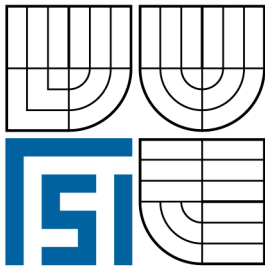


**VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ**  
BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



**FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ**  
**ÚSTAV PROCESNÍHO A EKOLOGICKÉHO**  
**INŽENÝRSTVÍ**

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING  
INSTITUTE OF PROCESS AND ENVIRONMENTAL ENGINEERING

# ZNEŠKODŇOVÁNÍ SPALIN ZNEČIŠTĚNÝCH NOX II

TREATMENT OF FLUE GAS POLLUTED BY NOX II

**DIPLOMOVÁ PRÁCE**  
MASTER'S THESIS

**AUTOR PRÁCE**  
AUTHOR

**Bc. FILIP JEDLIČKA**

**VEDOUCÍ PRÁCE**  
SUPERVISOR

**Ing. RADEK DVOŘÁK, Ph.D.**



## ABSTRAKT

Předložená diplomová práce se zabývá problematikou snižování NO<sub>x</sub> vyskytujících se v odpadních plynech. Důraz je přitom kladen na kombinované čištění odpadních plynů prostřednictvím keramické svíčky, kde nanesený katalyzátor umožňuje snižování NO<sub>x</sub> metodou selektivní katalytické redukce. Hlavním cílem diplomové práce byl návrh experimentální jednotky pro současné odstraňování plynných polutantů (dioxiny, VOC a NO<sub>x</sub>) a popílku na katalytické keramické svíčce. Návrh experimentální jednotky spočíval ve výpočtu základních parametrů, jako jsou průměry potrubí, průměr filtrační komory, výkon elektroohřevu a jiné. Při návrhu bylo také nutné sestavit model tlakové ztráty, který je rozdělen na tlakovou ztrátu keramické svíčky a potrubního systému. Pro vyhodnocení experimentálně naměřených dat a pro popis probíhající katalytické reakce za různých provozních podmínek byl vytvořen predikční model katalytického filtru. Poslední kapitola se zabývá plánovanými experimentálními zkouškami.

Klíčová slova:

SCR, NO<sub>x</sub>, keramické svíčky

## ABSTRACT

My master's thesis deals with the problems of NO<sub>x</sub> abatement that are included in flue gases. The accent is put on combined flue gases treatment through ceramic candles, where the deposited catalyst enables NO<sub>x</sub> reduction through the method of selective catalytic reduction. The main aim of my master's thesis has been the design of experimental equipment for current removal of gas pollutants (dioxins, VOC and NO<sub>x</sub>) and fly-ash on catalytic ceramic candle. Design of experimental equipment consisted in the calculation of basic characteristics like pipe diameter, filtration chamber diameter, heater performance etc. During the design it was necessary to build pressure drop model that was split into head loss of ceramic candle and piping system. For the evaluation of experimentally measured data and for description of ongoing catalytic reaction in various operating conditions was made prediction model of catalytic filter. The last chapter deals with planned experimental testings.

Keywords:

SCR, NO<sub>x</sub>, ceramic candles

## Bibliografická citace mé práce:

JEDLIČKA, F. *Zneškodňování spalin znečištěných NO<sub>x</sub> II*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2009. 56 s. Vedoucí diplomové práce Ing. Radek Dvořák, Ph.D.

---



**Prohlášení o původnosti**

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci na téma Zneškodňování spalin znečištěných NO<sub>x</sub> II vypracoval samostatně za použití pramenů uvedených v přehledu literatury.

V Brně dne.....

Podpis.....

---

..

## **Poděkování**

Děkuji vedoucímu diplomové práce Ing. Radkovi Dvořákovi, Ph.D. za odborné vedení a věcné připomínky. Dále děkuji Bc. Liborovi Hanákovi za bezproblémovou spolupráci při řešení společných úkolů a Ing. Petrovi Chlápkovi za konzultace ohledně měření a regulace.

# OBSAH

<b>SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ</b> .....	<b>4</b>
<b>1 ÚVOD</b> .....	<b>8</b>
<b>2 METODY SNIŽOVÁNÍ NO<sub>x</sub> ZE STACIONÁRNÍCH ZDROJŮ</b> .....	<b>9</b>
2.1 Odstraňování NO <sub>x</sub> mokrou absorpcí.....	10
2.2 Selektivní redukce NO <sub>x</sub> .....	13
2.2.1 Selektivní nekatalytická redukce (SNCR).....	13
2.2.2 Selektivní katalytická redukce .....	17
2.2.3 Keramické svíčky .....	20
<b>3 EXPERIMENTÁLNÍ ZAŘÍZENÍ INTEQ II</b> .....	<b>24</b>
3.1 Popis technologie.....	24
3.2 Konstrukce INTEQu II .....	25
3.3 Základní výpočtové charakteristiky.....	28
3.4 Výpočet množství chladícího vzduchu .....	30
3.5 Elektroohřev .....	32
3.6 Shrnutí a zhodnocení výpočtů.....	33
<b>4 MODEL TLAKOVÉ ZTRÁTY</b> .....	<b>36</b>
4.1 Tlaková ztráta filtrační svíčky .....	36
4.1.1 Tlaková ztráta v kanálku $\Delta P_{ch}$ .....	36
4.1.2 Tlaková ztráta v pórech $\Delta P_{pr}$ .....	37
4.1.3 Tlaková ztráta přes filtrační koláč $\Delta P_s$ .....	38
4.2 Tlaková ztráta potrubního systému .....	38
4.3 Shrnutí.....	40
<b>5 MODELOVÁNÍ KATALYTICKÉHO REAKTORU</b> .....	<b>42</b>
5.1 Základní typy chemických reaktorů .....	42
5.2 Průtočný reaktor s pístovým tokem .....	43
5.3 Izotermní průtočný reaktor s pístovým tokem - postup výpočtu .....	45
5.3.1 První řád reakce.....	45
5.3.2 N-tý řád reakce.....	46
5.3.3 Teplotní závislost rychlostní konstanty.....	47
5.4 Postup modelování katalytického reaktoru při neznámém řádu reakce .....	48
5.5 Stanovení řádu reakce – vzorový příklad .....	49
<b>6 PROVOZNÍ REŽIMY EXPERIMENTÁLNÍ JEDNOTKY</b> .....	<b>50</b>
<b>7 ZÁVĚR</b> .....	<b>52</b>
<b>SEZNAM POUŽITÉ LITERATURY</b> .....	<b>53</b>
<b>PŘÍLOHY</b> .....	<b>P-1</b>
Příloha 1 – Základní charakteristika INTEQ II .....	P-2
Příloha 2 – Model tlakové ztráty .....	P-8
Příloha 3 – Predikční model katalyzátoru .....	P-13
Příloha 4 – Výkresová dokumentace .....	P-19



## SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ

Symbol	Význam	Jednotka
a, b, c, d, e	- data mocninového rozvoje	-
A, B, C	- konstanty antoinovy rovnice	-
A <sub>f</sub>	- frekvenční faktor (předexponenciální faktor)	-
A <sub>p</sub>	- průtočný průřez	m <sup>2</sup>
A <sub>s</sub>	- střední filtrační plocha	m <sup>2</sup>
C <sub>A</sub>	- molární koncentrace látky A na výstupu	-
C <sub>A0</sub>	- molární koncentrace látky A na vstupu	-
C <sub>0, NO2</sub>	- koncentrace NO <sub>2</sub> na vstupu	mg/m <sub>N</sub> <sup>3</sup>
C <sub>i</sub>	- objemová koncentrace složky	-
C <sub>p</sub>	- měrné teplo plynu při konstantním tlaku	kJ/(m <sub>N</sub> <sup>3</sup> .K)
C <sub>s</sub>	- sutherlandova konstanta	K
d	- vnitřní průměr	m
E	- aktivační energie	J/mol
f	- součinitel tření	-
F	- molární průtok	mol/h
g	- gravitační zrychlení	m/s <sup>2</sup>
h <sub>i</sub>	- měrná entalpie složky	kJ/m <sub>N</sub> <sup>3</sup>
H <sub>d</sub>	- dynamický tlak	ft
k	- rychlostní konstanta	mol/(m <sup>3</sup> .h)
k <sub>(T)</sub>	- rychlostní konstanta závislá jen na teplotě	mol/(m <sup>3</sup> .h)
k <sub>o</sub>	- koeficient pro stanovení objemu komory	h
K	- bezrozměrný faktor	-
K <sub>1</sub>	- faktor K při Re = 1	-
K <sub>∞</sub>	- faktor K při Re = ∞	-
K <sub>clean</sub>	- konstanta tlakové ztráty zanášením - čistý	kPa/(m/h).(kg/m <sup>2</sup> )
K <sub>soot</sub>	- konstanta tlakové ztráty zanášením - zanesený	kPa/(m/h).(kg/m <sup>2</sup> )
l	- délkový rozměr	m
m <sub>m, NO2</sub>	- měrná hmotnost NO <sub>2</sub>	g/m <sub>N</sub> <sup>3</sup>
m <sub>m, TZL</sub>	- měrná hmotnost TZL	kg/m <sup>3</sup>
m <sub>syp</sub>	- sypná hmotnost TZL	kg/m <sup>3</sup>
m <sub>TZL</sub>	- množství TZL	kg
MW	- molární hmotnost	g/mol
n	- celkový řád reakce	-
Nu	- Nusseltovo číslo	-
p	- pracovní tlak	Pa
p <sup>0</sup>	- tlak nasycených par	Pa
p <sub>atm</sub>	- atmosférický tlak	Pa
p <sub>A</sub>	- parciální tlak látky A	Pa
P <sub>o</sub>	- poróznost	%
Pr	- Prandtlovo číslo	-
q <sub>ohřev</sub>	- měrné teplo potřebné k ohřevu spalin	kJ/m <sub>N</sub> <sup>3</sup>
Q	- tepelný tok	W
r	- reakční rychlost	mol/(m <sup>3</sup> .h)
Re	- Reynoldsovo číslo	-
t	- časový interval oklepu filtru	h
t <sub>vys</sub>	- časový interval naplnění výsyvky	h

T	- teplota média	K
v	- střední rychlost média	m/h
v <sub>f</sub>	- filtrační rychlost	m/s
V	- objem reaktoru	m <sup>3</sup>
$\dot{V}$	- objemový průtok	m <sup>3</sup> /h
w	- měrné zatížení plochy	kg/m <sup>2</sup>
W	- objem katalyzátoru	m <sup>3</sup>
x <sub>A</sub>	- stupeň konverze látky A	-
α	- součinitel přestupu tepla	W/(m <sup>2</sup> .K)
ε	- absolutní drsnost	m
λ	- tepelná vodivost	W/(m.K)
η	- dynamická viskozita plynu	Pa.s
ρ	- hustota plynu	kg/m <sup>3</sup>
ΔH	- tlaková ztráta	ft
ΔP	- tlaková ztráta	Pa
ΔP <sub>f</sub>	- tlaková ztráta keramického filtru	Pa
ΔT <sub>ln</sub>	- střední teplotní logaritmický rozdíl	K
Φ	- relativní vlhkost	%
a, b, ...s	- řady reakce jednotlivých složek	-

Dolní index	Význam
I	- INTEQ I
II	- INTEQ II
A, B,...S	- složky reakce
c	- celkový
ch	- kanálek
H <sub>2</sub> O	- vodní pára
i	- složka plynu
in	- vstup
k	- vztahující se k hlavní komoře
max	- maximální hodnota
min	- minimální hodnota
N	- při normálních podmínkách
NO <sub>2</sub>	- vztahující se k NO <sub>2</sub>
out	- výstup
p	- vztahující se k potrubí
pr	- póry
real	- při skutečných podmínkách
ref	- referenční (vztažná) hodnota
s	- zanášení
sm	- směs spalin a vzduchu
sp	- spaliny
stř	- střední
TZL	- tuhé znečišťující látky
ven	- vztahující se k ventilátoru
výs	- vztahující se k výsypce
vz	- vzduch
w	- vnitřní povrch potrubí

## 1 ÚVOD

Při spalování fosilních paliv vzniká velké množství znečišťujících látek, které představují velkou zátěž pro životní prostředí. Mezi tyto škodlivé látky patří i oxidy dusíku (NO<sub>x</sub>), které jsou toxické pro živé organismy a způsobují závažné enviromentální problémy jako kyselá dešť, městský smog, globální oteplování a oslabování ozónové vrstvy.

Na emisích NO<sub>x</sub> se podílejí zdroje stacionární a zdroje mobilní (motory dopravních prostředků). Mezi stacionární zdroje vzniku oxidů dusíku patří procesy spalování, jako je vytápění uhlé, ropou nebo zemním plynem, elektrárny, spalovny odpadů, rafinérie a další. Existuje několik typů oxidů dusíku, které vznikají při spalování fosilních paliv, je to především oxid dusnatý (NO) a oxid dusičitý (NO<sub>2</sub>), které se souhrnně nazývají NO<sub>x</sub>. Mezi sledované oxidy dusíku také patří N<sub>2</sub>O, který je jako skleníkový plyn přibližně 200krát nebezpečnější než CO<sub>2</sub> [ 1 ].

NO je hlavní formou vznikajících oxidů dusíku při spalování, obvykle 95% z celkových emisí NO<sub>x</sub>. Oxidy dusíku je možné rozdělit do třech kategorií podle způsobu jejich vzniku při spalování [ 2 ]:

- tepelné NO<sub>x</sub>, které jsou tvořeny oxidací atmosférického dusíku při vysokých teplotách,
- palivové NO<sub>x</sub>, které jsou tvořeny oxidací dusíku vázaného v palivu a
- promptní (okamžité) NO<sub>x</sub> vznikající z atmosférického dusíku, který reaguje s uhlovodíkovými radikály (C, CH a CH<sub>2</sub>) za vzniku sloučenin jako jsou NH, HCN, H<sub>2</sub>CN a KN, které pak mohou být oxidovány na NO.

Metody pro snižování NO<sub>x</sub> se dělí do dvou základních kategorií, na primární a sekundární metody. Primární metody spočívají v potlačování vzniku NO<sub>x</sub> během spalování upravením spalovacích podmínek. Sekundární metody spočívají v následném odstranění vzniklých NO<sub>x</sub> ze spalin. Sekundárních metod existuje několik typů, ale nejvíce používané jsou selektivní nekatalytická redukce (SNCR) a selektivní katalytická redukce (SCR).

Ve snižování a zneškodňování NO<sub>x</sub> bylo v oblasti výzkumu dosaženo velkého pokroku. Bylo vyvinuto mnoho technologií pro snižování NO<sub>x</sub>, avšak stále nejsou dostatečně účinná pro splnění přísných emisních regulací plánovaných v blízké budoucnosti.

## 2 METODY SNIŽOVÁNÍ NO<sub>x</sub> ZE STACIONÁRNÍCH ZDROJŮ

Spalovací proces je složitým fyzikálně chemickým jevem, který v současné době nelze zcela přesně matematicky modelovat. Z tohoto důvodu nelze zcela přesně teoreticky řídit ani spalovací proces z hlediska co nejnižší tvorby emisí NO<sub>x</sub>. Přesto se postupným praktickým ověřováním podařilo vyvinout postupy, vedoucí ke snížení tvorby NO<sub>x</sub> již při spalování. Rovněž tak byly vyvinuty metody zachycující NO<sub>x</sub> vzniklé spalováním paliva. Metody snižování NO<sub>x</sub> dělíme do dvou základních kategorií:

- primární (preventivní) metody - pro kontrolu spalování a potlačování vzniku NO<sub>x</sub> během spalování,
- sekundární metody - spočívající v následném odstraňování NO<sub>x</sub> ze spalin.

Primární přístup spočívá v úpravě provozních podmínek ke snížení tvorby emisí NO<sub>x</sub>. Během spalovacího procesu lze tvorbu NO<sub>x</sub> snížit třemi hlavními způsoby:

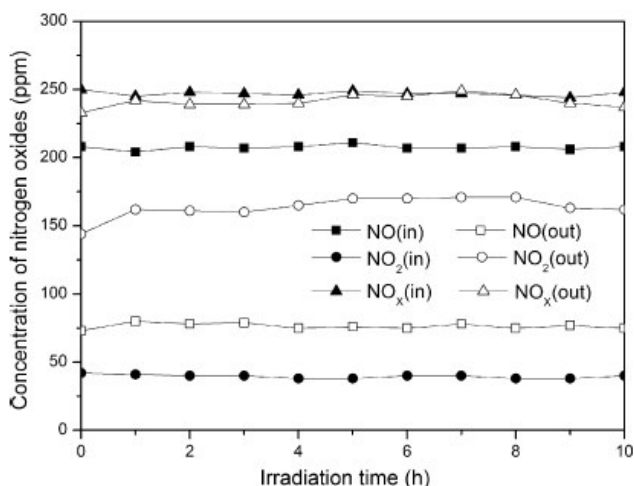
- snížením spalovací teploty,
- snížením koncentrace O<sub>2</sub> v plameni a
- zkrácením doby pobytu reagujících látek v oblastech s příznivými podmínkami pro vznik NO<sub>x</sub>.

V praxi se zpravidla nepoužívá jen jeden způsob samostatně, ale jejich kombinace. Provádí se regulace množství spalovacího vzduchu, úprava konstrukce hořáků, recirkulace spalin, chlazení plamene vzduchem, stupňování přívodu paliva apod. Například hořáky s potlačenou tvorbou NO<sub>x</sub>, které minimalizují tvorbu tepelných NO<sub>x</sub> snížením teploty spalování a ovládním stechiometrie plamene, mohou dosáhnout snížení emisí NO<sub>x</sub> o 40% nebo i více. Nicméně primární metody mají i nežádoucí účinky, jako je zvýšení uhlíku v popelu, větší tvorba CO, stejně jako problémy s korozi a struskou, kvůli místnímu snižování provozních podmínek.

Sekundární metody odstraňují již vzniklé NO<sub>x</sub> ze spalin. Metod pro snížení NO<sub>x</sub> existuje několik typů: mokré čištění, SNCR, SCR a další. Avšak nejvíce používané jsou právě selektivní nekatalytická redukce (SNCR) a selektivní katalytická redukce (SCR). V následujících kapitolách budou popsány nejpoužívanější metody zneškodňování NO<sub>x</sub> vyskytující se v praxi.

## 2.1 Odstraňování NO<sub>x</sub> mokrou absorpcí

Jak již bylo zmíněno, převážná část NO<sub>x</sub> se vyskytuje ve formě NO. Hlavní problém v odstraňování NO<sub>x</sub> mokrou absorpcí spočívá v nízké rozpustnosti a reaktivitě NO ve vodných roztocích. Z toho vyplývá, že NO nemůže být odstraněn mokrou absorpcí, zatímco NO<sub>2</sub> lze poměrně efektivně absorbovat do určitého vodného roztoku (alkalického absorbentu), například do sulfitu (SO<sub>3</sub>). Z tohoto důvodu je nutné nejprve zoxidovat NO na NO<sub>2</sub>. Jelikož oxidace na vzduchu probíhá velmi pomalu, je žádoucí zvýšit rychlost oxidace přidáním vhodných silně oxidačních činidel, jako jsou ozón (O<sub>3</sub>), oxid chlórčitý (ClO<sub>2</sub>), peroxid vodíku (H<sub>2</sub>O<sub>2</sub>), metanol (CH<sub>3</sub>OH) nebo molekulový chlór (Cl<sub>2</sub>). Avšak přidáním silného oxidačního činidla se zvyšují provozní náklady a další možné environmentální problémy kvůli vedlejším produktům (např. z CH<sub>3</sub>OH může vzniknout CO a CH<sub>2</sub>O). Proto jsou vyvíjeny další techniky pro oxidaci NO jako například fotokatalytická oxidace (PCO), kde při použití TiO<sub>2</sub> jako fotokatalyzátoru, účinnost oxidace dosahovala přes 60% (obr. 2.1).



Obr. 2.1 Fotokatalytická oxidace NO<sub>x</sub> v závislosti na čase [ 3 ]

Bez oxidačního kroku byla účinnost absorpce NO<sub>x</sub> pomocí siřičitanu sodného menší než 10%. Po oxidaci dosahovala výrazně vyšších účinností 60 – 80% v závislosti na úrovni oxidace [ 3 ]. Účinnost NO<sub>x</sub> odstranění se tedy rychle zvyšuje se zvyšujícím se obsahem NO<sub>2</sub> v odpadních plynech.

Po oxidaci NO na NO<sub>2</sub> následuje samotný absorpční proces, ve kterém je NO<sub>2</sub> pohlceno ve vodném roztoku. Jako absorpční kapalina se používají siřičitany, například siřičitan sodný (Na<sub>2</sub>(SO<sub>3</sub>)) nebo chloritan sodný (NaClO<sub>2</sub>). Také ClO<sub>2</sub>, který je silným oxidačním činidlem, může být použit i na absorpci, přičemž účinnost absorpce se pohybuje okolo 70% (obr. 2.2).

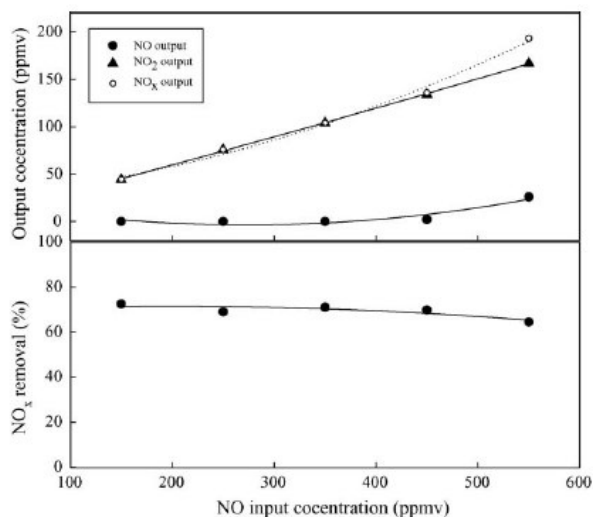
Pro ClO<sub>2</sub> lze reakce rozepsat jednotlivě:



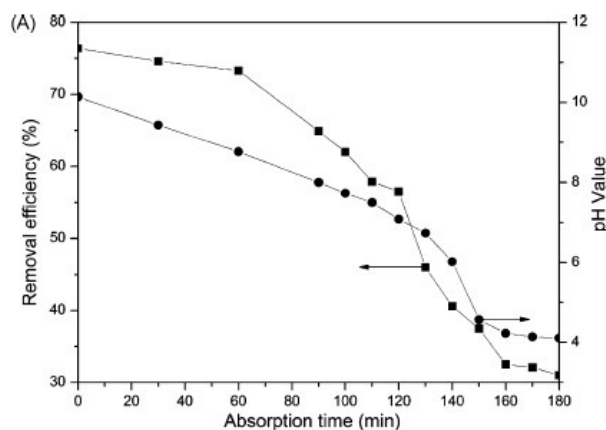
nebo jako celková reakce:



Účinnost NO<sub>x</sub> absorpce závisí na mnoha parametrech absorpčního procesu. Například se zvyšující se dobou absorpce mírně klesá účinnost NO redukce až do doby, kdy pH dosáhne hodnoty 7.0, poté absorpční účinnost klesá rychleji (obr. 2.3). Hodnota pH je v absorpčním procesu velice důležitá. Nevýhodou chloridu sodného jsou dobré oxidační schopnosti při nižší pH, zatímco absorpční schopnosti jsou dobré při vyšší pH. Proto je pH zásadním parametrem pro oxidaci NO na NO<sub>2</sub> a následnou absorpci NO<sub>2</sub>. Pro zvýšení pH se většinou používá NaOH jako přísada. Přísadou NaOH se výrazně zvýšila absorpční rychlost (nasákavost) SO<sub>2</sub>/NO<sub>2</sub>, avšak nasákavost NO výrazně poklesla se zvýšením množství NaOH [ 4 ].

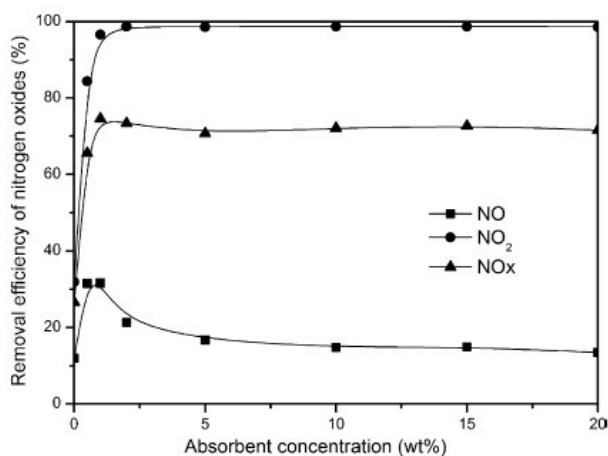


Obr. 2.2 Vliv vstupní koncentrace NO na odstranění NO<sub>x</sub> při 45°C [ 5 ]

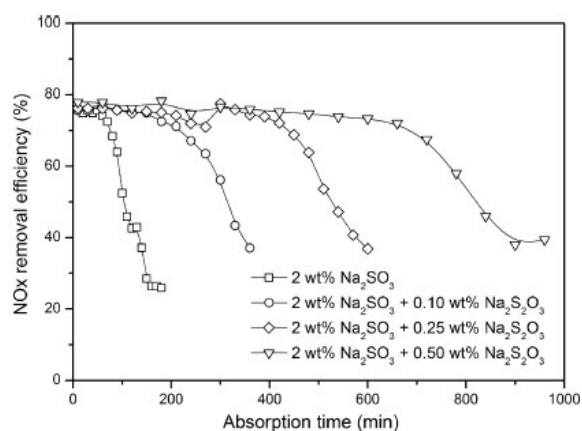


Obr. 2.3 Vliv doby absorpce a pH hodnoty na účinnosti odstranění NO<sub>x</sub> [ 3 ]

Maximální účinnost odstranění NO<sub>2</sub> nastane při koncentraci absorbentu vyšší než 2 hm% (Obr. 2.4). Avšak účinnost odstranění NO při těchto koncentracích klesá. Při vyšších koncentracích sulfitu by se měl vzít v úvahu tzv. Salt-out efekt, který by mohl snížit rozpustnost plynů ve vodném roztoku [ 3 ]. Proto absorpční účinnost NO klesá při koncentraci sulfitu sodíku vyšším než 2 hm%. Pro NO<sub>2</sub> lze salt-out efekt opominout z důvodu jeho vysoké rozpustnosti.



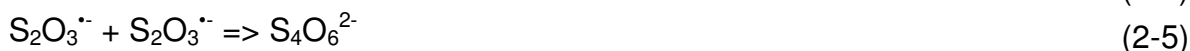
Obr. 2.4 Vliv koncentrace absorbentu na účinnost odstranění NO<sub>x</sub> [ 3 ]



Obr. 2.5 Vliv koncentrace inhibitoru na účinnost odstranění NO<sub>x</sub> [ 3 ]

Vysoká koncentrace kyslíku byla potřebná pro oxidaci NO. Avšak při absorpci NO<sub>x</sub> siřičitanem sodným byl prokázán negativní vliv kyslíku. Bylo pozorováno, že jeden mol absorbovaného NO<sub>2</sub> by přes volné radikály mohl vést k oxidaci 4 nebo více molů sulfitu v přítomnosti kyslíku. Tato vedlejší reakce by mohla vést k nadměrné spotřebě absorbentu, což nemá pozitivní vliv na odstranění NO<sub>x</sub>.

Bylo prokázáno, že thiosulfát (S<sub>2</sub>O<sub>3</sub><sup>2-</sup>) působí jako silný inhibitor oxidace sulfitu. To bylo přínosem, protože thiosulfát mohl působit jako čistič volných radikálů a tak mohl omezit oxidaci sulfitu přes následující rovnice:



Použití thiosulfátu sodného jako přísady pro odstranění NO<sub>x</sub> ukazuje, že byla prodloužena efektivní doba absorpce při zvýšení koncentrace thiosulfátu (obr. 2.5). Avšak vysoká koncentrace přísady thiosulfátu by mohla zvýšit provozní náklady kombinovaného procesu, proto je nutné stanovit optimální dávkované množství.

Dusitany (NO<sub>2</sub><sup>-</sup>) a dusičnany (NO<sub>3</sub><sup>-</sup>) byly shledány jako produkty absorpční reakce sulfátů. Ionty dusitanů v kapalně fázi se rapidně zvyšují s dobou absorpce. Koncentrace iontů dusičnanů v kapalně fázi se s dobou absorpce zvyšuje je mírně. Z toho plyne, že rovnice (2-6) je klíčovou reakcí v absorpci a že ionty dusitanů jsou hlavním produktem absorpce.



Nevýhodou čištění spalin absorpční metodou je vznik roztoku s velkým obsahem dusitanů, dusičnanů, sulfátů, sloučenin N-S atd. Naštěstí existuje celá řada čistících metod pro odstranění těchto látek z roztoku, jako jsou katalýza kapalně fáze, vodná oxidace, vypařování (nebo destilace), biologická denitrifikace atd.

## 2.2 Selektivní redukce NO<sub>x</sub>

Selektivní redukce NO<sub>x</sub>, tedy SNCR (selective non-catalytic reduction) a SCR (selective catalytic reduction), patří mezi nejběžnější metody zneškodňování NO<sub>x</sub>. Tyto metody probíhají za přítomnosti redukčního činidla, nejčastěji amoniaku a jiných sloučeniny NH<sub>2</sub>-X (kde X = H, CN nebo CONH<sub>2</sub>). Při selektivní redukci jsou reakce prováděny za přítomnosti vzduchu (O<sub>2</sub>) dle následujících rovnic:



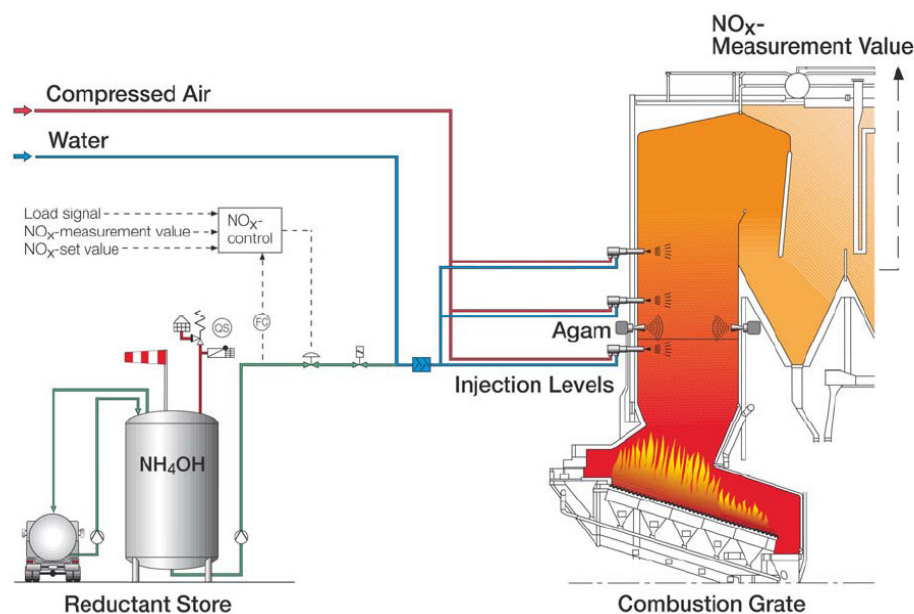
Avšak vyskytují se i nežádoucí reakce:



Průběh jednotlivých reakcí závisí na mnoha parametrech, například na teplotě, molární poměru NH<sub>3</sub>/NO, obsahu vody a kyslíku ve spalinách, atd. Tyto závislosti budou popsány pro každou metodu (SNCR a SCR) jednotlivě.

### 2.2.1 Selektivní nekatalytická redukce (SNCR)

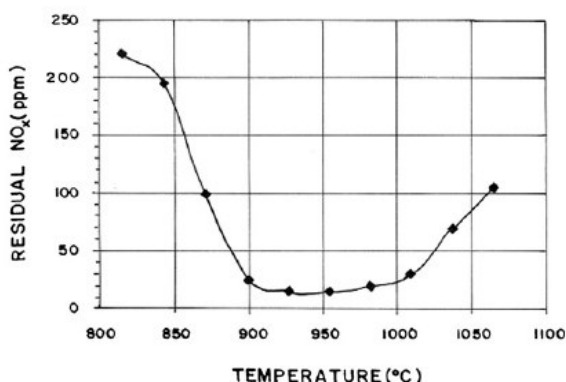
Selektivní nekatalytická redukce je vhodná a rozšířená metoda pro zneškodňování NO<sub>x</sub>. Princip odstranění NO metodou SNCR je založen na teplotním rozkladu NO<sub>x</sub> pomocí redukčního činidla, který je injektován do proudu spalin za vhodné teploty (850 - 1100 °C). Bližší vymezení oblasti reakčních teplot závisí na zvoleném druhu činidla. Nejčastěji se jako redukční činidlo používá amoniak (NH<sub>3</sub>, teplotní DeNO<sub>x</sub> proces) nebo jeho vodný roztok NH<sub>3</sub>, ale neobvyklými nejsou ani močovina (CO(NH<sub>2</sub>)<sub>2</sub>, NO<sub>x</sub>OUT proces) nebo kyselina kyanurová ((CNOH)<sub>3</sub>, RAPRENOX proces) [ 6 ].



Obr. 2.6 Schématické znázornění SNCR NO<sub>x</sub> vodným roztokem amoniaku [ 7 ]

SNCR je ovlivněna následujícími parametry: teplotou spalin uvnitř zóny vstřikování redukčního činidla, obsahem kyslíku ve spalinách, přísadami, poměrem NH<sub>3</sub>/NO<sub>x</sub>, dobou zdržení spalin v příslušném teplotním rozsahu, počáteční koncentrací NO<sub>x</sub>, obsahem vody ve spalinách a směšovací podmínkami. Některé tyto závislosti budou rozepsány následujících kapitolách.

### Vliv teploty



Obr. 2.7 Teplotní okno SNCR při reakci NO<sub>x</sub> s NH<sub>3</sub> při molárním poměru (NH<sub>3</sub>/NO<sub>x</sub>) = 1,5 [3]

postupu odstraňování NO<sub>x</sub> se výrazně uplatňují nežádoucí reakce amoniaku (2-9), (2-10) a (2-11). Tyto konkurenční reakce mohou tedy vést k nežádoucímu zvýšení množství NO nebo k neefektivní spotřebě vstřikovaného amoniaku vedoucí k rozkladu na N<sub>2</sub>.

SNCR je efektivní jen přes relativně úzké teplotní okno (obr. 2.7). Jestliže je teplota příliš nízká (pod 850 °C) nastane tzv. NH<sub>3</sub> slip a amoniak unikne do atmosféry. To znamená, že reakce je příliš pomalá na to, aby nastala nějaká redukce a většina vstříknutého NH<sub>3</sub> zůstává nezreagovaná. To je způsobeno tím, že při tak nízké teplotě nemohou vzniknout NH<sub>2</sub> radikály, protože k jejich vzniku jsou zapotřebí OH a O radikály [ 8 ]. Je obecně známo, že při vyšších teplotách (nad 1000 °C) se selektivita reakcí snižuje a tudíž při nekatalytickém

### Vliv koncentrace kyslíku ve spalinách

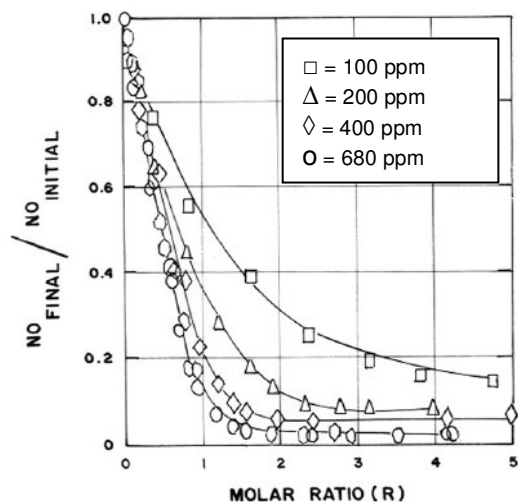
Při vyšších teplotách je NO redukce v SNCR procesu téměř nezávislá na koncentraci kyslíku. Avšak při nižších teplotách, kde účinnost NO redukce je nižší, s rostoucí koncentrací kyslíku roste i účinnost SCNR. Se zvyšujícím obsahem kyslíku ve spalinách lze také minimalizovat NH<sub>3</sub> slip, ale s důsledkem vzniku oxidu dusného N<sub>2</sub>O [ 8 ].

### Vliv molárního poměru (R = NH<sub>3</sub>/NO<sub>x</sub>)

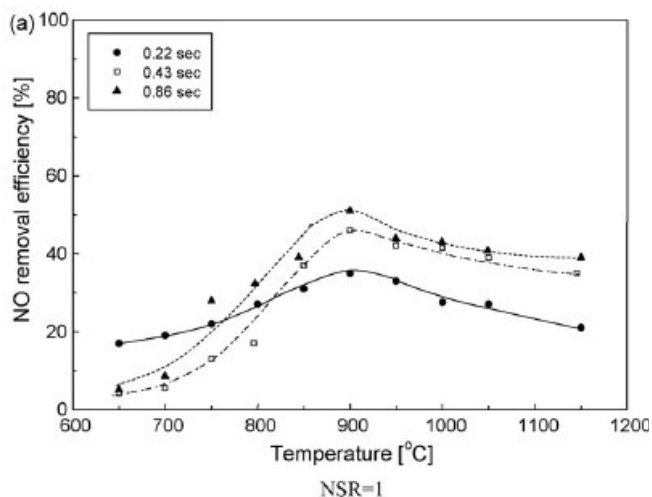
Molární poměr NH<sub>3</sub>/NO<sub>x</sub> má významný vliv na snížení NO<sub>x</sub> při SNCR. Při zvyšování tohoto poměru významně roste účinnost NO redukce a to až do poměru R = 1,6. Pro R > 1,6 účinnost NO redukce roste už jen mírně (obr. 2.8). Při molárním poměru větším jak R = 1,3 se může objevit NH<sub>3</sub> slip. Se zvyšujícím molárním poměrem R se zvyšuje optimální redukční teplota a také se rozšiřuje teplotní okno [ 8 ]. V technické praxi se většinou používá tzv. normalizovaný stechiometrický poměr (NSR).

## Vliv počáteční koncentrace NO<sub>x</sub>

Účinnost selektivní redukce NO je nižší při nízké koncentraci NO (obr. 2.8). Experimentálně bylo zjištěno, že při počáteční úrovni NO menší než 400 ppm se NH<sub>3</sub> jako redukční činidlo stává méně efektivní při daném molárním poměru. Avšak, když vstupní koncentrace NO byla vyšší než 400 ppm, tak vliv počáteční koncentrace NO byl na jeho redukci malý [ 8 ]. Toto snížení účinnosti SNCR vlivem nízkých vstupních koncentrací NO brání dosažení velmi nízkých NO<sub>x</sub> (pod 100 ppm).



Obr. 2.8 Vliv počáteční koncentrace NO<sub>x</sub> a molárního poměru ( $R = \text{NH}_3/\text{NO}_x$ ) na účinnost SNCR NO [ 8 ]



Obr. 2.9 Vliv doby zdržení na účinnost odstranění NO [ 9 ]

## Vliv doby zdržení

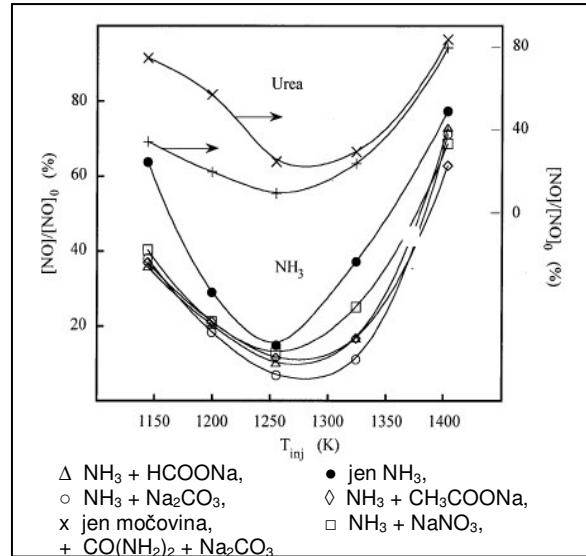
Doba zdržení pro selektivní redukci NO s NH<sub>3</sub> se může pohybovat v rozsahu od 0,01 do 10s [ 8 ]. Při relativně nízkých teplotách se účinnost NO redukce snižuje se zvyšující se dobou zdržení, ale při vyšších teplotách se NO redukce zvyšuje se zvyšující se dobou zdržení. To je způsobeno proto, že při denitrifikační reakci za nízkých teplot je míra reakce spíše ovlivněna intenzitou směšování v důsledku rychlosti proudění než reakční dobou [ 9 ].

## Vliv přísad

Velikost teplotního rozmezí u SNCR může být ovlivněno dalšími přísadami, které jsou injektovány společně s redukčním činidlem do proudu spalin. Mezi tyto přísady patří vodík, peroxid vodíku, uhlovodíky, alkoholy, CO a další. Avšak, vedlejší vlivy způsobené těmito přísadami mohou zahrnovat větší CO emise, tvorbu vedlejších produktů, a někdy i nižší účinnost NO<sub>x</sub> redukce [ 6 ].

Přidáním vodíku do proudu spalin lze snížit teplotu v bodě smísení až na 700°C. Dodáním malého množství vodíku by mohlo zvýšit NO redukci a snížit NH<sub>3</sub> emise při teplotě nižší než je optimum, ale poměr H<sub>2</sub>/NH<sub>3</sub> nesmí překročit hodnotu 3, neboť pak může dojít ke snížení selektivity a také k oxidaci NH<sub>3</sub> na NO [ 8 ]. Peroxid vodíku (H<sub>2</sub>O<sub>2</sub>) zase urychluje NO redukci v systému NH<sub>3</sub>-NO-O<sub>2</sub> tím, že se rozkládá na OH radikály, na kterých je založen princip SNCR.

Avšak, nejčastěji se v SNCR používají sodíkové přísady jako HCOONa, CH<sub>3</sub>COONa, NaNO<sub>3</sub> a Na<sub>2</sub>CO<sub>3</sub>. Sodíkové sloučeniny jsou efektivnější pro odstranění NO než vodík, peroxidy vodíku, alkoholy, CO a další aditiva. Nejdůležitějším rozdílem mezi výkonem sodíkových sloučenin a jinými promotory spočívá ve schopnosti sodíkových sloučenin prohlubovat a rozšiřovat teplotní okno ve srovnání se vstřikováním samotného NH<sub>3</sub>, zatímco jiné přísady ho obvykle jen posouvají směrem k nižším teplotám. Přísada Na<sub>2</sub>CO<sub>3</sub> prohloubila teplotní okno do nižších teplot a zvýšila účinnost NO<sub>x</sub> redukce u NH<sub>3</sub> a močoviny až na 90% při 1000 °C [ 6 ].



Obr. 2.10 Vliv přísad (30ppm) na účinnost NH<sub>3</sub> a močoviny při SNCR [ 6 ]

### Způsoby smísení NO, NH<sub>3</sub> a vzduchu

Smísení NH<sub>3</sub> a NO lze provést třemi způsoby:

- 1) NH<sub>3</sub> bylo předmícháno s plynem obsahujícím NO: To bylo nejpříznivější pro jednotnou distribuci NO a NH<sub>3</sub>, neboť jsou zcela smíchány ve smíšecí komoře před vstupem do reaktoru.
- 2) NH<sub>3</sub> předmísení a injektovaný vzduch: NH<sub>3</sub> byl předmíšeno s NO obsaženém v objemu plynu (jako v bodě 1), s injektovaným vzduchem do reaktoru.
- 3) Současně injektovaný NH<sub>3</sub> a vzduch: Plyn obsahující NO byl samostatně dodáván do reaktoru a vzduch společně s NH<sub>3</sub> byl do reaktoru vstřikován tryskou.

V reálných provozech využívající SNCR se nejčastěji používá třetí způsob, tedy současné vstřikování redukčního činidla a vzduchu. Touto metodou byly získány vysoké účinnosti odstranění NO. Pokud počáteční NO koncentrace a NSR byly nízké, účinnost NO redukce se zvýšila se zvyšujícím se průtokem vstřikovaného vzduchu. Avšak, pokud vstupní NO koncentrace a NSR byly vysoké, změna v účinnosti vyplývající z nárůstu průtoku injektovaného vzduchu nebyla výrazná.

Nevýhodou současného vstřikování vzduchu a NH<sub>3</sub> ve srovnání s předmixovacími podmínkami je větší tvorba NO. Nicméně, v obou případech se tvorba NO zvyšuje se zvyšující teplotou a rychlostí injekce. Možná příčina zvýšené tvorby NO kvůli zvyšující se rychlosti injektovaného vzduchu je to, že silné smísení mezi NO a redukčním činidly urychluje odstranění NO, ale zároveň zvyšuje tvorbu NO oxidací NH<sub>3</sub> [ 9 ].

SNCR účinnosti mohou dosahovat až do 60% a to je dostačující pro mnoho provozů. SNCR minimalizuje veškeré problémy spojené se selektivní katalytickou redukcí (SCR). Mezi výhody SNCR, ve srovnání se SCR, patří nižší investiční i provozní náklady, žádné problémy s omezenou životností katalyzátoru nebo katalyzátorovými jedy (SO<sub>2</sub>), minimální prostorový požadavek pro instalaci, žádné přehřívání spalin na optimální reakční teplotu, a také odpadá potřeba vyššího tlaku k umožnění proudění spalin přes katalyzátorové lože [ 8 ].

## 2.2.2 Selektivní katalytická redukce

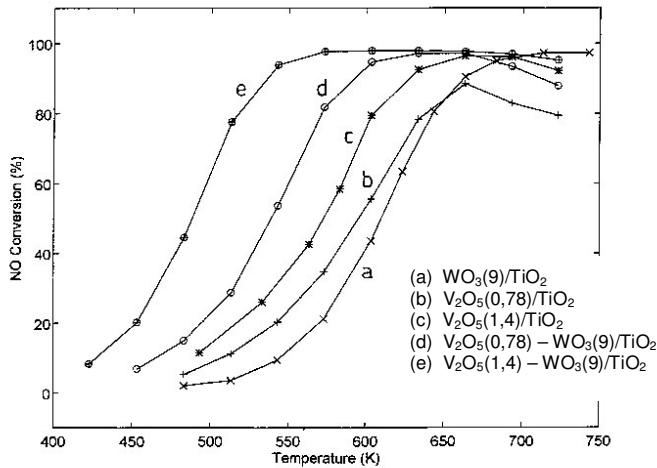
Selektivní katalytická redukce (SCR) je nejrozšířenější metodou pro odstraňování NO<sub>x</sub> z odpadních plynů. Při SCR reagují NO<sub>x</sub> s redukčním činidlem, nejčastěji s amoniakem, a produkují molekulární dusík a vodu. Amoniak, nebo v některých případech i jiné NH<sub>2</sub> sloučeniny reagují selektivně (dle rovnic (2-7) a (2-8)) na snížení emisí NO<sub>x</sub>. Při neselektivních reakcích (rovnice (2-10) a (2-11)) jsou redukční činidla zoxidovány, čímž se snižuje NO<sub>x</sub> konverze. Neselektivní oxidace amoniaku do formy NO je zvýhodněna při vyšších teplotách a je přímo zodpovědná za teplotní omezení účinnosti katalyzátoru NH<sub>3</sub>-SCR.

Amoniak jako redukční činidlo má i přes svou velkou reaktivitu a vysokou selektivitu k reakci NO mnoho nevýhod. Hlavní negativní vlastností amoniaku je jeho toxicita. Amoniak tedy působí jako polutant, který v průmyslu podléhá přísným emisním limitům [ 10 ]. S tímto souvisí další problémy, především s dopravou a skladováním. Z těchto důvodů se hledají náhrady za amoniak jako redukční činidlo. Nejvíce používané náhrady jsou potom uhlovodíky (CH<sub>4</sub>, C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>, C<sub>3</sub>H<sub>6</sub>, C<sub>3</sub>H<sub>8</sub> a jiné), alkoholy (CH<sub>3</sub>OH, C<sub>3</sub>H<sub>2</sub>OH, C<sub>2</sub>H<sub>5</sub>OH), molekulární vodík a CO. Avšak i tyto náhrady mají své nevýhody. SCR NO<sub>x</sub> je často silně závislá na použitém redukčním činidle. Například při použití ethenu a SnO<sub>2</sub> jako katalyzátoru byla redukce NO vysoká, ale s propanem byla výrazně nižší [ 11 ].

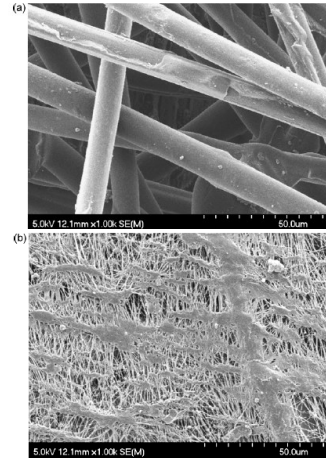
Aktivační energie je pro homogenní rozklad NO vysoká (~ 335 kJ/mol) [ 12 ]. Proto je ke snížení aktivační energie nutný katalyzátor, aby se usnadnil tento rozklad. Existuje velké množství heterogenních katalyzátorů, které jsou komerčně dostupné a schopné efektivně snížit emise NO<sub>x</sub> z průmyslových procesů, včetně spalování.

Ve většině aplikací se používá katalyzátor V<sub>2</sub>O<sub>5</sub>/TiO<sub>2</sub> (někdy podporován oxidy WO<sub>3</sub> nebo MoO<sub>3</sub>) nanesený na monolit nebo drátěnou síťovanou desku, kde NH<sub>3</sub> se používá jako redukční činidlo. WO<sub>3</sub> a MoO<sub>3</sub> se přidávají z důvodu rozšíření teplotního okna (obr. 2.11) a hlavně kvůli schopnosti učinit katalyzátor rezistentní vůči katalytickým jedům. Katalyzátory V<sub>2</sub>O<sub>5</sub>/TiO<sub>2</sub> jsou tvořené anatasovým TiO<sub>2</sub> nosičem, na jejímž povrchu jsou monomolekulární vrstvy V<sub>2</sub>O<sub>5</sub> a WO<sub>3</sub> (nebo MoO<sub>3</sub>) uložené impregnací [ 13 ].

Katalyzátor V<sub>2</sub>O<sub>5</sub> je vysoce aktivní a stabilní ve srovnání s jinými katalyzátory. Aktivita vanadu je silně závislá na nosiči. Katalyzátor V<sub>2</sub>O<sub>5</sub>/TiO<sub>2</sub> s přísadou WO<sub>3</sub> má maximální účinnost mezi 300 °C a 350 °C (viz obr. 2.11). Tento katalyzátor je relativně efektivní, ale má nevýhodu, že potřebuje udržovat vysokou reakční teplotu.



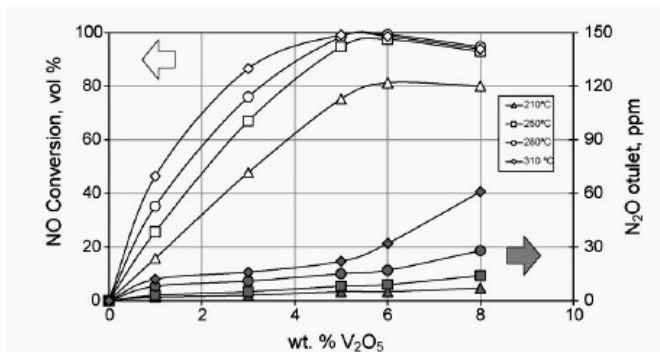
Obr. 2.11 Závislost NO konverze na teplotě pro různé modifikace katalyzátoru V<sub>2</sub>O<sub>5</sub>-WO<sub>3</sub>/TiO<sub>2</sub> [ 14 ]



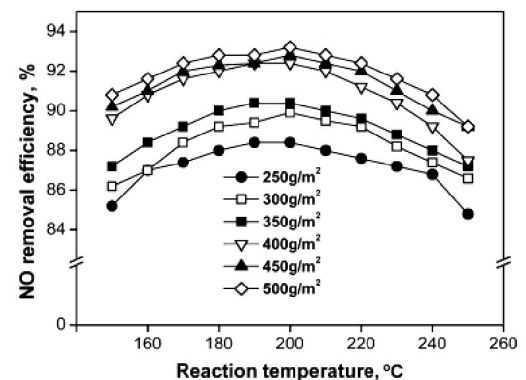
Obr. 2.12 (a) Nosič bez katalyzátoru a (b) s naneseným katalyzátorem [ 15 ]

### Vliv množství naneseného katalyzátoru

Účinnost SCR je závislá na množství naneseného katalyzátoru. U katalyzátoru V<sub>2</sub>O<sub>5</sub>/TiO<sub>2</sub> významně roste NO konverze s množstvím V<sub>2</sub>O<sub>5</sub> avšak pouze do 5 hm.% (obr. 2.13). Další zvyšování aktivní vrstvy z 6 na 8 hm% způsobuje nižší konverzi NO [ 16 ]. V jiném případě, u katalyzátoru CuMnO<sub>x</sub> se účinnost NO konverze zvyšuje se zvyšujícím množstvím naneseného katalyzátoru. Avšak, pokud je množství naneseného katalyzátoru větší než 400 g/m<sup>2</sup>, pak účinnost odstranění NO se již nezvyšuje nebo se zvyšuje jen mírně (obr. 2.14). Tento jev může vyplívat ze skutečnosti, že povrch katalyzátoru, kde probíhá reakce, nemůže být zvýšen v závislosti na zvýšení jeho množství kvůli překrývání částic katalyzátoru uvnitř omezeného prostoru [ 15 ].



Obr. 2.13 Konverze NO a tvorba N<sub>2</sub>O v závislosti na množství V<sub>2</sub>O<sub>5</sub> katalyzátoru a na teplotě [ 16 ]

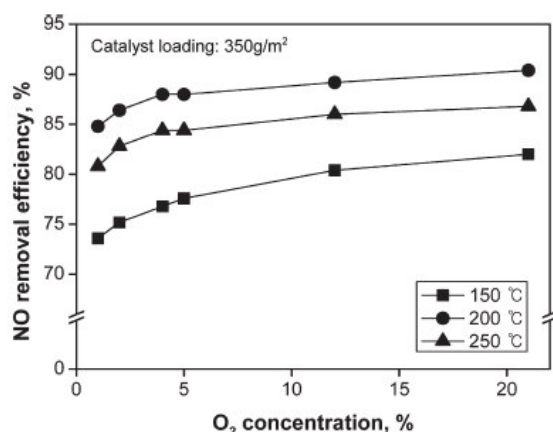


Obr. 2.14 Účinnost odstranění NO jako funkce reakční teploty a množství katalyzátoru CuMnO<sub>x</sub> [ 15 ]

### Vliv koncentrace kyslíku

Kyslík podporuje NO<sub>x</sub> konverzi tvorbou NO<sub>2</sub>, neboť NO<sub>2</sub> je reaktivnější než NO. Tímto se kyslík podílí na rychlosti konverze NO<sub>x</sub>. Avšak při vysokých koncentracích může kyslík přispívat ke zvýšení N<sub>2</sub>O oxidací NH<sub>3</sub>. Když koncentrace O<sub>2</sub> rostla od 1% do 4%, pak účinnost odstranění NO se výrazně zvýšila. Avšak při koncentraci vyšší než 4% se účinnost redukce NO<sub>x</sub> zvyšovala už jen velmi pozvolna obr. 2.15. Pokud je tedy koncentrace O<sub>2</sub> větší než 4%, může účinnost NO odstranění dosahovat i více jak 90%. Proto, dokonce i při nízkém rozmezí koncentrace kyslíku 4-5% ve spalinách lze operovat s dostatečně vysokým rozsahem odstranění NO [ 15 ].

Ze závislosti vlivu kyslíku, teploty a prostorové rychlosti na selektivní katalytické redukci NO<sub>x</sub> lze podotknout, že selektivní NO redukce probíhá neefektivněji při středních reakčních podmínkách [ 11 ]. Velmi ostré podmínky, jako vysoká teplota a přebytek kyslíku, jen urychlují oxidaci redukčního činidla a tím snižují NO<sub>x</sub> redukci.



Obr. 2.15 Účinnost NO redukce jako funkce koncentrace O<sub>2</sub> a reakční teploty [ 15 ]

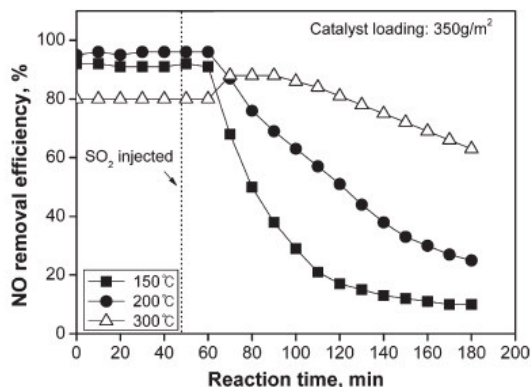
## Vliv SO<sub>2</sub>

Katalyzátory mohou být deaktivovány kyselými složkami obsažené v plynu, nejčastěji SO<sub>2</sub> nebo HCl. Existují dvě příčiny deaktivace obvykle používaného katalyzátoru plynem SO<sub>2</sub>. První příčinou je chemisorbce SO<sub>2</sub> na aktivní místo a druhý důvod je reakce SO<sub>2</sub> s redukčním činidlem (NH<sub>3</sub>), přičemž se vytváří hydrofobické anorganické soli (síran amonný - (NH<sub>4</sub>)<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>, hydrogen síran amonný - NH<sub>4</sub>HSO<sub>4</sub>, dle rovnic (2-13) a (2-14), a v případě chlóru NH<sub>4</sub>Cl, CaCl<sub>2</sub> apod.). Tyto sloučeniny se následně kumulují na povrchu katalyzátoru a zaslepují ho a tím blokují aktivní místa a zabraňují SCR reakci.

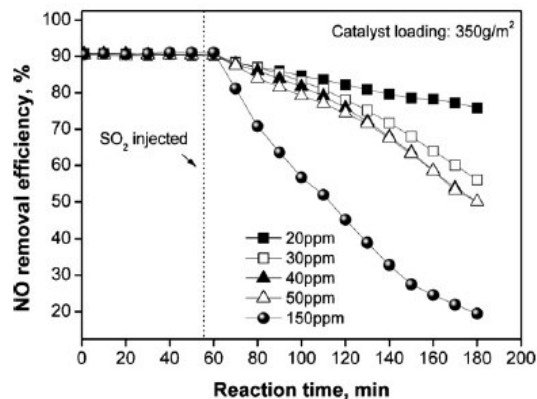


Deaktivace katalyzátoru plynným SO<sub>2</sub> může být snížena, pokud se zvýší reakční teplota. Dokonce při teplotách nad 300 °C může přítomnost SO<sub>2</sub> uvnitř spalin zlepšit SCR reakci (obr. 2.16). Tento jev lze vysvětlit vytvořením aktivních míst sulfátem na katalytickém povrchu. Po vstříknutí SO<sub>2</sub> rychle klesá účinnost odstranění NO, pokud teploty jsou nižší než 250 °C. To je způsobeno snadnou oxidací SO<sub>2</sub> na SO<sub>3</sub> a následnou chemisorbcí na aktivní místa katalyzátoru. Po 2 hodinách od vstříknutí

SO<sub>2</sub> byla chemisorbce SO<sub>3</sub> téměř ukončena a účinnost odstranění NO byla konstantní [ 15 ].



Obr. 2.16 Vliv SO<sub>2</sub> a teploty na účinnost NO redukce [ 15 ]



Obr. 2.17 Účinnost odstranění NO jako funkce koncentrace SO<sub>2</sub> [ 15 ]

Pokud je koncentrace SO<sub>2</sub> nižší, pak povrch katalyzátoru je méně chemisorbován SO<sub>3</sub>. Navíc účinnost NO odstranění klesá lineárně s postupným průběhem reakce po vstříknutí SO<sub>2</sub> (obr. 2.17). Proto lze říci, že plynný SO<sub>2</sub> je úměrný reakční době deaktivace katalyzátoru [ 15 ].

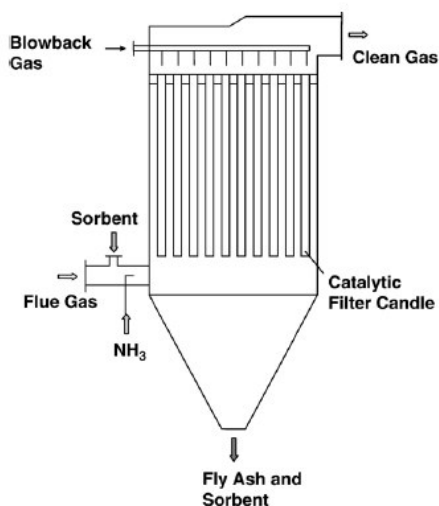
### Vliv přítomnosti vodní páry

Vodní pára má nepříznivé vlivy na probíhající reakce. Lze je rozdělit do dvou hlavních skupin, reakční útlum a deaktivace katalyzátoru. V případě NO redukce s Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> jako katalyzátorem a propanem nebo propenem jako redukčním činidlem se v přítomnosti vodní páry snižovala NO redukční schopnost katalyzátoru. Po odstranění vodní páry se aktivita katalyzátoru vrátila zpět do původního stavu. Tedy, pro tento případ bylo snížení NO redukce způsobeno útlumem reakce, ne katalytickou deaktivací. Také bylo zpozorováno určité snížení konverze uhlovodíků. Avšak, například na methanol (efektivní redukční činidlo pracující za nízkých teplot) neměla přítomnost vodní páry na jeho redukční schopnosti tak silný vliv. Vliv vodní páry na SCR lze přičíst jeho funkci působit jako jed na kyselou stránku katalyzátoru, která je důležitá pro průběh SCR [ 11 ].

### 2.2.3 Keramické svíčky

Při čištění spalin se běžně používá tzv. vícestupňové čištění, kde se zvláště v jednotlivých zařízeních odstraňují tuhé částice, NO<sub>x</sub>, SO<sub>x</sub> a další. V těchto čistících systémech byly partikulární látky obvykle separovány před DeNO<sub>x</sub> katalyzátorovou jednotkou. Nevýhodou této multistupňové čistící procedury je nutnost předeřhátí spalin zbavených TZL na požadovanou operační teplotu katalyzátoru SCR. Proto, kombinace filtrace a katalytické reakce v jednom zařízení tzv. katalytickém filtru by umožnila využití velké energie obsažené ve spalinách. Tímto způsobem mohou být výrazně sníženy procesní náklady, stejně jako investiční náklady a náklady na údržbu [ 18 ].

Jednostupňový čistící proces je založen na multifunkčním filtru, který kombinuje filtraci TZL a SCR NO<sub>x</sub> užitím pevných keramických katalyticky aktivních filtračních prvků. Injekcí sorbentů před DeNO<sub>x</sub> katalytický filtr mohou být dodatečně odstraněny plynné polutanty nebo potenciální katalytické jedy, jako SO<sub>x</sub> a HCl. Tímto způsobem je realizováno kompletní suché čištění, které kombinuje suché odstranění TZL a plynných polutantů (obr. 2.18).



Obr. 2.18 Schématický princip kompletního suchého čištění spalin [ 19 ]

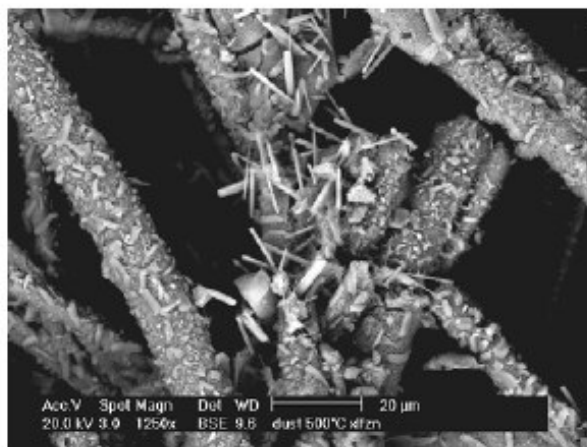


Obr. 2.19 Katalyticky aktivní filtrační svíčky [ 18 ]

Katalytické filtry (svíčky) jsou pórovité keramické přepážky s jemnou filtrační membránou, ve které je katalyzátor integrován jako katalytická vrstva [ 18 ]. Použitím vhodného katalyzátoru (V<sub>2</sub>O<sub>5</sub>/TiO<sub>2</sub>) mohou být oxidy dusíku přeměněny na molekulární dusík, kde poskytnutý průtok amoniaku je dávkován souprůdně (viz obr. 2.18). Takový reaktor může být použit přímo u výstupu ze spalovacího zařízení, kde spaliny mají ještě poměrně vysoké teploty (250 – 450 °C) za předpokladu, že se provádí předběžné suché čištění SO<sub>2</sub>. Tímto způsobem lze dosáhnout vysokých účinností, 90% i více pro odstranění NO<sub>x</sub> a 99% pro partikulární tuhé částice [ 20 ].

Popílek a sorbenty jsou z proudu spalin zachyceny na vnější filtrační membráně keramického filtru. Filtrační membrána chrání pórovitý, katalyzátorem pokrytý, filtr vůči deaktivaci zanášením částicemi, což je velmi důležité s ohledem na životnost katalyzátoru. Kvůli vysoké době zdržení sorbentů na filtračním povrchu jsou plynné polutanty účinně zneškodněny [ 19 ]

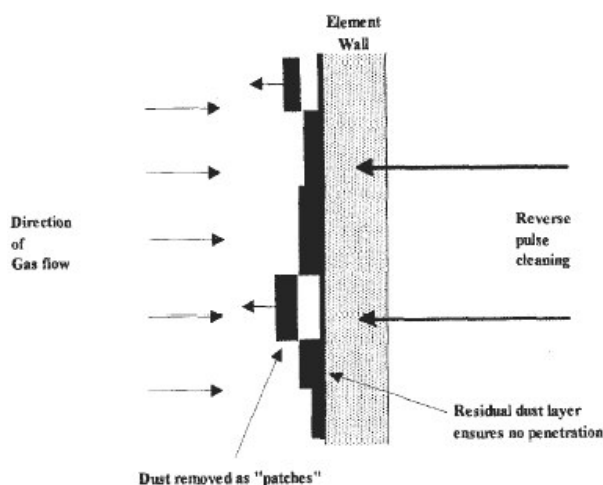
Odstranění nánosů z povrchu keramické svíčky se provádí reverzním vzduchovým pulsem. Během reverzního vzduchového pulsu je prachový koláč nanesený na povrchu elementu odstraněn ve formě „záplaty“ (obr. 2.21). „Záplaty“ se odlomí z koláče v určité hloubce prachové vrstvy, čímž se zajistí, že ochranná vrstva prachu je vždy přítomná na povrchu elementu. Tento čistící mechanismus vychází z pevnosti



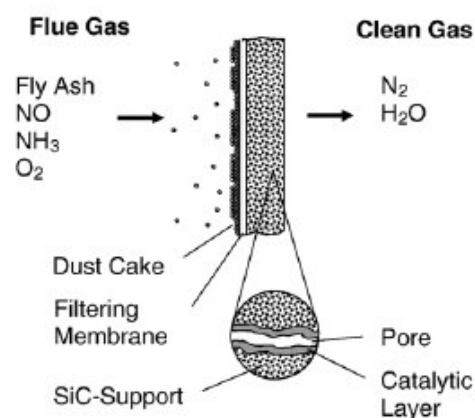
Obr. 2.20 Částice katalyzátoru uvnitř filtračního těla [ 22 ]

elementů a je docela jiný od čistícího mechanismu reversním pulsem u látkového rukávce [ 21 ]. Při čistění tkaninového filtru reverzním pulsem expanduje tlakový puls rukávцем. Na místě maximální expanze má nehybný filtrační koláč tendenci se odtrhnout od povrchu rukávce, takže koláč je téměř kompletně odstraněn. Poté má znovu nehybná zbývající vrstva prachu tendenci vést částice skrz tělo filtračního média. Tento jev může vést k dlouhodobému zaslepení a "bafání" (emisní špičky) během čistění [ 21 ]. Výhody, které vyplívají z čistícího mechanismu keramického filtračního elementu jsou:

- vysoká filtrační účinnost
- schopnost přijmout proměněné provozní podmínky
- dlouhodobá stabilita tlakové ztráty
- žádné emisní špičky během čistění



Obr. 2.21 Schématické znázornění čistícího mechanismu [ 21 ]



Obr. 2.22 Struktura katalytického filtračního prvku [ 19 ]

Prachový koláč se periodickým zpětným pulsováním odděluje z povrchu filtračního prvku a shromažďuje se na dně filtračního kužele, který se pravidelně vypouští ze systému [ 19 ].

Keramické filtrační elementy, takové jako Cerafil, nabízí efektivní a ekonomicky schopnou alternativu k tradičním technologiím odstraňující TZL a plynné polutanty, kvůli jejich velmi vysoké filtrační účinnosti a jejich excelentní tepelné a chemické stabilitě [ 21 ]. Tyto keramické filtrační elementy nabízejí 3 hlavní výhody ve srovnání s tradičním tkaninovým filtrem:

- 1) Složení keramického vlákna poskytuje vysoké tepelné odolnosti. V kombinaci s vysokou porózitou také přináší ochranu při proměnných teplotách a tepelnému přepětí.
- 2) Inertní povaha materiálu také zajišťuje odolnost keramických elementů vůči kyselinovým a alkalickým jedům.
- 3) Pevnost keramických filtračních elementů zajišťuje neúplné odstranění prachového koláče při čistění, což znamená, že vysoké filtrační rychlosti jsou dosažitelné bez rizika dlouhodobého zaslepení [ 21 ].

Další výhodou je, že u keramické svíčky (Cerafil) není požadována podpora klece, protože keramické elementy jsou monolitické a mají včleněnou montážní přírubu.

Předpokladem pro aplikování katalytických filtračních prvků je vysoká katalytická aktivita kombinovaná s co nejnižší možnou tlakovou ztrátou při optimální provozní teplotě a filtrační rychlosti typické pro filtraci horkých plynů [ 18 ]. Kombinace tepelné odolnosti a filtrační účinnosti může být použita v mnoha průmyslových odvětvích, kde jsou tyto provozní vlastnosti požadovány.

### 3 EXPERIMENTÁLNÍ ZAŘÍZENÍ INTEQ II

Experimentální zařízení INTEQ II bylo navrženo pro selektivní katalytickou redukci NO<sub>x</sub>. Při navrhování se vycházelo z předchozího experimentálního filtračního zařízení (INTEQ I), které bylo vyvinuto pro kompletní suché čištění spalin. Avšak z důvodu několika špatných faktorů, hlavně kvůli nevhodnému řízení ve velice agresivním prostředí a použití obyčejné oceli podléhající korozi na funkční části jednotky, bylo po určité době zařízení INTEQ I neschopné provozu. Z toho důvodu byla navržena nová experimentální jednotka INTEQ II, která zajišťuje čištění odpadních plynů přes katalytický filtr.

Experimentální jednotka INTEQ II je tvořena filtrační komorou, modulem kompresoru, ventilátorem, řídicí jednotkou a potrubním systémem s měřicími čidly.

Vysokotlaký ventilátor typu HRD 1T/FUK-105/0,55 má výkon 0,55 kW a maximální tlakový spád 4,9 kPa. Pro řízení množství protékajícího média ventilátor disponuje frekvenčním měničem pro regulaci otáček, který je kompaktní součástí elektromotoru.

Kompresorový modul potřebný k výrobě tlakového vzduchu pro pulsní regeneraci keramického filtru bude použit z původního experimentálního zařízení INTEQ I. Modul kompresoru složený z rámu a kompresoru MATTEI ERA 211 bude umístěn mimo experimentální jednotku INTEQ II. Kompresor dokáže vyvinout maximální tlak 0,7 MPa.

Řídicí jednotka pulsní regenerace MSC 320 může pracovat ve dvou režimech automatické pulsní regenerace. První režim spočívá v nastavení časového intervalu tlakové regenerace svíčky a ve druhém režimu je regenerace řízena tlakovou ztrátou filtru. Řídicí jednotka pulsní regenerace pracuje nezávisle na systému, avšak existuje možnost připojení k hlavnímu řídicímu systému.

Automatické řízení a informace k identifikaci bude poskytovat řídicí jednotka. Na nejnižším stupni procesního řízení bude použit průmyslový automat Octagon. Informace z procesu resp. akční zásahy potřebné pro řízení jsou pomocí vstupně výstupních modulů průmyslového automatu převáděny na požadovaný signál. Pro vizualizaci, archivaci dat a výpočet optimalizačních algoritmů slouží PC, které komunikuje s průmyslovým automatem pomocí protokolu Ethernet. Průmyslový terminál slouží jako informační a ovládací rozhraní v případě autonomního chodu jednotky a za nepřítomnosti pracovníků ÚPEI (měření, zkoušky dlouhodobého chodu atd.).[ 23 ]

#### 3.1 Popis technologie

Experimentální filtrační jednotka INTEQ II je navržena pro zneškodňování NO<sub>x</sub> selektivní katalytickou redukcí při možném regulování teploty a průtoku odpadního plynu. Funkci zařízení lze popsat pomocí technologického schématu uvedeného v příloze 6.

Odpadní plyn je přiveden přes vstupní přírubu do potrubí DN 32. Na potrubí je umístěn termočlánek s výstupem **TIR01**, který kontroluje teplotu spalin na vstupu do jednotky a na jehož základě je možné regulovat přívod spalin pomocí ventilu **VK01**. Teplota spalin na vstupu lze regulovat ventilem **VK02**, kterým se ovládá množství přisávaného vzduchu do potrubí. Toto opatření je hlavně z důvodu ochrany látkového rukávce kvůli možné tepelné zátěži, kterou by nemusel zvládnout. Z tlakové bomby

**TL01** lze nátrubkem **H2** do proudu spalin dávkovat NO<sub>x</sub>, jehož množství je ovlivňováno průtokoměrem **FIR02**. Na základě stanoveného průtoku je množství NO<sub>x</sub> řízeno ventilem **VK03**. Na stejném principu je založeno dávkování plynného redukčního činidla (NH<sub>3</sub>), které do proudu vstupuje nátrubkem **H3** a jeho množství je řízeno ventilem **VK04** na základě průtoku stanoveným průtokoměrem **FIR03**. V případě, že teplota spalin je pro katalytickou filtraci příliš nízká, je možné spaliny předehřívát pomocí elektroohřevu **EO01**. Elektroohřev je tvořen topným tělesem umístěným vně potrubí. Dále se před vstupem do filtrační komory **F01** nachází čidla k určení tlaku a k analýze spalin (**PIR01**, **PI02**, **QIRC01**). Odpadní plyn je do filtrační komory **F01** přiveden tangenciálně pro lepší distribuci plynu na filtrační svíčke. V komoře proti směru proudění odpadního plynu je umístěn další termočlánek ke stanovení přesné filtrační teploty a pro případné řízení elektroohřevu **EO01**. TZL obsažené v odpadním plynu proudící přes katalytický filtr způsobují zanášení filtrační plochy. Důsledkem toho se zvyšuje tlaková ztráta a proto je nutné vznikající filtrační koláč průběžně odstraňovat. To je uskutečňováno pomocí dvou diferenciálních tlakoměrů umístěných před (**H10**) a za filtrem (**H11**), které jsou napojeny na nezávislou řídicí jednotku pulsní regenerace **MSC320**. Při překročení určité hodnoty rozdílu tlaků je otevřen ventil **VK06** a ze vzdušníku proudí tlakový vzduch pro reversní pulsní regeneraci filtru. Přívod tlakového vzduchu pro pulsní regeneraci obstarává kompresorový modul **K01**, který se skládá ze sušičky vzduchu, pístového kompresoru a vzdušníku. Na výstupu z filtrační komory dochází k dalšímu zaznamenání základních charakteristik plynu, tj. teploty, tlaku, průtoku (**TIR03**, **PIR03**, **PI04**, **FIR01**) a k analýze spalin (**QIRC02**). Termočlánek **TIR03** je nutný z hlediska ochrany ventilátoru **V01** před tepelným zatížením. Tuto ochranu zajišťuje řídicí jednotka ovládním přísávání vzduchu do ejektoru **E01** ventilem **VK08**. Před ejektorem se ještě nachází ventil **VK07**, kterým lze manuálně upravit průtok odpadního plynu. Termočlánek **TIR04** umístěný těsně před ventilátorem spolupracuje s termočlánekem **TIR03** a slouží spíše jako kontrolní čidlo. Za ventilátorem se už nachází jen ventil **VK09** a připojovací příruba výstupního potrubí DN40.

### 3.2 Konstrukce INTEQu II

Experimentální zařízení INTEQ II (obr. 3.1) je navrženo pro dva typy filtrů, pro filtrační rukávec o průměru 152 mm a délce 1000 mm a pro filtrační svíčku o vnitřním průměru 40 mm, tloušťce 10 mm a délce 1450 mm. Jednotka je navržena tak, aby pro obě filtrační komory mohla být použita jednotná instalace.

Experimentální filtrační jednotka je navržena jako mobilní a proto je kladen důraz na kompaktnost a na rozměry celého zařízení. Také byl stanoven požadavek, aby jednotka byla snadno přepravována v dopravním prostředku. Dále je nutné, aby celé zařízení bylo snadno čistitelné, jedná se hlavně o potrubní systém. Z tohoto důvodu je potrubí sestaveno z jednotlivých částí a spojeno přírubami. Připojovací příruby potrubí k filtračním komorám jsou voleny, z důvodu častější manipulace, typu perodrážka.

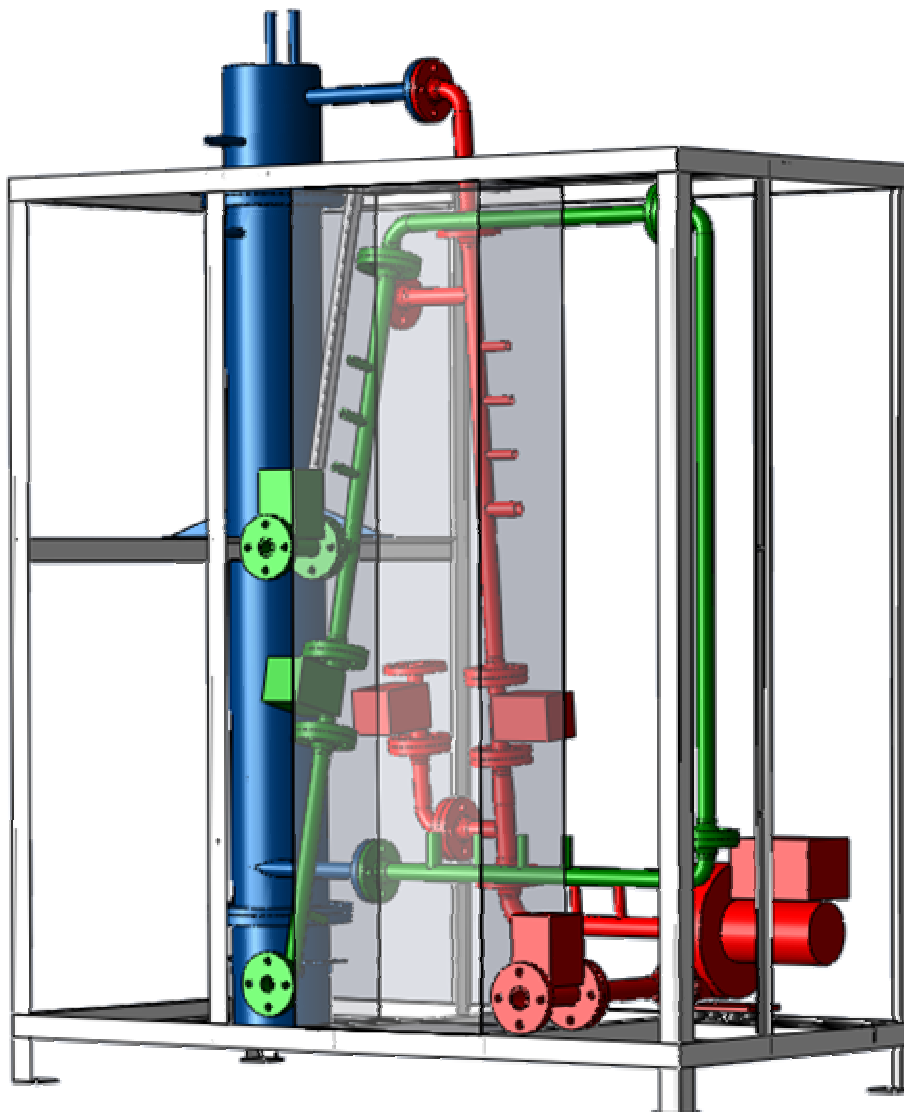
Jednotku je možné připojit k existujícímu zařízení, proto jsou připojovací příruby pro vstup a výstup z filtrační jednotky umístěny na jedné straně.

Měřící čidla umístěna v potrubí jsou přivedeny nátrubky G 1/2" a G1" o jednotné délce 60 mm kvůli izolaci. Tloušťka izolace na potrubí byla stanovena na 50 mm a na komoře na 100 mm. Kvůli vysokým teplotám (až 360 °C) je nutné pro izolaci použít kamennou vlnu Rockwool, která má teplotu tání vyšší jak 1000 °C.

Ventilátor je k rámu uchycený pomocí čtyř šroubů. Z důvodu vibrací ventilátoru jsou mezi konstrukcí a ventilátorem umístěny silentbloky pohlcující tyto vibrace.

Potrubní systém a filtrační komora jsou z důvodu ochrany proti korozi vyrobeny z nerezového materiálu, oceli typu 17 240.

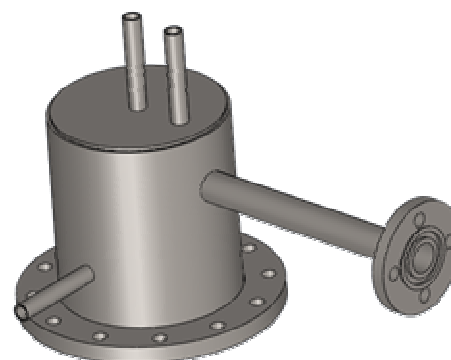
Nejdůležitější částí celého zařízení je filtrační komora, proto její jednotlivé části, tedy hlavní a výstupní komora a výsypka, budou popsány podrobněji v následujících odstavcích.



Obr. 3.1 Experimentální jednotka INTEQ II

### Výstupní komora

Výstupní komora je osazena třemi nátrubky, viz obr. 3.2. Nátrubek vedoucí do střední části komory slouží pro zavedení tlakového vzduchu nutného k regeneraci filtrační svíčky. Přímo s tím souvisí nátrubek umístěný na boční straně výstupní komory, díky kterému je možné stanovit tlak za filtrační svíčkou. Do posledního nátrubku je přiveden termočlánek, který měří teplotu plynu odcházejícího z komory. Jak již bylo zmíněno,



Obr. 3.2 Výstupní komora

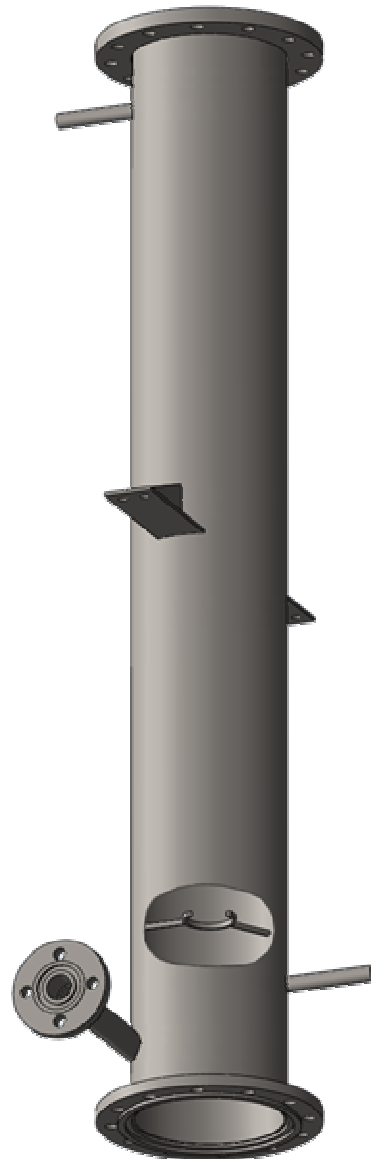
připojovací příruba u výstupního potrubí je typu pero-drážka z důvodu častější manipulace s celou filtrační komorou. Veškeré nátrubky mají rozměr G ½" a kvůli izolaci jsou 120 mm dlouhé.

### Hlavní komora

V hlavní komoře probíhá samotný proces katalytické filtrace. Spaliny se do komory přivádějí tangenciálně. To umožní odpadnímu plynu rovnoměrné rozmístění ve filtrační komoře a tedy i na samotnou filtrační svíčku. Jelikož je filtrační rukávec tuhý a dlouhý 1,45 m hrozí při uložení komory do podélné polohy jeho zlomení. Z toho důvodu je ve spodní části komory navařena kruhová úchytka, která je znázorněná v řezu na obr. 3.3.

Filtrační rukávec je uchycen pomocí dvou přírub, příruby nosné a přitlačné. Nosná příruba je umístěna mezi horní přírubu hlavní komory a přírubu výstupní komory. Přitlačná příruba má mnohem menší průměr a je celá skrytá uvnitř výstupní komory. Uchycení svíčky, ve které je zakomponovaná příruba je tedy provedeno spojením přitlačné příruby s přírubou nosnou pomocí šroubů, které se zašroubují do těla nosné příruby.

V horní části komory je z boku přivařen nátrubek G ½" sloužící pro připojení k zařízení určující tlakovou ztrátu způsobenou zanášením filtrační svíčky. Termočlánek měřící filtrační teplotu je přiveden nátrubkem, nacházejícím se ve spodní části komory, přímo do proudu spalin. Vstupní příruba je stejně jako výstupní typu pero-drážka. Tento typ příruby byl použit i pro spojení hlavní komory s výsypkou. Celá filtrační komora je k rámu uchycena pomocí dvou úchytů, které jsou přivařeny k hlavní komoře.



Obr. 3.3 Hlavní komora

### Výsypka

Výsypka je poslední částí filtrační komory. Jak již bylo zmíněno její spojení s filtrační komorou je provedeno pomocí příruby typu pero-drážka. Tento typ příruby byl zvolen z důvodu častější demontáže výsypky, kvůli odstranění zachyceného popílku. Pro snadnější manipulaci s výsypkou byly navařeny dvě úchytky z drátu o tloušťce 5 mm. Objem výsypky byl stanoven na základě zvoleného časového intervalu pro naplnění výsypky popílkem. Postup výpočtu bude podrobněji popsán v následující kapitole.



Obr. 3.4 Výsypka

### 3.3 Základní výpočtové charakteristiky

Mezi základní specifikace experimentálního zařízení bezpochyby patří objemový průtok odpadního plynu určeného k čištění suchou metodou. Pro stanovení reálného objemového průtoku je nutné znát filtrační rychlost. Typická filtrační rychlost  $v_f$  se pro keramické filtry pohybuje okolo 2 – 4 cm/s. Ze známé filtrační plochy  $A_s$  a vhodně zvolené filtrační rychlosti lze tedy určit reálný průtok:

$$\dot{V}_{real} = v_f \cdot A_s \quad (3-1)$$

Avšak pro další výpočty je potřeba znát průtok při normálních podmínkách. Pro výpočet průtoku při normálních podmínkách lze použít stavovou rovnici pro ideální plyn (3-2), neboť výraznější odchylky od stavové rovnice ideálního plynu nastávají hlavně u plynu s vysokým tlakem a nízkou teplotou.

$$\frac{\dot{V}_N \cdot p_N}{T_N} = \frac{\dot{V}_{real} \cdot p_{real}}{T_{real}} \quad (3-2)$$

Vyjádří-li se  $V_N$  z rovnice (3-2), obdržíme průtok při normálních podmínkách, tedy při  $T_N = 273,15$  K a  $p_N = 101,325$  kPa:

$$\dot{V}_N = \dot{V}_{real} \cdot \frac{T_N}{T_{real}} \cdot \frac{p_{real}}{p_N} \quad (3-3)$$

Rozměry komory lze stanovit na základě rozměrů experimentálního zařízení INTEQ I, které stanovila specializovaná firma. Závislost objemu komory na průtoku u INTEQu I se vyjádří jejich poměrem  $k$ , který se dosadí do rovnice (3-4), ze které se ze známého průtoku určí objem filtrační komory INTEQu II.

$$V_k = k_o \cdot \dot{V} \quad (3-4)$$

Pokud je známa výška komory, pak lze snadno zjistit vnitřní průměr komory dle rovnice (3-5). Výška komory je stanovena podle délky filtrační svíčky.

$$d_k = \sqrt{\frac{4 \cdot V_k}{\pi \cdot l_k}} \quad (3-5)$$

Skutečný průměr komory byl kvůli úsporám investičních nákladů zvolen podle katalogu výrobce, tedy nejbližší možný průměr vyráběného potrubí.

Dále je při počátečním návrhu důležité stanovit vnitřní průměr potrubí, ve kterém bude proudit daný plyn. Vnitřní průměr potrubí se stanoví pro doporučenou rychlost 10 m/s, dle následující rovnice:

$$d_p = \sqrt{\frac{4 \cdot \dot{V}}{v_p \cdot \pi}} \quad (3-6)$$

Ze stejného důvodu jako u komory i v tomto případě skutečný průměr potrubí podléhá výběru z katalogu výrobce. Jelikož je zařízení navrženo pro dva typy filtrů je nutné brát ohled i na výpočet pro druhý typ komory. Jelikož průtok pro filtrační rukávec je vyšší, proto průměr potrubí bude stanoven na základě výpočtu konkurenčního typu filtru.

### Průtokoměry

Pro zvolení vhodných průtokoměrů s výstupem určených pro dávkování plynných polutantů (NO a NH<sub>3</sub>) je nutné vyjádřit jejich požadované množství ve vhodných jednotkách. Jelikož podle konvence se množství NO<sub>x</sub> udává v NO<sub>2</sub>, neboť NO je nestabilní a ve vzduchu pomalu oxiduje na NO<sub>2</sub>, je nutné, aby se zvolené množství NO<sub>2</sub> vyjádřené v mg/m<sub>N</sub><sup>3</sup> převedlo na NO, neboť disponujeme s tlakovou bombou obsahující NO. Nejjednodušší způsob vyjádření průtočného množství NO je vyjádření množství NO<sub>2</sub> v jednotkách m<sub>N</sub><sup>3</sup>/h podle rovnice (3-7). Jelikož množství jakéhokoliv ideálního plynu je v daném objemu stejné lze takto vyjádřený průtok považovat totožný i pro NO a NH<sub>3</sub>.

$$\dot{V}_{NO_2, \min} = \dot{V}_N \cdot c_{0, NO_2} \cdot \frac{22,414}{MW} \quad (3-7)$$

### Rozměry výsyvky

Průměr výsyvky je určen průměrem komory. Pro konstrukční řešení výsyvky tedy chybí jediný parametr a tím je výška. K určení výšky komory je nejprve nutné stanovit množství TZL za zvolenou dobu naplnění:

$$m_{TZL} = m_{m, TZL} \cdot \dot{V}_{real} \cdot t \quad (3-8)$$

Dále je třeba určit objem výsyvky v závislosti na sypné hmotnosti TZL a množství TZL za daný interval:

$$V_{vys} = \frac{m_{TZL}}{m_{syp, TZL}} \quad (3-9)$$

Ze spočítaného objemu a známého průměru výsyvky lze již velmi snadno odvodit vztah pro výšku výsyvky:

$$h_{vys} = \frac{4 \cdot V_{vys}}{\pi \cdot d_{vys}^2} \quad (3-10)$$

Uvedené postupy výpočtů jsou aplikovány pro konkrétní případ a vyčísleny v příloze 1.

### 3.4 Výpočet množství chladícího vzduchu

Množství vzduchu nutného k ochlazení spalin z důvodu ochrany ventilátor před teplotním zatížením lze stanovit na základě energetické bilanční rovnice. Obecná tepelná bilance zahrnuje sumu všech tepelných toků ve všech vstupních a výstupních proudech, vznik a spotřebu tepla a akumulaci tepla. Jelikož lze předpokládat, že při smíchání spalin s chladícím vzduchem nebudou probíhat žádné reakce a vzhledem k uvažovanému průtočnému reaktoru s pístovým tokem lze zanedbat akumulaci tepla, je možné obecnou tepelnou bilanci zjednodušit jen na sumu všech tepelných toků ve všech vstupních a výstupních proudech. Pro případ chlazení spalin pomocí vzduchu lze tepelnou bilanční rovnici vyjádřit následovně:

$$\dot{V}_{sp} \cdot h_{sp} + \dot{V}_{vz} \cdot h_{vz} = \dot{V}_{sm} \cdot h_{sm} \quad (3-11)$$

Pro stanovení celkové entalpie jednotlivých proudů je nutné znát složení daných proudů, tedy vzduchu, spalin a směsi vzduchu a spalin.

Složení vzduchu je obecně známé, ale je nutné ho přizpůsobit průměrné vlhkosti vyskytující se v dané oblasti. K tomuto účelu slouží Antoineova rovnice, díky které stanovíme tlak nasycených par při dané teplotě:

$$\log p^0 = A - \frac{B}{C + T} \quad (3-12)$$

Dále ze známé relativní vlhkosti a atmosférického tlaku je možné určit objemovou koncentraci vodní páry obsažené ve vzduchu, dle následující rovnice:

$$c_{H_2O} = \frac{p^0}{p_{atm} \cdot \Phi} \quad (3-13)$$

Tato objemová koncentrace vodní páry se následně dosadí do složení suchého vzduchu a pomocí jednoduchých matematických operací se přepočtou ostatní složky vzduchu dle koncentrace H<sub>2</sub>O tak, aby součet všech objemových koncentrací vyjádřených v procentech dosahoval hodnoty 100 %.

Při správném spalování běžného paliva, který obsahuje uhlík, se převážně vytváří CO<sub>2</sub>. Pro zjednodušení lze tedy získat složení spalin upravením složení vlhkého vzduchu dle známé koncentrace CO<sub>2</sub> ve spalinách. Postupuje se obdobným způsobem jako při zařazení koncentrace vodní páry do složení suchého vzduchu.

Dále je nutné stanovit jednotlivé změny entalpií složek pro jednotlivé proudy. Změny entalpií jednotlivých složek jednotlivých proudů při dané teplotě se získají na základě rovnice:

$$\Delta h_i = \int_{T_{ref}}^{T_2} dq = \int_{T_{ref}}^{T_2} C_{p,i} \cdot dT \quad (3-14)$$

kde teplota T<sub>ref</sub> je tzv. referenční teplota, která může mít libovolnou hodnotu, ale musí být pro všechny entalpie stejná a C<sub>p</sub> je tepelná kapacita při konstantním tlaku.

Tepelná kapacita je závislá na teplotě a tuto závislost je možné vyjádřit mocninovým rozvojem:

$$C_{p,i} = a_i + b_i \cdot T + c_i \cdot T^2 + d_i \cdot T^3 + \frac{e_i}{T^2} \quad (3-15)$$

Po dosazení do rovnice (3-14) lze získat rovnici pro změnu entalpie jednotlivých složek:

$$\Delta h_i = \int_{T_{ref}}^{T_2} \left( a_i + b_i \cdot T + c_i \cdot T^2 + d_i \cdot T^3 + \frac{e_i}{T^2} \right) \cdot dT \quad (3-16)$$

Po zintegrování má změna entalpie jednotku kJ/kmol. Jelikož jsou průtoky proudů a koncentrace složek proudů vyjádřeny v objemových jednotkách je nutné tuto jednotku upravit. Je obecně známo že 1 kmol ideálního plynu při normálních podmínkách zaujímá objem 22,414 m<sub>N</sub><sup>3</sup>. Po vydělení zintegrované rovnice (3-16) tímto objemem se získá vyjádřená změna entalpie v kJ/m<sub>N</sub><sup>3</sup>.

Entalpie jednotlivých proudů lze potom vyjádřit jako sumu součinů koncentrací a entalpií jednotlivých složek:

$$h_j = \sum_{i=1}^k h_i \cdot c_i \quad (3-17)$$

Tímto způsobem lze spočítat entalpii pro spaliny a vzduch. Pro určení objemového průtoku směsi spalin a vzduchu lze odvodit následující rovnice:

$$\dot{V}_{sm} = \dot{V}_{sp} + \dot{V}_{vz} \quad (3-18)$$

Pro stanovení entalpie směsi vzduchu a spalin je nutné znát koncentrace jednotlivých složek. Tyto hodnoty lze získat na základě řešení tepelné bilanční rovnice pro stanovení množství chladícího vzduchu. Množství chladícího vzduchu se stanoví na základě iteračního řešení, kde je zadaná podmínka, aby teplo do systému vstupující se rovnalo teplu ze systému vystupující. Program tedy mění množství chladícího vzduchu a podle zadaných vztahů najde jediné řešení.

### Potrubí za ejektorem

Potrubí za ejektorem musí být přizpůsobeno zvýšenému průtoku. Proto je pro nový objemový průtok nutné navrhnout potrubí pro stejnou střední rychlost (10 m/s) jako u potrubí před ejektorem. Průměr potrubí se tedy stanoví dle rovnice:

$$d_p = \sqrt{\frac{4}{\pi} \cdot \frac{\dot{V}_{ven}}{v_p}} \quad (3-19)$$

Stejně jako tomu bylo u potrubí před ejektorem i zde je nutné brát ohled na požadavky komory s látkovým rukávem. Jelikož potřebné průměry byly pro oba typy filtrů téměř shodné, tak nenastal žádný problém s výběrem normalizovaného potrubí.

Množství chladícího vzduchu a průměr potrubí za ejektorem je podle uvedeného postupu číselně vyjádřen v příloze 1.

### 3.5 Elektroohřev

Jak již bylo uvedeno, pro správnou funkci filtru je zapotřebí určité úzké teplotní okno, ale přiváděný odpadní plyn může mít teplotu nižší, proto je nutné zavést do systému předehřev spalin. Čistě potřebné teplo pro ohřev spalin o dané teplotě na teplotu požadovanou lze stanovit z energetické bilance spalin.

Postup pro určení potřebného tepla je obdobný jako v předchozí kapitole. Sestaví se bilanční rovnice, kde množství tepla vstupujícího do systému se musí rovnat množství tepla ze systému vystupující. Opět se zanedbává akumulace tepla a vznik nebo spotřeba tepla. Jelikož při předehřevu je množství i složení spalin konstantní lze energetická bilanční rovnice pro stanovení potřebného tepelného výkonu zjednodušit na tvar:

$$q_{ohřev} + h_{sp,in} = h_{sp} \quad (3-20)$$

Z rovnice (3-20) lze pak vyjádřit měrné teplo  $q_{ohřev}$  potřebné pro ohřev spalin na požadovanou teplotu:

$$q_{ohřev} = h_{sp} - h_{sp,in} \quad (3-21)$$

Tato výsledná hodnota je jednotkách kJ/m<sub>N</sub><sup>3</sup>, ale pro stanovení potřebné energie je vhodné tuto energii vyjádřit ve watech.

Avšak v tomto případě nepočítáme se ztrátami způsobenými přestupem a prostupem tepla a únikem tepla do okolí. Proto je nutné výslednou čistou energii pro ohřev spalin modifikovat pro reálné řešení.

Na základě stanovené tepelné energie nutné k ohřevu spalin na požadovanou teplotu je možné spočítat teplotu vnitřního povrchu potrubí dle Newtonova zákona sdílení tepla konvekcí:

$$\dot{Q} = \alpha \cdot A_p \cdot \Delta T_{in} \quad (3-22)$$

Ze známého průměru a délky potrubí, které bude přenášet teplo, se určí plocha přenosu tepelného toku. Dále je nutné znát součinitel přestupu tepla, který je možné vyjádřit z Nusseltova čísla, které vyjadřuje podobnost přenosu tepla konvekcí v mezní vrstvě tekutiny:

$$Nu = \frac{\alpha \cdot d_p}{\lambda} \quad (3-23)$$

Při nucené konvekci za podmínek proudění v přechodné oblasti lze Nusseltovo číslo vyjádřit následovně:

$$Nu = 0,116 \cdot (\text{Re}^{2/3} - 125) \cdot \text{Pr}^{1/3} \cdot \left[ 1 + \left( \frac{d}{l} \right)^{2/3} \right] \cdot \left( \frac{\eta}{\eta_w} \right)^{0,14} \quad (3-24)$$

Kromě Reynoldsova čísla je možné veškeré neznámé hodnoty odečíst z tabulek termofyzikálních vlastností daného protékajícího plynu, pro zjednodušení se mohou použít termofyzikální vlastnosti suchého vzduchu. Reynoldsovo číslo vyjadřující poměr třecích a setrvačných sil se spočítá z rovnice:

$$\text{Re} = \frac{v_p \cdot d_p \cdot \rho_{sp,vstup}}{\eta_{sp,vstup}} \quad (3-25)$$

Z Reynoldsova čísla se určí Nusseltovo číslo, které se dosadí do rovnice (3-23), ze které se stanoví součinitel přestupu tepla  $\alpha$ . Nyní je možné vyjádřit z rovnice (3-22) střední logaritmický rozdíl, který je dán vztahem:

$$\Delta T_{ln} = \frac{\Delta T_{max} - \Delta T_{min}}{\ln \frac{\Delta T_{max}}{\Delta T_{min}}} \quad (3-26)$$

kde  $\Delta T_{min}$  je zvolená hodnota minimálního teplotního rozdílu a  $\Delta T_{max}$  rozdíl teploty vnitřního povrchu trubky a plynu na vstupu, tedy maximální teplotní rozdíl:

$$\Delta T_{max} = T_p - T_{in} \quad (3-27)$$

Jedinou neznámou je teplota trubky pro ohřátí plynu na požadovanou teplotu. Pokud se tedy rovnice (3-27) dosadí do rovnice (3-22) a následně se vyjádří  $T_p$ , pak je možné stanovit teplotu potrubí o požadovaném výkonu. Pro takto stanovený požadavek je už snadnější zvolit vhodný typ a výkon elektroohřevu.

Bilančně vypočtený potřebný tepelný výkon k ohřevu spalin a teplota vnitřního povrchu potrubí se nachází v příloze 1.

### 3.6 Shrnutí a zhodnocení výpočtů

Vnitřní průměr filtrační komory byl spočítán dle rovnice (3-5), s výsledkem  $\varnothing 216,9$  mm. Skutečný vnitřní průměr byl však stanoven podle běžně vyráběných rozměrů, tedy na  $\varnothing 211,1$  mm.

Vnitřní průměr potrubí aplikovaný před ejektorem byl podle rovnice (3-6) vyčíslen na hodnotu  $\varnothing 24,1$  mm. Avšak z důvodu kompatibility dvou filtračních komor s jednotným potrubním systémem je nutné porovnat oba vypočtené vnitřní průměry a na základě tlakové ztráty a filtrační rychlosti zvolit vhodný katalogizovaný průměr potrubí. Za těchto podmínek bylo zvoleno potrubí o vnitřní průměru  $\varnothing 32$  mm. Obdobně byl pomocí rovnice (3-19) určen vnitřní průměr potrubí za ejektorem, který byl podle katalogu výrobce stanoven na  $\varnothing 38,7$  mm.

Průtokoměry potřebné k regulaci množství plynných polutantů (NO a NH<sub>3</sub>) se zvolily na základě emisních předpisů evropské unie, které pro NO<sub>2</sub> představují

hodnotu 200 mg/ m<sub>N</sub><sup>3</sup>. Z této koncentrace se podle rovnice (3-7) stanovil minimální objemový průtok pro NO a NH<sub>3</sub> o hodnotě 6,9 · 10<sup>-4</sup> m<sub>N</sub><sup>3</sup>/h.

Objem výsyvky se určil na základě daného vnitřního průměru, který je totožný s vnitřním průměrem komory a zvolené doby naplnění. Za těchto předpokladů byla stanovena výška výsyvky, kterou lze vypočítat z rovnice (3-10). Tato spočítaná výška výsyvky o velikosti 226 mm byla upravena na konečnou výšku 250 mm.

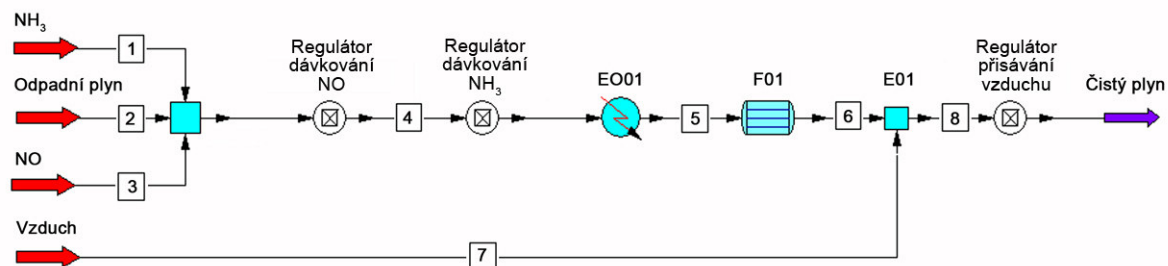
Množství vzduchu určeného k ochlazení horkých spalin, z důvodu ochrany ventilátoru před tepelným zatížením, bylo zjištěno pomocí energetické bilanční rovnice. Postup výpočtu je vysvětlen v kapitole 3.4. Spočtený průtok 15 m<sub>N</sub><sup>3</sup>/h je množství chladícího vzduchu (20 °C) potřebného k ochlazení 6,73 m<sub>N</sub><sup>3</sup>/h spalin (360 °C) na teplotu 130 °C.

Tepelný výkon, který je nutný dodat odpadnímu plynu o teplotě 150 °C, aby se ohřál na teplotu 360 °C, byl stanoven energetickou bilanční rovnicí na 546 W. Ze získaného tepelného výkonu lze dle rovnice (3-22) spočítat teplotu vnitřního povrchu potrubí. Teplota vnitřního povrchu potrubí se pro zadané parametry rovná bezmála 400 °C. Z této teploty se stanovil výkon elektroohřevu.

Specifikace a technická data INTEQu II		
<b>Provozní parametry</b>	Max. pracovní teplota	360 °C
	Max. pracovní tlak (rel.)	- 4,9 kPa
	Filtrační rychlost v <sub>f</sub>	2 – 4 cm/s
	Reálný průtok při v <sub>f</sub> = 2 cm/s před ejektorem	16,4 m <sup>3</sup> /h
	Normální průtok při v <sub>f</sub> = 2 cm/s před ejektorem	6,73 m <sub>N</sub> <sup>3</sup> /h
	Min. normální průtok chladícího vzduchu při T = 360 °C	15 m <sub>N</sub> <sup>3</sup> /h
	Rychlost proudění v potrubí	10 m/s
	Max. výkon elektroohřevu	600 W
<b>Potrubí</b>	před ejektorem DN 32	ø 38 x 3 mm
	za ejektorem DN40	ø 44,5 x 2,9 mm
<b>Keramická filtrační svíčka</b>	střední průměr	ø 50 mm
	tloušťka stěny	10 mm
	délka	1450 mm
	filtrační plocha	0,23 m <sup>2</sup>
	počet svíček	1 ks
<b>Filtrační komora</b>	průměr	ø 219,1 x 4 mm
	výška	2200 mm
<b>Rozměry rámu</b>	délka	1800 mm
	šířka	880 mm
	výška	2000 mm
<b>Ventilátor s frekvenčním měničem</b>	max. podtlak	4,9 kPa
	max. průtok	186 m <sup>3</sup> /h
<b>Ostatní specifikace</b>	Celková hmotnost jednotky (bez kompresoru)	350 kg
	materiál funkčních částí	nerez ocel 17 240

Tab. 3.1 Přehled základních parametrů INTEQu II

Množství chladícího vzduchu a výkon potřebný pro ohřev byl kontrolně spočítán v programu ChemCAD, kde sestavené schéma je na obr. 3.5. V tab. 3.1 jsou shrnuty základní specifikace experimentálního zařízení INTEQ II.



Obr. 3.5 Zjednodušené schéma experimentálního zařízení INTEQ II

## 4 MODEL TLAKOVÉ ZTRÁTY

Tlaková ztráta celé experimentální jednotky se skládá z tlakové ztráty v potrubí a z tlakové ztráty způsobené průchodem spalin přes filtrační svíčku. Tlaková ztráta na vstupu a na výstupu z filtrační komory je z důvodu předpokladu velmi malých hodnot zanedbána.

### 4.1 Tlaková ztráta filtrační svíčky

Model tlakové ztráty je založen na následujících předpokladech [ 24 ]:

- nestlačitelný plyn
- laminární proudění
- konstantní hustota a viskozita při dané teplotě
- válcovité póry ve stěně filtru
- žádné příčné toky mezi póry

Z těchto předpokladů lze stanovit celkovou tlakovou ztrátu  $\Delta P_f$  přes filtrační svíčku. Tlakovou ztrátu filtru můžeme rozdělit do 5 složek:

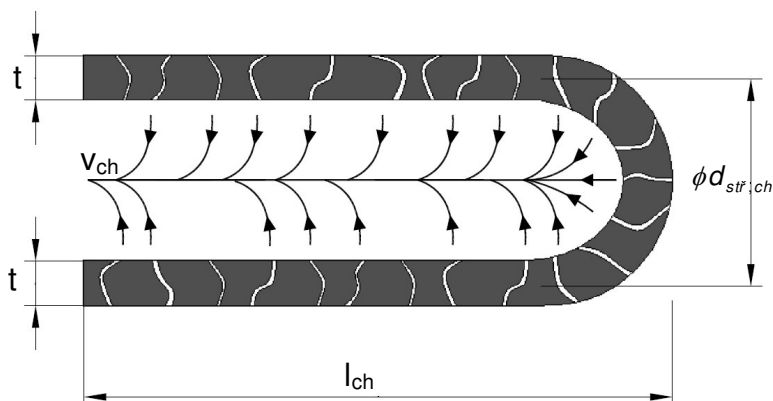
$$\Delta P_f = \Delta P_{in} + \Delta P_{ch} + \Delta P_p + \Delta P_s + \Delta P_{out} \quad (4-1)$$

kde tlakové ztráty na vstupu a výstupu, tedy  $\Delta P_{in}$  a  $\Delta P_{out}$ , jsou ve srovnání s ostatními ztrátami zanedbatelné. Zbývající tři složky celkové tlakové ztráty filtrační svíčky mohou být vypočteny z obecně použitelné Hagen-Poiseuillovy rovnice pro kruhové potrubí:

$$\Delta P = \frac{32 \cdot \eta \cdot l \cdot v}{d^2} \quad (4-2)$$

#### 4.1.1 Tlaková ztráta v kanálku $\Delta P_{ch}$

Tlaková ztráta kanálku je ve skutečnosti tlaková ztráta v potrubí o daném průměru  $d_k$  a dané délce  $l_k$ , jak je znázorněno na obr. 4.1.



Obr. 4.1 Schématické znázornění kanálku

Dynamickou viskozitu  $\eta$  lze stanovit pomocí Sutherlandovy rovnice pro ideální plyn, která vyjadřuje závislost dynamické viskozity na teplotě:

$$\eta = \eta_{ref} \cdot \frac{T_{ref} + C_s}{T + C_s} \cdot \left( \frac{T}{T_{ref}} \right)^{3/2} \quad (4-3)$$

Pro výpočet tlakové ztráty v kanálku je nutné znát rychlost proudění v kanálku, kterou lze jednoduše spočítat ze známého průtoku a průřezu kanálku:

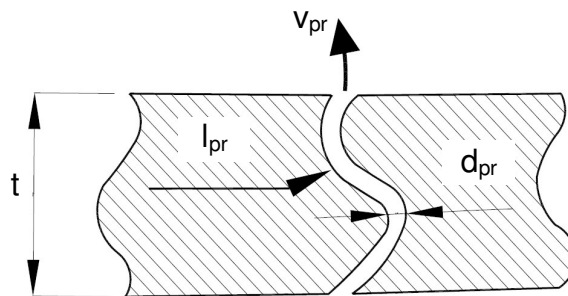
$$v_k = \frac{\dot{Q}}{A_{p, ch}} = \frac{4 \cdot \dot{Q}}{\pi \cdot d_{ch}^2} \quad (4-4)$$

Dosazením  $v_k$  do rovnice (4-2) dostaneme tlakovou ztrátu kanálku:

$$\Delta P_{ch} = \frac{128 \cdot \dot{Q} \cdot \eta \cdot l_{ch}}{\pi \cdot d_{ch}^4} \quad (4-5)$$

#### 4.1.2 Tlaková ztráta v pórech $\Delta P_{pr}$

Pro výpočet tlakové ztráty v pórech je nutné znát geometrii pórů, kterou nelze stanovit přesně. Proto se například pro vyjádření délky pórů používá tzv. efektivní délka pórů. Efektivní délka pórů  $l_{pr}$  v tloušťce filtru závisí na jejich křivolakosti a je přibližně trojnásobkem tloušťky stěny filtru [ 24 ]. Rychlost plynu v pórech lze získat z rovnice kontinuity:



Obr. 4.2 Schématické znázornění póru [ 24 ]

$$\dot{Q}_{ch} = \dot{Q}_p \quad (4-6)$$

$$\frac{\pi \cdot d_{ch}^2}{4} \cdot v_{ch} = \pi \cdot d_{pr} \cdot l_{pr} \cdot v_{pr} \cdot P_o \quad (4-7)$$

kde  $P_o$  označuje dílčí poróznost stěny filtru, která ve většině keramických filtrů nabývá hodnoty 0,5. Ostatní parametry jsou známy a proto lze spočítat rychlost v pórech vyjádřením  $v_p$  z rovnice (4-7):

$$v_p = \frac{v_{ch} \cdot d_{ch}^2}{4 \cdot d_{pr} \cdot l_{pr} \cdot P_o} \quad (4-8)$$

a stejně jako v případě tlakové ztráty v kanálku, dosadíme rychlost v pórech  $v_{pr}$  do rovnice (4-2) a získáme tlakovou ztrátu způsobenou póry.

### 4.1.3 Tlaková ztráta přes filtrační koláč $\Delta P_s$

Na základě experimentálně naměřených hodnot z INTEQ I je možné určit maximální tlakovou ztrátu způsobenou filtračním koláčem zanášející póry. Experimentální zkoušky se prováděly ve spalovně SAKO, kde odebírané spaliny obsahovaly 4000 mg/m<sup>3</sup> tuhých znečišťujících látek (TZL). Při daném průtoku, filtrační ploše a frekvenci regenerace lze stanovit měrné zatížení filtrační plochy tuhými znečišťujícími látkami:

$$w_I = \frac{m_{TZL} \cdot \dot{V}_I \cdot t_I}{A_{s,I}} \quad (4-9)$$

Dále z experimentálně získaných hodnot tlakové ztráty INTEQu I lze vyčíslit tlakovou ztrátu filtru po regeneraci, tedy filtru zbaveného filtračního koláče a tlakovou ztrátu těsně před regenerací, tedy při maximální celkové tlakové ztrátě filtru.

$$\Delta P_I = \Delta P_{clean} + \Delta P_{soot} \quad (4-10)$$

Tuto závislost lze rozepsat:

$$\Delta P_I = K_{clean} \cdot v_{f,I} + K_{soot} \cdot w_I \cdot v_{f,I} \quad (4-11)$$

Z rovnice (4-10) je možné vyjádřit tlakovou ztrátu způsobenou zanášením filtrační plochy  $\Delta P_{soot}$  a pokud se tato hodnota dá do rovnosti s druhým členem z rovnice (4-11) lze získat konstantu  $K_{soot}$ , která se dá použít pro výpočet tlakové ztráty filtračního koláče INTEQ II:

$$\Delta P_s = K_{soot} \cdot w_{II} \cdot v_f \quad (4-12)$$

kde  $v_f$  je filtrační rychlost zvolená z rozmezí hodnot (2 - 4 cm/s) určených pro keramický filtr a měrné zatížení filtrační plochy  $w_{II}$  je stanovené obdobně podle rovnice (4-9).

## 4.2 Tlaková ztráta potrubního systému

Ztráta energie, ve formě tlakové ztráty, lze u přímého potrubí určit v závislosti na rozměrech potrubí, fyzikálních vlastnostech protékající tekutiny a na rychlosti průtoku, dle Darcy-Weisbachovi rovnice [ 26 ] :

$$\Delta P = f \cdot \frac{l}{d_p} \cdot \frac{v_p^2}{2} \cdot \rho \quad (4-13)$$

Pro laminární proudění lze použít Hagen-Poiseuillovu rovnici (4-2), která byla použita pro výpočet tlakové ztráty filtrační svíčky.

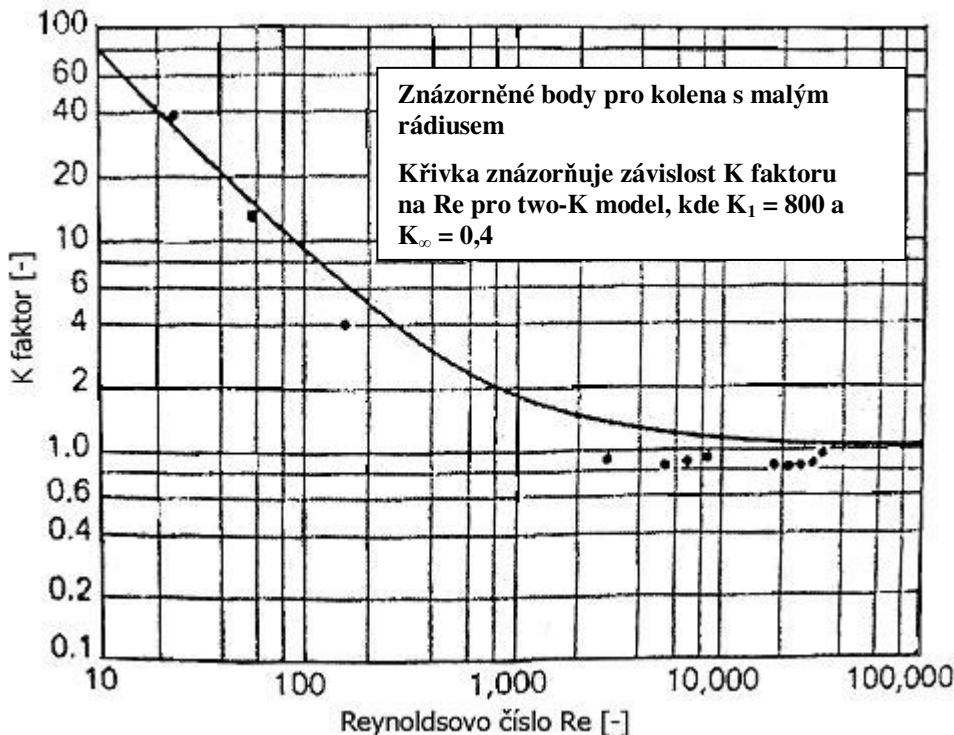
Stanovení tlakové ztráty ve tvarovkách a ventilech je poněkud složitější. Ztráta energie je většinou způsobena turbulencí, která může nastat náhlou změnou směru a rychlosti proudění. Proto je nejlepší předpovídat tuto ztrátu pomocí dynamického tlaku. Dynamický tlak je množství kinetické energie obsažené v proudu a je dán rovnicí [ 25 ]:

$$H_d = \frac{v_p^2}{2 \cdot g} \quad (4-14)$$

Celková tlaková ztráta místních odporů je součtem třecích a přímých ztrát. Avšak, dynamický tlak přibližně pokrývá jen ztrátu způsobenou ztrátou kinetické energie. Proto je zapotřebí bezrozměrný K faktor, který upřesní celkovou tlakovou ztrátu  $\Delta H$  ve fitinkách:

$$\Delta H = K \cdot H_d \quad (4-15)$$

K faktor lze stanovit Two-K metodou, která se liší od běžných metod tím, že obsahuje dvě konstanty  $K_1$  ( $Re = 1$ ) a  $K_\infty$  ( $Re = \infty$ ) pro stanovení výsledné tlakové ztráty. Běžné metody používající jen jeden K faktor jsou spolehlivé jen při plně rozvinutém turbulentním proudění ( $Re > 10\,000$ ), neboť Reynoldsovo číslo je při těchto hodnotách téměř konstantní. Zatímco při laminárním proudění se hodnota Reynoldsova čísla zvyšuje a pro  $Re < 100$  je hodnota K nepřímo úměrná hodnotě  $Re$ . Tuto závislost lze pozorovat na obr. 4.3 pro kolena s malým rádiusem, kde  $K_1 = 800$  a  $K_\infty = 0,4$ . Pokud  $Re > 10\,000$  pak hodnota  $K_1$  nemá na výsledný K faktor téměř žádný vliv a pokud  $Re < 50$  pak  $K_\infty$  je téměř bezvýznamný. Tuto závislost nejlépe vystihuje rovnice (4-16) pro stanovení konečného K faktoru. [ 25 ]



Obr. 4.3 Two-K metoda – data pro laminární, přechodné a turbulentní proudění [ 25 ]

Tato metoda je tedy na rozdíl od metod používajících jednu konstantu přesná dokonce i pro velké průměry a také při nízkých Reynoldsových číslech [ 25 ].

$$K = \frac{K_1}{\text{Re}} + K_\infty \cdot \left(1 + \frac{1}{d_p}\right) \quad (4-16)$$

Kde faktory  $K_1$  a  $K_\infty$  jsou stanoveny experimentálně pro jednotlivé armatury. Pro zjednodušení výpočtu lze tlakovou ztrátu přímého potrubí dle rovnice (4-13) popř. (4-2) nahradit a zakomponovat do two-K metody, vyjádřením K faktoru pro tlakovou ztrátu v přímém potrubí:

$$K_p = f \cdot \frac{l}{d_p} \quad (4-17)$$

kde  $f$  je Darcyho třecí součinitel, který lze pro přechodovou oblast proudění stanovit Colebrookovou rovnicí [ 26 ]:

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \cdot \log \left( \frac{2,51}{\text{Re} \cdot \sqrt{f}} + \frac{\varepsilon/d_p}{3,76} \right) \quad (4-18)$$

Určitou nevýhodou této rovnice je její implicitní tvar, který vyžaduje iterační řešení. Proto je někdy výhodné použít explicitní vyjádření, které má následující tvar [ 26 ]:

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \cdot \log \left[ \left( \frac{6,81}{\text{Re}} \right)^{0,9} + \frac{\varepsilon}{3,7 \cdot d_p} \right] \quad (4-19)$$

Celková tlaková ztráta potrubního systému vyjádřená v Pa má tvar [ 25 ]:

$$\Delta P = (K + K_p) \cdot H_d \cdot 0,3048 \cdot \rho \cdot g \quad (4-20)$$

### 4.3 Shrnutí

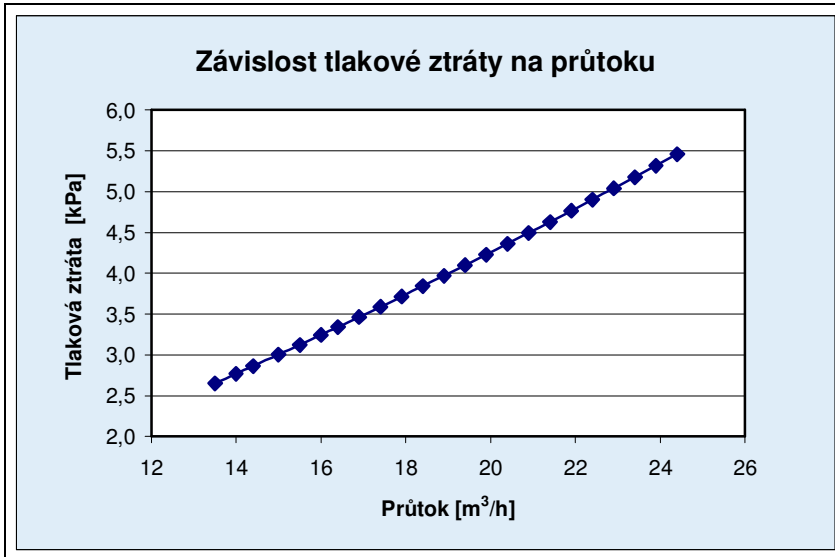
Tlaková ztráta keramické svíčky se skládá z tlakové ztráty kanálku, pórů a vlivem zanášení. Celková maximální tlaková ztráta keramické svíčky  $\Delta P_f$  určená vztahem (4-1) je při zadaných podmínkách rovna 2,59 kPa. Postup stanovení této tlakové ztráty je uveden v kapitole 4.1.

Ke stanovení tlakové ztráty potrubního systému byla použita Two-K metoda, která využívá výhod dvou K faktorů. Tlaková ztráta potrubí je za stejných provozních podmínek jako u tlakové ztráty keramického filtru stanovena dle rovnice (4-20) s výsledkem 754 Pa.

Celková tlaková ztráta INTEQ II je tedy 3,34 kPa při maximální provozní teplotě 360°C a filtrační rychlosti 2 cm/s. Jelikož ventilátor může dosáhnout maximálního

podtlaku  $\Delta P_v = 4,9$  kPa je vypočtená celková tlaková ztráta při daných podmínkách přípustná. Výše popsany postup výpočtu tlakových ztrát je vyčíslen v příloze 2.

Tlaková ztráta celého systému se lineárně zvyšuje se zvyšujícím se průtokem. Na obr. 4.4 je vyneseno očekávaný průběh tlakové ztráty v závislosti na průtoku, dle modelu tlakové ztráty pro keramický filtr. Jelikož ventilátor dává maximální podtlak  $P_{\max} = 4,9$  kPa, je možné ze závislosti uvedené na obr. 4.4 odečíst maximální teoretický průtok.



Obr. 4.4 Závislost celkové tlakové ztráty na průtoku

## 5 MODELOVÁNÍ KATALYTICKÉHO REAKTORU

### 5.1 Základní typy chemických reaktorů

Pro modelování chování katalytického filtru je nutné vybrat správný typ chemického reaktoru. Chemické reaktory lze rozdělit dle následujících aspektů [ 27]:

1) Podle toho, zda reakční směs během reakce reaktorem protéká nebo zda je reaktor během reakce uzavřen:

- průtočné (kontinuální)
- vsázkové (diskontinuální)

2) Podle toho, zda v reakční směsi dochází k přenosu tepla a hmoty, tedy zda jsou v reakční směsi během reakce přítomny koncentrační nebo teplotní gradienty:

- dokonale míchané – koncentrace a teplota ve všech místech je stejná
- s vyloučeným promícháváním – koncentrační a teplotní pole zde nejsou žádným způsobem pozměňovány

3) Podle toho, zda mezi reakční směsí a okolím dochází k přenosu tepla:

- adiabatické – výměna tepla mezi reakční směsí a okolím je zcela vyloučena
- izotermní – teplota reakční směsi je nezávisle na čase ve všech místech konstantní

Kombinací jednotlivých znaků je možné zformovat 3 základní typy chemických reaktorů:

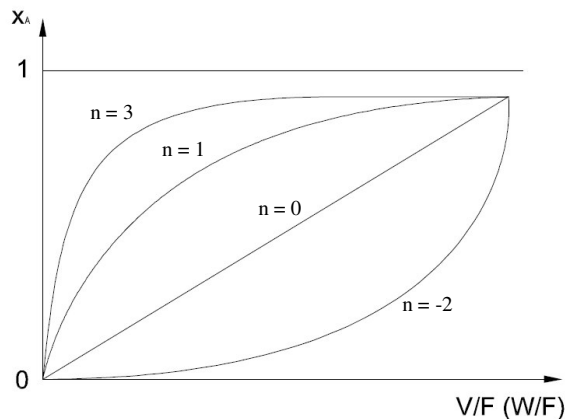
- diskontinuální dokonale míchaný reaktor
- průtočný dokonale míchaný reaktor
- průtočný reaktor s pístovým tokem (s vyloučením promíchávání)

Každý z uvedených základních typů reaktorů je ještě možné kombinovat s adiabatickým nebo izotermním průběhem reakce.

Pro případ modelování průběhu reakce na katalytickém filtru je potřeba zvolit správný typ reaktoru. Jelikož čištění spalin přes katalytický filtr probíhá kontinuálně a v závislosti na průchodu spalin přes tloušťku katalyzátoru se mění složení spalin (stupeň konverze), tak tyto aspekty nejlépe vystihuje průtočný reaktor s pístovým tokem. Nicméně, tímto dochází k určitému zjednodušení, neboť v reálném provozu nelze nikdy dosáhnout pístového toku.

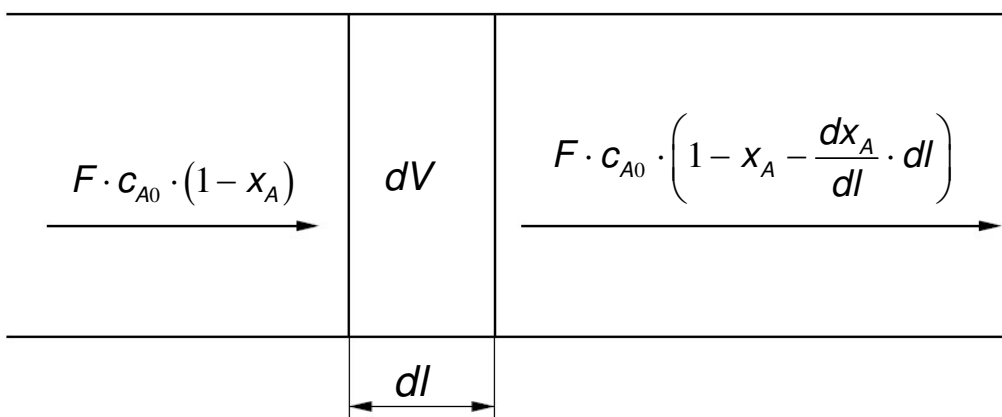
## 5.2 Průtočný reaktor s pístovým tokem

Tento ideální model reaktoru lze přirovnat k dlouhé trubce v níž probíhá daný typ reakce. Trubkou prochází reakční směs a postupně reaguje. Chemickou reakcí vznikají v podélném směru trubky koncentrační rozdíly, které nesmějí být měněny promícháváním reakční směsi. Aby tento předpoklad byl dodržen, musí protékat reakční směs reaktorem ve formě pístového toku. Pístový tok je zidealizovaný tok tekutiny, při němž se všechny částice v daném průřezu pohybují stejnou rychlostí [ 27 ]. To znamená, že koncentrace v daném průřezu trubky je pořád stejná, jedná se tedy o ustálený stav. Avšak koncentrace látek se mění s polohou reakční směsi v trubce. Tudiž u tohoto typu reaktoru je doba reakce určena časem, za který se částice dostane od vstupu k výstupu reaktoru. U průtočného reaktoru závisí stupeň konverze na výstupu z reaktoru na poměru objemu reaktoru (katalyzátoru) k průtoku reakční směsi (obr. 5.1).



Obr. 5.1 Závislost stupně konverze na poměru objemu reaktoru (katalyzátoru) k průtoku reakční směsi pro různé řády reakce

Základní rovnice pro stanovení závislosti stupně konverze na poměru  $V/F$  se získá z látkové bilance reaktoru, kterou lze popsat pomocí obr. 5.2.



Obr. 5.2 Materiálová bilance v elementárním objemu  $dV$

Do elementárního objemu dV proudí za jednotku času určitý počet molů látky A, dle následující rovnice:

$$F \cdot c_{A0} \cdot (1 - x_A) \quad (5-1)$$

Z elementárního objemu dV vystupuje za jednotku času uvedeného množství látky A:

$$F \cdot c_{A0} \cdot \left( 1 - x_A - \frac{dx_A}{dl} \cdot dl \right) \quad (5-2)$$

Množství zreagované látky A za jednotku času lze vyjádřit v závislosti na reakční rychlosti:

$$r_A \cdot dV \quad (5-3)$$

Nyní se vytvoří bilanční rovnice pro elementární objem reaktoru ( vstup (5-1) = úbytek (5-3) + výstup (5-2) ):

$$F \cdot c_{A0} \cdot (1 - x_A) = r_A \cdot dV + F \cdot c_{A0} \cdot \left( 1 - x_A - \frac{dx_A}{dl} \cdot dl \right) \quad (5-4)$$

Bilanční rovnice (5-4) se upraví na tvar:

$$F \cdot c_{A0} \cdot dx_A = r_A \cdot dV \quad (5-5)$$

Jelikož průtok reakční směsi je konstantní, lze ho převést pod diferenciál dV a tím dostaneme obecnou kinetickou rovnici průtočného reaktoru s pístovým tokem [ 27 ]:

$$\frac{r_A}{c_{A0}} = \frac{dx_A}{d\left(\frac{V}{F}\right)} \quad \text{případně} \quad \frac{r_A}{c_{A0}} = \frac{dx_A}{d\left(\frac{W}{F}\right)} \quad (5-6)$$

Jak již bylo zmíněno, průtočný reaktor s pístovým tokem je ještě možné rozdělit na adiabatický a izotermní reaktor. Izotermní reaktor je určité zjednodušení, protože v reálném prostředí teplota v reaktoru vždy kolísá. Za izotermní reaktor je tedy možné uvažovat reaktor, v němž změny teploty během reakce způsobí pouze zanedbatelné změny v reakční rychlosti. Adiabatický reaktor lze považovat za izotermní, pokud adiabatický ohřev reakce způsobí pouze zanedbatelné změny v reakční rychlosti [ 27 ]. Tedy za předpokladu nepatrného kolísání teploty během reakce budeme uvažovat průtočný reaktor s pístovým tokem za izotermní.

### 5.3 Izotermní průtočný reaktor s pístovým tokem - postup výpočtu

Pro vytvoření modelu katalytické filtrace je nutné určit tzv. reakční rychlost. Jelikož rychlost reakce závisí na mnoha parametrech je nutné vytvořit tzv. rychlostní rovnici, která vyjadřuje vztahy mezi reakční rychlostí a veličinami ovlivňující reakční rychlost. Pokud by se sestavila rovnice, která by zahrnovala vlivy všech veličin ovlivňujících reakční rychlost, tak by vznikla obecná rychlostní rovnice, která by byla aplikovatelná pro všechny typy reakcí za všech podmínek. Jelikož vyjádření všech vztahů mezi reakční rychlostí a vlastnostmi reagujících látek a reakčního prostředí by bylo velmi složité, je proto nutné používat rychlostní rovnice omezené pouze na danou konkrétní reakci.

Pro selektivní katalytickou redukci NO<sub>x</sub> lze reakční rychlost vyjádřit jako funkci koncentrací látek, které nejsou funkcí teploty a konstant (rychlostních konstant, rovnovážných konstant a řádu reakce), které jsou funkcí teploty. Tato závislost reakční rychlosti na vyjmenovaných parametrech se nazývá izotermní rychlostní rovnice. Tyto faktory jsou tedy vystiženy třemi členy v rovnici pro reakční rychlost, teplotním členem, koncentračním členem a vlivem rovnováhy [ 26 ]:

$$r = k \cdot c_A^a \cdot c_B^b \cdot \dots \cdot c_S^s \cdot (1 - \beta) \quad (5-7)$$

Pro vyjádření rychlostní rovnice pro plynnou fázi je možné použít místo koncentrací jednotlivých složek parciální tlaky jednotlivých složek:

$$r = k \cdot p_A^a \cdot p_B^b \cdot \dots \cdot p_S^s \cdot (1 - \beta) \quad (5-8)$$

Reakce probíhající při katalytickém rozkladu NO<sub>x</sub> jsou za daných podmínek nevratné, proto vliv rovnováhy lze zanedbat. Jelikož je reaktor izotermní, což znamená že v celém reaktoru, tedy ve všech místech a časech, je teplota konstantní, je rychlostní konstanta **k** závislá jen na teplotě. Pak zjednodušenou rychlostní rovnici pro klíčovou složku A lze vyjádřit následovně:

$$r_A = k_{(T)} \cdot p_A^n \quad (5-9)$$

kde exponent n je celkový řád reakce, který je při oxidaci organických látek roven 1.

#### 5.3.1 První řád reakce

Izotermní rychlostní rovnici pro první řád reakce klíčové složky A je možné získat z rovnice (5-9):

$$r_A = k_{(T)} \cdot p_A \quad (5-10)$$

Parciální tlak klíčové složky lze definovat pomocí Daltonova zákona jako součin koncentrace klíčové složky A a celkového tlaku:

$$p_A = c_A \cdot P \quad (5-11)$$

kde koncentrace klíčové složky A lze vyjádřit v závislosti na počáteční koncentraci složky A a stupně konverze:

$$c_A = c_{A0} \cdot (1 - x_A) \quad (5-12)$$

Spojením rovnice (5-11) a rovnice (5-12) a dosazením do rovnice (5-6) dostaneme upravenou kinetickou rovnici pro reakci prvního řádu:

$$\frac{k_{(T)} \cdot c_{A0} \cdot (1 - x_A) \cdot P}{c_{A0}} = \frac{dx_A}{d\left(\frac{W}{F}\right)} \quad (5-13)$$

Rovnice se upraví na tvar vhodný pro integraci a integruje se:

$$k_{(T)} \cdot P \cdot \int_0^V d\left(\frac{W}{F}\right) = \int_0^{x_A} \frac{dx_A}{(1 - x_A)} \quad (5-14)$$

Kinetickou rovnici prvního řádu reakce je potom možné upravit do tvaru vyjadřující stupeň přeměny:

$$x_A = 1 - e^{\left(-k_{(T)} \cdot P \cdot \frac{W}{F}\right)} \quad (5-15)$$

Výpočet průtočného reaktoru s pístovým tokem spočívá v určení závislosti stupně přeměny  $x_A$  klíčové složky A na parametru  $W/F$ . Z této závislosti je pak možné určit objem katalyzátoru (reaktoru), pokud je znám požadovaný stupeň přeměny a průtočné množství nástřiku, nebo průtočné množství nástřiku, je-li zadán požadovaný stupeň konverze a objem reaktoru, nebo stupeň přeměny při zadaném průtoku reakční směsi a objemu reaktoru (rovnice (5-15)). Závislost stupně konverze na parametru  $W/F$  je možné určit buď experimentálně přímo v průtočném reaktoru s pístovým tokem nebo vypočítat z kinetické rovnice. [ 27 ]

### 5.3.2 N-tý řád reakce

Rychlostní rovnice n-tého řádu byla odvozena v úvodu kapitoly 5.3. Při sestavování kinetické rovnice n-tého řádu se vychází stejně jako u prvního řádu z rovnice (5-6).

Parciální tlak klíčové složky A se vyjádří pomocí daltonova zákona rovnicí (5-11), kde koncentrace klíčové složky A je možné vyjádřit prostřednictvím vstupní koncentrace dané složky a stupně konverze po průchodu přes katalyzátor dle rovnice

(5-12). Pokud se rovnice (5-11) a (5-12) sloučí dohromady a dosadí se do rovnice (5-9) dostaneme rychlostní rovnici n-tého řádu.

Kinetická rovnice n-tého řádu, která vznikla po dosazením upravené rychlostní rovnice do rovnice (5-6), má následující tvar:

$$\frac{k_{(T)} \cdot c_{A0}^n \cdot (1 - x_A)^n \cdot P^n}{c_{A0}} = \frac{dx_A}{d\left(\frac{W}{F}\right)} \quad (5-16)$$

Rovnice (5-16) se upraví na vhodný tvar pro integraci:

$$k_{(T)} \cdot P^n \cdot c_{A0}^{n-1} \cdot \int_0^V d\left(\frac{W}{F}\right) = \int_0^{x_A} \frac{dx_A}{(1 - x_A)^n} \quad (5-17)$$

Rovnice (5-17) se integruje:

$$\frac{(1 - x_A)^{1-n} - 1}{n - 1} = k_{(T)} \cdot P^n \cdot c_{A0}^{n-1} \cdot \frac{W}{F} \quad (5-18)$$

Rovnice (5-18) je možné upravit pro stanovení stupně konverze, při známém průtoku reakční směsi a objemu katalyzátoru (reaktoru):

$$x_A = 1 - \sqrt[n]{k_{(T)} \cdot P^n \cdot c_{A0}^{n-1} \cdot \frac{W}{F} \cdot (n - 1) + 1} \quad (5-19)$$

Výpočet průtočného reaktoru s pístovým tokem pro n-tý řád reakce spočívá, stejně jako pro první řád reakce, na stanovení závislosti stupně konverze  $x_A$  na parametru  $W/F$ . Z této závislosti lze určit stejné hodnoty, které jsou uvedeny v závěru kapitoly 5.3.1.

### 5.3.3 Teplotní závislost rychlostní konstanty

K výpočtu konverze je nutné určit rychlostní konstantu, která je při izotermní reakci závislá jen na teplotě. Závislost rychlostní konstanty na teplotě vystihuje tzv. Arrheniova rovnice [ 26 ]:

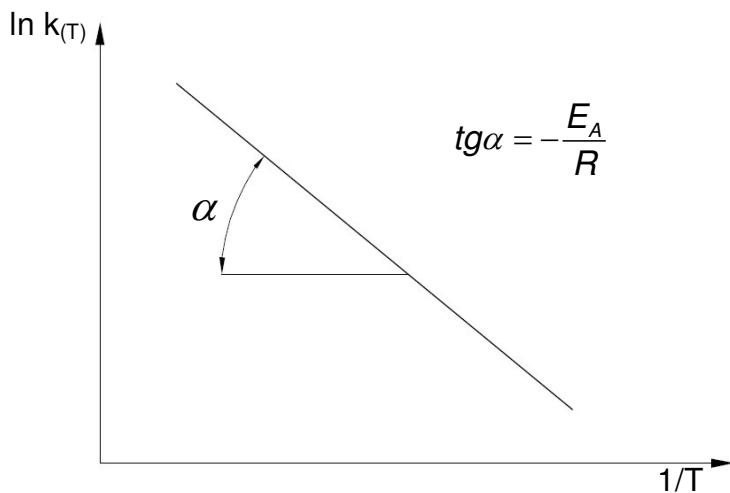
$$k_{(T)} = A_f \cdot e^{-\frac{E_A}{R \cdot T}} \quad (5-20)$$

kde aktivační energie  $E_A$  je minimální energie, kterou je nutné dodat výchozím látkám, aby vytvořily jeden mol přechodového stavu [ 27 ]. Aktivační energie je obecně závislá na teplotě. Avšak, z důvodu nedostačující přesnosti měřených veličin nelze její teplotní závislost experimentálně zjistit. Proto se předpokládá, že aktivační energie je na teplotě nezávislá. Ze stejného důvodu se zanedbává vliv teploty na

předexponenciální (frekvenční) faktor  $A_f$ . Za těchto předpokladů lze stanovit závislost rychlostní konstanty na teplotě zlogaritmováním Arrheniovy rovnice (5-20):

$$\ln k_{(T)} = \ln A_f - \frac{E_A}{R \cdot T} \quad (5-21)$$

Ze vztahu (5-21) je zřejmé, že vliv teploty na rychlostní konstantu je možné vyjádřit jako lineární závislost  $\log k_{(T)}$  na  $1/T$  (obr. 5.3). Pokud se získaná data vynesou v daných souřadnicích a křivka proložená danými body bude přímkového charakteru, pak lze k popisu závislosti rychlostní konstanty na teplotě použít Arrheniovu rovnici.



Obr. 5.3 Závislost logaritmu rychlostní konstanty na převrácené hodnotě teploty

V případě, že jsou známy rychlostní konstanty a jejich teploty a je nutné zjistit aktivační energii, tak je možné použít rovnici (5-22), která byla odvozena ze dvou Arrheniových rovnic pro různé rychlostní konstanty a jejich teploty.

$$k_{(T)} = k_{(T_0)} \cdot e^{\left(\frac{E_A \cdot (T - T_0)}{R \cdot T \cdot T_0}\right)} \quad (5-22)$$

## 5.4 Postup modelování katalytického reaktoru při neznámém řádu reakce

Pro vytvoření funkčního modelu chování katalytického filtru je nutné stanovit řád reakce. Postup je následující:

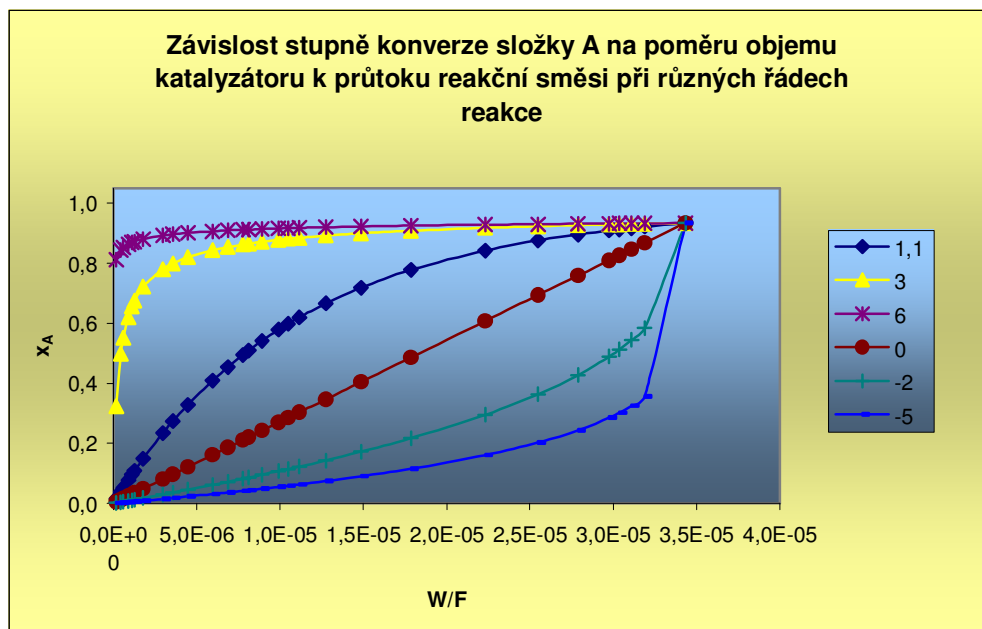
- 1) Z experimentálně naměřených dat se vytvoří závislost rychlostní konstanty na teplotě pro různé řády reakce zvolené podle požadavku na přesnost výsledného řádu reakce.
- 2) Z experimentálních dat se stanoví závislost stupně konverze na poměru  $W/F$  a těmito body se proloží křivka.

- 3) Z dané křivky se zvolí vhodný bod, ke kterému se bude hledat řád reakce. Tímto bodem se povedou zvolené řády reakce, které mají rychlostní konstantu stanovenou pro stejnou teplotu jako námi zvolený bod.
- 4) Poté se podle vhodného matematického modelu tyto průběhy porovnají s proloženou křivkou. Nejvíce podobný průběh zvoleného řádu reakce s experimentálně zjištěnými hodnotami lze považovat za hledaný řád reakce.

Získaný řád je pro danou reakci konstantní za jakýchkoliv podmínek, proto ze získaného řádu reakce lze dále stanovit další závislosti stupně konverze na poměru V/F pro různé teploty a vstupní koncentrace.

## 5.5 Stanovení řádu reakce – vzorový příklad

Z naměřených dat lze podle postupu uvedeného v předchozí kapitole stanovit řád reakce. Jelikož pro keramický filtr nejsou k dispozici experimentálně naměřená data uvažujeme ilustrativní příklad, kde při teplotě 227 °C, tlaku 95,325 kPa, počáteční koncentraci NO 200 mg/m<sub>N</sub><sup>3</sup> a konstantním množství katalyzátoru 0,0089 m<sup>3</sup> byly pro různé průtoky naměřeny různé stupně konverze. Z těchto naměřených dat se zvolí vhodná hodnota, například průtok 260 m<sup>3</sup>/h odpovídající konverzi NO 93,4%. Ze zvoleného bodu se za stejných provozních podmínek pro různé řády reakce spočítají rychlostní konstanty, jak je uvedeno v tab. 5.1. Následně se pro tyto řády reakce sestaví závislosti stupně konverze na průtoku, jak lze vidět na obr. 5.4. Podle vhodného matematického nástroje se určí hledaný řád reakce.



Obr. 5.4 Závislost stupně konverze na poměru W/F pro různé řády reakce

Řád reakce	1,1	3	6	0	-2	-5
Rychlostní konstanta [mol/(m <sup>3</sup> .Pa.h)]	1,68E-01	8,14E-14	1,39E-32	5,44E+06	7,88E+20	3,22E+42

Tab. 5.1 Řády reakce a jejich odpovídající rychlostní konstanty při zadaných podmínkách

Podrobnější výpočet pro n-tý a první řád reakce je proveden v příloze 3.

## 6 PROVOZNÍ REŽIMY EXPERIMENTÁLNÍ JEDNOTKY

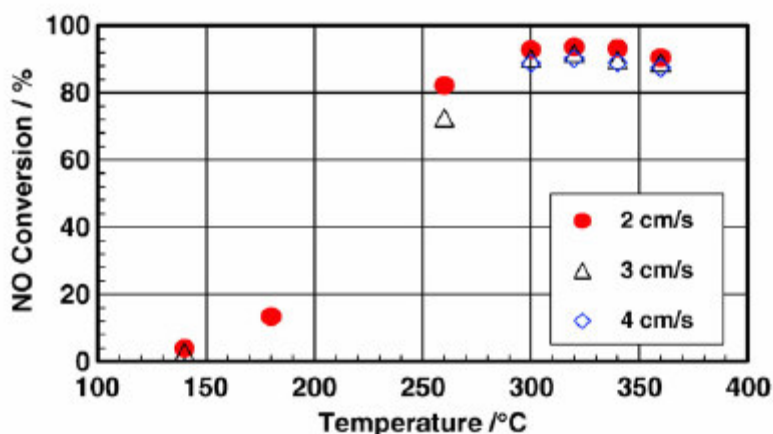
Při návrhu provozních režimů se musí vycházet z omezení, které jsou dány navrženou konstrukcí experimentální jednotky, možnostmi měřících a regulačních prvků a vlastnostmi katalytické filtrační svíčky. Tyto omezení spočívají v:

- filtrační rychlosti keramické svíčky, kde se experimentálně ověřená optimální filtrační rychlost pohybuje v rozmezí od 2 do 4 m/s
- tepelném omezení, které je ze strany materiálu konstrukce, neboť keramická svíčka odolá teplotě až do 900 °C
- tepelném omezení z hlediska navrženého elektroohřevu, který byl navržen pro maximální ohřátí spalin na teplotu 360 °C
- regulaci průtoku, neboť zvolený ventilátor nabízí maximální podtlak 4,9 kPa při maximálním průtoku 3,1 m<sub>N</sub><sup>3</sup>/min
- dávkování plynných polutantů NO a NH<sub>3</sub>, kde průtokoměry byly navrženy pro minimální průtok 0,01 l<sub>N</sub>/min.

Z těchto podmínek se tedy bude vycházet při navrhování provozních režimů experimentální jednotky. Jelikož emisní limity NO<sub>x</sub> jsou v evropské unii 200 mg/m<sub>N</sub><sup>3</sup>, pak tato hodnota bude představovat minimální dávkování NO do proudu spalin. Při spalování komunálního odpadu vzniká průměrně 400 mg/m<sub>N</sub><sup>3</sup> NO<sub>x</sub>. Proto další experimentální zkoušky budou zaměřeny v přepočtu na dávkování NO této hodnoty.

Dále bude zkoušena filtrace při různých teplotách, které se budou pohybovat od 200 do 360 °C. Předpokládá se že při teplotě 360 °C by měla být účinnost odstranění NO<sub>x</sub> maximální.

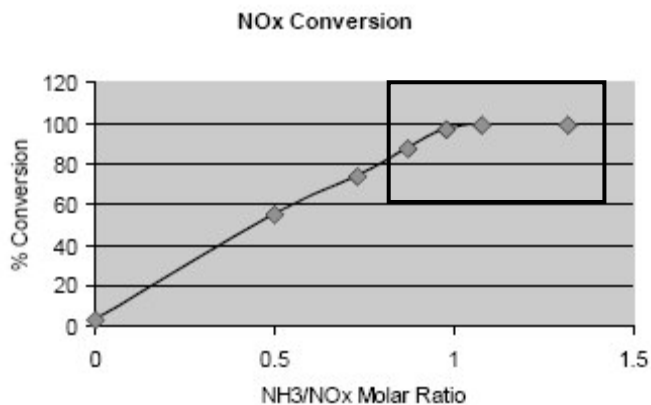
Stupeň konverze NO také záleží na průtoku odpadních plynů. Ten bude volen v závislosti na ověřené filtrační rychlosti, která se pohybuje v rozmezí od 2 do 4 m/s. Nicméně je zde omezení tlakovou ztrátou, která se při vyšších rychlostech zvyšuje. Na obr. 6.1 je možné vidět, že zvýšení filtrační rychlosti způsobí jen velmi malý pokles v konverzi NO.



Obr. 6.1 Stupeň konverze NO v závislosti na provozní teplotě a filtrační rychlosti [ 19 ]

Experimentálními zkouškami se bude sledovat vliv molárního poměru NH<sub>3</sub>/NO<sub>x</sub>, který musí být vhodně zvolen. Pokud by byl zvolen příliš vysoký nastal by tzv. NH<sub>3</sub>

slip a nezreagovaný amoniak by unikl do ovzduší. Jelikož amoniak je sám o sobě plynným polutantem, je nutné tomuto efektu zabránit. Pro katalytickou filtraci se poměr NH<sub>3</sub>/NO<sub>x</sub> většinou pohybuje od 0,8 do 1,5 v závislosti na teplotě, jak je znázorněné na obr. 6.2.



Obr. 6.2 Stupeň konverze NO v závislosti na poměru NH<sub>3</sub>/NO<sub>x</sub> při teplotě 240°C [ 22 ]

## 7 ZÁVĚR

Úvodní část diplomové práce je zaměřena na popis současných technologií používaných při snižování a odstraňování NO<sub>x</sub> z odpadních plynů. Dále jsou v této kapitole popsány vlastnosti filtrační katalytické svíčky.

Navržená technologie pro experimentální zkoušky na keramické svíčce je popsána na základě technologického schématu, který se nachází v příloze 4. Problematika konstrukce experimentálního zařízení INTEQ II je podrobně rozebrána v kapitole 3.2. Při návrhu bylo nutné stanovit několik základních rozměrů a charakteristik experimentální jednotky, ze kterých byl například zvolen vnitřní průměr filtrační komory (211,1 mm) nebo vnitřní průměr potrubí před ejektorem (32 mm). Dále bylo důležité vypočítat množství potřebného chladícího vzduchu pro ochranu ventilátoru před tepelným zatížením. Z této hodnoty byl následně určen vnitřní průměr potrubí pro směs spalin a chladícího vzduchu. Další výpočet byl zaměřen na množství tepelné energie nutné pro ohřev spalin. Výsledná tepelná energie získaná z energetické bilanční rovnice je 546 W. Pro upřesnění je daný výkon přepočten na teplotu, na kterou je nutné ohřát vnitřní povrch potrubí, aby se odpadní plyn o teplotě 150 °C ohřál na teplotu 360 °C.

Pro zvolení vhodného ventilátoru je nutné sestavit model tlakové ztráty systému. Tlaková ztráta filtrační svíčky se skládá z tlakové ztráty kanálku, pórů a vlivem zanášení. Maximální tlaková ztráta keramického filtru má za zvolených provozních podmínek 2,6 kPa. Tlaková ztráta potrubního systému spočítaná Two-K metodou je rovna 0,8 kPa. Suma jednotlivých tlakových ztrát je přibližně 3,4 kPa, proto byl zvolen ventilátor o maximálním podtlaku 4,9 kPa.

Nejdůležitější částí této práce bylo vytvoření predikčního modelu katalytického filtru. V této kapitole je uveden přehled základních typů reaktorů s ideálním chováním. Pro katalytickou filtraci byl vybrán izotermní průtočný reaktor s pístovým tokem. Proto je v této kapitole popsán postup výpočtu izotermního průtočného reaktoru s pístovým tokem pro jakýkoliv řád reakce.

V poslední kapitole jsou uvedeny plánované provozní režimy experimentální jednotky.

## SEZNAM POUŽITÉ LITERATURY

- [ 1 ] Djerad S., Crocoll M., Kureti S., Tifouti L., Weisweiler W.: Effect of oxygen concentration on the NO<sub>x</sub> reduction with ammonia over V<sub>2</sub>O<sub>5</sub>–WO<sub>3</sub>/TiO<sub>2</sub> catalyst. Dostupné online: 04.01. 2006. [cit. 15. dubna 2009]. Dostupné z <<http://www.sciencedirect.com>>.
- [ 2 ] Gómez-García M.A., Pitchon V., Kiennemann A.: Pollution by nitrogen oxides: an approach to NO<sub>x</sub> abatement by using sorbing catalytic materials. Dostupné online: 11.11. 2004. [cit. 15. dubna 2009]. Dostupné z <<http://www.sciencedirect.com>>.
- [ 3 ] Zhongbiao Wu, Haiqiang Wang, Yue Liu, Boqiong Jiang, Zhongyi Sheng: Study of a photocatalytic oxidation and wet absorption combined process for removal of nitrogen oxides. Dostupné online: 20.01. 2008. [cit. 18. dubna 2009]. Dostupné z <<http://www.sciencedirect.com>>.
- [ 4 ] Jinchao Wei, Yunbai Luo, Ping Yu, Bo Cai, Houzhang Tan: Removal of NO from flue gas by wet scrubbing with NaClO<sub>2</sub>/(NH<sub>2</sub>)<sub>2</sub>CO solutions. Dostupné online: 29.07. 2008. [cit. 20. dubna 2009]. Dostupné z <<http://www.elsevier.com/locate/jiec>>.
- [ 5 ] Dong-Seop Jin, Bal-Raj Deshwal, Young-Seong Park, Hyung-Keun Lee: Simultaneous removal of SO<sub>2</sub> and NO by wet scrubbing using aqueous chlorine dioxide solution. Dostupné online: 25.01. 2006. [cit. 20. dubna 2009]. Dostupné z <<http://www.elsevier.com/locate/jhazmat>>.
- [ 6 ] Zamansky M. Vladimir, Lissianski V. Vitali, Maly M. Peter, Loc Ho: Reactions of Sodium Species in the Promoted SNCR Process. [cit. 18. dubna 2009]. Dostupné z <<http://www.sciencedirect.com>>.
- [ 7 ] MEHLDAU & STEINFATH: Umwelttechnik GmbH [online]. [cit. 20. dubna] Dostupné z <<http://www.ms-umwelt.de/>>
- [ 8 ] Javed Tayyeb M., Irfan Naseem, Gibbs M.B.: Control of combustion-generated nitrogen oxides by selective non-catalytic reduction. Dostupné online: 13.07. 2006. [cit. 10. dubna 2009]. Dostupné z <<http://www.elsevier.com/locate/jenvman>>.
- [ 9 ] Gang-Woo Lee, Byung-Hyun Shon, Jeong-Gun Yoo, Jong-Hyeon Jung, Kwang-Joong Oh: The influence of mixing between NH<sub>3</sub> and NO for a De-NO<sub>x</sub> reaction in the SNCR process. Dostupné online: 13.02. 2008. [cit. 12. dubna 2009]. Dostupné z <<http://www.elsevier.com/locate/jiec>>.
- [ 10 ] Khanh-Quang Tran, Pia Kilpinen, Narendra Kumar: In-situ catalytic abatement of NO<sub>x</sub> during fluidized bed combustion - A literature study. Dostupné online: 14.09. 2007. [cit. 12. dubna 2009]. Dostupné z <<http://www.elsevier.com/locate/apcatb>>.
- [ 11 ] Hamada H.: Selective reduction of NO by hydrocarbons and oxygenated hydrocarbons over metal oxide catalysts. [cit. 16. dubna 2009]. Dostupné z <<http://www.sciencedirect.com>>.

- [ 12 ] Gómez-García A.M., Pitchon V., Kiennemann A.: Pollution by nitrogen oxides: an approach to NO<sub>x</sub> abatement by using sorbing catalytic materials. Dostupné online: 11.11. 2004. [cit. 09. dubna 2009]. Dostupné z <<http://www.elsevier.com/locate/envint>>.
- [ 13 ] Busca Guido, Larrubia Angeles Maria, Arrighi Laura, Ramis Gianguido: Catalytic abatement of NO<sub>x</sub>: Chemical and mechanistic aspects. Dostupné online: 24.08. 2005. [cit. 05. dubna 2009]. Dostupné z <<http://www.elsevier.com/locate/cattod>>.
- [ 14 ] Guido Busca, Luca Lietti, Gianguido Ramis, Francesco Berti: Chemical and mechanistic aspects of the selective catalytic reduction of NO<sub>x</sub> by ammonia over oxide catalysts: A review. Dostupné online: 29.03. 1998. [cit. 10. dubna 2009]. Dostupné z <<http://www.sciencedirect.com>>.
- [ 15 ] Young-Ok Park, Keon-Wang Lee, Young-Woo Rhee: Removal characteristics of nitrogen oxide of high temperature catalytic filters for simultaneous removal of fine particulate and NO<sub>x</sub>. Dostupné online: 29.07. 2008. [cit. 05. dubna 2009]. Dostupné z <<http://www.elsevier.com/locate/jiec>>.
- [ 16 ] Martín Antonio Juan, Yates Malcolm, Ávila Pedro, Suárez Silvia, Blanco Jesús: Nitrous oxide formation in low temperature selective catalytic reduction of nitrogen oxides with V<sub>2</sub>O<sub>5</sub>/TiO<sub>2</sub> catalysts. Dostupné online: 12.06. 2006. [cit. 07. dubna 2009]. Dostupné z <<http://www.elsevier.com/locate/apcatb>>.
- [ 17 ] Ramachandran Bala, Herman G.Richard, Choi Sukwon, Stenger G.Harvey, Lyman E.Charles, Sale W.John: Testing zeolite SCR catalysts under protocol conditions for NO<sub>x</sub> abatement from stationary emission sources. [cit. 07. dubna 2009]. Dostupné z <<http://www.elsevier.com/locate/cattod>>.
- [ 18 ] Nacken Manfred, Heidenreich Steffen, Hackel Marius, Schaub Georg: Catalytic activation of ceramic filter elements for combined particle separation, NO<sub>x</sub> removal and VOC total oxidation. Dostupné online: 30.06. 2006. [cit. 11. dubna 2009]. Dostupné z <<http://www.sciencedirect.com>>.
- [ 19 ] Heidenreich Steffen, Nacken Manfred, Hackel Marius, Schaub Georg: Catalytic filter elements for combined particle separation and nitrogen oxides removal from gas streams. Dostupné online: 06.03. 2007. [cit. 11. dubna 2009]. Dostupné z <<http://www.sciencedirect.com>>.
- [ 20 ] Saracco Guido, Specchia Vito: Simultaneous removal of nitrogen oxides and fly-ash from coal-based power-plant flue gases. Dostupné online: 03.03. 1998. [cit. 01. dubna 2009]. Dostupné z <<http://www.sciencedirect.com>>.
- [ 21 ] Clear Edge Filtration: The Increasing Use of Ceramic Filters in Air Pollution Control Applications. Dostupné z <<http://www.clear-edge.com/contact-us/>>
- [ 22 ] Elliott G., Clear Edge Group, Cerafil Division: NEW AND IMPROVED FILTERS FOR COMBINED POLLUTANT REMOVAL.
- [ 23 ] Chlápek P.: Výzkum a vývoj automatického řízení experimentální filtrační jednotky, Pojednání ke státní doktorské zkoušce, VUT v Brně (2009)
- [ 24 ] Heck R. and Farrauto R.: Catalytic air pollution control: Commercial Technology. 2nd edition. New York, 2002. 391 p. ISBN 0-471-43624-0.
- [ 25 ] Hooper B. William, Monsanto Co: The two-K Method predict head losses in pipe fittings. Chemical engineering august 24, 1981.

- [ 26 ] PERRY, R.H.; GREEN, D.W.; MALONEY, J.O. (eds.). Perry's chemical engineers' handbook. 7th ed. New York : McGraw-Hill, 1997. ISBN 0-07-049841-5.
- [ 27 ] Horák J.: Chemická kinetika. 1. vyd. Praha. VŠCHT v Praze, 1968. 356 s.