

# Modellierung von Brandszenarien mit CFD unter Berücksichtigung des Einflusses der Brandrauchzusammensetzung auf die Toxizität und Sichtweiten

## **Dissertation**

zur Erlangung des akademischen Grades

## **Doktoringenieurin (Dr.-Ing.)**

von M.Sc. Andrea Löhnert  
geb. am 02.07.1984 in Magdeburg

genehmigt durch die Fakultät für Verfahrens- und Systemtechnik  
der Otto-von-Guericke Universität Magdeburg

Promotionskommission: Prof. Dr.-Ing. habil. Eckehard Specht (Vorsitz)  
Prof. Dr.-Ing. habil. Ulrich Krause (Gutachter)  
Prof. Dr.-Ing. habil. Dominique Thévenin (Gutachter)  
Dr. techn. Christian Knaust (Mitglied)

eingereicht am: 20. März 2015  
Promotionskolloquium am: 14. August 2015



## Kurzfassung

---

Die Ingenieurmethoden im Brandschutz beinhalten derzeit verschiedene Ansätze zur Berechnung der Brand- und Rauchausbreitung in Gebäuden. Zu diesen gehören auch die sogenannten Computational Fluid Dynamics, die Methoden der numerischen Strömungssimulation. Da immer höhere Rechenkapazitäten zur Verfügung stehen, kann die CFD auch zur Vorhersage von zeitabhängigen Größen, z.B. Temperaturen der Rauchsicht und raucharmen Schicht oder der Rauchsichthöhe eingesetzt werden. Die Verteilung von chemischen Bestandteilen im Brandrauch und resultierenden Toxizitäten sowie Sichtweiten im Brandrauch können ebenfalls mit CFD vorhergesagt werden. Die Berechnung der Rauchgaszusammensetzung, der Konzentrationen der einzelnen Verbrennungsprodukte und auch der Rauchmenge ist sehr komplex, da diese stark von Materialeigenschaften und den Bedingungen im Brandraum abhängig sind. Die Ventilationsbedingungen und die Temperaturverteilung im Brandraum beeinflussen maßgeblich die entstehende Rauchmenge und -zusammensetzung und damit auch die Brandrauchtoxizität und die Sichtweiten.

Zur realistischen Vorhersage der Rauchausbreitung und zur Berechnung von sicherheitstechnischen Kenngrößen fehlen für die Anwendung mit CFD oft Reaktionsgleichungen für unterschiedliche Verbrennungsbedingungen und unterschiedliche Stoffgruppen. Zudem wird die Brandrauchtoxizität oft nur über die Kohlenstoffmonoxidkonzentration im Raum betrachtet, was zu einer Unterschätzung dieser führt, da keine anderen Brandrauchprodukte und die Interaktion dieser berücksichtigt werden. In experimentellen Studien wurden die Brandrauchzusammensetzung, das toxische Potenzial sowie die optische Dichte unter dem Einfluss von Temperatur und Ventilationsbedingungen untersucht. Dafür wurden zwei Polyurethanschäume (leicht und schwer entflammbar) und ein Polyvinylchlorid unter variierender Temperatur (200°C, 400°C, 700°C) und Sauerstoffkonzentrationen (15 Vol.-%, 18 Vol.-%, 21 Vol.-%) im DIN-Rohr bzw. unter variierender Bestrahlungsstärke (35 kW/m<sup>2</sup> und 50 kW/m<sup>2</sup>) im Cone Calorimeter untersucht. Aus den in den experimentellen Untersuchungen gewonnenen Daten wurden Verbrennungsgleichungen für unterschiedliche Verbrennungsbedingungen abgeleitet. Diese Verbrennungsgleichungen dienen in der Brandsimulation als Eingabeparameter, um numerisch die Brandrauchtoxizität und Sichtverhältnisse im Brandrauch vorherzusagen zu können. Von großem Interesse ist dabei, wie sich die Brandrauchtoxizität und Sichtweiten bei unterschiedlichen Umgebungsbedingungen ändern. Die numerischen Untersuchungen werden mit dem kommerziellen Strömungscode ANSYS CFX 14 durchgeführt. ANSYS CFX ist ein allgemeines CFD-Programm zur Berechnung von dreidimensionalen reibungsbehafteten Strömungen mit Wärmeübergang. Für die Anwendung im Brandingenieurwesen und für die Berechnung der Toxizität wurde das Programm modifiziert. Zur Bewertung der Brandrauchtoxizität wurde das Fractional Effective Dose Konzept zur Bestimmung der Zeit bis Eintritt der Fluchtunfähigkeit in CFX implementiert.

## Abstract

---

Current engineer's methods of fire safety design include various approaches to calculate the fire propagation and smoke spread in buildings by means of Computational Fluid Dynamics (CFD). Because of the increased computational capacity, CFD is commonly used for prediction of time dependent safety parameters such as critical temperature, smoke layer height, rescue times, distributions of chemical products, smoke toxicity and visibility. The analysis of smoke components with CFD is particularly complex because the composition of the fire gases and also the smoke quantities depend on the material properties and also on the ambient and burning conditions. Oxygen concentrations and the temperature distribution in the compartment affect the smoke production and smoke gas toxicity qualitatively and quantitatively. For safety designs it can be necessary to take these influences into account. Current smoke models in CFD often use a constant smoke yield which does not vary with different fire conditions. If smoke gas toxicity is considered a simple approach with the focus on carbon monoxide is often used, but this leads to an underestimation of the evaluation of smoke toxicity. On the basis of a large set of experimental data a new numerical smoke model has been developed and implemented in the ANSYS CFX CFD software, which is a general purpose fluid dynamics program. The new developed numerical smoke model takes the optical properties, the production and the toxic potential of smoke under different conditions into account. For the set-up of the numerical model experimental data for chemical composition and the toxic potential of combustion gases under different combustion conditions were needed. Therefore two polyurethane foams (one which is easily inflammable and one with flame retardants) and a polyvinyl chloride were tested in the DIN-tube furnace under various oxygen concentrations (15 Vol%, 18 Vol%, 21 Vol%) and temperatures (200 °C, 400 °C, 700 °C). The materials were also tested in the Cone Calorimeter under different irradiance levels ( $35 \text{ kW/m}^2$  und  $50 \text{ kW/m}^2$ ). Reaction equations were developed from these conditions and were implemented in the CFD program ANSYS CFX 14. These detailed and complex reactions equations were used as boundary conditions to describe the reaction in the combustion processes. For evaluation of smoke toxicity the validated concept of the Fractional Effective Dose was implemented in CFX. The FED concept predicts the time to compromised tenability or to incapacitation depending on the threshold value which is chosen for the FED.

## Vorwort

---

Die vorliegende Arbeit entstand an der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) in der Abteilung 7 Bauwerkssicherheit während meiner Tätigkeit als Doktorandin in den Jahren von 2010 bis 2014.

Dafür möchte ich mich ganz herzlich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Ulrich Krause bedanken, der mir die Dissertation ermöglicht hat und Ideengeber des Themas war. Darüber hinaus möchte ich mich bei ihm für die stetige fachliche Betreuung und Diskussionen bedanken.

Einen ganz besonders herzlichen Dank geht an Herrn Dr. Christian Knaust. Er hat mir mit fachlichem und professionellem Rat zu jeder Zeit der Dissertation beigestanden. Den entscheidenden Erfolg dieser Arbeit habe ich seiner Unterstützung und seinen wertvollen Ideen zu verdanken. Vielen Dank für die stetigen Ermutigungen und die Geduld.

An dieser Stelle möchte ich mich auch ganz herzlich bei den Personen bedanken, die mich in der Zeit der Dissertation begleitet und immer unterstützt haben. Zu einem möchte ich mich bei Frau Dr. Sabine Pfister bedanken, die mich seit meiner Masterarbeit begleitet hat und mich unermüdlich in die Computational Fluid Dynamics eingeführt hat. Ebenso danke ich Herrn Dipl.-Ing. Alexander Klippel, Herrn M.Eng. Nils Monreal und Herrn M.Eng. Frederik Rabe für die unzähligen fachlichen Diskussionen und die tatkräftige Unterstützung beim Gelingen dieser Arbeit. Herrn Benjamin Klaffke danke ich für die Ideen und Zeit, wenn am Versuchsstand technischer Rat gefragt war. Dank geht ebenfalls an meine beste Freundin Linda Raabe, die mich schon seit den Kindertagen seelisch und moralisch unterstützt hat.

Großen Dank und Respekt schulde ich meinen Eltern, Gabriele und Manfred Löhnert und meiner Schwester, Anja Engelhardt. Danke nicht nur für die finanzielle Unterstützung, sondern auch für die Geduld und den großen Beistand vom Studium bis zum Ende der Dissertation. Nicht zu vergessen meinen Sohn Anton, danke für deine Heiterkeit und deinen Charme besonders an stressigen Tagen.



# Inhaltsverzeichnis

---

1	Einleitung	1
1.1	Stand der Wissenschaft	1
1.2	Motivation und Ziel der Untersuchung	2
2	Grundlagen - Brandrauch und Personensicherheit	4
2.1	Qualitative Charakterisierung von Brandrauch	4
2.2	Brandszenarien und Verbrennungsabläufe	6
2.3	Brandrauchtoxizität - Bewertung und Berechnung des toxischen Potenzials von Brandrauch	11
2.3.1	AEGL (Acute Exposure Guideline Levels)-Beurteilungswerte	12
2.3.2	Erstickend wirkende Substanzen im Brandrauch	13
2.3.3	Reizende Substanzen im Brandrauch	15
2.3.4	Unverbrannte Kohlenwasserstoffe	15
2.3.5	FIC-Fractional Irritant Concentration	16
2.3.6	FLD <sub>irr</sub> -Fractional Lethal Dose (Irritants)	17
2.3.7	FED-Fractional Effective Dose (Asphyxiants)	18
2.3.8	N-Gas Modell	20
2.3.9	Gesamtkonzept FED für letale toxische Mischungen	20
2.4	Optische Eigenschaften von Brandrauch	21
2.4.1	Verminderung der Sicht im Brandrauch	21
2.4.2	Lambert-Beer'sches-Gesetz	21
2.4.3	Transmissionsgrad	22
2.4.4	Lichtschwächung im Brandrauch	23
2.4.5	Optische Dichte oder Extinktion	23
2.4.6	Sichtweitenberechnung	23
2.5	Höhe der raucharmen Schicht	24
2.6	Zulässige Wärmestrahlung	24
2.7	Toxische und physische Gefahren von Brandrauch	26
3	Ingenieurmethoden des Brandschutzes	28
3.1	Empirische Verfahren	28
3.2	Zonenmodelle	29
3.3	Computational Fluid Dynamics CFD	29
4	Grundlagen zur Modellierung der Brand- und Rauchausbreitung mit CFD	32
4.1	Erhaltungsgleichungen	33
4.2	Diskretisierungsmethode	36

4.3	Verwendete physikalische Modelle zur Verbrennungsmodellierung . . . . .	36
4.3.1	Modellierung der Turbulenz mit dem Shear Stress Transport Modell (SST)	36
4.3.2	Verbrennungsmodellierung mit dem Eddy Dissipation Modell (EDM) . . . .	38
4.3.3	Strahlungsmodellierung mit dem Monte Carlo Modell (MC) . . . . .	39
5	Experimentelle Untersuchungen . . . . .	41
5.1	Stoffkennwerte der untersuchten Materialien . . . . .	41
5.2	Bestimmung der Brutto-Verbrennungswärme im Bombenkalorimeter . . . . .	42
5.3	FT-IR Spektroskopie zur Analyse der Brandrauchzusammensetzung . . . . .	43
5.4	Ermittlung der Brandrauchzusammensetzung im DIN-Rohr . . . . .	44
5.4.1	Aufbau . . . . .	44
5.4.2	Versuchsablauf . . . . .	45
5.4.3	Temperatur- und Ventilationsbedingungen . . . . .	47
5.4.4	Temperatur- und Sauerstoffmessung . . . . .	47
5.5	Ermittlung der Brandrauchzusammensetzung im Cone Calorimeter . . . . .	47
5.5.1	Aufbau und Versuchsablauf . . . . .	48
5.6	Ergebnis der Analyse zur Brandrauchzusammensetzung . . . . .	49
5.6.1	DIN-Rohr . . . . .	49
5.6.2	Cone Calorimeter . . . . .	54
5.6.3	Einfluss der Temperatur- und Ventilationsbedingungen auf die Rauchgaszu- sammensetzung . . . . .	56
5.7	Großbrandversuche in einem Wohnkomplex - Rabot 2012 . . . . .	58
6	Numerische Untersuchungen . . . . .	63
6.1	Brandsimulation im Room Corner Test . . . . .	63
6.1.1	Implementierung des FED-Modells . . . . .	64
6.2	Voruntersuchung und analytische Berechnungen . . . . .	65
6.2.1	Abschätzung der Anzahl der Elemente . . . . .	65
6.2.2	Berechnung der effektiven Verbrennungswärme . . . . .	66
6.2.3	Auswahl der Modelle und Parametereinstellungen . . . . .	67
6.2.4	Wandmodell in CFX und Wärmeübergangskoeffizient . . . . .	69
6.2.5	Fehlerabschätzung und Gitterkonvergenzstudie bei numerischen Untersuchungen	70
6.3	Ergebnisse der Brandsimulationen für den Room Corner Test . . . . .	72
6.3.1	Bewertung und Beurteilung der Toxizität . . . . .	72
6.3.2	Grenzwerte für die FED . . . . .	77
6.3.3	Einfluss von HCN auf die FED . . . . .	79
6.3.4	Höhe der raucharmen Schicht . . . . .	80
6.3.5	Untersuchung der Rauchschichttemperaturen . . . . .	80
6.3.6	Sichtweite . . . . .	83
6.4	Brandsimulation in einem Wohnkomplex - Rabot 2012 . . . . .	85
6.4.1	Randbedingungen . . . . .	86
6.4.2	Ergebnisse der Rauchausbreitung . . . . .	88
6.4.3	Validierung der Temperaturen . . . . .	89
6.4.4	Validierung der Rauchschichthöhen . . . . .	93
6.4.5	Vorhersage der Fractional Effective Dose . . . . .	95
7	Zusammenfassung, Diskussion und Ausblick . . . . .	97



Inhaltsverzeichnis	<b>viii</b>
Literaturverzeichnis	101
Abbildungsverzeichnis	110
Tabellenverzeichnis	115
Anhang	117

## Nomenklatur

---

### Lateinische Symbole

Symbol	Bedeutung	Einheit
$c$	Konzentration	$\mu\text{l} \cdot \text{l}^{-1}$ , ppm, Vol.-%
$c_x$	aktuelle Konzentration eines Gases	ppm
$c_p$	isobare spezifische Wärmekapazität	$\text{kJ}/\text{kg} \cdot \text{K}$
$d$	Weglänge, Schichtdicke	m
$e$	innere Energie	$\text{J}/\text{kg}$
$f$	Volumenkräfte	N
$g$	Erdbeschleunigung	$\text{m}/\text{s}^2$
$h$	Höhe	m
$h$	Gesamtenthalpie	J
$h_c$	Wärmeübergangskoeffizient in CFX	$\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}$
$h_k$	effective heat conduction coefficient	$\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}$
$h_s$	spezifische Enthalpie	$\text{J}/\text{kg}$
$k$	turbulente kinetische Energie	$\text{J}/\text{kg}$
$m$	Masse	kg
$t$	Zeit	s
$\dot{m}$	Massenstrom	$\text{g}/\text{s}$
$\dot{m}_f$	Massenverlust des Brennstoffs	$\text{g}/\text{s}$
$\dot{m}_{O_2}$	Masse an zugeführtem Sauerstoff	$\text{g}/\text{s}$
$\dot{m}''$	Abbrandrate	$\text{g}/\text{m}^2 \cdot \text{s}$
$\dot{m}_{cr}''$	kritische Abbrandrate	$\text{g}/\text{m}^2 \cdot \text{s}$
$p$	Druck	Pa
$q_i$	Wärmestromdichte	$\text{W}/\text{m}^2$
$u_{x,y,z}$	Komponente des Geschwindigkeitsvektors	$\text{m}/\text{s}$
$x_{reak,i}$	Reaktionskoeffizient (stöch. Verhältniszahl) für je- des i-te gemessene Gas	[-]
$A, B$	Eddy Dissipation Modellkoeffizienten	[-]
$A_f$	Brandfläche	$\text{m}^2$
$A_0$	Öffnungsflächen	$\text{m}^2$

$A_T$	Fläche der Umschliessungen minus der Öffnungsflächen	$m^2$
C	Erkennungsfaktor	[-]
$C_i$	durchschnittl. Konz. eines Stickgases i	$\mu l \cdot l^{-1}$
COY, CO <sub>2</sub> Y	CO Yield, CO <sub>2</sub> Yield	kg/kg
E	Bestrahlungsintensität	$kW/m^2$
E	Extinktion oder optische Dichte	[-]
E	spezifische Energie	J/kg
I	Lichtenergie nach absorbierendem Medium	$W/m^2$
$H_D$	Höhe der Decke	m
$H_0$	Höhe der Öffnungen	m
$I_0$	Lichtenergie vor absorbierendem Medium	$W/m^2$
L	Lichtschwächung	%
LC <sub>50</sub>	letale Konzentration	mg/l
LD <sub>50</sub>	letale Dosis	$ppm \cdot min, mg/kg$
TD <sub>50</sub>	toxische Dosis	mg/kg
M	Molare Masse	g/mol
N	Anzahl	[-]
$N_{Zellen}$	Zellenanzahl	[-]
MLR	Mass Loss Rate	g/s
$R_l$	Produktionsrate	$kg/m^3 \cdot s$
S	Entzündung Feststoffe	[-]
S	Sichtweite	m
$S_{vorh}$	vorhandene Sichtweite	m
$S_{zul}$	zulässige Sichtweite	m
T	Temperatur	°C
$T_W$	Wandtemperatur	K
$T_0$	Außentemperatur	K
T	Transmissionsgrad	%
$T_{ig}$	Entzündungstemperatur	K
$T_\infty$	Umgebungstemperatur	K
V	Volumen	$m^3$
$X_N$	Höhe der raucharmen Schicht	m
$\dot{Q}$	Wärmefreisetzungsrate	kW
$\Delta h_{f,i}^\circ$	Standardbildungsenthalpie	kJ/mol
$\Delta H_c$	Heizwert	kJ/kg
$\Delta H_{eff}$	effektive Verbrennungswärme	kJ/kg
$\Delta h_R^\circ$	Reaktionsenthalpie	kJ/mol
$\Delta h_m^\circ$	molare Standardverbrennungsenthalpie	kJ/mol

## Griechische Symbole

Symbol	Bedeutung	Einheit
$\alpha$	Absorptionskoeffizient	$m^{-1}$
$\chi$	Verbrennungseffizienz	[-]
$\varepsilon$	Emissionsgrad	[-]
$\varepsilon$	Dissipation	$m^2/s^3$
$\phi$	Erhaltungsgröße	
$\Phi$	Äquivalenzverhältnis	[-]
$\kappa$	Extinktionskoeffizient	$m^{-1}$
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit	$W/K \cdot m$
$\mu$	dynamische Viskosität	$kg/m \cdot s$
$\nu$	kinematische Viskosität	$m^2/s$
$\tau$	Schubspannungstensor	$N/m^2$
$\vartheta_{O_2}$	Sauerstoffäquivalent	[-]
$\vartheta_i$	molarer stöchiometrische Koeffizient	[-]
$\rho$	Dichte	$kg/m^3$
$\rho_\infty$	Umgebungsichte	$kg/m^3$
$\omega$	spezifische turbulente Dissipationsrate (auch Wirbeldichte)	$1/s$

## Indizes

i	Zähler
ig	ignition
irr	irritant (reizend)
j	Elementarreaktion
l	Komponente
max	maximal
reak	Reaktion
stöch	stöchiometrisch
vorh	vorhanden
zul	zulässig
x,y,z	kartesische Koordinaten
Heat	Wärmeeinwirkung
IN	Incapacitation

**Verwendete Abkürzungen**

AEGL	Acute Exposure Guideline Levels
BAM	Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung
CFD	Computational Fluid Dynamics = numerische Strömungssimulation
CO	Kohlenstoffmonoxid
CO <sub>2</sub>	Kohlenstoffdioxid
DIN	Deutsches Institut für Normung
DNS	Direkte numerische Simulation
FED	Fractional Effective Dose
FIC	Fractional Irritant Concentration
FLD <sub>irr</sub>	Fractional Lethal Dose
Hb	Hämoglobin
HCN	Cyanwasserstoff
LES	Large Eddy Simulation = Grobstruktursimulation
EDM	Eddy Dissipation Modell
EG	Europäische Gemeinschaft
EN	Europäische Norm
FDS	Fire Dynamics Simulator
FDM	Finite Differenzen Methode
FED	Fractional Effective Dose
FEM	Finite Elemente Methode
FT-IR	Fourier-Transform-Infrarotspektroskopie
FR	Flame Retardant = Flammschutzmittel
FVM	Finite Volumen Methode
HRR	Heat Release Rate
ISO	International Organization for Standardization
KV	Kontrollvolumen
MCM	Monte Carlo Modell
MLR	Mass Loss Rate
NFPA	National Fire Protection Association
PAK	Polyzyklische aromatische Kohlenwasserstoffe
PUR	Polyurethan
PVC	Polyvinylchlorid
RD	Rauchdichte
RMV	Respiratory Minute Volume (Atemrate)
(U)RANS	(Unsteady) Reynolds Average Navier Stokes
SFPE	Society of Fire Protection Engineers
SST	Shear Stress Transport = Turbulenzmodell
TE	Thermoelement
THR	Total Heat Release
NIST	National Institute of Standards and Technology

"The world's an exciting place when you know CFD"

John Shadid

# KAPITEL 1

## Einleitung

---

### 1.1 Stand der Wissenschaft

Im Brandingenieurwesen gibt es verschiedene Verfahren zur Berechnung von Brand- und Rauchausbreitung, die unterstützt durch steigende Rechenkapazität, immer detailliertere Möglichkeiten bieten. Ein weit verbreitetes Verfahren zur Modellierung von Brandszenarien ist die der numerischen Strömungssimulation oder Computational Fluid Dynamics (CFD). Diese Methode kann auch zur Bestimmung sicherheitstechnischer Kenngrößen eingesetzt werden. Besonders in Fällen bei denen mit konventionellen Methoden keine ausreichenden Aussagen getroffen werden können, wie bei Bauwerken besonderer Art und Nutzung, werden CFD-Methoden genutzt. Nachweise z.B. zur Einhaltung verschiedener Akzeptanzkriterien für die Personensicherheit können mit CFD erbracht werden. In der schutzzielorientierten Brandschutzplanung muss nachgewiesen werden, dass im Brandfall akzeptierte Grenzwerte der Wärmestrahlung, der Temperatur der oberen und unteren Rauchschiicht oder auch der Rauchschiichhöhe nicht überschritten werden. Im Gesamtkonzept zur Bewertung der Personensicherheit sind Kriterien wie die der Verteilung von Brandgasen im Brandraum, das auftretende toxische Risiko und auch die Sichtminderung durch Brandrauch wichtige Bestandteile und sollten uneingeschränkt mitberücksichtigt werden.

Die Modellierung der komplexen physikalischen und chemischen Vorgänge bei einem Brand basieren bisher auf Modellen, Vereinfachungen oder empirischen Erkenntnissen. Die detaillierte Beschreibung und Vorhersage von Bränden ist Gegenstand zahlreicher Forschungen. In [Kna09] wurden repräsentative Brandszenarien in Gebäuden mit verschiedenen CFD Programmen im Vergleich zu Zonenmodellen untersucht. Der Verbrennungsprozess wird durch viele, zum Teil voneinander abhängigen, Faktoren beeinflusst. Komplexe Reaktionsmechanismen und die Beschreibung der Turbulenz spielen dabei eine entscheidende Rolle. Die Einflussfaktoren bei der Brandmodellierung detailliert zu berücksichtigen gestaltet sich aufgrund der notwendigen Komplexität der Modellansätze als schwierig. Nicht nur weil allgemeine Strömungsphänomene modelliert werden müssen. Eine Übersicht der gängigen Rechenverfahren und Modellierungsansätze werden in Computational Methods for Fluid Dynamics von [Fer02] anschaulich erklärt. Die physikalischen-chemischen Grundlagen für die Modellierung und Simulation einer Verbrennung werden von [War97] beschrieben.

Zudem stehen den Anwendern neben diversen Brandsimulationsprogrammen auch eine Vielzahl von Submodellen zu Verfügung. Mehr als bei anderen Verfahrenstechniken steht der Anwender selbst

in der Verantwortung die Submodelle, Rand- und Anfangsbedingungen so auszuwählen, dass das konkrete Problem dadurch hinreichend beschrieben und gelöst werden kann.

Bei der Bestimmung von Sichtweiten und Toxizitäten von Brandrauch mit CFD besteht nach wie vor Untersuchungsbedarf. Materialeigenschaften, Ventilationsbedingungen oder Temperaturverteilung im Brandraum bedingen nicht nur die entstehende Brandrauchmenge, sondern diese Bedingungen beeinflussen gleichermaßen auch die Brandrauchzusammensetzung, die Mengenkonzentrationen und die Verteilung der Verbrennungsprodukte, das toxische Potential sowie die Sichtweiten. Grundlagen zur Berechnung und Bestimmung der Brandrauchtoxizität wurden in der Literatur von [Pur92, Pur02, Pur08] und [Bab98] aufgestellt. Weiterhin wird in dem internationalen Standard [iso12] das allgemeine Konzept der Fractional Effective Dose (FED) zur Bestimmung der Toxizität beschrieben. Gleichzeitig enthält die ISO 13571 [iso12] generell Angaben zur Bestimmung und Bewertung der vertretbaren Gefährdung von Personen in Bränden. In dem von SP durchgeführten internationalen TOXFIRE-Projekt wurden bei Brandtests im Großmaßstab unter unterventilierten Verbrennungsbedingungen Rauchgase analysiert und Yields für verschiedene Brandrauchprodukte berechnet [Man01, Lö97, Man03, Lö96]. Grundlagen zur Sichtweitenberechnung werden u.a. im SFPE Handbook of Fire Protection Engineering von [Jin02] oder von [Sch09a] in Ingenieurmethoden im Brandschutz beschrieben und werden in der vorliegenden Arbeit angewandt.

## 1.2 Motivation und Ziel der Untersuchung

Die Zielstellung der Dissertation war die experimentelle und numerische Untersuchung zur chemischen Zusammensetzung, zum toxischen Potential und zu optischen Eigenschaften von Brandrauch bei unterschiedlichen Umgebungsbedingungen. Um unterschiedliche Umgebungsbedingungen zu realisieren bzw. den Einfluss von Temperatur und den zur Verfügung stehenden Luftsauerstoff zu untersuchen, wurden zwei unterschiedliche Versuchsstände ausgesucht. Das DIN-Rohr, welches ursprünglich für die Untersuchung der Rauchentwicklung von Baustoffen konzipiert wurde und das Cone Calorimeter, mit dem das Brandverhalten von Stoffen unter unterschiedlichen Bestrahlungsstärken untersucht wird, wurden ausgewählt. Als Brennstoff wurden unterschiedliche Kunststofftypen verwendet. Aus dem Bereich der Thermoplaste ein Polyvinylchlorid und aus dem Bereich der Duroplaste zwei in Form von Schaum vorliegende Polyurethane. Die Polyurethane sind als leicht und schwer entflammbarer Schaum klassifiziert.

Im DIN-Rohr wurden die Kunststoffe unter variierender Sauerstoffzufuhr (15 Vol.-%  $O_2$ , 18 Vol.-%  $O_2$  und 21 Vol.-%  $O_2$ ) und Temperaturbeaufschlagung (200 °C, 400 °C und 700 °C) untersucht und die Rauchgaszusammensetzung analysiert. Ähnliche Untersuchungen sind in der Literatur in [Sim01] zu finden. Grundlagen und Untersuchungen zur thermischen Zersetzung von Polymeren werden sehr gut im SFPE Handbook von Beyler und Hirschler [Bey95] beschrieben. Im Cone Calorimeter wurden die Polyurethane und das Polyvinylchlorid unter zwei Bestrahlungsstärken ( $35 \text{ kW/m}^2$  und  $50 \text{ kW/m}^2$ ) und einer Ausgangskonzentration von 21 Vol.-%  $O_2$  untersucht. Das DIN-Rohr und auch das Cone Calorimeter wurden zusätzlich mit einem FT-IR Spektrometer gekoppelt, um die Komponenten im Brandrauch zu analysieren. Besonderes Interesse lag dabei auf den zu erwartenden Konzentrationen an CO,  $CO_2$  und HCN oder HCl. Ergänzend zur Brandrauchanalyse wurden im DIN-Rohr die Rauchdichte über eine Lichtmessstrecke und der Sauerstoffgehalt mittels Sauerstoffsonde im Ausgleichsgefäß aufgezeichnet. In den Untersuchungen mit dem Cone Calorimeter waren nicht nur die Heat Release Rate (HRR), sondern auch die Total Heat Release (THR), die Mass Loss



Rate (MLR) oder auch die CO und CO<sub>2</sub> Volumenanteile von großem Interesse.

Aus den gemessenen Daten wurden Reaktionsgleichungen für unterschiedliche Sauerstoff- und Temperaturbereiche abgeleitet. Diese wurden anschließend in das CFD-Programm ANSYS CFX 14.0 implementiert. Die ermittelten Reaktionsgleichungen werden dem Brandingenieurwesen zur Verfügung gestellt und sind als vereinfachte Verbrennungsgleichungen für die untersuchten Stoffe anzusehen. Sie beinhalten zwar keinen mehrschrittigen Zerfallsmechanismus, berücksichtigen aber die Änderung der freigesetzten Stoffmengenkonzentrationen bedingt durch variierenden Sauerstoff- und Temperatureinfluss. Um die Brandrauchtoxizität auch numerisch vorhersagen zu können, wurde das FED Konzept in ANSYS CFX 14.0 verwendet. Durch Modifikation des Simulationsprogramms können das toxische Potential und die Sichtweiten im Brandrauch numerisch berechnet werden.

Numerische Untersuchungen zur Berechnung der FED mit dem frei verfügbaren Brandsimulationsprogramm Fire Dynamics Simulator (FDS) wurden von [Wei13] durchgeführt. Allerdings konzentrieren sich diese Untersuchungen ausschließlich auf die Komponenten CO und CO<sub>2</sub>. Weiterhin hat sich [Kan05, Kan07] mit der Modellierung der Sichtweiten in CFD und in Anwendung der Berechnung der Rauchausbreitung in unterirdischen Bahnhöfen mit FDS beschäftigt. Arbeiten zur Modellierung der lichtabschwächenden Wirkung von Rußpartikeln sind in der Literatur von [Zha10b] zu finden.

# KAPITEL 2

## Grundlagen - Brandrauch und Personensicherheit

---

Der Schutz von Personen in einem Bauwerk bei einem Brandereignis ist das höchste Schutzziel und Grundsatz in allen Bauordnungen [Sch09a]. Die Bewertung der Personensicherheit im Brandfall basiert auf sicherheitstechnischen Kenngrößen beziehungsweise auf zulässigen Grenzwerten, die in Abhängigkeit des Sicherheitsniveaus festgelegt werden. Die Umgebungsbedingungen im Brandfall beeinflussen maßgeblich die Menge und die Zusammensetzung von Brandrauch. Besonders die Wärmestrahlung im Zusammenhang mit der Toxizität und der verminderten Sicht im Brandrauch erschweren erheblich die Selbstrettung von Personen und beeinträchtigen zudem die Fremdrettung. Unter Berücksichtigung individueller Verträglichkeiten führen die Brandrauchbestandteile zum Ersticken oder zu Reizungen der Lunge und Sinnesorgane. Die toxischen Gefährdungen ausgehend vom Brandrauch sind zur Bewertung des Fluchtverhaltens von Personen oder zur Beurteilung von Evakuierungsszenarien besonders hilfreich.

Im Folgenden wird zunächst Brandrauch als Gesamtgröße charakterisiert. Danach werden die physikalisch-chemischen Grundlagen zur Beschreibung von Verbrennungsprozessen erläutert. Zudem werden die Konzepte zur Berechnung der Toxizität, physikalische Gesetzmäßigkeiten der durch Brandrauch verursachten Lichtschwächung und die sich daraus ableitende Sichtweitenberechnung erklärt. Nach [Sch09a] sind bei der Sichtweitenberechnung die Einflussfaktoren Anteil und Art der Rauchpartikel, Raumbelichtung, Blickwinkel und auch die Augenreizung durch Rauchgase zu beachten. Die Grundlagen sind die Basis der numerischen Berechnungen zur Vorhersage der Toxizität und Sichtweiten bei unterschiedlichen Umgebungsbedingungen.

Am Ende des Kapitels wird ein Gesamtkonzept zur Bewertung toxischer und physischer Gefährdungen im Brandfall vorgestellt mit welchem die numerischen Ergebnisse ausgewertet und interpretiert werden können.

### 2.1 Qualitative Charakterisierung von Brandrauch

Die entstehende Brandrauchmenge und deren chemische Zusammensetzung hängen maßgeblich von Materialeigenschaften, Ventilations,- und Zündbedingungen ab. Es gibt unterschiedliche Ansätze den Begriff Brandrauch geeignet zu definieren. In der ISO 13943 [din10] wird Rauch als sichtbarer Teil der flüchtigen Verbrennungsprodukte bezeichnet. Eine detailliertere Möglichkeit Brandrauch

geeignet zu charakterisieren bietet die Kategorisierung der Hauptkomponenten, Brandgase und Aerosole und deren jeweiligen Komponenten. Die Begriffsbeschreibung ist schematisch in Abbildung 2.1 dargestellt.

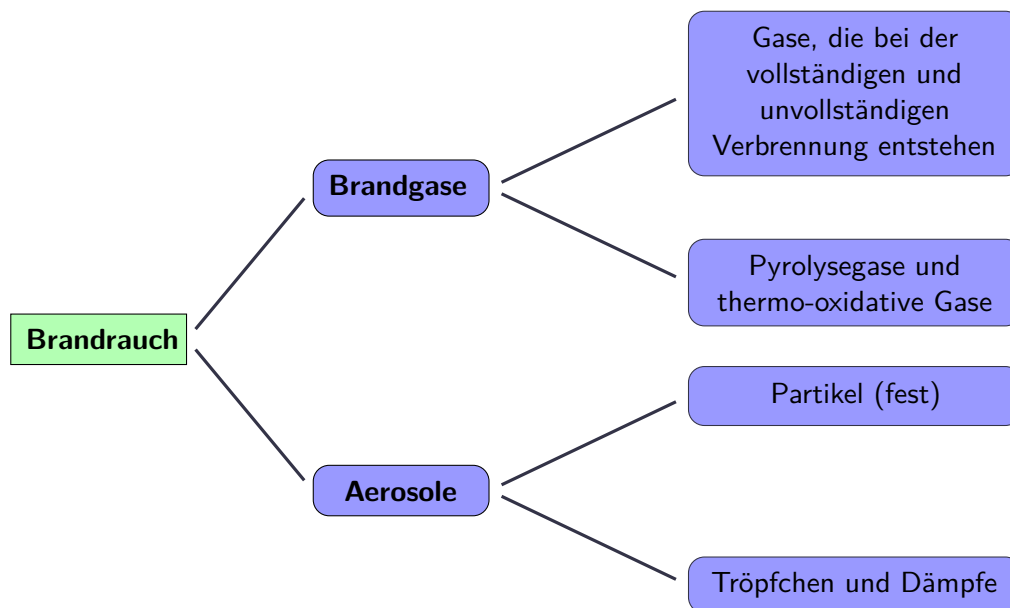


Abbildung 2.1: Unterteilung von Brandrauch in Brandgase und Aerosole und deren Komponenten

Brandrauch beeinflusst nicht nur die Sichtverhältnisse bei einem Brandereignis, sondern enthält zudem eine Vielzahl von giftigen Komponenten. Je nach Expositionsdauer und Konzentrationen kann das Einatmen von Rauchgasen innerhalb weniger Minuten zum Tod oder zu Langzeitschäden führen. In der Literatur wurde sich seit Jahrzehnten mit der Charakterisierung und Bestandteilen von Rauchgasen beschäftigt. [Mul95] veröffentlichte im SFPE Handbook einen Artikel zur Rauchproduktion und zu den Eigenschaften von Brandrauch. Er beschreibt, dass die Verbrennungsbedingungen, unter denen Rauch produziert wird, die Menge und die Bildung von Rauchbestandteilen beeinflussen. Mulholland bezeichnet als Verbrennungsbedingungen die flammende Verbrennung, die Pyrolyse und den Schwelprozess [Mul95].

In der Literatur findet man häufig im Zusammenhang mit Personensicherheit Grenzwerte zu Einzelkonzentrationen von Schadgasen wie CO und CO<sub>2</sub>. Diese gelten zwar als Leitkomponenten im Brandrauch, unterschätzen jedoch das vom Brandrauch ausgehende toxische Risiko. Die Untersuchungen und Ergebnisse dieser Arbeit sollen den Beweis dafür erbringen. Schon geringe Konzentrationen an z.B. Cyanwasserstoff (HCN) oder auch Acrolein (C<sub>3</sub>H<sub>4</sub>O) reichen aus, um eine tödliche Brandrauchvergiftung hervorzurufen. Je nach Ventilationsverhältnis im Brand entstehen unterschiedliche Verbrennungsprodukte und Stoffmengenkonzentrationen. Deshalb wurde zur Bewertung der Brandrauchtoxizität ein bereits validiertes Konzept gewählt, das Konzept der Fractional Effective Dose (FED). Das Konzept berücksichtigt das Dosis-Wirkungs-Prinzip und die Interaktion einzelner Gase untereinander, die zu stärkeren oder schnelleren toxischen Effekten beim Menschen führen können.

## 2.2 Brandszenarien und Verbrennungsabläufe

Notwendige stoffliche und energetische Bedingungen bei einem Brand vorausgesetzt, durchläuft dieser vier charakteristische Brandphasen. Bei einem Schadenfeuer, bei dem keine Löscheinwirkung eintritt [Sch09a] sind das folgende Phasen: (1) Entzündung (2) Brandausbreitung (3) Ausbreitung und Flashover (4) Abklingen. Die Brandphasen Entzündung und Brandausbreitung gehören allgemein betrachtet zum Entstehungsbrand. Die Brandphasen Ausbreitung und Abklingen können der Vollbrandphase zugeordnet werden. Die Brandphasen werden in Abbildung 2.2 bei einem schematischen Brandverlauf in Abhängigkeit von Temperatur und Zeit dargestellt. Die möglichen Gefahren, die sich ab der Brandausbreitungsphase für die Personensicherheit ergeben, sind zusammengefasst: Minderung der Sichtverhältnisse durch Rauch, reizende und toxische Wirkung der Rauchgase und Wärmeeinwirkung durch Strahlung und Konvektion, wobei das Ausmaß der Gefahren immer in Abhängigkeit der Verbrennungsbedingungen betrachtet werden muss.

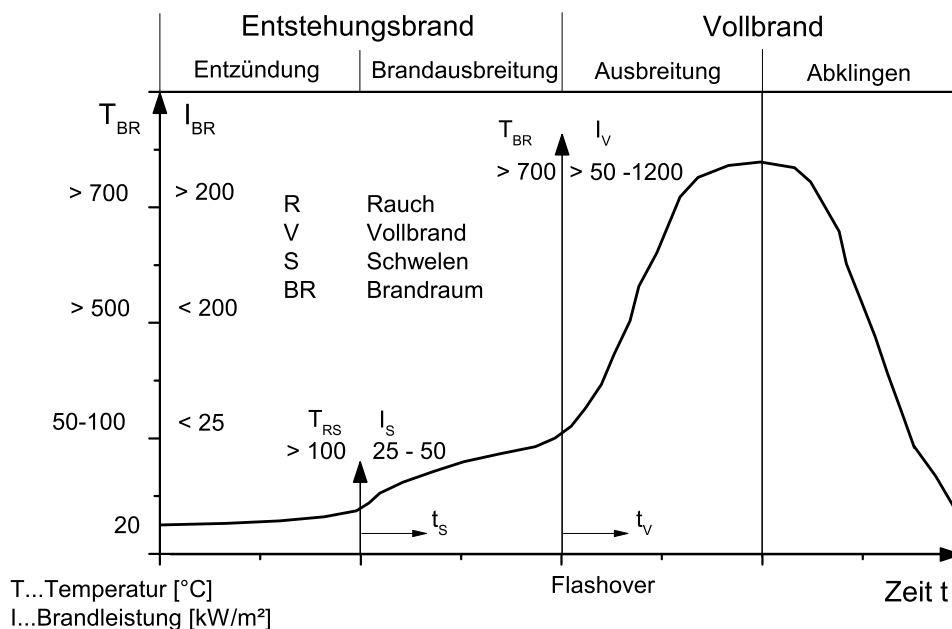


Abbildung 2.2: Brandphasen beim Verlauf eines Schadenfeuers nach [Sch09a]

Bei Feststoffen kann der Entzündungsprozess nach trockenen und nassen Feststoffen unterschieden werden. Von nassen Feststoffen wird ausgegangen, wenn diese durch z.B. Sprinklerwasser beaufschlagt werden. [Dry07] beschreibt in folgender Gleichung wie ein kontinuierliches Brennen bei trockenen Feststoffen nach einer Pilotzündung erreicht wird:

$$S = \dot{m}_{cr} \cdot (\Phi \cdot \Delta H_c - L_v) + \dot{Q}_E - \dot{Q}_L \quad (2.1)$$

- $S < 0$  kein kontinuierliches Brennen möglich  
 $S > 0$  Entzündung und Fortentwicklung des Brandes.

Dabei beschreibt der Faktor  $\Phi$  den Anteil der wirksamen Energie zur Entzündung des beflamnten Feststoffes.  $\dot{m}_{cr}''$  charakterisiert die kritische Abbrandrate am Flammpunkt zur Ermöglichung des Weiterbrennens in  $g/m^2s$ .  $\Delta H_c$  ist der Heizwert in  $kJ/g$  und  $L_v$  ist die Pyrolyseenergie in  $kJ/g$ . Die externe Wärmezufuhr wird durch den Term  $\dot{Q}_E''$  in  $kW/m^2$  beschrieben. Die Wärmeverluste der zu entzündenden Oberfläche durch Strahlung und Wärmeleitung in den Feststoff werden durch den Term  $\dot{Q}_L''$  in  $kW/m^2$  formuliert.

Nach der Entzündung, in der Entwicklungsphase eines Brandes, ist der Brand brandlastgesteuert, da noch ausreichend Luftsauerstoff zur Verbrennung zur Verfügung steht. Die weitere Brandentwicklung hängt dann von den Stoffeigenschaften und der Brandgeometrie ab [Qui06]. Der Brand kann aber auch in späteren Phasen noch brandlastgesteuert sein. Der Übergang von der Brandausbreitung zum Vollbrand wird als Flashover (Feuerüberschlag) bezeichnet. Durch erhöhte Brenngeschwindigkeit oder auch durch die Flammenausbreitung im Raum steigt die Temperatur in der Heißgasschicht. Durch Strahlung der Heißgasschicht entzünden sich schlagartig alle brennbaren Stoffe im Raum. Die gesamte Oberfläche aller brennbaren Stoffe im geschlossenen Raum ist jetzt in den Brand involviert [din10]. Der Brand befindet sich in diesem Stadium in der Vollbrandphase. Bei Raumbränden ist die Wärmefreisetzung jetzt am höchsten natürlich abhängig von der Verfügbarkeit von Luftsauerstoff. Die Wärmefreisetzungsraten im Brandraum wird von der einströmenden Luft begrenzt. Bei unzureichender Verfügbarkeit von Luft geht der Brand in einen ventilationsgesteuerten Brand über. Wenn der Brennstoff verbraucht ist, verringern sich die Wärmefreisetzungsraten und somit sinkt auch die Temperatur im Raum. Der Brand befindet sich in der Abklingphase und kann jetzt von einem ventilationsgesteuerten wieder in den brandlastgesteuerten Zustand übergehen [Qui06].

Die Menge an flüchtigen Verbrennungsprodukten, die aus den Oberflächen von Feststoffen austreten können, werden durch Energieeintrag und Wärmeverluste bestimmt. Wärme- und Stofftransportprozesse beeinflussen z.B. die Abbrandrate bei der Verbrennung von Feststoffen. Die spezifische Abbrandrate auf der Feststoffoberfläche kann mit folgender Gleichung nach [Dry07] beschrieben werden:

$$\dot{m}'' = \frac{\dot{Q}_F'' - \dot{Q}_L''}{L_v} \quad (2.2)$$

Wobei  $\dot{m}''$  die Abbrandrate in  $g/m^2s$  beschreibt.  $\dot{Q}_F''$  stellt den Wärmestrom durch die Flamme auf die Feststoffoberfläche dar und  $\dot{Q}_L''$  steht für auftretende Wärmeverluste. Beide Größen sind jeweils in  $kW/m^2$  angegeben.  $L_v$  in  $kJ/g$  ist abhängig vom Stoff und beschreibt die notwendige Wärmeenergie, um flüchtige Verbrennungsprodukte zu erzeugen.

Die Wärmefreisetzungsraten (engl. heat release rate) oder auch Energiefreisetzungsraten (engl. energy release rate), ist wohl die wichtigste Größe, um einen Brand charakterisieren und einordnen zu können [Dry07]. Nach Zeitintegration der Gleichung 2.3 kann die Wärme abgeschätzt werden, die während der Verbrennung freigesetzt wird. Die Wärmefreisetzungsraten  $\dot{Q}$  in  $kW$  wird aus dem Produkt der spezifischen Abbrandrate  $\dot{m}''$  in  $g/m^2s$ , dem unteren Heizwert  $\Delta H_c$  in  $kJ/g$ , der Verbrennungseffizienz  $\chi$  (dimensionsloser Faktor, berücksichtigt unvollständige Verbrennung) und

der Brandfläche  $A_f$  in  $m^2$  gebildet:

$$\dot{Q} = \dot{m} \cdot \Delta H_c \cdot \chi \cdot A_f. \quad (2.3)$$

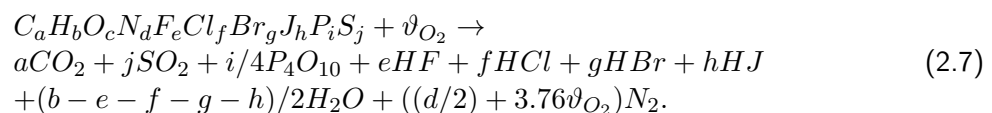
Die Verbrennungseffizienz (engl. combustion efficiency) beschreibt das Abbrandverhalten von Feststoffen. Sie ist der Quotient aus der freigesetzten Wärme  $\Delta H_{eff}$  in  $kJ/kg$  bei unvollständiger Verbrennung (engl. effective heat of combustion) und der Wärme  $\Delta H_C$  in  $kJ/kg$ , die rechnerisch bei einer vollständigen Verbrennung freigesetzt wird (engl. complete heat of combustion) nach [din10]:

$$\chi = \frac{\Delta H_{eff}}{\Delta H_c}. \quad (2.4)$$

Die in Gleichung 2.4 beschriebene freigesetzte Wärme  $\Delta H_{eff}$  in  $kJ/g$  bei unvollständiger Verbrennung wird definiert durch den Quotienten aus der Wärmefreisetzungsrates  $\dot{Q}$  in  $kW$  und dem Massenverlust pro Zeit  $\dot{m}$  in  $g/s$ :

$$\Delta H_{eff} = \frac{\dot{Q}}{\dot{m}}. \quad (2.5)$$

Man kann den Verbrennungsprozess als Ablauf von chemischen Reaktionen ausdrücken. Für die Verbrennung eines Ausgangsstoffes können die allgemeinen Gleichungen 2.6 und 2.7 angewandt werden. Die Grundlagen zur Chemie der Verbrennung sind u.a. in [War97, Qui06, Dry07] zu finden.



Wobei  $\vartheta_{O_2}$  das Sauerstoffäquivalent darstellt und wie folgt beschrieben werden kann (siehe Gleichung 2.8). Es gibt an wie viel Mol an Sauerstoff gebraucht werden, um ein Mol Ausgangsstoff vollständig zu verbrennen:

$$\vartheta_{O_2} = a + j + \frac{5}{4}i + \frac{b - (e + f + g + h)}{4} - \frac{c}{2}. \quad (2.8)$$

Bei einer vollständigen oder stöchiometrischen Verbrennung wird ein optimales Verhältnis an

Brennstoff und Luft benötigt. Die stöchiometrische Verbrennung ist für die Praxis eher als ein idealer Zustand anzusehen. Um das tatsächliche Verhältnis an Brennstoff und Luft berechnen zu können, so wie es bei einer Verbrennung auftritt, wird die Gleichung für das globale Äquivalenzverhältnis (auch Verbrennungsverhältnis oder engl. equivalence ratio genannt) angesetzt. Es bildet sich über den Quotienten aus dem Verhältnis von Masseverlust des Brennstoffes  $\dot{m}_f$  in g/s und dem zugeführten Massestrom an Sauerstoff  $\dot{m}_{O_2}$  in g/s sowie dem Verhältnis Brenn- und Sauerstoffverbrauch für eine stöchiometrische Verbrennung [Qui06]:

$$\Phi = \frac{\dot{m}_f / \dot{m}_{O_2}}{(\dot{m}_f / \dot{m}_{O_2})_{st\ddot{o}ch}}. \quad (2.9)$$

Wobei  $\Phi = 1$  eine stöchiometrische Verbrennung, Werte für  $\Phi < 1$  gut ventilierte Brände und  $\Phi > 1$  ventilationsgesteuerte Brände beschreibt.

Um die Energie oder Wärme zu berechnen, die bei einer chemischen Reaktion freigesetzt werden, kann die Zustandsgröße Enthalpie genutzt werden. Sinnvoll ist, die Enthalpieänderung  $\Delta h_R^\circ$  in J eines Systems zu betrachten, da in einem thermodynamischen System der Energiegehalt entweder zu- oder abnehmen kann. Eine chemische Reaktion läuft entweder endotherm (Energiezufuhr) oder exotherm (Energieabgabe) ab, siehe Definition in Gleichung 2.10:

$$\begin{aligned} \Delta h_R^\circ &= \sum \Delta h_{f,i}^\circ_{Produkte} - \sum \Delta h_{f,i}^\circ_{Edukte} \\ \Delta h_R^\circ < 0 &\rightarrow \text{exotherm} \\ \Delta h_R^\circ > 0 &\rightarrow \text{endotherm.} \end{aligned} \quad (2.10)$$

Die molaren Standardbildungsenthalpien  $\Delta h_{f,i}^\circ$  sind immer auf ein Mol des Brennstoffes bezogen, z.B. wie die molare Standardverbrennungsenthalpie  $\Delta H_m^\circ$ . Diese beschreibt die Reaktionsenthalpie bei einer Verbrennung und setzt sich aus der Differenz der Standardbildungsenthalpien der Produkte und Edukte unter Normbedingungen ( $T=25^\circ\text{C}$  und  $101.325\text{ kPa}$ ) zusammen.<sup>1</sup>

$$\Delta h_m^\circ = \sum_{i=1}^N \vartheta_i \cdot \Delta h_{f,i}^\circ_{Produkte} - \sum_{i=1}^N \vartheta_i \cdot \Delta h_{f,i}^\circ_{Edukte} \quad (2.11)$$

Wobei  $\vartheta_i$  für die molaren stöchiometrischen Koeffizienten für jeden i-ten Stoff steht. Die stöchiometrischen Koeffizienten (auch stöchiometrische Verhältniszahlen) geben die Verhältnisse an zwischen den Molmengen von Edukten und Produkten. Durch eine Ausgleichsrechnung bzw. Bilanzierung wird sicher gestellt, dass auf Produktseite die gleiche Anzahl an Atomen der Elemente vorliegt wie auf der Eduktseite.

In der internationalen Literatur gibt es unterschiedliches Verständnis von Begriffen für die einzelnen

<sup>1</sup> Die Standardbildungsenthalpien der untersuchten Stoffe sowie die Berechnung die Verbrennungsenthalpien der aufgestellten Reaktionen sind im Kapitel 6 ab Seite 63 zu finden.

Stadien, die im Verbrennungsprozess durchlaufen werden. Deshalb ist es notwendig die ablaufenden chemischen Prozesse bei einem Brand so zu beschreiben wie diese als Grundlage für die vorliegenden Untersuchungen angewandt wurden.

Feststoffe können chemisch gesehen hoch komplex zusammengesetzt sein. Durch chemische Zersetzung oder auch Pyrolyse (engl. pyrolysis) entstehen brennbare Produkte, die wiederum mit Luftsauerstoff ein brennbares Gemisch bilden und anschließend reagieren können. Das bedeutet, dass aus der Oberfläche eines Feststoffes Pyrolyseprodukte entweichen, die in ihrem chemischen Aufbau ebenfalls komplex sein können. Thermische Zersetzung (engl. thermal decomposition) kann durch Phasenübergang (Sublimation) oder über Pyrolyse ablaufen. Die Pyrolyse kann mit den Begriffen thermische Zersetzung oder auch mit Entgasung beschrieben werden. Folglich ist die Pyrolyse eine durch Wärme hervorgerufene Zersetzung eines Stoffes und findet vor Beginn der flammenden Verbrennung statt. Zudem ist sie ein von vielen chemisch-physikalischen Faktoren abhängiger Prozess. Zu diesen Faktoren zählen unter anderem z.B. Transportprozesse, Temperatur oder Sekundärreaktionen während der Pyrolyse [War97].

Eine weitere Phase, die für einen Brandverlauf charakteristisch ist, ist der Schwelprozess. Unter Schwelen versteht man eine exotherme Oxidation ohne Flammerscheinung. Ein Stoff beginnt zu Brennen ohne dass Flammen sichtbar werden oder Licht emittiert wird. Für einen Schwelprozess sind als weitere Charakteristika der Anstieg der Temperatur und die Bildung flüchtiger Verbrennungsprodukte (Gase, Aerosole und Partikel) kennzeichnend. Eine flammende Verbrennung hingegen ist eine exotherme Reaktion eines Stoffes, die üblicherweise mit Luftsauerstoff statt findet und bei der Licht emittiert wird.

Bei den experimentellen Versuchsreihen (detaillierte Versuchsbeschreibungen in Kapitel 5 ab Seite 41) waren nicht nur Rauchdichte, Masseverlust der Probe, Verbrennungstemperaturen oder Wärmefreisetzungsraten als Inputparameter numerischer Berechnungen von Interesse. Vielmehr waren die gemessenen Rauchgaskonzentrationen hinsichtlich der Bestimmung der Brandrauchtoxizität nicht minder entscheidend. Im Brandrauch sind die Verbrennungsprodukte von Interesse, die qualitativ und quantitativ die Toxizität beeinflussen. Deshalb stehen die Produkte im Fokus, die bei den Verbrennungsprozessen der zu untersuchenden Stoffe entstehen und die Toxizität bestimmen (siehe Abbildung 2.3). In die Toxizitätsbetrachtungen gehen nur die Produkte ein, die durch ihr hohes toxisches Potential und ihre verhältnismäßig hohen Konzentrationen messtechnisch während der Versuche analysiert werden konnten.

Bei der Bestimmung der Brandrauchtoxizität ist es also sinnvoll, die Brandrauchprodukte zu bestimmen, die infolge der chemischen Beschaffenheit des Stoffes zu erwarten sind. Bei der thermischen Zersetzung und auch bei der flammenden Verbrennung sind bei den stickstoffhaltigen Polyurethanen folgende Produkte zu erwarten: Kohlenstoffdioxid, Kohlenstoffmonoxid, Ruß, Cyanwasserstoff, Wasser und Stickstoff. Bei der Verbrennung von Polyvinylchlorid hingegen sollte vor allem Chlorwasserstoff, aber auch Kohlenstoffdi- und monoxid, Ruß und Wasser entstehen. Bei beiden Reaktionen ist der im Luftsauerstoff enthaltende Anteil an Stickstoff mit zu berücksichtigen.



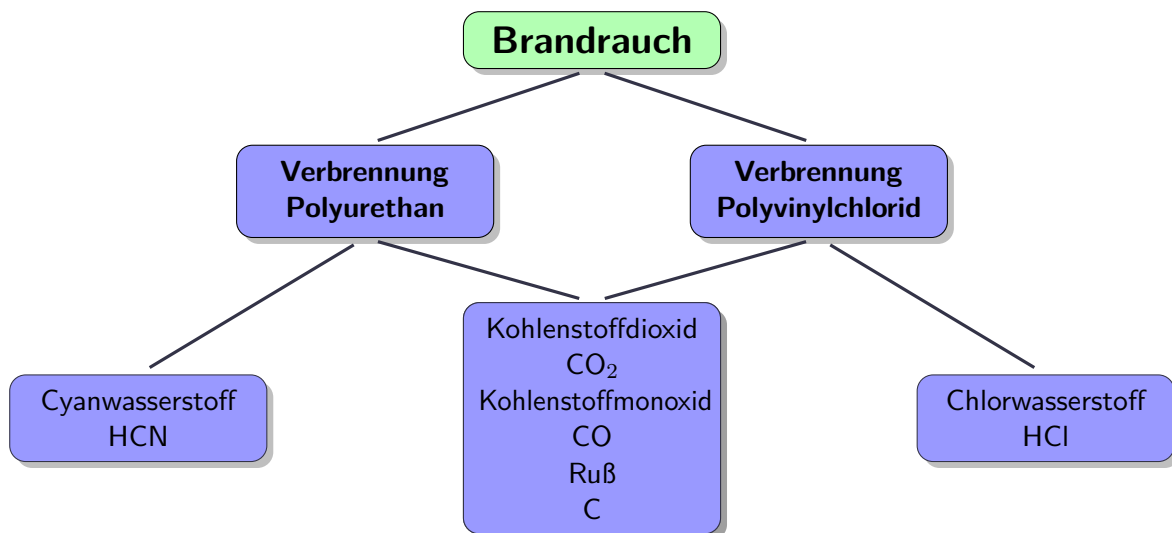


Abbildung 2.3: Verbrennungsprodukte, die bei der Verbrennung der Polyurethane (Pur) und des Polyvinylchlorids (PVC) entstehen und die qualitativ und quantitativ die Toxizität beeinflussen

## 2.3 Brandrauchtoxizität - Bewertung und Berechnung des toxischen Potenzials von Brandrauch

Chemische Substanzen verursachen eine systemische Wirkung (Aufnahme in den Organismus) oder danach folgend eine resorptive Wirkung (Resorption einer Substanz im Organismus) im menschlichen Körper. Die Wirkung der chemischen oder toxischen Substanz kann akute (sofort eintretende) Effekte oder chronische Effekte, die erst nach einer gewissen Zeit eintreten, zur Folge haben. Die Wirkungsgröße einer solchen toxischen Substanz wird durch die Wirkungsqualität, die Wirkungsstärke und durch die Wirkungszeit bestimmt. Wobei die Wirkungsqualität die Art der Wirkung beschreibt. Die Wirkungsstärke hingegen charakterisiert die Intensität der Wirkung und die Wirkungszeit die Dauer der Wirkung nach [Fuh06]. Qualität, Stärke und Zeit können als Wirkungscharakteristika zusammengefasst werden. Die in der Literatur beschriebenen Dosen wie z.B. TD<sub>50</sub>, LD<sub>50</sub> oder LD<sub>70</sub> werden als Maß für toxische Substanzen benutzt, um das ausgehende Risiko abzuschätzen. Dabei bedeutet TD<sub>50</sub> toxische Dosis und LD<sub>50</sub> letale Dosis. Die Zahlenindices 50 oder 70 bedeuten, dass durch eine spezifische Dosis einer Substanz bei 50 % oder 70 % der Organismen eine toxische Reaktion hervorgerufen wurde. Die mathematische Definition einer Dosis D erfolgt mit Gleichung 2.12, wobei C die Konzentration darstellt:

$$D = \int C(t)dt \quad (2.12)$$

Die Daten über tödliche Dosen werden durch Tierversuche erforscht. Das Diagramm 2.4 beschreibt Dosis-Wirkungskurven am Beispiel toxischer und letaler Wirkung bei reagierenden Individuen (siehe [Fuh06] Kap.1 Seite 11). Das Diagramm zeigt auf der y-Achse den Prozentsatz in % an, der

auf eine bestimmte Konzentration reagierenden Individuen und auf der x-Achse die logarithmisch aufgetragene Konzentration eines Gifts.

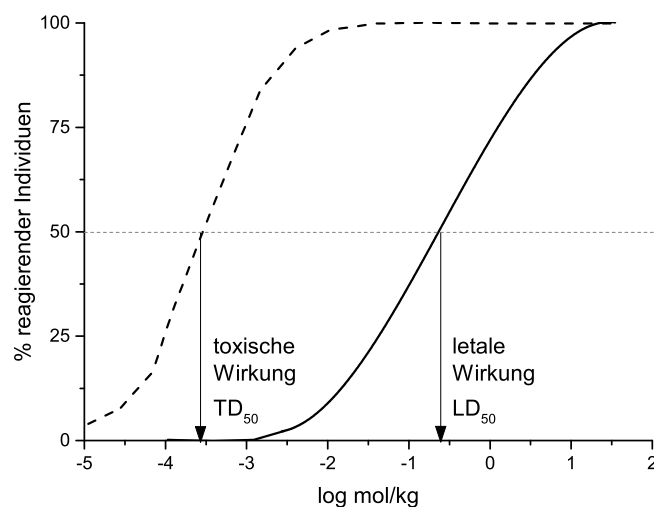


Abbildung 2.4: Dosis-Wirkungskurven für toxische und letale Wirkung nach [Fuh06]

Der Mensch kann über die Lunge ( $100\text{ m}^2$  bei tiefem Einatmen)<sup>1</sup>, die Haut ( $1.8\text{ m}^2$ )<sup>1</sup> und durch den Magen-Darm-Trakt ( $100\text{ m}^2$  Dünndarm)<sup>1</sup> eine toxische Substanz resorbieren. Besonders gut werden Gase durch die Lunge resorbiert. Das bedeutet auch gleichzeitig, dass feste und flüssige Substanzen, wenn sie als Aerosol vorliegen, ebenfalls sehr gut über die Lunge in die Blutbahn gelangen. Die Aufnahme toxischer Substanzen durch die Schleimhäute, ist intensiver als über die Haut.

Grundsätzlich sollten bei den Begrifflichkeiten zwischen Toxizität und toxischem Potential unterschieden werden. Die Toxizität charakterisiert die Giftigkeit eines Stoffes, wobei die Art der Aufnahme und auch die Expositionsdauer beachtet werden müssen. Das toxische Potential beschreibt ein Maß bzw. die Mindestmenge eines Stoffes, die im Körper toxische Reaktionen auslöst [din10]. In der Literatur sind nach [Sie10] und [Kai13] verschiedene medizinische Untersuchungen und Studien zu finden, die als Todesursache im Brandfall das Inhalationstrauma angeben. Zumindest wird für 80 % aller Verstorbenen am Unfallort sowie 25 % aller Personen, die lebend in die Klinik eingeliefert wurden als Todesursache das Inhalationstrauma angegeben. Kaiser [Kai13] bestätigt die vorangestellte Aussage mit der These: "Kritisch verletzte Personen bei Bränden weisen zumeist eine schwere Rauchvergiftung und nur gelegentlich lebensbedrohliche Verbrennungen auf".

### 2.3.1 AEGL (Acute Exposure Guideline Levels)-Beurteilungswerte

AEGL-Werte dienen als Grundlage und Beurteilungsgrößen bei der sicherheitstechnischen Auslegung von Anlagen [AEG02, Umw, vfd14]. Es existieren Werte für toxische Maximalkonzentrationen für

<sup>1</sup> Richtwerte für einen erwachsenen Menschen nach [Fuh06]

unterschiedliche Zeiträume bzw. Expositionsauern von 10 min, 30 min, 60 min, 4 h und 8 h. Zusätzlich werden die AEGL-Werte in drei Stufen eingeteilt, die unterschiedlich starke Effekte hervorrufen. Stufe 1 (AEGL-1) beschreibt die Schwelle zum spürbaren Unwohlsein<sup>1</sup>. Eine Eskalationsstufe höher wird der AEGL-2-Wert als Schwelle zu schwerwiegenden, lang andauernden oder fluchtbehinderten Wirkungen<sup>1</sup> definiert. Schließlich beschreibt die letzte Stufe (AEGL-3) die Schwelle zur tödlichen Wirkung<sup>1</sup>. Für die Leitkomponenten, die qualitativ und quantitativ die Brandrauchtoxizität beeinflussen sind einige Werte in Tabelle 2.1 zusammengefasst:

Stoffe	AEGL 1 [ $\mu\text{l} \cdot \text{l}^{-1}$ ]		AEGL 2 [ $\mu\text{l} \cdot \text{l}^{-1}$ ]		AEGL 3 [ $\mu\text{l} \cdot \text{l}^{-1}$ ]	
	10 [min]	30 [min]	10 [min]	30 [min]	10 [min]	30 [min]
Kohlenmonoxid	-	-	420.00	150.00	1700.00	600.00
Kohlenstoffdioxid	0.15	0.15	1.40	1.40	3.00	3.00
Cyanwasserstoff	2.50	2.50	17.00	10.00	27.00	21.00
Chlorwasserstoff	1.80	1.80	100.00	43.00	620.00	210.00

Tabelle 2.1: AEGL-Werte für Substanzen, die qualitativ und quantitativ als Leitkomponenten die Brandrauchtoxizität beeinflussen nach [AEG02, Umw, vfd14]

### 2.3.2 Erstickend wirkende Substanzen im Brandrauch

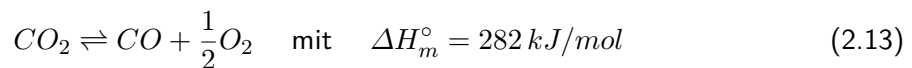
#### a) Kohlenstoffmonoxid CO

ist ein farbloses, geruchloses und sehr toxisches Gas aus der Stoffgruppe der Kohlenoxide. Es entsteht bei der unvollständigen Verbrennung kohlenstoffhaltiger Materialien. Kohlenstoffmonoxid beeinflusst sehr stark die Brandrauchtoxizität. CO gehört zu der Gruppe der narkotisierenden Schadstoffe und besitzt eine 210-fach höhere Affinität als Sauerstoff sich an das, im Blut befindliche, Hämoglobin (Hb) zu binden [Sie10]. Das Hämoglobin ist für den Sauerstofftransport im Blut verantwortlich. Der Sauerstofftransport im Körper kann nicht mehr gewährleistet werden und Erstickten ist die Folge. Nach einem CO-Factsheet der NFPA [NFP] kann eine CO-Exposition von 400 ppm nach 1-2 Stunden zu Übelkeit und Erbrechen und 1000 ppm CO nach einer Stunde zum Verlust des Bewusstseins führen. Eine CO-Konzentration ab 12000 ppm löst sofort physiologische Effekte aus und kann bereits nach 2-3 min zum Tod führen [NFP]. In Abhängigkeit der Expositionsdauer werden als LD<sub>50</sub> für CO in der Literatur meist folgende Dosen angegeben [IFA]: 40 000 ppm· 2 min oder z.B. 3000 ppm· 30 min.

#### b) Kohlenstoffdioxid CO<sub>2</sub>

gehört zur Gruppe der Kohlenoxide und ist eine chemische Verbindung aus Kohlenstoff und Sauerstoff. Es entsteht bei der vollständigen Verbrennung von kohlenstoffhaltigen Brennstoffen bei ausreichend zur Verfügung stehendem Sauerstoff (Luftsauerstoff). Es ist farblos, geruchlos und ein nicht brennbares Gas. Alle weiteren thermodynamischen Eigenschaften befinden sich im Anhang in Tabelle A.1 auf Seite 118.

1 Quelle: [www.umweltbundesamt.de/aegl-stoerfallbeurteilungswerte-definition-methodik](http://www.umweltbundesamt.de/aegl-stoerfallbeurteilungswerte-definition-methodik)



Für die Brandrauchtoxizität ist  $CO_2$  keinesfalls als harmlos einzustufen. Es ist zwar ungiftig für Konzentrationen bis 5 Vol.-%, aber kann schon ab 3 Vol.-% zur Hyperventilation führen. Eine Hyperventilation kann mit einer Störung der Atmung beschrieben werden und hat eine beschleunigte und vertiefte Atmung zur Folge. Laut [Pur08] wird die Atemrate (engl. RMV) in l/min bei 3 Vol.-% verdoppelt und bei 5 Vol.-% sogar verdreifacht. Durch die beschleunigte Atmung können mehr toxische Gase wie CO oder HCN in den Organismus gelangen. Ein erhöhter Anteil an  $CO_2$  in der Atemluft behindert zudem die natürliche Abatmung des  $CO_2$  aus dem Körper. Dies bringt den Sauerstoffgehalt des Blutes aus dem Gleichgewicht, so dass Atemnot und Bewusstlosigkeit die Folgen sind. Ab Konzentrationen von 8 Vol.-% ist das Eintreten von Bewusstlosigkeit sehr wahrscheinlich [Pur02, Pur08].

c) Cyanwasserstoff HCN

wird freigesetzt, durch die Verbrennung stickstoffhaltiger, organischer Materialien. Die Bildung von HCN resultiert meist aus der thermisch-oxidativen Zersetzung von Polymeren. HCN kann aus synthetischen Stoffen wie z.B. Nitrile, Polyamide, Melamin oder Polyurethan resultieren. Polyurethan ist ein viel eingesetztes Polymer für Dämmstoffe und Polster. Aufgrund der Urethan-Gruppe -NH-CO-O- entsteht bei der Verbrennung von z.B. Polyurethan Cyanwasserstoff. HCN kann aber auch aus natürlichen Stoffen entstehen z.B. aus Wolle, Seide oder Federn. Laut [IFA] ist eine Aufnahme von 270 ppm sofort tödlich. Als Folge der Aufnahme von HCN wird der aerobe Stoffwechsel durch Mangelversorgung des Gewebes mit Sauerstoff und Übersäuerung des Blutes (Absinken des pH-Werts im Blut) vollständig zum Erliegen gebracht [Kai13]. Im Brandfall ist die HCN-Produktion bei Polymeren mit hohem Anteil an Stickstoff also sehr hoch. Zusammenfassend ist die HCN-Produktion abhängig vom Stickstoffgehalt im Ausgangsmaterial, Reaktions- und Verbrennungsbedingungen (Temperatur und Ventilation). HCN ist annähernd 25 mal toxischer als Kohlenstoffmonoxid [din10]. Eine hohe Konzentration an HCN über einen kurzen Zeitraum ruft stärkere toxische Reaktionen hervor, als niedrige Konzentrationen über einen längeren Zeitraum [Pur08]. Welchen Stellenwert der Cyanwasserstoff bei der Brandrauchvergiftung hat, beschäftigt nach wie vor die Wissenschaft. In [Kai13] kann eine Expositions-Wirkungs-Beziehung zwischen HCN im Blut und der Vergiftungsschwere nicht eindeutig nachgewiesen werden. Dies führt dazu, dass durch die Inhalation von Brandrauch eine Vergiftung durch HCN möglicherweise eintreten kann, aber noch keine eindeutigen wissenschaftliche Belege dafür existieren. Jedoch sollte der Cyanwasserstoff in einem Toxizitätskonzept zur ingenieurmäßigen Bewertung von Brandrauch und bei der Bewertung von Brandrisiken immer mit berücksichtigt werden. Diese These stützen die Ergebnisse der numerischen Untersuchung in Kapitel 6 ab Seite 79. Die Untersuchungen zeigen Einfluss von HCN auf die Brandrauchtoxizität bzw. auf die Fractional Effective Dose.

### 2.3.3 Reizende Substanzen im Brandrauch

#### a) Chlorwasserstoff HCl

Chlorwasserstoff gehört zu der Stoffgruppe der anorganischen Chlorverbindungen und entsteht bei der Verbrennung chlorhaltiger Substanzen. Die Aufnahme von HCl erfolgt über die Atemwege. Es regiert an feuchter Luft schnell und setzt sich von einem wasserfreiem Gas zu fein verteilten Salzsäuretropfen (Aerosol) um. Die Inhalation der Salzsäuretropfen können zu Verätzungen der Schleimhäute, der Atemwege oder auch zu Schädigung der Lungen führen. Weitere Reizgase im Brandrauch, die unter stofflichen Voraussetzungen berücksichtigt werden sollten sind u.a. Bromwasserstoff (HBr), Fluorwasserstoff (HF), Schwefeldioxid ( $\text{SO}_2$ ), Stickstoffdioxid ( $\text{NO}_2$ ), Acrolein  $\text{CH}_2\text{CHO}$  oder auch Formaldehyd HCHO. Reizgase haben eine sensorische Reizwirkung auf die menschlichen Sinnesorgane, die von Soforteffekten (Reizung der Augen) bis zu einer schweren Entzündung der Lunge reichen, die selbst 6-48 h nach eigentlicher Einwirkung auftreten kann [Pur02, Pur08].

### 2.3.4 Unverbrannte Kohlenwasserstoffe

#### a) Polyzyklische aromatische Kohlenwasserstoffe (PAK) und Ruß

PAK (engl. polycyclic aromatic hydrocarbons (PAH)) sind aromatische Verbindungen mit Ringstruktur und gehören zu der Klasse der höheren Kohlenwasserstoffe. Sie entstehen bei der Pyrolyse oder bei der unvollständigen Verbrennung von kohlenstoffhaltigen Stoffen. Insbesondere werden PAK meist in brennstoffreicheren Flammen (fetter Verbrennung) gebildet nach [War97]. Sie sind schwer in Wasser löslich und chemisch sehr stabil. Zusätzlich wird ihnen die Eigenschaft „hochgradig krebserregend“ zugeschrieben und sie können nach Inhalation toxischer Konzentration zu Lungenkrebs führen. Einige Vertreter sind Naphthalin  $\text{C}_{10}\text{H}_8$  oder Benzol  $\text{C}_6\text{H}_6$ . PAK werden im Brandrauch mitgetragen und sind als sehr kritisch in Bezug auf die Brandrauchtoxizität einzustufen.

Nach [War97] sind die PAK eine Art Vorstufe des Rußes und Wachstum der PAK führt zum Ruß. Dabei werden unterschiedliche Rußarten in Abhängigkeit von ihrem Kohlenstoff- und Wasserstoffgehalt unterschieden. Die Entstehung von Ruß variiert stark, je nachdem wie viel Sauerstoff bei der Verbrennung zur Verfügung steht und wie vollständig oder unvollständig die Verbrennung abläuft. Weiterhin begünstigen gesättigte, wasserstoffarme Kohlenstoffverbindungen die Rußausbeute. Laut [War97] stellt sich die Charakterisierung der Struktur des Rußes als sehr schwierig dar und es gibt weder einen eindeutigen Phasenwechsel zwischen gasförmig zu flüssig noch von flüssig zu fest. Da Rußpartikel Aromaten adsorbieren, liegt somit die Vermutung nahe, dass Ruß ebenfalls krebserregend ist.

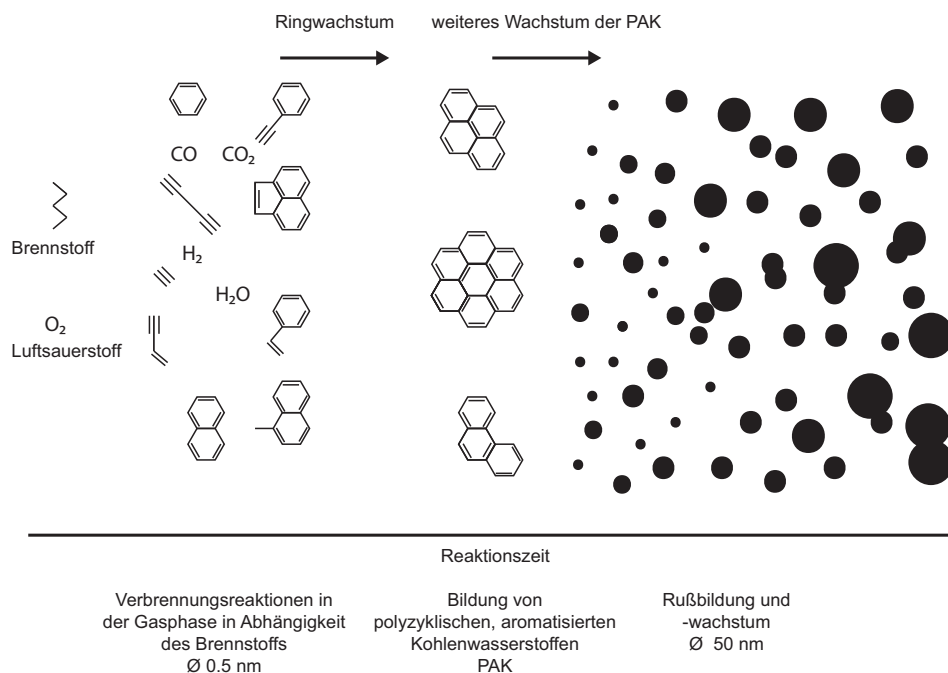


Abbildung 2.5: Schematische Darstellung der Bildung von Rußpartikeln im Verbrennungsprozess modifiziert nach [Fre94]

### 2.3.5 FIC-Fractional Irritant Concentration

Um die sensorischen Reizwirkungen und kombinierte Effekte von Reizgasen bewerten zu können, wurde das Konzept der FIC entwickelt und ist in [Pur08] beschrieben. Es wird eine Fraktion von jedem vorhandenen Reizgas berechnet und aufsummiert. Wenn die  $\sum FIC$  den Wert 1 erreicht, sind die Rauchgase so stark reizend, so dass eine mögliche Flucht behindert wird. Das Konzept ist in Gleichung 2.15 ausformuliert:

$$FIC = FIC_{HCl} + FIC_{HBr} + FIC_{HF} + FIC_{SO_2} + FIC_{NO_2} + FIC_{CH_2CHO} + FIC_{CH_2O} + \sum FIC_x. \quad (2.14)$$

In Tabelle 2.2 sind die Konzentrationen an Reizgasen dargestellt, die statistisch betrachtet bei der Hälfte der Bevölkerung die Flucht gefährden. Die angegebene Konzentration stellt somit den Referenzwert dar und wird zu der aufgenommenen Teilkonzentration ins Verhältnis gesetzt, so gilt allgemein:

$$FIC_x = \frac{c_x \text{ aktuelle Konzentration eines Gases}}{LC_{50x} \text{ Konzentration eines Gases mit Reizwirkung}} \quad (2.15)$$

Reizgas	Konzentration [ppm]
HCl	200.0
HBr	200.0
HF	200.0
SO <sub>2</sub>	24.0
NO <sub>2</sub>	70.0
HCHO	6.0
CH <sub>2</sub> CHO	4.0

Tabelle 2.2: Reizgas-Konzentrationen, die bei 50 % der Bevölkerung die Flucht beeinträchtigen [Pur02]

### 2.3.6 FLD<sub>irr</sub>-Fractional Lethal Dose (Irritants)

Das Konzept der FLD beschreibt das Konzept einer fraktionierten aufgenommenen letalen Dosis an Reizgasen. Nach der Annahme von [Pur95, Pur02, Pur08] sind die Effekte der unterschiedlichen Reizgase additiv zueinander:

$$FLD_{irr} = FLD_{HCl} + FLD_{HBr} + FLD_{HF} + FLD_{SO_2} + FLD_{NO_2} + FLD_{CH_2CHO} + FLD_{CH_2O} + \sum FLD_x. \quad (2.16)$$

Allgemein gilt für jedes Reizgas FLD<sub>x</sub> folgender Zusammenhang:

$$FLD_x = \frac{c_x \cdot t \text{ aktuelle Teildosis}}{LD_{50x} \text{ letale Dosis eines Reizgases}}. \quad (2.17)$$

In Tabelle 2.3 sind die Referenzwerte letaler Dosen verschiedener Reizgase zusammengefasst.

Reizgas	Dosis $LD_{50}$ [ppm · min]
HCl	114 000
HBr	114 000
HF	87 000
HCHO	22 500
SO <sub>2</sub>	12 000
CH <sub>2</sub> CHO	4500
NO <sub>2</sub>	1900

Tabelle 2.3: Letale Dosen der Reizgase, die zu schweren Lungenschäden oder zum Erstickungstod führen können [Pur02]

### 2.3.7 FED-Fractional Effective Dose (Asphyxiants)

Daten über Dosis-Wirkungs-Effekte von Erstickungsgasen im Brandfall im menschlichen Körper sind kaum verfügbar. Dennoch hat [Pur95, Pur02, Pur08] mit wenigen verfügbaren Daten über Konzentration/Zeit/Dosis-Beziehungen ein adäquates Modell aufgestellt, mit dem die Zeit bis zum Eintreten der Fluchtunfähigkeit abgeschätzt werden kann. Er merkt an, dass bis zum jetzigen Zeitpunkt nicht alle Wechselwirkungen zwischen einzelnen in Kombination auftretenden Rauchgasen untersucht sind und weitere Forschungen auf dem Gebiet der Rauchgastoxizität erforderlich sind. Das Modell unterliegt anhaltender Untersuchungen und Weiterentwicklung. Im FED-Modell wird der Grad der Wechselwirkungen der Rauchgase untereinander berücksichtigt. Dies basiert auf physiologischen Daten einzelner Rauchgase und auf Daten aus experimentellen Untersuchungen der Wechselbeziehungen zwischen Rauchgaskombinationen. Die Wechselwirkungen zwischen den Erstickungsgasen CO, CO<sub>2</sub>, HCN und auch die durch niedrige Sauerstoffkonzentration hervorgerufene Hypoxie werden bei der Berechnung der Zeit bis zur Fluchtunfähigkeit erfasst. Eine der effektivsten Wechselwirkungen ist die durch CO<sub>2</sub> verursachte Hyperventilation, die durch einen Anstieg der Atemrate eine schnellere Aufnahme giftiger Stoffe begünstigt. Die wichtigsten Annahmen nach [Pur95, Pur02, Pur08], die dem Modell zu Grunde liegen, sind wie folgt: (1) Die fraktionierten Dosen von CO und HCN sind direkt additiv (2) Verursacht durch CO<sub>2</sub> steigen im Verhältnis zu steigender Atemrate die Aufnahme-Raten an CO und HCN (3) Die fraktionierten Dosen von CO und HCN (angepasst an CO<sub>2</sub>) sind additiv zu der fraktionierten Dosis an Sauerstoff, die Hypoxie verursacht (4) Die durch CO<sub>2</sub> auftretende Asphyxie (Erstickung, Atemstillstand) ist unabhängig der von CO, HCN und Sauerstoffmangel verursachten Asphyxie (5) Reizungen durch Rauchgase sind unabhängig von Asphyxie, aber die Aufnahme-Raten an Reizgasen steigen durch das Vorhandensein von CO<sub>2</sub>.

Die allgemeine Gleichung des FED-Konzepts wird mit Gleichung 2.18 beschrieben. Prinzipiell wird die Zeit berechnet, bei der die akkumulierten Summen der einzelnen Rauchgase einen definierten Endwert erreichen [iso12]. Nach dieser Zeit ist die absolute Erträglichkeit der aufgenommenen Dosen der Rauchgase erreicht. Je nach gewähltem Kriterium setzt Bewusstlosigkeit bzw. Fluchtunfähigkeit ein. Nach [Pur08] wird die Fluchtunfähigkeit erreicht, wenn die FED einen Wert von 1 erreicht. Ein Wert von FED=1 gilt für 50% der Bevölkerung als statistisch sicher. Unter der Annahme einer logarithmischen Normalverteilung sind nach ISO 13571 [iso12] 88.6% der Bevölkerung bei einem FED=0.3 statistisch abgesichert. Bei einem FED von 0.2 gelten 94.6% der Bevölkerung als



statistisch sicher.

$$FED = \sum_{i=1}^n \sum_{t1}^{t2} \frac{C_i}{(C \cdot t)_i} \Delta t, \quad (2.18)$$

Zur Berechnung der FED für alle narkotisierend wirkenden Gase und unter additiver Berücksichtigung von Reizgasen wird die Gleichung 2.19 nach [Pur95, Pur02, Pur08] verwendet:

$$F_{IN} = ((F_{CO} + F_{HCN} + FLD_{irr}) \cdot V_{CO_2} + F_{O_2}), \quad \text{oder } F_{CO_2}), \quad (2.19)$$

wobei  $F_{IN}$  die Fraktion aller Erstickungsgase beschreibt.  $F_{CO}$  und  $F_{HCN}$  sind jeweils die Fraktionen einer fluchtunfähig-machenden Dosis an CO und HCN mit den Gleichungen 2.20 und 2.21 nach [Pur08]. Konzentrationen  $c_{CO}$  und  $c_{HCN}$  werden in [ppm] eingesetzt. Die Quotienten  $F_{i\text{-tes Gas}}$  bilden sich aus der aufgenommenen Teildosis über ein Zeitintervall  $\Delta T$  zu der Dosis, die Handlungsunfähigkeit oder Bewusstlosigkeit verursacht [Hos13]:

$$F_{CO} = \frac{8.2925 \times 10^{-4} \cdot c_{CO}^{1.036}}{30}, \quad (2.20)$$

und

$$F_{HCN} = \frac{1}{\exp(5.396 - 0.023 \cdot c_{HCN})}. \quad (2.21)$$

Die  $FLD_{irr}$  nach Gleichung 2.17 beschreibt im FED-Konzept die Fraktion einer Reizgasdosis und  $V_{CO_2}$  ist der Faktor, um die durch  $CO_2$  verursachte Hyperventilation zu erfassen und wird ausgedrückt mit Gleichung 2.22 nach [Pur08]:

$$V_{CO_2} = \frac{\exp(0.1903 \cdot c_{CO_2} + 2.0004)}{7.1}. \quad (2.22)$$

Mit Gleichung 2.23 nach [Pur08] wird die Fraktion der Dosis beschrieben, die Sauerstoffmangel im Gewebe durch nicht ausreichend zur Verfügung stehendem  $O_2$  verursacht. Durch den akuten Sauerstoffmangel wird auch das Gehirn nicht mit ausreichend Sauerstoff versorgt, was innerhalb weniger Minuten massive Hirnschädigungen verursacht [Sie10]. Die Konzentration  $c_{O_2}$  wird in [Vol.-%] angegeben:

$$F_O = \frac{1}{\exp(8.13 - 0.54 \cdot (20.9 - c_{O_2}))}. \quad (2.23)$$

Die fraktionierte Dosis an CO<sub>2</sub> in [Vol.-%], die Ersticken verursacht, wird mit Gleichung 2.24 nach [Pur08] beschrieben:

$$F_{CO_2} = \frac{1}{\exp(6.1623 - 0.5189 \cdot c_{CO_2})}. \quad (2.24)$$

### 2.3.8 N-Gas Modell

Das N-Gas Value Model wurde auf Grundlage von Untersuchungen am NIST (National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, USA) entwickelt. [Lev90] und [Lev95] beschreiben in ihrer Veröffentlichung, dass das N-Gas Value Modell auf der Annahme beruht, dass eine N-Anzahl an Gasen einen erheblichen Anteil zur Brandrauchtoxizität beiträgt. Die toxikologische Wechselwirkung von 6 Gasen (CO, CO<sub>2</sub>, HCN, verminderte Konzentration an O<sub>2</sub>, HCl, HBr) wurde untersucht und in folgender empirisch-mathematischer Beziehung ausformuliert:

$$\begin{aligned} \text{N-Gas Value} = & \frac{m[CO]}{[CO_2] - b} + \frac{21 - [O_2]}{21 - LC_{50}(O_2)} + \left( \frac{[HCN]}{LC_{50}(HCN)} \cdot \frac{0.4[NO_2]}{LC_{50}(NO_2)} \right) \\ & + 0.4 \cdot \left( \frac{[NO_2]}{LC_{50}(NO_2)} \right) + \frac{[HCl]}{LC_{50}(HCl)} + \frac{[HBr]}{LC_{50}(HBr)}. \end{aligned} \quad (2.25)$$

Wobei die in Klammern stehenden Gase, die zeit-integrierte durchschnittliche Konzentration des jeweiligen Gases in der Umgebung über eine bestimmte Einwirkdauer (30 min) beschreibt. Die Faktoren m und b berücksichtigen synergetische Effekte zwischen CO und CO<sub>2</sub>. So gilt der Zusammenhang basierend von Untersuchungen nach [Lev90] und [Lev95], dass mit steigender CO<sub>2</sub>-Konzentrationen bis auf 5 Vol.-% die Toxizität von CO steigt. Ab einer CO<sub>2</sub>-Konzentration von 5 Vol.-% sinkt die CO-Toxizität wieder. Die Faktoren m und b nahmen bei Untersuchungen einer 30-minütigen Einwirkdauer und CO<sub>2</sub>-Konzentration ≤ 5 Vol.-% die Werte -18 und 12200 an. Bei Studien mit einer CO<sub>2</sub>-Konzentration > 5 Vol.-% nahmen m und b die Werte 23 und -38600 an. Die LC<sub>50</sub> beschreibt die letale Konzentration des jeweiligen Gases.

### 2.3.9 Gesamtkonzept FED für letale toxische Mischungen

Das Modell der Fractional Effective Dose nach [Pur08] wird in Gleichung 2.26 zusammenfassend dargestellt:

$$\begin{aligned} FED = & \frac{[CO]}{LC_{50}CO} + \frac{[CN] - [NO_x]}{LC_{50}HCN} + \frac{[\text{each acid gas}]}{LC_{50}\text{each gas}} \\ & + \frac{[\text{each organic irritant}]}{LC_{50}\text{each organic irritant}} \cdot V_{CO_2} + A + \frac{1}{\text{hypoxia function}}. \end{aligned} \quad (2.26)$$

Unter Anwendung des FED-Modells kann das Ausmaß der entstehenden Toxizität der Verbrennungsprodukte bestimmt werden. Mit dem FED-Modell wurde ein Konzept geschaffen, das in einem mathematischen Modell das Zusammenwirken der Verbrennungsgase, deren Effekte und Expositionsdauern berücksichtigt. Durch Verwendung des FED-Modells im Strömungslöser ANSYS CFX ist die numerische Vorhersage von toxischen Risiken in verschiedenen Brandszenarien möglich.

## 2.4 Optische Eigenschaften von Brandrauch

Die optischen Eigenschaften von Brandrauch sind im Bezug auf die Personensicherheit bedeutsam, da diese die Sichtweite und somit auch das Fluchtverhalten beeinflussen. Für die Berechnung und Bewertung der Sichtweite in Brandszenarien spielen viele Faktoren eine Rolle. Gravierend ist sicherlich die Menge und Verteilung von entstehenden Rauchpartikeln. Dennoch sollte die Beleuchtung des Raumes, die Beleuchtung von Objekten im Raum sowie der Blickwinkel und das Sehvermögen einzelner Personen berücksichtigt werden [Sch09a]. Zudem tragen Rauchgase dazu bei, dass die Schleimhäute gereizt werden. Insbesondere tränende Augen vermindern nochmals die Sichtweite auf Objekte bzw. beleuchtete Rettungswegzeichen.

### 2.4.1 Verminderung der Sicht im Brandrauch

Die Intensität des Lichts wird beim Durchgang durch Brandrauch abgeschwächt [din10]. Als Sichtweite wird der maximale Abstand bezeichnet, bei dem ein Objekt unter bestimmten Bedingungen (Größe, Helligkeit, Kontrast) gesehen und erkannt werden kann.

### 2.4.2 Lambert-Beer'sches-Gesetz

Das Lambert-Beer-Gesetz (auch Bouguer-Lambert-Beer'sches-Gesetz) beschreibt die Abschwächung der Strahlungsintensität monochromatischen Lichts durch ein absorbierendes Medium über eine bestimmte Weglänge.

$$E_{\lambda} = \lg\left(\frac{I_0}{I}\right) = \kappa \cdot c \cdot d \quad (2.27)$$

Der Extinktionskoeffizient  $\kappa$  ist ein Stoffkennwert, der von der Wellenlänge der einfallenden Strahlung abhängt. Er beschreibt quasi die Stärke der Wechselwirkung zwischen einfallender Strahlung mit dem Medium. Der Extinktionskoeffizient wird auch spektraler Absorptionskoeffizient bezeichnet.

$$\kappa = \left(\frac{1}{d}\right) \cdot \ln\left(\frac{I_0}{I}\right) \quad (2.28)$$

$$I = I_0 \cdot e^{-\kappa \cdot d} \quad (2.29)$$

Grundlagen und Untersuchungen zur Abschwächung der Strahlungsintensität durch absorbierende Medien und zum Extinktionskoeffizienten werden in [Tie95] oder auch in [Jin02] ausführlich beschrieben.

### 2.4.3 Transmissionsgrad

Der Transmissionsgrad ist das Verhältnis der Intensität des Lichts nach Durchgang durch Rauch und der Intensität des einfallenden Lichts unter festgelegten Bedingungen [din10]. Im Prinzip wird der Transmissionsgrad  $T$  durch den Quotienten aus der Energie  $I$ , die durch das Medium gelassen wird und der auftreffenden Energie  $I_0$  gebildet. Der Transmissionsgrad kann Werte zwischen 0 und 1 oder 0 - 100 % annehmen.

$$T = \frac{I}{I_0} = e^{-\kappa \cdot d} \quad (2.30)$$

Die Abbildung 2.6 beschreibt schematisch den Weg des Lichts durch Brandrauch mit spezifischen Extinktionskoeffizienten über eine Wegstrecke.

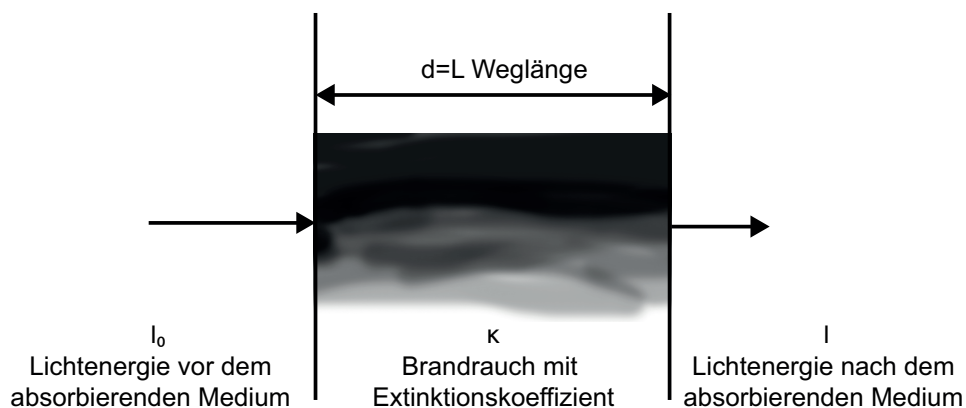


Abbildung 2.6: Schematische Darstellung der Lichtschwächung durch Brandrauch

### 2.4.4 Lichtschwächung im Brandrauch

Die Lichtschwächung  $L$ <sup>1</sup> beschreibt den Verlust von Strahlungsleistung durch Absorption  $\alpha$  und Streuung  $s$  und ist in der [din89a] wie folgt definiert:

$$L = 100 \cdot (1 - T) \quad (2.31)$$

### 2.4.5 Optische Dichte oder Extinktion

Die optische Dichte oder Extinktion (siehe Lambert-Beer'sches-Gesetz) kann als dekadischer Logarithmus des reziproken Wertes des Transmissionsgrades beschrieben werden.

$$E = -\lg T = \lg\left(\frac{I_0}{I}\right) = \lg(e) \cdot \alpha \cdot d \approx 0.434 \cdot \alpha \cdot d \quad (2.32)$$

### 2.4.6 Sichtweitenberechnung

Die Sichtweite  $S$  [m] beschreibt den maximalen Abstand zwischen Mensch und Objekt, bei der das Objekt noch erkannt werden kann. Aus einer Reihe von experimentellen Untersuchungen stellt [Jin02] in seinem Artikel „Visibility and Human Behaviour in Fire Smoke“ einen Zusammenhang dar, mit dem die Sichtweite  $S$  wie folgt beschrieben werden kann, wobei  $\kappa$  der Extinktionskoeffizient ist und  $A, B$  experimentell ermittelte Konstanten sind.

$$S = A - B \cdot \log(\kappa) \quad (2.33)$$

[Jin02] untersuchte in weiterführenden Studien den Einfluss von reizendem bzw. nicht-reizendem Rauch auf die Sichtweite und auf das Erkennen von hinterleuchteten Rettungswegzeichen. Folgende Beziehungen wurden für reizenden und nicht-reizenden Rauch in Gleichungen 2.34 und 2.35 aufgestellt. Wobei  $S_{vorh}$  die vorhandene Sichtweite,  $\kappa$  den Extinktionskoeffizienten und der Parameter  $C$  den Erkennungsfaktor bezeichnet. Nach der [din06] gilt für den empirischen Parameter  $C$  für beleuchtete Sichtzeichen ein Wert von 3 und bei hinterleuchteten Zeichen ein Wert von 8.

$$S_{vorh} = \frac{C}{\kappa} \quad \text{für nicht-reizenden Rauch bzw. reizenden Rauch mit } \kappa < 0.25 \text{ m}^{-1} \quad (2.34)$$

<sup>1</sup> Die Lichtschwächung wird in der [din89a] mit dem Formelzeichen  $S$  angegeben.

$$S_{vorh} = \frac{C}{\kappa} \cdot (0.133 - 1.47 \cdot \log(\kappa)) \text{ für reizenden Rauch mit } \kappa < 0.25 \text{ m}^{-1} \text{ und } S > 0 \quad (2.35)$$

Die vorhandene Sichtweite  $S_{vorh}$  steht mit der zulässigen Sichtweite  $S_{zul}$  in folgender Beziehung:

$$S_{vorh} \geq S_{zul} \quad (2.36)$$

## 2.5 Höhe der raucharmen Schicht

Ein sehr konservatives Kriterium für die Personensicherheit im Brandfall ist die Höhe und gleichermaßen auch die Qualität der raucharmen Schicht. Als Nachweiskriterium dient die Höhe der raucharmen Schicht zur Selbstrettung. Ein adäquater Grenzwert lässt sich in Abhängigkeit der Raumhöhe und der erforderlichen Sicherheitszuschläge [Hos13] bestimmen. So beschreibt [Sch08, Sch09a], dass für Rettungswege für mindestens 30 min in der raucharmen Schicht folgende Qualitätskriterien erfüllt sein müssen: 1.  $\text{CO}_2 < 0.5 \text{ Vol.-%}$  in der raucharmen Schicht 2. Sichtweiten sollten mindestens mit der der Rettungsweglänge übereinstimmen 3.  $T < 50 \text{ °C}$  für die untere Schicht und die 4. Höhe der raucharmen Schicht sollte  $> 2.5 \text{ m}$  sein. Auf Grundlage der DIN EN 12101 [din98b] beschreibt [Sch09a] die je nach Gebäude einzuhaltende Höhe der raucharmen Schicht mit den Angaben in Tab 2.4:

Tabelle 2.4: Grenzwerte der raucharmen Schichten für verschiedene Gebäudearten [Sch09a]

Höhe der raucharmen Schicht [m]	Gebäude
3.0	Öffentliche Gebäude, Einkaufszentren
2.5	Büros, nichtöffentliche Gebäude
2.5 oder $0.8 \cdot H$ ( $H$ =lichte Raumhöhe)	Großgaragen

## 2.6 Zulässige Wärmestrahlung

Bei Bränden mit kritischen Umgebungstemperaturen und hoher Wärmestrahlung sind Verbrennungen der Haut bis hin zum thermischen Schock sehr wahrscheinlich. Wann eine Umgebungstemperatur für den Menschen kritisch wird, hängt grundlegend von der Luftfeuchte und der Einwirkzeit ab. [Hos13] gibt als kritische Temperatur für trockene Luft ca.  $200 \text{ °C}$  an, bei der die Erträglichkeitsgrenze nach 3-4 min erreicht wird. Im Brandraum spielen Wärmetransportvorgänge wie Konvektion und Strahlung eine übergeordnete Rolle. Für die Personensicherheit bzw. für die Selbstrettung ist der einfallende Wärmestrom - in Abhängigkeit von Luftfeuchte, Einwirkzeit, Gasströmung- und -temperatur auf den Körper entscheidend. In der [iso12] wird als kritischer Wärmestrom ein Wert von  $2.5 \text{ kW/m}^2$  angegeben, bei dem die Erträglichkeitsgrenze erreicht wird. Wärmeströme unter  $2.5 \text{ kW/m}^2$  können für einige Minuten toleriert werden [Pur08]. Um Gefahren der Wärmeeinwirkung (Konvektion und

Strahlung) auf den menschlichen Körper abschätzen zu können, kann das nach [Pur02, Pur08] entwickelte Konzept der Fractional Effective Dose für die Wärmeeinwirkung bei Bränden  $FED_{Heat}$  angewandt werden. Im  $FED_{Heat}$ -Modell werden konvektive Anteile und Strahlungsanteile berücksichtigt und es wird die Zeit berechnet bis die Wärmeeinwirkung so unerträglich wird, dass Fluchtunfähigkeit eintritt. Das Modell wird über folgende Zusammenhänge und Gleichungen in der [iso12] formuliert.

Für alle Bestrahlungsstärken die  $\geq 2.5 \text{ kW/m}^2$  sind, wird im  $FED_{Heat}$ -Konzept ein  $t_{Irad}$  in [min] berechnet. Mit Gleichung 2.37 wird die Zeit berechnet ab der Verbrennungen zweiten Grades durch Strahlungswärme hervorgerufen werden. Die Fractional Effective Dose der Strahlungswärme ( $FED_{rad}$ ) ist der Kehrwert von  $t_{Irad}$ .

$$t_{Irad} = 6.9 \cdot q^{-1.56} \quad (2.37)$$

Um die Zeit zu berechnen nach der Schmerzen (verursacht durch die Strahlungswärme) eintreten, wird die Funktion 2.38 angewandt. Die Wärmestromdichte  $q$  wird in beiden Gleichungen in  $\text{kW/m}^2$  eingesetzt.

$$t_{Irad} = 4.2 \cdot q^{-1.9} \quad (2.38)$$

Die Zeit, ab der Schmerzen durch Konvektionswärme hervorgerufen werden, kann mit  $t_{Iconv}$  in [min] berechnet werden. Das Schadensausmaß ist davon abhängig, ob das Opfer bekleidet ist und welche Beschaffenheit die Kleidung aufweist. Für den Fall, dass das Opfer komplett bekleidet ist, findet die Gleichung 2.39 nach [Pur08, iso12] Anwendung. Wenn die Haut nur wenig bekleidet ist, wird die Gleichung 2.40 nach [Pur08, iso12] zur Berechnung der Zeit bis Fluchtunfähigkeit angewendet. In beiden Gleichungen 2.39 und 2.40 ist  $T$  als Gastemperatur in  $^{\circ}\text{C}$  zu verstehen.

$$t_{Iconv} = (4.1 \times 10^8) \cdot T^{-3.61} \quad (2.39)$$

$$t_{Iconv} = (5 \times 10^7) \cdot T^{-3.4} \quad (2.40)$$

Das Gesamtkonzept der  $FED_{heat}$  wird aus den aufsummierten Dosen der Strahlungs- und Konvektionswärme über einen definierten Zeitraum gebildet und in der [iso12] wie folgt beschrieben:

$$FED_{heat} = \sum_{t1}^{t2} \left( \frac{1}{t_{Irad}} + \frac{1}{t_{Iconv}} \right) \Delta t. \quad (2.41)$$

## 2.7 Toxische und physische Gefahren von Brandrauch

Um die Personensicherheit zu gewährleisten, sollten die vom Brandrauch ausgehenden Gefahren definiert werden. Mögliche Gefahren, wie sie z.B. in Abbildung 2.7 eingeordnet sind, sind u.a. Verbrennungen der Haut, eingeschränkte Sichtverhältnisse, Verätzungen des Atemtraktes oder Störungen im natürlichen Atemprozess. Diese erschweren die Selbstrettung oder führen direkt zur Fluchtunfähigkeit. Daraus lassen sich in Abhängigkeit vom erforderlichen Sicherheitsniveau Grenzwerte ableiten für die Wärmestrahlung, für Temperaturen in der oberen und unteren Schicht, für toxische und reizende Gase sowie für Sichtweiten im Brandrauch.

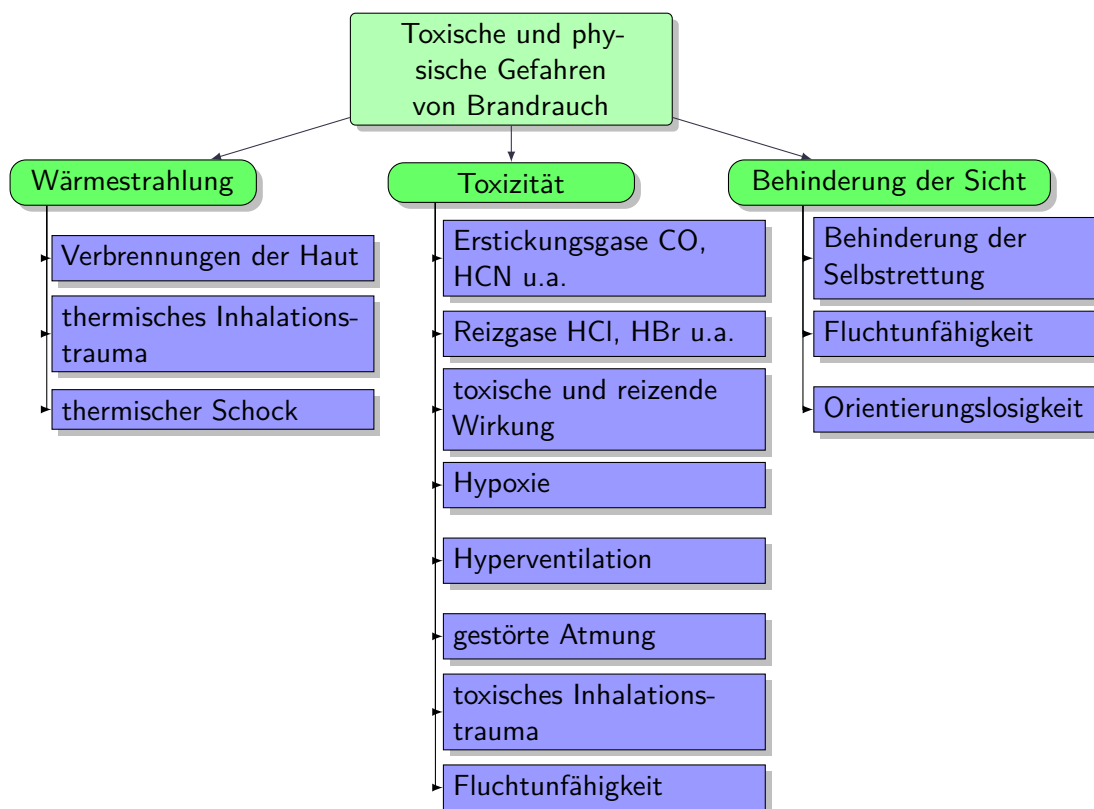


Abbildung 2.7: Gefahren von Brandrauch

Kriterien und die dazugehörigen Grenzwerte für die Personensicherheit im Brandfall sind in der Literatur nach [Qui06, Pur08, Sch09a, iso12] zu finden und in Tabelle 2.5 aufgeführt. In einigen Literaturquellen werden die Grenzwerte mit einem zusätzlichen Sicherheitsfaktor angegeben.



Tabelle 2.5: Grenwerte sicherheitstechnische Kenngrößen für die Personensicherheit

<b>Sicherheitskriterium</b>	<b>Grenzwert</b>
<b>Höhe der raucharmen Schicht</b>	1.5 [m]
<b>kritischer Wärmestrom</b>	$< 2.5 \left[ \frac{kW}{m^2} \right]$ Erträglichkeitsgrenze
<b>Sichtweite</b>	$> 10$ [m]
<b>Bewertung der Toxizität</b>	
CO-Konzentration	$< 1400$ ppm
CO <sub>2</sub> -Volumenanteil	$< 6$ Vol.-%
O <sub>2</sub> -Volumenanteil	$> 12$ Vol.-%
FED	0.1 für sensible Personengruppen
FED	0.3 Erträglichkeitsgrenze, bestimmt verfügbare Zeit zur Evakuierung
FED	1.0 Fluchtunfähigkeit

# KAPITEL 3

## Ingenieurmethoden des Brandschutzes

---

Im Rahmen der schutzzielorientierten Brandschutzplanung und zur Erfüllung von Brandschutzanforderungen werden zur Beschreibung von Bränden die sogenannten Ingenieurmethoden angewandt. Hauptsächlich bei Brandschutzkonzepten für Gebäude besonderer Art und Nutzung, sehr komplexen Gebäudestrukturen oder bei Abweichungen der Baunorm finden Berechnungsverfahren zur Bewertung der Brandsicherheit Anwendung. Die Ingenieurmethoden beruhen auf physikalischen und chemischen Grundsätzen sowie anerkannten Regeln des Brandingenieurwesens.

In der Literatur z.B. [Hos13] werden drei mathematisch deterministische Ansätze zur Beschreibung von Bränden definiert. Zu den drei mathematischen Brandsimulationsmodellen gehören (1) empirische Verfahren, (2) Zonenmodelle und (3) Feldmodelle (CFD). Die Brandmodellierung findet in der Praxis z.B. bei der Auslegung und Dimensionierung brandschutztechnischer Schutzmaßnahmen Anwendung. Mit den verschiedenen zur Verfügung stehenden Modellen können Temperaturen und teilweise auch lokale Temperaturen berechnet werden. Diese werden als Grundlage zur Beurteilung des Risikos für Personen und/oder zum Bauteil- oder Baustoffverhalten genutzt. Durch die Brandsimulation lassen sich zudem Aussagen zur Rauchmenge, Rauchzusammensetzung und Rauchausbreitung ableiten, die bei der Auslegung von Entrauchungsmaßnahmen berücksichtigt werden können. Jedoch unterscheiden sich die drei Verfahren in ihrer Komplexität und besitzen, wie alle Modelle, Anwendungsgrenzen. Im Folgenden werden die empirischen Ansätze, die Zonenmodelle und Feldmodelle kurz beschrieben und nach ihrem Detaillierungsgrad und Anwendungsbereich charakterisiert.

### 3.1 Empirische Verfahren

Die empirischen Verfahren basieren auf Experimenten im Brandschutzingenieurwesen. Aus Experimenten, die auf besonderen Fragestellungen des Brandschutzes beruhen, wurden Zusammenhänge und Korrelationen abgeleitet. Die Experimente sollten Fragestellungen z.B. zur Beschreibung von Flammenhöhen und Flammenausbreitungsgeschwindigkeiten, Wärmestromdichte, Rauchsicht Höhen, Brandraumtemperaturen oder entstehender Rauchgasmassenströme [Hos13] beantworten. Zur Beschreibung von Feuerplumes wurden auf experimentellen Untersuchungen Plumeformeln nach McCaffrey, Zukoski, Hekestad oder auch Thomas [Sch09a] entwickelt. Die daraus gewonnenen Ergebnisse und Zusammenhänge wurden meist in Form von einfachen Modellgleichungen oder Ansätzen

zen zusammengefasst. Daher ist stets die Problemstellung zu beachten und der Anwendungsbereich der empirischen Verfahren zu prüfen.

## 3.2 Zonenmodelle

Bei Zonenmodellen handelt es sich um vereinfachte physikalische Brandmodelle, in denen die Erhaltungsgleichungen der Masse und Energie numerisch gelöst werden. Die Physik des Brandzenarios wird im Modell durch die Gesetzmäßigkeiten bzw. Grundgleichungen der Verbrennungs-, Wärme- und Strömungslehre und durch Ergebnisse experimenteller Untersuchungen gestützt. Für Anwender stehen Ein-Zonenmodelle für den vollentwickelten Brand zur Verfügung, allerdings unter der einfachen Annahme, dass die Umgebungsbedingungen im Brandraum einheitlich sind. Somit wird nur eine zeitabhängige Brandraumtemperatur berechnet. Bei den Zwei-Zonen-Modellen wird der Brandraum in zwei Volumina geteilt, das obere Volumen beschreibt die Rauchsicht und das untere Volumen beschreibt die raucharme Schicht. In jeder Zone werden die Erhaltungsgleichungen der Masse und Energie gelöst. Es wird angenommen, dass der Druck in den Zonen nur abhängig von der Höhe und Zeit ist. Ausgenommen vom Plume, dem Ceiling Jet und den Ventilationsöffnungen werden die Gase in den Zonen als ruhend angenommen [Hos13]. Für jede Zone wird eine mittlere Temperatur berechnet. Komplexere Modelle sind die sogenannten Mehrraum-Mehrzonen-Modelle. In den Modellen wird der Brand in verschiedene Zonen in mehreren Räumen aufgeteilt. Die Berechnung der Masse und Energie wird über alle Schichten in alle Räumen bilanziert. Das bedeutet, dass für jede Schicht eine Masse und Energiebilanz aufgestellt wird. Die Energieströme und Massenströme der Schichten wird in den angrenzenden gekoppelten Raum übertragen und wieder bilanziert. Das Gleichungssystem an Differentialgleichungen wird mit der Powells Hybrid Method gelöst. Ein sehr weit verbreitetes Mehrraum-Mehrzonen-Model ist zum Beispiel MRFC (Multi Room Fire Code), Anwendungsbeispiele sind in [Sch09b] zu finden. Weitere bekannte Modelle sind CFAST (NIST) [Pea12], MAGIC [Gau02] oder OZone [Sch09b]. Numerische Untersuchungen mit den Modellen CFAST und MRFC sind in der Literatur unter [Kna09] zu finden.

Im Vergleich zu den empirischen Verfahren erfolgt mit den Zonenmodellen eine detaillierte Beschreibung und Berechnung von Bränden. Die Rauchausbreitung, die zeitliche Ausbildung einer homogenen Rauchgasschicht sowie die Ausbildung einer mittleren Zonentemperatur können berechnet werden. Auch globale Konzentrationen an freigesetzten Verbrennungsprodukten können berechnet werden, die allerdings bei Bewertung der Toxizität von Brandrauch zu nicht hinreichend genauen Aussagen und Ergebnissen führen können. Die Anwendung der Zonenmodelle liefern Trends zu Fragestellungen der Rauchentwicklung, der Rauchgastemperatur und der globalen Konzentrationen an Verbrennungsprodukten. Bei konkreten Fragestellungen der lokalen Rauchgaszusammensetzung zur Berechnung von Toxizität und Sichtverhältnissen stoßen die Zonenmodelle an ihre Anwendungsgrenzen.

## 3.3 Computational Fluid Dynamics CFD

Die numerische Strömungssimulation (Computational Fluid Dynamics) basiert auf der diskreten Lösung der Navier Stokes-Gleichungen zur Beschreibung reibungsbehafteter Strömungen (Impulserhaltungsgleichungen). Bei der Berechnung von Bränden müssen Vereinfachungen getroffen werden

bezüglich der Brandraumgeometrie (Berücksichtigung strömungsrelevanter Raumelemente), Annahmen zu Ventilationsverhältnissen und zum eigentlichen Brandszenario selbst. Das CFD-Modell, das in einer sehr breiten Community Anwendung findet, ist das OpenSource Programm FDS [McG10] (Fire Dynamics Simulator vom NIST). Als Alternative bieten sich aus den kommerziellen ANSYS-Produkten die Strömungslöser CFX [Ans11] und Fluent [Ans13] sowie die Open Source-Bibliothek FireFOAM an.

Die CFD-Modelle beschreiben mit partiellen Differentialgleichungen für Masseerhaltung sowie der Erhaltung der Spezies, Energie und des Impulses Strömungsphänomene. Da die Differentialgleichungen in den meisten Fällen nicht mehr analytisch zu lösen sind, werden sie mit Hilfe einer geeigneten Diskretisierungsmethode in ein algebraisches Gleichungssystem approximiert und dann iterativ numerisch gelöst. [Fer02] beschreibt, wie die Approximationen auf kleine Volumen in Raum und Zeit angewendet und so Ergebnisse an diskreten Stellen in Raum und Zeit liefern. Für viele Phänomene der Strömungsmechanik z.B. die der Turbulenz oder der Verbrennung sind exakte Gleichungen generell nicht verfügbar ([Fer02]) und man muss sich geeigneter Submodelle für die Turbulenz- und Verbrennungsmodellierung bedienen. CFD-Modelle auf den Brand bzw. den Verbrennungsprozess angewandt, können Aussagen zu lokalen Verteilungen von Rauchgasen oder zur lokalen Temperaturverteilung getroffen werden. Unter Berücksichtigung, dass die Differentialgleichungen approximiert werden und mit iterativen Methoden gelöst werden, was bedeutet dass die Ergebnisse nur angenähert sind, bietet der Einsatz von CFD dennoch stets genauere Aussagen zu brandschutztechnischen Fragestellungen als andere Methoden. Jedoch sollten alle produzierten numerischen Ergebnisse einer Plausibilitätskontrolle unterzogen werden und mit geeigneten Verfahren (z.B. durch experimentelle Daten) geprüft werden. Anhand des in der Arbeit verwendeten CFD-Programms ANSYS CFX wird in Anlehnung zu der Veröffentlichung „Anwendungsschwerpunkte von Zonen- und CFD-Modellen im Brandschutz“ von [Sch09b] in folgender Tabelle die Anwendbarkeit für die Brandmodellierung gezeigt.

<b>Parameter</b>	<b>Beschreibung mit CFX</b>
Brandraumgeometrie	exakt mit strömungsrelevanten Raumelementen, komplexe Geometrien möglich
Ventilationsbedingungen	Randbedingungen mit Inlet, Opening oder Outlet
Verbrennungsmodellierung	verschiedene Verbrennungsmodelle zur Verfügung z.B. EDM, Finite Rate Chemistry
stoffliche Umsetzung	Reaktionsgleichungen
Turbulenzmodellierung	verschiedene Turbulenzmodelle zur Verfügung z.B. SST, SAS
Strahlungsmodellierung	verschiedene Strahlungsmodelle zur Verfügung z.B. Monte Carlo, Discrete Transfer sowie verschiedene spektrale Modelle wie z.B. Gray-Modell oder „Weighted Sum of Gray Gases“-Modell (WSGGM)
<b>Berechnungsgrößen</b>	<b>Ergebnisse mit ANSYS CFX</b>
Temperatur	lokale Temperaturverteilung
Strömungsfelder	lokal
Raughgaskonzentrationen	lokale Raughgaskonzentrationen, Zusammensetzung Raughgas
Brandrauchtoxizität	mit FED-Modell
optische Dichte	lokal
Temperaturverteilung in Festkörpern	Fouriersches Gesetz (Wärmeleitungsgleichung)
Wärmeübergangsprozesse	ja, durch Kopplung der Strömungs- und Festkörpergleichungen
Rauchausbreitung	ja, kann berechnet werden

Tabelle 3.1: Anwendbarkeit und Aussagekraft von CFD-Modellen anhand von ANSYS CFX

# KAPITEL 4

## Grundlagen zur Modellierung der Brand- und Rauchausbreitung mit CFD

---

Die numerische Modellierung der Brand- und Rauchausbreitung erfordert die Lösung von partiellen Differentialgleichungen, die bis auf wenige Ausnahmen, analytisch nicht lösbar sind. Daher werden die partiellen Differentialgleichungen durch algebraische Gleichungssysteme approximiert. Mit einer geeigneten Diskretisierungsmethode erfolgt dann die Lösung der Gleichungssysteme. Das gesamte Rechengebiet wird in Kontrollvolumina unterteilt, um die Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie für jedes Kontrollvolumen zu lösen. Die Herleitung der Erhaltungssätze basiert auf dem Reynoldsen Transporttheorem nach Gleichung 4.1. Die Erhaltung bestimmter Eigenschaften wie z.B. der Dichte wird mit  $\phi$  beschrieben werden,  $\underline{u}$  steht für die Geschwindigkeitskomponenten ( $\underline{u} = u_i$ ) und  $\underline{A}$  für die Volumenoberfläche .

$$\frac{d}{dt} \int \phi dV = \int \frac{\partial \phi}{\partial t} dV + \oint \phi \underline{u} \cdot d\underline{A} \quad (4.1)$$

Stellvertretend für alle Erhaltungsgleichungen kann eine generalisierte Transportgleichung mit folgender Gleichung 4.2 aufgestellt werden:

$$\underbrace{\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho \phi dV}_{\text{instationär}} + \underbrace{\oint_A \rho \phi \underline{V} \cdot d\underline{A}}_{\text{Advektion}} = \underbrace{\oint_A \Gamma \nabla \phi \cdot d\underline{A}}_{\text{Diffusion}} + \underbrace{\int_V S_\phi dV}_{\text{Spezies}} \quad (4.2)$$

Die Gleichung kann in einen instationären, einen Advektions-, einen Diffusions- und einen Speziesterm unterteilt werden [Ans94, Bau06]. Wobei  $\Gamma_\phi$  den allgemeinen Diffusionskoeffizienten und  $S_\phi$  den Quellterm bezeichnet.  $\phi$  kann z.B. für Geschwindigkeitskomponenten, die spezifische Enthalpie, Konzentration einer chemischen Komponente oder die turbulente kinetische Energie pro Masse usw. stehen [Bau06]. In der Brandsimulation können in der Regel keine Terme weggelassen werden. Jedoch spielt der diffuse Term in turbulenten Strömungen nur eine Rolle, wenn bis zur Flammendicke aufgelöst wird. Die allgemeine Transportgleichung kann in differentieller Form mit Gleichung 4.3 formuliert werden:

$$\underbrace{\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi)}_{\text{instationär}} + \underbrace{\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i \phi)}_{\text{Advektion}} = \underbrace{\frac{\partial}{\partial x_i}(\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial x_i})}_{\text{Diffusion}} + \underbrace{S_\phi}_{\text{Spezies}}. \quad (4.3)$$

## 4.1 Erhaltungsgleichungen

Wendet man das Reynoldsche Transporttheorem (siehe Gleichung 4.1) auf die Massenbilanzen, Impuls- und Energiebilanzen an resultieren daraus die jeweiligen Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie. Die Erhaltungsgleichungen werden in diesem Abschnitt definiert.

### Massenerhaltung

Die Massenerhaltungsgleichung lässt sich aus dem Zusammenhang in Gleichung 4.4:

$$m = \text{const.} \Rightarrow \dot{m} = \frac{d}{dt}m = \frac{d}{dt} \int \rho dV = 0 \quad (4.4)$$

und wenn für  $\phi = \rho$  eingesetzt wird, kann die Massenerhaltungsgleichung in integraler Form wie folgt ausgedrückt werden:

$$\int \left\{ \frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \underline{u}) \right\} dV = 0 \quad (4.5)$$

Die Kontinuitätsgleichung wird in differentieller Form mit Gleichung 4.6 formuliert. Wobei  $u_x$ ,  $u_y$  und  $u_z$  die Komponenten des Geschwindigkeitsvektors in allen drei Raumrichtungen ( $x, y, z =$  kartesischen Koordinaten) darstellen,  $\rho$  ist die Dichte und  $t$  ist die Zeit [Fer02, Fer08, Ger05].

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho + \frac{\partial(\rho u_x)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho u_y)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho u_z)}{\partial z} = 0 \quad (4.6)$$

In jedem Volumenelement ist die zeitliche Änderung der Masse gleich den einströmenden Massenströmen minus den ausströmenden Massenströmen. Dabei kann die Änderung der Dichte auch durch eine Änderung des Drucks beschrieben werden. Für ein inkompressibles Fluid breiten sich Druckwellen dann sehr viel schneller aus als andere Störungen [Oj06].

### Impulserhaltung

Betrachtet man die Impulserhaltung, beschrieben durch die Navier-Stokes-Gleichungen, wird  $\phi$  aus der Gleichung 4.2 gleich  $\underline{v}$  ersetzt, wobei  $\underline{v}$  der Vektor der Strömungsgeschwindigkeit ist [Fer08]. Für

jedes Kontrollvolumen wird die Differenz der ein- und austretenden Impulsströme gebildet, dabei werden die auf des Volumen wirkenden Schub- und Normalspannungen sowie die auf die Masse des Kontrollvolumens wirkenden Kräfte berücksichtigt [Oj06]. Dabei beschreiben die Spannungen die Änderung des Impulses durch Druck- und Reibungskräfte. Als äußere Kräfte können neben der Schwerkraft auch Zentrifugal-, Coriolis- oder elektromagnetische Kräfte wirken [Fer08]. Die Impulserhaltungsgleichung kann mit folgender Formulierung ausgedrückt werden:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho v dV + \int_S \rho v v \cdot n dS = \sum f. \quad (4.7)$$

Wenn die Annahme getroffen wird, dass das Fluid newtonisch ist, kann die molekulare Transportrate des Impulses über den Spannungstensor beschrieben werden [Fer08]:

$$\tau = - \left( p + \frac{2}{3} \mu \nabla \cdot v \right) I + 2\mu D. \quad (4.8)$$

Wobei  $\tau$  der Spannungstensor,  $p$  ist der Druck,  $\mu$  dynamische Viskosität,  $I$  ist der Einheitstensor.  $D$  beschreibt die Deformationsrate und wird formuliert mit Gleichung 4.9.

$$D = \frac{1}{2} [\nabla v + (\nabla v)^T] \quad (4.9)$$

### Energieerhaltung

Die Energieerhaltung ergibt sich aus der Betrachtung der zeitlichen Änderung der kinetischen und inneren Energie im Kontrollvolumen. Die zeitliche Änderung der Energie hängt von den mit Strömung ein- und austretenden Energieströmen, den Energieströmen durch Wärmeleitung, der geleisteten Arbeit pro Zeit, der Energiezufuhr von außen und der Arbeit durch das Wirken von Volumenkräften ab [Oj06]. Die am Kontrollvolumen geleistete Arbeit ergibt sich aus den Druck-, Normalspannungs- und Schubspannungskräften, die auf das Element wirken. Oft bleiben bei Verbrennungsprozessen die Strömungsgeschwindigkeiten klein und damit auch die Mach-Zahlen. Dadurch können vereinfachende Annahmen getroffen werden und Terme können vernachlässigt werden. So beschreibt Gerlinger in [Ger05], dass bei niedrigen Strömungsgeschwindigkeiten die kinetische Energie vernachlässigt werden kann sowie auch die durch Reibung verrichtete Arbeit. Der Druck darf als konstant angenommen werden.

Für die spezifische Enthalpie  $h$  als transportierte Größe ist die integrale Form der Energieerhaltung mit Gleichung 4.10 unter Vernachlässigung des Einflusses der Mach-Zahl und der Dissipation gegeben, wobei  $\underline{q}$  die Wärmestromdichte ist,  $T$  die Temperatur und  $S_h$  ist die volumetrische Wärmeerzeugungsrate.

$$\int \left\{ \frac{\partial h}{\partial t} + \nabla \cdot (h \underline{u}) \right\} dV = - \int \nabla \cdot \underline{q} dV + \int S_h dV. \quad (4.10)$$



Mit dem Fourier'schen Wärmeleitungsgesetz  $q_i = -\lambda \frac{\partial T}{\partial x_i}$  kann die differentielle Form der Energieerhaltungsgleichung mit Gleichung 4.11 ausgedrückt werden. Die Wärmeleitfähigkeit wird mit  $\lambda$  beschrieben.

$$\frac{\partial h}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}(u_i h) = \frac{\partial}{\partial x_i}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x_i}\right) + S_h \quad (4.11)$$

Es gilt bei geringen Druckänderungen für ideale Gase folgender Zusammenhang:  $c_p \frac{\partial T}{\partial x_i} = \frac{\partial h}{\partial x_i}$ , wobei  $c_p$  die spezifische Wärmekapazität ist. Wenn die spezifische Wärmekapazität  $c_p$  konstant ist, kann die Gleichung (beschrieben nach [Bau06]) entweder für die Temperatur mit Gleichung 4.12:

$$\frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}(u_i T) = \frac{\partial}{\partial x_i}\left(\frac{\lambda}{c_p} \frac{\partial T}{\partial x_i}\right) + \frac{S_h}{c_p} \quad (4.12)$$

oder für die Enthalpie mit Gleichung 4.13 wie folgt formuliert werden:

$$\frac{\partial h}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}(u_i h) = \frac{\partial}{\partial x_i}\left(\frac{\lambda}{c_p} \frac{\partial h}{\partial x_i}\right) + S_h. \quad (4.13)$$

So vereinfacht sich die Gleichung für die stationäre Wärmeleitung nach [Bau06], unter Vernachlässigung des konvektiven Transports und der Abhängigkeit der Zeit, zu Gleichung 4.14.

$$\frac{\partial}{\partial x_i}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x_i}\right) + S_h = 0 \quad (4.14)$$

### Massenerhaltung chemischer Spezies

Bei der Verbrennungsmodellierung muss die Erhaltung der einzelnen Spezies berücksichtigt werden. Die Spezieserhaltung beinhaltet auch, dass Spezies durch chemische Reaktionen ineinander umgewandelt werden können. Das geschieht über einen Quellterm. Somit ist die Masse der einzelnen Spezies veränderlich, was durch die zeitliche Änderung der Dichte  $\rho$  berücksichtigt wird. Die Integralform der Spezieserhaltung ist in Gleichung 4.15 gegeben, wobei  $Y_l$  den Massenbruch einer Komponente  $l$  und  $R_l$  die Produktionsrate bezeichnen. Der Diffusionsfluß wird durch  $J_l$  beschrieben. Die transportierte Größe ist der Massenbruch, dieser beschreibt den Anteil einer bestimmten Komponente  $l$  an der Gesamtmasse [Bau06].

$$\int \left\{ \frac{\partial(\rho Y_l)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho Y_l \underline{u}) \right\} dV = - \int \nabla \cdot \underline{J}_l dV + \int R_l dV \quad (4.15)$$

Mit  $J_{il} = -\Gamma \frac{\partial Y_l}{\partial x_i}$  kann für eine Komponente  $l$  die Massenerhaltung chemischer Spezies in differentieller Form wie folgt formuliert werden:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho Y_l) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i Y_l) = \frac{\partial}{\partial x_i}(\Gamma \frac{\partial Y_l}{\partial x_i}) + R_l \quad (4.16)$$

## 4.2 Diskretisierungsmethode

Die Diskretisierungsmethode ermöglicht die partiellen Differentialgleichungen mit einem System von algebraischen Gleichungen zu approximieren. Für eine diskrete Darstellung eines Rechengebietes werden durch die Anwendung eines Rechengitters endlich viele Terme in Raum und Zeit zerlegt. Zur Diskretisierung stehen mehrere Verfahren zur Verfügung z.B. die Finite-Volumen-Methode.

In ANSYS CFX basiert die Diskretisierung der partiellen Differentialgleichungen in algebraische Gleichungssystem auf der Finiten-Volumen-Methode. Das Rechengebiet wird in Kontrollvolumen aufgeteilt und die Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie werden auf dieses Kontrollvolumen angewandt [Fer08]. Die Diskretisierung der konservativen Integralform der partiellen Differentialgleichungen erfolgt durch Volumenbilanzen. Alle Werte der Strömungsvariablen werden im Schwerpunkt berechnet. Die Werte für die Strömungsvariablen zwischen den einzelnen Schwerpunkten werden mit Interpolationsverfahren berechnet.

Bei der Bewertung numerischer Ergebnisse helfen Kriterien wie z.B. Stabilität, Konsistenz und Konvergenz. Wenn die Lösung nicht divergiert, läuft das numerische Lösungsverfahren stabil. Die Diskretisierung ist konsistent, wenn mit kleiner werdender Gitterweite der Abbruchfehler gegen null geht. Wenn die approximierte Lösung mit kleiner werdender Gitterweite die exakte Lösung der Differentialgleichung anstrebt, ist die Lösung konvergent.

## 4.3 Verwendete physikalische Modelle zur Verbrennungsmodellierung

In der Verbrennungssimulation müssen zur Berücksichtigung von Turbulenz, Strahlung und Verbrennung geeignete physikalische Modelle angewendet werden. Der folgende Abschnitt beschreibt die physikalischen Modelle für Turbulenz, Strahlung und Verbrennung, die ausgewählt wurden, um das Verhalten der Strömung genau genug abbilden zu können.

### 4.3.1 Modellierung der Turbulenz mit dem Shear Stress Transport Modell (SST)

Die Beschreibung der Turbulenz ist hoch komplex, da sie die Schwankungsbewegungen von Fluiden im Strömungsfeld in Raum und Zeit darstellt. Die Turbulenz ist dreidimensional, instationär und besteht zudem aus vielen unterschiedlichen Größenskalen. Die Turbulenz wird durch die Reynoldszahl charakterisiert, die das Verhältnis zwischen Trägheits- und Zähigkeitskräften beschreibt. Da die Auflösung turbulenter Strömungen einen weiten Bereich von Längen- und Zeitskalen umfasst, ist die Auflösung der Turbulenz nur mit sehr feinen Rechengittern und einer direkten numerischen Simulation (DNS) möglich, die bei Berechnungen im technischen Maßstab die verfügbaren Rechenkapazitäten um mehrere Größenordnungen übersteigt [Ans11]. Sollen die großen, energiegetragenden Wirbel aufgelöst und die kleinen modelliert werden, wird die Methode der Large-Eddy-Simulation (kurz

LES) verwendet. Jedoch wurden statistische Turbulenzmodelle entwickelt, die es möglich machen die Auswirkungen von Turbulenzen zu berücksichtigen und vorherzusagen, welche für die ingenieurmäßige Betrachtung meist völlig ausreichend sind. Durch die Turbulenzmodelle werden die instationären Navier-Stokes-Gleichungen durch einen mittleren Anteil und einen Schwankungsanteil modifiziert, siehe Gleichung 4.17 für die Strömungsgeschwindigkeit  $u_i$  [Ans11]. Diese Gleichungen werden als RANS- bzw. U-RANS-Gleichungen (Unsteady-Reynolds-Averaged-Navier-Stokes-Gleichungen) bezeichnet [Ans11].

$$u_i = \bar{u}_i + U_i \quad (4.17)$$

Wobei  $\bar{u}_i$  den mittleren Anteil und  $U_i$  den Schwankungsanteil beschreiben. Der mittlere Anteil der Strömungsgeschwindigkeit  $\bar{u}_i$  kann dabei mit folgender Gleichung ausgedrückt werden:

$$\bar{u}_i = \frac{1}{\Delta t} \int_t^{t+\Delta t} u_i dt. \quad (4.18)$$

In den Transportgleichungen wird der turbulente Impulstransport über die Reynolds-Spannungen  $\rho \bar{U}_i \bar{U}_j$  berücksichtigt.

Zur Modellierung der Turbulenz wurde das Shear Stress Transport Modell (SST-Modell) nach Menter [Men94] ausgewählt. Das SST-Modell gehört zu den Zwei-Gleichungsmodellen, da zwei Transportgleichungen für die Turbulenzgrößen gelöst werden. Dabei wird die statistisch gemittelte turbulente Geschwindigkeitsfluktuation mit der turbulenten kinetischen Energie  $k$  berücksichtigt und die Wirbelgröße wird entweder mit der Dissipationsrate  $\varepsilon$  oder der Wirbeldichte  $\omega$  abgeschätzt. Das SST-Modell vereint die Ansätze der zwei klassischen Zweigleichungsmodelle, dem  $k$ - $\varepsilon$ -Modell und dem  $k$ - $\omega$ -Modell. Die  $k$ - $\varepsilon$  und  $k$ - $\omega$ -Zweigleichungsmodelle nutzen die Gradienten-Diffusions-Hypothese [Ans11], um die Reynolds-Spannungen mit der mittleren Geschwindigkeit und der turbulenten Viskosität zu verbinden. Im SST-Modell wird in den Wandbereichen der Ansatz des  $k$ - $\omega$ -Modells und in den freien Scherschichten der Ansatz des  $k$ - $\varepsilon$ -Modells angewendet. Um beide Modelle kombinieren zu können, wird die  $\varepsilon$ -Gleichung des  $k$ - $\varepsilon$ -Modells in eine Gleichung für  $\omega$  umgeschrieben, siehe [Pfi12]. Die Berücksichtigung der zwei Modelle bei der Turbulenzmodellierung erfolgt mit einer Funktion  $F$ . Das umgeschriebene  $k$ - $\varepsilon$ -Modell wird mit Hilfe einer Funktion  $(1-F)$  berücksichtigt und das  $k$ - $\omega$ -Modell mit der Funktion  $(F)$ . Die Funktion ist so gestaltet, dass sie in Wandnähe den Wert eins annimmt und in entfernteren Regionen den Wert null. Die zwei Transportgleichungen des SST-Modells sind in den Gleichungen 4.19 und 4.20 und in der Literatur u.a. in [Pfi12] beschrieben:

$$\frac{\partial \rho k}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho \bar{u}_j k) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{Pr_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + P_k - \beta' \rho \omega k \quad (4.19)$$

und

$$\frac{\partial \rho \omega}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho \bar{u}_j \omega) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{Pr_\omega} \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + \alpha \frac{\omega}{k} P_k - \beta \rho \omega^2 + 2\rho(1-F) \frac{1}{Pr_\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}. \quad (4.20)$$

### 4.3.2 Verbrennungsmodellierung mit dem Eddy Dissipation Modell (EDM)

Das Eddy Dissipation Modell (auch Magnussen-Modell) nach [Mag77] basiert auf der Annahme, dass chemische Reaktionen, verglichen zu den Transportprozessen in der Strömung, sehr schnell ablaufen. Mischen sich die Edukte auf molekularer Ebene reagieren sie sofort miteinander und Verbrennungsprodukte werden gebildet [Ans11]. Daher wird angenommen, dass die Reaktionsrate direkt von der Zeit abhängt, die nötig ist, um die Edukte auf molekularer Ebene zu mischen. In turbulenten Strömungen hängt die Mischungszeit hauptsächlich von den Wirbeleigenschaften ab, deshalb betrachtet man die Mischungsrate als indirekt proportional zur turbulenten Dissipationsrate  $\varepsilon$  und turbulenten kinetischen Energie  $k$ , siehe Gleichung 4.21 [Ans11]. Dementsprechend findet nur in einer turbulenten Strömung auch eine Verbrennung statt. Das Eddy Dissipation Modell berücksichtigt keine Reaktionskinetik und wird deshalb oft nur als „mixed is burned“ definiert.

$$\text{Mischungsrate} \propto \frac{\varepsilon}{k} \quad (4.21)$$

Die Berechnung der Reaktionsrate ist in Gleichung 4.22 gegeben, wobei  $R_f$  die Reaktionsrate,  $Y_f$  die Brennstoff-Massenfraktion,  $Y_0$  die Oxidator-Massenfraktion,  $Y_p$  die Produkt-Massenfraktion und  $r_f$  die Stöchiometrie beschreiben.

$$R_f = -A\rho \frac{\varepsilon}{k} \min \left\{ Y_f, \frac{Y_0}{r_f}, B \frac{Y_p}{1+r_f} \right\} \quad (4.22)$$

Der Reaktionsfortschritt einer Elementarreaktion  $j$  wird beim Eddy Dissipation Modell mit einer der beiden folgenden Gleichungen 4.23 und 4.24 berechnet. Mit der Gleichung 4.23 können nicht-vorgemischte Verbrennungsprozesse berechnet werden. Gleichung 4.24 ermöglicht die Berechnung einer vorgemischten Verbrennung, da die Reaktionsrate über die Konzentration der Produkte gesteuert wird. In CFX sind  $A=4$  und  $B=-1$  voreingestellt. Solange  $B$  negativ ist wird Gleichung 4.24 nicht verwendet und die Reaktionsrate hängt nur von der Brennstoffkonzentration und der Turbulenz ab [Ans11].

$$R_j = A \frac{\varepsilon}{k} \min \left( \frac{[I]}{\nu'_{kI}} \right) \quad (4.23)$$

$$R_j = AB \frac{\varepsilon}{k} \left( \frac{\sum p(I)W_l}{\sum p\nu''_{kI}W_l} \right) \quad (4.24)$$

### 4.3.3 Strahlungsmodellierung mit dem Monte Carlo Modell (MC)

Zur Modellierung von Strahlung muss die Strahlungsübertragungsgleichung (Radiative Transfer Equation = RTE), siehe Gleichung 4.25 nach [Ans11], approximiert werden. Allgemein betrachtet, beschreibt die Strahlungsübertragungsgleichung die Verteilung der Strahldichte in der Atmosphäre [spe00]. Wobei in der RTE 4.25 die Frequenz durch  $\nu$ , der Ortsvektor durch  $r$ , der Richtungsvektor durch  $s$ , die Wegstrecke durch  $l$ , der Absorptionkoeffizient durch  $K_a$ , der Streukoeffizient durch  $K_s$ , die Schwarzkörperlichtintensität  $I_b$ , die ort- und richtungsabhängige Strahlungsintensität  $I_\nu$ , die lokale Temperatur  $T$ , der Winkel  $\Omega$ , die Streuungsphasen-Funktion  $\Phi$  und der Quellterm der Strahlungsintensität durch  $S$  beschrieben werden [Ans11]. Die Strahlungsübertragungsgleichung wird auch als Integro-Differentialgleichung bezeichnet (für  $I_\nu$ ) [Ans11]. In ihrer Quellfunktion wird die gestreute Strahlung berücksichtigt. Kann die Streuung vernachlässigt werden, z.B. unter atmosphärischen Bedingungen oder im mittleren Infrarotbereich, vereinfacht sich die Strahlungsübertragungsgleichung erheblich [spe00].

$$\frac{dI_\nu(r,s)}{dl} = \left( - (K_{a\nu} + K_{s\nu}) I_\nu(r,s) + K_{a\nu} I_b(\nu,T) + \frac{K_{s\nu}}{4\pi} \int_{4\pi} dI_\nu(r,s') \Phi(s \bullet s') d\Omega' + S \right) \quad (4.25)$$

In CFX wird eine Monte Carlo Raytracing-Methode benutzt, um die mittlere Strahlungsintensität numerisch zu berechnen. Die Monte Carlo Methode ist ein Verfahren mit dem statistische Mittelwerte einer Größe berechnet werden können. Um die Strahlung zu modellieren wird das Strahlungsfeld als „Photonengas“ angenommen und die im Strömungsraum verfolgten Photonen werden über ihre Richtung, ihrer Position und durch ihren Strahlenfluss (Intensität) definiert. Trifft ein Photon auf eine Oberfläche kann es reflektiert, gestreut oder absorbiert werden.

Bezogen auf die RTE stellt  $K_a$  die streckenbezogene Wahrscheinlichkeit dar, dass das Photon der Frequenz  $\nu$  absorbiert wird. Daraus folgt, dass die mittlere Strahlungsintensität proportional zur zurückgelegten Wegstrecke des Photons ist. Die Genauigkeit des Verfahrens hängt von der Anzahl der gewählten „Photonen“-Historien in CFX ab. In den Simulationen wurde mit einer Einstellung von 10 000 Historien gerechnet.

Laut Gleichung 4.25 ist die Strahlungsintensität im Feld eine Funktion des Spektrums. Um die spektrale Abhängigkeit geeignet mit der Strömungsberechnung zu verbinden, stehen dem Anwender in CFX verschiedene spektrale Modelle zur Verfügung. Folgende spektrale Modelle können ausgewählt werden: das Gray-Modell, das Multiband-Modell oder das Multigray/Weighted Sum Of Gray Gases-Modell [Ans11]. Das „Gray-Modell“ wurde für die Strahlungsberechnungen ausgewählt und bietet die beste Alternative, falls geeignete Eingabeparameter für das WSGGM nicht verfügbar sind, exakte Stoffeigenschaften fehlen oder das Gemisch sehr komplex ist und aus mehreren Komponenten besteht. Das „Gray“-Modell folgt der Annahme, dass alle Strahlungsmengen überall im Spektrum nahezu einheitlich sind und somit die Strahlungsintensität für alle Frequenzen gleich ist. Daraus folgt, dass die Abhängigkeit von der Frequenz (siehe Gleichung 4.25) wegfällt und die Strahlungsberechnung erheblich vereinfacht wird. Es muss jetzt nur eine Strahlungstransportgleichung gelöst werden [Ans11].

Eine ausführliche Beschreibung zum Monte Carlo Strahlungsmodell geben Yeoh und Yuen in [Yeo09] ab Seite 233. Darüber hinaus ist die Grundlagenliteratur zur Strahlungswärmeübertragung von Siegel

und Howell [Sie02] zu empfehlen. Die Autoren geben in ihrem Buch „Thermal Radiation Heat Transfer“ [Sie02] einen sehr umfassenden Überblick zur Physik der Strahlungswärmeübertragung sowie zur Entwicklung von mathematischen und numerischen Analyseverfahren. Ein sehr gut beschriebenes Beispiel zur Anwendung der Monte Carlo Methode auf Infrarotwärmestrahlung ist in der Literatur nach [Tan06] zu finden.

# KAPITEL 5

## Experimentelle Untersuchungen

---

In den experimentellen Versuchsreihen dieser Arbeit wurden zwei Polyurethanschäume (leicht und schwer entflammbar) und ein Polyvinylchlorid (hart) jeweils bei einer thermischen Zersetzung im DIN-Rohr und bei einer flammenden Verbrennung im Cone Calorimeter unter variierenden Umgebungsbedingungen untersucht. Die variierenden Parameter in den DIN-Rohr Untersuchungen waren die Ofentemperatur und die Sauerstoffzufuhr. Im Cone Calorimeter wurden als Variationsparameter unterschiedliche Bestrahlungsstärken gewählt. Hauptziel der Untersuchungsreihen war die entstehenden Verbrennungsprodukte im Rauchgas bei unterschiedlichen Verbrennungsbedingungen bestimmen zu können. Zudem war die optische Rauchdichte in den DIN-Rohr und Cone Calorimeter Versuchen von großem Interesse. Des Weiteren wurden Parameter wie der Masseverlust, die Sauerstoffkonzentration, Temperaturen oder die Heat Release Rate gemessen.

Aus den Versuchsdaten konnten für jede untersuchte Kombination einer Temperatur mit einer Sauerstoffkonzentration oder einer Bestrahlungsstärke eine Verbrennungsgleichung aufgestellt werden, um diese als Eingabeparameter in der numerischen Simulation zu nutzen.

### 5.1 Stoffkennwerte der untersuchten Materialien

Für die experimentellen Untersuchungen wurden Materialien aus dem Bereich der Kunststoffe ausgewählt. Als eines der wichtigsten Vertreter der Thermoplaste wurde Polyvinylchlorid und aus dem Bereich der Elastomere wurde Polyurethan ausgesucht. Im Zusammenhang mit späteren numerischen Berechnungen der toxischen und optischen Eigenschaften von Brandrauch, sollten Kunststoffe untersucht werden, die üblicherweise z.B. in Wohnungen oder in Büroräumen zu finden sind. Es wurde ein Polyurethan genutzt, das für die Herstellung von Polstern, Matratzen, Sitzkissen oder generell in Polstermöbeln verwendet wird. Zum Vergleich wurde ein Polyurethan mit Flammenschutzmitteln untersucht. Bei den untersuchten Polyurethanen (Handelsbezeichnung CP 3045 SE und CP 3554) handelt es sich um Schäume auf Polyetherbasis. Das Polyurethan CP 3045 SE ist ein flammengeschützter Schaum nach FMVSS 302. Dieses Polyurethan ist für die Untersuchungen von besonderem Interesse, weil es chemische Flammenschutzmittel enthält. Dieser chemische Flammenschutzmechanismus soll die Entzündung oder Flammenausbreitung verhindern

oder zumindest eindämmen. Das Polyvinylchlorid ist ein hartes PVC in Form einer Kunststoffplatte. Das Hart-PVC wird z.B. beim Bau von Abluftanlagen eingesetzt und besitzt eine hohe chemische Widerstandsfähigkeit. Weitere Herstellerdaten für alle Stoffe befinden sich im Anhang A ab Seite 118. Die Tabelle 5.1 enthält Werte zu thermischen Eigenschaften und Abbrandparametern der untersuchten Stoffe. In allen weiterführenden Berechnungen werden die Werte aus der Tabelle angewandt.

Tabelle 5.1: Ausgewählte Stoffkennwerte für untersuchte Kunststoffe [Sch09a]

Stoffe	thermische Eigenschaften			Abbrandparameter	
	$\rho$ [ $\text{kg}/\text{m}^3$ ]	$c_p$ [ $\text{kJ}/\text{kg} \cdot \text{K}$ ]	$\Delta H_c$ [ $\text{kJ}/\text{kg}$ ]	$\dot{m}_{ideal}''$ [ $\text{g}/\text{m}^2 \cdot \text{s}$ ]	$T_{ig}$ [ $^{\circ}\text{C}$ ]
Pur 3554	33.5	$\sim 1.4$	26891	$\sim 32$	270
Pur 3045 SE	28.5	$\sim 1.4$	27929	$\sim 32$	270
PVC	1400	$\sim 1.05$	19900	-	374

## 5.2 Bestimmung der Brutto-Verbrennungswärme im Bombenkalorimeter

Vor den Versuchsreihen im DIN-Rohr und Cone Calorimeter wurde für die zwei Pur-Schäume die Brutto-Verbrennungswärme im Sauerstoffbombenkalorimeter bestimmt. Nach ISO 1928 [iso09] beschreibt die Brutto-Verbrennungswärme die Verbrennungswärme einer Substanz oder eines Materials bei vollständiger Verbrennung und vollständiger Kondensierung des freigesetzten Wassers. Das Messprinzip sieht vor, das das Material mit einer Einwaage von ca. 1 g in einem Tiegel eingesetzt wird. Ein Zündfaden befestigt an einem elektrischen Zünddraht berührt dabei die Probe. Der Tiegel wird in ein mit reinem Sauerstoff befülltes Druckgefäß eingesetzt. Der voreingestellte Druck beträgt in etwa 30 bar. Die Kalorimeterbombe wird in den Innenkessel eingebracht. Der Innenkessel wird mit temperierten Wasser befüllt. Das Wasser im Außenkessel wird auf Arbeitstemperatur gebracht. Die Probe wird gezündet und muss vollständig verbrannt sein, damit der Versuch gewertet werden kann. Im Innenkessel wird die Temperaturerhöhung des Wassers gemessen und die Verbrennungswärme kann ermittelt werden.

Die gemessene Verbrennungswärme kann durch Addition der gesuchten Verbrennungswärme mit der Zündenergie und der Verbrennungswärme des Wollfadens beschrieben werden (siehe Gleichung 5.1).

$$Q_{\text{gemessen}} = Q_{\text{gesucht}} + Q_{\text{Wollfaden}} + Q_{\text{Zündenergie}} \quad (5.1)$$

Multipliziert man die Wärmekapazität des Kalorimeters mit der Temperaturerhöhung und subtrahiert die Zündenergie und Verbrennungswärme des Wollfadens, so erhält man die gesuchte Verbrennungswärme der untersuchten Probe. Die Verbrennungswärme des Wollfadens beträgt 50 J und die Zündenergie wird mit 70 J angegeben.

$$Q_{\text{gesucht}} = \Delta T \cdot c_{\text{Kalorimeter}} - Q_{\text{Wollfaden}} - Q_{\text{Zündenergie}} \quad (5.2)$$



### 5.3 FT-IR Spektroskopie zur Analyse der Brandrauchzusammensetzung

Die Analyse der Rauchgaszusammensetzung während der Versuche wurde mit einem FT-IR Spektrometer (Nicolet 380) der Firma ThermoFisher durchgeführt. Die vom Laser ausgesendete Strahlung geht direkt in das Interferometer. Die Strahlung wird durch einen Strahlteiler in zwei Teilstrahlen aufgeteilt, der Strahlteiler lässt ca. 50 % der Strahlung durch und reflektiert die anderen 50 % der Strahlung. Die Teilstrahlen werden auf einen feststehenden Spiegel und auf einen dynamischen Spiegel gelenkt und reflektiert. Diese werden am Strahlungsteiler wieder zusammengeführt und zur Interferenz gebracht. Die Strahlung geht durch die Gaszelle und passiert die Probe. Die Strahlung wird abhängig von der Frequenz abgeschwächt und die durchgehende Strahlung wird von einem Detektor erfasst [Hes05]. Mittels der Fourier-Transformation kann aus einem Interferogramm ein Gasphasenspektrum ermittelt werden.

Das Gerät arbeitet mit einer spektralen Bandbreite von  $7800\text{-}350\text{ cm}^{-1}$  durch KBr Strahlteiler. Die Auswertung der Messungen wird durch die Systemsoftware Omnic gestützt. Das Nicolet 380 erreicht eine Wellenlängengenauigkeit besser als  $0.01\text{ cm}^{-1}$  ohne von mathematischen Korrekturfaktoren Gebrauch zu machen.

Das FT-IR ist auf verschiedene Verbrennungsprodukte kalibriert, die identifiziert und quantifiziert werden können: Kohlenstoffdioxid  $\text{CO}_2$ , Kohlenstoffmonoxid  $\text{CO}$ , Schwefeldioxid  $\text{SO}_2$ , Stickstoffmonoxid  $\text{NO}$ , Stickstoffdioxid  $\text{NO}_2$ , Ammoniak  $\text{NH}_3$ , Wasser  $\text{H}_2\text{O}$ , Methan  $\text{CH}_4$ , Ethen  $\text{C}_2\text{H}_4$ , Ethin  $\text{C}_2\text{H}_2$ , Benzol  $\text{C}_6\text{H}_6$ , Formaldehyd  $\text{CH}_2\text{O}$ , Acrolein  $\text{C}_3\text{H}_4\text{O}$ , Phenol  $\text{C}_6\text{H}_6\text{O}$ , Bromwasserstoff  $\text{HBr}$ , Fluorwasserstoff  $\text{HF}$ , Chlorwasserstoff  $\text{HCl}$ , Cyanwasserstoff  $\text{HCN}$ .

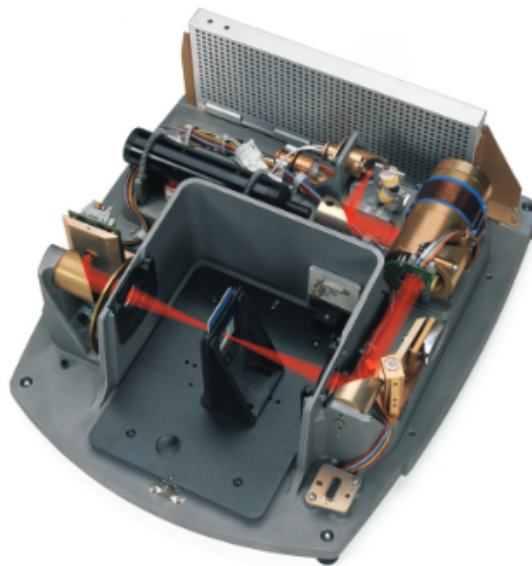


Abbildung 5.1: FT-IR Spektrometer Nicolet 380 mit eingezeichneter Laserstrahlung [The09]

## 5.4 Ermittlung der Brandrauchzusammensetzung im DIN-Rohr

Die Anwendung des DIN-Rohrs zählt zu den Prüfverfahren für die Bestimmung der Rauchentwicklung von Baustoffen. Mit dem DIN-Rohr kann ein Baustoff unter Verschwelungsbedingungen zersetzt werden, sodass die prozentuale Lichtschwächung, verursacht durch die Rauchentwicklung, ermittelt werden kann. Die DIN-Rohr Methode wurde angewendet, um eine thermisch oxidative Zersetzung ohne Flammenbildung zu untersuchen. Charakteristisch für eine thermisch oxidative Zersetzung sind nach DIN 60695-6-1 [din06] Sauerstoffkonzentrationen zwischen 5 und 21 Vol.-% und Temperaturen unter 500 °C. Dieser Temperaturbereich entspricht einer Bestrahlungsstärke von  $< 25 \text{ kW/m}^2$  und kann einem selbsterhaltenden Schwelbrand zugeordnet werden.

### 5.4.1 Aufbau

Das DIN-Rohr besteht in seinem ursprünglichen Versuchsaufbau nach DIN 4102 [din98a] aus den Komponenten eines Quarzglasrohres, einem Ringofen mit veränderbarer Vorschubgeschwindigkeit, einem Durchflussmesser zur Regelung der Luftzufuhr, einer Küvette als Probenhalter, Thermoelementen und einem Messrechner. Das DIN-Rohr in seinem Versuchsaufbau ist in Abbildung 5.2 dargestellt:

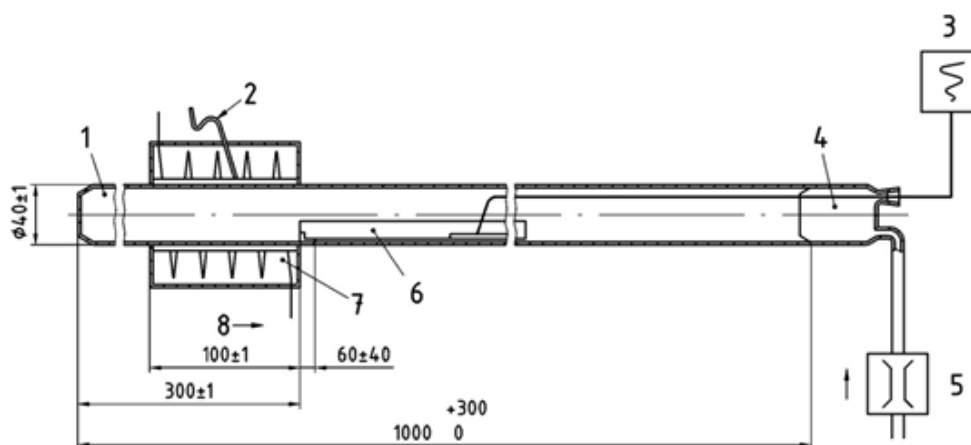


Abbildung 5.2: Aufbau DIN-Rohr mit (1) Quarzglasrohr (2) Thermoelement (3) Schreiber (4) Anschlussstück (5) Flowmeter (6) Probenhalter (Glasküvette) (7) Ringofen (8) Vorschubrichtung nach DIN 4102-1 [din98a]

Das DIN-Rohr dient im Versuchsaufbau als Zersetzungsgerät. Um die prozentuale Lichtschwächung durch die Rauchgase zu ermitteln, ist am Ende des Quarzrohres eine Lichtmessstrecke (siehe Abbildung 5.3) angeschlossen. Das Messrohr besteht aus korrosionsbeständigen Metall mit Anschluss zu einem aus Glas bestehenden Luftführungsrohr. Die Lichtmessstrecke wird an den Enden des

Messrohrs angeflanscht. Nach Messung der optischen Rauchdichte, werden die Rauchgase in einem Druckausgleichsgefäß mit einem Mindestvolumen von 5 l aufgefangen und ins Abzugssystem geleitet.

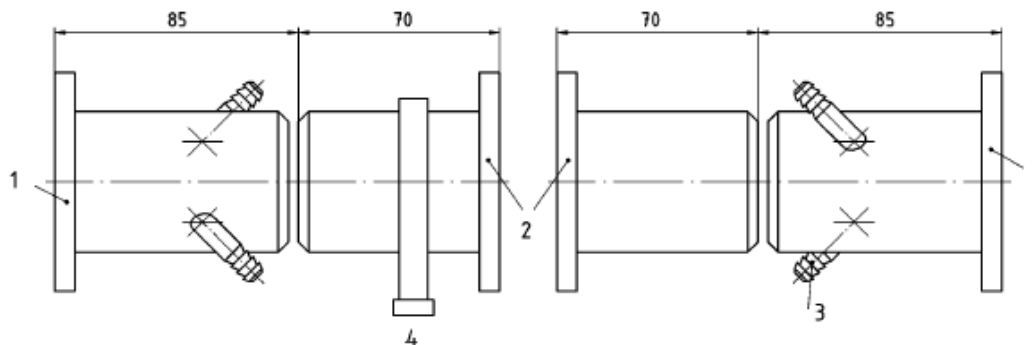


Abbildung 5.3: Aufbau der Lichtmessstrecke mit (1) Flansch zum Anschluss an Lichtmessstrecke (2) Flansch zum Anschluss an das Messrohr (3) Spülluft (4) Einschub für Filter nach DIN 4102-1 [din98a]

#### 5.4.2 Versuchsablauf

Für die Untersuchungen der Braundrauchzusammensetzung und der optischen Dichte bei unterschiedlichen Umgebungsbedingungen wurde der Versuchsaufbau der DIN-Rohr-Methode verändert. An dem Druckausgleichsgefäß wurde zusätzlich eine Sonde zur Sauerstoffmessung befestigt. Zur Analyse der Rauchgase wurde am Gefäß die Sonde des FT-IR Spektrometers angeschlossen. Ergänzend zu den fest verbauten Thermoelementen, wurden zwei weitere Thermoelemente angebracht, um im Rohr und im Auffanggefäß die Temperaturen zu messen. Ein skizzierter Versuchsaufbau ist in Abbildung 5.5 gegeben.

Die Proben wurden im Normalklima nach ISO 139 [iso05a] konditioniert. Abweichend von der DIN 4102-1 [din98a] wurden für die Probengrößen der Polyurethane 10 mm × 10 mm × 270 mm und für das Polyvinylchlorid 1 mm × 3 mm × 270 mm ausgewählt. Die Proben sind in Abbildung 5.4 dargestellt. Nachdem die Probe gewogen und fotografiert wurde, wurde diese auf der Küvette im Quarzglasrohr platziert. Der Ringofen wurde auf eine Temperatur von 200 °C, 400 °C oder 700 °C und auf eine Vorschubgeschwindigkeit von 1 cm/min eingestellt. Das Prüfgas (Stickstoff-Sauerstoff-Gemisch mit 15 Vol.-%, 18 Vol.-% oder 21 Vol.-% O<sub>2</sub>) wurde aufgedreht und mit einem Flowmeter konnte ein kontinuierlicher Volumenstrom von 5 l/min angepasst werden. Die Messsoftware des FT-IR, der Temperaturlaufzeichnung und die Abfrage der optischen Rauchdichte wurden getriggert. Wenn das Messsystem eine Konstanz aufwies, konnte der Versuch gestartet werden. Nach 1800 s (30 min) war der Versuch beendet. Die Probe wurde aus dem Quarzglasrohr genommen und die Versuchsnachbereitung konnte beginnen. Das verschmutzte Quarzglasrohr wurde durch ein sauberes ersetzt. Das gesamte System wurde nach dem Versuch mit Stickstoff gespült bis Verunreinigungen im DIN-Rohr und in der Messzelle des FT-IR beseitigt waren. Die Verunreinigungen im Quarzglasrohr wurden mit einer eigens dafür angefertigten Heizmanschette ausgebrannt. Nachdem die Probe sich

abgekühlt hat, wurde sie erneut gewogen und fotografiert. Da der Massenverlust nicht über den Versuch gemessen werden konnte, wurde zwischen dem gemessenen Ausgangs- und Endgewicht der Probe linear interpoliert. Um die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse zu wahren, wurde jede Versuchskonfiguration mindestens drei mal unter dem standardisierten Versuchsablauf durchgeführt. Alle Versuchsreihen wurden in einem Protokoll dokumentiert.



Abbildung 5.4: Probengröße und -beschaffenheit der Polyurethane und des PVC für die experimentellen Untersuchungen im DIN-Rohr

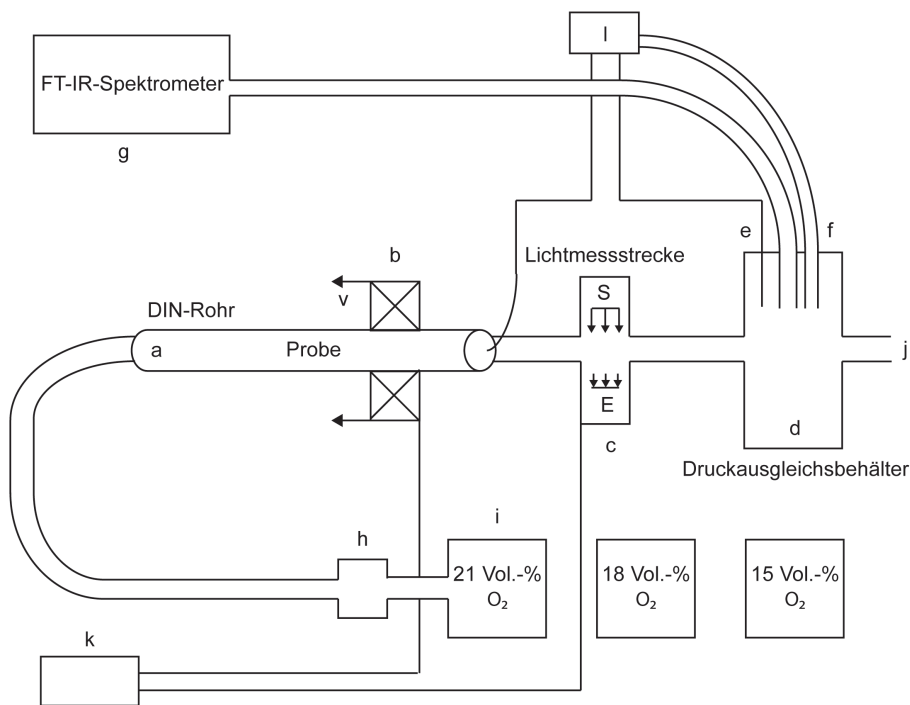


Abbildung 5.5: Skizzierter Versuchsaufbau zur Analyse der Braundrauchzusammensetzung mit DIN-Rohr und FT-IR (a) Quarzglasrohr (b) Ringofen mit Vorschubgeschwindigkeit (c) Lichtmessstrecke (d) Druckausgleichsgefäß (e) Thermoelemente Messung  $T_{RG}$  (f)  $O_2$ -Sonde (g) FT-IR Sonde mit beheizter Zuleitung zur Messzelle und Messrechner (h) Flowmeter (i) Prüfgase (j) Leitung zur Abluft (k) Datenlogger (I) Messrechner DIN-Rohr

### 5.4.3 Temperatur- und Ventilationsbedingungen

Um das Entstehen und die Menge einzelner Rauchgaskomponenten während der thermischen Zersetzung der Polyurethane und des Polyvinylchlorids zu untersuchen, wurden die Ofentemperatur und bei Sauerstoffkonzentration der zugeführten Luft variiert. Ofentemperaturen von 200 °C, 400 °C und 700 °C wurden unterschieden. In den Untersuchungen wurde zudem die Sauerstoffkonzentration variiert. Es wurden synthetische Luft mit 21 Vol.-% Sauerstoff und vorgemischte Prüfgase mit jeweils 15 Vol.-% und 18 Vol.-% Sauerstoff verwendet. Tabelle 5.2 gibt einen Überblick aller Versuchskonfigurationen zu den experimentellen Untersuchungen im DIN-Rohr:

Tabelle 5.2: Versuchsbedingungen aller untersuchter Stoffe aus DIN-Rohr-Versuchsreihen

Temperatur	200 °C	400 °C	700 °C
Sauerstoffkonzentration			
15 Vol.-%	Pur3554, Pur3045 SE, PVC		
18 Vol.-%			
21 Vol.-%			

### 5.4.4 Temperatur- und Sauerstoffmessung

Im Versuchsaufbau des DIN-Rohrs wurden zusätzliche Thermoelemente eingebaut. Die Thermoelemente sind vom Typ K (Leiter: Nickel Chrom-Nickel), Glasseide isoliert und zeichnen sich durch einen großen Temperaturbereich von -60 °C-+350/400 °C aus. Mit einer Sauerstoff-Miniatursonde von ZIROX (Herstellerbezeichnung: SS27) wurde im Druckausgleichsgefäß kontinuierlich die Sauerstoffkonzentration gemessen. Die Sauerstoffsonde besteht aus einer potentiometrischen drift- und kalibrierfreien Messzelle mit geschlossenen ZrO<sub>2</sub>-Sensor. Der Messbereich der Sonde liegt zwischen 15 ppm bis 20.6 Vol.-% O<sub>2</sub>. Der relative Fehler der Messgenauigkeit des Verfahrens liegt unter 5%.

## 5.5 Ermittlung der Brandrauchzusammensetzung im Cone Calorimeter

Im Cone Calorimeter können Materialien hinsichtlich ihres Abbrandverhaltens nach ASTM-E 1354 und ISO 5660 Teil 1 bis 4 [ast04, iso02a, iso02b, iso03, iso08] untersucht werden. Dabei ist die Wärmefreisetzung ein entscheidender Parameter. Diese beruht auf dem Prinzip der Sauerstoffverbrauchsmethode und wird von [Bab92, Bab98] in der Literatur behandelt. Das Prinzip besagt, dass bei einem Verbrauch von 1 kg O<sub>2</sub> etwa 13,1 MJ Wärme freigesetzt werden. Durch die Messung des verbrauchten Sauerstoffs aus der Sauerstoffkonzentration und der Durchflussrate im Produktstrom kann die Wärmefreisetzung ermittelt werden. Mit dem Cone Calorimeter besteht die Möglichkeit eine Probe mit den Abmaßen 10 cm × 10 cm konstant mit einer definierten Bestrahlungsstärke zu beaufschlagen. Die Bestrahlungsstärke kann bis zu 100 kW/m<sup>2</sup> gewählt werden. Der Cone Calorimeter Test kann als zu beschreibendes Brandszenario dem Entwicklungsbrand zugeordnet

werden. Neben der Wärmefreisetzung kann unter anderem die Lichtschwächung, der Massenverlust über der Zeit, die Zeit bis zur Entzündung, Flameout oder auch die Rauchgase ( $\text{CO}_2$ ,  $\text{CO}$  etc.) untersucht werden. In Versuchsreihen dieser Arbeit wurden die zwei Polyurethanschäume und das PVC unter zwei Bestrahlungsstärken untersucht, unter  $35 \text{ kW/m}^2$  und  $50 \text{ kW/m}^2$ . Die Versuche wurden dabei immer unter einer Anfangssauerstoffkonzentration von 20.95 Vol.-% gestartet. Die Cone Calorimeter Tests wurden zusätzlich mit einer FT-IR-Messung durchgeführt, um - wie in den DIN-Rohr Versuchen - die Verbrennungsprodukte wie z.B.  $\text{HCN}$  und/oder  $\text{HCl}$  im Rauchgas zu identifizieren und bestimmen zu können. Dafür wurde abweichend der Norm [iso02a] der Abzugsvolumenstrom von  $0.024 \text{ m}^3/\text{s}$  auf  $0.012 \text{ m}^3/\text{s}$  verringert. Voruntersuchungen hatten gezeigt, dass sich die Verringerung des Volumenstroms günstig auf die Gasentnahme und die anschließende FT-IR Analyse auswirkt. Abbildung 5.6 zeigt die Proben in Originalabmaßen vor den Tests.

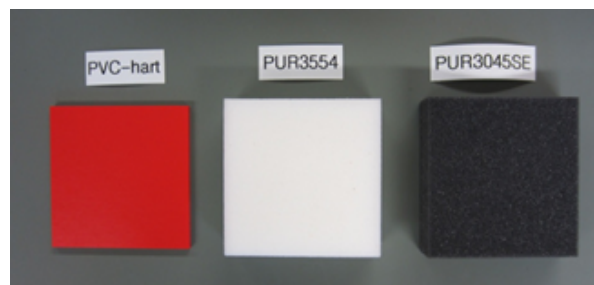


Abbildung 5.6: Probengröße und -beschaffenheit der Polyurethane und des PVC für die experimentellen Untersuchungen im Cone Calorimeter

### 5.5.1 Aufbau und Versuchsablauf

Der Probenhalter wurde aus Aluminium in Form einer Schale mit 30 mm Überstand angefertigt. Die Messungen erfolgten nicht mit dem Standard-Probenhalter sondern mit einer Al-Schale ohne Retainer (Halterung). Die Al-Schale wurde direkt auf der Mineralwolle platziert. Der Versuch beginnt, wenn der Shutter des Cone geöffnet wird. Gleichzeitig wird mit Öffnen des Shutters eine Zündfunkenstrecke über die Probe gefahren. Sobald die Pyrolysegase gezündet haben, wird der Zündfunke bei Seite gefahren. Der Shutter bleibt die ganze Zeit geöffnet. Die Versuchsdauer wird durch den Flameout bestimmt. Für die FT-IR Messung wurde als Start „Shutter offen“ und Ende „Shutter zu“ ausgewählt. Jeder Versuch wurde unter gleichen Bedingungen mindestens drei mal durchgeführt. Alle Versuchsreihen wurden in einem Protokoll dokumentiert. Die Abbildung 5.7 zeigt den schematischen Aufbau des Cone Calorimeters mit seinen Funktionseinheiten.

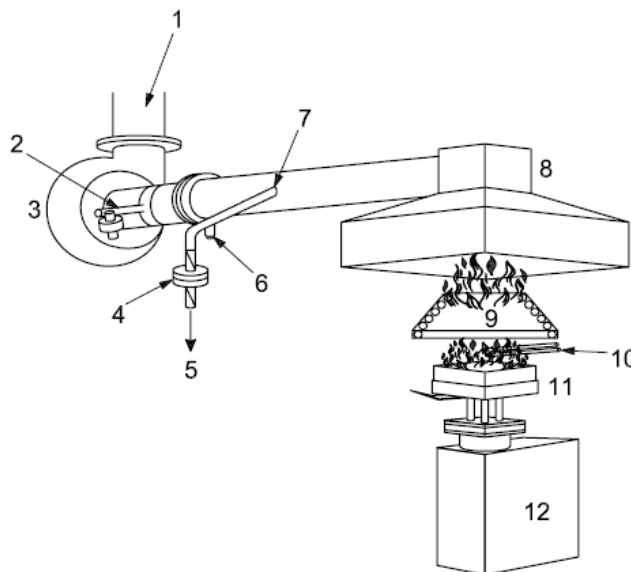


Abbildung 5.7: Schematischer Aufbau Cone Calorimeter mit (1) Temperatur- und Druckmessung (2) Laser-Lichtmessstrecke (3) Ventilator (4) Ruß-Sammelfilter (5) Abgas (6) Schnittstelle zur Gasantnahme und -analyse (7) Schnittstelle Ruß-Sampling (8) Abzug (9) Heizkegel (Cone Heater) (10) Zündfunken (11) Probenhalter (12) Wägezelle nach [iso07]

## 5.6 Ergebnis der Analyse zur Brandrauchzusammensetzung

### 5.6.1 DIN-Rohr

Die im DIN-Rohr untersuchten Versuchskonfigurationen mit einer Ofentemperatur von 200 °C und einer Sauerstoffkonzentration von 15 Vol.-%, 18 Vol.-% und 21 Vol.-% ergaben bei keinem der drei Materialien eindeutig auswertbare Messergebnisse. Die Versuche wurden mindestens zweimal wiederholt. Die Messergebnisse sind in Tabelle 5.3 für Pur 3554, Pur 3045 SE und PVC-hart zusammengefasst. Die zu erwartenden Leitkomponenten im Rauchgas wie Kohlenstoffmon- und -dioxid, Cyanwasserstoff aus der thermischen Zersetzung der Polyurethanschäume und auch Chlorwasserstoff aus der thermischen Zersetzung des PVC waren kaum bis nicht messbar. Die Rauchdichte lag im Durchschnitt bei allen Versuchen unter 1 %.

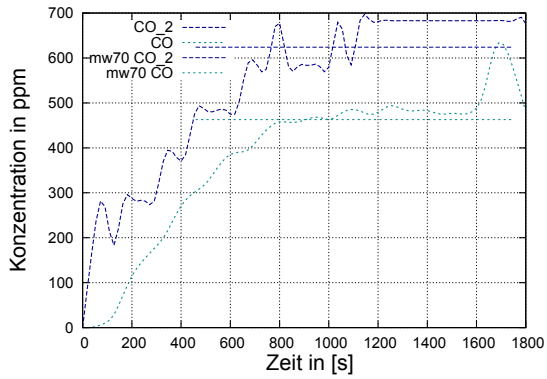
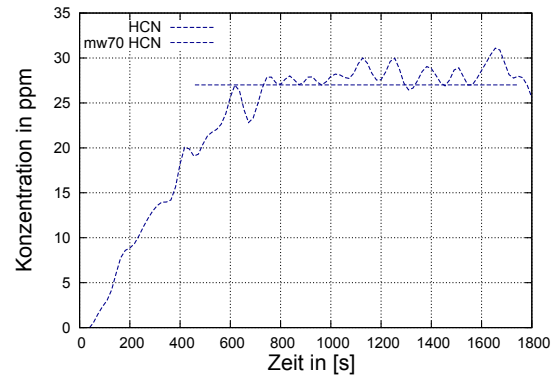
Tabelle 5.3: Ergebnisse aus den DIN-Rohr Untersuchungen für T=200 °C und O<sub>2</sub>=15 Vol.-%, 18 Vol.-% und 21 Vol.-%

Material	15 Vol.-%	18 Vol.-%	21 Vol.-%
<b>Pur 3554</b>			
Verbrennungsprodukte	CO <sub>2</sub> , CO, HCN nicht messbar	CO <sub>2</sub> , CO nicht messbar, HCN ≤ 2 ppm	CO <sub>2</sub> , CO nicht messbar, HCN ≤ 2 ppm
Rauchdichte ⊙	RD ≤ 1 %	RD ≤ 1 %	RD ≤ 3 %
Masseverlust ⊙	0.1 %	0.3 %	1 %
<b>Pur 3045 SE</b>			
Verbrennungsprodukte	CO <sub>2</sub> ≤ 100 ppm, CO, HCN nicht messbar	CO <sub>2</sub> ≤ 200 ppm, CO, HCN nicht messbar,	CO <sub>2</sub> ≤ 100 ppm, CO, HCN nicht messbar
Rauchdichte ⊙	RD ≤ 1 %	RD ≤ 1 %	RD ≤ 1 %
Masseverlust ⊙	0.12 %	2 %	0.1 %
<b>PVC-hart</b>			
Verbrennungsprodukte	CO <sub>2</sub> , CO, HCl nicht messbar	CO <sub>2</sub> , CO, HCl nicht messbar	CO <sub>2</sub> , CO, HCl nicht messbar
Rauchdichte ⊙	RD ≤ 1 %	RD ≤ 1 %	RD ≤ 1 %
Masseverlust ⊙	1 %	0.28 %	0.1 %

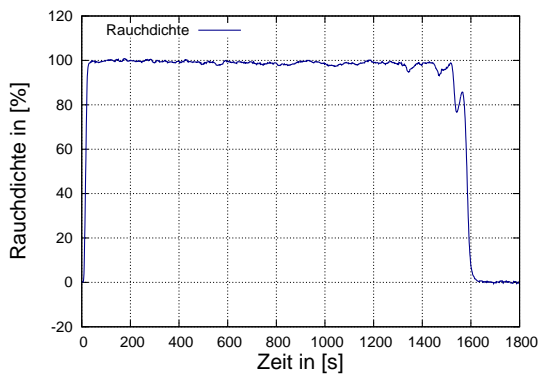
Die Versuchsauswertung mit Aufstellung einer Verbrennungsgleichung erfolgte für alle drei Stoffe für die Temperaturen 400 °C und 700 °C und den Sauerstoffkonzentrationen 15 Vol.-%, 18 Vol.-% und 21 Vol.-%. Die nachstehenden Diagramm 5.8 bis 5.16 zeigen die Auswertung der Versuchsreihen aus den DIN-Rohr Untersuchungen bei den Testbedingungen von T=700 °C und O<sub>2</sub>=21 Vol.-% für die zwei Polyurethanschäume (Pur 3554 und Pur 3045 SE) und für das PVC. Aufgezeichnet und ausgewertet wurden u.a. die CO, CO<sub>2</sub> und HCN-Konzentrationen sowie die Rauchdichte. Zur Kontrolle wurden der Volumenstrom des Prüfgases und die Ofentemperatur stetig überwacht und aufgezeichnet. Für die Berechnung einer durchschnittlichen Reaktionsgleichung für jede untersuchte Verbrennungsbedingung wurde ein Mittelwert über den jeweiligen Konzentrationsverlauf gebildet. Bei den gemessenen Konzentrationen aus den DIN-Rohr-Versuchen erfolgte die Mittelung über das Konzentrationsplateau. Der Zeitraum, über den gemittelt wird, definiert sich über ca. 70 % des Konzentrationsverlaufes, dabei werden die ersten 25 % und die letzten 5 % des Versuchs abgeschnitten. Es wurde für alle Versuche das CO/CO<sub>2</sub> Verhältnis gebildet, um zu prüfen wie reproduzierbar die Versuche sind und welche Versuche zur Berechnung der Reaktionsgleichungen herangezogen werden können.

Für das Polyurethan ohne Flammschutz wurde durchschnittlich bei dem Versuch 624 ppm CO<sub>2</sub>, 463 ppm CO und 27 ppm HCN gemessen. Die Rauchdichte erreichte sehr schnell etwa nach 60s 100 %.

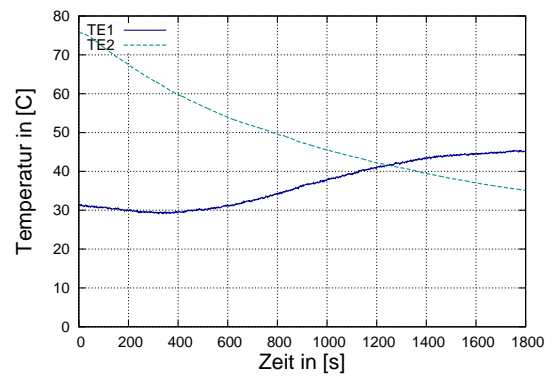


(a) CO<sub>2</sub> und CO Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

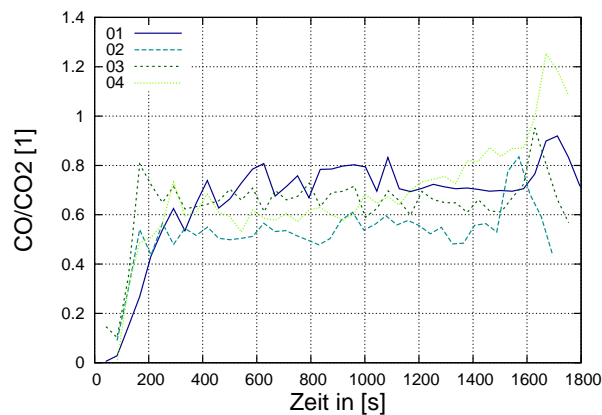
(b) HCN Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

Abbildung 5.8: CO<sub>2</sub>, CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3554 mit T=700 °C und O<sub>2</sub>=21 Vol.-%

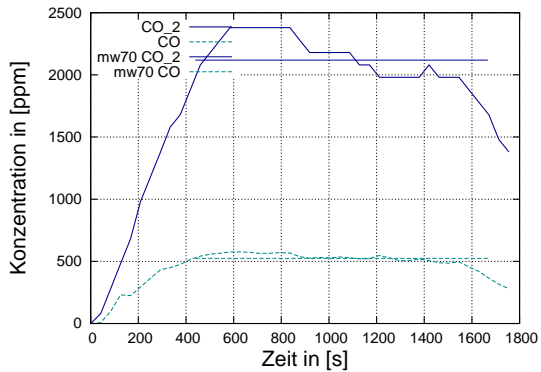
(a) Rauchdichte in %



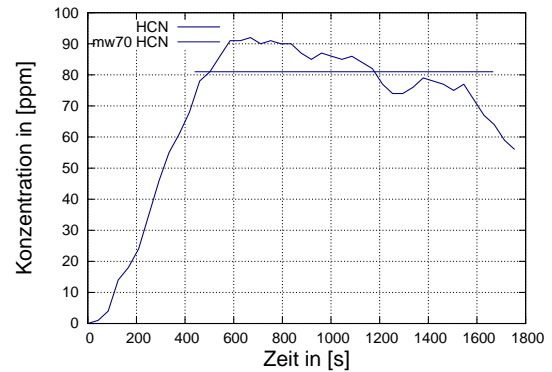
(b) Temperaturmessung mit TE 1 und TE 2 in °C

Abbildung 5.9: Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3554 für T=700 °C und O<sub>2</sub>=21 Vol.-%Abbildung 5.10: CO/CO<sub>2</sub>-Verhältnisse für alle 4 Versuche für Pur 3554 für T=700 °C und O<sub>2</sub>=21 Vol.-%

Im Vergleich zu dem Polyurethanschaum ohne Flammschutz liegen die gemessenen Konzentrationen bei dem Polyurethanschaum mit Flammschutzmitteln deutlich höher. Bei der gleichen Versuchskonfiguration von  $T=700\text{ °C}$  und  $O_2=21\text{ Vol.-%}$  wurden ca. 2000 ppm  $CO_2$ , 500 ppm CO und 80 ppm HCN gemessen. Die Rauchdichte stieg sofort nach Beginn des Versuchs auf 100 %.

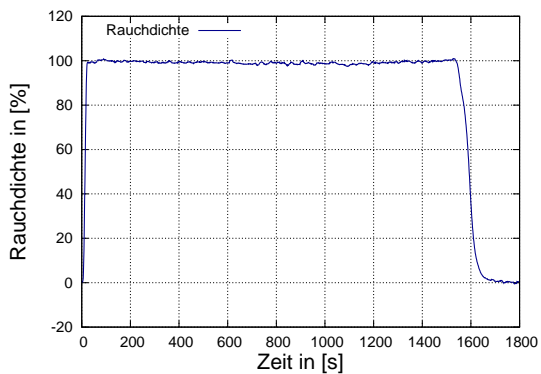


(a)  $CO_2$  und CO Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

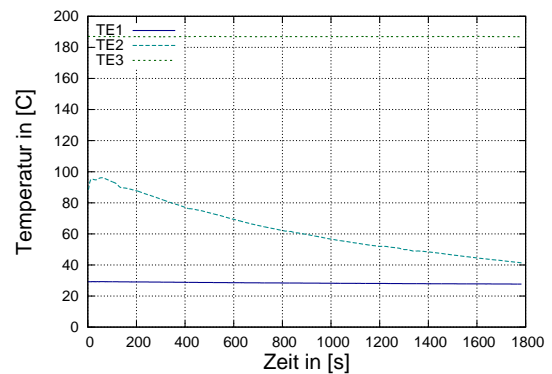


(b) HCN Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

Abbildung 5.11:  $CO_2$ , CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3045 SE für  $T=700\text{ °C}$  und  $O_2=21\text{ Vol.-%}$



(a) Rauchdichte in %



(b) Temperaturmessung mit TE 1 und TE 2 in  $^{\circ}C$

Abbildung 5.12: Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3045 SE für  $T=700\text{ °C}$  und  $O_2=21\text{ Vol.-%}$

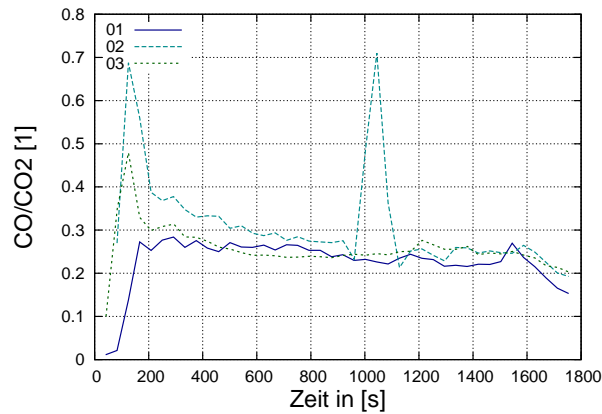
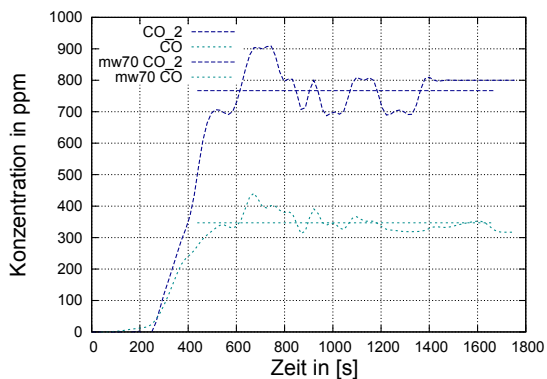
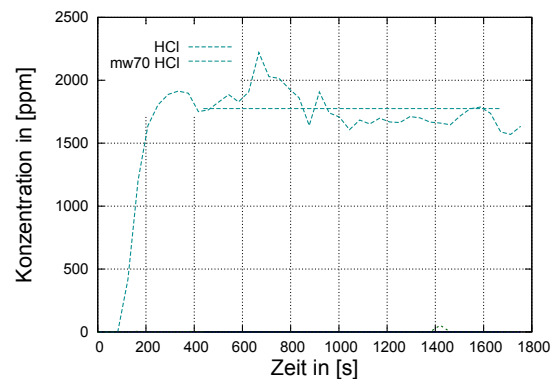


Abbildung 5.13: CO/CO<sub>2</sub>-Verhältnisse für alle 3 Versuche für Pur 3045 SE für T=700 °C und O<sub>2</sub>=21 Vol.-%

Bei der thermischen Zersetzung von PVC konnten bei einer Temperatur von 700 °C und einer O<sub>2</sub>-Konzentration 21 Vol.-% ca. 750 ppm CO<sub>2</sub> und 336 ppm CO gemessen werden. Im Gegensatz zu der thermischen Zersetzung von Polyurethan, bei der aufgrund des gebundenen Stickstoffs N<sub>2</sub> Cyanwasserstoff HCN entsteht, beginnt sich beim thermischen Zersetzungsprozess von PVC (PVC wird aus Polymerisation von Chlorethen hergestellt) Chlorwasserstoff HCl abzuspalten. Bei diesem Versuch wurden 1800 ppm HCl gemessen.

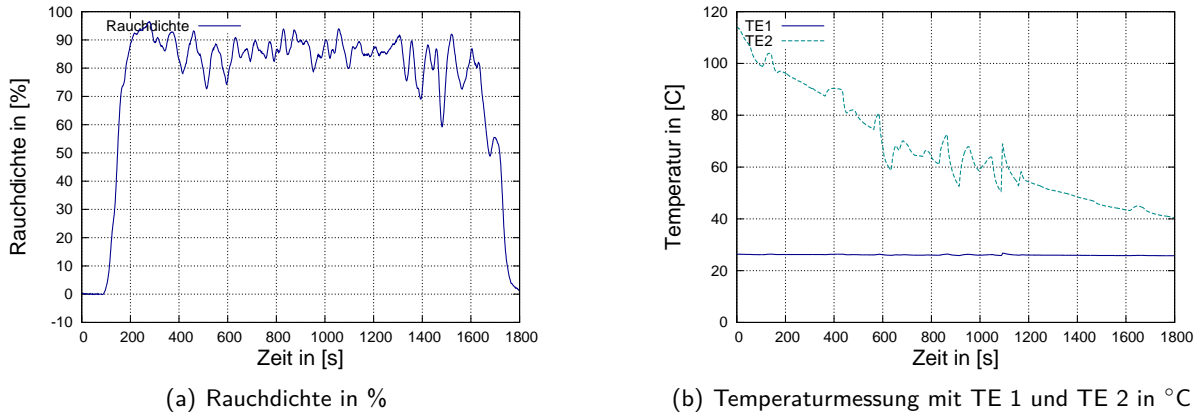
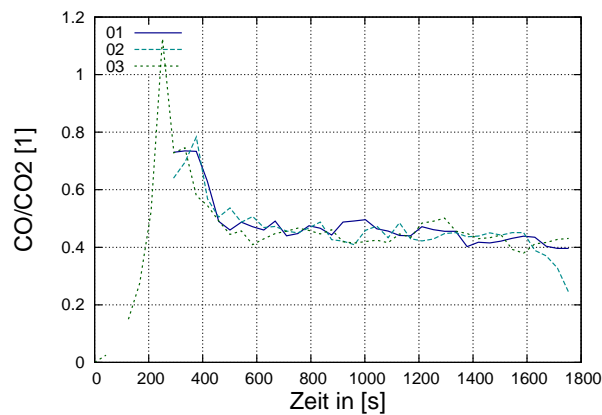


(a) CO<sub>2</sub> und CO Konzentrationen mit Mittelwert in ppm



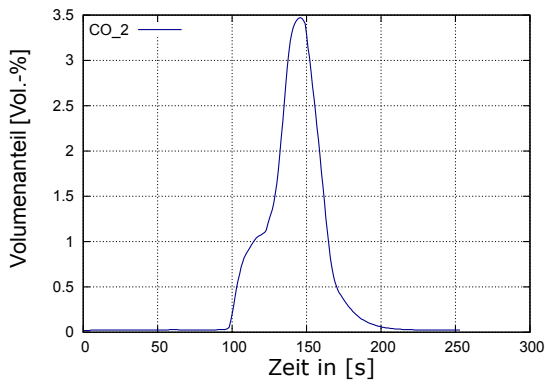
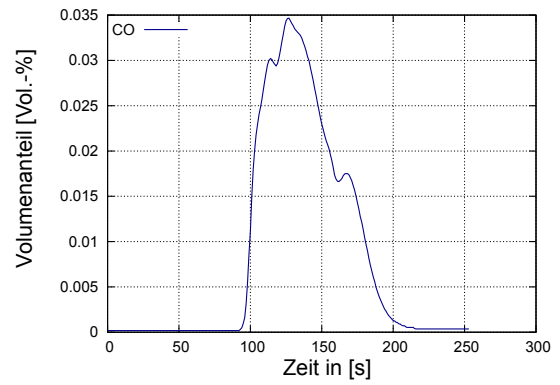
(b) HCl Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

Abbildung 5.14: CO<sub>2</sub>, CO und HCl Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für PVC-hart für T=700 °C und O<sub>2</sub>=21 Vol.-%

Abbildung 5.15: Rauchdichte und Ofentemperatur für PVC-hart für  $T=700\text{ °C}$  und  $O_2=21\text{ Vol.-%}$ Abbildung 5.16: CO/CO<sub>2</sub>-Verhältnisse für alle 3 Versuche für PVC-hart für  $T=700\text{ °C}$  und  $O_2=21\text{ Vol.-%}$ 

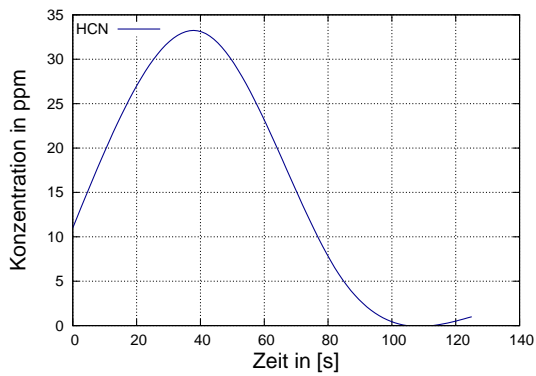
### 5.6.2 Cone Calorimeter

Die nächsten Diagramme 5.17 bis 5.20 zeigen einen Versuch aus den Cone Calorimeter Messungen bei einer Bestrahlungsstärke von  $35\text{ kW/m}^2$  und einer Ausgangskonzentration an  $O_2$  von 21 Vol.-%, bei dem Polyurethanschaum Pur 3554 untersucht wurde. In den Cone Calorimeter Versuchen konnten neben den  $CO_2$ , CO,  $O_2$  und HCN-Konzentrationen zusätzlich die Mass Loss Rate, der Extinktionskoeffizient sowie die Heat Release Rate und die Total Heat Release Rate gemessen werden. Während des Versuchs konnten Spitzenkonzentrationen an  $CO_2$  von etwa 3.5 Vol.-% gemessen werden. Für die Berechnung einer durchschnittlichen Verbrennungsgleichung wurden die gemessenen Konzentrationen über den gesamten Versuch gemittelt.

(a) CO<sub>2</sub> Volumenanteil in Vol.-%

(b) CO Volumenanteil in Vol.-%

Abbildung 5.17: Zeitlicher Verlauf der gemessenen Volumenanteile an CO<sub>2</sub> und CO für Pur 3554 für 35 kW/m<sup>2</sup> und O<sub>2</sub>=21 Vol.-% im Cone Calorimeter



(a) HCN Konzentration in ppm

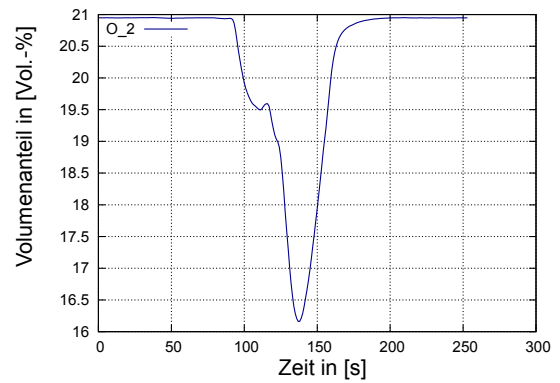
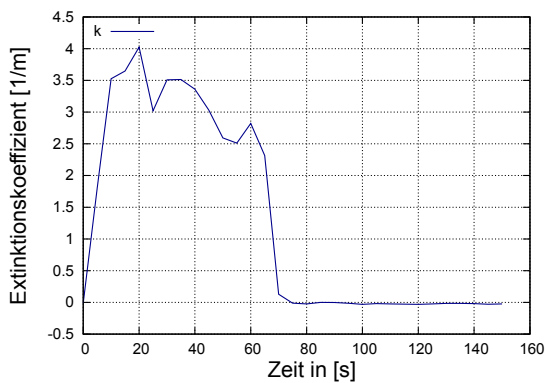
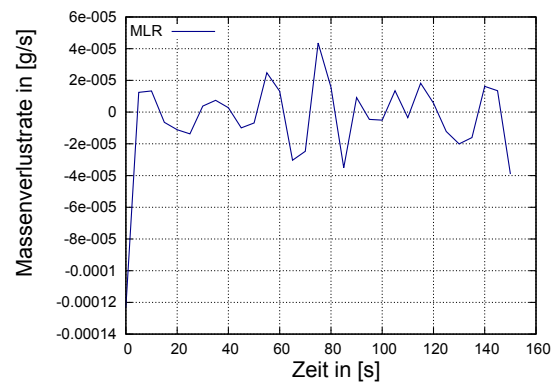
(b) O<sub>2</sub> Volumenanteil in in Vol.-%

Abbildung 5.18: Zeitlicher Verlauf der gemessenen HCN-Konzentration und der gemessenen O<sub>2</sub>-Volumenanteile für Pur 3554 für 35 kW/m<sup>2</sup> und O<sub>2</sub>=21 Vol.-% im Cone Calorimeter



(a) Extinktionskoeffizient in 1/m



(b) Massenverlustrate in g/s

Abbildung 5.19: Extinktionskoeffizient und Massenverlustrate für Pur 3554 für 35 kW/m<sup>2</sup> und O<sub>2</sub>=21 Vol.-% im Cone Calorimeter

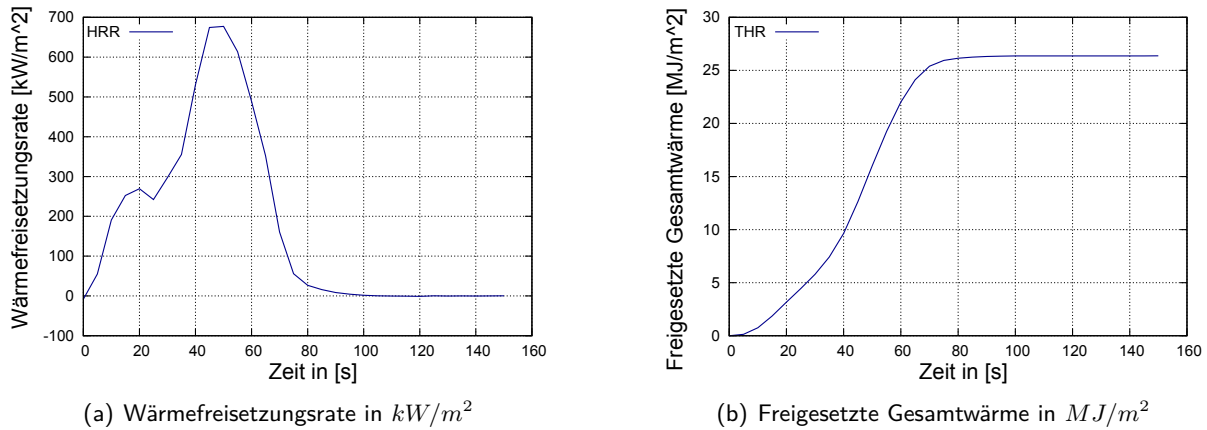
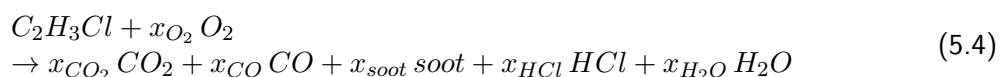


Abbildung 5.20: Wärmefreisetzungsrate und freigesetzte Gesamtwärme für Pur 3554 für  $35 kW/m^2$  und  $O_2=21$  Vol.-% im Cone Calorimeter

### 5.6.3 Einfluss der Temperatur- und Ventilationsbedingungen auf die Rauchgaszusammensetzung

Zu jeder Testkonfiguration wurden mindestens drei Versuche im DIN-Rohr oder Cone Calorimeter durchgeführt. Für jedes gemessene Verbrennungsprodukt wie z.B.  $CO_2$ ,  $CO$ ,  $N_2$ ,  $HCN$  oder  $HCl$  eines Versuches wurde ein Mittelwert berechnet. Die durchschnittlichen Konzentrationen der Verbrennungsgase wurden dann für jede Testkonfiguration über alle Wiederholungsversuche gemittelt, sodass für jede untersuchte Testbedingung eine durchschnittliche Konzentration an  $CO_2$ ,  $CO$  usw. berechnet wurde. Über den Massenverlust der Probe und eine Kohlenstoffbilanz konnte nach dem gleichen Verfahren wie bei den gemessenen Verbrennungsgasen eine durchschnittliche Rußkonzentration berechnet werden (siehe [Mon16]). Für die Kohlenstoffbilanz wurden alle gemessenen Verbrennungsprodukte, die kohlenstoffhaltig sind, in der Berechnung des Rußanteils berücksichtigt. Mit einem in Visual Basic programmierten Code wurden alle Konzentrationen der kohlenstoffhaltigen Verbrennungsprodukte zu  $CO_2$  ins Verhältnis gesetzt und Verhältniszahlen (Koeffizienten) gebildet. Mit der in Visual Basic programmierten Zielwertsuche konnte ein Koeffizientenausgleich ausgeführt werden, um die Edukte und Produkte zu bilanzieren. Mit den Reaktionskoeffizienten wurde nach folgenden Gleichungen die Reaktionsgleichung 5.3 und 5.4 für Polyurethan und Polyvinylchlorid aufgestellt. Die Summenformel für das Polyurethan und das Polyvinylchlorid wurden aus dem SFPE Handbook of Fire Protection Engineering [sfp08] entnommen.



In folgender Tabelle sind alle berechneten Reaktionskoeffizienten für den Polyurethanschaum Pur 3554, den Polyurethanschaum mit Flammschutzmitteln PUR 3045 SE und das Polyvinylchlorid PVC für jede untersuchte Testbedingung aus den DIN-Rohr und Cone Calorimeter Untersuchungen zusammengefasst und können somit als Eingabeparameter in der Brandsimulation verwendet werden.

Tabelle 5.4: Reaktionskoeffizienten zum Aufstellen von Verbrennungsgleichungen der Stoffe Pur 3554, Pur 3045 SE und PVC-hart aus den Untersuchungen am DIN-Rohr und Cone Calorimeter

Material	$T_{O_2}$	$x_{CO_2}$	$x_{CO}$	$x_{soot}$	$x_{HCN}$	$x_{H_2O}$	$x_{N_2}$
Pur 3554	400 <sub>15</sub>	0.511	0.145	5.632	0.012	3.544	0.494
	400 <sub>18</sub>	0.502	0.091	5.699	0.008	3.546	0.496
	400 <sub>21</sub>	0.564	0.164	5.558	0.014	3.543	0.493
	700 <sub>15</sub>	1.240	0.738	4.278	0.045	3.528	0.478
	700 <sub>18</sub>	1.504	0.896	3.847	0.052	3.524	0.474
	700 <sub>21</sub>	1.474	0.990	3.775	0.062	3.519	0.469
	$\dot{q}_{O_2}$	$x_{CO_2}$	$x_{CO}$	$x_{soot}$	$x_{HCN}$	$x_{H_2O}$	$x_{N_2}$
35 <sub>21</sub>	5.625	0.068	0.598	0.010	3.545	0.495	
50 <sub>21</sub>	5.547	0.074	0.668	0.011	3.544	0.494	
Material	$T_{O_2}$	$x_{CO_2}$	$x_{CO}$	$x_{soot}$	$x_{HCN}$	$x_{H_2O}$	$x_{N_2}$
Pur 3045 SE	400 <sub>15</sub>	0.907	0.111	5.269	0.014	3.543	0.493
	400 <sub>18</sub>	0.911	0.145	5.227	0.071	3.542	0.492
	400 <sub>21</sub>	1.010	0.180	5.090	0.020	3.540	0.490
	700 <sub>15</sub>	1.662	0.522	4.046	0.071	3.515	0.465
	700 <sub>18</sub>	2.467	0.624	3.124	0.085	3.507	0.457
	700 <sub>21</sub>	2.533	0.655	3.017	0.095	3.502	0.452
	$\dot{q}_{O_2}$	$x_{CO_2}$	$x_{CO}$	$x_{soot}$	$x_{HCN}$	$x_{H_2O}$	$x_{N_2}$
35 <sub>21</sub>	5.702	0.022	0.329	0.049	3.526	0.476	
50 <sub>21</sub>	5.423	0.229	0.594	0.054	3.523	0.473	
Material	$T_{O_2}$	$x_{CO_2}$	$x_{CO}$	$x_{soot}$	$x_{HCl}$	$x_{H_2O}$	$x_{N_2}$
PVC-hart	400 <sub>15</sub>	0.061	0.005	1.934	1.00	1.00	-
	400 <sub>18</sub>	0.047	0.003	1.949	1.00	1.00	-
	400 <sub>21</sub>	0.109	0.005	1.887	1.00	1.00	-
	700 <sub>15</sub>	0.400	0.180	1.420	1.00	1.00	-
	700 <sub>18</sub>	0.457	0.208	1.335	1.00	1.00	-
	700 <sub>21</sub>	0.495	0.222	1.283	1.00	1.00	-
	$\dot{q}_{O_2}$	$x_{CO_2}$	$x_{CO}$	$x_{soot}$	$x_{HCl}$	$x_{H_2O}$	$x_{N_2}$
35 <sub>21</sub>	1.251	0.189	0.560	1.00	1.00	-	
50 <sub>21</sub>	1.192	0.228	0.581	1.00	1.00	-	

Zusätzlich zu der Tabelle 5.4 werden als Beispiel im Diagramm 5.21 die berechneten Reaktionskoeffizienten der Untersuchung von Pur 3554 (Polyurethanschaum ohne Flammschutz) im DIN-Rohr und Cone Calorimeter veranschaulicht. Die berechneten Reaktionskoeffizienten zeigen, wie die Anteile der Rauchgaskomponenten in Abhängigkeit von Temperatur und verfügbarem Sauerstoff variieren. In den DIN-Rohr-Versuchen mit einer Ofentemperatur von 400 °C waren im Rauchgas im Vergleich zu

den anderen Rauchgaskomponenten wie  $\text{CO}_2$ ,  $\text{CO}$  und  $\text{HCN}$  deutlich mehr Anteile an Ruß zu finden. Wobei durch Erhöhung der Ofentemperatur von  $400^\circ\text{C}$  auf  $700^\circ\text{C}$  der Rußanteil im Rauchgas sank und die Anteile an  $\text{CO}_2$ ,  $\text{CO}$  und  $\text{HCN}$  anstiegen.

Hingegen verdeutlichen die Ergebnisse der Cone Calorimeter Versuche den Einfluss der flammenden Verbrennung auf die Entstehung der Rauchgaskomponenten. Die entstandene Menge an  $\text{CO}_2$  lag im Vergleich zu den DIN-Rohr-Versuchen deutlich höher. Aufgrund der hohen Verbrennungstemperaturen war der Rußanteil im Rauchgas niedriger vergleichend zu den DIN-Rohr-Untersuchungen. Die gemessenen Konzentrationen an  $\text{HCN}$  waren niedriger als die aus den Messreihen mit  $700^\circ\text{C}$  Ofentemperatur im DIN-Rohr. Wobei die entstandene Menge an  $\text{HCN}$  bei beiden Cone-Testkonfigurationen  $35\text{ kW/m}^2$  und  $50\text{ kW/m}^2$  den Ergebnissen der DIN-Rohr-Messreihen mit  $400^\circ\text{C}$  Ofentemperatur gleich. Die grafische Darstellung der berechneten Reaktionskoeffizienten für den flammengeschützten Pur-Schaum und das PVC befinden sich im Anhang B auf Seite 123.

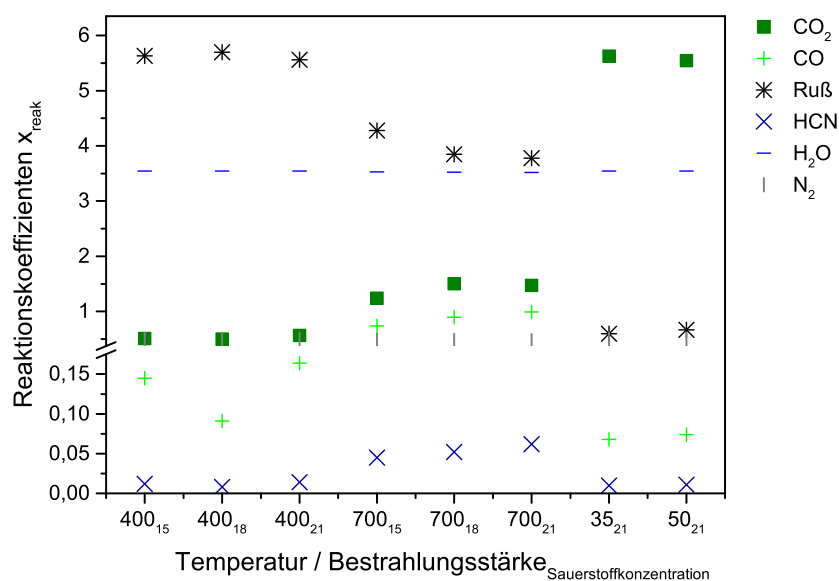


Abbildung 5.21: Reaktionskoeffizienten für die Verbrennungsprodukte  $\text{CO}_2$ ,  $\text{CO}$ , Ruß,  $\text{HCN}$ ,  $\text{H}_2\text{O}$  und  $\text{N}_2$  für die Untersuchungen im DIN-Rohr 400<sub>15</sub>–700<sub>21</sub> [ $^\circ\text{C}_{\text{Vol.}}-\%$ ] und im Cone Calorimeter 35<sub>21</sub>–50<sub>21</sub> [ $\text{kW}/\text{m}^2_{\text{Vol.}}-\%$ ] für Polyurethan 3554 (normal entflammbar)

## 5.7 Großbrandversuche in einem Wohnkomplex - Rabot 2012

Eine Validierung der umgebungsabhängigen Reaktionsgleichungen im Brandfall ist nur im Realmaßstab möglich. Voraussetzung für eine erfolgreiche Evaluierung ist ein möglichst genau dokumentiertes Brandszenario, das sich über mehrere Räume erstreckt. Die Reaktionsgleichungen wurden für PUR und PVC entwickelt, deshalb ist ein Szenario nötig bei dem die Brandlast aus einem oder beiden Materialien besteht. Als Bewertungskriterien wurden die zeitliche und räumliche Entwicklung der Temperaturen und der Rauchschichthöhe gewählt.

Im September 2012 haben Wissenschaftler der Universität Ghent in Belgien vier Brandversuche in



einer Wohnung durchgeführt. Die Mehrraumwohnung befindet sich in den „Rabot“-Türmen in Ghent. Während der Versuche wurden Temperaturen, Rauchschichthöhen und Wärmefreisetzungsraten der Materialien bestimmt. Dabei wurde die Rauchschichthöhe sowohl mit Thermoelementen, also auch mit Videokameras bestimmt. Besonderheiten der Versuche sind die genau definierte Brandlast (ein bis zwei Sofas und ein Bücherregal pro Versuch), als auch die Veröffentlichung aller relevanter Daten zur Verwendung durch andere Einrichtungen. Erste Veröffentlichungen zu den experimentellen Untersuchungen sind bereits verfügbar [Bej13, Ver13] und die Homepage der Rabot2012 Brandversuche <sup>1</sup> ermöglicht den Zugang zu den gemessenen Daten, Geometrie und Brandlast sowie vollständiges Videomaterial zu allen vier Versuchen. Ziel der Versuche war die Evaluierung eines Algorithmus zur Analyse der Brandausbreitung und zur Bestimmung der Rauchschichthöhe mit mehreren Videokameras in einer Mehrraumwohnung.

Für die Evaluierung des in dieser Arbeit verwendeten Verbrennungsmodells wurde der erste von vier Brandversuchen verwendet. Eine Skizze der Wohnung und des Versuchsaufbaus mit Brandlast und Messtechnik ist in Abbildung 5.22 zu sehen. Das Brandszenario besteht aus zwei Räumen und einem Flur. Im Schlafzimmer befinden sich zwei Sofas aus Polyurethan und ein Bücherregal. Das linke Sofa wurde in der unteren Ecke mit sechs heptangetränkten Holzstücken entzündet. An das Schlafzimmer schließt sich das Wohnzimmer an, in dem sich weitere Kameras und Thermoelemente befinden. Das Wohnzimmer ist durch einen Flur mit dem Treppenhaus verbunden. Die Tür war während des gesamten Versuchs offen. Alle Decken haben eine Höhe von 2.5 m und die Durchgänge eine Höhe von 2 m.

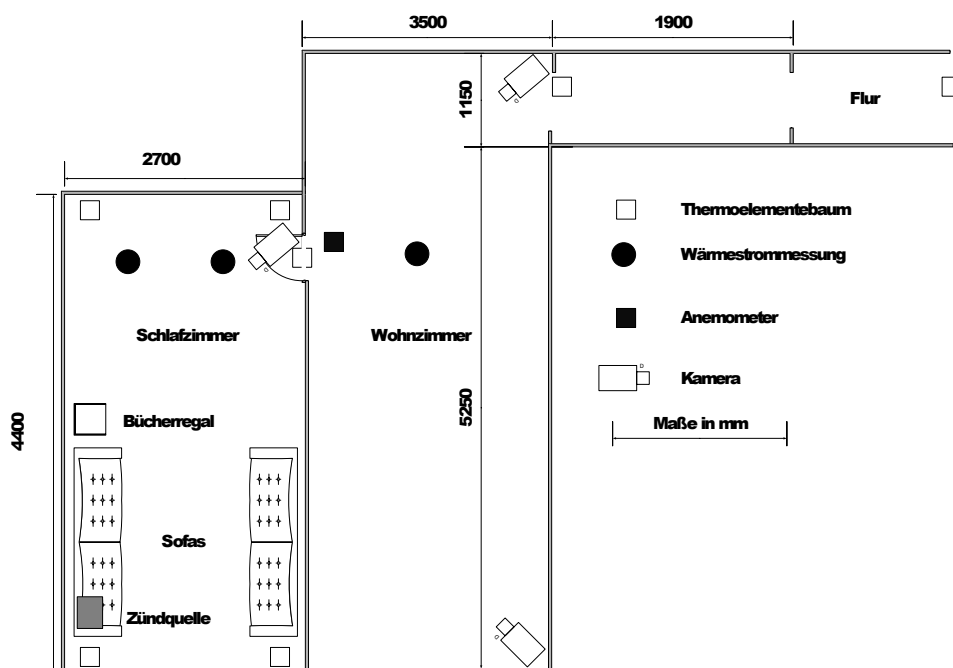


Abbildung 5.22: Versuchsaufbau der Rabot2012 Brandversuche [Bej13]

1 Multimedia Lab 2010-Ghent University, Belgium, Rabot2012, <http://multimedialab.elis.ugent.be/rabot2012/>. [Zugriff am 05 11 2013]

In den Übergängen zwischen den Räumen bzw. zum Hausflur (siehe Abbildung 5.22) wurden Thermolementbäume, mit je neun Thermoelementen, aufgestellt. Das niedrigste Thermoelement befand sich 30 cm über dem Boden und alle weiteren waren in einem Abstand von 20 cm voneinander angebracht.

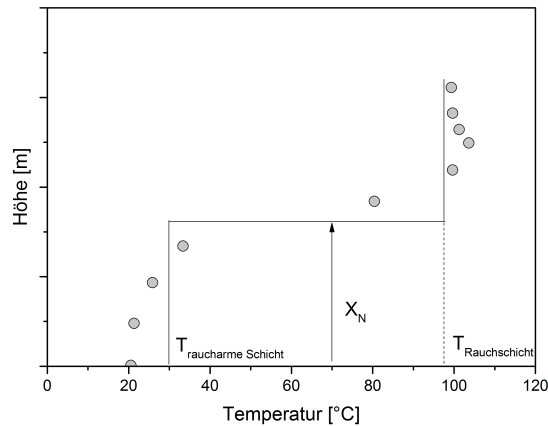


Abbildung 5.23: Bestimmung der Rauchsichthöhe mit Thermoelementen nach der „Least-square“-Methode nach [Ver13]

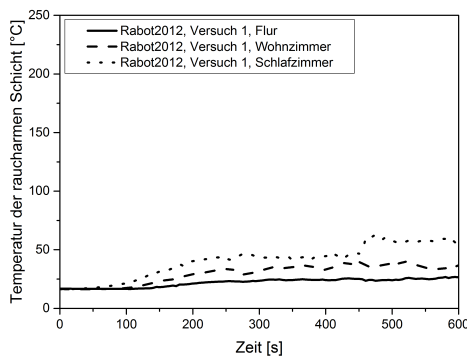
Die Rauchsichthöhe wurde dann mit Hilfe der Methode der kleinsten Fehlerquadrate (engl. „Least-square“-Methode, siehe Abbildung 5.23) mit den Gleichungen 5.5 bis 5.7 bestimmt [He98]. In den Gleichungen sind  $H_D$  die Höhe der Decke,  $X_N$  die Höhe der raucharmen Schicht und  $T$  die Temperatur.

$$T_{\text{Rauchsicht}} = \frac{1}{H_D - X_N} \int_{X_N}^{H_D} T dz \quad (5.5)$$

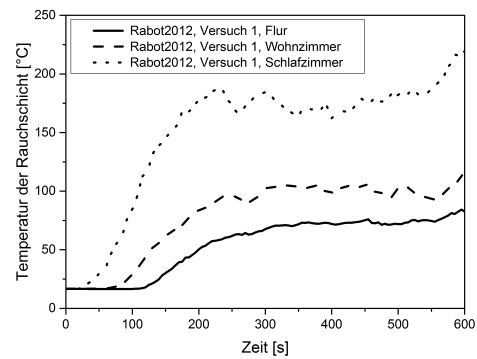
$$T_{\text{raucharmeSchicht}} = \frac{1}{X_N} \int_0^{X_N} T dz \quad (5.6)$$

$$\sigma^2 = \int_0^{X_N} (T - T_{\text{raucharmeSchicht}})^2 dz + \frac{1}{H_D - X_N} \int_{X_N}^{H_D} (T - T_{\text{Rauchsicht}})^2 dz \quad (5.7)$$

In Abbildung 5.24 sind die in den drei Räumen gemessenen Temperaturen für die ersten 600 s zu sehen. Dabei zeigt (a) die Temperaturen der raucharmen Schicht und (b) die Temperaturen der Rauchschicht.



(a) Temperaturen der raucharmen Schicht



(b) Temperaturen der Rauchsicht

Abbildung 5.24: Zeitlicher Temperaturverlauf in der raucharmen Schicht und in der Rauchsicht im Flur, Wohnzimmer und Schlafzimmer [Ver13]

Die Rauchsichthöhe wurde alternativ mit Videokameras bestimmt und zwar mit einem Algorithmus, der die diskrete Wavelet-Transformation (DWT) nutzt, um die Videos auszuwerten. Die Vorgehensweise ist in Abbildung 5.25 dargestellt.

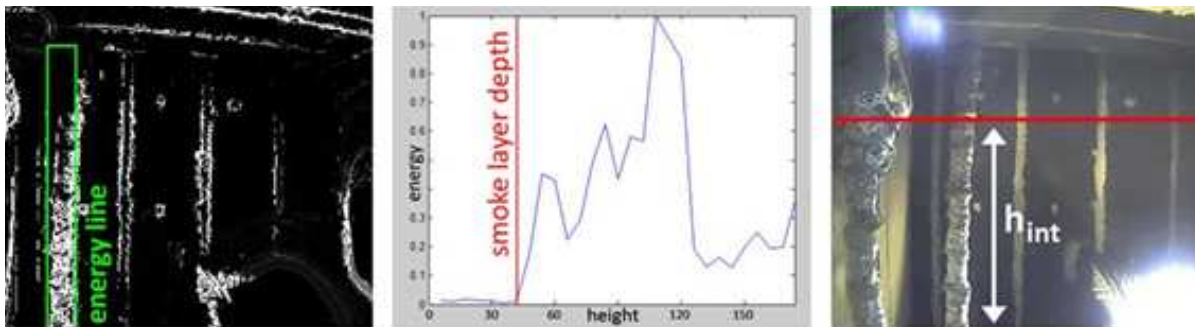
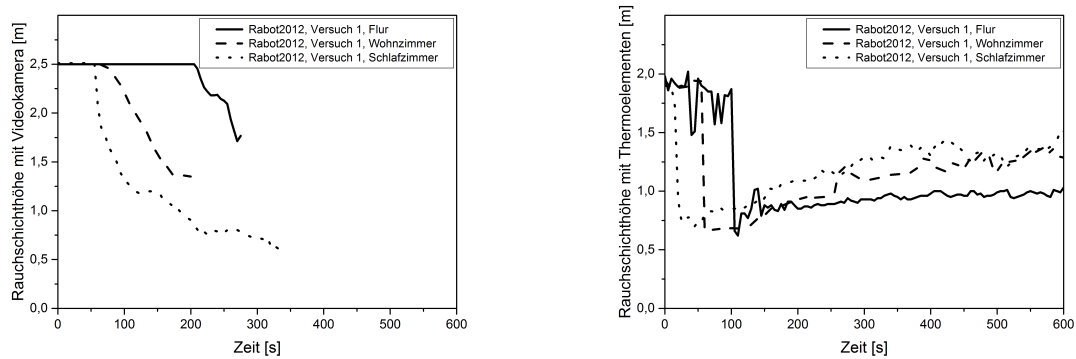


Abbildung 5.25: Bestimmung der Rauchsichthöhe mit Videokameras [Ver13]

Die Rauchsichthöhen mit Thermoelementen und mit Videoauswertung sind in 5.26 für das Schlafzimmer, das Wohnzimmer und den Flur dargestellt. Die Thermoelementebäume waren in den Durchgängen mit einer Höhe von 2 m montiert und die Kameras konnten bis zur gesamten Deckenhöhe von 2.5 m aufnehmen, waren aber irgendwann vollständig vom Rauch verdeckt.



(a) Bestimmung der Rauchschichthöhe mit Videoauswertung

(b) Bestimmung der Rauchschichthöhe mit Thermoelementen

Abbildung 5.26: Höhe der Rauchschicht im Flur, Wohnzimmer und Schlafzimmer [Ver13]

Die Ergebnisse der Validierungsberechnungen werden in Kapitel 6 ab Seite 85 beschrieben.

# KAPITEL 6

## Numerische Untersuchungen

---

### 6.1 Brandsimulation im Room Corner Test

Für eine numerische Untersuchung der Rauchzusammensetzung, Rauchentwicklung und -ausbreitung unter verschiedenen Umgebungsbedingungen wurde die Geometrie eines gebräuchlichen Brandtests im Realmaßstab, die des Room Corner Tests nach [iso96], gewählt. Damit konnte sichergestellt werden, dass die Brandentwicklungen für verschiedene Szenarien im Raum verglichen werden kann. Zudem sind Randbedingungen und Geometrie bekannt und empirische Gleichungen z.B. zur Untersuchung von Rauchschichttemperaturen nach [Qui06, Kar00, Dry07] konnten verwendet werden. Der Room Corner Test ist ein oft angewandter Test zur Untersuchung der Brandentwicklung von Oberflächenprodukten. Zusätzlich wird der Test auch abweichend von der Norm zur Brandforschung genutzt z.B. nach [Loc08]. Die nachfolgende Abbildung 6.1 zeigt das Rechengebiet des Room Corner Test mit seinen Originalabmaßen und der mit modellierten Umgebung, um das Verhalten der aus der Tür ausströmenden Gase mit zu berücksichtigen. Zudem werden in der Abbildung das strukturierte Rechengitter sowie die Randbedingungen Inlet (Einströmen eines Fluids), Opening (Ein- und Ausströmen eines Fluids) und Wall (kein Ein- oder Auströmen eines Fluids möglich) gezeigt. In der Brandsimulation des Room Corner Tests wurde jeweils eine ermittelte Reaktionsgleichung aus dem DIN-Rohr und aus dem Cone Calorimeter für den Polyurethanschaum Pur 3554 verwendet. Die physikalischen Modelle, die in ANSYS CFX 14 zur Verfügung stehen, wurden speziell für die Anforderungen im Brandingenieurwesen angewendet. Dafür mussten Modelle und Gleichungen (z.B. das FED-Konzept) implementiert werden, um die Brandrauchtoxizität, die Höhe der oberen und unteren Rauchschicht, Rauchschichttemperaturen und Sichtweiten für die verschiedenen Verbrennungsgleichungen zu bestimmen. Dadurch kann gezeigt werden, welchen Einfluss die verwendete Reaktionsgleichung und die Randbedingungen bei der Bestimmung der Brandrauchtoxizität und Sichtweiten haben. Die entstehenden veränderlichen lokalen Anteile der Verbrennungsprodukte, bedingt durch die Verbrennungsbedingungen, haben einen großen Einfluss auf die Brandrauchtoxizität. Um die Qualität der Simulationsergebnisse sicherzustellen, wurde eine Gitterunabhängigkeitsstudie durchgeführt und Rauchschichttemperaturen mit empirischen Gleichungen ausgerechnet, um das aufgestellte Modell auf Anwendbarkeit zu prüfen.

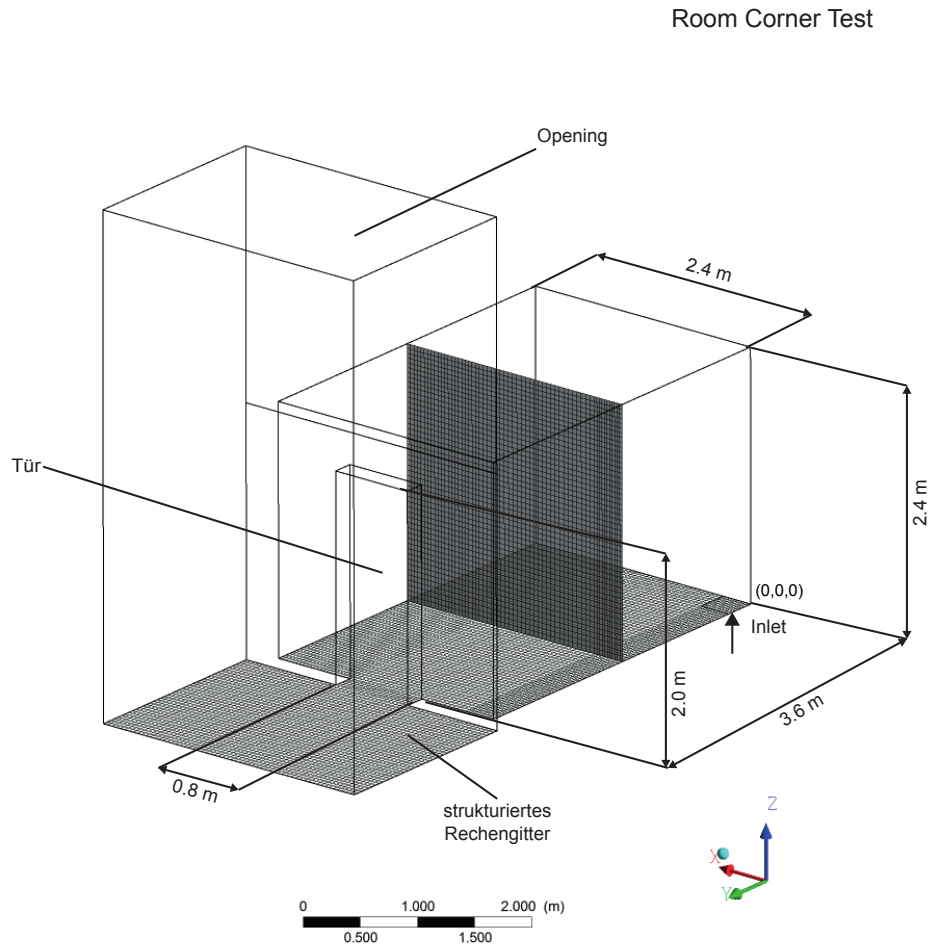


Abbildung 6.1: Rechengebiet Room Corner Test mit Abmaßen, strukturiertem Rechengitter und den Randbedingungen Inlet, Opening und Wall sowie die Lage des Koordinatensystems

### 6.1.1 Implementierung des FED-Modells

Das Konzept der Fractional Effective Dose ermöglicht die Berechnung der Zeit bis zum Eintreten der Fluchtunfähigkeit nach [Pur95, Pur02, Pur08]. Das Konzept wurde mit den Gleichungen, die im Kapitel 2 auf Seite 18 beschrieben sind, in ANSYS CFX 14 implementiert. Die FED setzt sich aus den fluchtunfähig-machenden Teildosen verschiedener Rauchgaskomponenten zusammen. Dabei werden CO, HCN, und der Sauerstoffmangel, der durch CO<sub>2</sub> verursachte Hyperventilation entsteht, berücksichtigt. Die  $FED_{IN}$  wird für eine Minute berechnet und über das gewünschte Zeitintervall aufsummiert. In der Simulation können auch die Zwischenschritte in Abhängigkeit der Zeitschrittweite berechnet werden. Dafür wird die FED für jeden Zeitschritt berechnet und der aufsummierte Wert wird über eine transiente Statistik für die Variable „ $FED_{IN}$ “ im gesamten Strömungsfeld über die Simulationszeit verfolgt. Damit ist es möglich den momentanen FED-Wert und den aufsummierten Wert an jedem Punkt und zu jeder Zeit zu betrachten, dies erfolgt mit der Gleichung 6.1.

$$FED_{IN} = \text{zeitlich gemittelter FED-Wert} \cdot \frac{\text{aktuelle Simulationszeit}}{t_{Purser} = 1 \text{ min}} \quad (6.1)$$

Im folgenden Schaubild wird gezeigt, wie die  $FED_{IN}$  nach Purser im Vergleich zur CFD berechnet wird. Purser rechnet die  $FED_{IN}$  minutenweise aus und summiert diese dann zu einer  $FED_{IN_{total}}$  auf. In der CFD wird die  $FED_{IN}$  in Abhängigkeit der gewählten Zeitschrittweite berechnet und aufsummiert. Somit kann das Integral der FED sehr genau approximiert werden.

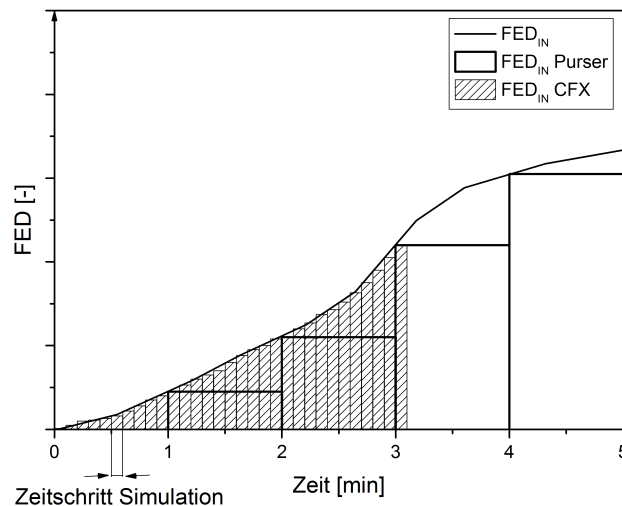


Abbildung 6.2: Schaubild zur Berechnung der  $FED_{IN_{total}}$  in Abhängigkeit der Zeitschrittweite nach Purser und mit CFD für ein mögliches Szenario

## 6.2 Voruntersuchung und analytische Berechnungen

### 6.2.1 Abschätzung der Anzahl der Elemente

Um die Brand- und Rauchausbreitung hinreichend genau modellieren zu können, kann mit der Gleichung 6.2 die Anzahl der Zellen bestimmt werden, die zur Auflösung des Strömungsgebietes benötigt wird. In der VDI 6019 [vdi09] werden weitere Hinweise zu Qualitätsanforderungen an das Rechengitter gegeben: Objekte (Geometrien), die im Rechenggebiet Auswirkungen auf die Strömung haben, sollten mit mindestens fünf Gitterpunkten je Kantenlänge aufgelöst werden. Inlet/s, Opening/s und auch Outlet/s sollten auf der kurzen Seite mit mindestens fünf Gitterpunkten aufgelöst werden. Für die Auflösung des Rechengebiets für den Room Corner Test mit einem Volumen von  $47.936 \text{ m}^3$  ergibt sich eine Mindestanzahl von  $\approx 193\,212$  Gitterzellen.

$$N_{Zellen} = 44.4 \cdot 10^3 \cdot V_{Raum}^{0.38} \quad (6.2)$$

### 6.2.1.1 Abschätzung der Gitterweite

Zur Abschätzung einer hinreichend genauen Auflösung des Gitters für einen auftriebsgesteuerten Feuerplume wird in der Literatur z.B. in [Mü13] das Verhältnis des charakteristischen Branddurchmessers  $D^*$  zur Gitterweite berechnet. Der charakteristische Branddurchmesser wird nach Gleichung 6.4 durch Einsetzen der Wärmefreisetzungsrate, der Umgebungsdichte und -temperatur, der spezifischen Wärmekapazität von Luft sowie der Wurzel der Fallbeschleunigung gebildet. Für eine in diesem Fall angesetzte durchschnittliches  $\dot{Q}=178$  kW ergibt sich jeweils für eine Gitterweite von  $h=2.5$  cm ein  $D^*/h=19.24$ , von  $h=5$  cm ein  $D^*/h=9.62$  und von  $h=7.5$  cm ein  $D^*/h=6.42$ . Dabei gilt, dass ein Wert von 4 als grobe Auflösung, ein Wert von 10 als moderate Auflösung und ein Wert von 16 als feine Auflösung betrachtet werden kann.

$$D^* = \left( \frac{\dot{Q}}{\rho_\infty \cdot c_p \cdot T_\infty \cdot \sqrt{g}} \right) \quad (6.3)$$

empfohlen wird  $\frac{D^*}{h} = 4 \dots 16$

### 6.2.2 Berechnung der effektiven Verbrennungswärme

Zur Berechnung der Standardverbrennungsenthalpie und des Heizwerts der jeweilig verwendeten Reaktion wurden die Standardbildungsenthalpien der am Verbrennungsprozess beteiligten Edukte und Produkte aus Tabelle 6.1 verwendet. In der Simulation wurde jeweils eine Verbrennungsgleichung aus den DIN-Rohr Untersuchungen (siehe Gleichung 6.4) und eine Verbrennungsgleichung aus den Cone Calorimeter Untersuchungen (siehe Gleichung 6.5) gerechnet.

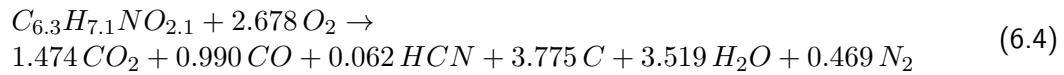
Edukte	$C_{6.3}H_{7.1}NO_{2.1}$	$O_2$	$CO_2$	$CO$	$HCN$	$C$	$H_2O$	$N_2$
<b>Molare Masse M [g/mol]</b>	130.30	31.99	44.01	28.01	27.03	12.01	18.02	28.01
<b>Standardbildungsenthalpie <math>\Delta h_{f,i}^\circ</math> [kJ/mol]</b>	-210.24	0	-393.5	-111.7	135.1	0	-241.8	0

Tabelle 6.1: Standardbildungsenthalpien der an der Verbrennung teilnehmenden Edukte und entstehenden Produkte

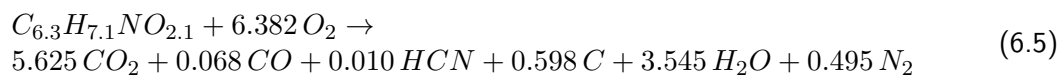
Mit der Verbrennungsgleichung aus dem DIN-Rohr ergibt sich eine Standardverbrennungsenthal-



pie von  $\Delta h_m^\circ = -1322.53$  kJ/mol. Die berechnete Standardverbrennungsenthalpie geteilt durch die molare Masse von  $M=130$  g/mol ergibt einen Heizwert von  $\Delta H_{eff}=10.17$  kJ/g. Somit ergibt sich bezogen auf die ideale Verbrennungswärme, die im Bombenkalorimeter bestimmt wurde, eine Verbrennungseffizienz von  $\chi=0.38$ .



Mit der Verbrennungsgleichung aus dem Cone Calorimeter ergibt sich eine Standardverbrennungsenthalpie von  $\Delta h_m^\circ = -2866.84$  kJ/mol. Die berechnete Standardverbrennungsenthalpie geteilt durch die molare Masse von  $M=130$  g/mol ergibt einen Heizwert von  $\Delta H_{eff}=22.04$  kJ/g. Somit ergibt sich bezogen auf die ideale Verbrennungswärme, die im Bombenkalorimeter bestimmt wurde, eine Verbrennungseffizienz von  $\chi=0.82$ .



### 6.2.3 Auswahl der Modelle und Parametereinstellungen

Zur Berechnung der freigesetzten Masse als Inputparameter in der Brandsimulation wurde aus der Literatur [Dry07] eine gemessene Heat Release Rate für Polyurethan entnommen. Für die jeweilige Reaktionsgleichung 6.4 und 6.5 konnte über die Verbrennungseffizienz und den Heizwert der anzusetzende Massenstrom berechnet werden. Über die gleiche Energie sollen die Ergebnisse der Brandsimulation verglichen werden und somit die Änderung der Rauchausbreitung, die Entwicklung der Rauchgastoxizität und die Änderung der Sichtweiten durch Verwendung unterschiedlicher Reaktionsgleichungen aufzeigen. Diagramm 6.3 zeigt die aus der Literatur verwendete Heat Release Rate sowie die berechneten Massenströme für die Verwendung der DIN-Rohr-Reaktionsgleichung 6.4 und der Cone-Reaktionsgleichung 6.5 in der Simulation.

Zur numerischen Untersuchung der Toxizität und der Sichtverhältnisse im Brandrauch, wurde in ANSYS CFX 14 die Variable Brandrauch eingeführt, die über die Summe der Massenfraktionen aller entstehenden Rauchgase  $CO_2$ ,  $CO$ ,  $Ru\beta$ ,  $HCN$ ,  $H_2O$  und  $N_2$  beschrieben wird.

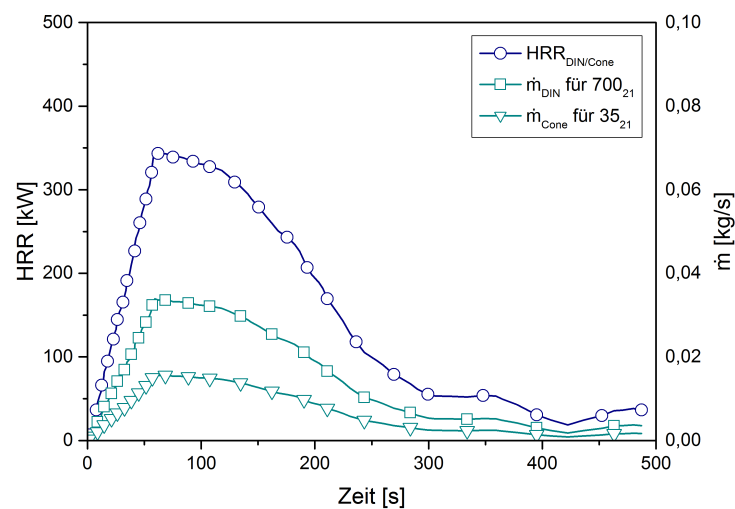


Abbildung 6.3: Heat Release Rate für Polyurethan (entnommen aus Literatur [Dry07]) und berechneter Massenstrom für die verwendeten DIN-Rohr-Reaktionsgleichung 6.4 und Cone-Reaktionsgleichung 6.5 als Eingabeparameter für die Verbrennungssimulation im Room Corner Test

Alle verwendeten physikalischen Modelle zur Modellierung der Verbrennung, Turbulenz oder Strahlung sowie alle gesetzten Einstellungen für die Randbedingungen (Gaseinlass, offene Gebietsränder und Wandgebietsränder) für die Brandsimulation werden in der Tabelle 6.2 und 6.3 definiert.

Fluid Models	Set-up
Heat Transfer	Thermal Energy
Turbulence	Shear Stress Transport
Combustion	Eddy Dissipation
Thermal Radiation	Monte Carlo
Solver Control	Set-up
Advection Scheme	High Resolution
Transient Scheme	Second Order Backward Euler
Turbulence Numerics	First Order
Convergence Criteria	max. $1 \cdot 10^{-3}$
Conservation Target	0.01

Tabelle 6.2: Auswahl der physikalischen Modelle und Randbedingungen für die Brandsimulation (Fortsetzung Tabelle nächste Seite)

<b>Basic Settings</b>	<b>Set-up</b>
Analysis Type	Transient
Time Duration	Total Time=300 s
Timesteps	0.05 s
Mesh	Structured
Number of Nodes	473 004
Number of Elements	450 115
Material	Pur 3554
<b>Boundary Type</b>	<b>Set-up</b>
<b>Inlet</b>	
Flow Regime	Subsonic
Turbulence	Medium (Intensity=5 %)
Mass and Momentum	Mass Flow Rate mit User Funktion $f(t)=\dot{m}$
Reaktionsgleichung	DIN 700 <sub>21</sub> , siehe Seite 67 Gl.6.4
Component Details	Cone 35 <sub>21</sub> , siehe Seite 67 Gl.6.5
	Pur.MassFraction=1.0
<b>Wall</b>	
Mass and Momentum	No Slip Wall
Wall Roughness	Smooth Wall
Heat Transfer Coefficient	$5 \text{ W/m}^2\text{K}$ → auf Außenseite
Outside Temperature	20 °C
Thermal Radiation	Opaque
Emissivity	0.92
<b>Opening</b>	
Flow Regime	Subsonic
Mass and Momentum	Opening Pressure and Direction
Relative Pressure	0 Pa
Turbulence	Medium (Intensity=5 %)
Component Details	O <sub>2</sub> MassFraction=0.23

Tabelle 6.3: Auswahl der physikalischen Modelle und Randbedingungen für die Brandsimulation (Fortsetzung)

#### 6.2.4 Wandmodell in CFX und Wärmeübergangskoeffizient

Der Wärmestrom an der Wandgrenze wird implizit über einen äußeren Wärmeübergangskoeffizient  $h_c$  und einer äußeren Temperatur  $T_0$  berücksichtigt und berechnet sich über die Gleichung 6.6. Die Wandtemperatur  $T_W$  wird bei turbulenten Strömungen über eine Oberflächenenergiebilanz berechnet. Der berechnete Wärmestrom  $\dot{q}_W$  ist somit der totale Wärmestrom aus Wärmeleitung und Strahlung.

$$\dot{q}_W = h_c (T_0 - T_W) = \dot{q}_{rad} + \dot{q}_{cond} \quad (6.6)$$

Diese Randbedingung für die Wand kann angewandt werden, um den Wärmewiderstand außerhalb des Rechengebiets zu modellieren und kann mit folgender Abbildung schematisch dargestellt werden:

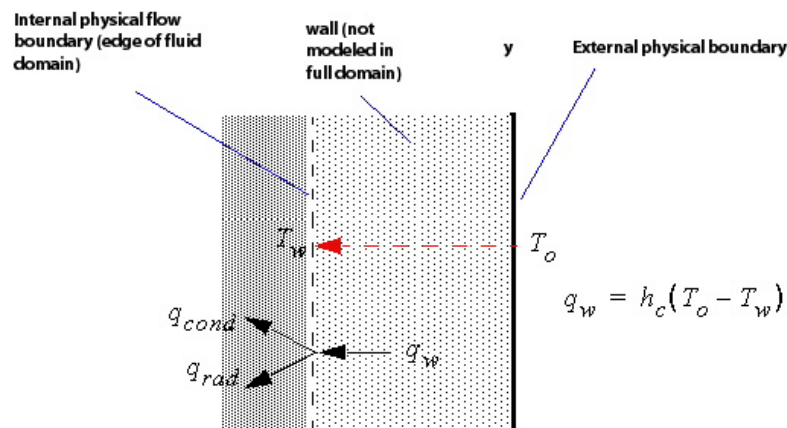


Abbildung 6.4: Wandbehandlung unter Verwendung eines Wärmeübergangskoeffizienten  $h_c$  in ANSYS CFX [Ans11]

### 6.2.5 Fehlerabschätzung und Gitterkonvergenzstudie bei numerischen Untersuchungen

Da die Ergebnisse der Brandsimulationen Näherungslösungen sind, können diese folglich zu konkreten Fragestellungen nur Trendaussagen liefern. Um die Genauigkeit der Aussagen bewerten zu können, müssen systematische Fehler numerischer Lösungen konkretisiert werden. Dabei gibt es drei Fehlerarten zu berücksichtigen: Modellfehler, Diskretisierungsfehler und Iterationsfehler. [Fer02] beschreibt den Modellfehler als Differenz zwischen der tatsächlichen Strömung und der genauen Lösung des mathematischen Modells. Der Diskretisierungsfehler beschreibt den Fehler zwischen der genauen Lösung der Erhaltungsgleichungen und der Lösung des algebraischen Gleichungssystems, welches durch Diskretisierung der Erhaltungsgleichungen entstanden ist. Der Fehler zwischen der iterativen und der genauen Lösung des Gleichungssystems, wird als Iterationsfehler verstanden. Die Wahl der Gittergröße, das gewählte Konvergenzkriterium, die ausgewählte Zeitschrittweite oder Annahmen zum numerischen Modell sind nur einige Parameter die zu Unsicherheiten führen können. Deshalb wurde für die Verbrennung von Polyurethan im Room Corner Test eine systematische Gitterkonvergenzstudie durchgeführt, um die numerische Unsicherheit z.B. bei der Berechnung der Temperatur abschätzen zu können. Aus der Literatur sind die Arbeiten zur Quantifizierung von Unsicherheiten in CFD von [Roa97, Roa98] oder von [Obe02] zu empfehlen. In der Gitterkonvergenzstudie wurden drei verschiedene strukturierte Rechengitter mit einer Gitterweite von 2.5 cm und 5 cm, 7.5 cm untersucht. Dabei wurde bei allen drei Rechengittern das Konvergenzkriterium der Residuen von  $\max. 1 \cdot 10^{-3}$  nicht überschritten. Um die Abweichung der Ergebnisse für bestimmte Größen durch unterschiedlich große Rechengitter abschätzen zu können, wurden die Standardabweichung und der durchschnittlich auftretende Fehler für die mittlere Strömungsgeschwindigkeit  $\bar{u}_i$  und die mittlere Geschwindigkeit in der Hauptströmungsrichtung  $\bar{u}_y$  nach folgenden allgemeingültigen Gleichungen berechnet, wobei  $N=3$  für die untersuchten Gitterweiten und  $x$  für die zu betrachtende Größe steht.

Zur Berechnung der Betragssummennorm (1-Norm) wird die Gleichung 6.7 verwendet. Sie beschreibt den mittleren absoluten Fehler der Größe in der Domain.

$$\|x\|_1 = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N f_k. \quad (6.7)$$

Die Euklidische Norm oder auch 2-Norm wird über folgende Gleichung 6.8 formuliert. Sie beschreibt den mittleren quadrierten Fehler und gibt somit die durchschnittliche Abweichung an.

$$\|x\|_2 = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N f_k^2}. \quad (6.8)$$

Wobei der Fehler mit  $f_k$  beschrieben wird und mit Gleichung 6.9 formuliert ist. Da es keine exakte Lösung gibt, gilt die Annahme, dass das feinste Gitter die exakte Lösung darstellt. Somit werden

$$f_k = |x_{i,k,Gitterweite} - x_{i,k,feinsteGitterweite}| = \sqrt{\sum_{i=1}^N (x_{i,k,Gitterweite} - x_{i,k,feinsteGitterweite})} \quad (6.9)$$

Die Fehlerberechnung für den durchschnittlichen Fehler und der Standardabweichung der mittleren Geschwindigkeit und der mittleren Geschwindigkeit in der Hauptströmungsrichtung sind in Tabelle 6.4 zusammengefasst. Die Ergebnisse der Gitterkonvergenzstudie zeigen, dass mit Verfeinerung der Gitterweite die Fehlernormen kleiner werden. Somit kann die Annahme bestätigt werden, dass mit abnehmender Gitterweite eine Annäherung an die exakte Lösung erfolgt. Unter Berücksichtigung von Rechenzeiten und Abschätzung der Modellfehler wurde das Rechengitter mit 5 cm Gitterweite zur Berechnung herangezogen.

	Gitter 2.5 cm	Gitter 5 cm	Gitter 7.5 cm
Anzahl Nodes	3 531188	473004	142592
Anzahl Elements	3 443007	450115	132399
1-Norm (Durchschnittlicher Fehler) $\bar{u}_i$	-	$1.6 \cdot 10^{-2}$	$2.1 \cdot 10^{-1}$
2-Norm (Standardabweichung) $\bar{u}_i$	-	$1.2 \cdot 10^{-1}$	$4.5 \cdot 10^{-1}$
1-Norm (Durchschnittlicher Fehler) $\bar{u}_y$	-	$8.1 \cdot 10^{-3}$	$9.5 \cdot 10^{-2}$
2-Norm (Standardabweichung) $\bar{u}_y$	-	$6.0 \cdot 10^{-2}$	$2.1 \cdot 10^{-1}$

Tabelle 6.4: Ergebnisse der Gitterkonvergenzstudie: Berechnete Fehlernormen für drei verschiedene Gitterweiten

## 6.3 Ergebnisse der Brandsimulationen für den Room Corner Test

### 6.3.1 Bewertung und Beurteilung der Toxizität

Der folgende Abschnitt behandelt die Auswertung der Verbrennungssimulation von Polyurethan im ISO 9705 Raum (Room Corner Test). Besonderes Interesse lag auf der Auswertung der simulierten Rauchgasausbreitung und Bewertung der Brandrauchtoxizität mit dem Fractional Effective Dose Konzept. Die Auswertung zeigt wie sich die FED unter Verwendung unterschiedlicher Reaktionsgleichungen ändert. Da der Grenzwert der FED beschreibt, nach welcher Zeit welche Folgen eintreten, wurden unterschiedliche Grenzwerte der FED ausgewertet. Um den Einfluss von Temperatur und Ventilationsbedingungen auf die Rauchgaszusammensetzung zu zeigen, wurde eine Reaktionsgleichung aus den DIN-Rohr-Untersuchungen und eine Reaktionsgleichung aus den Cone Calorimeter-Untersuchungen zur numerischen Berechnung herangezogen. Zudem wurden Sichtweiten auf Grundlage der numerischen Ergebnisse berechnet und verglichen. Rauchschichthöhen und Rauchschichttemperaturen wurden ebenfalls ausgewertet.

Die Abbildung 5.26 zeigt das Ergebnis der Verbrennung von Polyurethanschaum 3554 im Room Corner Test. Für die Einstellung der physikalischen Modelle und Randbedingungen zur numerischen Berechnung siehe Tabelle 6.2 und 6.3. Die Brandsimulation wurde mit einer Reaktionsgleichung aus den Cone Calorimeter Versuchen durchgeführt (siehe Gleichung 6.5). Dargestellt ist der zeitliche Verlauf der Rauchausbreitung mit eingefärbter Fractional Effective Dose bis zu einem Grenzwert von 0.3 von 25 s bis 200 s. Der Brandrauch ist definiert über die Summe der Massenanteile aller Rauchgase größer als 1 %. Die rot-eingefärbten Bereiche zeigen den kritischen Bereich im Raum. Der Grenzwert von 0.3 für die FED gilt für 88.6 % der Bevölkerung als statistisch sicher.

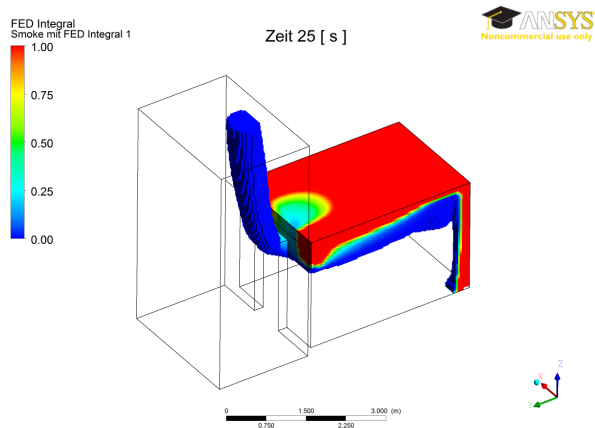
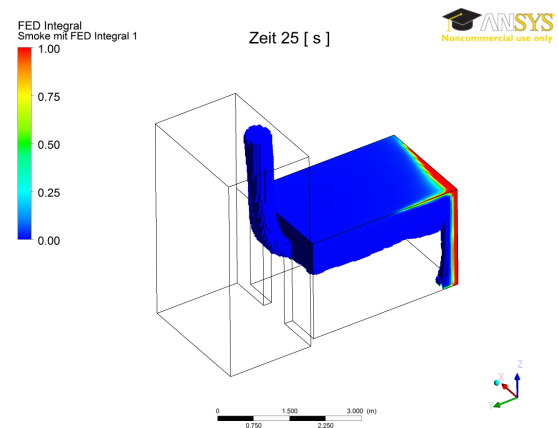
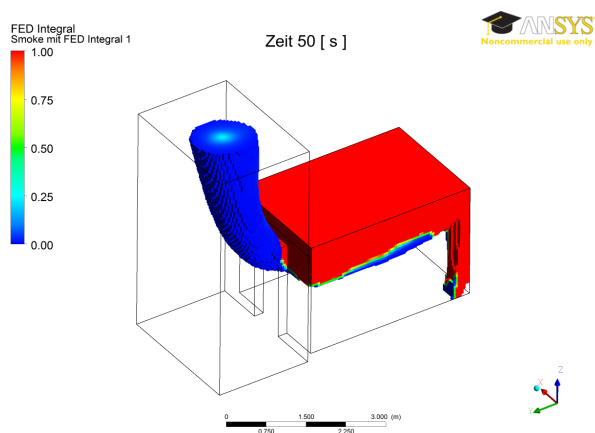
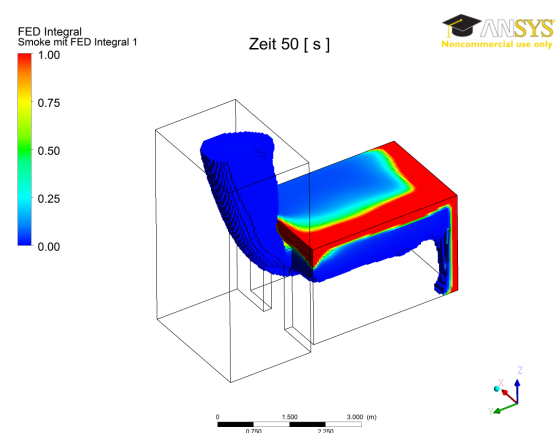
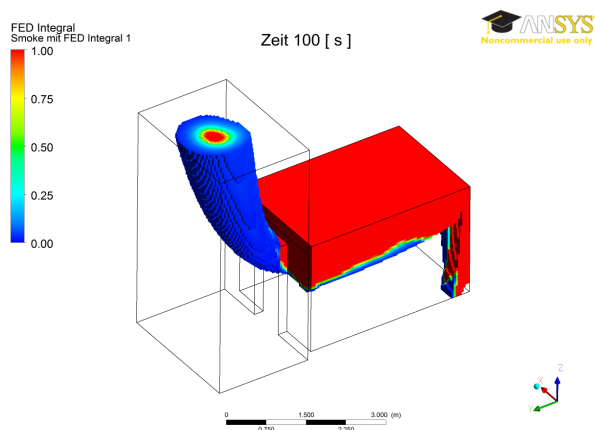
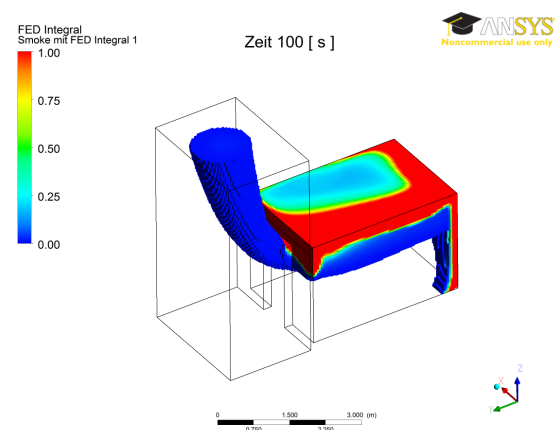
(a) Rauchgasausbreitung mit  $FED \leq 1.0$  nach 25 s (DIN-Rktgl)(b) Rauchgasausbreitung mit  $FED \leq 1.0$  nach 25 s (Cone-Rktgl)(c) Rauchgasausbreitung mit  $FED \leq 1.0$  nach 50 s (DIN-Rktgl)(d) Rauchgasausbreitung mit  $FED \leq 1.0$  nach 50 s (Cone-Rktgl)(e) Rauchgasausbreitung mit  $FED \leq 1.0$  nach 100 s (DIN-Rktgl)(f) Rauchgasausbreitung mit  $FED \leq 1.0$  nach 100 s (Cone-Rktgl)

Abbildung 6.5: Vergleich  $FED \leq 1.0$  für den zeitlichen Verlauf der Rauchgasausbreitung im Room Corner Test für die Verbrennung von Pur 3554 berechnet mit einer einer DIN-Rohr Reaktionsgleichung (links) und einer Cone-Reaktionsgleichung (rechts)

Die nächste Untersuchung soll zeigen, wie sich der FED-Wert verhält, wenn man sich an unterschiedlichen Positionen und auf unterschiedlichen Höhen im Raum befindet. Dazu wurden im Raum sieben Standorte gewählt und die FED an diesen Position ausgewertet. Die Abbildung 6.6 zeigt in der Seitenansicht die Positionen im Raum, an denen der FED-Wert zeitlich abgefragt wurde.

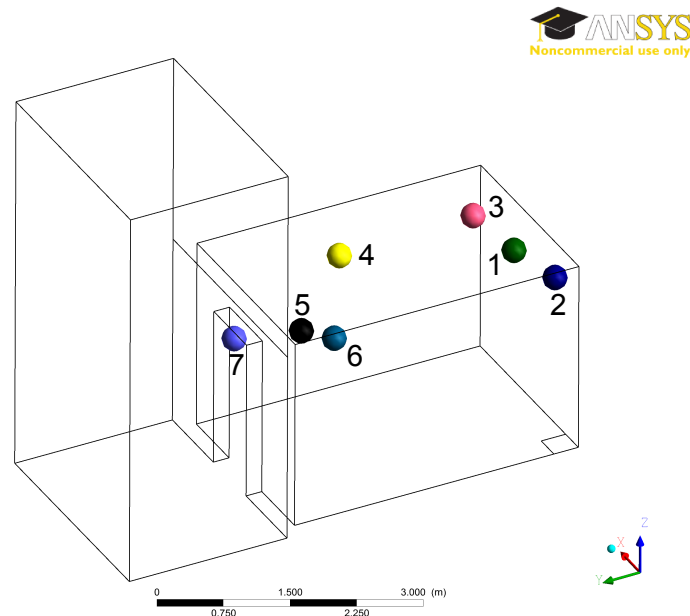


Abbildung 6.6: Standorte zur Abfrage der zeitlichen Veränderung des FED-Werts im Room Corner Test

Die Diagramme zeigen den jeweiligen Verlauf der FED-Werte über den simulierten Zeitraum für die unterschiedlichen Positionen. Im Diagramm werden die FED-Werte gezeigt, die mit einer Cone-Reaktionsgleichung berechnet wurden. Dabei wurde als kritischer Grenzwert für die FED ein Wert von 0.3 gewählt. Dabei lässt sich aus den Ergebnissen ableiten, dass z.B. an Position 6 nach ca. 75s die FED einen Wert von fast 1.0 annimmt und somit das Eintreten der Fluchtunfähigkeit sehr wahrscheinlich ist.



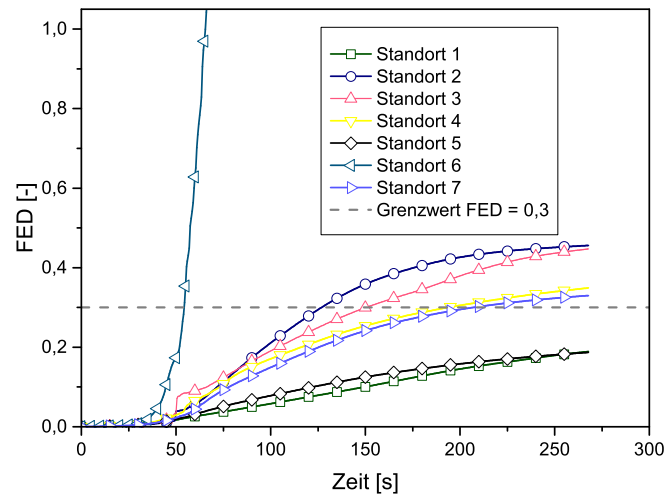


Abbildung 6.7: Zeitlicher Verlauf der FED an definierten Standorten im Room Corner Test für die Verbrennung von Pur 3554 (gerechnet mit einer Cone-Reaktionsgleichung)

Die Berechnung der FED-Werte an unterschiedlichen Positionen im Raum mit der DIN-Rohrreaktionsgleichung (Gl.6.4) zeigt deutlich, dass die FED sehr schnell den kritischen Wert erreichen. Da die Reaktionsgleichung eine höhere Umsetzung in CO und HCN berücksichtigt, wird auch schneller der Zeitpunkt bis zum Erreichen des Grenzwertes erreicht bzw. ein FED-Wert von 1.0 erreicht und überschritten. Für die Berechnung und Bewertung der Toxizität kann somit gezeigt werden, welchen Einfluss die stoffliche Umsetzung (Wahl der Verbrennungsgleichung) auf das Ergebnis hat.

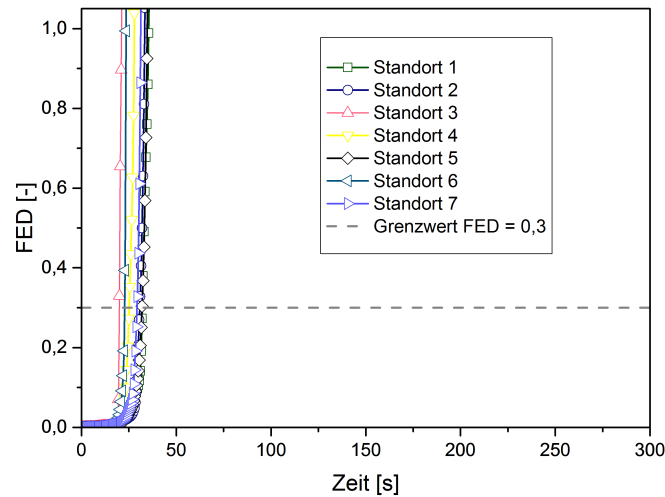


Abbildung 6.8: Zeitlicher Verlauf der FED an definierten Standorten im Room Corner Test für die Verbrennung von Pur 3554 (gerechnet mit einer DIN-Reaktionsgleichung)

Zur Analyse und Bewertung der Brandrauchtoxizität sollte das Konzept der Fractional Effective Dose genutzt werden, weil es narkotisierende und reizende Leitkomponenten im Brandrauch und die Interaktion der verschiedenen Gase berücksichtigt. Der Beweis warum die Bewertung der Toxizität anhand von Einzelkonzentrationen eher als kritisch zu betrachten ist, soll mit folgender Untersuchung erbracht werden. Das Diagramm 6.9 zeigt die Simulationsergebnisse des zeitlichen Verlaufs der FED und den jeweiligen zeitlichen Verlauf der CO-Konzentration an Standort 3 und Standort 4 für die Verbrennung von Pur 3554 im Room Corner Test. Wobei die Standorte nach eigenem Ermessen als Beispiel ausgesucht wurden. Der Vergleich zwischen Dosis und Konzentration gestaltet sich sehr schwierig. Mit der FED wird berechnet, nach welchem Zeitraum die Fluchtunfähigkeit in Abhängigkeit des gesetzten Grenzwertes wahrscheinlich wird. Der FED Grenzwert wurde auf 0.3 gesetzt. Nach etwa 150 s überschreitet die FED den Grenzwert von 0.3 an Standort 3, somit ist der Eintritt der Fluchtunfähigkeit bei 11.4 % der Bevölkerung wahrscheinlich. Die Abfrage an Standort 4 zeigt, dass nach ca. 50 s die FED den Grenzwert von 0.3 überschreitet und 1.0 erreicht. Somit ist an diesem Standort der Eintritt der Fluchtunfähigkeit für die Hälfte der Bevölkerung sehr wahrscheinlich. Der CO-Konzentrationsverlauf erreicht oder überschreitet an beiden Standorten 3 und 4 keine sofort tödlichen Einzelkonzentrationen. Ein CO-Anteil von z.B. 0.64 Vol.-% würde über einen Zeitraum von 10-15 min den Tod verursachen. Schlussfolgernd liefern beide Bewertungsansätze unterschiedliche Aussagen zur Brandrauchtoxizität. Mit dem FED-Konzept die Toxizität zu bewerten zeigt sich im Vergleich zur Bewertung mit einer CO-Einzelkonzentration als konservativerer Ansatz.

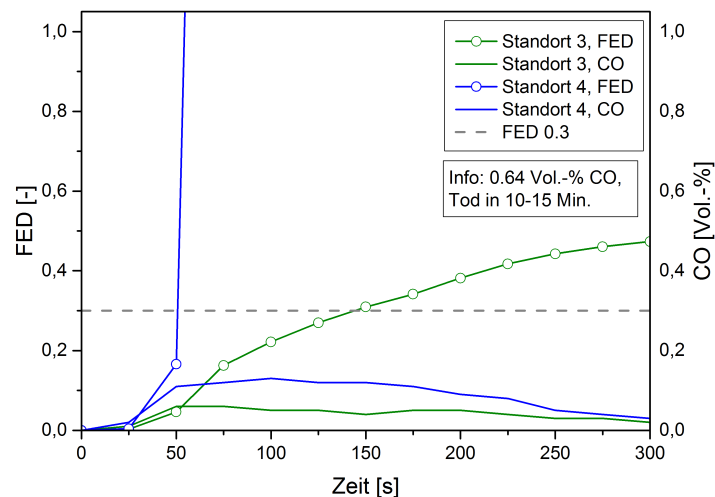


Abbildung 6.9: Zeitlicher Verlauf der FED und der CO-Konzentrationen im Vergleich für die Standorte 3 und 4 im Room Corner Test für die Verbrennung von Pur 3554 (gerechnet mit einer Cone-Reaktionsgleichung)

### 6.3.2 Grenzwerte für die FED

Für die Fractional Effective Dose können unterschiedliche Grenzwerte mit unterschiedlichen Aussagen zur Bewertung herangezogen werden. Zum Vergleich ist in Abbildung 6.10 das Ergebnis Rauchausbreitung von 50 s bis 200 s im Room Corner Test für die Verbrennung von Pur 3554 eingefärbt mit unterschiedlichen Grenzwerten für die FED. Alle Ergebnisse unabhängig des gesetzten Grenzwertes für die FED zeigen kritische Bereiche. Zur Bewertung der Brandrauchtoxizität ist jedoch ein FED-Grenzwert von 0.3 das durchaus stärkere Kriterium. Ein Erreichen von  $FED=0.3$  (Unterabbildungen a, c und e) beschreibt die Zeit, bei der etwa 11.4 % der Bevölkerung Fluchtunfähigkeit zu erwarten hat und ein FED von 1.0 (Unterabbildungen b, d, und f) beschreibt die Zeit, bei der 50 % der Bevölkerung Fluchtunfähigkeit zu erwarten haben.

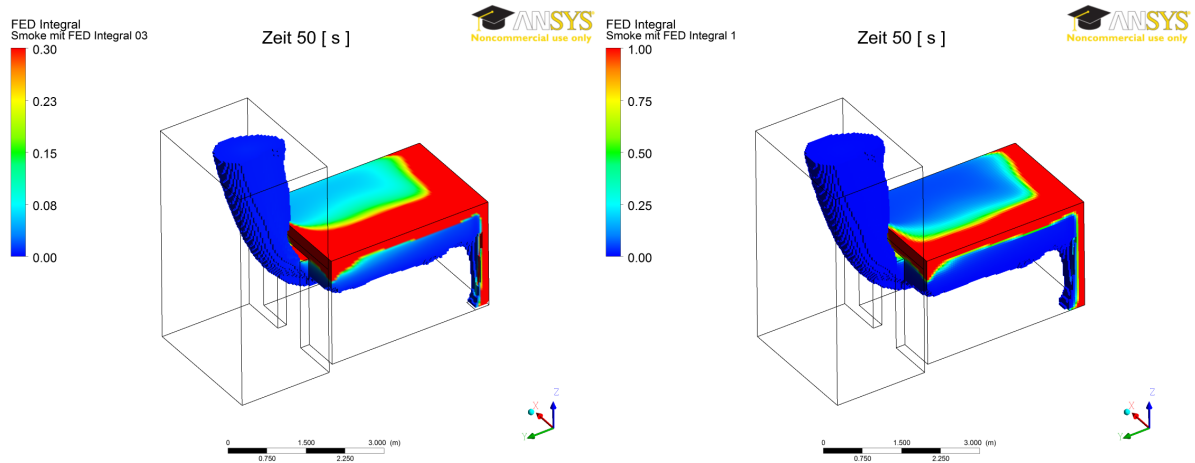
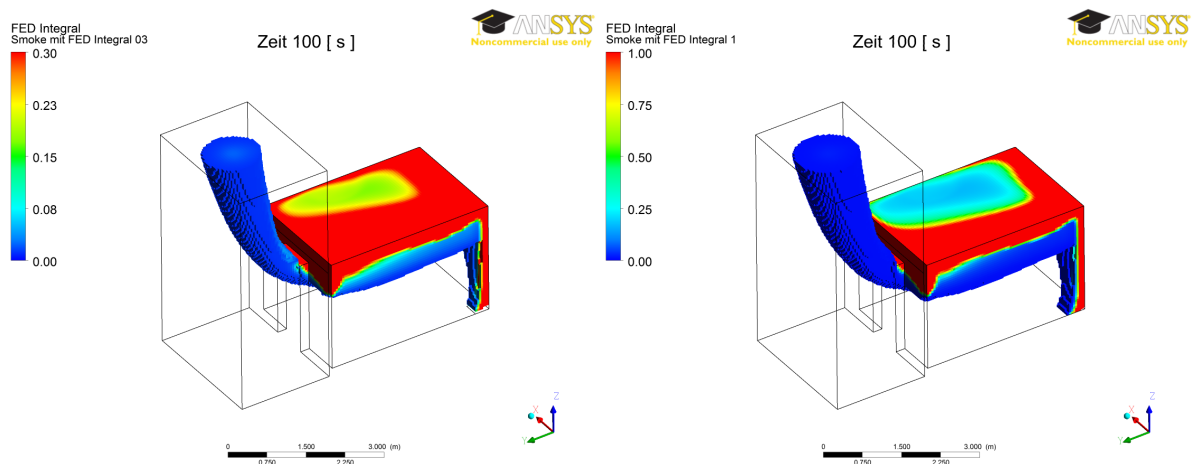
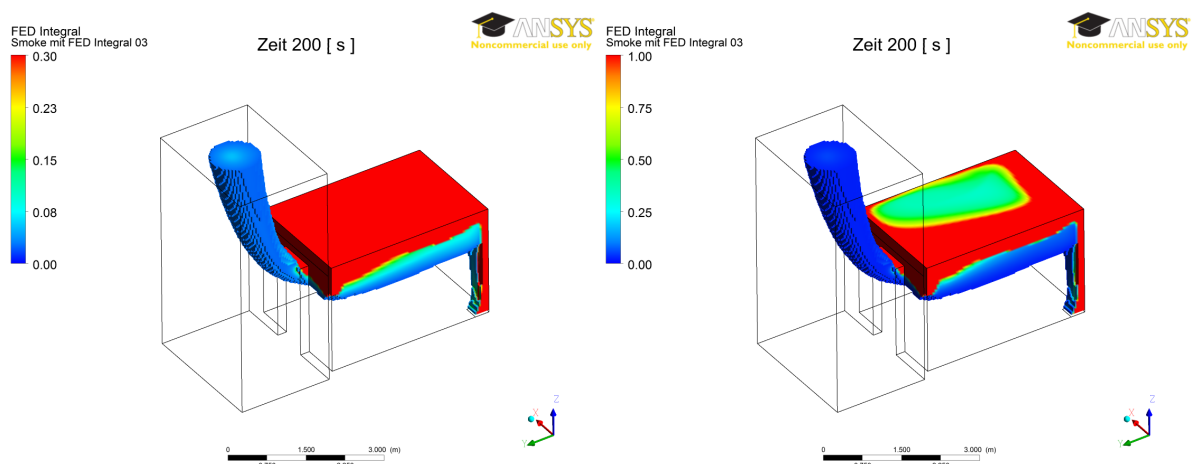
(a) Rauchgasausbreitung mit  $FED \leq 0.3$  nach 50 s(b) Rauchgasausbreitung mit  $FED \leq 1$  nach 50 s(c) Rauchgasausbreitung mit  $FED \leq 0.3$  nach 100 s(d) Rauchgasausbreitung mit  $FED \leq 1$  nach 100 s(e) Rauchgasausbreitung mit  $FED \leq 0.3$  nach 200 s(f) Rauchgasausbreitung mit  $FED \leq 1$  nach 200 s

Abbildung 6.10: Vergleich unterschiedlicher Grenzen für  $FED \leq 0.3$  und  $FED \leq 1.0$  für den zeitlichen Verlauf der Rauchgasausbreitung im Room Corner Test für die Verbrennung von Pur 3554 (gerechnet mit einer Cone-Reaktionsgleichung)

## 6.3.3 Einfluss von HCN auf die FED

HCN wird als Rauchgaskomponente bei der numerischen Berechnung der Toxizität oder der FED oft nicht mit berücksichtigt. Daher wird der Einfluss von HCN auf die Brandrauchtoxizität mit Berechnung der Rauchausbreitung für die Verbrennung von Polyurethan im Room Corner Test untersucht. Verwendet wurde in allen Fällen eine DIN-Rohr-Reaktionsgleichung, einmal unter Berücksichtigung von HCN (Abbildung 6.11 links) und einmal ohne Berücksichtigung von HCN (Abbildung 6.11 rechts). Ausgewertet wurde die Ausbreitung bei einem FED-Grenzwert von eins. Die FED erreicht bei dem Berechnungsansatz mit HCN deutlich schneller ein größeres kritisches Volumen im Raum. HCN als Rauchgaskomponente sollte daher bei der Bewertung der Toxizität keinesfalls vernachlässigt werden. Unter Einbeziehung weiterer toxischer Brandrauchprodukte in die numerische Berechnung der FED, würde sich die Zeit bis zum Erreichen der Fluchtunfähigkeit weiter verringern. Die Erweiterung des FED-Modells in ANSYS CFX bedarf weiterer experimenteller und numerischer Studien und wird im Kapitel 7 diskutiert.

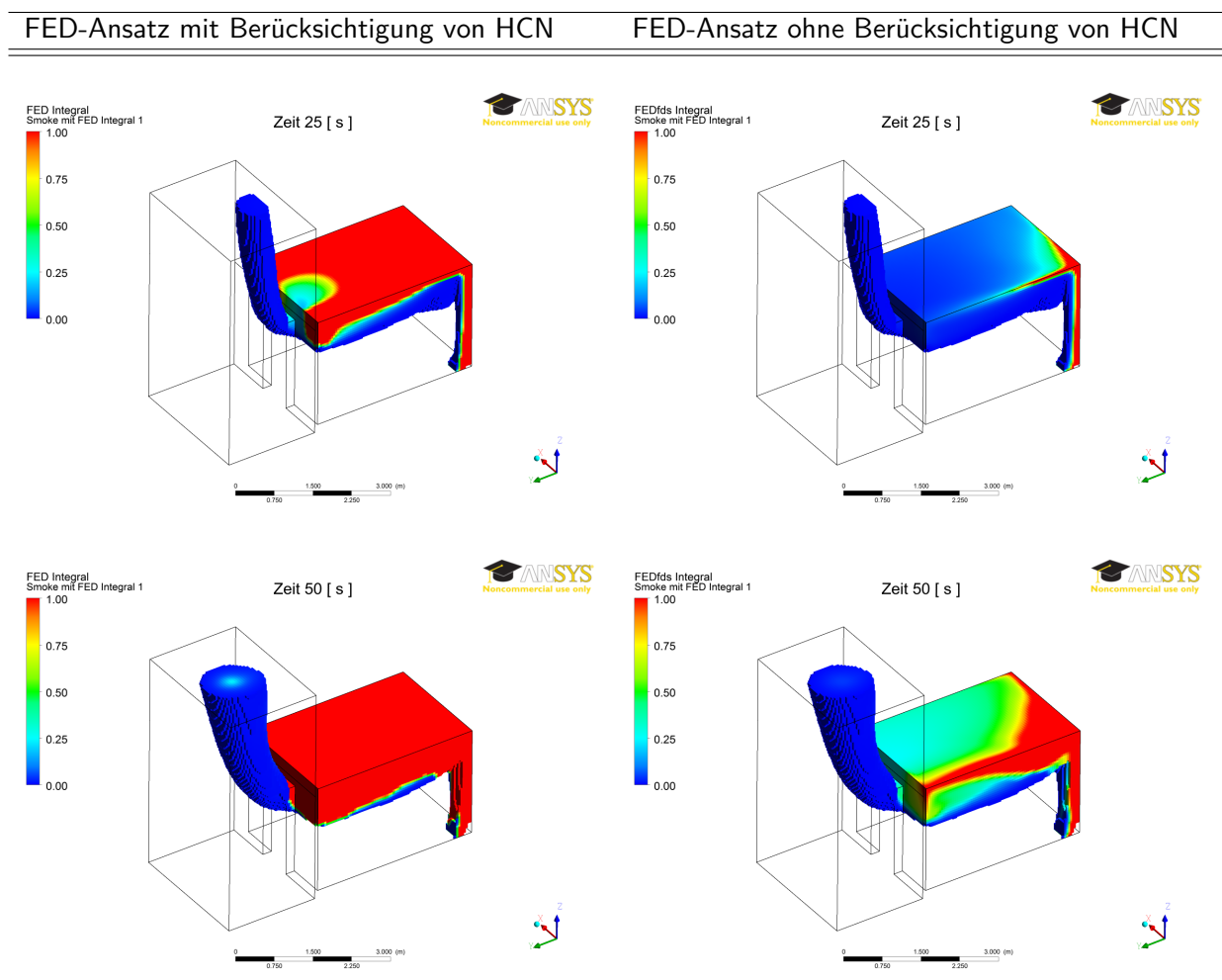


Abbildung 6.11: Vergleich der FED Berechnung mit und ohne Berücksichtigung von HCN für den zeitlichen Verlauf der Rauchgasausbreitung im Room Corner Test für die Verbrennung von Pur 3554 (gerechnet mit einer DIN-Rohr-Reaktionsgleichung)

### 6.3.4 Höhe der raucharmen Schicht

Zur Auswertung der Rauchsichthöhe wurde im Raum ein Standort ausgewählt und über ein Längenintegral die Höhe der Rauchsicht für das Rauchkriterium RauchgasMassFraction  $\geq 1$  Masse% berechnet. Die Abbildung 6.12 zeigt das Absinken der Rauchsicht über der Zeit bis auf eine Höhe von etwa 1.2 m. Aufgrund der Ventilationsverhältnisse stellt sich nach 60 s ein quasistationärer Verlauf der Rauchsichthöhe ein und zum Ende der Berechnung steigt die Höhe der raucharmen Schicht wieder an.

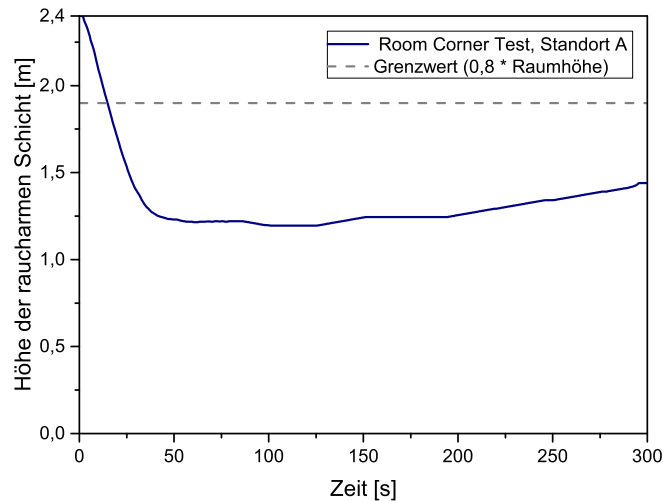


Abbildung 6.12: Zeitlicher Verlauf der Höhe der raucharmen Schicht an einem definierten Standort im Room Corner Test für die Verbrennung von Pur 3554 (gerechnet mit einer Cone-Reaktionsgleichung)

### 6.3.5 Untersuchung der Rauchsichttemperaturen

Um die Genauigkeit der Ergebnisse der simulierten Rauchgastemperaturen zu prüfen, wurde der zeitliche Verlauf der durchschnittlichen Rauchgastemperaturen mit Berechnungen aus empirischen Ansätzen in Abhängigkeit verschiedener Wandmaterialien der Umfassungsbauteile verglichen. Die empirischen Ansätze zur Berechnung der Temperaturerhöhung erfolgen mit der McCaffrey-Methode und werden in der Literatur unter [Qui06, Dry07, Kar00] beschrieben. Bei den empirischen Ansätzen zur Berechnung der Temperaturerhöhung im Raum werden drei unterschiedliche Ansätze verwendet: Gleichung 6.10 wird für Brände in der Raummitte und Gleichung 6.11 für Brände bündig mit der Wand angewandt. Für Brände in Ecken findet Gleichung 6.12 Anwendung.

$$\Delta T = 6.85 \cdot \left( \frac{\dot{Q}^2}{A_0 \cdot \sqrt{H_0} \cdot h_k \cdot A_T} \right)^{1/3} \quad (6.10)$$

$$\text{Für Brände bündig mit der Wand: } \Delta T = 1.3 \cdot 6.85 \cdot \left( \frac{\dot{Q}^2}{A_0 \cdot \sqrt{H_0} \cdot h_k \cdot A_T} \right)^{1/3} \quad (6.11)$$

$$\text{Für Brände in Ecken: } \Delta T = 1.7 \cdot 6.85 \cdot \left( \frac{\dot{Q}^2}{A_0 \cdot \sqrt{H_0} \cdot h_k \cdot A_T} \right)^{1/3} \quad (6.12)$$

Die Rauchschttemperaturen wurden für drei verschiedene Wandmaterialien nach empirischem Ansatz berechnet, um die Spannweite der Abhängigkeit von Wandmaterialien der Umfassungsbauteile zu untersuchen. Unter der Annahme, dass die Umfassungsbauteile aus Beton, Leichtbeton und Gipsbeton gefertigt sind, wurden die Rauchschttemperaturen berechnet und mit den simulierten Rauchschttemperaturen verglichen. Dabei wurden in der Simulation für die Verbrennung von Pur 3554 (gerechnet mit der Cone-Reaktionsgleichung) verschiedene Wärmeübergangskoeffizienten  $h_c$  als Randbedingung für die Wand verwendet:  $2.5 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ ,  $5 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  und  $10 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ . Die simulierten Rauchschttemperaturen unter Berücksichtigung eines  $h_c$  von  $2.5 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  und die empirisch berechneten Rauchschttemperaturen nach Gleichung 6.12 für Betonumfassungsbauteile (siehe Diagramm 6.13) ergaben sehr gute Übereinstimmungen. Der durchschnittliche relative Fehler zwischen den simulierten und den empirisch berechneten Rauchschttemperaturen liegt bei unter 4 %.

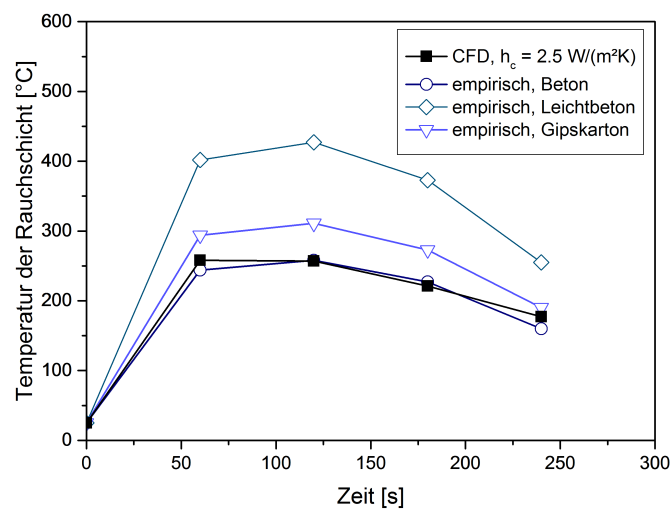


Abbildung 6.13: Vergleich des zeitlichen Verlaufs der Rauchschttemperaturen berechnet mit CFD ( $h_c=2.5 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  als Wandbedingung) und mit einem empirischen Ansatz in Abhängigkeit verschiedener Wandmaterialien für die Verbrennung von Polyurethan im Room Corner Test

Für das gleiche Set-up der Verbrennungssimulation und einer Wandrandbedingung für den Wärmeübergangskoeffizienten von  $h_c=10 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  ergaben sich folgende Ergebnisse der simulierten

Rauchschtichttemperaturen, siehe Diagramm 6.14. Der Sprung von einem  $h_c$  von  $2.5 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  auf  $10 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  hatte auf die simulierten Rauchschtichttemperaturen nur einen geringfügigen Einfluss. Diese haben zu den empirisch berechneten Rauchschtichttemperaturen für Betonumfassungsbaueteile einen durchschnittlichen relativen Fehler von etwa 10 %.

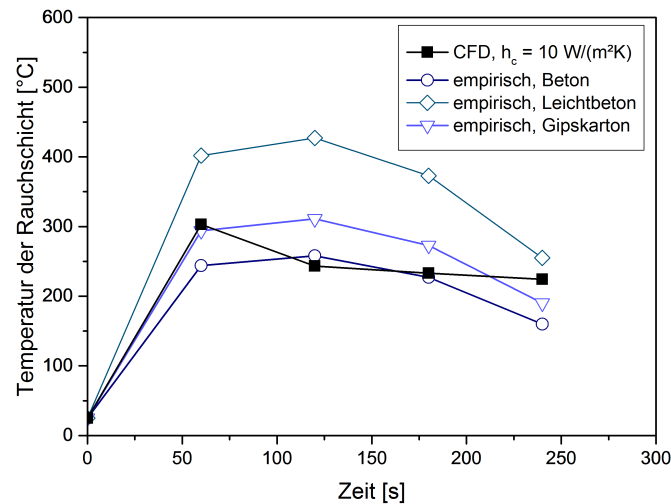


Abbildung 6.14: Vergleich des zeitlichen Verlaufs der Rauchschtichttemperaturen berechnet mit CFD ( $h_c=10 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  als Wandbedingung) und mit einem empirischen Ansatz in Abhängigkeit verschiedener Wandmaterialien für die Verbrennung von Polyurethan im Room Corner Test

Als Gesamtüberblick sind im Diagramm 6.15 alle Rauchschtichttemperaturen, die mit CFD berechnet wurden, in Abhängigkeit des jeweiligen Wärmeübergangskoeffizienten im Vergleich zu den empirisch berechneten Rauchschtichttemperaturen dargestellt. Die CFD-Rauchschtichttemperaturen liegen alle im Bereich der empirisch berechneten Rauchschtichttemperaturen für Betonumfassungsbaueteile. Die besten Ergebnisse lieferte die Simulation unter Berücksichtigung eines Wärmeübergangskoeffizienten von  $h_c=2.5 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  als Wandbedingung.



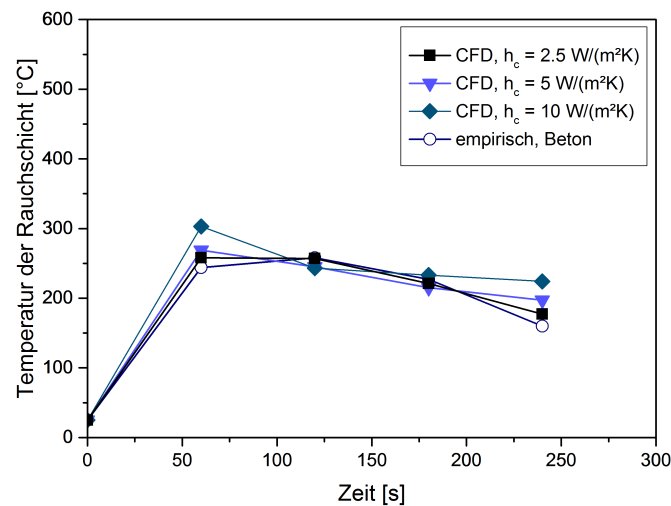


Abbildung 6.15: Vergleich des zeitlichen Verlaufs der Rauchschiichttemperaturen berechnet mit CFD ( $h_c=2.5 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ ,  $h_c=5 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  und  $h_c=10 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  als Wandbedingung) und mit einem empirischen Ansatz für Umfassungsbauteile aus Beton für die Verbrennung von Polyurethan im Room Corner Test

### 6.3.6 Sichtweite

Die nachfolgende Untersuchung zeigt das Ergebnis der Berechnung der Transmission entlang einer definierten Strecke und Bewertung der Sichtweite.

$$C = \kappa \cdot S \quad (6.13)$$

Wobei C den Wert für reflektierende Schilder bei einer Raumbelichtung von 40 lux darstellt. C kann Werte zwischen 2 und 4 annehmen. Der Extinktionskoeffizient  $\kappa$  [1/m] wird mit der Sichtweite S [m] multipliziert. Um den Extinktionskoeffizienten zu berechnen, der nicht überschritten werden sollte, um eine definierte Sicht zu gewährleisten, wird die Gleichung 6.13 nach  $\kappa$  umgestellt. Man erhält Gleichung 6.14, um den Grenzwert des Extinktionskoeffizienten zu berechnen.

$$\kappa = \frac{C}{S} \quad (6.14)$$

In den vorliegenden Untersuchungen der Sichtweiten wird angenommen, dass eine Sichtweite der Länge der Room Corner Test Geometrie ( $y = S = 3.6 \text{ m}$ ) gewährleistet werden soll. Der Wert C wird mit 3 angenommen. Daraus resultiert ein Extinktionskoeffizient von  $\kappa = 0.8333 \text{ m}^{-1}$ , der für eine Sichtweite von 3.6 m nicht überschritten werden sollte. Zur Auswertung der Transmission und Extinktionskoeffizienten aus den Simulationsdaten wurde im Room Corner Test eine Wegstrecke

definiert. Die Koordinaten der einzelnen Wegstrecken sind in Tabelle 6.5 aufgeführt.

		<b>x</b>	<b>y</b>	<b>z</b>
<b>Wegstrecke 1</b>	<b>Punkt 1</b>	1.2	0.2	1.7
	<b>Punkt 2</b>	1.2	3.6	1.7

Tabelle 6.5: Definition der Wegstrecke im Room Corner Test zur Abfrage der Transmission und des Extinktionskoeffizienten

Das folgende Diagramm 6.16 zeigt die zeitliche Änderung der Transmission und des Extinktionskoeffizienten über eine definierte Wegstrecke. Es wird angenommen, eine Person steht im Raum mit Blickrichtung zur Tür. Die Transmission wird über den massenspezifischen Extinktionskoeffizienten  $K_m=7600 \text{ m}^2/\text{kg}$  [Mul95] und über die in der Simulation berechnete mittlere Rußkonzentration in  $\text{kg}/\text{m}^3$  entlang einer definierten Wegstrecke mit einer Expression im CFX Post (siehe Gleichung 6.15) abgefragt und in % ausgegeben.

$$T = (\exp(-K_m \cdot \bar{c}_{soot} \cdot l_{Wegstrecke}) \cdot 100) \quad (6.15)$$

Aus dem zeitlichen Verlauf der Transmission lässt sich mit Gleichung 6.16 der zeitliche Verlauf des Extinktionskoeffizienten berechnen.

$$\kappa = \frac{\ln(\frac{100}{T})}{S} \quad (6.16)$$

Die berechnete Transmission aus den Ergebnissen der Verbrennungssimulation mit der Cone-Reaktionsgleichung unterschreitet nach circa 20 s den erforderlichen Extinktionskoeffizienten, der eine Sichtweite von 3.6 m noch gewährleistet. Wenn die DIN-Rohr-Reaktionsgleichung in der Simulation als Eingabeparameter angewandt wird, zeigt das Ergebnis der Transmission bereits nach etwa 10 s ein Unterschreiten des Extinktionskoeffizienten, der eine Sicht über 3.6 m gewährleisten soll.

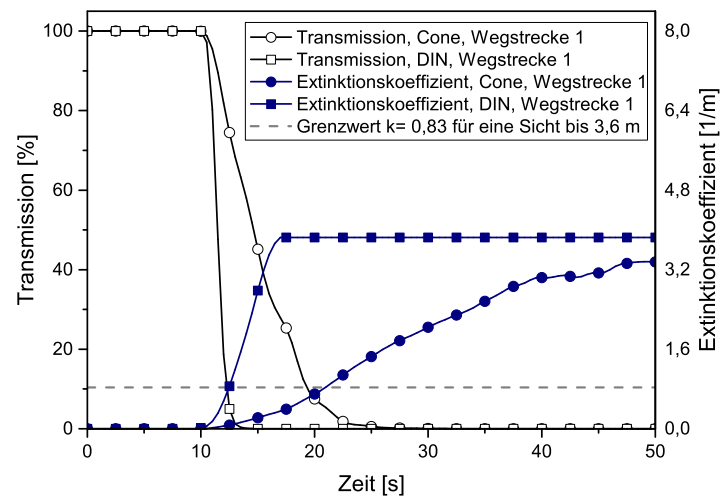


Abbildung 6.16: Zeitlicher Verlauf der Transmission und des Extinktionskoeffizienten über die Wegstrecke 1 mit Grenzwert für eine Sicht bis 3.6 m für die Verbrennung von Pur 3554 im Room Corner Test gerechnet mit einer Reaktionsgleichung aus den Cone Calorimeter und aus den DIN-Rohr Versuchen

## 6.4 Brandsimulation in einem Wohnkomplex - Rabot 2012

Der in Kapitel 5 vorgestellte Großbrandversuch in einem belgischen Wohnkomplex in den Rabottürmen von Ghent (Rabot 2012) wird zur Validierung der in CFX verwendeten Modelle und der zusätzlichen Berechnungsmodelle für die Beschreibung des Brandrauchs modelliert. Von den insgesamt vier durchgeführten Brandversuchen wurde ein Versuch für die Validierung ausgewählt, der sich über Schlafzimmer, Wohnzimmer und Flur bis zum Treppenhaus erstreckt. Abbildung 6.17 zeigt das Rechengebiet der Wohnung mit dem Schlafzimmer, in dem als Brandlast zwei Sofas und ein Bücherregal stehen, dem angrenzenden Wohnzimmer und einem Flur zum Treppenhaus. Die Brandentstehung ist mit Pfeilen im linken Sofa auf der Abbildung 6.17 gekennzeichnet. Die Öffnung zum Treppenhaus ist durch Pfeile in der Tür auf der rechten Seite markiert. Das strukturierte Hexaeder-Gitter ist exemplarisch auf zwei Schnittebenen dargestellt. Ausgewertet werden die Rauchschichttemperaturen sowie die Rauchausbreitung in der Wohnung. Die Entwicklung der Rauchschichthöhen in den besonders gefährdeten Räumen, Schlafzimmer (Brandentstehung) und Wohnzimmer, werden detailliert ausgewertet. Dazu wird die Rauchschichthöhe im Brandentstehungsraum zusätzlich zu den Messdaten mit empirischen Berechnungen verglichen. Zudem wird die numerische Berechnung der Fractional Effective Dose ausgewertet.

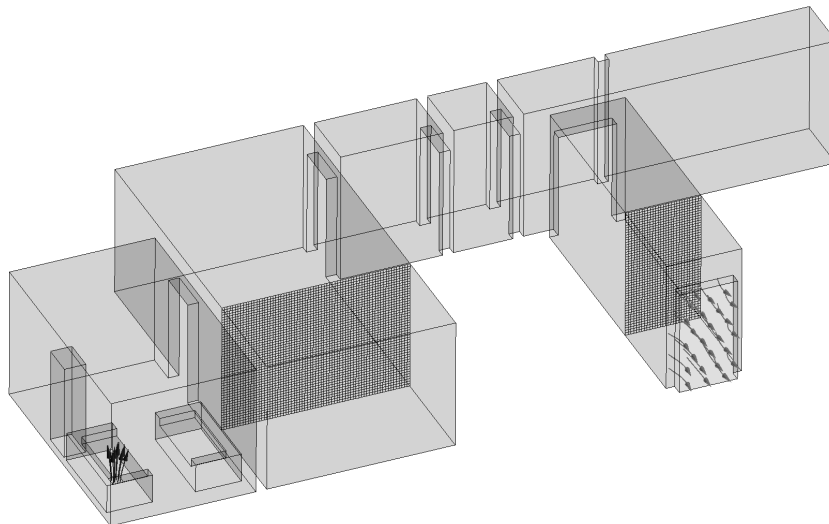


Abbildung 6.17: Rechengebiet Wohnkomplex Rabot mit Rechengitter und Randbedingungen

#### 6.4.1 Randbedingungen

Die Randbedingungen des Brandversuchs wurden möglichst detailgetreu in CFX abgebildet. Dazu wurde ein Eingangsmassenstrom aus der gemessenen Wärmefreisetzung berechnet, siehe Abbildung 6.18. Die Sofas bestehen bis auf den Stoffbezug aus Polyurethan und eine passende Verbrennungsgleichung (Material PUR 3554) wurde für die Simulation gewählt. Die Umgebungstemperatur zu Versuchsbeginn war  $17^{\circ}\text{C}$  und wurde so auch für die Simulation verwendet.

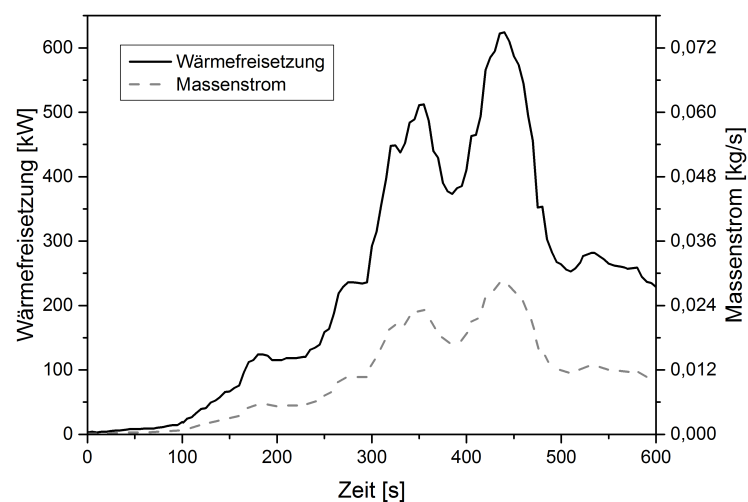


Abbildung 6.18: Experimentell ermittelte Heat Release Rate in kW aus dem Rabot 2012 Testversuch 1 und daraus berechneter Massenstrom in g/s als Eingabeparameter für die Simulation

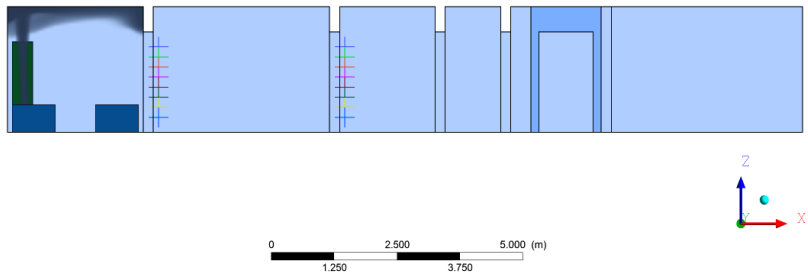
Für die Modellierung der Turbulenz wurde das SST-Modell genutzt. Verbrennung und Strahlung wurden über das Eddy-Dissipation-Modell und das Monte-Carlo-Strahlungsmodell berücksichtigt. Insgesamt wurden die ersten 10 Minuten des Brandes modelliert bei einer Zeitschrittweite von 0.1 s. Eine Übersicht der Randbedingungen sowie weitere Informationen sind in Tabelle 6.6 aufgeführt:

Tabelle 6.6: Auswahl der physikalischen Modelle und Randbedingungen für die Brandsimulation Rabot

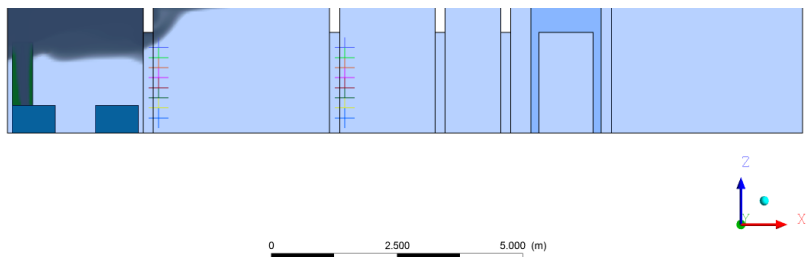
<b>Fluid Models</b>	<b>Set-up</b>
Heat Transfer	Thermal Energy
Turbulence	Shear Stress Transport
Combustion	Eddy Dissipation
Thermal Radiation	Monte Carlo
<b>Solver Control</b>	<b>Set-up</b>
Advection Scheme	High Resolution
Transient Scheme	Second Order Backward Euler
Turbulence Numerics	First Order
Convergence Criteria	max. $1 \cdot 10^{-3}$
Conservation Target	0.01
<b>Basic Settings</b>	<b>Set-up</b>
Analysis Type	Transient
Time Duration	Total Time=600 s
Timesteps	0.1 s
Mesh	Structured
Number of Elements	1 046280
Material	Pur 3554
<b>Boundary Type</b>	<b>Set-up</b>
<b>Inlet</b>	
Flow Regime	Subsonic
Turbulence	Medium (Intensity=5 %)
Mass and Momentum	Mass Flow Rate mit User Funktion $f(t)=\dot{m}$
Reaktionsgleichung	Cone 35 <sub>21</sub>
Component Details	Pur.MassFraction=1.0
<b>Wall</b>	
Mass and Momentum	No Slip Wall
Wall Roughness	Smooth Wall
Heat Transfer Coefficient	$8 W/m^2K$
Outside Temperature	17 °C
Thermal Radiation	Opaque
Emissivity	0.92
<b>Opening</b>	
Flow Regime	Subsonic
Mass and Momentum	Opening Pressure and Direction
Relative Pressure	0 Pa
Turbulence	Medium (Intensity=5 %)
Component Details	O <sub>2</sub> MassFraction=0.23

## 6.4.2 Ergebnisse der Rauchausbreitung

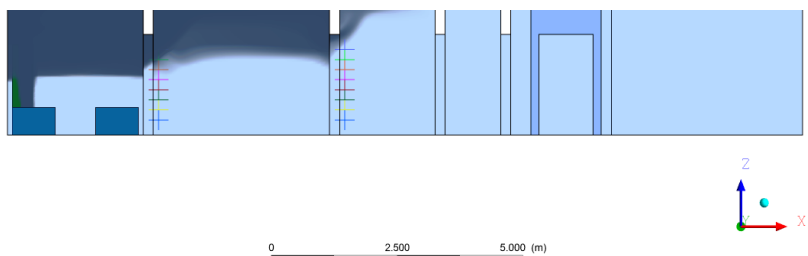
Die Rauchausbreitung in der Wohnung für die ersten vier Minuten ist in den Abbildungen 6.19 und 6.20 zu sehen. In den ersten zwei Minuten (Abbildung 6.19 (a) und (b)) beschränkt sich die Rauchausbreitung hauptsächlich auf das Schlafzimmer. Zwischen Minute zwei und drei (Abbildungen 6.19 (c) und 6.20 (a)) breitet sich der Rauch vom Wohnzimmer in die gesamte Wohnung aus. Nach vier Minuten ist die Wohnung verraucht und der Rauch breitet sich durch die Tür ins Treppenhaus aus.



(a) Rauchgasausbreitung nach 50 s



(b) Rauchgasausbreitung nach 100 s



(c) Rauchgasausbreitung nach 150 s

Abbildung 6.19: Seitenansicht des zeitlichen Verlaufs der Rauchgasausbreitung (Rauchgas  $\geq 1\%$ ) in der Rabot Wohnungsgeometrie von 50 s bis 150 s

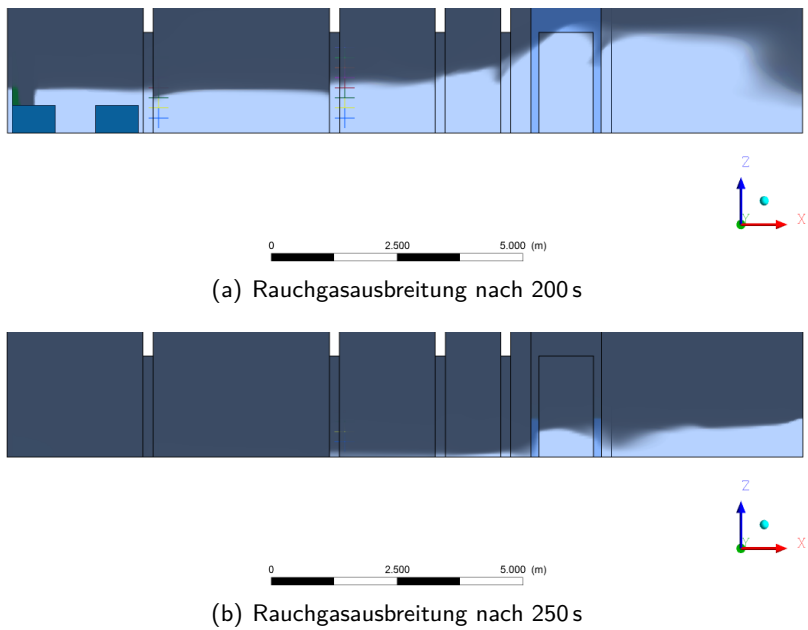


Abbildung 6.20: Fortsetzung Seitenansicht des zeitlichen Verlaufs der Rauchgasausbreitung (Rauchgas  $\geq 1\%$ ) in der Rabot Wohnungsgeometrie von 200 s bis 250 s

#### 6.4.3 Validierung der Temperaturen

In zwei Räumen wurden die gemessenen Temperaturen für acht Höhen zwischen 0.3 m und 1.7 m mit den simulierten Temperaturen verglichen. Zusätzlich wurde für je drei Thermoelemente pro Raum, eins in Bodennähe, eins in mittlerer Höhe und eins unter der Decke, gezeigt, dass die absoluten Temperaturunterschiede zwischen Messung und Simulation in den ersten vier Minuten in fast allen Fällen nicht größer als 20 K sind. Zum besseren Verständnis zeigt die Abbildung 6.21 die geometrische Lage der Thermoelementebäume zwischen Schlafzimmer  $\leftrightarrow$  Wohnzimmer (Thermoelementebaum Schlafzimmer) und zwischen Wohnzimmer  $\leftrightarrow$  Flur (Thermoelementebaum Wohnzimmer). An gleicher Stelle wurden im Rechengebiet die Temperaturen an den jeweiligen Höhen abgefragt.

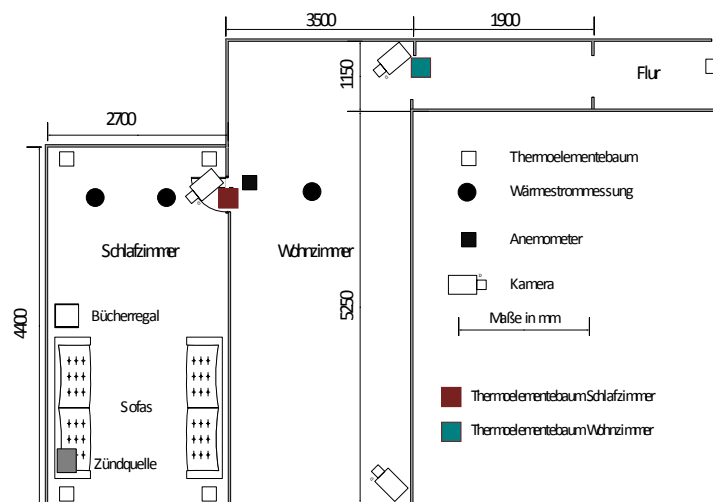


Abbildung 6.21: Versuchsaufbau der Rabot2012 Brandversuche [Bej13] mit farbig gekennzeichnete Lage der Thermoelementbäume: Thermoelementbaum Schlafzimmer

Die Ergebnisse der simulierten Temperaturen im Vergleich zu den experimentell ermittelten Temperaturen für den Thermoelementbaum Schlafzimmer sind im Diagramm 6.22 für die Höhen 0.3 bis 0.9 m und im Diagramm 6.23 für die Höhen 1.1 bis 1.7 m dargestellt. Bis etwa 200 s liegen die Temperaturunterschiede zwischen Simulation und Experiment deutlich unter 20 K. Bei 250 s beträgt die Abweichung zwischen den simulierten und experimentell ermittelten Temperaturen etwa 20 K, was auf eventuelle Ungenauigkeiten in der Massenfreisetzung zurückzuführen ist. Für die im Diagramm 6.22 gezeigten Temperaturverläufe für die Höhen 0.3 bis 0.9 m bestehen sehr gute Übereinstimmungen zwischen den experimentell ermittelten und simulierten Temperaturen.

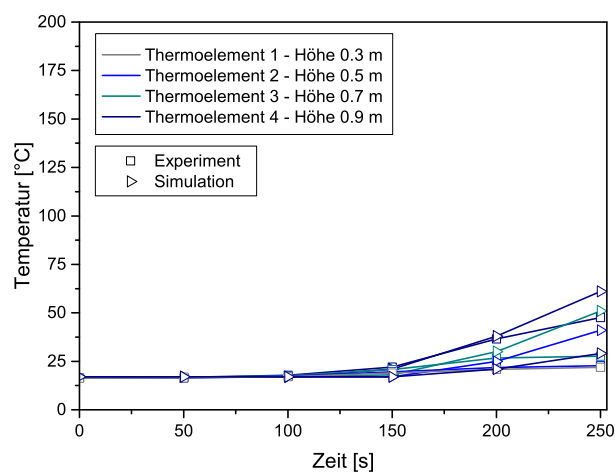


Abbildung 6.22: Zeitlicher Verlauf der gemessenen und simulierten Temperaturen für die Thermoelemente 1 bis 4 für den Thermoelementbaum zwischen Schlafzimmer und Wohnzimmer

Auch die Abfrage der Temperaturen an den Thermoelementen 5 bis 8 zeigen gute Übereinstimmungen



zwischen Simulation und Experiment (siehe Abbildung 6.23), wobei an Thermoelement 8 bei ca. 150 s die Abweichung am größten ist mit über 20 K.

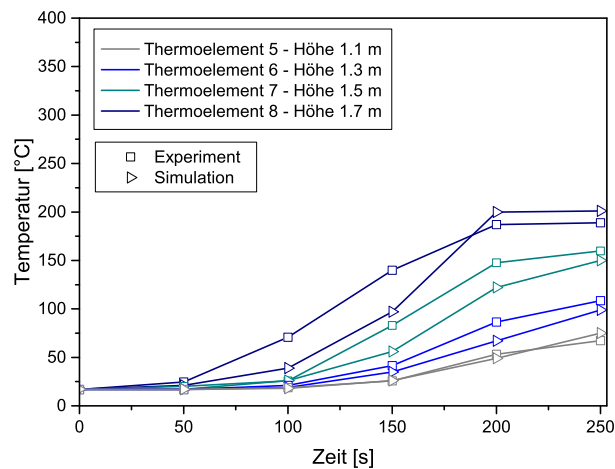


Abbildung 6.23: Zeitlicher Verlauf der gemessenen und simulierten Temperaturen für die Thermoelemente 5 bis 8 für den Thermoelementebaum zwischen Schlafzimmer und Wohnzimmer

Um die Abweichung zwischen den Temperaturen aus Experiment und Simulation zu quantifizieren, zeigt Diagramm 6.24 die experimentell ermittelten und simulierten Temperaturen an drei Höhen, die exemplarisch für Boden, Raummitte und Decke stehen. Die an den Thermoelementen 4 und 6 abgefragten Temperaturen aus der Simulation lassen kaum Temperaturunterschiede zu den experimentell ermittelten Temperaturen zu. Jedoch scheint die Simulation den Temperaturverlauf in der Höhe 1.7 m im Gegensatz zum Experiment zu unterschätzen.

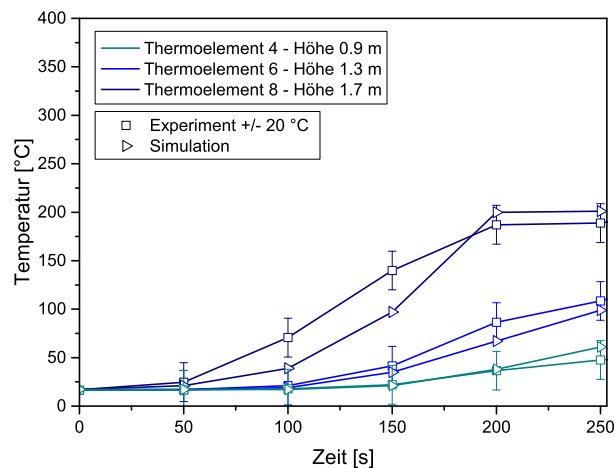


Abbildung 6.24: Zeitlicher Verlauf der gemessenen und simulierten Temperaturen für die Thermoelemente 4, 6 und 8 für den Thermoelementebaum zwischen Schlafzimmer und Wohnzimmer mit absoluten Temperaturunterschieden von  $\pm 20^\circ\text{C}$

Die Ergebnisse der simulierten Temperaturen im Vergleich zu den experimentell ermittelten Temperaturen für den Thermoelementbaum Wohnzimmer sind im Diagramm 6.25 für die Höhen 0.3 m und im Diagramm 6.26 für die Höhen 1.1 bis 1.7 m dargestellt.

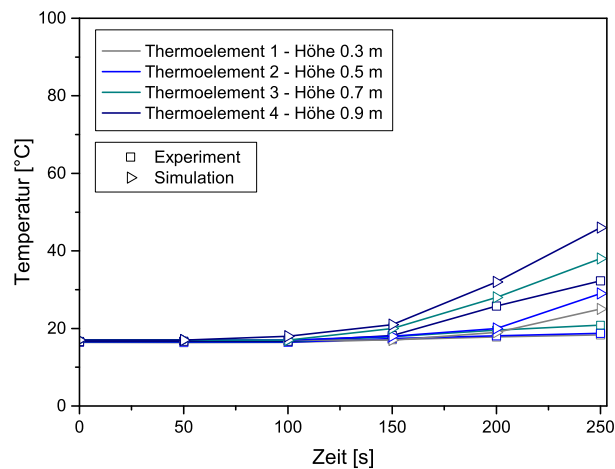


Abbildung 6.25: Zeitlicher Verlauf der gemessenen und simulierten Temperaturen für die Thermoelemente 1 bis 4 für den Thermoelementbaum zwischen Wohnzimmer und Flur

Auch die abgefragten Temperaturen an den Thermoelementen 5 bis 8 zeigen kaum Unterschiede zu den gemessenen Temperaturen aus dem Brandversuch. Jedoch scheint auch hier die Simulation auf Thermoelementhöhe 1.7 m die Temperatur zu unterschätzen. Der absolute Temperaturunterschied zwischen Simulation und Experiment liegt aber in einem vertretbaren Maß bei 15 K, dafür siehe auch Abbildung 6.27.

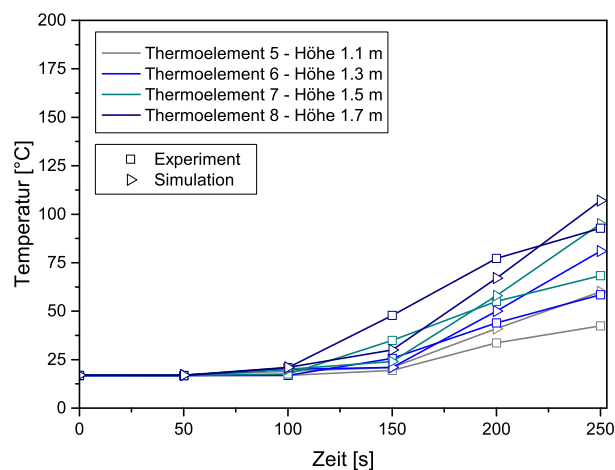


Abbildung 6.26: Zeitlicher Verlauf der gemessenen und simulierten Temperaturen für die Thermoelemente 5 bis 8 für den Thermoelementbaum zwischen Wohnzimmer und Flur

In Abbildung 6.27 werden erneut die experimentell ermittelten Temperaturen mit den simulierten Temperaturen für drei unterschiedliche Höhen verglichen und zeigen zudem die absoluten Temperaturunterschiede zwischen Experiment und Simulation. Die drei Höhen stehen exemplarisch für die Abfrage der Temperaturen in Bodennähe, in Raummitte und unter der Decke. Die simulierten und die im Experiment gemessenen Temperaturen weisen eine gute Übereinstimmung auf. So liegen die Abweichungen maximal bei 15 K zwischen Simulation und Experiment.

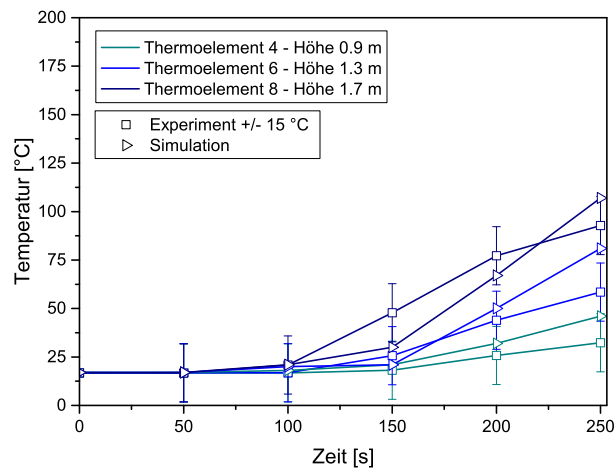


Abbildung 6.27: Zeitlicher Verlauf der gemessenen und simulierten Temperaturen für die Thermoelemente 4, 6 und 8 für den Thermoelementebaum zwischen Wohnzimmer und Flur mit absoluten Temperaturunterschieden von  $\pm 15^\circ\text{C}$

#### 6.4.4 Validierung der Rauchsichthöhen

Für das Schlafzimmer und das Wohnzimmer wurden die gemessenen mit den simulierten Rauchsichthöhen verglichen. Im Brandentstehungsraum, dem Schlafzimmer, wurde zusätzlich eine Rauchsichthöhe mit empirischen Gleichungen ermittelt. Die simulierte Rauchsichthöhe wurde mit einem Kriterium für die Rauchgasmassenfraktion bestimmt. Dazu wurde die Rauchsicht als Volumen mit einer Rauchgasmassenfraktion über 1% definiert. Abbildung 6.28 zeigt, die gemessene, die simulierte und aus empirischen Gleichungen ermittelte Rauchsichthöhe für die ersten 200 s. Der Beginn der Detektion einer Rauchsicht im Schlafzimmer aus der Videodatenauswertung und der simulierten Rauchsicht stimmen gut überein. Die empirische Korrelation überschätzt aufgrund ihrer mathematischen Grundlage die Rauchsichtausbreitung am Anfang, zeigt aber nach etwa einer Minute eine gute Übereinstimmung mit den gemessenen und simulierten Rauchsichthöhen.

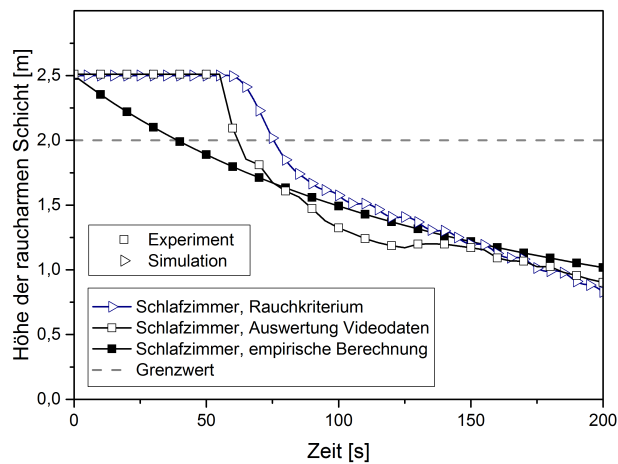


Abbildung 6.28: Auswertung und Vergleich der experimentell ermittelten Rauchschichthöhe mit der simulierten Rauchschichthöhe und der empirisch berechneten Rauchschichthöhe im Schlafzimmer der Rabot Brandsimulation

Für das Wohnzimmer, siehe Abbildung 6.29, wurden die aus den Videodaten bestimmte Rauchschichthöhe mit der simulierten verglichen. Auch hier zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen Beginn der Detektion einer Rauchschicht mit Videokameras und den simulierten Daten. Die Auswertung der Videodaten ergibt allerdings ein schnelleres Absinken der Rauchschicht unter 2 m, aber ergibt danach noch für längere Zeit eine raucharme Schicht von über 1 m. Die in der Simulation berechnete raucharme Schicht sinkt nach circa 190 s unter 1 m Höhe.

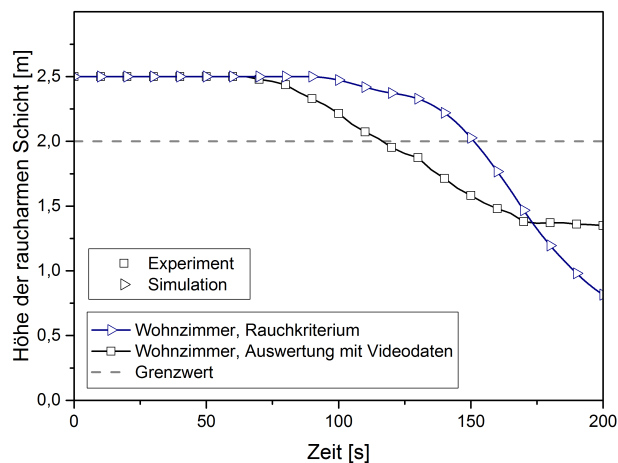


Abbildung 6.29: Auswertung und Vergleich der experimentell ermittelten Rauchschichthöhe mit der simulierten Rauchschichthöhe und der empirisch berechneten Rauchschichthöhe im Wohnzimmer der Rabot Brandsimulation

Für eine bessere Vorstellung von den Versuchen und der Simulation zeigt Abbildung 6.30 einen Vergleich zwischen den Videodaten des Brandversuchs (oben) und den simulierten Daten (unten) aus einer ähnlichen Perspektive.

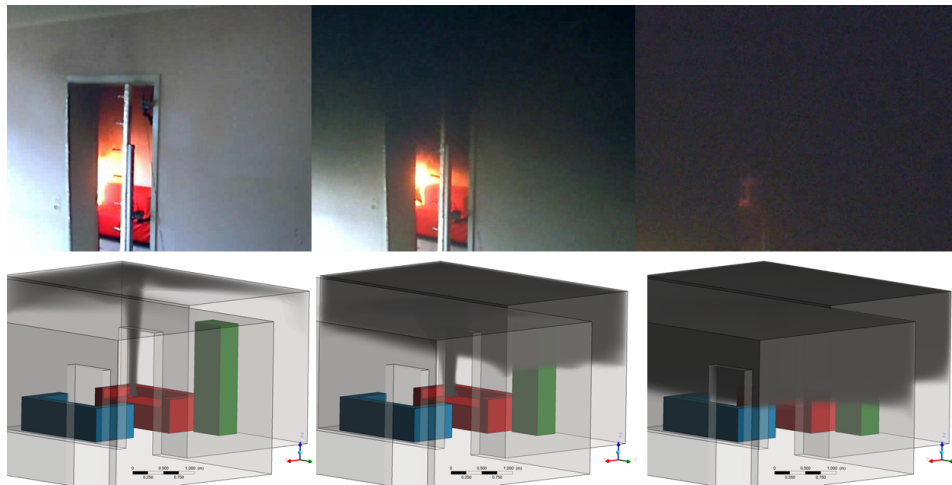


Abbildung 6.30: Vergleich der Rauchausbreitung im Schlafzimmer zwischen den Videodaten des Brandversuchs (oben) und den simulierten Daten aus Kameraperspektive zwischen Schlafzimmer und Wohnzimmer

#### 6.4.5 Vorhersage der Fractional Effective Dose

Zusätzlich zu den berechneten Größen für die Validierung der verwendeten Modelle und Berechnungsansätze in CFX wurde der zeitliche Verlauf der Fractional Effective Dose in der Simulation berechnet und ausgewertet. Experimentell ermittelte Rauchgaskonzentrationen aus dem Brandversuch Rabot standen für eine Validierung der FED nicht zur Verfügung, daher dienen die Simulationsdaten als Vorhersage bzw. Bewertung der Toxizität ohne Gütekriterium. Die Auswertung zeigt jedoch einen eindeutigen Trend der Fractional Effective Dose. Die folgende Abbildung 6.31 zeigt die Rauchgasausbreitung der Rauchgasmassenfraktion  $\geq 1\%$  und auf dem Rauchgas die eingefärbte Fractional Effective Dose  $\leq 0.3$ . Nach etwa 3 Minuten erreicht die FED im Schlafzimmer (Ort der Brandentstehung) kritische Bereiche wo die FED Werte von 0.3 (ca. 11.4% der Bevölkerung haben Fluchtunfähigkeit zu erwarten) erreicht. Nach etwa 6 Minuten zeigen die Simulationsergebnisse die Ausbreitung kritischer toxischer Bereiche im gesamten Appartement. Ob nur Trendaussage oder nicht, diese Untersuchung zeigt, dass die Ausbildung und Ausbreitung von toxischen Rauchgaswolken angemessen analysiert werden sollte und zur Grundlage jeglicher Bewertung von Risiko und Fluchtverhalten gehört.

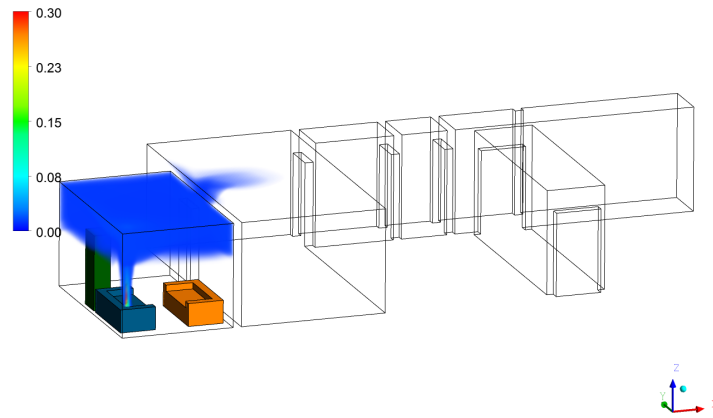
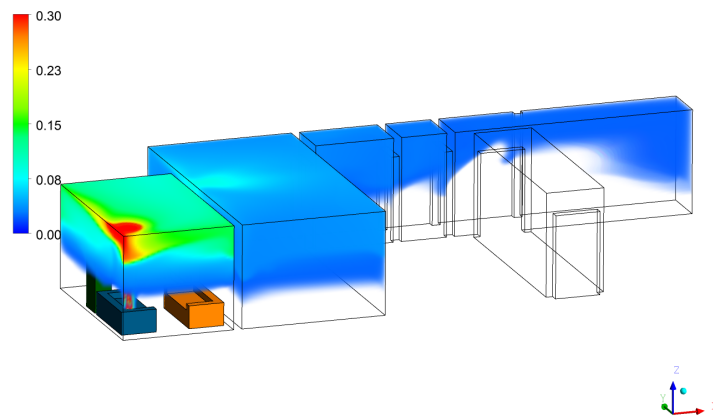
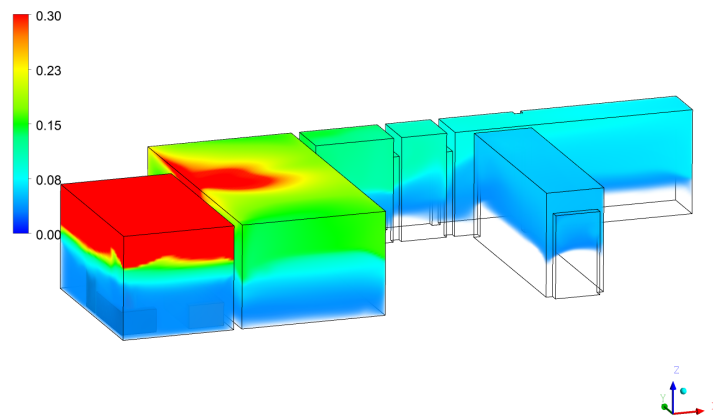
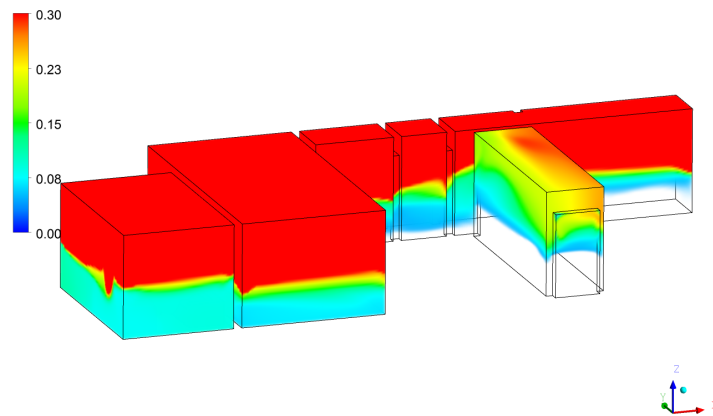
(a) Rauchgasausbreitung mit  $FED \leq 0.3$  nach 100 s(b) Rauchgasausbreitung mit  $FED \leq 0.3$  nach 200 s(c) Rauchgasausbreitung mit  $FED \leq 0.3$  nach 300 s(d) Rauchgasausbreitung mit  $FED \leq 0.3$  nach 400 s

Abbildung 6.31: Zeitlicher Verlauf der Rauchgasausbreitung mit eingefärbter  $FED \leq 0.3$  in der Rabot Wohnkomplex Geometrie für die Verbrennung von Pur 3554 (gerechnet mit einer Cone-Reaktionsgleichung)

# KAPITEL 7

## Zusammenfassung, Diskussion und Ausblick

---

Die Ingenieurmethoden im Brandschutz nutzen verschiedene Verfahren, um sicherheitstechnische Kenngrößen zu berechnen oder vorherzusagen. Dabei wird zunehmend die Methodik der Computational Fluid Dynamics eingesetzt. Ziel war die experimentelle Untersuchung und numerische Vorhersage der Toxizität von Brandrauch und der Sichtverhältnisse im Brandrauch bei unterschiedlichen Umgebungsbedingungen. Dabei wurde das Strömungsprogramm ANSYS CFX verwendet, das für die Nutzung im Brandingenieurwesen erst erweitert bzw. modifiziert werden musste. Die Arbeit bestand aus zwei wesentlichen Teilen: Die (1) experimentelle und (2) numerische Untersuchung von Brandrauch. Um die Toxizität von Brandrauch vorherzusagen zu können, wurde das Fractional Effective Dose (FED) Konzept in ANSYS CFX angewandt. Um zu erfassen, wie die Toxizität und auch die Sichtverhältnisse im Brandrauch variieren, wurden drei Vertreter aus dem Kunststoffbereich (Polyurethanschaum normal entflammbar, Polyurethanschaum schwer entflammbar und Polyvinylchlorid hart) ausgewählt und die Verbrennungsprodukte unter verschiedenen Verbrennungsbedingungen untersucht. Um die Änderung der Anteile der Verbrennungsprodukte zu bestimmen, wurden die Materialien unter einer thermischen Zersetzung im DIN-Rohr und unter flammender Verbrennung im Cone Calorimeter mittels FT-IR Spektroskopie untersucht. Bei der thermischen Zersetzung wurden verschiedene Testkonfigurationen aufgestellt, bei denen Ofentemperatur und Sauerstoffzufuhr variiert wurden. In den Cone Calorimeter Versuchen wurden die Materialien unter zwei verschiedenen Bestrahlungsstärken untersucht.

Aus den experimentellen Untersuchungen wurden durchschnittliche Reaktionsgleichungen ermittelt, die jeweils für die untersuchte Testkonfiguration gelten. Die Reaktionsgleichungen dienen in der Brandsimulation als Eingabeparameter um die stoffliche Umsetzung bei unterschiedlichen Umgebungsbedingungen berücksichtigen zu können. Oft werden in der Brandsimulation Reaktionsgleichungen verwendet, die zum  $\text{CO}_2$  und  $\text{H}_2\text{O}$  maximal noch Ruß oder CO umfassen. In der Literatur wird sich bei der Bewertung der Toxizität meist nur auf den freigesetzten Anteil an CO beschränkt. Die Bewertung der Brandrauchtoxizität sollte sich aber auf die Leitkomponenten im Brandrauch stützen, die qualitativ und quantitativ die Toxizität und Sichtverhältnisse beeinflussen. Allerdings sollten die entstehenden Schadgaskonzentrationen mit einem Konzept bewertet werden, das die Wirkung von Narkosegasen und Reizgasen sowie die Interaktion einzelner Rauchgase zueinander beachtet und bewertet, z.B. mit dem FED Konzept. Bei der Verbrennung von Polyurethan darf auf keinen Fall die entstehende Konzentration an Cyanwasserstoff vernachlässigt werden und bei der Verbrennung von Polyvinylchlorid die entstehende Menge an Chlorwasserstoff. Auch die mit den

Verbrennungsbedingungen variierende Rußanteile, die maßgeblich die Sichtverhältnisse beeinflussen, können über die Reaktionsgleichungen erfasst werden.

In den experimentellen Untersuchungen konnten folgende Beobachtungen gemacht werden: In den DIN-Rohr-Versuchen mit einer Ofentemperatur von 400 °C konnten im Rauchgas im Vergleich zu den anderen Rauchgaskomponenten wie CO<sub>2</sub>, CO und HCN deutlich mehr Anteile an Ruß gefunden werden. Wobei durch Erhöhung der Ofentemperatur von 400 °C auf 700 °C der Rußanteil im Rauchgas sank und die Anteile an CO<sub>2</sub>, CO und HCN anstiegen. In den Cone Calorimeter Versuchen lag die entstandene Menge an CO<sub>2</sub> im Vergleich zu den DIN-Rohr-Versuchen deutlich höher. Aufgrund der hohen Verbrennungstemperaturen war der Rußanteil im Rauchgas niedriger vergleichend zu den DIN-Rohr-Untersuchungen. Die aus den experimentellen Untersuchungen ermittelten Reaktionsgleichungen sollen dem Brandingenieurwesen zur Verfügung gestellt werden, damit der Anwender der Brandsimulation die Möglichkeit hat unterschiedliche stoffliche Umsetzungen in Abhängigkeit der Umgebungsbedingungen zu berücksichtigen. Die Ergebnisse der Brandsimulation konnten zeigen, dass sich die kritischen toxischen Bereiche unterschiedlich zeitlich ausbreiten, je nachdem welche Reaktionsgleichung gerechnet wird. Dabei muss auch beachtet werden, dass die vorgestellte Methodik weiterem Forschungsbedarf unterliegt. Zweifelsfrei gestaltet sich die Skalierbarkeit der experimentellen Daten aus Untersuchungen im Labormaßstab weiterhin schwierig. Jedoch wurden bedingungsabhängige durchschnittliche Reaktionsgleichungen entwickelt, die richtungsweisend die Änderung von Toxizität und Sichtverhältnissen im Brandrauch berücksichtigen. Somit entstand ein Gesamtkonzept zur qualitativen und quantitativen Beschreibung von Brandrauch, welches bei numerischen Berechnungen zur Vorhersage von toxischen und physischen Risiken bei Brandereignissen genutzt werden kann. Die Toxizität von Brandrauch ist eine sicherheitstechnische Kenngröße, die bei der Bemessung auf die Erreichung bestimmter Ziele und Akzeptanzkriterien im Personenschutz eine wesentliche Rolle spielt. Jedoch sollte die Qualifizierung und Quantifizierung von Brandrauch durch die Entwicklung neuer Materialien oder auch durch die Weiterentwicklung von Flammenschutzmechanismen immer Gegenstand der Forschung bleiben.

Gegenstand zukünftiger Forschungen wird die Erweiterung des Brandrauchmodells sein. Das in ANSYS CFX eingebaute FED Konzept soll um die Komponenten  $FED_{heat}$  und  $FEC_{smoke}$  erweitert werden. Die Komponente  $FED_{heat}$  beschreibt die fraktionierte effektive Dosis an Wärmestrahlung, die aufgenommen wird. Dabei setzt sich  $FED_{heat}$  aus einem konvektiven Anteil und einem Strahlungsanteil zusammen. Somit kann der Einfluss der Strahlungs- und Konvektionswärme zur ganzheitlichen Bewertung des vertretbaren Risikos genutzt werden. Zudem kann mit dem  $FEC_{smoke}$  Konzept die konzentrationsabhängige Sichttrübung durch Brandrauch bestimmt werden, wobei zwischen kleinen und großen Brandräumen unterschieden werden kann. Weiterhin wird der Einfluss und die Bewertung der Reizwirkung ausgehend vom Brandrauch zukünftiger Forschungsschwerpunkt sein. Die im Brandrauch enthaltenen Reizgase und die zusätzlich auftretenden toxischen Stoffe wie z.B. Acrolein müssen in weiteren Studien näher untersucht werden. Bei mehreren Materialien (Polyethylen und Polypropylen) kann bei der Verbrennung Acrolein freigesetzt werden. Folglich sollen die Reaktionsgleichungen erweitert werden und Verbrennungsgleichungen für weitere Stoffe aufgestellt werden, um die Brandrauchtoxizität präziser numerisch berechnen zu können.

Künftig sollten Brandversuche im „real-scale“, z.B. im Room Corner Test, Aussagen zu toxischen und optischen Eigenschaften von Brandrauch liefern. Über Temperaturkriterien könnte der Brand in seine Phasen (1) Entstehungsbrand bis zum Flashover und (2) vom Flashover zum Vollbrand bis hin zur (3) Abklingphase zeitlich charakterisiert werden. Analysiert man die Rauchgase über den Brandversuch mittels FT-IR Spektroskopie, könnten durchschnittliche Reaktionsgleichungen



aufgestellt werden, die für die jeweilige Brandphase gelten. In der Simulation des Raumbrandes kann die stoffliche Umsetzung, beschrieben durch die Reaktionsgleichungen, in Abhängigkeit der zeitlichen Entwicklung des Brandes oder durch Sauerstoff- und Temperaturkriterien gesteuert werden. Das Eddy-Dissipation Verbrennungsmodell bietet die Möglichkeit über Modellkoeffizienten Reaktionen zu steuern. Die Reaktionsgleichungen können über Anweisungen bzw. eines condition-Ausdrucks (geschachtelte Anweisungen sind möglich) einem bestimmten Wert zugeordnet werden. Bestätigt sich der Wert per Definition als wahr (Wert=1), das bedeutet der condition-Ausdruck trifft zu, wird die Reaktionsgleichung gerechnet. Wird der Wert durch die Abfrage auf falsch gesetzt (Wert=0), bedeutet das, dass der condition-Ausdruck nicht zutrifft und die Berechnung der Reaktionsgleichung ausgeschaltet wird. In Abhängigkeit von Umgebungsbedingungen können mehrere Reaktionsgleichungen gleichzeitig gerechnet werden. Man unterstellt dem Verbrennungsprozess somit eine gewisse chemische Kinetik und erhöht den Detaillierungsgrad der Verbrennung im Vergleich zu einer einzigen global ablaufenden Reaktion. Der Grundgedanke dieser Methode ist in der Simulation einen detaillierteren Verbrennungsprozess und eine dadurch variierende Rauchgaszusammensetzung zu berücksichtigen. Dies soll zu einer exakteren Vorhersage der Brandrauchtoxizität und Sichtverhältnisse unter realen Brandbedingungen führen. Dieser Ansatz ist Gegenstand neuer Forschungsfragen auf dem Gebiet der numerischen Untersuchung der Brandrauchtoxizität.

Inhaltliche Schwerpunkte und Schlußfolgerungen aus den gewonnenen Ergebnissen aus den experimentellen und numerischen Untersuchungen sind in den folgenden Punkten noch mal thesenartig zusammengefasst:

### Experimente

- Untersuchung der Brandrauchzusammensetzung von Polyurethanschaum, Polyurethanschaum mit Flammschutzmitteln und PVC bei unterschiedlichen Verbrennungsbedingungen im Labormaßstab
- Untersuchung zur Qualifizierung und Quantifizierung der Brandrauchprodukte und Konzentrationsunterschiede in Abhängigkeit von Temperatur und Sauerstoffgehalt im DIN-Rohr und Cone Calorimeter
- Anwendung DIN-Rohr zur Untersuchung einer thermischen Zersetzung und Cone Calorimeter zur Untersuchung einer flammenden Verbrennung
- der Fokus der experimentellen Untersuchungen lag besonders auf der Bildung von narkotisierenden Gasen wie  $\text{CO}_2$ , CO und HCN hinsichtlich der Bewertung der Toxizität
- Die DIN-Rohr Untersuchungen zeigten, dass mit steigender Ofentemperatur von  $400\text{ °C}$  auf  $700\text{ °C}$  die CO und HCN-Konzentration anstiegen und die Rußausbeute abnahm
- Es konnte gezeigt werden, dass die Materialien nicht nur im Vergleich zueinander eine umgebungsabhängige Brandrauchzusammensetzung zeigten, sondern auch dass das jeweils untersuchte Material mit Änderung der Umgebungsbedingungen Unterschiede in den Stoffmengenkonzentrationen aufwies
- Berechnung durchschnittlicher Reaktionsgleichungen als Randbedingung für die Simulation,

um die Änderung der Brandrauchzusammensetzung auch numerisch berücksichtigen zu können

- Es empfehlen sich Untersuchungen zur Qualifizierung und Quantifizierung von Brandrauch im full-scale für verschiedene Brandszenarien und Materialien, um dadurch auch die numerischen Berechnungsansätze und Ergebnisse zur Brandrauchtoxizität weiterer Validierung zu unterziehen und aufgeworfene Forschungsfragen zu untersuchen

### Numerische Untersuchungen

- Verwendung eines allgemeinen Strömungslösers (ANSYS CFX) zur Berechnung der Rauchausbreitung und Brandrauchtoxizität in komplexen Geometrien mit geeigneten Submodellen und Berechnungsgleichungen
- Implementierung des Fractional Effective Dose Konzept für narkotisierende Gase in ANSYS CFX
- Numerische Untersuchungen im Room Corner Test zur Prüfung des Rauchmodells und der Erprobung der Reaktionsgleichungen
- Die numerischen Untersuchungen, haben gezeigt dass bei der FED Berechnung keinesfalls HCN vernachlässigt werden darf, da die Zeit bis zum Erreichen kritischer Grenzwerte und somit auch das Risiko einer Brandrauchvergiftung unterschätzt wird (bzw. wird die Zeit bis zum Erreichen der absoluten Erträglichkeit überschätzt)

### Empfehlungen

- Es bedarf weiteren Untersuchungen hinsichtlich der Eignung anderer CFD Programme (z.B. OpenFoam, FDS) im Vergleich zu CFX zur Berechnung und Bewertung der Brandrauchtoxizität
- Das Konzept der Fractional Effective Dose ist eine geeignete Methode zur Bewertung der Brandrauchtoxizität und ermöglicht die Berechnung der Zeit bis zum Eintreten der Fluchtfähigkeit von statistischen Anteilen der Bevölkerung in Abhängigkeit vom gewählten Grenzwert
- Zu einer umfassenden Risikobetrachtung zur Brandrauchtoxizität sollten nicht nur Einzelkonzentrationen von Schadgasen bewertet werden, sondern ein detailliertes Konzept zur Bewertung der Fluchtfähigkeit angewendet werden z.B. das Konzept der FED mit  $FED_{IN}$ ,  $FED_{heat}$  und  $FED_{smoke}$
- Die Reaktionsgleichungen können zur Modellierung einer thermischen Zersetzung und/oder flammenden Verbrennung für die untersuchten Materialien angewendet werden
- Prüfung der experimentellen Ergebnisse aus Labormaßstab mit Ergebnissen aus Real-Maßstab z.B. über CO/CO<sub>2</sub>-Verhältnisse

## Literaturverzeichnis

---

- [AEG02] *Acute Exposure Guideline Levels for Selected Airborne Chemicals*, The National Academies Press Washington, D.C. (2002)
- [Ans94] Ansys, Inc.: *ANSYS Theory Reference Release 5.6* (1994)
- [Ans11] Ansys, Inc.: *ANSYS CFX-Solver Theory Guide Release 14.0* (2011)
- [Ans13] Ansys, Inc.: *ANSYS Fluent Theory Guide Release 15.0*, 15 Aufl. (2013)
- [ast04] ASTM-E1354 Standard Test Method for Heat and Visible Smoke Release for Materials and Products Using an Oxygen Consumption Calorimeter (2004)
- [ast08] ASTM-E176 Standard Terminology of Fire Standards (2008)
- [Bab92] BABRAUSKAS, V. und GRAYSON, S. J.: *Heat Release in Fires*, Elsevier Applied Science (1992)
- [Bab95] BABRAUSKAS, V.: The Cone Calorimeter, in: *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering 2nd Edition*, NFPA (1995), S. 3–37–52
- [Bab98] BABRAUSKAS, V.; GANN, R. G.; LEVIN, B. C.; PAABO, M.; HARRIS, R. H.; PEACOCK, R. D. und YUSA, S.: A methodology for obtaining and using toxic potency data for fire hazard analysis. *Fire Safety Journal* (1998), Bd. 31:S. 345 – 358
- [Bau06] BAUMANN, W. W.; BUNGE, U.; FREDERICH, O.; SCHATZ, M. und THIELE, F.: Finite-Volumen-Methode in der Numerischen Thermofluidynamik, Manuskript zur Vorlesung im Fachgebiet Numerische Methoden der Thermofluidynamik Fakultät V, Manuskript (2006), technische Universität Berlin
- [Bej13] BEJI, T.; VERSTOCKT, S.; MERCI, B.; VAN DE WALLE, R.; ABECASSIS-EMPIS, C.; KRACOVIC, M. und MAJDALANI, A.: RABOT2012 - Presentation of the multi-compartment full-scale ('Rabot') fire tests, in: *7th International Seminar on Fire and Explosion Hazards*

- [Bey95] BEYLER, C. L. und HIRSCHLER, M. M.: Thermal Decomposition of Polymers. *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering* (1995):S. 1–115
- [Bro08] BROHEZ, S.; MARLAIR, G. und DELVOSALLE, C.: The effect of oxygen concentration on CO and soot yields in fires. *Fire and Materials* (2008), Bd. 32:S. 141–158
- [Bro14] BROHEZ, S.; DELVOSALLE, C.; MARLAIR, G. und TEWARSON, A.: Accurate Calculations of Heat Release in Fires (2014), URL HALId:ineris-00972138
- [Bub14] BUBBICO, R.; MAZZAROTTA, B. und VERDONE, N.: CFD analysis of the dispersion of toxic materials in road tunnels. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* (2014), Bd. 28:S. 47 – 59
- [BV09] BUSTAMANTE-VALENCIA, L.; ROGAUME, T.; GUILLAUME, E.; REIN, G. und TORERO, J. L.: Analysis of principal gas products during combustion of polyether polyurethane foam at different irradiance levels. *Fire Safety Journal* (2009), Bd. 44:S. 933 – 940
- [din] DIN 50014-23/50-2, Klimate und ihre technische Anwendung, Normalklimate
- [din81] DIN 53436-1 Erzeugung thermischer Zersetzungsprodukte von Werkstoffen unter Luftzufuhr und ihre toxikologische Prüfung Teil 1: Zersetzungsgerät und Bestimmung der Versuchstemperatur (1981)
- [din82] DIN 5031-1 Optical radiation physics and illuminating engineering; quantities, symbols and units of radiation physics (1982)
- [din86] DIN 53436-2 Erzeugung thermischer Zersetzungsprodukte von Werkstoffen unter Luftzufuhr und ihre toxikologische Prüfung Teil 2: Verfahren zur thermischen Zersetzung (1986)
- [din89a] DIN 50055 Light measuring system for testing smoke development (1989)
- [din89b] DIN 53436-3 Erzeugung thermischer Zersetzungsprodukte von Werkstoffen unter Luftzufuhr und ihre toxikologische Prüfung Teil 3: Verfahren zur inhalationstoxikologischen Untersuchung (1989)
- [din98a] DIN 4102-1 Fire behaviour of building materials and building components- Part1: Building materials, terminology, requirements and tests (1998)
- [din98b] DIN EN 12101 Rauch- und Wärmeschutzeinrichtungen Teil 5: Funktionsanforderungen und Rechenverfahren für Rauch- und Wärmeabzugsanlagen (1998)
- [din03] DIN 53436-5 Erzeugung thermischer Zersetzungsprodukte von Werkstoffen unter Luftzufuhr und ihre toxikologische Prüfung Teil 5: Verfahren zur rechnerischen Bestimmung der Toxizität (2003)

- [din05] DIN 60695-7-1 Prüfungen zur Beurteilung der Brandgefahr, Teil 7-1 Toxizität von Rauch und/oder Brandgasen (2005)
- [din06] DIN 60695-6-1 Prüfungen zur Beurteilung der Brandgefahr, Teil 6-1 Sichtminderung durch Rauch (2006)
- [din10] ISO 13943 Fire Safety-Vocabulary (German and English Version) (2010)
- [Dry07] DRYSDALE, D.: *An Introduction to Fire Dynamics*, John Wiley & Sons Ltd., 2. Aufl. (2007)
- [Fah07] FAHRMEYER, L.: *Statistik - Der Weg zur Datenanalyse*, Springer Verlag (2007)
- [Fer02] FERZIGER, J. H. und PERIC, M.: *Computational Methods for Fluid Dynamics*, Springer Verlag (2002)
- [Fer08] FERZIGER, J. H. und PERIC, M.: *Numerische Strömungsmechanik*, Springer Verlag (2008)
- [Fon01] FONT, R.: Pyrolysis study of polyurethane. *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis* (2001):S. 63–77
- [Fou11] FOUAD, N. A.: *Bauphysikkalender Brandschutz*, Ernst & Sohn (2011)
- [Fre94] FRENKLACH, M. und WANG, H.: Detailed Mechanism and Modeling of Soot Particle Formation. *Soot Formation in Combustion* (1994), Bd. 59:S. 165–192
- [Fuh06] FUHRMANN, G. F.: *Toxikologie für Naturwissenschaftler - Einführung in die Theoretische und Spezielle Toxikologie*, Teubner Verlag (2006)
- [Fus02] FUSS, S. P. und HAMINS, A.: Determination of Planck Mean Absorption Coefficients for HBr, HCl and HF. *Transactions of the ASME* (2002), Bd. 124
- [Gan08] GANN, R. G. und BRYNER, N. P.: Combustion Products and Their Effects on Life Safety, in: *Fire Protection Handbook* (2008), S. 11–34
- [Gau02] GAUTIER, B.: *Fire zone model MAGIC: The validation and verification principles* (2002)
- [Ger05] GERLIGER, P.: *Numerische Verbrennungssimulation Effiziente numerische Simulation turbulenter Verbrennung*, Springer (2005)
- [Got02] GOTTKUK, D. T. und LATTIMER, B. Y.: Effect of Combustion Products on Species Production, in: *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering 3rd Edition*, NFPA (2002)
- [Har88] HARTZELL, G. E. und EMMONS, H. W.: The Fractional Effective Dose Model for Assessment of Hazards due to Smoke from Materials. *J. Fire Sciences* (1988), Bd. 6:S. 356–362

- [He98] HE, Y.; FERNANDO, A. und LUO, M.: Determination of interface height from measured parameter profile in enclosure fire experiment. *Fire Safety Journal* (1998), Bd. 31:S. 19–38
- [Hes05] HESSE, M.; MEIER, H. und ZEEH, B.: *Spektroskopische Methoden in der organischen Chemie*, Thieme Verlag, 7 Aufl. (2005)
- [Hos13] HOSSER, D.: *Leitfaden Ingenieurmethoden des Brandschutzes*, Bd. 3, vfdB (2013)
- [Hug80] HUGGET, C.: Estimation of Rate of Heat Release by Means of Oxygen Consumption Measurements. *Fire and Materials* (1980):S. 61–65
- [IFA] IFA: Gestis Database on hazardous substances, institute for Occupational Safety and Health of the German Social Accident Insurance
- [iso96] ISO 9705 Fire tests - Full scale room test for surface products (1996)
- [iso02a] ISO 5660-1 Reaction to fire tests, Heat release, smoke production and mass loss rate-Part 1: Heat release rate (cone calorimeter method) (2002)
- [iso02b] ISO 5660-2 Reaction to fire tests, Heat release, smoke production and mass loss rate-Part 2: Smoke production rate (dynamic measurement) (2002)
- [iso03] ISO 5660-3 Reaction to fire tests, Heat release, smoke production and mass loss rate-Part 3: Guidance on measurement (2003)
- [iso04] ISO 13344 Estimation of the lethal toxic potency of fire effluents (2004)
- [iso05a] ISO 139 Textiles - Standard atmospheres for conditioning and testing (2005)
- [iso05b] ISO 19701 Methods for sampling and analysis of fire effluents (2005)
- [iso06] ISO 19702 Toxicity testing of fire effluents Guidance for analysis of gases and vapours in fire effluents using FTIR gas an (2006)
- [iso07] ISO TR16312-2 Guidance for assessing the validity of physical fire models for obtaining fire effluent toxicity data for fire hazard and risk assessment Part 2: Evaluation of individual physical fire models (2007)
- [iso08] ISO 5660-4 Reaction to fire tests, Heat release, smoke production and mass loss rate-Part 4: Measurement of heat release for determination of low levels of combustibility (2008)
- [iso09] ISO 1928 Solid mineral fuels - Determination of gross calorific value by the bomb calorimetric method and calculation of net calorific value (2009)
- [iso11] ISO 19706 Guidelines for assessing the fire threat to people (2011)

- [iso12] ISO 13571 Life-threatening components of fire  
Guidelines for the estimation of time to compromised tenability in fires (2012)
- [Jan02] JANSSENS, M.: Calorimetry, in: *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, Kap. 3, NFPA, 3 Aufl. (2002), S. 48
- [Jin02] JIN, T.: Visibility and Human Behaviour in Fire Smoke, in: *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, NFPA, 3 Aufl. (2002)
- [Kai13] KAISER, G. O.: *Die Bedeutung der Zyanwasserstoffintoxikation für die medizinische Akutbehandlung schwerer Brandrauchvergiftungen*, Dissertation, Institut für Umwelttoxikologie der Medizinischen Fakultät der Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg (2013)
- [Kan05] KANG, K.: Modeling smoke visibility in CFD, in: *Proceedings of the eighth international symposium for fire safety science*, S. 1265–76
- [Kan07] KANG, K.: A smoke model and its application for smoke management in an underground mass transit station. *Fire Safety Journal* (2007), Bd. 42:S. 218 – 231
- [Kar00] KARLSSON, B. und QUIENTIERE, J. G.: *Enclosure Fire Dynamics*, CRC Press LLC (2000)
- [Kna09] KNAUST, C.: *Modellierung von Brandszenarien in Gebäuden*, Dissertation, Technische Universität Wien (2009)
- [Kna14] KNAUST, C. und HOFMANN, A.: Full Scale Investigations of Fast Spreading Room Fires. *Materials Testing* (2014):S. 7–15
- [Kus13] KUSCHE, C.; KNAUST, C. und KRAUSE, U.: Experimentelle Untersuchungen zur Verbrennungseffektivität als Grundlage für Brandlastberechnungen der DIN 18230, in: *3. Magdeburger Brand- und Explosionsschutztag*
- [Lev90] LEVIN, B. C. und GANN, R. G.: Toxic Potency of Fire Smoke (1990)
- [Lev95] LEVIN, B. C.; BRAUN, E.; NAVARRO, M. und PAABO, M.: Further Development of the N-Gas Mathematical Model An Approach for Predicting the Toxic Potency of Complex Combustion Mixtures. *Fire and Polymers II: Materials and Tests for Hazards Prevention* (1995):S. 292–311
- [Lö96] LÖNNERMARK, A. und BABRAUSKAS, V.: TOXFIRE - Fire Characteristics and Smoke GAS Analysis in Under-ventilated Large-scale Combustion Experiments: Theoretical Background and Calculations, Techn. Ber., SP Swedish National Testing and Research Institute (1996)
- [Lö97] LÖNNERMARK, A.; BLOMQVIST, P.; MANSSON, M. und PERSSON, H.: TOXFIRE - Fire Characteristics and Smoke GAS Analysis in Under-ventilated Large-scale Combustion Experiments: Tests in the ISO 9705 Room, Techn. Ber., SP Swedish National Testing and Research Institute (1997)

- [Lö12] LÖHNERT, A.; RABE, F.; KNAUST, C. und KRAUSE, U.: Numerical and Experimental Investigation of Fire Smoke Toxicity, in: *Fire Computer Modeling 2012 Proceedings*
- [Lö13a] LÖHNERT, A.; MONREAL, N. und C., Knaust: Numerical and experimental investigation of the toxicity and light extinction of fire smoke using experimental data from fire tests of polymers, in: *Research and Applications in Structural Engineering, Mechanics and Computation, SEMC 2013 Conference Proceedings*
- [Lö13b] LÖHNERT, A.; MONREAL, N.; KNAUST, C. und HOFMANN, A.: Advanced CFD modelling approach of smoke toxicity and light extinction for well ventilated and less well ventilated fires in a Compartment, in: *Interflam 2013 Conference Proceedings Vol. 1*, S. 13–24
- [Lö13c] LÖHNERT, A.; MONREAL, N.; KNAUST, C. und KRAUSE, U.: Numerische Analyse der Toxizität und Sichtverhältnisse im Brandrauch auf der Grundlage von experimentellen Untersuchungen von Polymeren im DIN-Rohr und Cone Calorimeter, in: *3. Magdeburger Brand- und Explosionsschutztag*
- [Loc08] LOCK, A.; BUNDY, M. und HAMNIS, A.: Experimental Study of the Effects of Fuel Type, Fuel Distribution, and Vent Size on Full-Scale Underventilated Compartment Fires in an ISO 9705 Room, Techn. Ber., NIST (Building and Fire Research Laboratory) (2008)
- [Mag77] MAGNUSSEN, B. F. und HJERTAGER, B. H.: On mathematical modeling of turbulent combustion with special emphasis on soot formation and combustion. *Symposium (International) on Combustion* (1977), Bd. 16:S. 719–729
- [Man01] MANSSON, M.; LÖNNERMARK, A.; BLOMQUIST, P.; PERSSON, H. und BABRAUSKAS, V.: TOXFIRE-Fire Characteristics and Smoke GAS Analysis in Under-ventilated Large-scale Combustion Experiments, Techn. Ber., SP Swedish National Testing and Research Institute (2001)
- [Man03] MANSSON, M.; ISAKSSON, I. und ROSELL, L.: TOXFIRE-Fire Characteristics and Smoke GAS Analysis in Under-ventilated Large-scale Combustion Experiments: Adsorbents and Soot Measurements, Techn. Ber., SP Swedish National Testing and Research Institute (2003)
- [McG10] MCGRATTAN, K.: *FDS User's Guide (Version 5)*, NIST, Maryland, USA (2010)
- [Men94] MENTER, F. R.: Two-Equation Eddy Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications. *AIAA Journal* (1994), Bd. 32:S. 1598–1605
- [Mon16] MONREAL, N.: Numerische und experimentelle Untersuchung von Brandrauch unter Berücksichtigung von flammenden und nicht-flammenden Verbrennungsvorgängen (unpublished Dissertation) (2016), unpublished
- [Mü13] MÜNCH, M.; GERBER, S. und OEVERMANN, M.: Analyse von verschiedenen Verbrennungsmodellen im Hinblick auf Brandsimulationen in praktischen Geometrien, in: *3. Magdeburger Brand- und Explosionsschutztag*



- [Mul95] MULHOLLAND, G. W.: Smoke Production and Properties, in: *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, Bd. 2 (1995), S. 2–217
- [NFP] NFPA: Carbon Monoxide Risks At Home Fact Sheet
- [Obe02] OBERKAMPF, W. L. und TRUCANO, T. G.: Verification and validation in Computational fluid dynamics. *Progress in Aerospace Sciences* (2002), Bd. 38:S. 209–272
- [Oj06] OERTEL JR, H.; BÖHLE, M. und DOHRMANN, U.: *Strömungsmechanik*, Vieweg Verlag (2006)
- [Pau08] PAUL, K. T.; HULL, T. R. ; LEBEK, K. und STEC, A. A.: Fire smoke toxicity: The effect of nitrogen oxides. *Fire Safety Journal* (2008), Bd. 43(4):S. 243 – 251
- [Pea12] PEACOCK, R. D.; RENEKE, P. A. und FORNEY, G. P.: *CFAST-Consolidated Model of Fire Growth and Smoke Transport (Version 6) User´s Guide*, NIST (2012), special Publication
- [Pfi12] PFISTER, S.: *Grundlagen für die Anwendung numerischer Strömungssimulation auf Brandszenarien in Industrieanlagen*, Dissertation, TU Berlin (2012)
- [Pur89] PURSER, D. A.: Modelling Toxic and Physical Hazard in Fire, in: *Fire Safety Science- Proceedings of the second International Symposium*, International Association for Fire Safety Science, S. 391–400
- [Pur92] PURSER, D. A.: The evolution of toxic effluents in fires and the assessment of toxic hazard. *Toxicology Letters* (1992)
- [Pur95] PURSER, D. A.: Toxicity Assessment of Combustion Products, in: *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, Kap. 2, NFPA, 2nd edition Aufl. (1995), S. 85–146
- [Pur02] PURSER, D. A.: Toxicity Assessment of Combustion Products, in: *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, Kap. 2, NFPA, 2nd edition Aufl. (2002), S. 85–146
- [Pur08] PURSER, D. A.: Assessment of Hazards to Occupants from Smoke, Toxic Gases and Heat, in: *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, NFPA, 4 Aufl. (2008), S. 2–97–193
- [Qui06] QUINTIERE, J. G.: *Fundamentals of Fire Phenomena*, John Wiley & Sons (2006)
- [Roa97] ROACHE, P.J.: Quantification of uncertainty in computational Fluid Dynamics. *Annual Review of Fluid Mechanics* (1997), Bd. 29:S. 123–160
- [Roa98] ROACHE, P. J.: *Verification and Validation in Computational Science and Engineering*, Hermosa Publishers (1998)
- [Rub07] RUBINI, P. A.; ZHANG, Q. und MOSS, J. B.: Simulation of visibility in Smoke Laden

- Environments, in: *Interflam 2007–11th International Conference on Fire Science and Engineering*
- [Sch08] SCHNEIDER, U.: *Baulicher Brandschutz*, Bauwerk Verlag, 2. Aufl. (2008)
- [Sch09a] SCHNEIDER, U.: *Ingenieurmethoden im Brandschutz*, Werner Verlag (2009)
- [Sch09b] SCHNEIDER, U. und KIRCHBERGER, H.: Anwendungsschwerpunkte von Zonen- und CFD-Modellen im Brandschutz, in: *Linzer Brandschutztag (Institut für Brandschutztechnik und Sicherheitsforschung (IBS))*
- [sfp08] *The SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, NFPA National Fire Protection Association, Inc., 3. Aufl. (2008)
- [Sie02] SIEGEL, R. und HOWELL, J. R.: *Thermal Radiation Heat Transfer*, Taylor & Francis Group, New York (2002)
- [Sie10] SIEMERS, F. und MAILÄNDER, P.: Inhalationstrauma, Kohlenmonoxid- und Cyanidintoxikation. *Notfall Rettungsmed* (2010), Bd. 13:S. 17–22
- [Sim01] SIMONSON, M.; TUOVINEN, H. und EMANUELSSON, V.: Formation of Hydrogen Cyanide in Fires: A Literature and Experimental Investigation, Techn. Ber., SP Swedish National Testing and Research Institute (2001)
- [spe00] Lexikon der Geowissenschaften Strahlungsübertragungsgleichung (2000), URL <http://www.spektrum.de/lexikon/geowissenschaften/strahlungsuibertragungsgleichung/15802>
- [Tan06] TANAKA, F.; MORITA, K.; IWASAKI, K.; VERBOVEN, P.; SCHEERLINCK, N. und NICOLAI, B.: Monte Carlo simulation of far infrared radiation heat transfer: Theoretical approach. *Journal of Food Process Engineering* (2006), Bd. 29:S. 349–361
- [The09] Thermo Scientific: *Thermo Scientific Nicolet 380 FT-IR Spectrometer, Proven and reliable FT-IR spectroscopy* (2004–2009), URL [http://www.deltacollege.edu/emp/ckim/IR380\\_SOP\\_WWW/productPDF\\_52266.pdf](http://www.deltacollege.edu/emp/ckim/IR380_SOP_WWW/productPDF_52266.pdf)
- [Tie95] TIEN, C. L. et al.: Radiation Heat Transfer, in: *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, NFPA (1995)
- [Tuo03] TUOVINEN, H. und BLOMQVIST, P.: Modelling of Hydrogen Cyanide Formation In Room Fires, Techn. Ber., SP Swedish national Testing and Research Institute (2003)
- [Umw] UMWELTBUNDESAMT: Acute Exposure Guideline Levels (AEGs)
- [vdi06] VDI Wärmeatlas, Springer (2006), Verein Deutscher Ingenieure VDI

- [vdi09] VDI 6019-2 Engineering methods for the dimensioning of systems for the removal of smoke from buildings Engineering methods (2009)
- [Ver13] VERSTOCKT, S.; BEJI, T.; MERCI, B. und VAN DE WALLE, R.: RABOT2012 - Presentation of a multi-view video dataset of the full-scale (Rabot) fire tests, in: *7th International Seminar on Fire and Explosion Hazards*
- [vfd14] vfdb Richtlinie 10/01 Bewertung von Schadstoffkonzentrationen im Feuerwehreinsatz (2014)
- [War97] WARNATZ, J.; MAAS, U. und DIBBLE, R. W.: *Verbrennung Physikalisch-Chemische Grundlagen, Modellierung und Simulation, Experimente, Schadstoffentstehung*, Springer, 2 Aufl. (1997)
- [Wei03] WEINGARTNER, E.; SAATHOFF, H.; SCHNAITER, M.; STREIT, N.; BITNAR, B. und BALTENSBERGER, U.: Absorption of light by soot particles: determination of the absorption coefficient by means of aethalometers. *Journal of Aerosol Science* (2003), Bd. 34
- [Wei13] WEINSCHENK, C.; FORNEY, G.; J., Averill und RANELONE, R.: A method to evaluate alternative fire safety strategies, in: *Interflam 2013 Conference Proceedings Vol. 1*, S. 13–24
- [Yeo09] YEOH, G. H. und YUEN, K. K.: *Computational Fluid Dynamics in Fire Engineering*, Elsevier (2009)
- [Zha10a] ZHANG, B. und CHEN, G.: Quantitative risk analysis of toxic gas release caused poisoning—A CFD and dose–response model combined approach. *Process Safety and Environmental Protection* (2010), Bd. 88:S. 253 – 262
- [Zha10b] ZHANG, Q. und RUBINI, P. A.: Modelling of light extinction by soot particles. *Fire Safety Journal* (2010), Bd. 46:S. 96–103

## Abbildungsverzeichnis

---

2.1	Unterteilung von Brandrauch in Brandgase und Aerosole und deren Komponenten .	5
2.2	Brandphasen beim Verlauf eines Schadenfeuers nach [Sch09a] . . . . .	6
2.3	Verbrennungsprodukte, die bei der Verbrennung der Polyurethane (Pur) und des Polyvinylchlorids (PVC) entstehen und die qualitativ und quantitativ die Toxizität beeinflussen . . . . .	11
2.4	Dosis-Wirkungskurven für toxische und letale Wirkung nach [Fuh06] . . . . .	12
2.5	Schematische Darstellung der Bildung von Rußpartikeln im Verbrennungsprozess modifiziert nach [Fre94] . . . . .	16
2.6	Schematische Darstellung des Lichtschwächung durch Brandrauch . . . . .	22
2.7	Gefahren von Brandrauch . . . . .	26
5.1	FT-IR Spektrometer Nicolet 380 mit eingezeichneter Laserstrahlung [The09] . . . .	43
5.2	Aufbau DIN-Rohr . . . . .	44
5.3	Aufbau Lichtmessstrecke . . . . .	45
5.4	Probengröße und -beschaffenheit der Polyurethane und des PVC für die experimentellen Untersuchungen im DIN-Rohr . . . . .	46
5.5	Aufbau Lichtmessstrecke . . . . .	46
5.6	Probengröße und -beschaffenheit der Polyurethane und des PVC für die experimentellen Untersuchungen im Cone Calorimeter . . . . .	48
5.7	Aufbau Cone Calorimeter . . . . .	49
5.8	CO <sub>2</sub> , CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3554 mit T=700 °C und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% . . . . .	51
5.9	Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3554 für T=700 °C und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% .	51
5.10	CO/CO <sub>2</sub> -Verhältnisse für alle 4 Versuche für Pur 3554 für T=700 °C und O <sub>2</sub> =21 Vol.-%	51
5.11	CO <sub>2</sub> , CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3045 SE für T=700 °C und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% . . . . .	52
5.12	Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3045 SE für T=700 °C und O <sub>2</sub> =21 Vol.-%	52
5.13	CO/CO <sub>2</sub> -Verhältnisse für alle 3 Versuche für Pur 3045 SE für T=700 °C und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% . . . . .	53
5.14	CO <sub>2</sub> , CO und HCl Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für PVC-hart für T=700 °C und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% . . . . .	53
5.15	Rauchdichte und Ofentemperatur für PVC-hart für T=700 °C und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% .	54
5.16	CO/CO <sub>2</sub> -Verhältnisse für alle 3 Versuche für PVC-hart für T=700 °C und O <sub>2</sub> =21 Vol.-%	54
5.17	Zeitlicher Verlauf der gemessenen Volumenanteile an CO <sub>2</sub> und CO für Pur 3554 für 35 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter . . . . .	55

5.18	Zeitlicher Verlauf der gemessenen HCN-Konzentration und der gemessenen O <sub>2</sub> -Volumenanteile für Pur 3554 für 35 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter	55
5.19	Extinktionskoeffizient und Massenverlustrate für Pur 3554 für 35 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter	55
5.20	Wärmefreisetzungsrate und freigesetzte Gesamtwärme für Pur 3554 für 35 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter	56
5.21	Reaktionskoeffizienten für die Verbrennungsprodukte CO <sub>2</sub> , CO, Ruß, HCN, H <sub>2</sub> O und N <sub>2</sub> für die Untersuchungen im DIN-Rohr 400 <sub>15</sub> – 700 <sub>21</sub> [°C <sub>Vol.-%</sub> ] und im Cone Calorimeter 35 <sub>21</sub> – 50 <sub>21</sub> [kW/m <sup>2</sup> <sub>Vol.-%</sub> ] für Polyurethan 3554 (normal entflammbar)	58
5.22	Versuchsaufbau der Rabot2012 Brandversuche [Bej13]	59
5.23	Bestimmung der Rauchsichthöhe mit Thermoelementen nach der „Least-square“-Methode nach [Ver13]	60
5.24	Zeitlicher Temperaturverlauf in der raucharmen Schicht und in der Rauchsicht im Flur, Wohnzimmer und Schlafzimmer [Ver13]	61
5.25	Bestimmung der Rauchsichthöhe mit Videokameras [Ver13]	61
5.26	Höhe der Rauchsicht im Flur, Wohnzimmer und Schlafzimmer [Ver13]	62
6.1	Rechengebiet Room Corner Test mit Abmaßen, strukturiertem Rechengitter und den Randbedingungen Inlet, Opening und Wall sowie die Lage des Koordinatensystems	64
6.2	Schaubild zur Berechnung der FED <sub>IN<sub>total</sub></sub> in Abhängigkeit der Zeitschrittweite nach Purser und mit CFD für ein mögliches Szenario	65
6.3	Heat Release Rate für Polyurethan (entnommen aus Literatur [Dry07]) und berechneter Massenstrom für die verwendeten DIN-Rohr-Reaktionsgleichung 6.4 und Cone-Reaktionsgleichung 6.5 als Eingabeparameter für die Verbrennungssimulation im Room Corner Test	68
6.4	Wandbehandlung unter Verwendung eines Wärmeübergangskoeffizienten h <sub>c</sub> in ANSYS CFX [Ans11]	70
6.5	Vergleich FED ≤ 1.0 für den zeitlichen Verlauf der Rauchgasausbreitung im Room Corner Test für die Verbrennung von Pur 3554 berechnet mit einer einer DIN-Rohr Reaktionsgleichung (links) und einer Cone-Reaktionsgleichung (rechts)	73
6.6	Standorte zur Abfrage der zeitlichen Veränderung des FED-Werts im Room Corner Test	74
6.7	Zeitlicher Verlauf der FED an definierten Standorten im Room Corner Test für die Verbrennung von Pur 3554 (gerechnet mit einer Cone-Reaktionsgleichung)	75
6.8	Zeitlicher Verlauf der FED an definierten Standorten im Room Corner Test für die Verbrennung von Pur 3554 (gerechnet mit einer DIN-Reaktionsgleichung)	75
6.9	Zeitlicher Verlauf der FED und der CO-Konzentrationen im Vergleich für die Standorte 3 und 4 im Room Corner Test für die Verbrennung von Pur 3554 (gerechnet mit einer Cone-Reaktionsgleichung)	76
6.10	Vergleich unterschiedlicher Grenzen für FED ≤ 0.3 und FED ≤ 1.0 für den zeitlichen Verlauf der Rauchgasausbreitung im Room Corner Test für die Verbrennung von Pur 3554 (gerechnet mit einer Cone-Reaktionsgleichung)	78
6.11	Vergleich der FED Berechnung mit und ohne Berücksichtigung von HCN für den zeitlichen Verlauf der Rauchgasausbreitung im Room Corner Test für die Verbrennung von Pur 3554 (gerechnet mit einer DIN-Rohr-Reaktionsgleichung)	79

6.12	Zeitlicher Verlauf der Höhe der raucharmen Schicht an einem definierten Standort im Room Corner Test für die Verbrennung von Pur 3554 (gerechnet mit einer Cone-Reaktionsgleichung) . . . . .	80
6.13	Vergleich des zeitlichen Verlaufs der Rauchsichttemperaturen berechnet mit CFD ( $h_c=2.5 W/m^2 \cdot K$ als Wandbedingung) und mit einem empirischen Ansatz in Abhängigkeit verschiedener Wandmaterialien für die Verbrennung von Polyurethan im Room Corner Test . . . . .	81
6.14	Vergleich des zeitlichen Verlaufs der Rauchsichttemperaturen berechnet mit CFD ( $h_c=10 W/m^2 \cdot K$ als Wandbedingung) und mit einem empirischen Ansatz in Abhängigkeit verschiedener Wandmaterialien für die Verbrennung von Polyurethan im Room Corner Test . . . . .	82
6.15	Vergleich des zeitlichen Verlaufs der Rauchsichttemperaturen berechnet mit CFD ( $h_c=2.5 W/m^2 \cdot K$ , $h_c=5 W/m^2 \cdot K$ und $h_c=10 W/m^2 \cdot K$ als Wandbedingung) und mit einem empirischen Ansatz für Umfassungsbauteile aus Beton für die Verbrennung von Polyurethan im Room Corner Test . . . . .	83
6.16	Zeitlicher Verlauf der Transmission und des Extinktionskoeffizienten über die Wegstrecke 1 mit Grenzwert für eine Sicht bis 3.6 m für die Verbrennung von Pur 3554 im Room Corner Test gerechnet mit einer Reaktionsgleichung aus den Cone Calorimeter und aus den DIN-Rohr Versuchen . . . . .	85
6.17	Rechengebiet Wohnkomplex Rabot mit Rechengitter und Randbedingungen . . . . .	86
6.18	Experimentell ermittelte Heat Release Rate in kW aus dem Rabot 2012 Testversuch 1 und daraus berechneter Massenstrom in g/s als Eingabeparameter für die Simulation . . . . .	86
6.19	Seitenansicht des zeitlichen Verlaufs der Rauchgasausbreitung (Rauchgas $\geq 1\%$ ) in der Rabot Wohnungsgeometrie von 50 s bis 150 s . . . . .	88
6.20	Forsetzung Seitenansicht des zeitlichen Verlaufs der Rauchgasausbreitung (Rauchgas $\geq 1\%$ ) in der Rabot Wohnungsgeometrie von 200 s bis 250 s . . . . .	89
6.21	Versuchsaufbau der Rabot2012 Brandversuche [Bej13] mit farbig gekennzeichnete Lage der Thermoelementbäume: Thermoelementbaum Schlafzimmer . . . . .	90
6.22	Zeitlicher Verlauf der gemessenen und simulierten Temperaturen für die Thermoelemente 1 bis 4 für den Thermoelementbaum zwischen Schlafzimmer und Wohnzimmer . . . . .	90
6.23	Zeitlicher Verlauf der gemessenen und simulierten Temperaturen für die Thermoelemente 5 bis 8 für den Thermoelementbaum zwischen Schlafzimmer und Wohnzimmer . . . . .	91
6.24	Zeitlicher Verlauf der gemessenen und simulierten Temperaturen für die Thermoelemente 4, 6 und 8 für den Thermoelementbaum zwischen Schlafzimmer und Wohnzimmer mit absoluten Temperaturunterschieden von $\pm 20^\circ C$ . . . . .	91
6.25	Zeitlicher Verlauf der gemessenen und simulierten Temperaturen für die Thermoelemente 1 bis 4 für den Thermoelementbaum zwischen Wohnzimmer und Flur . . . . .	92
6.26	Zeitlicher Verlauf der gemessenen und simulierten Temperaturen für die Thermoelemente 5 bis 8 für den Thermoelementbaum zwischen Wohnzimmer und Flur . . . . .	92
6.27	Zeitlicher Verlauf der gemessenen und simulierten Temperaturen für die Thermoelemente 4, 6 und 8 für den Thermoelementbaum zwischen Wohnzimmer und Flur mit absoluten Temperaturunterschieden von $\pm 15^\circ C$ . . . . .	93
6.28	Auswertung und Vergleich der experimentell ermittelten Rauchsichthöhe mit der simulierten Rauchsichthöhe und der empirisch berechneten Rauchsichthöhe im Schlafzimmer der Rabot Brandsimulation . . . . .	94

6.29	Auswertung und Vergleich der experimentell ermittelten Rauchschichthöhe mit der simulierten Rauchschichthöhe und der empirisch berechneten Rauchschichthöhe im Wohnzimmer der Rabot Brandsimulation . . . . .	94
6.30	Vergleich der Rauchausbreitung im Schlafzimmer zwischen den Videodaten des Brandversuchs (oben) und den simulierten Daten aus Kameraperspektive zwischen Schlafzimmer und Wohnzimmer . . . . .	95
6.31	Zeitlicher Verlauf der Rauchgasausbreitung mit eingefärbter FED $\leq 0.3$ in der Rabot Wohnkomplex Geometrie für die Verbrennung von Pur 3554 (gerechnet mit einer Cone-Reaktionsgleichung) . . . . .	96
B.1	CO <sub>2</sub> , CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3554 mit T=400 °C und O <sub>2</sub> =15 Vol.-% . . . . .	123
B.2	Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3554 für T=400 °C und O <sub>2</sub> =15 Vol.-% . . . . .	124
B.3	Verhältnis von CO zu CO <sub>2</sub> für alle 2 Versuche für Pur 3554 für T=400 °C und O <sub>2</sub> =15 Vol.-% . . . . .	124
B.4	CO <sub>2</sub> , CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3554 mit T=400 °C und O <sub>2</sub> =18 Vol.-% . . . . .	125
B.5	Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3554 für T=400 °C und O <sub>2</sub> =18 Vol.-% . . . . .	125
B.6	Verhältnis von CO zu CO <sub>2</sub> für alle 3 Versuche für Pur 3554 für T=400 °C und O <sub>2</sub> =18 Vol.-% . . . . .	126
B.7	CO <sub>2</sub> , CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3554 mit T=400 °C und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% . . . . .	126
B.8	Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3554 für T=400 °C und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% . . . . .	127
B.9	Verhältnis von CO zu CO <sub>2</sub> für alle 3 Versuche für Pur 3554 für T=400 °C und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% . . . . .	127
B.10	CO <sub>2</sub> , CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3554 mit T=700 °C und O <sub>2</sub> =15 Vol.-% . . . . .	128
B.11	Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3554 für T=700 °C und O <sub>2</sub> =15 Vol.-% . . . . .	128
B.12	Verhältnis von CO zu CO <sub>2</sub> für alle 5 Versuche für Pur 3554 für T=700 °C und O <sub>2</sub> =15 Vol.-% . . . . .	129
B.13	CO <sub>2</sub> , CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3554 mit T=700 °C und O <sub>2</sub> =18 Vol.-% . . . . .	129
B.14	Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3554 für T=700 °C und O <sub>2</sub> =18 Vol.-% . . . . .	130
B.15	Verhältnis von CO zu CO <sub>2</sub> für alle 3 Versuche für Pur 3554 für T=700 °C und O <sub>2</sub> =18 Vol.-% . . . . .	130
B.16	Zeitlicher Verlauf der gemessenen Volumenanteile an CO <sub>2</sub> und CO für Pur 3554 für 50 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter . . . . .	131
B.17	Zeitlicher Verlauf der gemessenen HCN-Konzentration und der gemessenen O <sub>2</sub> -Volumenanteile für Pur 3554 für 50 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter . . . . .	131
B.18	Extinktionskoeffizient und Massenverlustrate für Pur 3554 für 50 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter . . . . .	132
B.19	Wärmefreisetzungsrate und freigesetzte Gesamtwärme für Pur 3554 für 50 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter . . . . .	132
B.20	CO <sub>2</sub> , CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3045 SE für T=400 °C und O <sub>2</sub> =15 Vol.-% . . . . .	133
B.21	Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3045 SE für T=400 °C und O <sub>2</sub> =15 Vol.-% . . . . .	133

B.22 Verhältnis von CO zu CO <sub>2</sub> für alle 4 Versuche für Pur 3045 SE für T=400 °C und O <sub>2</sub> =15 Vol.-%	134
B.23 CO <sub>2</sub> , CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3045 SE für T=400 °C und O <sub>2</sub> =18 Vol.-%	134
B.24 Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3045 SE für T=400 °C und O <sub>2</sub> =18 Vol.-%	135
B.25 Verhältnis von CO zu CO <sub>2</sub> für alle 3 Versuche für Pur 3045 SE für T=400 °C und O <sub>2</sub> =18 Vol.-%	135
B.26 CO <sub>2</sub> , CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3045 SE für T=400 °C und O <sub>2</sub> =21 Vol.-%	136
B.27 Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3045 SE für T=400 °C und O <sub>2</sub> =21 Vol.-%	136
B.28 Verhältnis von CO zu CO <sub>2</sub> für alle 3 Versuche für Pur 3045 SE für T=400 °C und O <sub>2</sub> =21 Vol.-%	137
B.29 CO <sub>2</sub> , CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3045 SE für T=700 °C und O <sub>2</sub> =15 Vol.-%	137
B.30 Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3045 SE für T=700 °C und O <sub>2</sub> =15 Vol.-%	138
B.31 Verhältnis von CO zu CO <sub>2</sub> für alle 3 Versuche für Pur 3045 SE für T=700 °C und O <sub>2</sub> =15 Vol.-%	138
B.32 CO <sub>2</sub> , CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3045 SE für T=700 °C und O <sub>2</sub> =18 Vol.-%	139
B.33 Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3045 SE für T=700 °C und O <sub>2</sub> =18 Vol.-%	139
B.34 Verhältnis von CO zu CO <sub>2</sub> für alle 4 Versuche für Pur 3045 SE für T=700 °C und O <sub>2</sub> =18 Vol.-%	140
B.35 Zeitlicher Verlauf der gemessenen Volumenanteile an CO <sub>2</sub> und CO für Pur 3045 SE für 50 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter	140
B.36 Zeitlicher Verlauf der gemessenen HCN-Konzentration und der gemessenen O <sub>2</sub> -Volumenanteile für Pur 3045 SE für 35 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter	141
B.37 Extinktionskoeffizient und Massenverlustrate für Pur 3045 SE für 35 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter	141
B.38 Wärmefreisetzungsrate und freigesetzte Gesamtwärme für Pur 3045 SE für 35 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter	141
B.39 Zeitlicher Verlauf der gemessenen Volumenanteile an CO <sub>2</sub> und CO für Pur 3045 SE für 50 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter	142
B.40 Zeitlicher Verlauf der gemessenen HCN-Konzentration und der gemessenen O <sub>2</sub> -Volumenanteile für Pur 3045 SE für 50 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter	142
B.41 Extinktionskoeffizient und Massenverlustrate für Pur 3045 SE für 50 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter	143
B.42 Wärmefreisetzungsrate und freigesetzte Gesamtwärme für Pur 3045 SE für 50 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter	143
B.43 Reaktionskoeffizienten für die Untersuchungen im DIN-Rohr 400 <sub>15</sub> – 700 <sub>21</sub> [°C <sub>Vol.-%</sub> ] und im Cone Calorimeter 35 <sub>21</sub> – 50 <sub>21</sub> [kW <sub>m<sup>2</sup></sub> ] für Polyurethan 3045 SE (schwer entflammbar)	144
B.44 CO <sub>2</sub> , CO und HCl Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für PVC-hart für T=400 °C und O <sub>2</sub> =15 Vol.-%	145
B.45 Rauchdichte und Ofentemperatur für PVC-hart für T=400 °C und O <sub>2</sub> =15 Vol.-%	145
B.46 Verhältnis von CO zu CO <sub>2</sub> für einen Versuch für PVC-hart für T=400 °C und O <sub>2</sub> =15 Vol.-%	146



B.47 CO <sub>2</sub> , CO und HCl Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für PVC-hart für T=400 °C und O <sub>2</sub> =18 Vol.-% . . . . .	146
B.48 Rauchdichte und Ofentemperatur für PVC-hart für T=400 °C und O <sub>2</sub> =18 Vol.-% . . . . .	147
B.49 Verhältnis von CO zu CO <sub>2</sub> für einen Versuch für PVC-hart für T=400 °C und O <sub>2</sub> =18 Vol.-% . . . . .	147
B.50 CO <sub>2</sub> , CO und HCl Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für PVC-hart für T=400 °C und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% . . . . .	148
B.51 Rauchdichte und Ofentemperatur für PVC-hart für T=400 °C und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% . . . . .	148
B.52 Verhältnis von CO zu CO <sub>2</sub> für einen Versuch für PVC-hart für T=400 °C und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% . . . . .	149
B.53 CO <sub>2</sub> , CO und HCl Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für PVC-hart für T=700 °C und O <sub>2</sub> =15 Vol.-% . . . . .	149
B.54 Rauchdichte und Ofentemperatur für PVC-hart für T=700 °C und O <sub>2</sub> =15 Vol.-% . . . . .	150
B.55 Verhältnis von CO zu CO <sub>2</sub> für alle 3 Versuche für PVC-hart für T=700 °C und O <sub>2</sub> =15 Vol.-% . . . . .	150
B.56 CO <sub>2</sub> , CO und HCl Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für PVC-hart für T=700 °C und O <sub>2</sub> =18 Vol.-% . . . . .	151
B.57 Rauchdichte und Ofentemperatur für PVC-hart für T=700 °C und O <sub>2</sub> =18 Vol.-% . . . . .	151
B.58 Verhältnis von CO zu CO <sub>2</sub> für alle 4 Versuche für PVC-hart für T=700 °C und O <sub>2</sub> =18 Vol.-% . . . . .	152
B.59 Zeitlicher Verlauf der gemessenen Volumenanteile an CO <sub>2</sub> und CO für PVC-hart für 35 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter . . . . .	152
B.60 Zeitlicher Verlauf der gemessenen HCl-Konzentration und der gemessenen O <sub>2</sub> -Volumenanteile für PVC-hart für 35 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter	153
B.61 Extinktionskoeffizient und Massenverlustrate für PVC-hart für 35 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter . . . . .	153
B.62 Wärmefreisetzungsrate und freigesetzte Gesamtwärme für PVC-hart für 35 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter . . . . .	153
B.63 Zeitlicher Verlauf der gemessenen Volumenanteile an CO <sub>2</sub> und CO für PVC-hart für 50 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter . . . . .	154
B.64 Zeitlicher Verlauf der gemessenen HCl-Konzentration und der gemessenen O <sub>2</sub> -Volumenanteile für PVC-hart für 50 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter	154
B.65 Extinktionskoeffizient und Massenverlustrate für PVC-hart für 50 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter . . . . .	155
B.66 Wärmefreisetzungsrate und freigesetzte Gesamtwärme für PVC-hart für 50 kW/m <sup>2</sup> und O <sub>2</sub> =21 Vol.-% im Cone Calorimeter . . . . .	155
B.67 Reaktionskoeffizienten für die Untersuchungen im DIN-Rohr 400 <sub>15</sub> – 700 <sub>21</sub> [°C <sub>Vol.-%</sub> ] und im Cone Calorimeter 35 <sub>21</sub> – 50 <sub>21</sub> [kW/m <sup>2</sup> <sub>Vol.-%</sub> ] für PVC-hart . . . . .	156

## Tabellenverzeichnis

---

2.1	AEGL-Werte für Substanzen, die qualitativ und quantitativ als Leitkomponenten die Brandrauchtoxizität beeinflussen nach [AEG02, Umw, vfd14] . . . . .	13
2.2	Reizgas-Konzentrationen, die bei 50 % der Bevölkerung die Flucht beeinträchtigen [Pur02] . . . . .	17
2.3	Letale Dosen der Reizgase, die zu schweren Lungenschäden oder zum Erstickungstod führen können [Pur02] . . . . .	18
2.4	Grenzwerte der raucharmen Schichten für verschiedene Gebäudearten [Sch09a] . . . . .	24
2.5	Grenzwerte sicherheitstechnische Kenngrößen für die Personensicherheit . . . . .	27
3.1	Anwendbarkeit und Aussagekraft von CFD-Modellen anhand von ANSYS CFX . . . . .	31
5.1	Ausgewählte Stoffkennwerte für untersuchte Kunststoffe [Sch09a] . . . . .	42
5.2	Versuchsbedingungen aller untersuchter Stoffe aus DIN-Rohr-Versuchsreihen . . . . .	47
5.3	Ergebnisse aus den DIN-Rohr Untersuchungen für T=200 °C und O <sub>2</sub> =15 Vol.-%, 18 Vol.-% und 21 Vol.-% . . . . .	50
5.4	Reaktionskoeffizienten zum Aufstellen von Verbrennungsgleichungen der Stoffe Pur 3554, Pur 3045 SE und PVC-hart aus den Untersuchungen am DIN-Rohr und Cone Calorimeter . . . . .	57
6.1	Standardbildungsenthalpien der an der Verbrennung teilnehmenden Edukte und entstehenden Produkte . . . . .	66
6.2	Auswahl der physikalischen Modelle und Randbedingungen für die Brandsimulation (Fortsetzung Tabelle nächste Seite) . . . . .	68
6.3	Auswahl der physikalischen Modelle und Randbedingungen für die Brandsimulation (Fortsetzung) . . . . .	69
6.4	Ergebnisse der Gitterkonvergenzstudie: Berechnete Fehlernormen für drei verschiedene Gitterweiten . . . . .	71
6.5	Definition der Wegstrecke im Room Corner Test zur Abfrage der Transmission und des Extinktionskoeffizienten . . . . .	84
6.6	Auswahl der physikalischen Modelle und Randbedingungen für die Brandsimulation Rabot . . . . .	87
A.1	Stoffkennwerte für Brandrauchprodukte . . . . .	118

## Verzeichnis der Anhänge

---

A	Stoffkennwerte . . . . .	118
B	Einfluss der Temperatur- und Ventilationsbedingungen auf die Rauchgaszusammensetzung Fortsetzung aus Kapitel 5 . . . . .	123
B.1	Ergebnis der Analyse zur Brandrauchzusammensetzung aus DIN-Rohr und Cone Calorimeter - Pur 3554 . . . . .	123
B.2	Ergebnis der Analyse zur Brandrauchzusammensetzung aus DIN-Rohr und Cone Calorimeter - Pur 3045 SE . . . . .	133
B.3	Ergebnis der Analyse zur Brandrauchzusammensetzung aus DIN-Rohr und Cone Calorimeter - PVC-hart . . . . .	145
C	Glossar . . . . .	157

## Anhang

---

### A Stoffkennwerte

Die folgende Tabelle A.1 enthält Stoffkennwerte für die Verbrennungsprodukte aus den experimentellen Untersuchungen der Brandrauchzusammensetzung:

Stoffe mit Summenformel	Zustand	Eigenschaften	Molare Masse [kg/mol]	Dichte [kg/m <sup>3</sup> ]	Spezifische Dichte [-]	Molare Bildungsenthalpie [kJ/mol]
Kohlenmonoxid <i>CO</i>	g	farblos, geruchlos, leichter als Luft, hochentzündlich	28.0	1.2506	0.97	-111.0
Kohlenstoffdioxid <i>CO<sub>2</sub></i>	g	farblos, geruchlos, schwerer als Luft, nicht brennbar	44.01	1.9767	1.5289	-394.0
Cyanwasserstoff <i>HCN</i>	g	farblos, bittermandelartig, Dämpfe leichter als Luft, hochentzündlich	27.03	690	0.93	131.0
Chlorwasserstoff <i>HCl</i>	g	farblos, stechend, schwerer als Luft, nicht brennbares Gas	36.46	1.6423	1.27	-92.0
Ruß <i>C</i>	s	schwarz, geruchlos, brennbarer Feststoff, unlöslich in Wasser	12.01	1800-2100	-	0
Wasser <i>H<sub>2</sub>O</i>	l	farblos, geruchlos	18.02	1000	0.631	-242.0
Stickstoffdioxid <i>N<sub>2</sub></i>	g	bräunlich, stechender Geruch	46.01		2.62	0

Tabelle A.1: Stoffkennwerte für Brandrauchprodukte

Die technischen Datenblätter für die untersuchten Kunststoffe Polyurethan CP 3554, Polyurethan CP 3045 SE und Polyvinylchlorid sowie der verwendeten Sauerstoffsonde aus den experimentellen Untersuchungen am DIN-Rohr und Cone Calorimeter sind nachfolgend aufgeführt:

## Technisches Datenblatt / technical data sheet

Typenbezeichnung / grade:	<b>CP 3554</b>
Werkstoff / material:	Polyurethanschaum auf Polyetherbasis / polyether based polyurethane foam
Standardeinfärbung / colour:	weiss / white

### Rohblockabmessungen / block dimensions

Blockbreite / block width:	2030 mm	-0 / +30 mm
Blockhöhe / block height:	1200 mm	-0 / +50 mm

### physikalische Eigenschaften / physical properties:

<u>physikalische Eigenschaften / physical properties:</u>	<u>Prüfmethode / test method</u>	<u>Sollwert / nominal value *</u>
Netto-Rohdichte / net density in kg/m <sup>3</sup> :	ISO 845	33,5 kg/m <sup>3</sup>
Stauchhärte / compression load deflection:	ISO 3386	5,4 kPa
Eindrückhärte / indentation load deflection [B]:	ISO 2439	235 N
Zugfestigkeit / tensile strength:	ISO 1798	> 120 kPa
Bruchdehnung / elongation at break:	ISO 1798	> 120 %
Druckverformungsrest / compression set [22h / 70°C / 50%]:	ISO 1856	< 5 %

Brennverhalten / flammability:

Es werden keine physikalischen Treibmittel wie FCKW's, H-FCKW's oder Methylen in der Produktion eingesetzt.

No physical blowing agents like FCKW's, H-FCKW's or methylene chloride are used in the production.

Der Schaum entspricht den Anforderungen / the foam meets the requirements	Öko-Tex 100 - Klasse 1
--	------------------------

\* es gelten die handelsüblichen Toleranzen / tolerances as usual in trade

### **Qualitätssicherung / quality assurance**

## Technisches Datenblatt / technical data sheet

Typenbezeichnung / grade:	<b>CP 3045 SE</b>
Werkstoff / material:	Polyurethanschaum auf Polyetherbasis / polyether based polyurethane foam
Standardeinfärbung / colour:	anthrazit / dark grey

### Rohblockabmessungen / block dimensions

Blockbreite / block width:	2030 mm	-0 / +30 mm
Blockhöhe / block height:	1200 mm	-0 / +50 mm

### physikalische Eigenschaften / physical properties:

<u>physikalische Eigenschaften / physical properties:</u>	<u>Prüfmethode / test method</u>	<u>Sollwert / nominal value *</u>
Netto-Rohdichte / net density in kg/m <sup>3</sup> :	ISO 845	28,5 kg/m <sup>3</sup>
Stauchhärte / compression load deflection:	ISO 3386	4,5 kPa
Eindrückhärte / indentation load deflection [B]:	ISO 2439	195 N
Zugfestigkeit / tensile strength:	ISO 1798	> 120 kPa
Bruchdehnung / elongation at break:	ISO 1798	> 120 %
Druckverformungsrest / compression set [22h / 70°C / 50%]:	ISO 1856	< 7 %
Brennverhalten / flammability:		FMVSS 302

Es werden keine physikalischen Treibmittel wie FCKW's, H-FCKW's oder Methylen in der Produktion eingesetzt.

No physical blowing agents like FCKW's, H-FCKW's or methylene chloride are used in the production.

Der Schaum entspricht den Anforderungen / the foam meets the requirements	Öko-Tex 100 - Klasse 4
--	------------------------

\* es gelten die handelsüblichen Toleranzen / tolerences as usual in trade

### **Qualitätssicherung / quality assurance**

## Werkstoffdatenblatt



Eigenschaften von PVC hart *			
Technische Daten	Prüfmethode	Einheit	PVC-CAW
Dichte	ISO 1183	g/cm <sup>3</sup>	1,440
Streckspannung	DIN EN ISO 527	MPa	58
Dehnung bei Streckspannung	DIN EN ISO 527	%	3
Reißdehnung	DIN EN ISO 527	%	15
Zug-E-Modul	DIN EN ISO 527	MPa	> 3000
Schlagzähigkeit	DIN EN ISO 179	kJ/m <sup>2</sup>	ohne Bruch
Kerbschlagzähigkeit	DIN EN ISO 179	kJ/m <sup>2</sup>	4
Kugeldruckhärte	DIN EN ISO 2039-1	MPa	130
Shorehärte, D	ISO 868		82
Mittlerer thermischer Längenausdehnungskoeffizient	DIN 53752	K <sup>-1</sup>	0,8x10 <sup>-4</sup>
Wärmeleitfähigkeit	DIN 52612	W/m·K	0,159
Durchschlagfestigkeit	DIN IEC 60167	kV/mm	39
Spez. Oberflächenwiderstand	IEC 60093	Ohm	10 <sup>13</sup>
Temperatureinsatzbereich		°C	0 bis +60
Chem. Widerstandsfähigkeit	sehr gut im Kontakt mit vielen Säuren und Laugen		
Physiologisch unbedenklich			nein
Brandverhalten	DIN 4102		schwer entflammbar bis 4 mm *4, *5
Verarbeitung			
Schweißen			ja
Kleben, GFK-Beschichten			ja
Lackieren, Bedrucken			ja
Warmformen			gut

\*4 DIN 4102 mt B1 Prüfzeugnis

\*5 UL 94 V-0

\* Alle Angaben sind Richtwerte. Sie basieren zu Teilen auf Mittelwerten unserer Haupt-Rohstofflieferanten und eigenen Messungen und entsprechen dem heutigen Stand unserer Kenntnisse. Wir behalten uns vor, die Daten dieser Tabelle bei Lieferantenwechsel nicht auszutauschen, da wir immer adäquate Werkstoffe einsetzen. Für konkrete Einsatzzwecke kann die Eignung der Produkte anhand der o.a. Werte nicht rechtsverbindlich zugesichert werden. Alle Angaben insoweit annähernd zur allgem. Information (Irrtum und Druckfehler vorbehalten), sie stellen keine zugesicherten Eigenschaftswerte dar, sollen nicht zu Spezifikationszwecken oder als alleinige Grundlage für Konstruktionen herangezogen werden und befreien unsere Abnehmer nicht von eigener Prüfung.

**LIEDTKE KUNSTSTOFFTECHNIK VELBERT**

[www.l-kt.de](http://www.l-kt.de)

[info@liedtke-kunststofftechnik.de](mailto:info@liedtke-kunststofftechnik.de)

Stand: Feb. 2010

## Technische Daten

Länge.....	50...300 mm
Durchmesser .....	10 mm
Masse .....	0,5 kg
Abmessung Klemmkopf .....	64 x 58 x 36 mm
Schutzgrad .....	IP42, andere auf Anfrage
Einbauvarianten.....	KF25, KF40, Gewinde M18 x 1,5
Betriebsspannung .....	24 V DC
Leistungsaufnahme .....	17 W
Aufheizzeit .....	ca. 5 min
Sensorspannung (Rohsignal).....	0...200 mV (0...300 mV auf Anfrage)
Messbereich .....	15 ppm...20,6 Vol.-% O <sub>2</sub> (0...200 mV) 0,13ppm...20,6 Vol.-% (0...300 mV)
Genauigkeit .....	< 5 % rel. Fehler
Messgastemperatur.....	max. 300 °C
Betriebstemperatur der Sonde .....	700 °C
Umgebungsbedingungen Sondenkopf.....	max. 50 °C, rel. Luftfeuchte < 80 %
Offset .....	ca. -2...-8 mV (abgleichbar)
Ausgangssignal .....	4-20 mA (0-5 V, 0-10 V auf Anfrage)

### Steckerbelegung:

1	Analog Ausgang	+ I <sub>A</sub>
2	Analog Ausgang	GND I <sub>A</sub>
3	Betriebsspannung	GND V <sub>B</sub>
4	Betriebsspannung	+ 24 V V <sub>B</sub>
5	Relais	RDY

### Berechnung der Sauerstoffkonzentration

Der Sauerstoffpartialdruck wird mit der NERNSTschen Gleichung berechnet. Bei Normaldruck gilt:

$$\varphi(\text{O}_2) = 20,64 * e^{(-46,42 U/T)}$$

$\varphi(\text{O}_2)$ :	Sauerstoffkonzentration in Vol.-%
U:	Zellspannung in mV
T:	Zelltemperatur in K (700 °C = 973,15 K)
20,64:	Sauerstoffkonzentration in Luft bei 50 % rel. Luftfeuchtigkeit

### Für die Umrechnung des Ausgangssignals gilt bei einem Messbereich von 0...200 mV:

bei Stromausgang 4-20 mA:	1 mA $\cong$ 12,5 mV Zellspannung
bei Spannungsausgang 0-5 V:	1 V $\cong$ 40 mV Zellspannung
bei Spannungsausgang 0-10 V:	1 V $\cong$ 20 mV Zellspannung

**Rechenbeispiel für 0...200 mV:** Bei einem Ausgangsstrom von 5,5 mA ((5,5-4)<sub>ma</sub> x 12,5 mV = 18,75 mV) ergibt sich eine Sauerstoffkonzentration von  $\varphi(\text{O}_2) = 8,43$  Vol.-%.



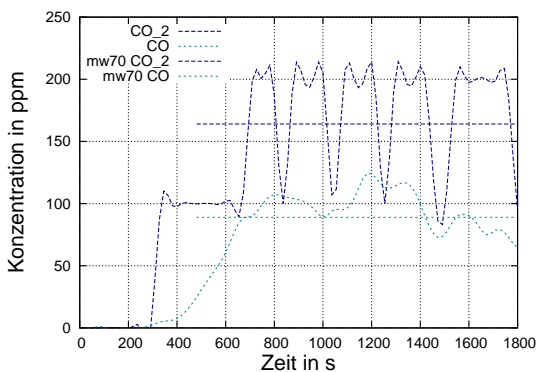


## B Einfluss der Temperatur- und Ventilationsbedingungen auf die Rauchgaszusammensetzung Fortsetzung aus Kapitel 5

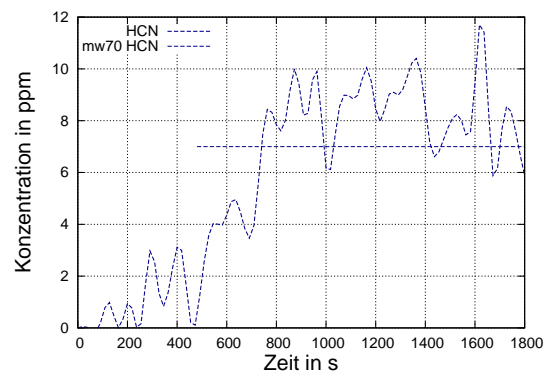
Die folgenden Diagramme zeigen die Ergebnisse der Messungen im DIN-Rohr und Cone Calorimeter für die drei Materialien Polyurethanschäum (Pur 3554), flammengeschützter Polyurethanschäum (Pur 3045 SE) sowie das Hart-Polyvinylchlorid (PVC-hart). Zu jeder Versuchskonfiguration wird ein Versuch als Referenzversuch für die jeweilige Messreihe gezeigt.

### B.1 Ergebnis der Analyse zur Brandrauchzusammensetzung aus DIN-Rohr und Cone Calorimeter - Pur 3554

#### DIN-Rohr Testbedingung $T=400\text{ °C}$ und $O_2=15\text{ Vol.-%}$ für Pur 3554

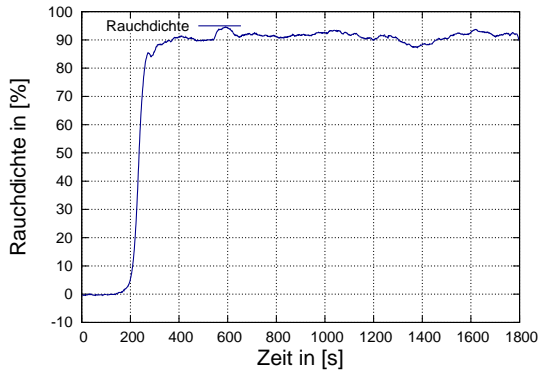


(a)  $CO_2$  und CO Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

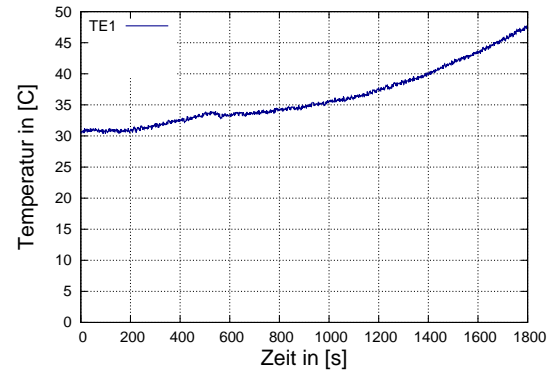


(b) HCN Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

Abbildung B.1:  $CO_2$ , CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3554 mit  $T=400\text{ °C}$  und  $O_2=15\text{ Vol.-%}$



(a) Rauchdichte in %



(b) Temperaturmessung mit TE 1 und TE 2 in °C

Abbildung B.2: Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3554 für  $T=400\text{ °C}$  und  $O_2=15\text{ Vol.-%}$

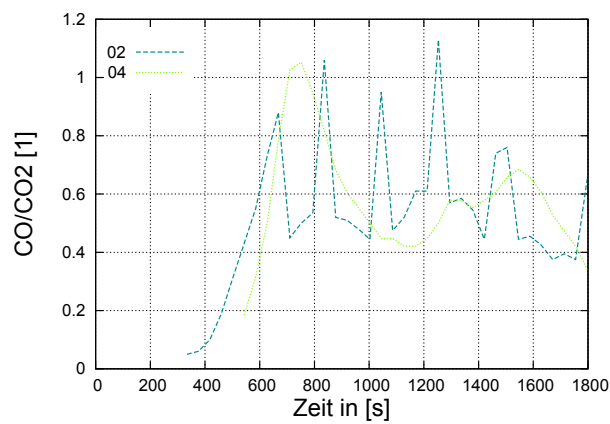
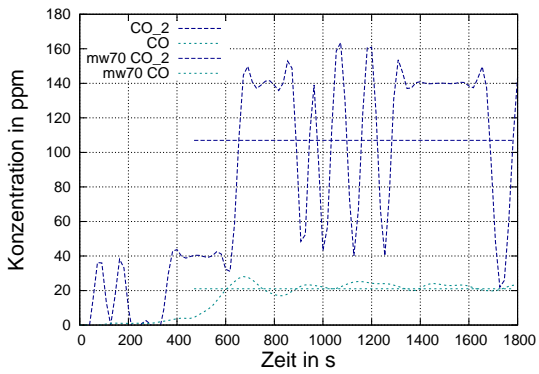
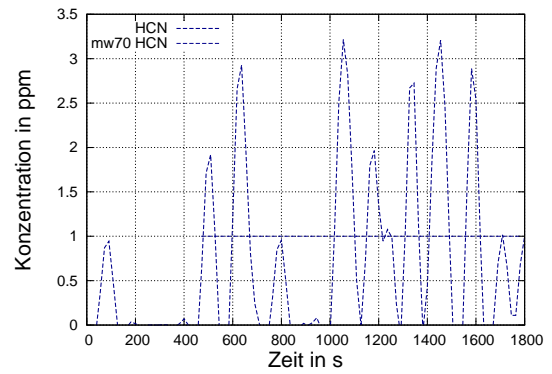


Abbildung B.3: Verhältnis von CO zu  $CO_2$  für alle 2 Versuche für Pur 3554 für  $T=400\text{ °C}$  und  $O_2=15\text{ Vol.-%}$

**DIN-Rohr Testbedingung  $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=18\text{ Vol.-%}$  für Pur 3554**

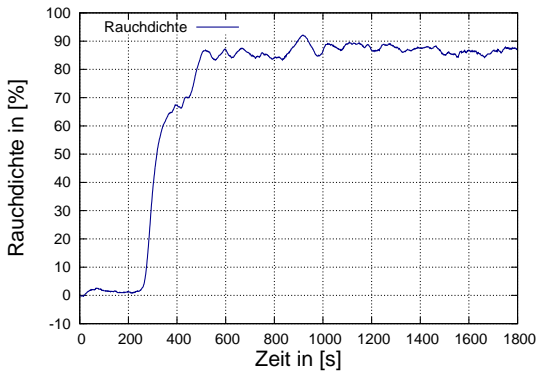


(a)  $\text{CO}_2$  und CO Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

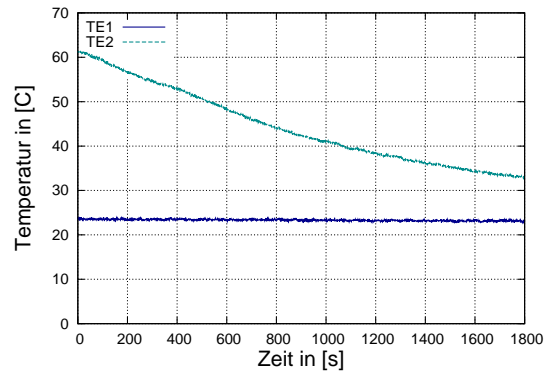


(b) HCN Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

Abbildung B.4:  $\text{CO}_2$ , CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3554 mit  $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=18\text{ Vol.-%}$



(a) Rauchdichte in %



(b) Temperaturmessung mit TE 1 und TE 2 in  $^{\circ}\text{C}$

Abbildung B.5: Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3554 für  $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=18\text{ Vol.-%}$

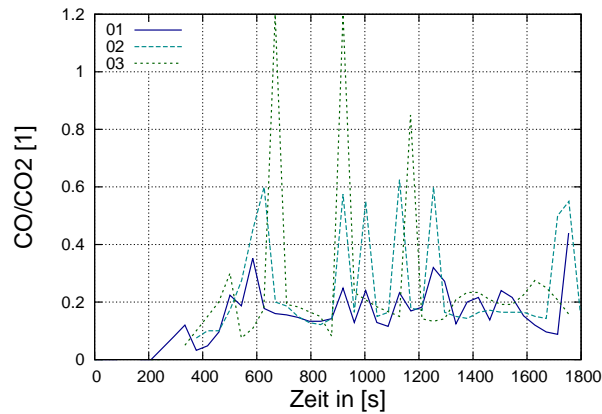
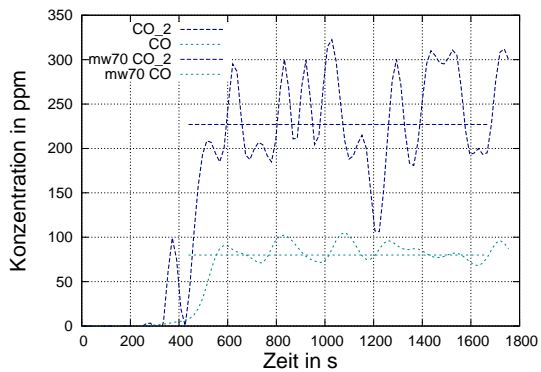
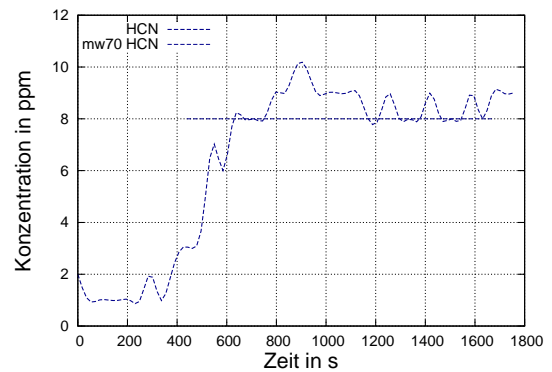


Abbildung B.6: Verhältnis von CO zu CO<sub>2</sub> für alle 3 Versuche für Pur 3554 für T=400 °C und O<sub>2</sub>=18 Vol.-%

**DIN-Rohr Testbedingung T=400 °C und O<sub>2</sub>=21 Vol.-% für Pur 3554**

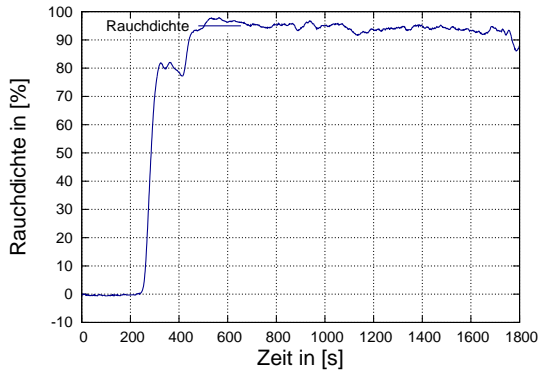


(a) CO<sub>2</sub> und CO Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

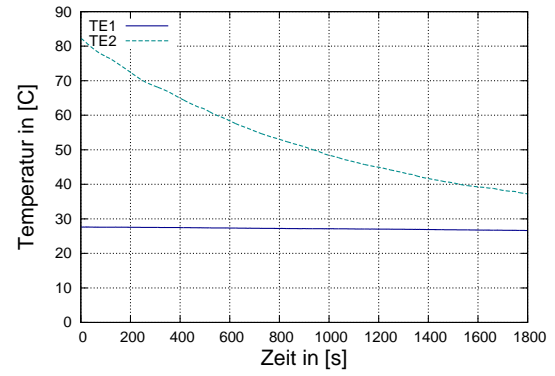


(b) HCN Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

Abbildung B.7: CO<sub>2</sub>, CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3554 mit T=400 °C und O<sub>2</sub>=21 Vol.-%



(a) Rauchdichte in %



(b) Temperaturmessung mit TE 1 und TE 2 in °C

Abbildung B.8: Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3554 für  $T=400\text{ °C}$  und  $O_2=21\text{ Vol.-%}$

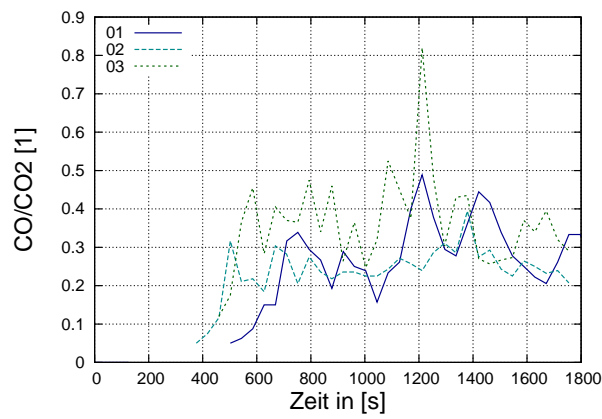
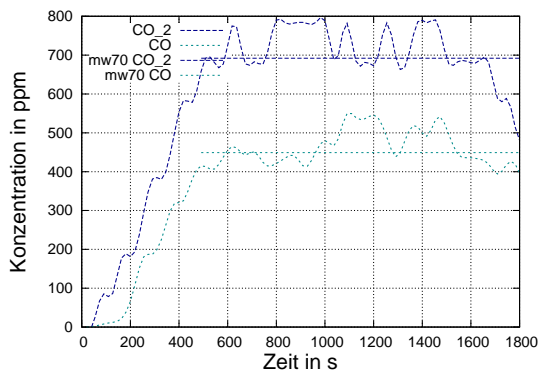
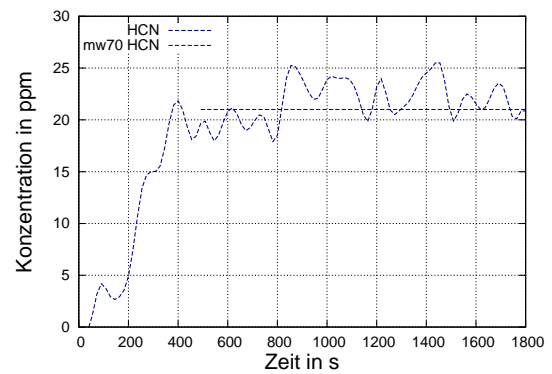


Abbildung B.9: Verhältnis von CO zu CO<sub>2</sub> für alle 3 Versuche für Pur 3554 für  $T=400\text{ °C}$  und  $O_2=21\text{ Vol.-%}$

**DIN-Rohr Testbedingung  $T=700\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=15\text{ Vol.-%}$  für Pur 3554**

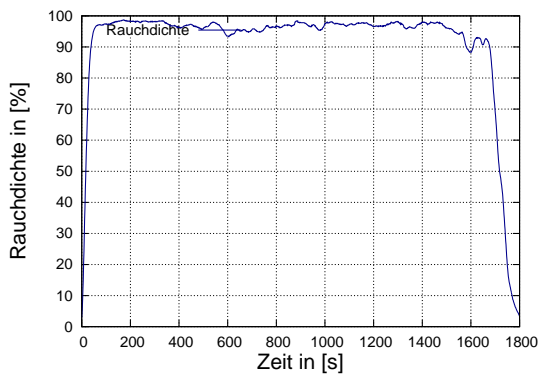


(a)  $\text{CO}_2$  und CO Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

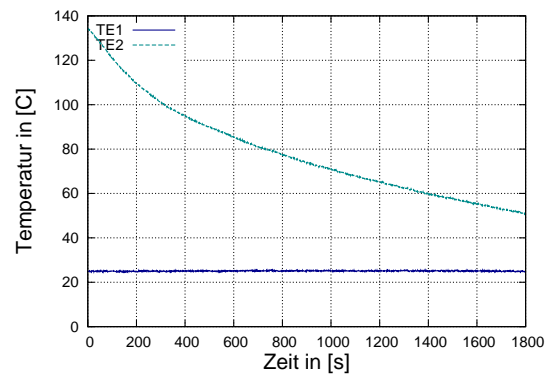


(b) HCN Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

Abbildung B.10:  $\text{CO}_2$ , CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3554 mit  $T=700\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=15\text{ Vol.-%}$



(a) Rauchdichte in %



(b) Temperaturmessung mit TE 1 und TE 2 in  $^{\circ}\text{C}$

Abbildung B.11: Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3554 für  $T=700\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=15\text{ Vol.-%}$

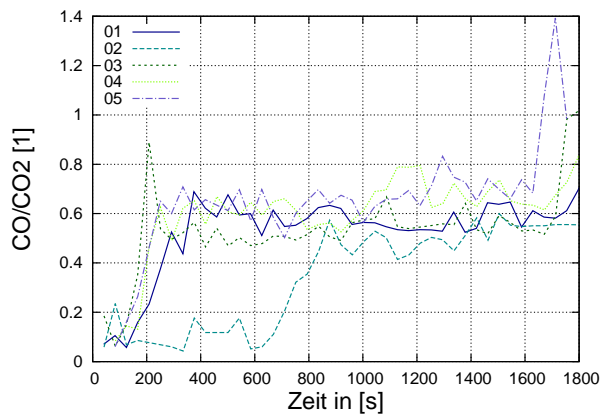
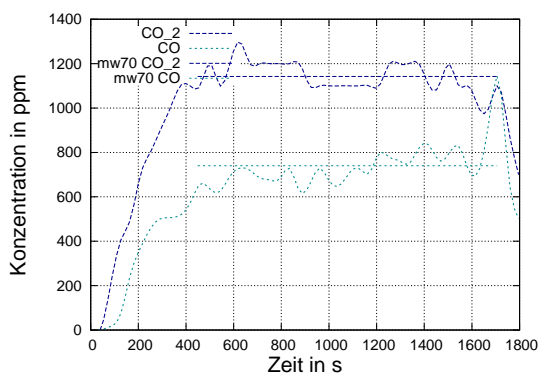
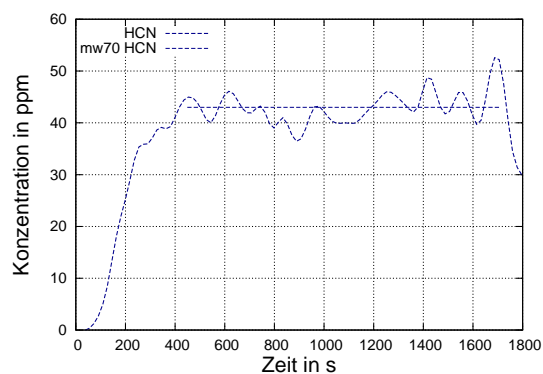


Abbildung B.12: Verhältnis von CO zu CO<sub>2</sub> für alle 5 Versuche für Pur 3554 für T=700 °C und O<sub>2</sub>=15 Vol.-%

**DIN-Rohr Testbedingung T=700 °C und O<sub>2</sub>=18 Vol.-% für Pur 3554**

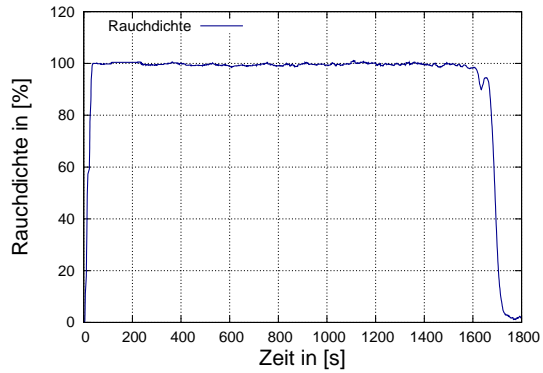


(a) CO<sub>2</sub> und CO Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

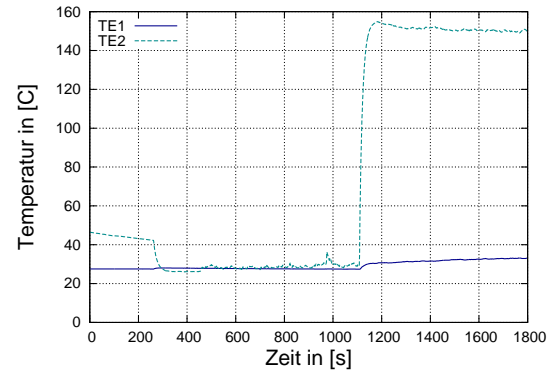


(b) HCN Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

Abbildung B.13: CO<sub>2</sub>, CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3554 mit T=700 °C und O<sub>2</sub>=18 Vol.-%



(a) Rauchdichte in %



(b) Temperaturmessung mit TE 1 und TE 2 in °C

Abbildung B.14: Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3554 für  $T=700\text{ °C}$  und  $O_2=18\text{ Vol.-%}$

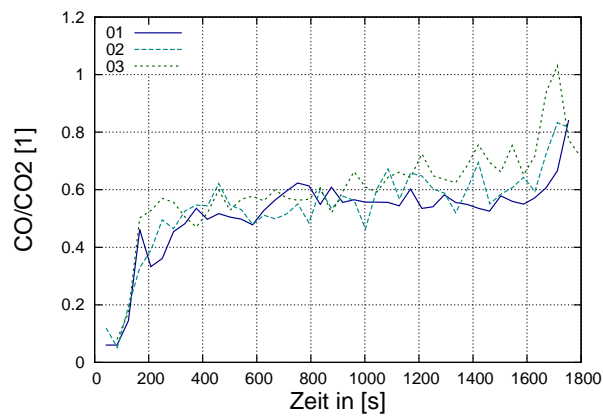
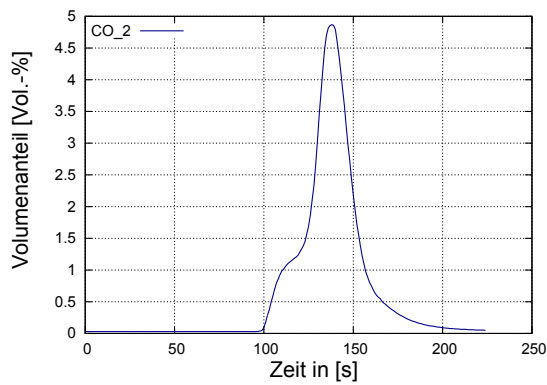


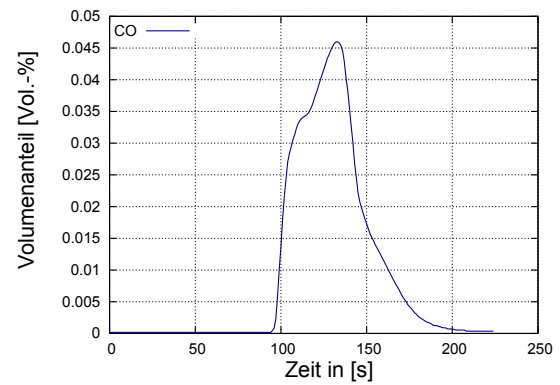
Abbildung B.15: Verhältnis von CO zu CO<sub>2</sub> für alle 3 Versuche für Pur 3554 für  $T=700\text{ °C}$  und  $O_2=18\text{ Vol.-%}$



**Cone Calorimeter Testbedingung  $50 \text{ kW/m}^2$  und  $\text{O}_2=21 \text{ Vol.-%}$  für Pur 3554**

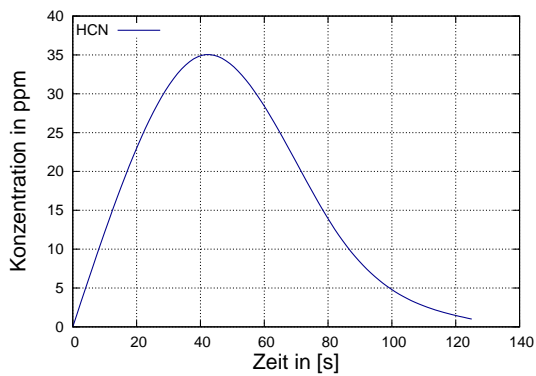


(a) CO<sub>2</sub> Volumenanteil in Vol.-%

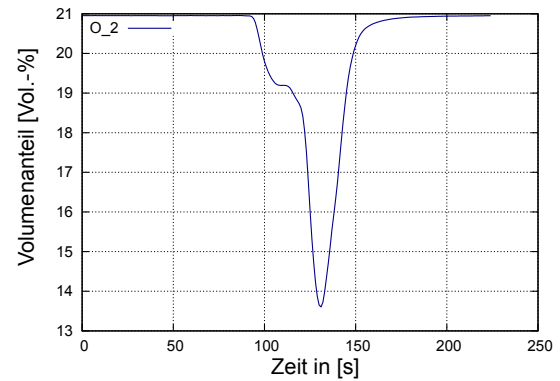


(b) CO Volumenanteil in Vol.-%

Abbildung B.16: Zeitlicher Verlauf der gemessenen Volumenanteile an CO<sub>2</sub> und CO für Pur 3554 für  $50 \text{ kW/m}^2$  und  $\text{O}_2=21 \text{ Vol.-%}$  im Cone Calorimeter

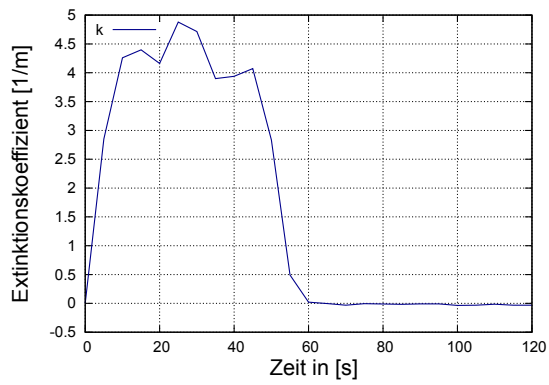


(a) HCN Konzentration in ppm

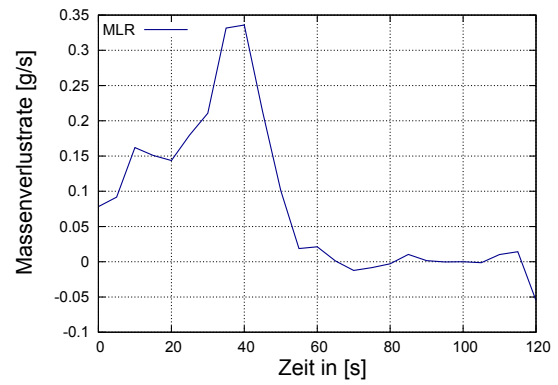


(b) O<sub>2</sub> Volumenanteil in Vol.-%

Abbildung B.17: Zeitlicher Verlauf der gemessenen HCN-Konzentration und der gemessenen O<sub>2</sub>-Volumenanteile für Pur 3554 für  $50 \text{ kW/m}^2$  und  $\text{O}_2=21 \text{ Vol.-%}$  im Cone Calorimeter

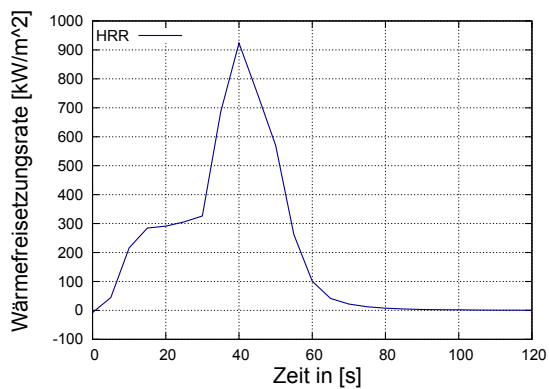


(a) Extinktionskoeffizient in 1/m

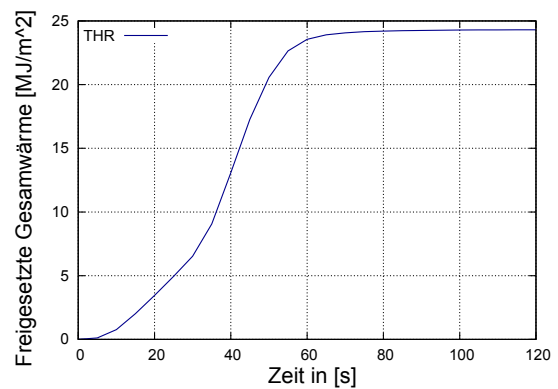


(b) Massenverlustrate in g/s

Abbildung B.18: Extinktionskoeffizient und Massenverlustrate für Pur 3554 für  $50 \text{ kW/m}^2$  und  $\text{O}_2=21 \text{ Vol.-%}$  im Cone Calorimeter



(a) Wärmefreisetzungsrate in  $\text{kW/m}^2$

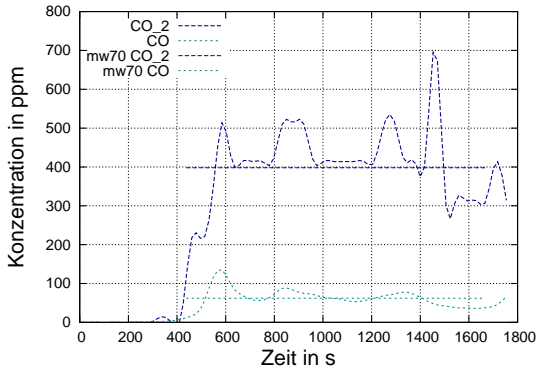


(b) Freigesetzte Gesamtwärme in  $\text{MJ/m}^2$

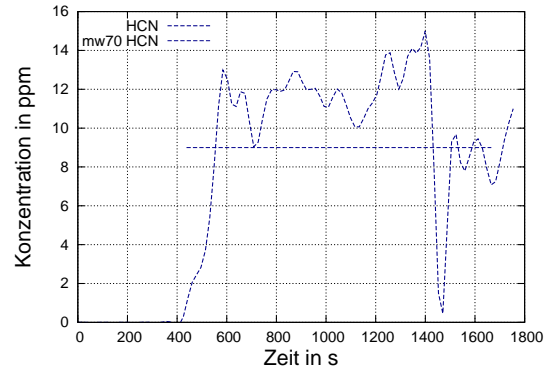
Abbildung B.19: Wärmefreisetzungsrate und freigesetzte Gesamtwärme für Pur 3554 für  $50 \text{ kW/m}^2$  und  $\text{O}_2=21 \text{ Vol.-%}$  im Cone Calorimeter

B.2 Ergebnis der Analyse zur Brandrauchzusammensetzung aus DIN-Rohr und Cone Calorimeter - Pur 3045 SE

DIN-Rohr Testbedingung  $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=15\text{ Vol.-%}$  für Pur 3045 SE

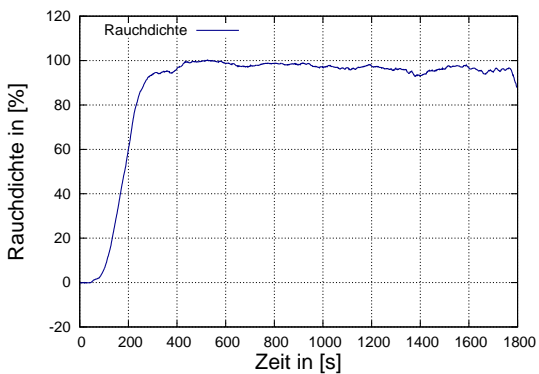


(a)  $\text{CO}_2$  und CO Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

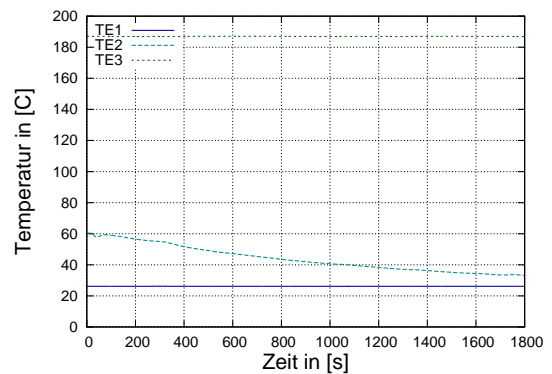


(b) HCN Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

Abbildung B.20:  $\text{CO}_2$ , CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3045 SE für  $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=15\text{ Vol.-%}$



(a) Rauchdichte in %



(b) Temperaturmessung mit TE 1 und TE 2 in  $^{\circ}\text{C}$

Abbildung B.21: Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3045 SE für  $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=15\text{ Vol.-%}$

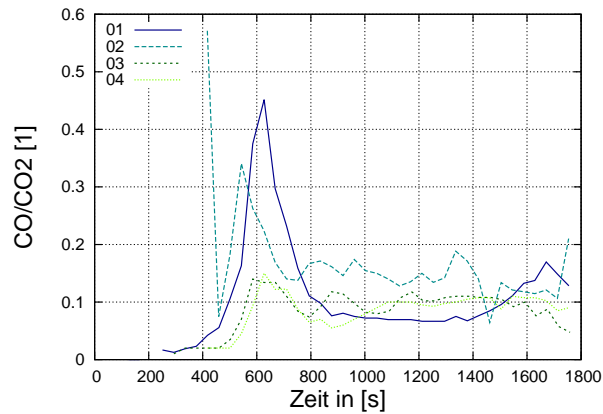
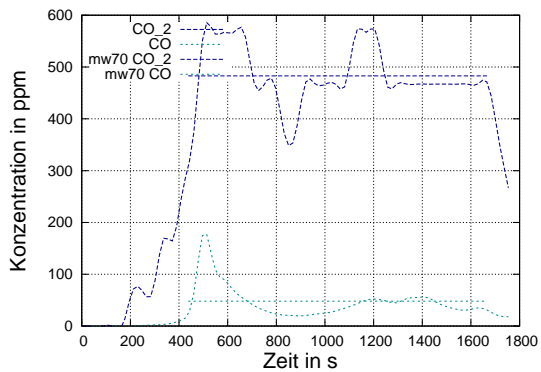
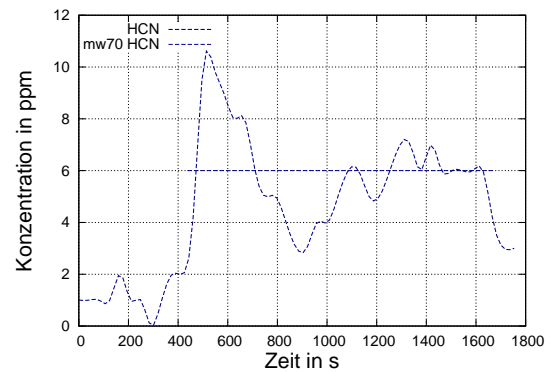


Abbildung B.22: Verhältnis von CO zu CO<sub>2</sub> für alle 4 Versuche für Pur 3045 SE für T=400 °C und O<sub>2</sub>=15 Vol.-%

**DIN-Rohr Testbedingung T=400 °C und O<sub>2</sub>=18 Vol.-% für Pur 3045 SE**

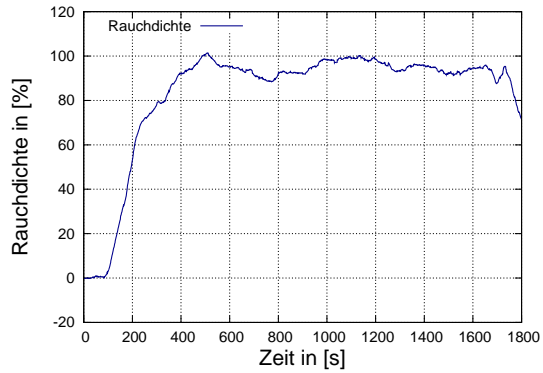


(a) CO<sub>2</sub> und CO Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

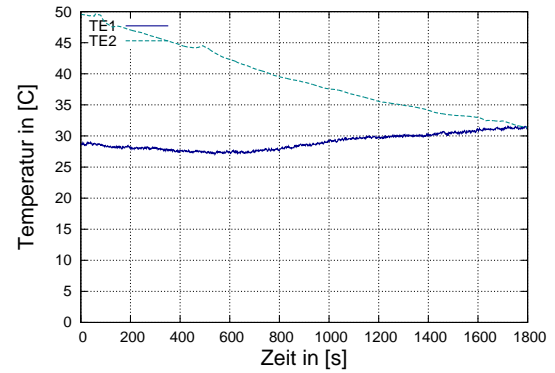


(b) HCN Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

Abbildung B.23: CO<sub>2</sub>, CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3045 SE für T=400 °C und O<sub>2</sub>=18 Vol.-%



(a) Rauchdichte in %



(b) Temperaturmessung mit TE 1 und TE 2 in °C

Abbildung B.24: Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3045 SE für  $T=400\text{ °C}$  und  $O_2=18\text{ Vol.-%}$

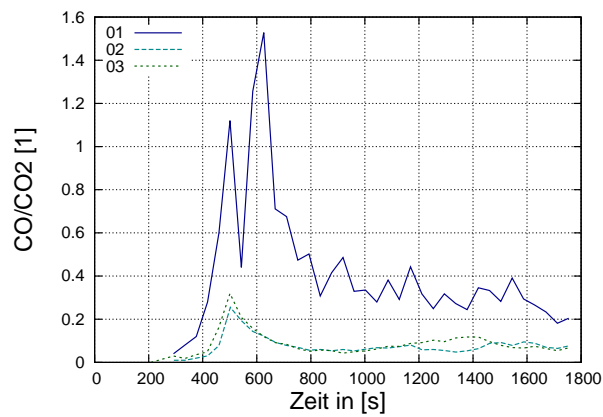
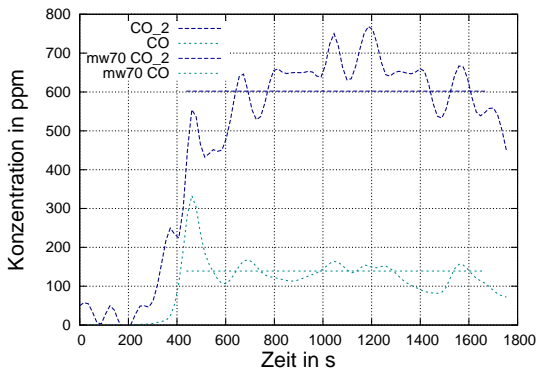
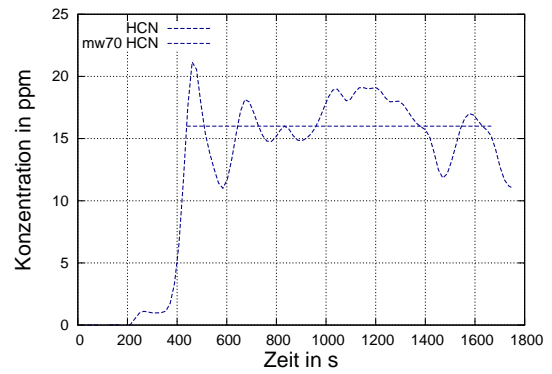


Abbildung B.25: Verhältnis von CO zu CO<sub>2</sub> für alle 3 Versuche für Pur 3045 SE für  $T=400\text{ °C}$  und  $O_2=18\text{ Vol.-%}$

**DIN-Rohr Testbedingung  $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=21\text{ Vol.-%}$  für Pur 3045 SE**

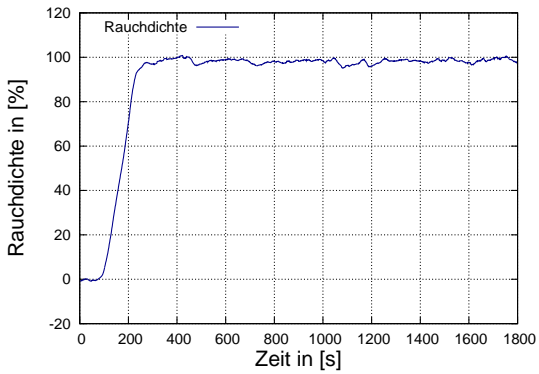


(a)  $\text{CO}_2$  und CO Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

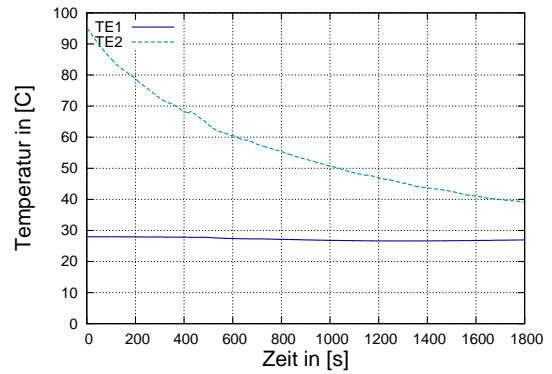


(b) HCN Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

Abbildung B.26:  $\text{CO}_2$ , CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3045 SE für  $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=21\text{ Vol.-%}$



(a) Rauchdichte in %



(b) Temperaturmessung mit TE 1 und TE 2 in  $^{\circ}\text{C}$

Abbildung B.27: Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3045 SE für  $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=21\text{ Vol.-%}$

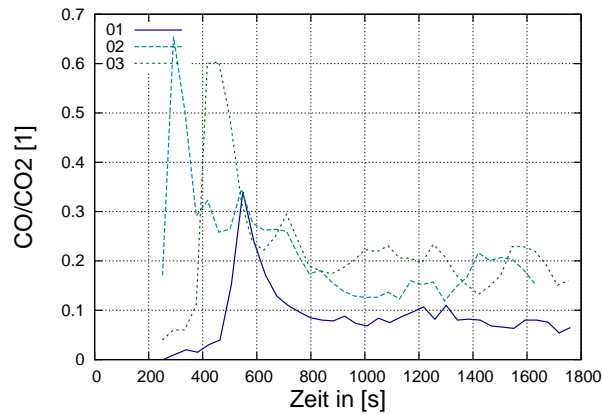
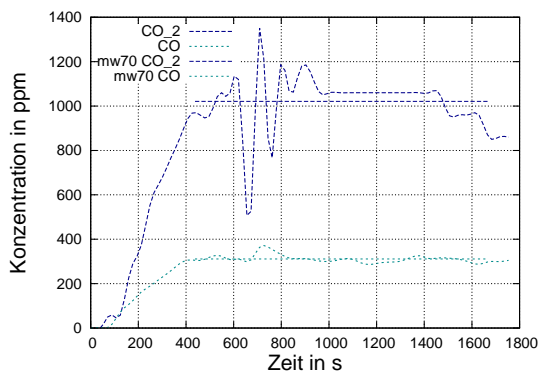
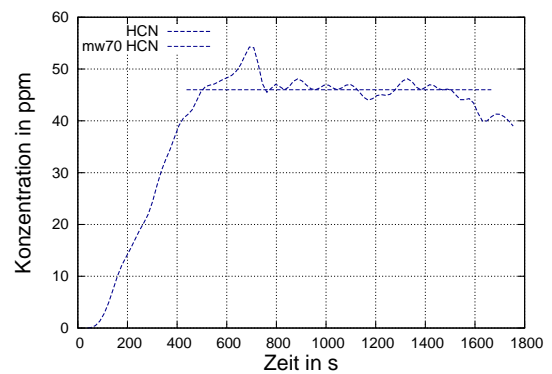


Abbildung B.28: Verhältnis von CO zu CO<sub>2</sub> für alle 3 Versuche für Pur 3045 SE für T=400 °C und O<sub>2</sub>=21 Vol.-%

**DIN-Rohr Testbedingung T=700 °C und O<sub>2</sub>=15 Vol.-% für Pur 3045 SE**

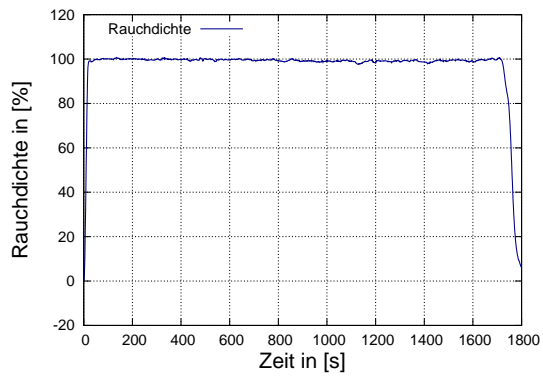


(a) CO<sub>2</sub> und CO Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

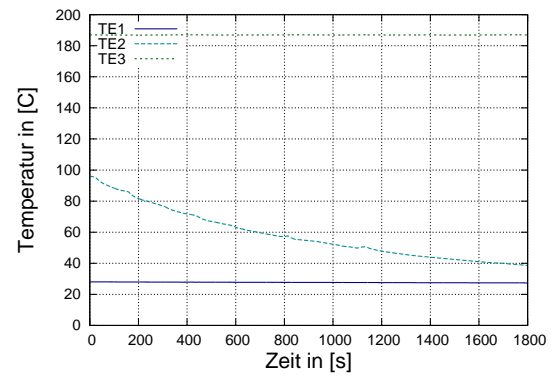


(b) HCN Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

Abbildung B.29: CO<sub>2</sub>, CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3045 SE für T=700 °C und O<sub>2</sub>=15 Vol.-%



(a) Rauchdichte in %



(b) Temperaturmessung mit TE 1 und TE 2 in °C

Abbildung B.30: Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3045 SE für  $T=700\text{ °C}$  und  $O_2=15\text{ Vol.-%}$

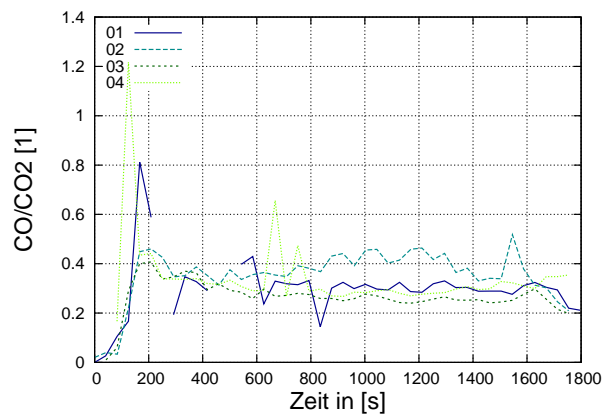
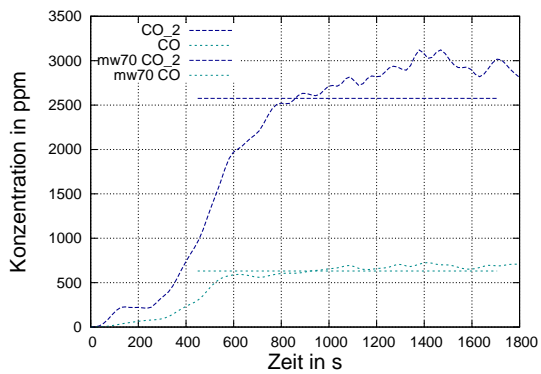


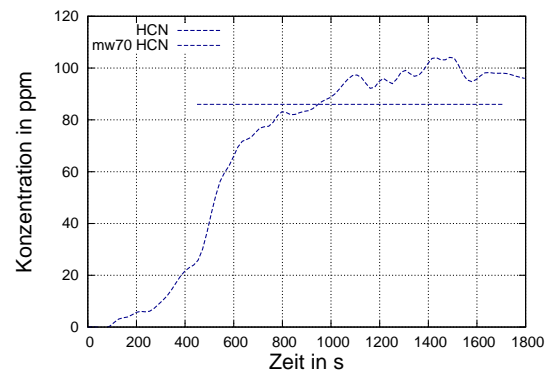
Abbildung B.31: Verhältnis von CO zu  $CO_2$  für alle 3 Versuche für Pur 3045 SE für  $T=700\text{ °C}$  und  $O_2=15\text{ Vol.-%}$



**DIN-Rohr Testbedingung  $T=700\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=18\text{ Vol.-%}$  für Pur 3045 SE**

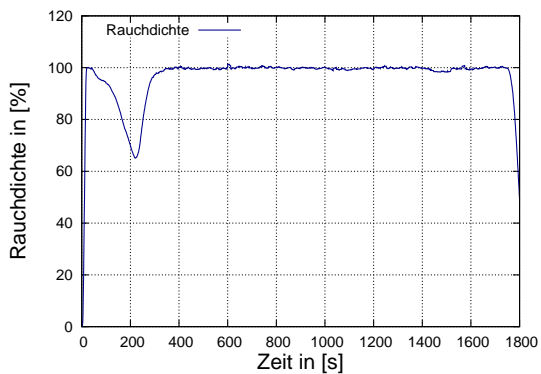


(a)  $\text{CO}_2$  und CO Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

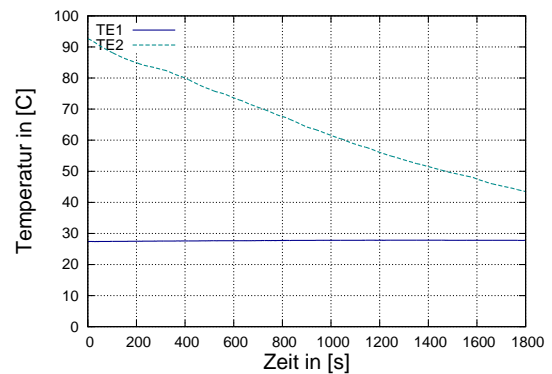


(b) HCN Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

Abbildung B.32:  $\text{CO}_2$ , CO und HCN Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für Pur 3045 SE für  $T=700\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=18\text{ Vol.-%}$



(a) Rauchdichte in %



(b) Temperaturmessung mit TE 1 und TE 2 in  $^{\circ}\text{C}$

Abbildung B.33: Rauchdichte und Ofentemperatur für Pur 3045 SE für  $T=700\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=18\text{ Vol.-%}$

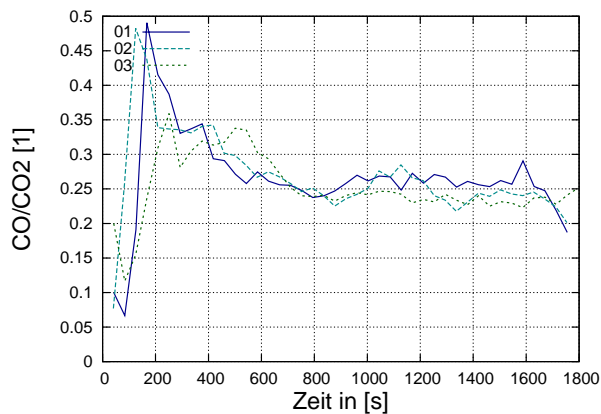
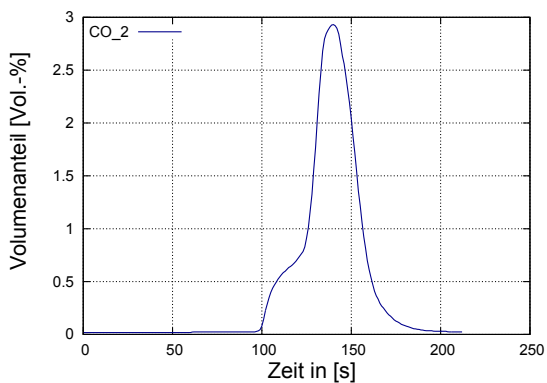
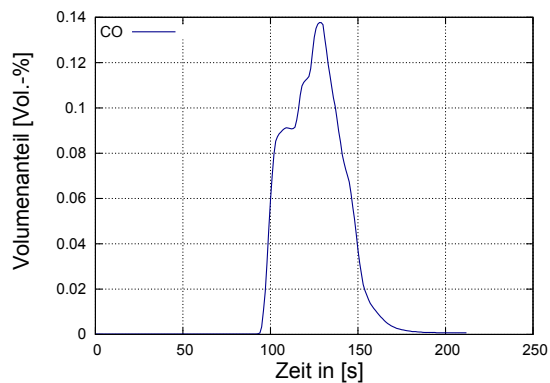


Abbildung B.34: Verhältnis von CO zu CO<sub>2</sub> für alle 4 Versuche für Pur 3045 SE für T=700 °C und O<sub>2</sub>=18 Vol.-%

**Cone Calorimeter Testbedingung 35 kW/m<sup>2</sup> und O<sub>2</sub>=21 Vol.-% für Pur 3045 SE**

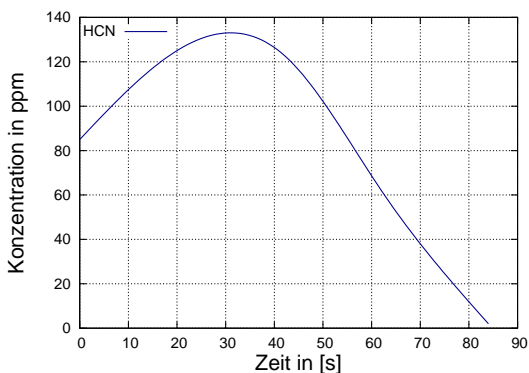


(a) CO<sub>2</sub> Volumenanteil in Vol.-%

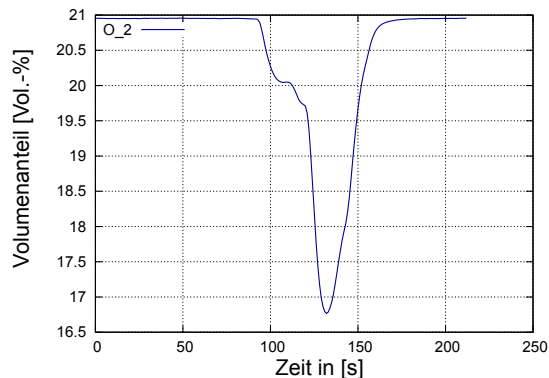


(b) CO Volumenanteil in Vol.-%

Abbildung B.35: Zeitlicher Verlauf der gemessenen Volumenanteile an CO<sub>2</sub> und CO für Pur 3045 SE für 50 kW/m<sup>2</sup> und O<sub>2</sub>=21 Vol.-% im Cone Calorimeter

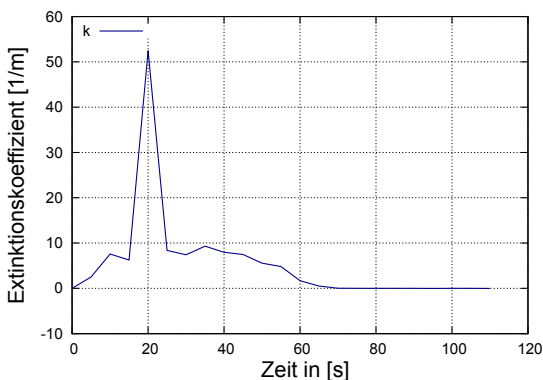


(a) HCN Konzentration in ppm

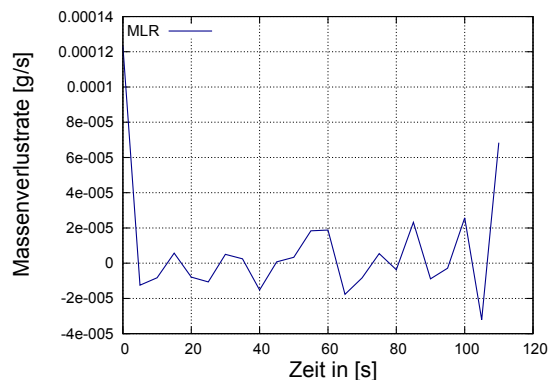


(b) O<sub>2</sub> Volumenanteil in Vol.-%

Abbildung B.36: Zeitlicher Verlauf der gemessenen HCN-Konzentration und der gemessenen O<sub>2</sub>-Volumenanteile für Pur 3045 SE für 35 kW/m<sup>2</sup> und O<sub>2</sub>=21 Vol.-% im Cone Calorimeter

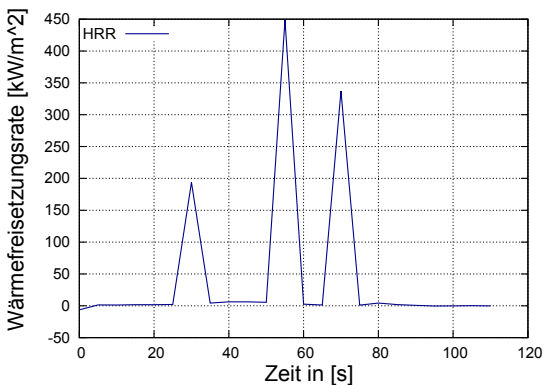


(a) Extinktionskoeffizient in 1/m

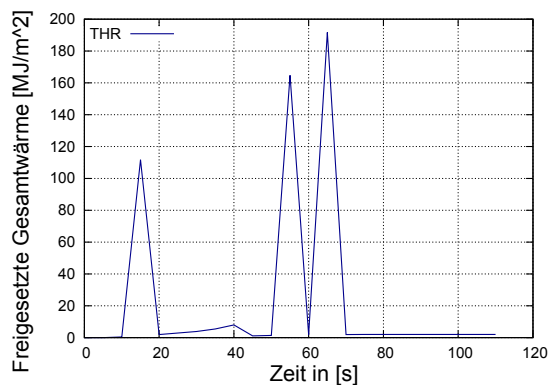


(b) Massenverlustrate in g/s

Abbildung B.37: Extinktionskoeffizient und Massenverlustrate für Pur 3045 SE für 35 kW/m<sup>2</sup> und O<sub>2</sub>=21 Vol.-% im Cone Calorimeter



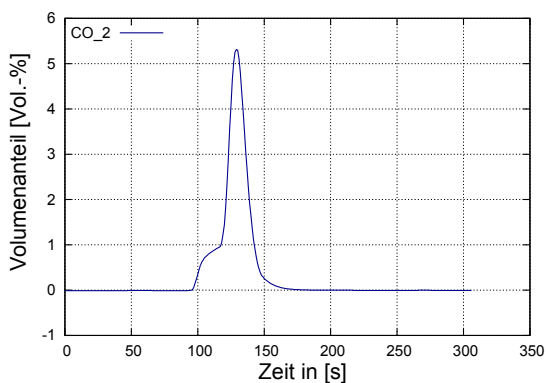
(a) Wärmefreisetzungsrate in kW/m<sup>2</sup>



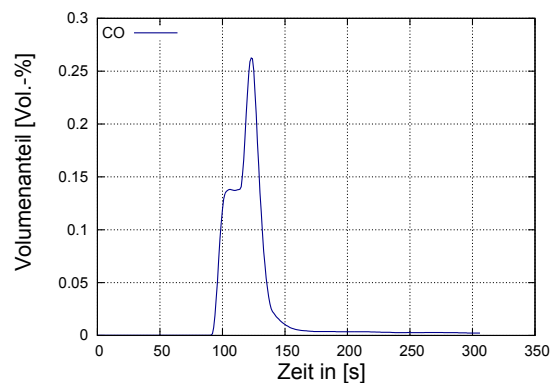
(b) Freigesetzte Gesamtwärme in MJ/m<sup>2</sup>

Abbildung B.38: Wärmefreisetzungsrate und freigesetzte Gesamtwärme für Pur 3045 SE für 35 kW/m<sup>2</sup> und O<sub>2</sub>=21 Vol.-% im Cone Calorimeter

**Cone Calorimeter Testbedingung  $50 \text{ kW/m}^2$  und  $\text{O}_2=21 \text{ Vol.-%}$  für Pur 3045 SE**

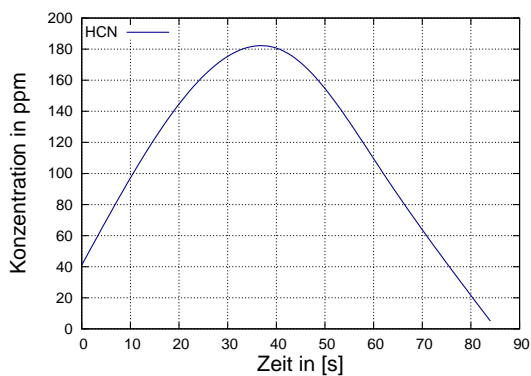


(a) CO<sub>2</sub> Volumenanteil in Vol.-%

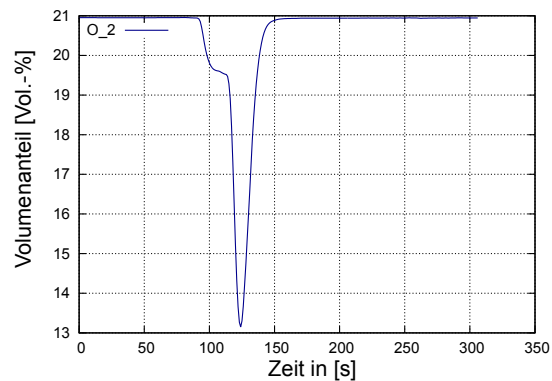


(b) CO Volumenanteil in Vol.-%

Abbildung B.39: Zeitlicher Verlauf der gemessenen Volumenanteile an CO<sub>2</sub> und CO für Pur 3045 SE für  $50 \text{ kW/m}^2$  und  $\text{O}_2=21 \text{ Vol.-%}$  im Cone Calorimeter

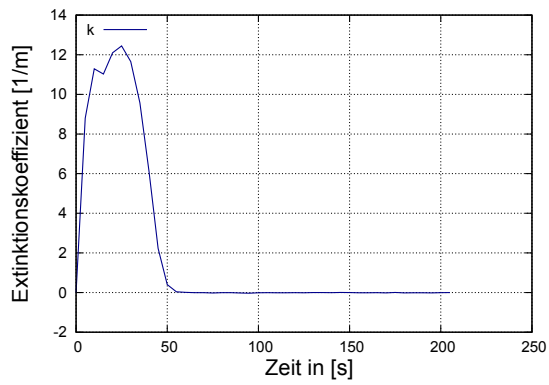


(a) HCN Konzentration in ppm

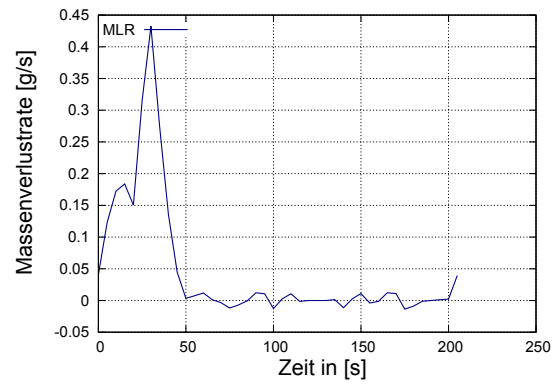


(b) O<sub>2</sub> Volumenanteil in Vol.-%

Abbildung B.40: Zeitlicher Verlauf der gemessenen HCN-Konzentration und der gemessenen O<sub>2</sub>-Volumenanteile für Pur 3045 SE für  $50 \text{ kW/m}^2$  und  $\text{O}_2=21 \text{ Vol.-%}$  im Cone Calorimeter

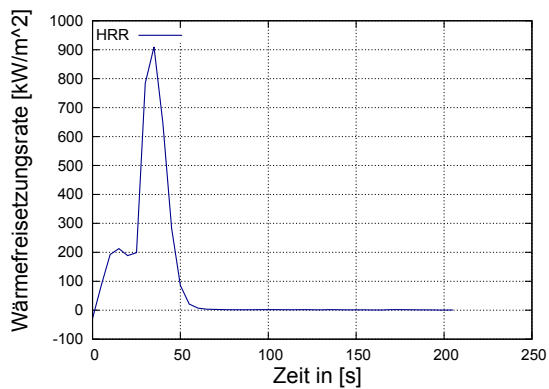


(a) Extinktionskoeffizient in 1/m

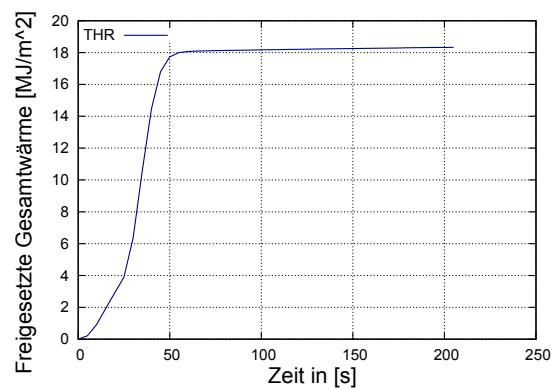


(b) Massenverlustrate in g/s

Abbildung B.41: Extinktionskoeffizient und Massenverlustrate für Pur 3045 SE für  $50 \text{ kW/m}^2$  und  $\text{O}_2=21 \text{ Vol.-%}$  im Cone Calorimeter



(a) Wärmefreisetzungsrate in  $\text{kW/m}^2$



(b) Freigesetzte Gesamtwärme in  $\text{MJ/m}^2$

Abbildung B.42: Wärmefreisetzungsrate und freigesetzte Gesamtwärme für Pur 3045 SE für  $50 \text{ kW/m}^2$  und  $\text{O}_2=21 \text{ Vol.-%}$  im Cone Calorimeter

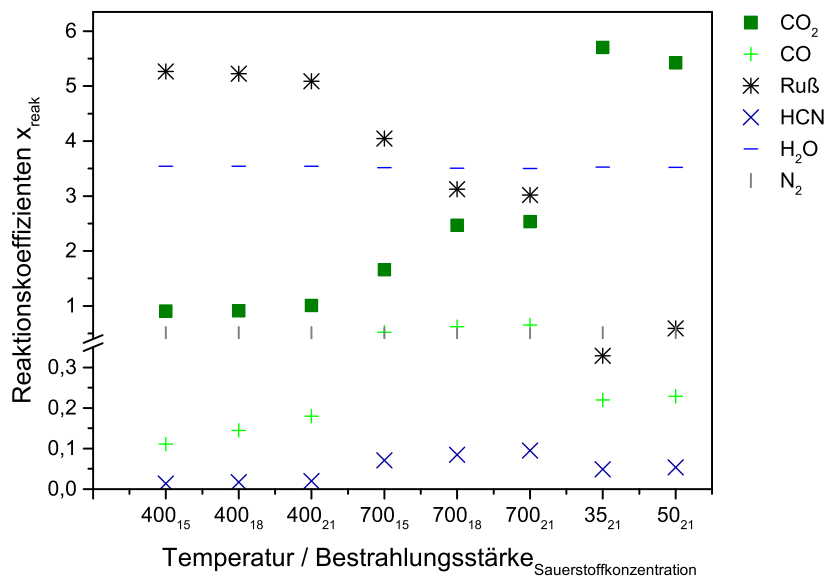
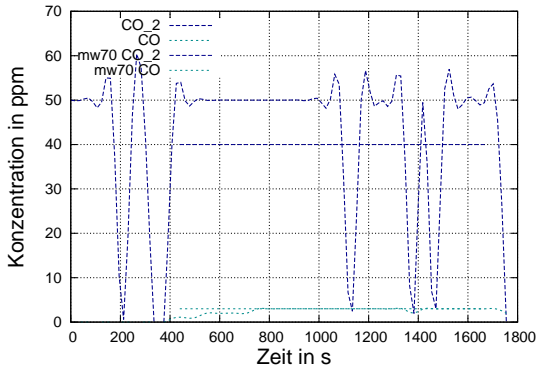


Abbildung B.43: Reaktionskoeffizienten für die Untersuchungen im DIN-Rohr 400<sub>15</sub> – 700<sub>21</sub> [ $^{\circ}\text{C}_{Vol.-%}$ ] und im Cone Calorimeter 35<sub>21</sub> – 50<sub>21</sub> [ $\text{kW}_{\text{m}^2}$ ] für Polyurethan 3045 SE (schwer entflammbar)

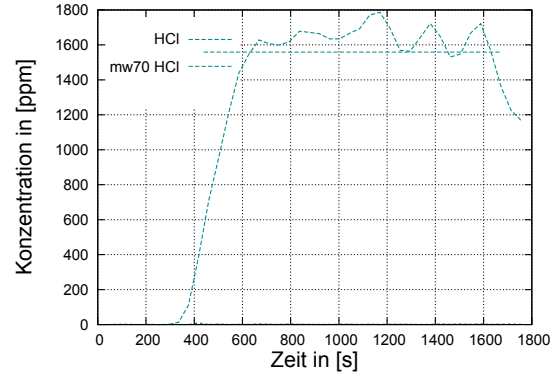
- bei den DIN-Rohr Versuchsreihen mit einer Ofentemperatur von 400 °C ist der Rußanteil am höchsten
- mit steigender Ofentemperatur auf 700 °C sinkt auch der Rußanteil im Rauchgas
- Anteile an CO<sub>2</sub>, CO und HCN steigen in den 700 °C-Versuchsreihen im DIN-Rohr deutlich zu den 400 °C-Versuchsreihen an
- Vergleich zu den Versuchsreihen mit Pur 3554 sind im DIN-Rohr sowohl als auch im Cone Calorimeter höhere Konzentrationen an HCN und CO<sub>2</sub> zu verzeichnen

### B.3 Ergebnis der Analyse zur Brandrauchzusammensetzung aus DIN-Rohr und Cone Calorimeter - PVC-hart

#### DIN-Rohr Testbedingung $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$ und $\text{O}_2=15\text{ Vol.-%}$ für PVC-hart

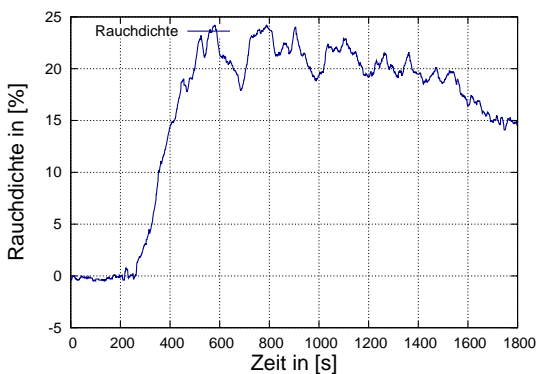


(a)  $\text{CO}_2$  und CO Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

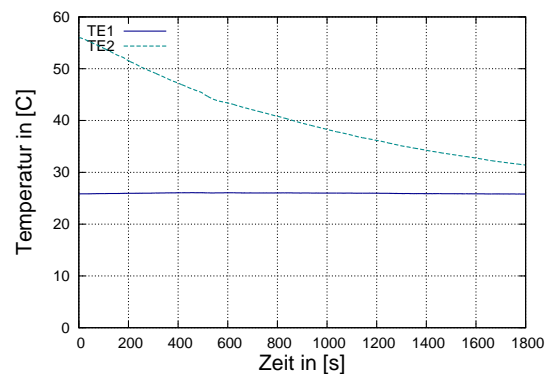


(b) HCl Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

Abbildung B.44:  $\text{CO}_2$ , CO und HCl Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für PVC-hart für  $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=15\text{ Vol.-%}$



(a) Rauchdichte in %



(b) Temperaturmessung mit TE 1 und TE 2 in  $^{\circ}\text{C}$

Abbildung B.45: Rauchdichte und Ofentemperatur für PVC-hart für  $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=15\text{ Vol.-%}$

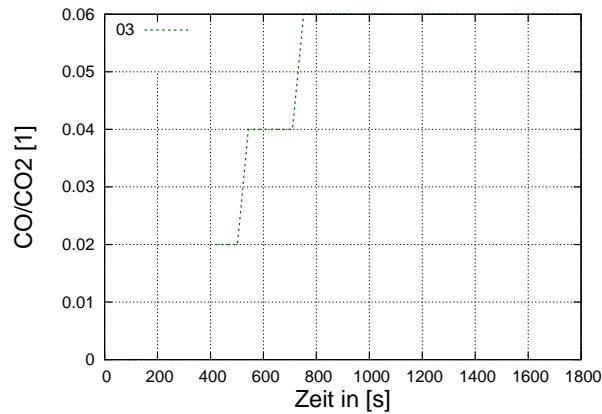
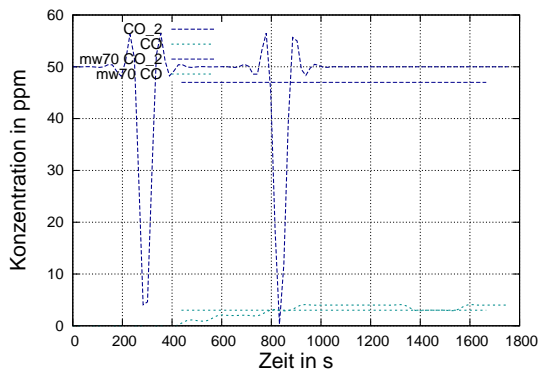
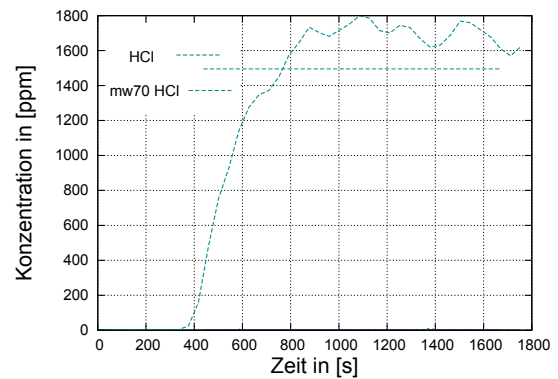


Abbildung B.46: Verhältnis von CO zu CO<sub>2</sub> für einen Versuch für PVC-hart für T=400 °C und O<sub>2</sub>=15 Vol.-%

**DIN-Rohr Testbedingung T=400 °C und O<sub>2</sub>=18 Vol.-% für PVC-hart**



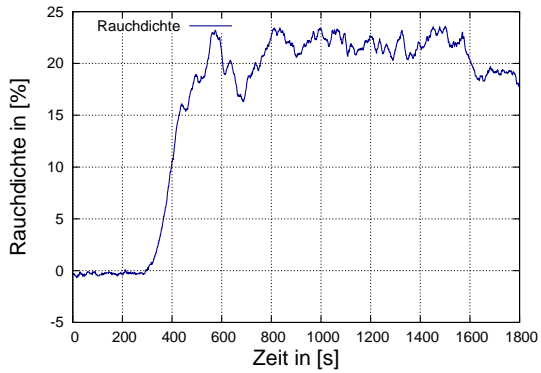
(a) CO<sub>2</sub> und CO Konzentrationen mit Mittelwert in ppm



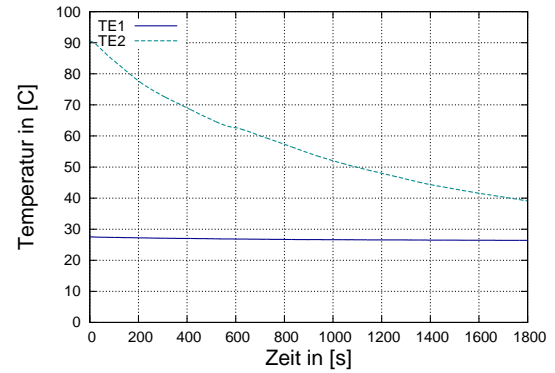
(b) HCl Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

Abbildung B.47: CO<sub>2</sub>, CO und HCl Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für PVC-hart für T=400 °C und O<sub>2</sub>=18 Vol.-%





(a) Rauchdichte in %



(b) Temperaturmessung mit TE 1 und TE 2 in °C

Abbildung B.48: Rauchdichte und Ofentemperatur für PVC-hart für  $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=18\text{ Vol.-%}$

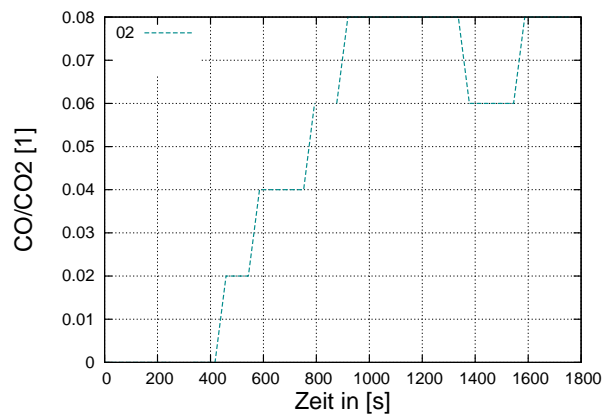
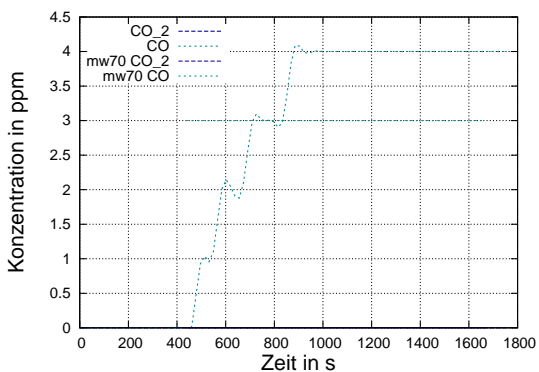
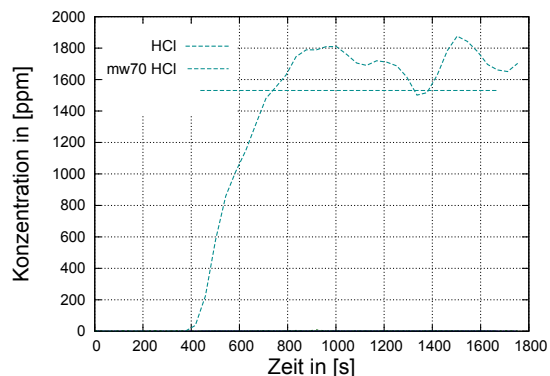


Abbildung B.49: Verhältnis von CO zu CO<sub>2</sub> für einen Versuch für PVC-hart für  $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=18\text{ Vol.-%}$

**DIN-Rohr Testbedingung  $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=21\text{ Vol.-%}$  für PVC-hart**

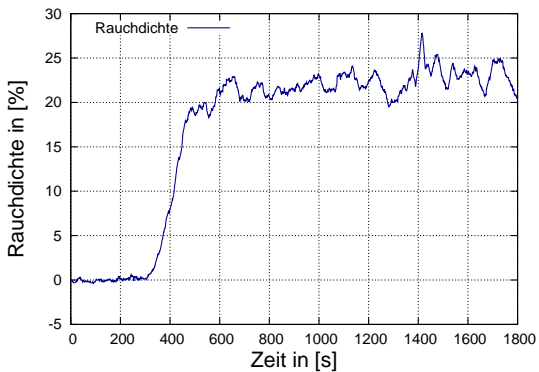


(a)  $\text{CO}_2$  und CO Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

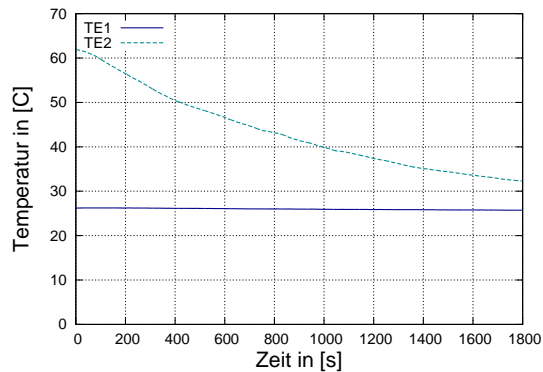


(b) HCl Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

Abbildung B.50:  $\text{CO}_2$ , CO und HCl Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für PVC-hart für  $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=21\text{ Vol.-%}$



(a) Rauchdichte in %



(b) Temperaturmessung mit TE 1 und TE 2 in  $^{\circ}\text{C}$

Abbildung B.51: Rauchdichte und Ofentemperatur für PVC-hart für  $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $\text{O}_2=21\text{ Vol.-%}$

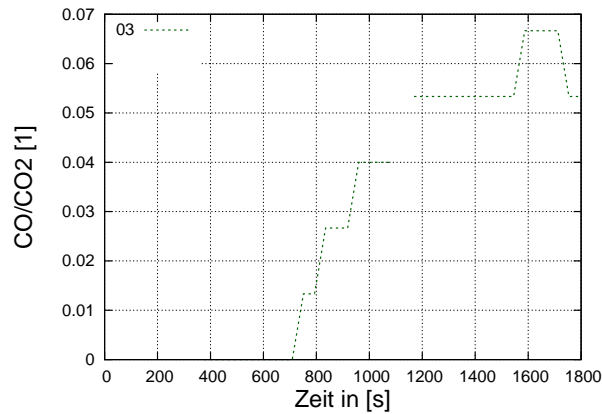
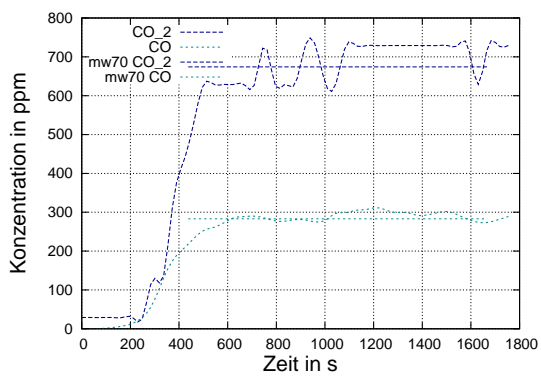
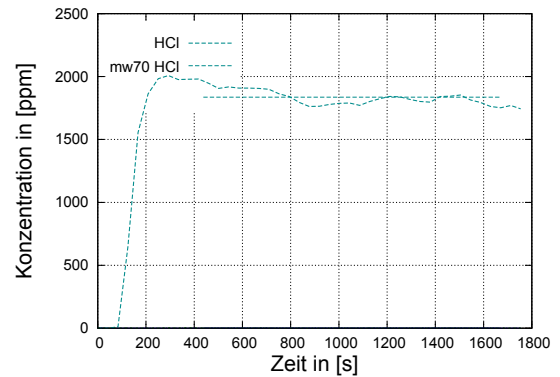


Abbildung B.52: Verhältnis von CO zu CO<sub>2</sub> für einen Versuch für PVC-hart für T=400 °C und O<sub>2</sub>=21 Vol.-%

**DIN-Rohr Testbedingung T=700 °C und O<sub>2</sub>=15 Vol.-% für PVC-hart**

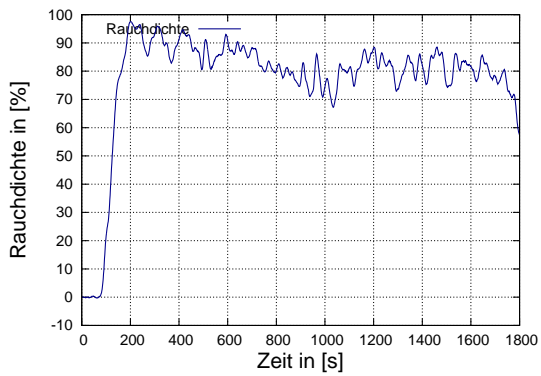


(a) CO<sub>2</sub> und CO Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

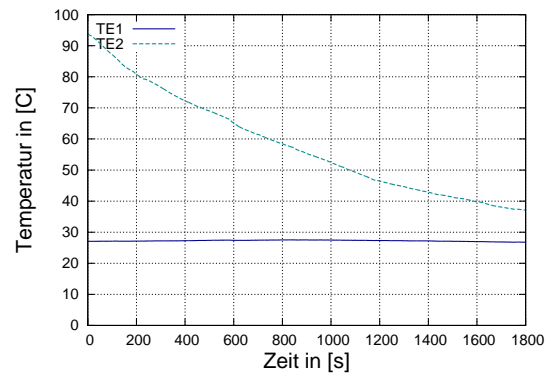


(b) HCl Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

Abbildung B.53: CO<sub>2</sub>, CO und HCl Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für PVC-hart für T=700 °C und O<sub>2</sub>=15 Vol.-%



(a) Rauchdichte in %



(b) Temperaturmessung mit TE 1 und TE 2 in °C

Abbildung B.54: Rauchdichte und Ofentemperatur für PVC-hart für  $T=700\text{ °C}$  und  $O_2=15\text{ Vol.-%}$

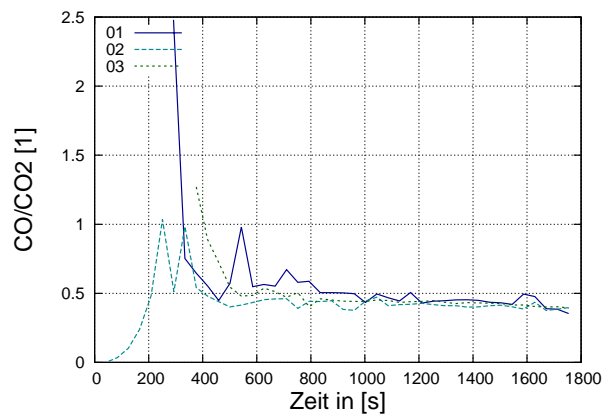
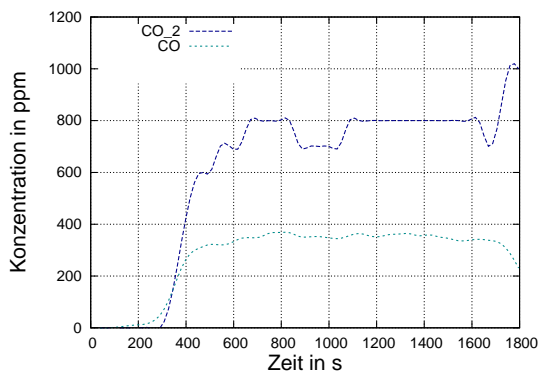
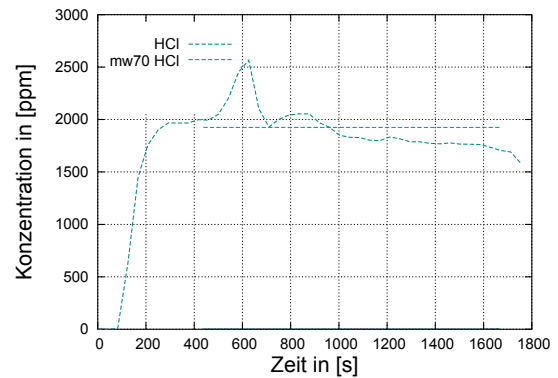


Abbildung B.55: Verhältnis von CO zu  $CO_2$  für alle 3 Versuche für PVC-hart für  $T=700\text{ °C}$  und  $O_2=15\text{ Vol.-%}$

**DIN-Rohr Testbedingung  $T=700\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $O_2=18\text{ Vol.-%}$  für PVC-hart**

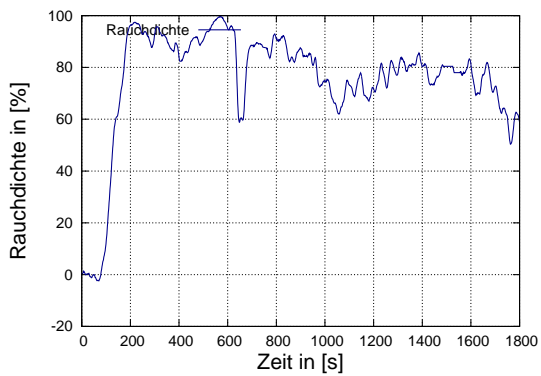


(a)  $CO_2$  und CO Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

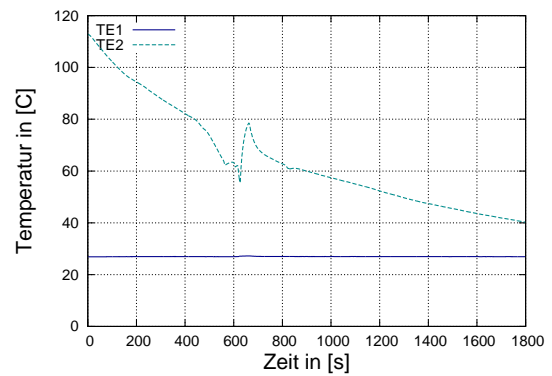


(b) HCl Konzentrationen mit Mittelwert in ppm

Abbildung B.56:  $CO_2$ , CO und HCl Konzentrationen aus DIN-Rohr Experimenten für PVC-hart für  $T=700\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $O_2=18\text{ Vol.-%}$



(a) Rauchdichte in %



(b) Temperaturmessung mit TE 1 und TE 2 in  $^{\circ}\text{C}$

Abbildung B.57: Rauchdichte und Ofentemperatur für PVC-hart für  $T=700\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $O_2=18\text{ Vol.-%}$

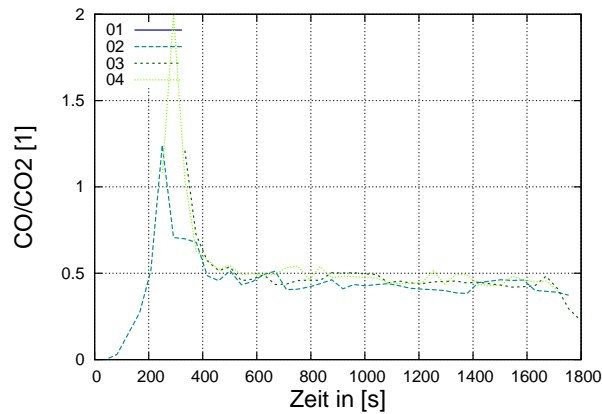
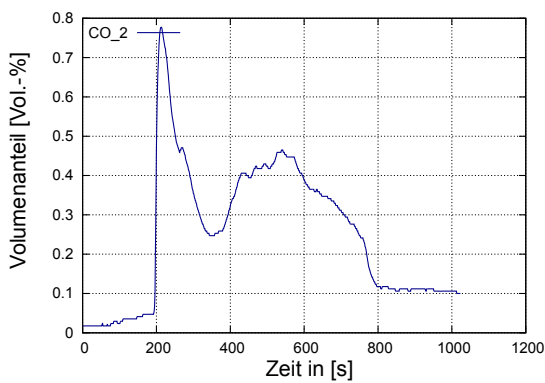
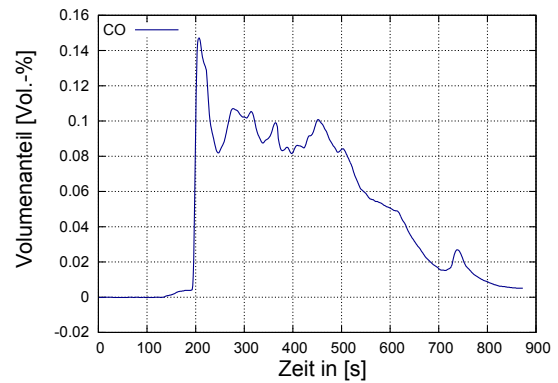


Abbildung B.58: Verhältnis von CO zu CO<sub>2</sub> für alle 4 Versuche für PVC-hart für T=700 °C und O<sub>2</sub>=18 Vol.-%

**Cone Calorimeter Testbedingung 35 kW/m<sup>2</sup> und O<sub>2</sub>=21 Vol.-% für PVC-hart**

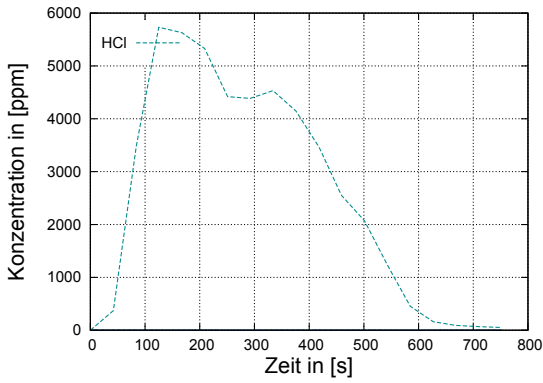


(a) CO<sub>2</sub> Volumenanteil in Vol.-%

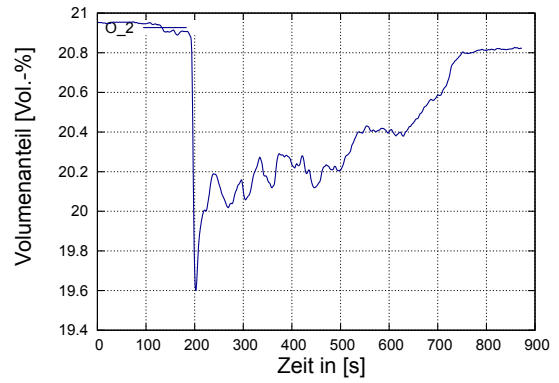


(b) CO Volumenanteil in Vol.-%

Abbildung B.59: Zeitlicher Verlauf der gemessenen Volumenanteile an CO<sub>2</sub> und CO für PVC-hart für 35 kW/m<sup>2</sup> und O<sub>2</sub>=21 Vol.-% im Cone Calorimeter

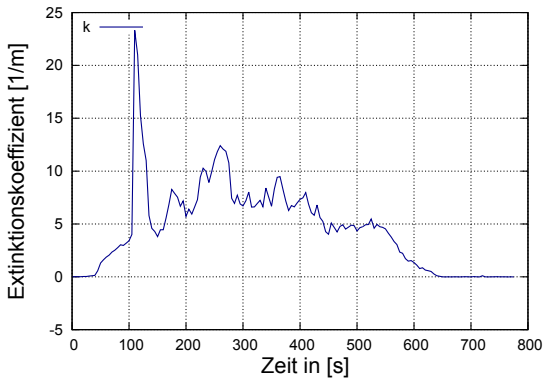


(a) HCl Konzentration in ppm

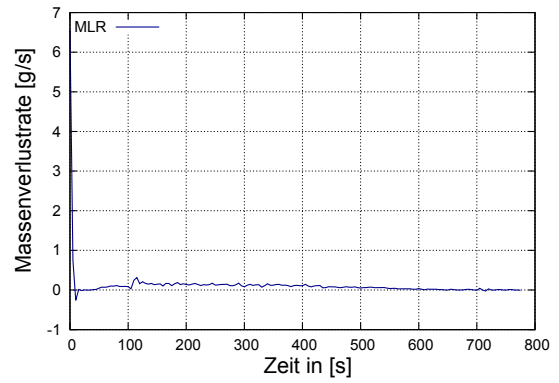


(b) O<sub>2</sub> Volumenanteil in Vol.-%

Abbildung B.60: Zeitlicher Verlauf der gemessenen HCl-Konzentration und der gemessenen O<sub>2</sub>-Volumenanteile für PVC-hart für 35 kW/m<sup>2</sup> und O<sub>2</sub>=21 Vol.-% im Cone Calorimeter

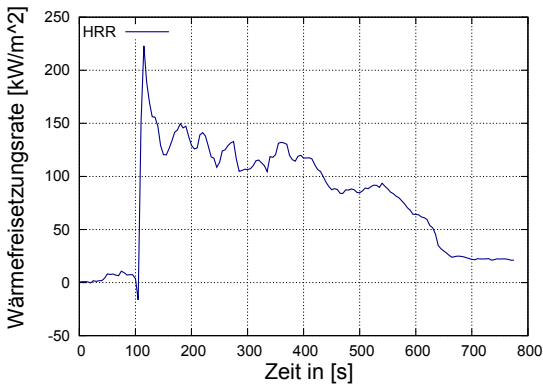


(a) Extinktionskoeffizient in 1/m

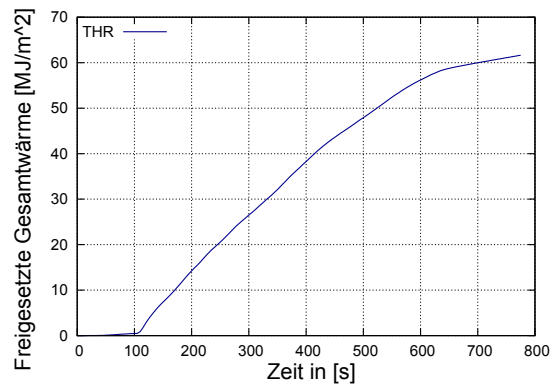


(b) Massenverlustrate in g/s

Abbildung B.61: Extinktionskoeffizient und Massenverlustrate für PVC-hart für 35 kW/m<sup>2</sup> und O<sub>2</sub>=21 Vol.-% im Cone Calorimeter



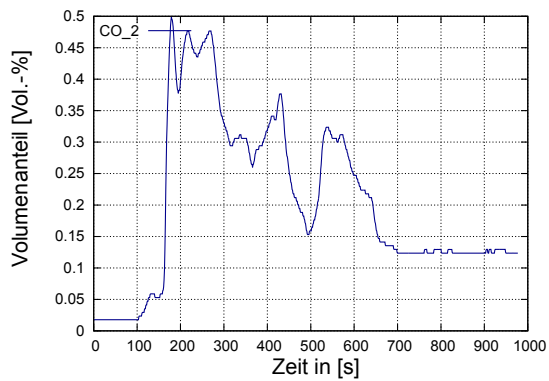
(a) Wärmefreisetzungsrate in kW/m<sup>2</sup>



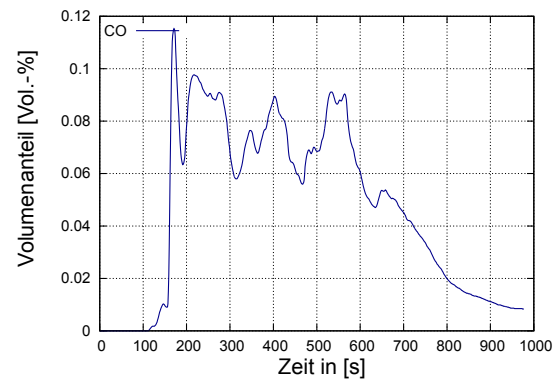
(b) Freigesetzte Gesamtwärme in MJ/m<sup>2</sup>

Abbildung B.62: Wärmefreisetzungsrate und freigesetzte Gesamtwärme für PVC-hart für 35 kW/m<sup>2</sup> und O<sub>2</sub>=21 Vol.-% im Cone Calorimeter

**Cone Calorimeter Testbedingung  $50 \text{ kW/m}^2$  und  $\text{O}_2=21 \text{ Vol.-%}$  für PVC-hart**

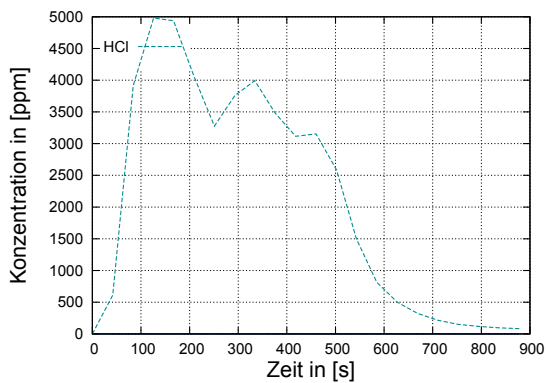


(a) CO<sub>2</sub> Volumenanteil in Vol.-%

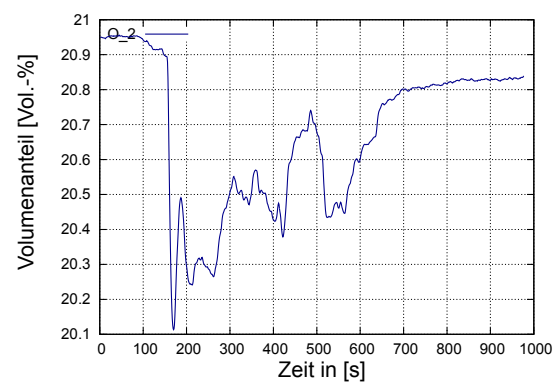


(b) CO Volumenanteil in Vol.-%

Abbildung B.63: Zeitlicher Verlauf der gemessenen Volumenanteile an CO<sub>2</sub> und CO für PVC-hart für  $50 \text{ kW/m}^2$  und  $\text{O}_2=21 \text{ Vol.-%}$  im Cone Calorimeter



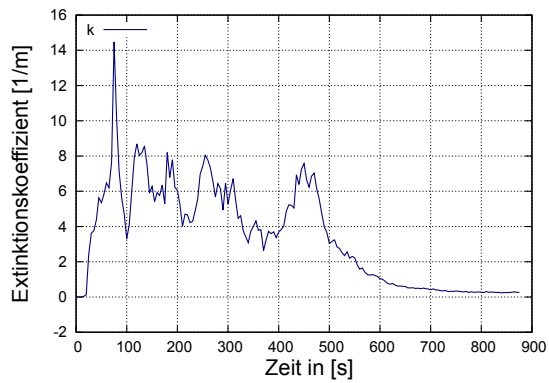
(a) HCl Konzentration in ppm



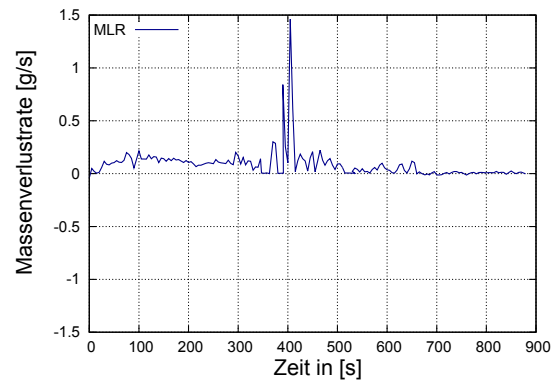
(b) O<sub>2</sub> Volumenanteil in Vol.-%

Abbildung B.64: Zeitlicher Verlauf der gemessenen HCl-Konzentration und der gemessenen O<sub>2</sub>-Volumenanteile für PVC-hart für  $50 \text{ kW/m}^2$  und  $\text{O}_2=21 \text{ Vol.-%}$  im Cone Calorimeter



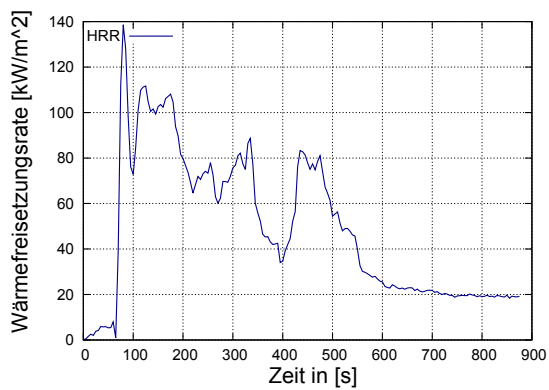


(a) Extinktionskoeffizient in 1/m

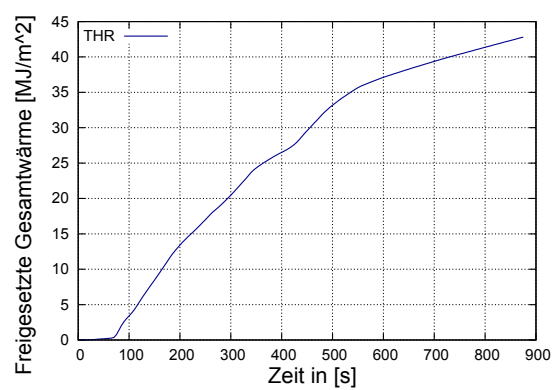


(b) Massenverlustrate in g/s

Abbildung B.65: Extinktionskoeffizient und Massenverlustrate für PVC-hart für  $50 \text{ kW/m}^2$  und  $\text{O}_2=21 \text{ Vol.-%}$  im Cone Calorimeter



(a) Wärmefreisetzungsrate in  $\text{kW/m}^2$



(b) Freigesetzte Gesamtwärme in  $\text{MJ/m}^2$

Abbildung B.66: Wärmefreisetzungsrate und freigesetzte Gesamtwärme für PVC-hart für  $50 \text{ kW/m}^2$  und  $\text{O}_2=21 \text{ Vol.-%}$  im Cone Calorimeter

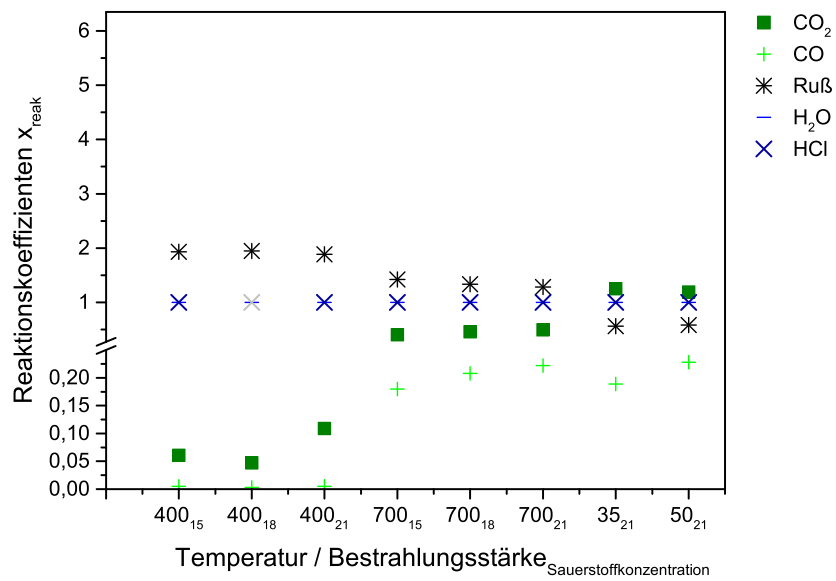


Abbildung B.67: Reaktionskoeffizienten für die Untersuchungen im DIN-Rohr 400<sub>15</sub> – 700<sub>21</sub> [°C<sub>Vol.-%</sub>] und im Cone Calorimeter 35<sub>21</sub> – 50<sub>21</sub> [kW/m<sup>2</sup><sub>Vol.-%</sub>] für PVC-hart

- CO kaum messbar bzw. nachweisbar bei DIN-Rohr Versuchsreihen mit einer Ofentemperatur von 400 °C
- CO<sub>2</sub> auch nur in geringen Konzentrationen nachweisbar bei den 400 °C-Versuchen im DIN-Rohr
- erst in den Versuchsreihen mit einer Ofentemperatur von 700 °C sind CO<sub>2</sub> und CO eindeutig messbar

## C Glossar

Bezeichnung	Bedeutung
Asphyxie	Erstickung oder auch Atemstillstand
Azidose	atmungsbedingte Übersäuerung verursacht durch eine gestörte Abatmung von CO <sub>2</sub>
Carboxyhämoglobin	Kohlenmonoxid bindet sich an Hämoglobin im Blut (COhb) aufgrund einer höheren Affinität als Sauerstoff, dadurch kann sich kein Sauerstoff mehr an das Hämoglobin binden; als Folge wird der Sauerstofftransport im Blut gestört [Pur08]
Dosis	Stoffmenge oder Konzentration eines Stoffes, die der Organismus verabreicht bekommt oder dem er ausgesetzt wird [Fuh06]
Energiefreisetzungsrates	gleich zur Wärmefreisetzung; Freisetzung thermischer Energie pro Zeiteinheit während einer Verbrennung
Fractional Incapacitating Dose	Fraktionierte Dosis an narkotisierenden Gasen zur Bestimmung nach welcher Zeit Fluchtunfähigkeit einsetzt
Heizwert	beschreibt die Energie (Wärmemenge), die bei der Verbrennung pro Kilogramm eines Stoffes freigesetzt wird
Hyperventilation	erhöhte Frequenz und Tiefe der Atmung als Reaktion auf einen erhöhte Konzentration von CO, HCN im Blut oder durch Stimulation pulmonaler Reizrezeptoren [Pur08]
Hypoxie	Sauerstoffmangelversorgung im Gewebe [Pur08]
LD <sub>50</sub> oder LD	letale Dosis, Maß für toxische Substanzen zur Abschätzung des Risikos
Lung Inflammation	Entzündung der Lunge

Bezeichnung	Bedeutung
Rauchschicht, obere	Heißgasschicht und wird im Allgemeinen über Temperaturkriterien, Schadstoffkonzentrationen oder auch über die Rauchdichte definiert
Raucharme Schicht	auch als untere Schicht bezeichnet, Kriterien wie $T \leq 50^\circ\text{C}$ , $\text{CO}_2$ -Konzentrationen $\leq 0.5\%$ dürfen nicht überschritten werden sowie sollten die Sichtweiten mindestens die der Rettungsweglänge haben [Sch09a]
Sensory Irritation	sensorische Reizwirkung
$TD_{50}$ oder TD	toxische Dosis, Maß für toxische Substanzen zur Abschätzung des Risikos
Toxizität	Giftigkeit und Ausmaß der Auswirkungen einer Substanz auf den lebenden Organismus
Toxisches Potenzial	Maß für die Menge einer toxischen Substanz bei der eine spezifische Wirkung hervorgerufen wird. Umso kleiner die Menge ist, je höher ist das toxische Potenzial
Verbrennungseffektivität	ist dimensionslos und beschreibt den Quotienten aus der bei unvollständiger Verbrennung freiwerdender Wärme zu der Wärme, die bei Berechnung einer vollständigen Verbrennung frei gesetzt wird
Wärmefreisetzungsrate	gleich zur Energiefreisetzung; Freisetzung von thermischer Energie pro Zeiteinheit während einer Verbrennung

## Persönliches

---

Geboren am 02. Juli 1984  
in Magdeburg  
ein Kind, Anton (4 Jahre)

## Berufliche Erfahrung

---

- Seit 12/2010 BAM Bundesanstalt für Materialforschung und –prüfung in Berlin  
Doktorandin
- Titel der Dissertation: „Modellierung von Brandszenarien mit CFD unter Berücksichtigung des Einflusses der Brandrauchzusammensetzung auf die Toxizität und Sichtweiten“
  - Numerische und experimentelle Untersuchungen zur Bewertung der Brandrauchtoxizität unter Anwendung des Fractional Effective Dose Models
  - Durchführung eines Projekts in Kooperation mit einem mittelständischen Unternehmen im Rahmen des zentralen Innovationsprogramms Mittelstand (ZIM)  
Projekt: BAMIO SMOKE
  - Erstellen von Fachartikeln in englisch und deutsch
  - Präsentation der Ergebnisse auf internationalen Konferenzen
  - Unterstützung bei der Beantragung eines kooperativen Forschungsprojekts von Industrie und verschiedenen Forschungseinrichtungen
  - Numerische Untersuchungen mit dem CFD-Programm ANSYS CFX zur Brandausbreitung und –toxizität, Entwicklung und Implementierung von umgebungsabhängigen Verbrennungsreaktionen
  - Brandversuche im Labormaßstab und Auswertung
- 02/2010 – 09/2010 BAM Bundesanstalt für Materialforschung und –prüfung in Berlin  
Masterandin
- Titel der Masterarbeit: „Experimentelle Untersuchungen der Methanflammenausbreitung in einem Modellwindkanal“, Durchführung experimenteller und numerischer Untersuchungen an einem Windkanal– Note 1,3
- 07/2008 – 10/2008 Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg  
Bachelorandin
- Titel der Bachelorarbeit: „Einsatz von Photovoltaikanlagen unter dem Aspekt der Gebäudesicherheit. Stand und Perspektive“ – Note 1,3
- 05/2001 – 01/2010 Aushilfe in Magdeburg  
Verkäuferin
- Aushilfe in einem Bekleidungsgeschäft zur eigenständigen Finanzierung des Studiums
  - Verkauf, Beratung und Kassiertätigkeiten
  - Selbstständige Führung des Geschäftes während der Dienstzeit

## Studium und Ausbildung

---

- 10/2004 – 09/2010 Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg  
Masterstudentin Sicherheit und Gefahrenabwehr
- Studienschwerpunkte: Wärme- und Verbrennungstechnik, Ingenieurmethoden Brandschutz, Thermodynamik, Strömungsdynamik
  - Labor- und Forschungspraktika
  - Gesamt-Abschlussnote – 2,2

07/1997 – 07/2004 Humboldt-Gymnasium in Magdeburg

- Allgemeine Hochschulreife - Note 2,6

## **Weiterbildungen**

---

Seit 12/2010 verschiedene dienstbegleitende Fortbildungen

- CFD: Qualitätssicherung, Verbrennungssimulation, Vernetzen mit Icem CFD, Fluid-Struktur-Interaktion
- Englisch: Englisch für internationale Kontakte, Verhandlungssprache Englisch

## **Zusätzliches**

---

Sprachen

**Englisch:** fließend in Wort und Schrift  
**Französisch:** Grundkenntnisse  
**Latein:** Kleines Latinum

EDV

**CFD:** ANSYS CFX (sehr gut)  
**Auswertung:** Origin, Gnuplot (gut)  
**Textverarbeitung:** MS Office, Latex (sehr gut)  
**Programmierung:** VB 2010, VBA (Grundkenntnisse)

Experimentell

**Brandtests:** Versuchsdurchführung am DIN-Rohr, Cone Calorimeter, Modellwindkanal  
**Messtechnik:** Temperaturmessung, Konzentrationsmessung von Gasen mit FT-IR-Spektroskopie, Anwendung Hochgeschwindigkeitskameras, Sauerstoffmessungen, Bestimmung der optischen Dichte mit Lichtmessstrecke

