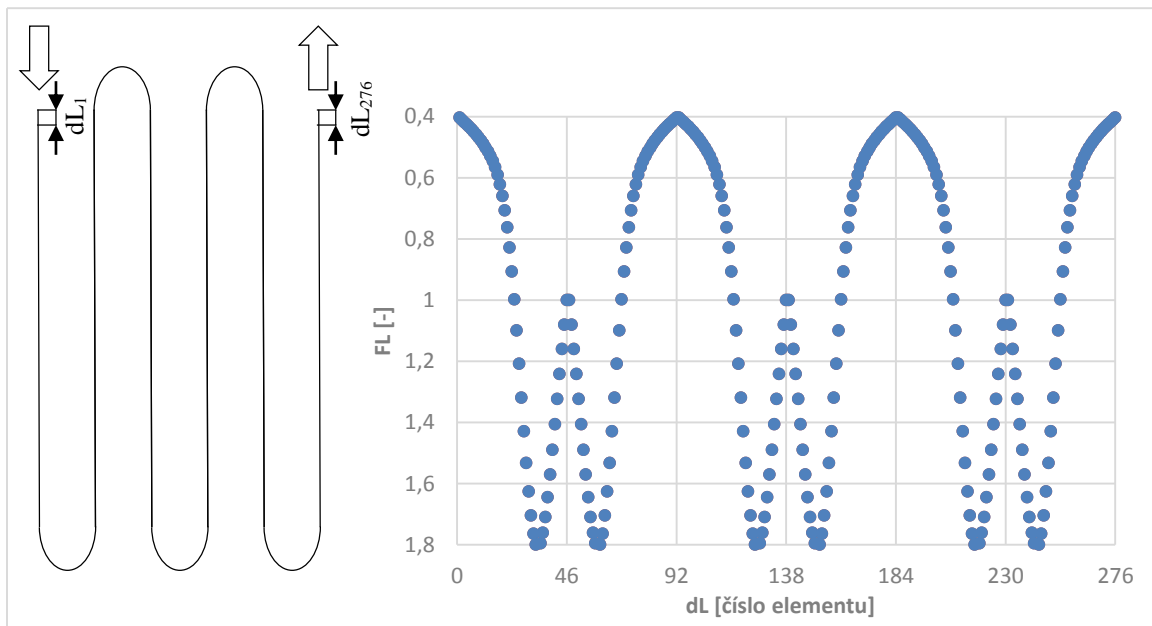
Tepelný tok, který na radiační trubkový had působí, je ve skutečnosti nerovnoměrný a dochází k častému kolísání tepelného zatížení radiačních hadů. Za předpokladu rovnoměrného spalování paliva v hořácích pece lze zanedbat nerovnoměrnost tepelného zatížení po obvodu ohřevné pece. Zároveň však nelze zanedbat nerovnoměrnost tepelného zatížení po výšce radiační komory s ohledem na spalovací proces, resp. tvar plamene. Pokud by byl uvažován ideální tvar plamene, musel by být podobný válci. Tomuto ideálnímu tvaru se však plamen, který vystupuje z pecních hořáků, neblíží. Tuto realitu se tak snaží postihnout součinitel podélné nerovnoměrnosti tepelného zatížení F_L , zavedený v normách API a blíže popsany například v [9]. Princip této korekce ilustruje obr. 3.8, kdy rovnoměrné tepelné zatížení po výšce pece, které má přímkový charakter a je znázorněno modrou křivkou, se zavedením korekčního součinitele změní na nerovnoměrné tepelné zatížení znázorněné křivkou červenou.



Obr. 3.8 – Princip rozložení korekčního součinitele podélné nerovnoměrnosti

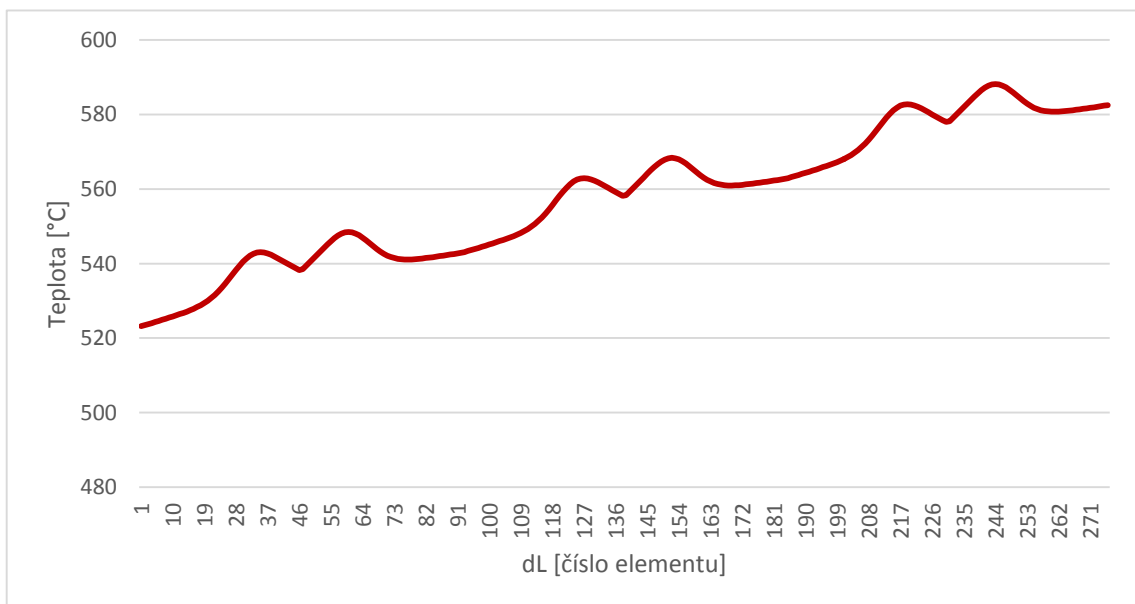
Velikost součinitele podélné nerovnoměrnosti je závislá zejména na konstrukčním řešení hořáků a vlastnostech použitého paliva. V tomto případě se jedná o zemní plyn a pro spalování jsou použity LOW-NOx hořáky, které zajišťují nízké emise dusíkatých sloučenin [9].

Na obr. 3.9 níže je názorně vidět, jak po délce radiačního trubkového hadu vypadá průběh součinitele podélné rovnoměrnosti. Radiační had je rozdělen na 6 trubek po 46 elementech. První element je na vstupu do pece shora, proto je zde součinitel nejnižší. Nejvyšších hodnot součinitel dosahuje právě tehdy, když se radiační had dostává blíže ke dnu pece. Poslední součinitel na výstupu cirkulačního plynu z pece je opět nejnižší.



Obr. 3.9 – Jednotlivé součinitele podélné nerovnoměrnosti tepelného zatížení

Obr. 3.10 ilustruje, jak se změní teplota po délce radiačního hadu již po zpracování příslušných součinitelů podélné nerovnoměrnosti tepelného zatížení. Cirkulační plyn je průchodem skrz radiační trubkový had postupně ohříván, což znázorňuje rostoucí trend teplotní křivky. Zvlnění teplotní křivky po délce radiačního hadu pak ukazuje na vliv nerovnoměrnosti tepelného zatížení po výšce radiační komory ohřevné pece. Celkem šest vlnek na obrázku níže odpovídá šesti trubkám zařazeným v jednom radiačním hadu.



Obr. 3.10 – Průběh teplot po délce radiačního hadu s uvažováním součinitele podélné nerovnoměrnosti

Po uvažování dopadů vlivu součinitele podélné nerovnoměrnosti na průběh teplotní křivky po délce radiačního hadu docházíme k závěru, že nejvíce exponovaná část se nenachází na konci posuzovaného hadu, ale někde v dolní třetině výšky pece a zároveň koncové části tohoto hadu. Tomu odpovídá i analýza provozních dat, kdy trhlina byla nalezena ve spodní části pece na poslední trubce radiačního hadu - viz kapitola 2.1.

4 VYSOKOTEPLTNÍ KOROZE A JEJÍ MODELOVÁNÍ

Korozní napadení radiačního trubkového hadu v ohřevné peci ovlivňuje již zmíněná vysoká povrchová teplota na vnitřní straně stěny radiačních hadů. Hlavním ovlivňujícím faktorem je agresivní prostředí, ve kterém se povrch trubky nachází. V tomto případě se jedná o cirkulační vodíkový plyn. Jeho složení bylo blíže specifikováno v kapitole 2.3. Prvky, které se na korozním napadení podílí, jsou především sirovodík H_2S a vodík H_2 .

4.1 Úvod do problematiky koroze

Koroze kovů a jejich slitin je samovolný nevratný proces rozrušování kovových materiálů v důsledku jejich chemických, případně elektrochemických reakcí s obklopujícím agresivním prostředím, který směřuje ke ztrátě funkčních vlastností. Poškození materiálu může být rozdílné např. od změny vzhledu (ztráta lesku, barvy), až po jeho úplný rozpad, a to porušení celistvosti [10].

Samovolný průběh korozního procesu je způsobován tím, že korozní systém – materiál a prostředí – směřuje do pravděpodobnějšího (neuspořádaného) stavu s menší volnou entalpií. Téměř všechny kovy jsou z termodynamického hlediska nestabilní. Platí to především o technických kovech, které se proto nevyskytují v přírodě v ryzím stavu, ale ve formě stabilnějších nebo stabilních sloučenin, jakými jsou například jejich oxidy. Do tohoto stabilního stavu se proto kovy snaží vrátit působením okolního prostředí, když jim v tom vhodně zvolenou ochranou není zabráněno. Při snaze zabránit korozi je tedy snaha ovlivňovat tyto tři základní faktory korozního systému [10]:

- Materiál
- Korozní prostředí
- Korozní rychlost

Tvar korozního napadení, druh koroze a rozmístění korozního napadení popisuje norma ČSN 03 8137. Norma rozděluje korozi dle druhu a tvaru korozního napadení na: rovnoměrnou, nerovnoměrnou, skvrnitou, důlkovou a bodovou, mezikrystalovou, transkrystalovou a selektivní.

Porušený radiační had byl dle analýzy v kapitole 2.2 napaden zcela jednoznačně rovnoměrnou korozní vrstvou, která však nemá charakter klasické korozní vrstvy, ale tvoří souvislou šupinatou vrstvu. Tato šupinatá vrstva, jež není poškozována proudem cirkulačního plynu, tj. její jednotlivé částice neerodují, je v anglickém názvosloví označována slovem „mackinawite“.

Při rovnoměrné korozi nastává rozpouštění kovového materiálu stejnou měrou po celém jeho povrchu. K tomuto dochází zpravidla tehdy, když má materiál homogenní strukturu. Při styku materiálu s korozním prostředím začíná probíhat korozní děj nejdříve na zvláště aktivních místech. Při velké reaktivitě materiálu a prostředí a při vzniku rozpustných korozních produktů, které dovolují stálý přístup korozního prostředí k povrchu, je počet aktivních míst velký, a tak je povrch rovnoměrně napadán. Rovnoměrně je materiál napadán také v těch případech, kdy je celá korodovaná plocha pokryta korozními zplodinami a tyto zplodiny dovolují stejnoměrnou difúzi iontů po celém fázovém rozhraní. Takováto koroze není tak nebezpečná jako ostatní druhy korozního napadení, dá se snadno předpovídat a lze jí zabránit vhodnými opatřeními [11], [12].

4.2 Mechanistický model koroze v prostředí H₂S a H₂

Mechanistický model koroze je vytvořen na základě experimentu, který byl publikován na universitě v Ohio oddělení chemického inženýrství [13]. Experiment slouží ke zkoumání mechanismu a kinetiky koroze ocelí v prostředí sirovodíku.

Korozní napadení se projevuje tím, že na povrchu stěny trubkového hadu vzniká tenká souvislá vrstvička. Napadená vrstvička odděluje cirkulační plyn od ještě nepoškozeného materiálu. Cirkulační plyn však proniká pomocí difúzních pochodů i přes tuto vzniklou vrstvu dále do „zdravého“ materiálu. Poškození korozní vrstvou tak v průběhu času narůstá až do doby, kdy přetlak působící uvnitř radiačního hadu stěnu trubky poruší.

Korozní růst vrstvičky v agresivním prostředí cirkulačního plynu je tedy charakterizován růstem v poměrně silnou vrstvu zkorodovaného materiálu, která se s postupem času neustále rozšiřuje. Korozní rychlost CR (z anglického corrosion rate) je závislá na působení prvků cirkulačního plynu, zejména sirovodíku a vodíku. Její velikost je vypočtena jako součet korozní rychlosti působením sirovodíku a korozní rychlosti působením vodíku, viz rovnice (19).

$$CR = CR_{H_2S} + CR_H \quad (19)$$

kde: CR [mol/(m²·s)] celková korozní rychlost
 CR_{H_2S} [mol/(m²·s)] korozní rychlost působením sirovodíku
 CR_{H_2} [mol/(m²·s)] korozní rychlost působením vodíku

Z poznatků publikovaných v [13] vyplývá, že při současném působení sirovodíku a vodíku je vliv sirovodíku na korozní rychlost výraznější, než co se týče vodíku. Korozní napadení sirovodíkem totiž vede k přímé tvorbě sulfidu železnatého, ze kterého je tvořena hlavní část korozní vrstvy. Korozní působení vodíku však není možno zanedbat vzhledem k velkému množství vodíku v cirkulačním plynu. Úbytek korozní vrstvy vlivem úletu zkorodovaných částí či malých fragmentů v cirkulačním plynu je v uvažovaném období minimální, proto je možné předpokládat, že je rozrůstající se korodující vrstva z tohoto pohledu stabilní. Mění se pouze její šíře z důvodu difuze směrem do nepoškozeného materiálu. Korozní vrstva je tedy charakterizována nárůstem své hmotnosti, jinými slovy tzv. korozním úbytkem zdravého materiálu. Z rovnice (20) bude spočtena hmotnost, o kterou nabude tenká korodující vrstvička za uvažovanou dobu jednoho dne.

$$\Delta m_{os} = CR \cdot MW_{FeS} \cdot A_{vnitřní} \cdot \Delta t \quad (20)$$

kde: Δm_{os} [kg] hmotnostní korozní úbytek
 CR [mol/(m²·s)] celková korozní rychlost
 MW_{FeS} [kg/mol] molekulová hmotnost sulfidu železnatého
 $A_{vnitřní}$ [m²] vnitřní povrch elementu
 Δt [s] doba působení cirkulačního plynu

Šířka zkorodované vrstvy δ je pak vypočtena dle následující rovnice (21).

$$\delta = \Delta m_{os} / (\rho_{FeS} \cdot A_{vnitřní}) \quad (21)$$

kde: δ [m] korozní úbytek
 Δm_{os} [kg] hmotnostní korozní úbytek
 ρ_{FeS} [kg/m³] hustota sulfidu železnatého
 $A_{vnitřní}$ [m²] vnitřní povrch elementu

4.3 Detaily mechanistického modelu

Korozní rychlost působením sirovodíku je popsána v rovnici (22) a je funkcí vysoké teploty a koncentrace H_2S v cirkulačním plynu. Velikost rychlosti koroze ovlivňují ještě Arrheniovy konstanty a universální plynová konstanta [13].

$$CR_{H_2S} = A_{H_2S} \cdot \exp(-B_{H_2S}/(R \cdot T)) \cdot \ln(c_{b,H_2S}/c_{s,H_2S}) \quad (22)$$

kde:	A_{H_2S}	[mol/(m ² ·s)]	Arrheniova konstanta pro sirovodík
	B_{H_2S}	[J/mol]	Arrheniova konstanta pro sirovodík
	R	[J/(mol·K)]	universální plynová konstanta
	T	[K]	absolutní teplota povrchu stěny trubky
	c_{b,H_2S}	[-]	koncentrace H_2S v cirkulačním plynu
	c_{s,H_2S}	[-]	koncentrace H_2S na povrchu materiálu

Korozní rychlost působením vodíku je obdobná jako korozní rychlost od sirovodíku a je popsána v rovnici (23). Jiné jsou pouze Arrheniovy konstanty a universální plynová konstanta [13].

$$CR_{H_2} = A_{H_2} \cdot \exp(-B_{H_2}/(R \cdot T)) \cdot \ln(c_{b,H_2}/c_{s,H_2}) \quad (23)$$

kde:	A_{H_2}	[mol/(m ² ·s)]	Arrheniova konstanta pro vodík
	B_{H_2}	[J/mol]	Arrheniova konstanta pro vodík
	R	[J/(mol·K)]	universální plynová konstanta
	T	[K]	absolutní teplota povrchu stěny trubky
	c_{b,H_2}	[-]	koncentrace H_2 v cirkulačním plynu
	c_{s,H_2}	[-]	koncentrace H_2 na povrchu materiálu

Konkrétní detaily rovnice a podrobnější komentář je možno nalézt ve výše zmíněném dokumentu [13] o experimentálním zjišťování působení sirovodíku na ocelové materiály.

4.4 Praktická zjednodušení modelu

Šupinový tvar korozní vrstvy má stejnou tepelnou vodivost jako základní materiál, kterým je korozivzdorná austenitická ocel třídy 17 248. Díky tomu nebylo možné detekovat korozní úbytek pomocí průběžných kontrol použitím vnější termovize trubek, kdy tloušťka po celé délce radiačního hadu vypadala jako nepoškozená. Toto deklaruje i rozbor trubky uvedený v druhé kapitole kde je uvedeno, že korozní vrstva zůstala přilepená k původnímu „zdravému“ materiálu.

Důležitým předpokladem a zjednodušením je tedy stabilita korozní vrstvy. Toto zjednodušení prakticky znamená, že jakmile začne materiál působením agresivního cirkulačního plynu korodovat, začne se tvořit rovnoměrná korozní vrstva, která zůstává stále na svém místě. Není tedy narušena takovým způsobem, aby vysoký tlak a vysoká rychlost proudícího média způsobily odstraňování korozní vrstvy ze své pozice. Díky tomu, že neprobíhá úlet fragmentů a malých částic koroze, je možné předpokládat užití výše zmíněného korozního modelu. Charakter korozního napadení je tímto částečně zpomalen, protože pronikání vzniklou vrstvou není tak účinné jako přímý styk korozního média s materiálem.

5 VÝPOČET ZBÝVAJÍCÍ ŽIVOTNOSTI

Během provozu ohřevné pece působí na materiál různé zátěžné stavy, které zapříčiňují postupné poškození materiálu. S narůstající dobou provozování pak mohou způsobit i poruchu zařízení jako celku. Tyto stavy lze rozdělit na zatížení náležející k normálním provozním podmínkám, abnormálním podmínkám a extrémnímu (např. havarijnímu) zatěžování. Vertikální válcová pec zařazená na jednotce hydrokraku je provozována pouze v oblasti normálních provozních podmínek. To znamená, že po dobu provozu pece nedochází k nadměrnému zatěžování nad rámec běžných zátěžných stavů.

Určování zbývajících životnosti je velmi komplexní problém, protože se zde vyskytuje mnoho rozličných ovlivňujících faktorů. K rozhodujícím mechanismům poškození takového zařízení jako je ohřevná pec, patří:

- Únava materiálu při proměnném zatěžování
- Creep (tečení materiálu za vysokých teplot)
- Vliv prostředí na straně spalin (oxidace ve spalinách)
- Vliv prostředí na straně cirkulačního plynu (sirovodíková koroze)
- Korozní únava a korozní praskání
- Eroze

Je tedy potřeba opět přistoupit k určitému zjednodušení a selekci mechanismů poškození. V daném případě je životnost radiačního trubkového hadu v ohřevné peci závislá především na creepovém chování materiálu, protože je provozována za vysokých teplot. Dále je uvažován vliv prostředí na straně cirkulačního plynu, které se projevuje výrazným korozním úbytkem materiálu. Rychlost této koroze je opět ovlivněna právě vysokou teplotou v radiačním hadu. Z důvodu nedostatečné diagnostiky záznamu pracovních tlaků, kdy je zaznamenáván pouze průměrný pracovní tlak pro jednotlivé provozní dny, není do výpočtového modelu zařazeno únavové poškození materiálu. Erozní chování již bylo diskutováno dříve a nebylo prokázáno, je tedy rovněž zanedbáno.

Životnost trubkového hadu je závislá především na materiálu, z kterého je trubkový had vyroben. Jeho správnou volbou je ovlivněna doba, po kterou lze ohřevnou pec provozovat. Pro predikci porušení radiačního trubkového svazku jsou tedy důležité vstupní parametry, jako je aktuální teplota, aktuální působící napětí a skutečná tloušťka stěny, která je však po délce radiačního hadu proměnná v závislosti na vysokoteplotním korozním úbytku.

Se zvyšující se teplotou je urychlován korozní mechanismus, roste tedy i korozní úbytek a nepoškozená tloušťka stěny trubkového hadu se postupně zmenšuje. Vysoká teplota a úbytek tloušťky stěny trubkového hadu má za následek zvyšování aktuální hodnoty napětí, které je vyvoláno působením tlaku na stěnu trubky. Se zvětšujícím vnitřním průměrem se stěna trubky totiž postupně více a více přibližuje k bodu, za kterým bude překročena mez porušení celistvosti, a celé zařízení přestane správně plnit svou funkci. Vysoká teplota také ovlivňuje creepové chování materiálu. Se vzrůstající teplotou je opět materiál více poškozován tečením a toto je umocněno postupným zvyšujícím se výsledným napětím. Pro správné predikování životnosti je tedy nutné vertikální válcovou ohřevnou pec posuzovat z hlediska creepových a korozních mechanismů. Korozní mechanismus už byl dostatečně rozebrán v předchozí kapitole, nyní bude hlouběji rozebráno creepové působení na materiál radiačního hadu.

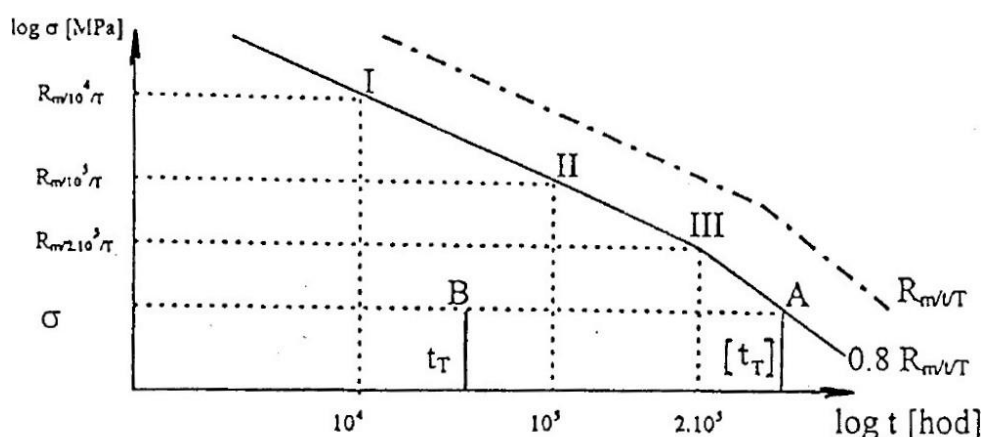
5.1 Vliv creepu

Creep lze zjednodušeně charakterizovat jako časově závislou deformaci, způsobenou teplotní aktivací pohybu vakancí a dislokací materiálu pod zatížením za vysoké teploty. Creepové chování materiálu začíná nabývat na významu při teplotě, která vyšší než je teplota creepu [14].

$$T > T_c \approx 0.4 \cdot T_m \quad (24)$$

kde: T [K] absolutní teplota povrchu stěny trubky
 T_c [K] teplota creepu
 T_m [K] teplota tavení materiálu

Pro hodnocení poškození materiálu creepem lze použít například přístup německé normy TRD 508. Pro posouzení se vyžaduje znalost meze pevnosti při tečení $R_{m/t/T}$ pro časy $t=10^4$ h, 10^5 h a $2 \cdot 10^5$ h a jejich teplotní závislosti. Pro posouzení se pevnost při tečení snižuje na 80 %, bere se $0,8 \cdot R_{m/t/T}$. Mez pevnosti při tečení je odečtena pro daný materiál z materiálových listů [15].



Obr. 5.1 – Creepová zatěžovací křivka [14]

Dle diagramu na obr. 5.1 lze materiál namáhaný napětím σ při provozní teplotě T provozovat do poškození creepem po dobu $[t_T]$. Za skutečnou dobu provozu t_T při aktuálním napětí σ a za provozní teploty T se poškodí poměrnou částí [14]:

$$D_{c,i} = t_{T,i}/[t_T]_i \quad (25)$$

Pro rozdílná namáhání za různých teplot se celkové poškození materiálu creepem vypočte z následujícího vztahu. Vyžaduje se s plnění podmínky:

$$D_c = \sum_{i=1}^k (t_{T,i}/[t_T]_i)_i \leq 1 \quad (26)$$

Kde k je počet rozdílných namáhání za různých teplot poškozujících materiál v oblasti creepu. To znamená, že pro každou změnu aktuálního napětí je spočteno poměrné poškození. Toto poškození je pro každý sledovaný provozní den ukládáno, takže se jednotlivá poměrná poškození sčítají, a získává se tak celkové kumulované poškození materiálu [14].

5.2 Součinnost creepu a koroze

Pro výpočet predikce životnosti je nutné znát aktuální působící napětí, které se odvíjí od aktuální „zdravé“ tloušťky stěny. V případě zatěžování pouze creepovým mechanismem (nikoliv korozí) je při uvažování výchozí tloušťky stěny napětí závislé na působícím namáhání (tj. působícím přetlaku a vysoké teplotě).

Creepový mechanismus jako takový pro poškození či destrukci konstrukce radiačního hadu za uvažovanou dobu provozu není postačující. Aby došlo k porušení celistvosti, bylo by k tomu potřeba mnohem delší časové období, než jako je tomu v daném vyšetřovaném případě. Přichází proto v úvahu stav současného působení koroze, nebo-li korozního úbytku materiálu, a creepu. Aktuální napětí, které vyvolává tlak působící na stěnu trubky, se v tomto případě bude měnit nejen na základě různých tlakových hladin zaznamenaných pro jednotlivé dny, ale bude závislé i na proměnné tloušťce stěny trubky, kdy bude v průběhu času docházet k jejímu úbytku. V průběhu životnosti celého radiačního hadu se dá očekávat v nejméně teplotně exponovaném místě toto napětí nejvyšší a k poškození pravděpodobně dojde nejprve v tomto kritickém místě.

Pro výpočet je známa teplota povrchu radiačního hadu, změna korozního úbytku a creepové charakteristiky pro příslušný materiál. Důležité je nyní určit správnou hodnotu aktuálního napětí, které vyvolává tlak působící na stěnu radiačního hadu. Pro posuzování pevnosti při víceosé napjatosti je potřebné zavést kritérium pro srovnání jednoosé a víceosé napjatosti. Tato kritéria poskytují teorie pevnosti – hypotézy. K pevnostnímu posouzení víceosé statické napjatosti se běžně používají hypotézy pojmenované podle jejich autorů. K často používaným patří pevnostní hypotézy podle Tresca a nebo podle Hubera, Misesse a Henckyho (HMH). Aby bylo možné působící napětí převést do jednoosého stavu, je zaveden pojem tzv. redukovaného napětí. Redukované napětí je hodnota přiřazená dané víceosé napjatosti, která má stejnou prostou bezpečnost vůči vyšetřovanému meznímu stavu jako napjatost jednoosá.

Hypotéza maximálních smykových napětí podle Tresca [16]

Podle této teorie rozhoduje o pevnosti součásti velikost maximálního smykového napětí. Redukované napětí σ_{red} lze přitom podle této hypotézy vyjádřit jako:

$$\sigma_{red} = \sigma_1 - \sigma_3 \quad (27)$$

Kde σ_1 je největší a σ_3 nejmenší hlavní napětí. Uvedený obecný tvar podmínky plasticity platí pro jakoukoliv napjatost, musíme však pro ni umět určit všechna 3 hlavní napětí.

Hypotéza pevnosti podle hustoty deformační energie – HMH [16]

Podle této teorie rozhoduje o pevnosti součásti vliv velikosti deformační energie na změnu tvaru. Velikost redukovaného napětí pak určíme z rovnice (28):

$$\sigma_{red} = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - (\sigma_1 \cdot \sigma_2 + \sigma_1 \cdot \sigma_3 + \sigma_2 \cdot \sigma_3)} \quad (28)$$

Z hlediska praktického použití se při ručních výpočtech často používá Trescova hypotéza, protože její tvar je jednodušší. Její nevýhodou však je nutnost výpočtu velikostí všech hlavních napětí a jejich pořadí podle velikosti, protože se v této hypotéze nevyskytuje jedno hlavní napětí (konkrétně σ_2). Podmínka HMH je sice pro výpočet složitější, ale při řešení na počítači to nevadí, a tak se v počítačových programech z důvodu přesnějších výsledků používá častěji. Navíc byla odvozena i pro obecný souřadnicový systém, takže nevyžaduje znalost hlavních napětí.

Pro stanovení redukovaného napětí by správně měla být použita spíše hypotéza maximálního smykového napětí (Tresca), která je konzervativnější, než hypotéza HMH. Rozdíl mezi hypotézou HMH a hypotézou Tresca může dosáhnout až 15 %.

Teorie maximálního obvodového napětí

Výpočtový model se však odvolává na zjednodušení výpočtu v rovnici (29), které je zdůvodněno tím, že podélný tvar trhliny poukazuje na to, že hlavní vliv na porušení má obvodové napětí, které je současně největším hlavním napětím. Druhým důvodem je přiblížení se skutečnému konci životnosti ohřevné pece, kdy použití obvodového napětí nejvíce odpovídá realitě, což bude komentováno v kapitole 7. Tato teorie kdy pro výpočet redukovaného napětí σ_{red} je využito obvodového napětí σ_1 je tedy popsána v rovnici (29). Teorie maximálního obvodového napětí je v porovnání s Trescovou hypotézou méně konzervativní, při porovnání s hypotézou HMH je však na straně větší bezpečnosti radiačního hadu.

$$\sigma_{red} = \sigma_1 \quad (29)$$

Pro všechny tři hypotézy či teorie pevnosti je potřeba znát při ručním výpočtu velikost hlavních membránových napětí. Hlavní membránová napětí jsou pak určena za předpokladu, že uvažujeme pouze působení vnitřního přetlaku. Ostatní vlivy, jakými jsou například přídavná ohybová napětí, jsou zanedbány. Při výpočtu se vychází z Laplaceovy rovnice a rovnice rovnováhy pro vhodně zvolených řezů, pomocí nichž lze určit membránovou napjatost. Laplaceova rovnice má tvar [17]:

$$(\sigma_\varphi/\rho_\varphi) + (\sigma_\nu/\rho_\nu) = p_n/s \quad (30)$$

kde:	σ_φ	[MPa]	obvodové (tečné) napětí
	ρ_φ	[mm]	obvodový poloměr křivosti
	σ_ν	[MPa]	meridiánové napětí
	ρ_ν	[mm]	meridiánový poloměr křivosti
	p_n	[MPaG]	přetlak cirkulačního plynu
	s	[mm]	tloušťka stěny radiačního hadu

Postupným vyjadřováním jsou pak nalezena všechna hlavní napětí. Nejprve největší hlavní napětí σ_1 , které je závislé na vnitřním průměru D_{in} , vnitřním působícím přetlaku p_n a nepřímo pak na velikosti tloušťky stěny radiačního hadu s . Vše jasně vyjadřuje rovnice (31). Toto napětí lze také označit jako obvodové napětí.

$$\sigma_1 = (D_{in} \cdot p_n)/(2 \cdot s) \quad (31)$$

Druhé hlavní napětí se nazývá osovým nebo-li meridiánovým napětím a je o polovinu menší než první hlavní napětí, což lze vidět v rovnici (32).

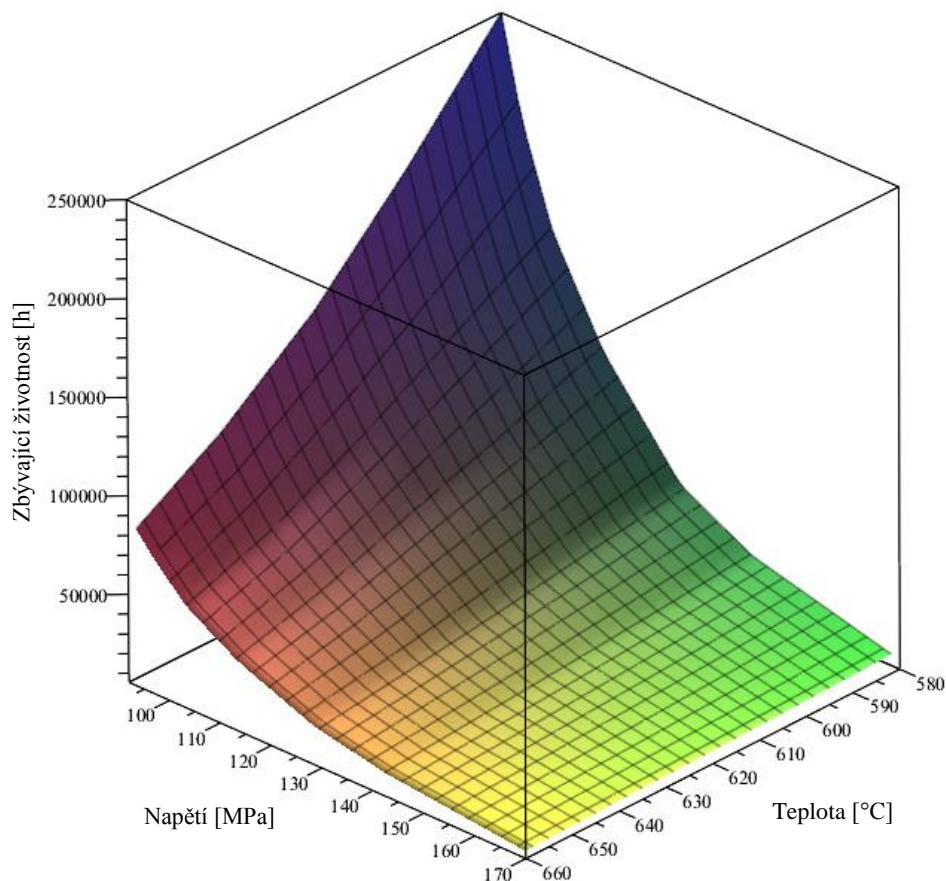
$$\sigma_2 = (D_{in} \cdot p_n)/(4 \cdot s) \quad (32)$$

Posledním z hlavních napětí je napětí označované jako radiální, v porovnání s předchozími dvěma bývá řádově nižší a proto často zanedbatelné, v našem případě je však přetlak působící na stěnu trubky příliš velký než aby ho bylo možné úplně zanedbat. Toto napětí lze vidět v rovnici (33).

$$\sigma_3 = -p_n/2 \quad (33)$$

5.3 Odolnost proti tečení materiálu

Odolnost proti tečení je vlastnost materiálu, která je uvedena v materiálových listech [15]. Creepová odolnost materiálu je charakterizována mezní plochou, která je znázorněna v grafu na obr. 5.2. Tento graf byl vytvořen v programu Maple 17 aproximací dat z materiálových listů tak, aby plocha v něm znázorněná charakterizovala mezní odolnost proti tečení. Na dvě spodní osy je tedy vynášena povrchová teplota radičního hadu a aktuální výsledné napětí a pomocí mezní plochy je určena hodnota zbývající životnosti (provozní doby po, kterou by zařízení bylo schopno provozu, pokud by se neměnil pracovní režim).



Obr. 5.2 – Závislost creepového mechanismu na teplotě

Z grafu lze vyčíst, že se stoupající teplotou na povrchu stěny radičního hadu se snižuje počet hodin, při kterých bude ohřevná pec pracovat bez poruchy. Se vzrůstajícím úbytkem tloušťky „zdravé“ stěny trubky vzrůstá i aktuální výsledné napětí, kterému musí materiál pece odolávat. Zároveň s tím se snižuje počet hodin, při kterých je možné ohřevnou trubkovou pec bezpečně provozovat.

6 ALGORITMUS CELKOVÉHO VÝPOČTOVÉHO POSTUPU

Než bude podrobněji popsán algoritmus výpočtu predikce životnosti ohřevné pece, bude zmíněno několik informací o systému, ve kterém byl algoritmus vytvořen. Jedná se o Maple 17, software společnosti Maplesoft, který byl zvolen pro svou funkcionalitu s programem Microsoft Excel, ve kterém byla dodána veškerá provozní data. Zpracování těchto dat je však časově i uživatelsky jednodušší právě v systému Maple 17.

6.1 Použité výpočtové prostředí a interakce se soubory provozních dat

Maple 17 je systém počítačové algebry pro výuku a využití matematiky v přírodovědných, technických a ekonomických oborech, který byl vyvíjen od devadesátých let minulého století. Umožňuje symbolické a numerické matematické výpočty, jejich počítačovou vizualizaci, dokumentaci a publikaci. Učitelům, studentům i vědcům a výzkumným pracovníkům poskytuje uživatelsky přívětivé prostředí, ve kterém lze snadno používat matematiku [18].

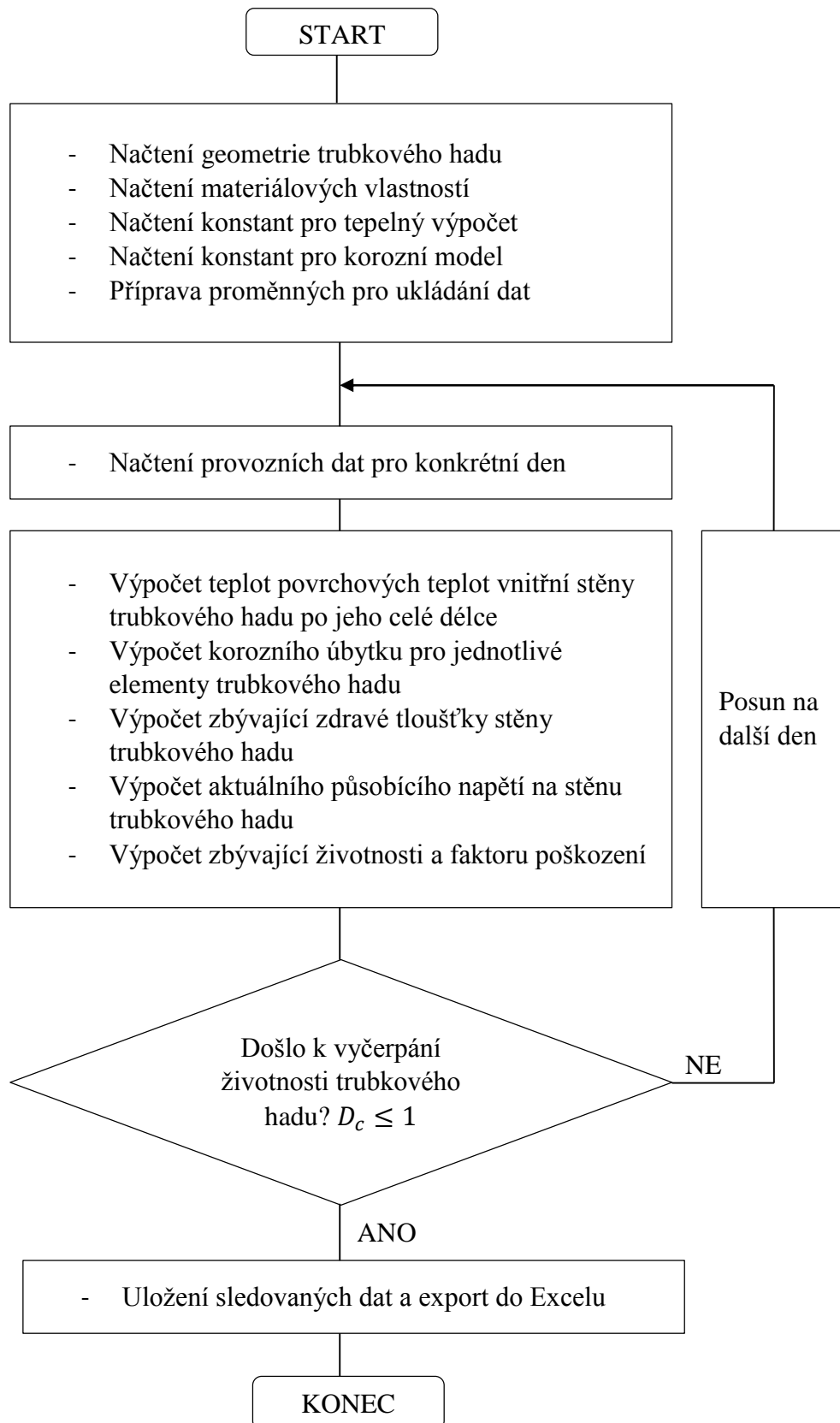
Systém Maple 17, ve kterém byl vytvořen výpočtový algoritmus použitím výše uvedených přístupů zmíněných v předchozích kapitolách, tedy umožňuje provádět symbolické a numerické výpočty, vytvářet grafy a doplňovat je vlastními texty a vytvářet tak tzv. hypertextové zápisníky. Takto vytvořené zápisníky umožňuje Maple 17 ukládat do souboru na počítači ve svém speciálním mapleovském formátu MW, který je uložen ve formátu XML. Soubory ve formátu MW umožňuje Maple 17 načítat zpět ke zpracování, což umožňuje snadnou přenositelnost mapleovských zápisníků mezi nejrůznějšími počítačovými platformami a operačními systémy [18].

Soubory lze také volitelně exportovat do formátu LaTeX, HTML, RTF a nově i MathML, což je rozšíření HTML pro prezentaci matematických textů na webu. Maple dále umožňuje automatický převod svých příkazů a procedur do programovacích jazyků C, Fortran 77, Java a Visual Basicu [18].

Mapleovské funkce pokrývají mnoho odvětví matematiky od základů diferenciálního a integrálního počtu, lineární algebry, řešení rovnic, až k řešení diferenciálních a diferenčních rovnic, diferenciální geometrii a logice. V současnosti už je vydána nová verze Maple 18, která svou funkcionalitou odpovídá předchozí verzi. Opět přibyly nové matematické a zejména statistické funkce, hlavním vylepšením je pak zrychlení operací v jádru systému i výpočtů na více jádrech a více vláknech [18].

Důležitá vlastnost Maplu je možnost interakce se soubory Excelu, kdy je možný import i export dat. Toho bylo při řešení využito. Data, která byla dodána od provozovatele technologické linky, byla z Excelu načítána pomocí příkazu import, který obsahuje pouze parametry jako je název souboru, název listu ve kterém jsou data zařazena a rozsah buněk, které se mají načíst. To samé platí i pro export, který byl využit pro snazší zpracování všech dat do grafů a hlavně pro možnost uchovat tyto data. Výhodou Maplu je tedy rychlost zpracování algoritmu, nevýhodou však, že v případě i částečné modifikace přijdeme o data, která již byla vypočtena.

6.2 Princip a algoritmus celkového výpočtu



Obr. 6.1 – Schéma výpočtového algoritmu

Hrubou představu o tom jak funguje výpočetní algoritmus, dává obr. 6.1 výše. Celý výpočet začíná načtením důležitých vstupních parametrů. Nejprve jsou načteny geometrické charakteristiky radiačního trubkového hadu, jako je tloušťka stěny, vnější průměr trubky a celková délka tohoto hadu. Následuje načítání materiálových vlastností. Pro výpočet je nejdůležitější hlavně závislost meze pevnosti při tečení materiálu pro předem definované časové úseky. Tato závislost je odečtena z materiálových listů a aproximací ji rozšíříme na celou pracovní oblast.

Nyní je již na řadě načítání konstant pro tepelný a korozní výpočet. Konstanty pro tepelný výpočet obsahují vlastnosti cirkulačního plynu jako je tepelná vodivost, dynamická viskozita, hustota a tepelná kapacita. Všechny tyto vlastnosti jsou závislé na teplotě. Vlastnosti plynu jsou odečítány pro tři různá průměrná složení. Pro tento účel poslouží nejlépe funkce *if* (když), která určí, kdy se mají načítat již zmíněné vlastnosti pro různé průměrné složení. Toto probíhá tak, že v prvním časovém období jsou používány závislosti ze složení 1. Toto první období trvá nejdéle a je dlouhé 2069 dní. Obdobně jsou načteny teplotní závislosti daných veličin pro složení 2, které trvá 763 dní a složení 3, které trvá 500 dní.

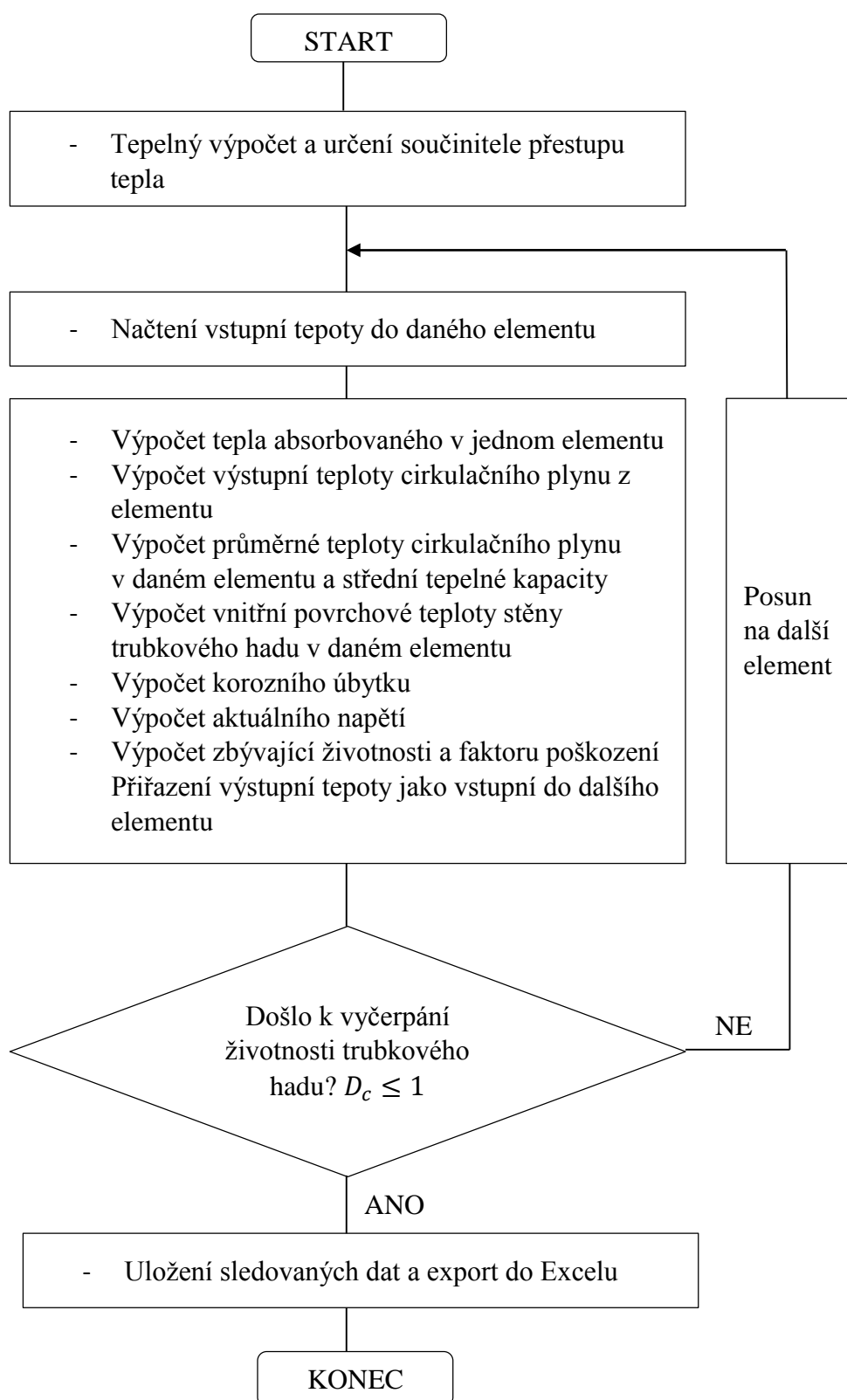
Pro tepelný výpočet je ještě potřeba znát výhřevnost topného média (v daném případě zemního plynu) a součinitele podélné nerovnoměrnosti, které udělají z rovnoměrného tepelného zatížení po výšce válcové pece, zatížení nerovnoměrné. Toto nerovnoměrné zatížení kopíruje přibližně zvýšenou sílu plamene (radiační tepelný tok) ve spodní části pece a lépe tak vystihuje realitu.

Další konstanty, které je nutno načíst už slouží koroznímu výpočtu. Jedná se zejména o Arrheniovy konstanty, které ovlivňují korozní rychlost. Nezbytná je také znalost universální plynové konstanty, relativní molekulové hmotnosti sulfidu železnatého a hustotu sulfidu železnatého.

Dalším krokem je vytvoření proměnných, do kterých se budou ukládat důležitá pracovní data, jakými jsou: povrchová teplota jednotlivých elementů radiačního trubkového hadu, korozní úbytek, aktuální výsledné napětí a zbytková životnost trubkové pece (kumulace poškození).

Nyní již je možné spustit iterační výpočet, který ovšem potřebuje ještě jeden vstup. Tímto vstupem jsou provozní data, která jsou zaznamenána pro každý provozní den zvlášť. Jedná se o provozní přetlak a výstupní teplotu cirkulačního plynu. Složení cirkulačního média už bylo řešeno při korozním výpočtu, proto již není v tomto kroku zmiňováno.

Nejprve tedy proběhne načtení provozních dat pro první den. V tomto prvním dni proběhnou všechny výpočty vzhledem k celé délce radiačního trubkového hadu tak, že budou známy hlavní provozní parametry pro každý element na tomto hadu. Velikost a počet elementů je volen s ohledem na dostatečnou přesnost a rychlost výpočtu. Následující schéma na obr. 6.2 přibližuje problematiku výpočtu po délce celého radiačního hadu.



Obr. 6.2 – Postup výpočtu po délce trubkového hadu

Před zahájením výpočtu po jednotlivých elementech je nutno zjistit součinitel přestupu tepla z tepelného výpočtu. V kapitole 4, byl tepelný výpočet popsán podrobně, proto je nyní zmíněn pouze principiální postup výpočtu:

- Určení vyvinutého radiačního tepelného toku
- Určení absorbovaného tepla v jednom radiačním hadu
- Výpočet vstupní teploty cirkulačního média
- Výpočet středních hodnot tepelné vodivosti, dynamické viskozity, tepelné kapacity a hustoty pro dané složení cirkulačního plynu
- Výpočet rychlosti cirkulačního plynu
- Výpočet Reynoldsova, Prandtlova a Nuseltova čísla
- Výpočet součinitele přestupu tepla

Další část algoritmu (viz obr. 6.2) začíná načtením vstupní teploty do prvního elementu. Tepelný výpočet zde pokračuje až do té fáze, kdy známe vnitřní povrchovou teplotu stěny v elementu. V daném elementu je dále proveden výpočet korozního napadení a následně ověřováno, zda působení vysokoteplotní koroze a creepového mechanismu nezpůsobilo porušení celistvosti radiačního hadu. Tyto mechanismy týkající se působení vysokoteplotní koroze jsou podrobněji rozebrány v kapitole 4 a mechanismy týkající se současného působení koroze a creepu pak v kapitole 5.

K tomu aby došlo k poškození celého zařízení je zapotřebí dostatečné množství času, po který je ohřevná pec provozována. Pro správné určení zbývajících životnosti je tedy nutné u každého elementu zvláště počítat kumulaci poškození, která narůstá právě s časem. Kumulace poškození je získána tak, že ze závislosti meze pevnosti při tečení materiálu pro různě dlouhé zátěžné cykly, je odečten počet právě zbývajících hodin, které by zařízení jinak vydrželo. Počet hodin, které jsou odčerpány v jednom dni, je pak 24 (je předpokládáno, že zařízení pracuje kontinuálně bez kolísání a výkyvů v průběhu daného provozního dne). Do poměru se tak dostává počet hodin, které byly z životnosti odčerpány v daném provozním dni vůči celkovému počtu hodin, po které by ohřevná pec ještě vydržela a takto je získána hodnota životnosti, která byla odčerpána za provozní den, což ilustruje obr. 5.1. Hodnota kumulovaného poškození je pak získána součtem těchto poměrů, viz rovnice 26. Jakmile dosáhne faktor kumulace poškození hodnoty 1, je životnost v daném elementu vyčerpána a dochází k porušení celistvosti radiačního trubkového hadu.

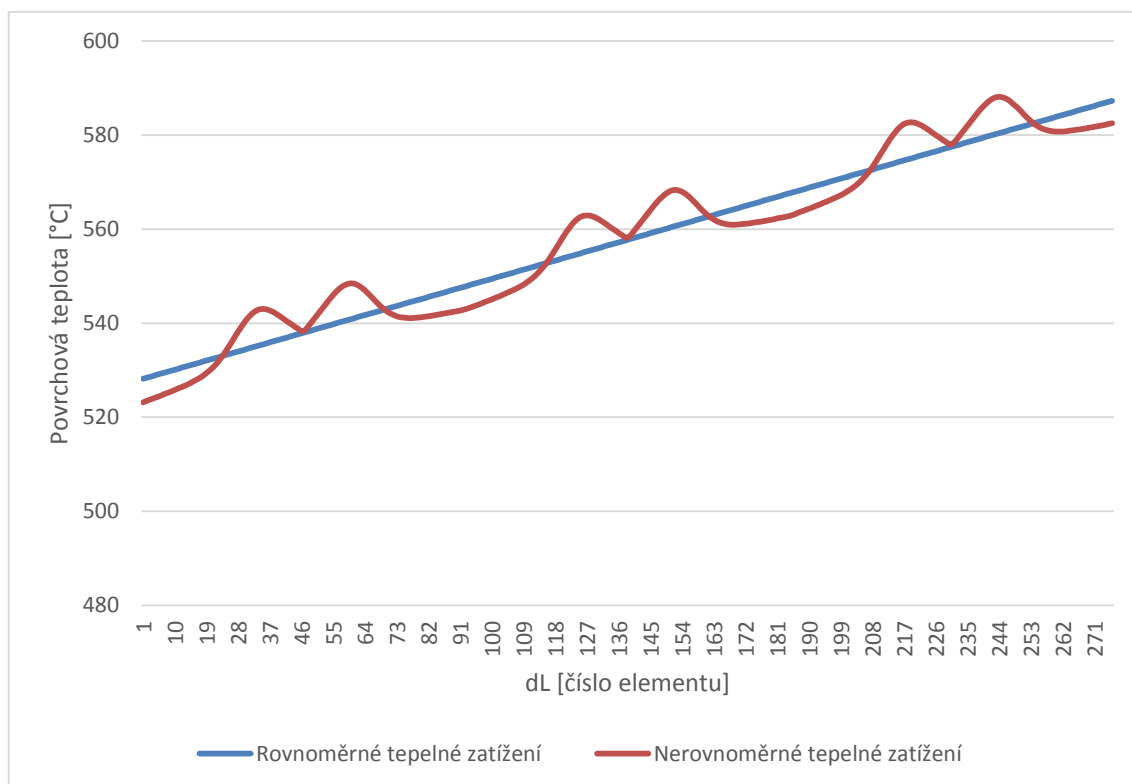
V případě, že k porušení radiačního hadu ještě nedošlo, je nutné přiřadit hodnotu výstupní teploty cirkulačního plynu z elementu do proměnné reprezentující vstupní teplotu elementu dalšího. Takto se pokračuje ve výpočtu povrchových teplot přes všechny elementy trubkového hadu až do chvíle, kdy byla pro všechny elementy spočtena povrchová teplota, nebo právě došlo k porušení celistvosti stěny radiačního hadu. Jak je patrné z obr. 6.2 výpočet probíhá tak, že v případě kdy k porušení nedošlo a jsou známy všechny povrchové teploty, je postupně ukládána hodnota kumulovaného poškození a pokračuje se ve výpočtu následujícím dnem. Pokud k porušení došlo, jsou uložena všechna sledovaná pracovní data do předem připravených souborů v Excelu.

7 APLIKACE VÝPOČTOVÉHO POSTUPU A DOSAŽENÉ VÝSLEDKY

Tato kapitola je věnována rozboru výsledků, které byly obdrženy aplikací matematického algoritmu podrobně popsaného v předchozích kapitolách na případ ohřevné pece zařazené na jednotce hydrokrakování, jež byla rovněž popsána výše. Tyto výsledky budou konfrontovány s reálným stavem. Současně budou diskutovány i případné modifikace algoritmu z pohledu jeho funkce pro jiné zátěžné stavy.

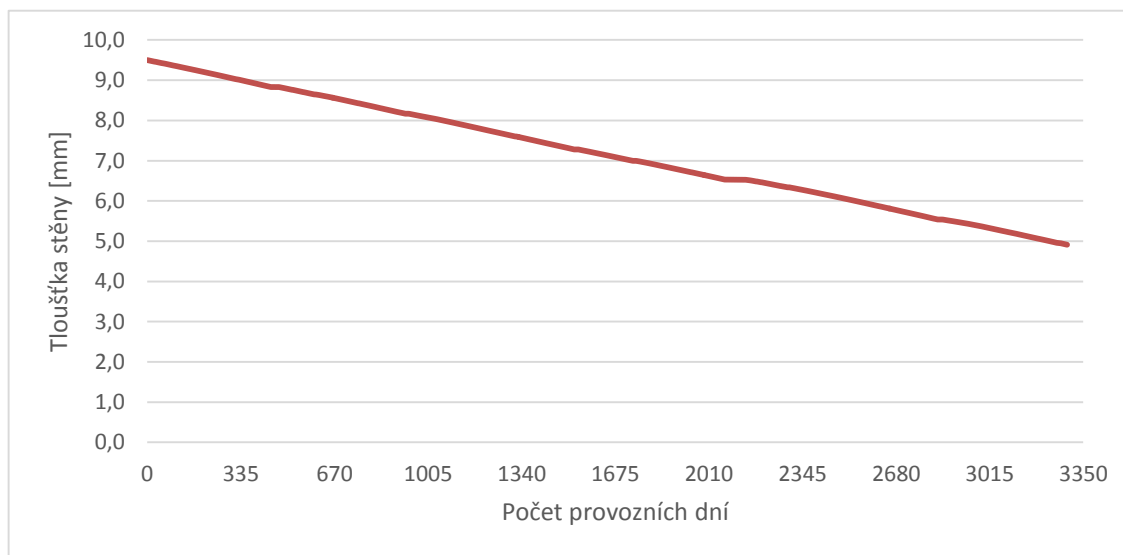
7.1 Rozbor dosažených výsledků

Identifikace nejvíce exponovaného (zatěžovaného) místa na radiačním trubkovém hadu je významným měřítkem správnosti funkce výpočtového modelu. Na základě obdržných výsledků lze toto nejvíce exponované místo nejlépe identifikovat z průběhu povrchových teplot radiačního hadu. Průběh teplot pro první provozovaný den je zobrazen na obr. 7.1. Modrá křivka znázorňuje stav, kdy není uvažován součinitel podélné nerovnoměrnosti tepelného zatížení radiačních trubek po výšce ohřevné pece. To je v kontrastu s tím, když je součinitel podélné nerovnoměrnosti tepelného zatížení radiačního hadu uvažován, což ilustruje červená křivka. Nejvíce exponované místo se tedy nenachází na konci radiačního trubkového hadu, ale zhruba v dolní třetině jeho výstupní trubky. Konkrétně se jedná o element označený číslem 244. Na tomto elementu je dosaženo pro první zaznamenaný den maximální teploty 588,2 °C. V nejvíce exponovaném elementu je pak očekáván jak největší korozní úbytek, tak největší výsledné napětí vyvolané vnitřním přetlakem. Proto se dá také usuzovat, že i životnost v tomto místě bude nejdříve vyčerpána.



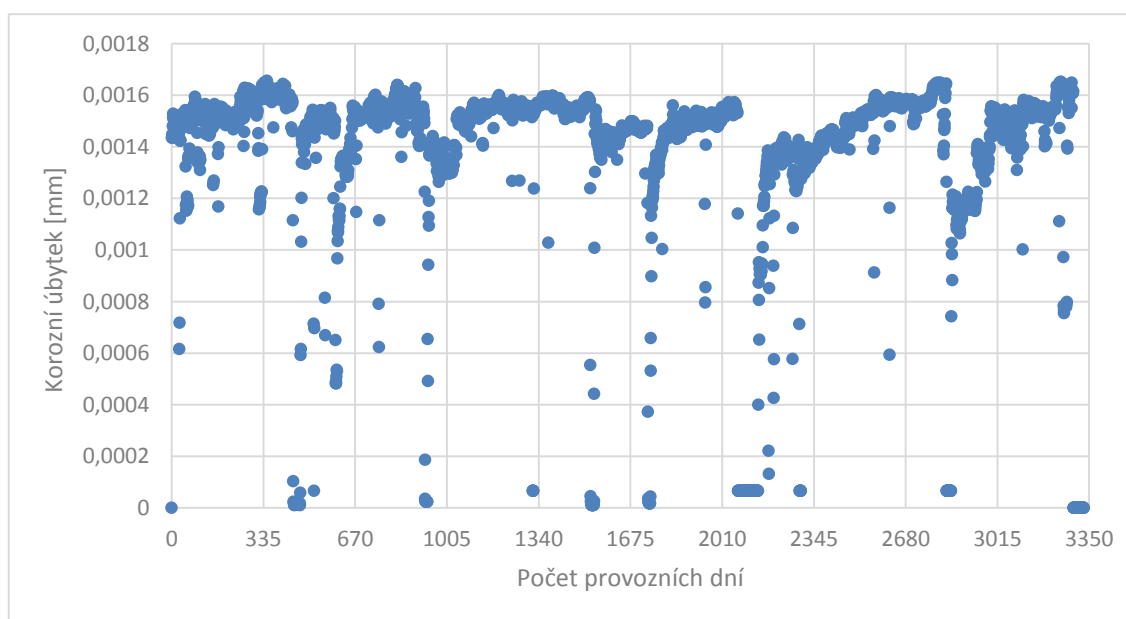
Obr. 7.1 – Průběh povrchových teplot po délce radiačního hadu

Již je tedy stanoven nejvíce teplotně exponovaný element na radiačním hadu, další rozborů jsou tedy vztaženy právě k tomuto zjištěnému místu. Následující graf na obr. 7.2 ilustruje, jak se projevuje úbytek nepoškozené tloušťky stěny trubky radiačního hadu působením vysokoteplotní koroze v průběhu provozních dní. Lze pozorovat vcelku lineární klesající trend úbytku tloušťky „zdravé“ stěny trubky, kdy se nepoškozená tloušťka stěny radiačního hadu snižuje z hodnoty 9,5 mm na hodnotu 4,9 mm. To značí, že téměř polovina tloušťky stěny radiačního hadu byla poškozena působením vysokoteplotní sirovodíkové koroze.



Obr. 7.2 – Působení vysokoteplotní koroze na tloušťku stěny radiačního hadu

Z obr. 7.2 se může jevit, že korozní napadení je téměř lineární a korozní úbytek má ve všech dnech stejnou konstantní hodnotu. Ve skutečnosti je však korozní úbytek v průběhu času proměnný v závislosti na aktuálním provozním režimu pro daný den. Toto je demonstrováno na obr. 7.3, který ukazuje, že absolutní hodnota korozního úbytku pro jednotlivé dny je proměnná, avšak nejčastěji kolísá v rozmezí od 0,0014 do 0,0016 mm. Korozní úbytek se opět týká napadení na nejvíce exponovaném elementu č. 244.



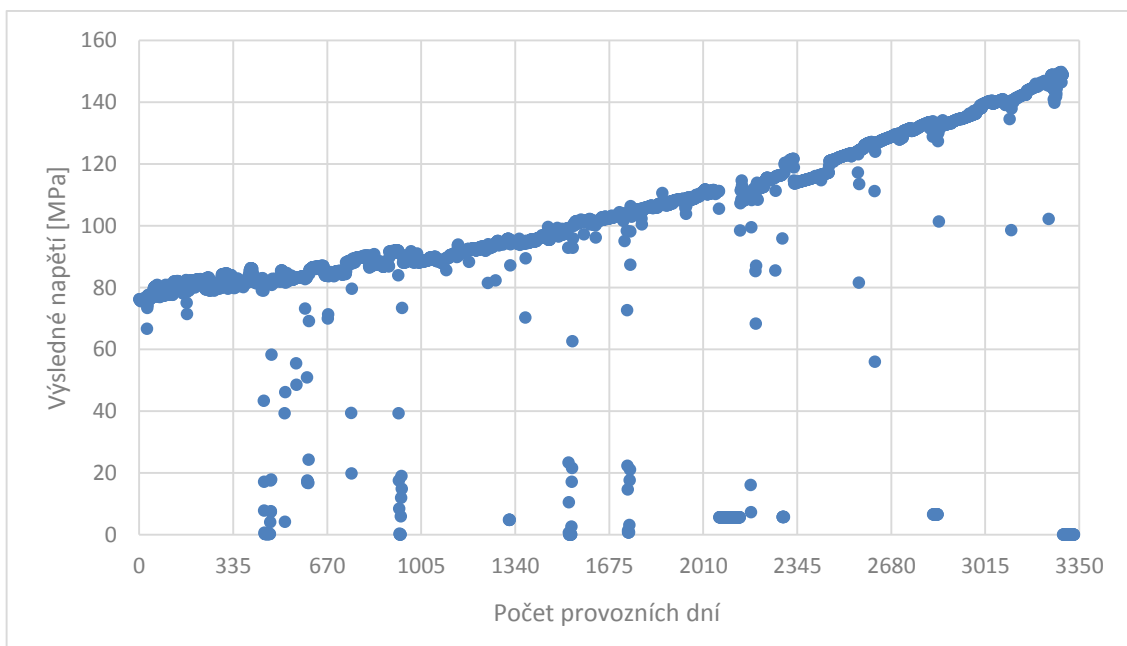
Obr. 7.3 – Závislost korozního úbytku v průběhu provozních dní

Různé úrovně korozního napadení, které lze vidět na předchozím obrázku, jsou tedy ovlivněny zejména složením cirkulačního plynu a povrchovou teplotou radiačního hadu. Lze pozorovat, že s rostoucí teplotou roste i korozní napadení. Stejně tak s rostoucí koncentrací sirovodíku v cirkulačním plynu se opět korozní úbytek zvětšuje.

Tloušťka stěny radiačního trubkového hadu je na konci provozu ohřevné pece po délce hadu proměnná, což ilustruje obr. 7.4. Na začátku radiačních hadů je tak poškození nejméně výrazné a zdravá tloušťka stěny má skoro 5,9 mm, zatímco v nejvíce exponovaném místě na elementu 244 je tloušťka stěny pouze 4,9 mm silná. Tloušťka korozního napadení stěny radiačního hadu je tak u elementu 244 až o 1 mm větší než v nejméně zatěžovaném místě na vstupu cirkulačního plynu do radiačního hadu.



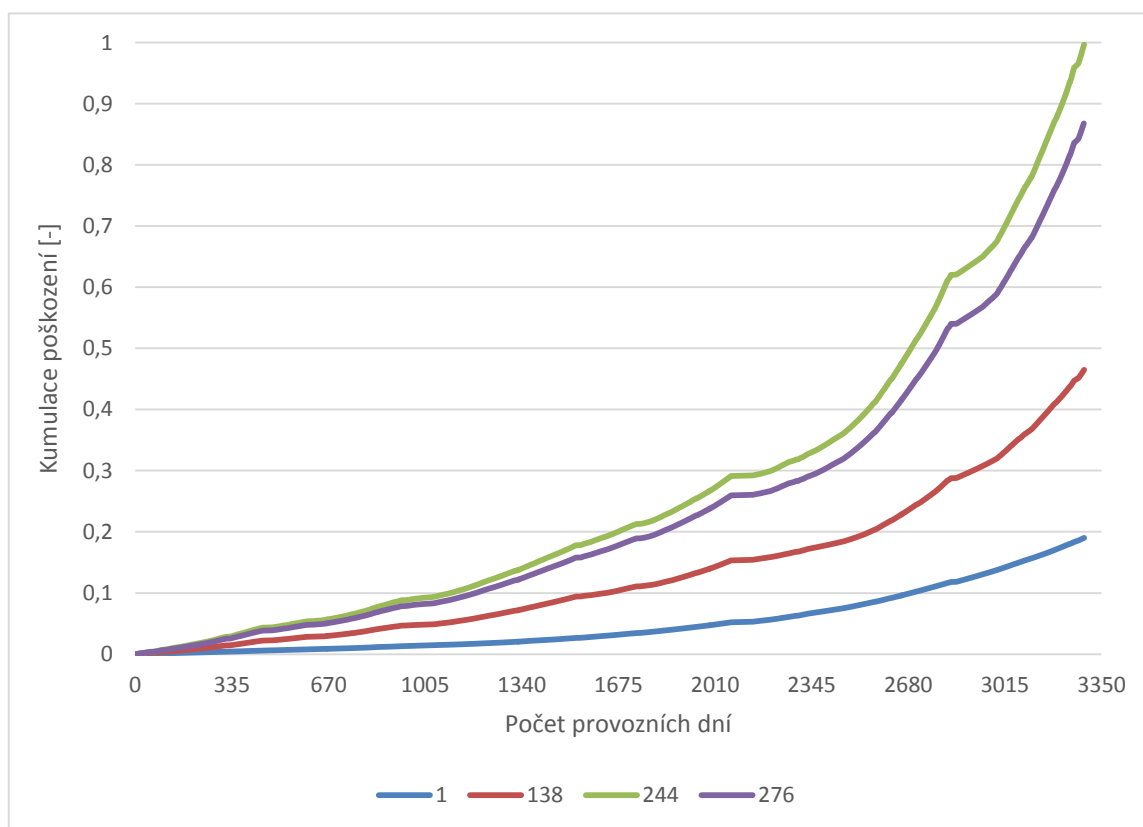
Obr. 7.4 – Zdravá tloušťka stěny na konci provozu po délce radiačního hadu



Obr. 7.5 – Průběh výsledného napětí v průběhu provozních dní

Další sledovanou veličinou je výsledné napětí vyvolané vnitřním přetlakem cirkulačního plynu, který působí na stěnu radiačního hadu. Výsledné napětí je opět sledováno pouze na nejvíce exponovaném elementu, což je znázorněno na obr. 7.5 výše. Velikost aktuálního výsledného napětí se v průběhu provozních dní zvyšuje, tak jak se současně snižuje velikost nepoškozené tloušťky stěny radiačního hadu v příslušném elementu. Velikost výsledného napětí tedy postupně roste z hodnoty kolem 80 MPa až po nejvyšší okolo 150 MPa.

Vysoká hodnota výsledného napětí a teploty v nejvíce exponovaném elementu má za následek zvyšování kumulace poškození. Kumulace poškození tak odebrává den za dnem stále větší část z původní životnosti radiačního trubkového hadu. Na obr. 7.6 je znázorněn nárůst kumulace poškození pro různé elementy na radiačním hadu. Lze vidět, že se zvyšující se teplotou a zvyšujícím se výsledným napětím je životnost hadu odčerpána podstatně dříve. Zatímco na prvním elementu je odčerpáno přibližně 20 % životnosti, v polovině trubkového hadu to je již 50 %, koncové elementy se již k porušení blíží a nejvíce exponovaný element pak již životnost zcela vyčerpal.



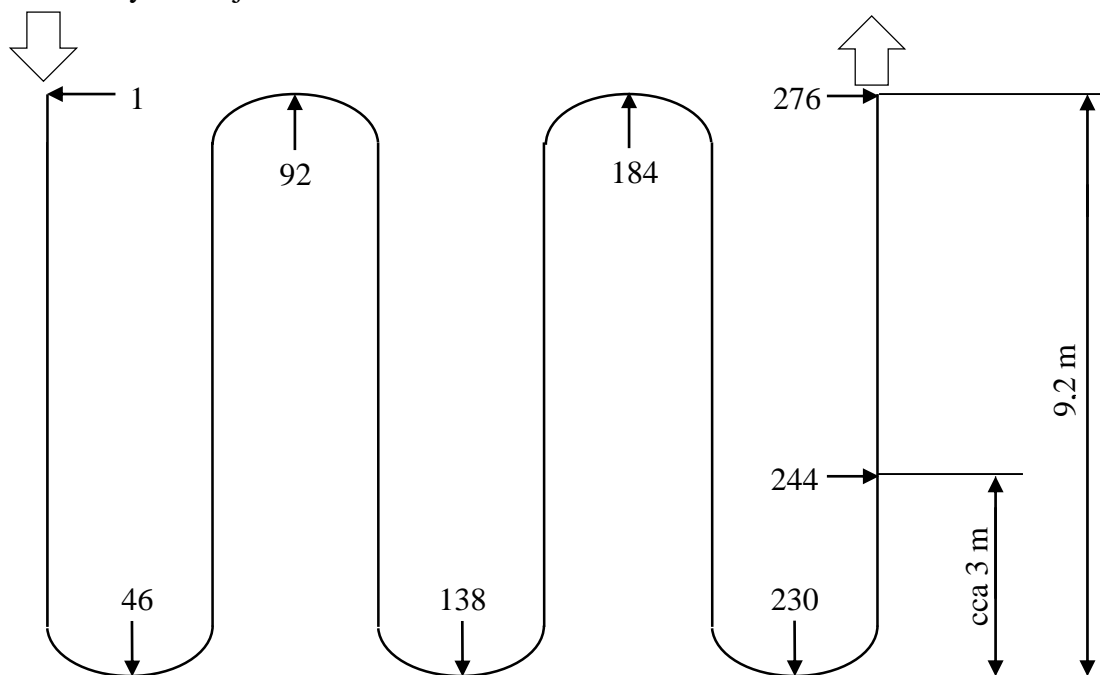
Obr. 7.6 – Kumulace poškození na různých elementech radiačního hadu

Z obr. 7.6 je také patrné, že pokud je odčerpáno 50 % životnosti, neznamená to, že radiační had vydrží dvakrát déle. Trend kumulace poškození je totiž sice rostoucí, ale není lineární a je zřejmé, že degradace materiálu se s rostoucím časem zvyšuje. Dle charakteru křivky kumulace poškození by se dalo usuzovat, že pokud radiačnímu hadu zbývá 80 % životnosti (kumulace poškození dosáhla hodnoty 20 %), bude možné tento had ve skutečnosti provozovat jenom zhruba dvakrát déle.

7.2 Konfrontace výsledků s reálným stavem

Reálný stav vertikální válcové pece byl komentován v průběhu předchozích kapitol, zejména v 2. kapitole. Tyto skutečnosti je nyní možné porovnat s výslednými daty, které byly obdrženy z výpočtu matematickým modelem.

Analýza reálného porušení radiačního trubkového hadu (viz kapitola 2.2) poukazovala na to, že radiační had byl poškozen ve spodní části ohřevné pece, konkrétně v dolní třetině koncové trubky. To odpovídá výsledkům matematickému modelu, kdy po zahrnutí součinitele podélné nerovnoměrnosti tepelného zatížení, je nejvíce exponován element č. 244, ve kterém došlo k porušení celistvosti. Tento element se nachází přibližně ve výšce 2,8 až 3 m a v porovnání s celkovou výškou jedné trubky radiačního hadu, která je dlouhá 9,2 m, se jedná skutečně o spodní třetinu výšky radiační komory ohřevné pece, jak schematicky ilustruje obr. 7.7.



Obr. 7.7 – Znárodnění nejvíce exponovaného elementu č. 244 na radiačním hadu

Z rozborů porušené trubky radiačního hadu je také známo, že tloušťka materiálu, která nebyla napadena korozi, se po délce radiačního hadu pohybuje v rozmezí 5,4–4,6 mm. Výpočtový model ukázal, že by tyto hodnoty měly být v rozmezí 5,9–4,9 mm, což demonstruje obr. 7.4 výše. Použitý korozní model se tedy liší o 3 až 4 mm a dopouští se tak nepřesnosti cca 9 %. Tato nepřesnost je však v rámci složitosti korozního mechanismu přijatelná s ohledem na celkem kvalitní schopnost výpočtového algoritmu predikovat dobu životnosti radiačních hadů.

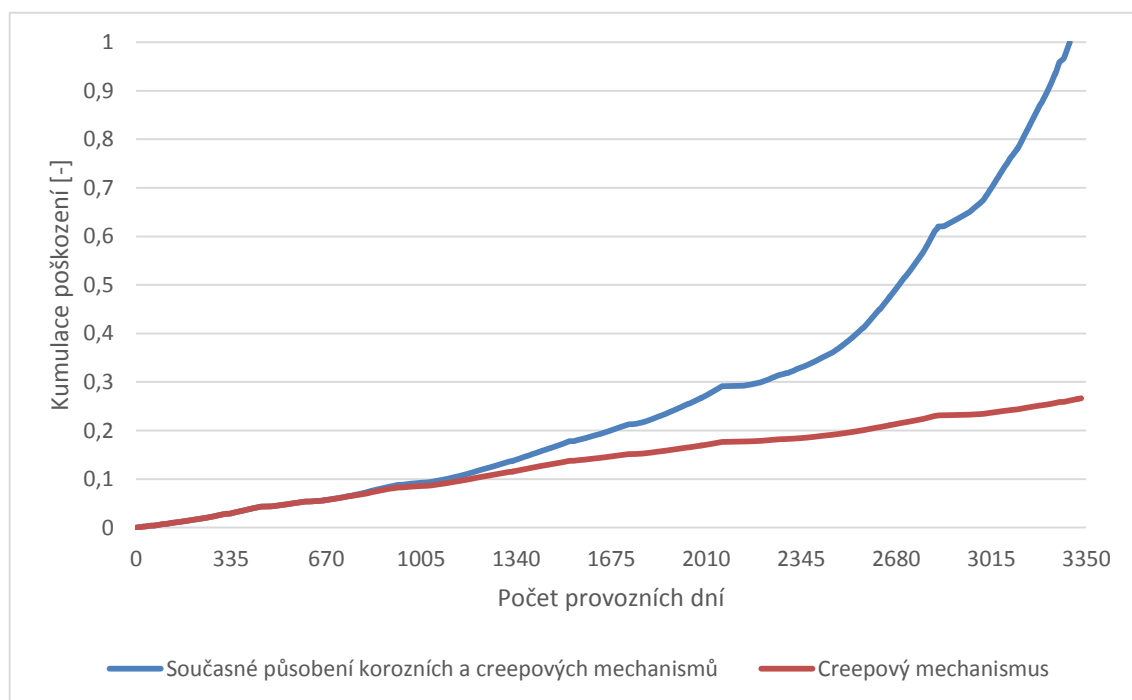
Výpočtový algoritmus reprezentovaný matematickým modelem koresponduje s reálným stavem radiačního hadu velmi dobře. Model simuluje porušení o 40 dní dříve, než tomu bylo ve skutečnosti, což je akceptovatelná nepřesnost s chybou okolo 1 %.

7.3 Prediktivní vlastnosti výpočtového modelu pro jiné zátěžné stavy

Doposud byla diskutována vypovídající schopnost a přesnost výpočtového algoritmu pro reálnou průmyslovou situaci. Výpočtový algoritmus však lze použít i pro predikci budoucího provozování ohřevné pece tj. lze jej použít pro testování vlivu jiných zátěžných stavů a provozních režimů pece.

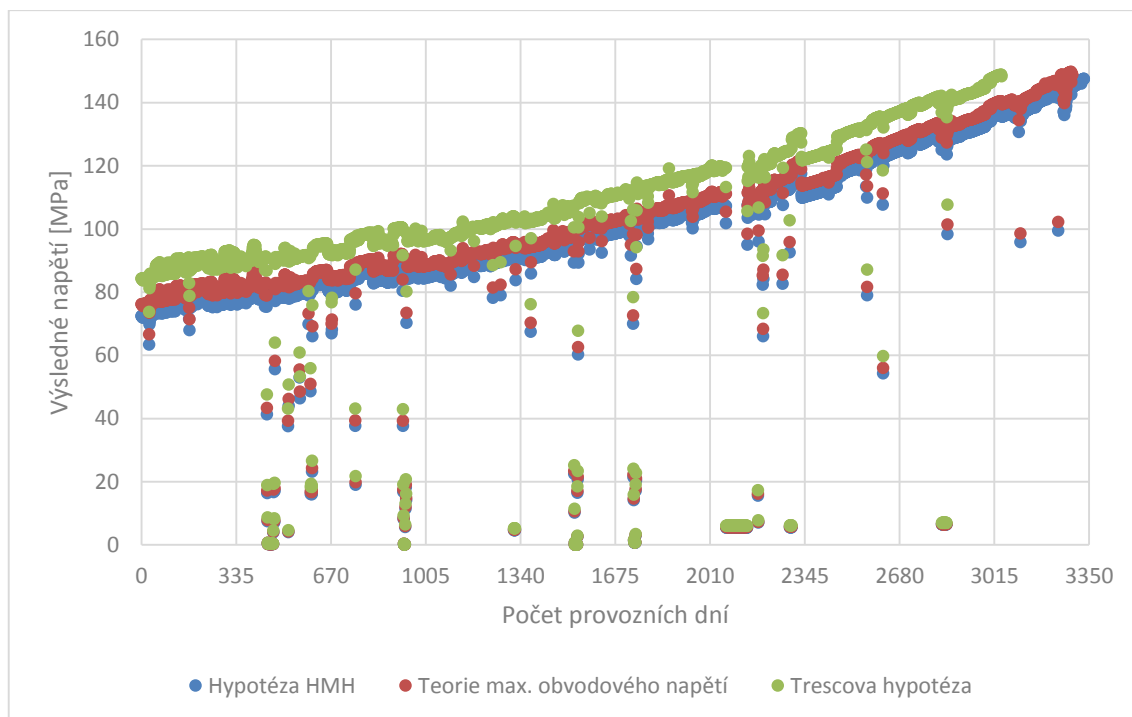
Prvním testovaným případem je porovnání současného působení creepových a korozních mechanismů (reálný stav) se stavem kdy na materiál působí creepové mechanismy samostatně. Na níže uvedeném obr. 7.8 je vidět, že degradace materiálu probíhá mnohem rychleji za současného působení vysokoteplotní koroze a creepového mechanismu, tedy stavu kdy dochází ke koroznímu úbytku „zdravého“ materiálu, než je tomu v případě samostatného creepového zatěžování. Situace čistě creepového mechanismu nastane v případě, pokud by se podařilo korozní úbytek minimalizovat nebo zcela eliminovat. Opatřeními, která by umožnila eliminaci vzniku korozního úbytku, je možné dostat kumulaci poškození na přijatelnější úroveň.

Červená křivka charakterizující kumulaci poškození pouze od creepu má téměř lineární rostoucí trend. Oproti tomu modrá křivka zahrnující kumulaci poškození od současného působení creepu a koroze je rovněž rostoucí, avšak dochází zde k určitému zakřivení této charakteristiky. Pokud by tedy bylo možné korozi vyloučit, vyčerpání životnosti radiačního hadu by byla cca 3–4x pomalejší oproti reálnému stavu.



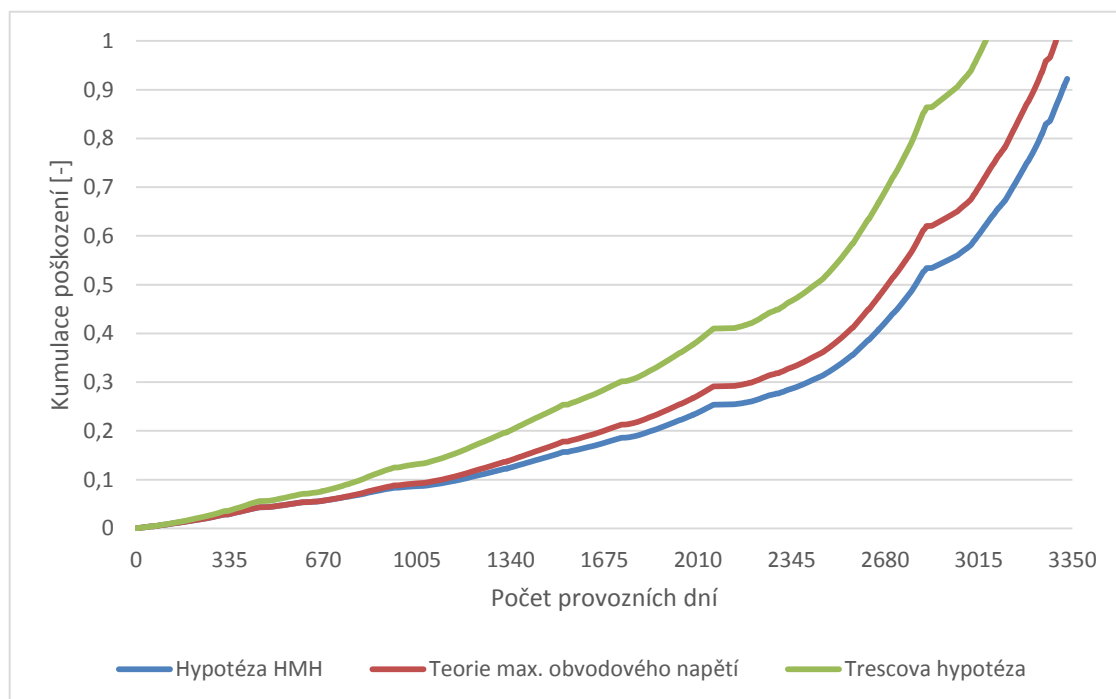
Obr. 7.8 – Působení creepu a koroze v průběhu provozních dní

Druhým testovaným případem je porovnání jednotlivých hypotéz pevnosti a jejich vlivu na kumulaci poškození. V 5. kapitole již bylo nastíněno, že realitě se pevnostní hypotézy sice blíží, ale skutečnosti nejvíce odpovídá, pokud je uvažována pouze teorie maximálního obvodového napětí. Následující obr. 7.9 nám dává představu o velikosti výsledných napětí, vyvolaných přetlakem působícím na vnitřní stěnu radiačního hadu. Lze vidět, že Trescova hypotéza dosahuje nejvyšších hodnot. Pokud se jí budeme řídit, máme jistotu konzervativnějšího přístupu (bezpečnější provoz zařízení).



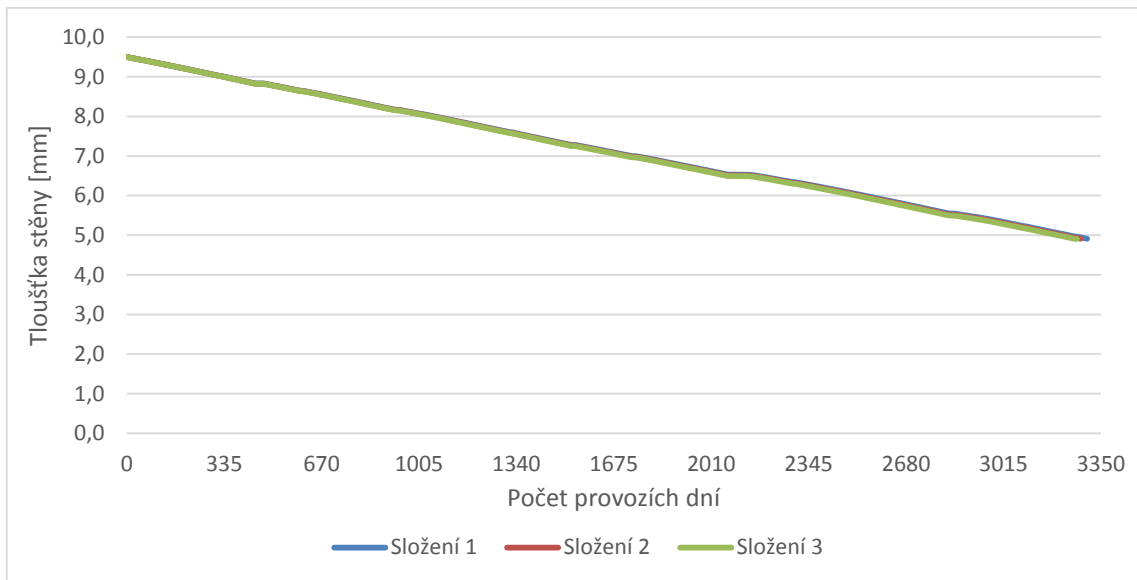
Obr. 7.9 – Velikost výsledného napětí dle různých pevnostních přístupů

Na dalším obr. 7.10 lze zjistit, jak se velikost tohoto působícího napětí projeví na kumulaci poškození. Dle zelené křivky znázorňující Trescovu hypotézu dojde k porušení radiačního hadu již v průběhu 3043 dne, což je o 289 dní dříve než tomu bylo ve skutečnosti. Dle hypotézy HMH, kterou znázorňuje modrá křivka, naopak do porušení celistvosti hadu schází asi ještě 8 % životnosti. Nejlépe realitu tedy opravdu vystihuje použití přístupu teorie maximálního obvodového napětí, která se skutečnému stavu blíží nejvíce, a tato teorie byla také využita pro výpočtový algoritmus.



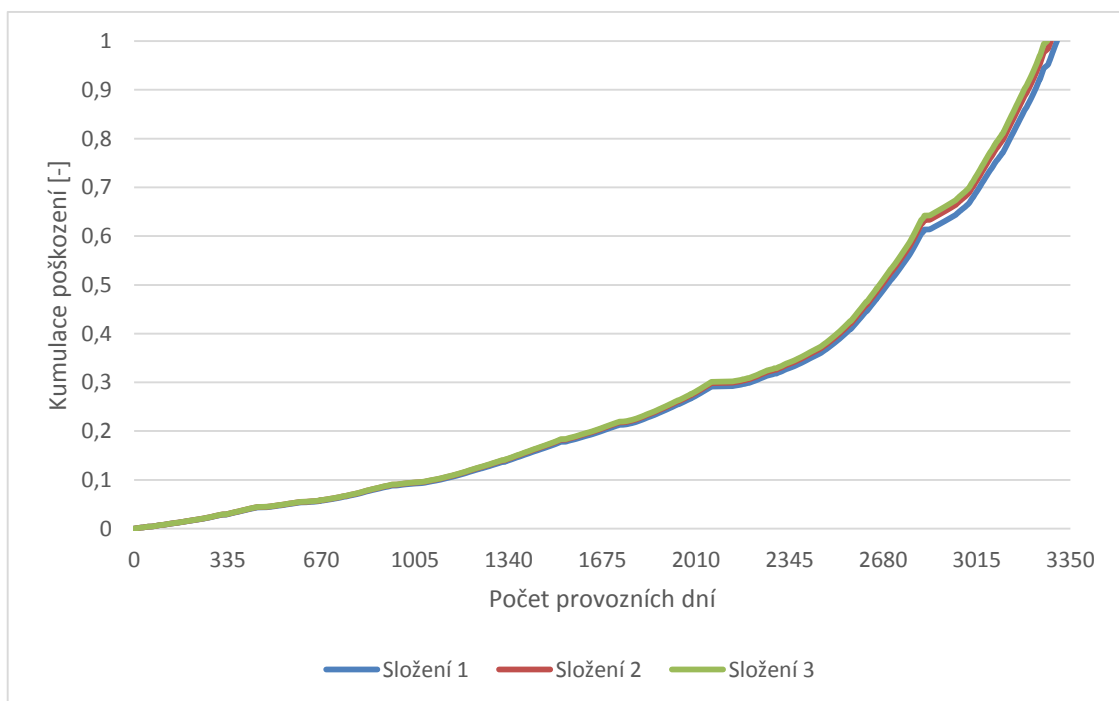
Obr. 7.10 – Kumulované poškození dle různých pevnostních přístupů

Poslední testovaný případ se zabývá působením korozního cirkulačního plynu. Složení cirkulačního plynu je v průběhu provozu ohřevné pece proměnné a obtížně sledovatelné. Aby bylo možné stanovit vliv koncentrace sirovodíku na korozní úbytek, bude uvažováno, že jednotlivá průměrná složení působí na radiační had separátně. To znamená, že každé složení plynu (složení 1, 2 a 3) působí po celou dobu životnosti ohřevné pece samostatně. Na obr. 7.11 je možné vidět zbývající neporušenou tloušťku stěny radiačního hadu. Na první pohled je zřejmé, že rozdíl v korozním napadení je nepatrný.



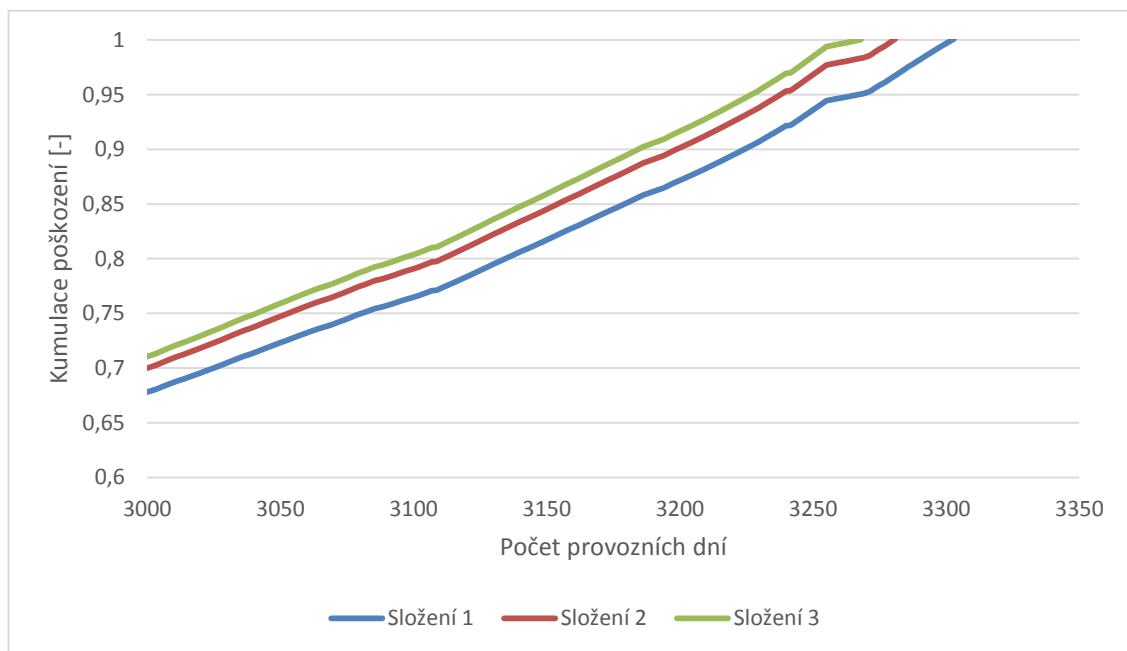
Obr. 7.11 – Tloušťka neporušené stěny radiačního hadu pro různá složení cirk. plynu

Obr. 7.12 potvrzuje fakt, že rozdíl v korozním úbytku od jednotlivých složení cirkulačního plynu je minimální a proto se i křivky kumulace poškození téměř překrývají. Pro rozbor je tedy nutné provést určité přiblížení v místě, kde se kumulace poškození blíží ke svému maximu.



Obr. 7.12 – Závislost kumulace poškození materiálu pro různá složení cirk. plynu

Na obr. 7.13 je v patřičném přiblížení demonstrován vliv koncentrace sirovodíku na průběh korozního napadení a tedy i celkové vyčerpání životnosti radiačního hadu. Lze pozorovat, že vyšší koncentrace sirovodíku má za následek dřívější porušení radiačního hadu. Nejedná se však o výrazný vliv, nýbrž pouze o rozptyl v řádu několika málo dní. Použitý korozní model se tedy vyznačuje tím, že korozní rychlost se zvyšujícím obsahem H_2S stoupá, nikoliv však dramaticky. Domněnka, že korozní model je chybný, však není na místě, protože výpočetní algoritmus funguje bezesporu dobře. Důvod nízké citlivosti korozního modelu na obsah H_2S je dán formulací modelu zejména rovnicí (22) v kapitole 4.3. V této rovnici se vyskytuje parametr c_{s,H_2S} což je koncentrace H_2S na povrchu materiálu. Tato koncentrace je experimentálně stanovená hodnota převzatá z literatury [13]. Jinými slovy nárůst rychlosti koroze je umožněn pouze do určité míry koncentrace H_2S v cirkulačním plynu.



Obr. 7.13 – Přiblížení závislosti kumulace poškození pro různá složení cirk. plynu

8 ZÁVĚR

Diplomová práce se věnuje problematice modelování a výpočtové predikce koroze trubek radiační komory ohřevné pece pro konkrétní proces hydrokrakování s využitím dostupných provozních dat. Po potřebném seznámení se s konkrétní situací pece a problematikou výpočtové predikce koroze je v práci prezentován vytvořený výpočtový model, jež je aplikován na předmětný radiační trubkový systém pece. Ze srovnání obdržných výsledků s provozními záznamy plyne velmi dobrá vypovídající schopnost vytvořeného výpočtového modelu zejména z pohledu predikce doby životnosti, úrovně poškození trubek a identifikace nejvíce exponovaného místa poškození.

Na základě těchto zjištění je vytvořený výpočtový model využit v poslední části diplomové práce k analýze a predikci doby životnosti trubkového systému radiační komory za působení odlišných zátěžných resp. provozních stavů, jež se mohou během provozu technologické jednotky na předmětné ohřevné peci vyskytnout.

Vytvořený výpočtový model tak představuje příspěvek k řešení problematiky provozní spolehlivosti ohřevných pecí a může být potenciálně využit pro účely diagnostiky či potřeby prediktivního nebo-li řízeného stárnutí těchto procesních zařízení.

Z pohledu konkrétní řešené pece byly využitím výpočtového modelu identifikovány hlavní parametry nejvýznamněji ovlivňující degradaci materiálu trubek. Jedná se především o účinky teploty. Se vzrůstající pracovní teplotou značně roste jak poškození materiálu korozním mechanismem, tak i poškození materiálu způsobené creepovým chováním. Vliv teploty je tedy nesporný a proto by jí měla být věnována zvýšená pozornost. Provozní měření teplot by mělo být provedeno na více místech pece než doposud tj. v nejvíce exponovaném místě a na konci a začátku radiačního hadu. Diagnostika provozu je tedy nejlepším podkladem pro tvorbu výpočtového algoritmu (resp. matematického modelu) a tedy zpřesněním diagnostických postupů bude dosaženo i dalšího zpřesnění výsledků tohoto algoritmu.

Druhým významným faktorem je udržování patřičné tlakové úrovně cirkulačního plynu. Zvyšování pracovního tlaku působícího uvnitř trubek radiačního hadu vede ke zvýšení aktuálního výsledného napětí. Opět je nutné dbát na kvalitní měření tlaků na začátku i konci radiačního hadu, aby bylo možné udržovat optimální provozní režim nejen z hlediska produktivity celého procesu, ale i z hlediska poškozování materiálu.

Třetím významným faktorem je problematika zjišťování koncentrace jednotlivých složek cirkulačního plynu, jak z hlediska zpřesnění korozního modelu, tak z hlediska vlastností cirkulačního plynu. Pokud by totiž byly známy vlastnosti cirkulačního média v častějších intervalech, projevil by se to i zpřesněním některých veličin, které vstupují do matematického modelu, a tím by opět došlo ke zpřesnění modelu. Taktéž provedení dalších experimentů pro lepší popis korozního modelu by zajisté vedlo k žádoucímu zkvalitnění výpočtového postupu.

SEZNAM POUŽITÉ LITERATURY

- [1] BLAŽEK J., RÁBL V. *Základy zpracování a využití ropy*. 2. vyd. Vysoká škola chemicko-technologická v Praze, Praha 2006. 254 s. ISBN 80-7080-619-2.
Dostupné z:
http://vydavatelstvi.vscht.cz/knihy/uid_isbn-80-7080-619-2/pages-img/103.html
- [2] GALOVÁ, KRNO, SLIMÁK. *Technologie ropy pro 3. ročník středních odborných učilišť*. Praha: SNTL - Nakladatelství technické literatury, 1987.
- [3] KIZLINK, Juraj. *Technologie chemických látek II*. Vyd. 1. Brno: Vysoké učení technické, 2001, s. 212, 209-421. ISBN 80-214-2013-8.
- [4] GARY, James H a Glenn E HANDWERK. *Petroleum refining: technology and economics*. 4th ed. M. Dekker, c2001, xii, 441 p. ISBN 08-247-0482-7.
- [5] LEDERER, Jaromír. *Ropa a petrochemie: studijní opory*. Ústí nad Labem: PŘF, UJEP, 2007, 220 s. [online]. [cit. 2014-04-02]. Dostupné z:
http://chemistry.ujep.cz/userfiles/files/PRUMYSLOVA_CHEMIE_ROMA.pdf
- [6] JEGLA, Zdeněk. *Ohřevné trubkové pece v procesním průmyslu – výzkum, vývoj a aplikace*. Zkrácená verze habilitační práce. Brno: VUTIUM, 2004, 40 s. ISBN 80-214-2728-0
- [7] STŘÍŽ, M. *Konstrukční návrh pece* [online]. Brno, 2012. Diplomová práce. Vysoké učení technické, Fakulta strojního inženýrství. [cit. 2014-04-02]. Dostupné z:
<https://dspace.vutbr.cz/xmlui/bitstream/handle/11012/7595/Konstruk%C4%8Dn%C3%AD%20n%C3%A1vrh%20pece.pdf?sequence=2>.
- [8] STEHLÍK, KOHOUTEK a VÁCLAVEK. *Integrace procesů a procesní pece*. Brno: VUTIUM, 1993.
- [9] JEGLA, KOHOUTEK a STEHLÍK. *Design and Operating Aspects Influencing Fouling Inside Radiant Coils of Fired Heaters Operated in Crude Oil Distillation Plants*. In: [online]. 2011 [cit. 2014-04-11]. Dostupné z: http://www.heatexchanger-fouling.com/papers/papers2011/2_Jegla_F.pdf
- [10] KUŠMIERCZAK. *Koroze a ochrana materiálů: studijní opory*. Ústí nad Labem: PŘF, UJEP, 95 s.
- [11] KIZLINK, Juraj. *Technologie chemických látek I*. Vyd. 1. Brno: Vysoké učení technické, 2001, s. 208, 209-421. ISBN 80-214-2013-8.
- [12] HAVLÍK, L. *Koroze slitin železa a způsoby jejich vyhodnocování* [online]. Brno, 2010. Bakalářská práce. Vysoké učení technické, Fakulta strojního inženýrství. [cit. 2014-04-02]. Dostupné z:
https://dspace.vutbr.cz/bitstream/handle/11012/18132/2010_BP_Havlik_Lubos_107221.pdf?sequence=1.
- [13] SUN, Wei a Srdjan NESIC. *A mechanistic model of H₂S corrosion of mild steel*. Ohio: Ohio University, 2007, 26 s.
- [14] VEJVODA, Stanislav. *Stavba procesních zařízení: Hodnocení odolnosti materiálů tlakových nádob proti jejich poškozování v provozních podmínkách*. 1. vyd. Brno: CERM, 2002, 107 s. ISBN 80-214-2302-1.

- [15] ČSN 41 7248. *Korozivzdorná austenitická ocel*
- [16] ZAJÍČEK a ADÁMEK. *Napjatost a hypotézy pevnosti: studijní opory*. Západočeská universita v Plzni, 7 s., Dostupné z: <http://www.kme.zcu.cz/kmet/pp/napjatost-a-hypotezy-pevnosti/shrnuti.pdf>
- [17] ROJÍČEK, Jaroslav. *Pružnost a pevnost v energetice: tenkostěnné a silnostěnné nádoby*. Technická univerzita Ostrava: Fakulta strojní, 11 s. [online]. [cit. 2014-04-02]. Dostupné z: http://www.fs.vsb.cz/export/sites/fs/339/.content/files/4-Tenkostenne_a_silnostenne_nadoby.pdf
- [18] Czech software first: *Novinky v Maple 17*. [online]. 2013 [cit. 2014-04-24]. Dostupné z: <http://www.maplesoft.cz/maple/novinky-maple-17>

PŘÍLOHA

Výpis hlavních parametrů nejvíce exponovaného elementu radiačního hadu

Vysvětlivky:

- it číslo iterace výpočtového modelu
- T teplota povrchu na vnitřní straně trubky
- s tloušťka stěny trubky radiačního hadu
- σ výsledné napětí, vyvolané tlakem působícím na stěnu trubky
- D_C faktor kumulace poškození