

Methode zur experimentellen Ermittlung von Verbrennungseffizienzen fester und flüssiger Stoffe und deren Auswirkung auf Bauteiltemperaturen

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktoringenieur

(Dr.-Ing.)

von M. Sc. Christian Kusche
geb. am 23.10.1984 in Kiel

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

Promotionskommission: Prof. Dr.-Ing. Eckehard Specht (Vorsitz)
Prof. Dr.-Ing. habil. Ulrich Krause (Gutachter)
Prof. Dr.-Ing. Jochen Zehfuß (Gutachter)
Prof. Dr.-Ing. Schubert-Polzin (Gutachterin)

eingereicht am: 02. Juni 2020
Promotionskolloquium am: 17. November 2020

Kurzfassung

Die Verbrennungseffizienz bewertet quantitativ das Brandverhalten von Brennstoffen und wird aus dem Quotienten von effektiver Verbrennungswärme und dem Heizwert berechnet. Der Heizwert beschreibt die gesamte Energiemenge in einem Stoff, abzüglich der Verdampfungsenthalpie des bei der Verbrennung freiwerdenden Wassers. Demgegenüber charakterisiert die effektive Verbrennungswärme die tatsächlich freigesetzte Energiemenge bei einem natürlichen Brand. Bei der vollständigen Verbrennung eines Brennstoffes korreliert die effektive Verbrennungswärme mit dem Heizwert, und eine Verbrennungseffizienz von 1 wird dem Brennstoff zugeordnet. Je unvollständiger ein Brennstoff verbrennt, desto mehr nähert sich die Verbrennungseffizienz dem Wert 0 an.

Die Verbrennungseffizienz unterliegt dem Einfluss durch Versuchsbedingungen. Die verwendete Versuchsanordnung und die Probenbeschaffenheit haben somit Unsicherheiten bei der Bestimmung von Verbrennungseffizienzen zur Folge. Ein standardisiertes Bestimmungsverfahren existiert nicht. Dennoch findet die Verbrennungseffizienz als Berechnungsparameter bei der sogenannten Heißbemessung von Bauteilen bzw. Tragwerken gemäß Eurocode 1 Anwendung.

Vor dem Hintergrund dieses Sachverhaltes ist das Ziel der vorliegenden Arbeit die Entwicklung einer Bestimmungsmethode für Verbrennungseffizienzen, mit der reproduzierbare Werte ermittelt werden können, soweit dieses im Rahmen der Zulässigkeit durch die Versuchsbedingungen möglich ist. Die Bestimmungsmethode wird als „Methode der Vollbrandphase“ bezeichnet, da sie die Ermittlung der Verbrennungseffizienz für den Zeitbereich der Vollbrandphase ermöglicht. Entgegen den anderen Brandphasen charakterisiert die Vollbrandphase jenen Zeitbereich eines Brandes, der durch eine hohe und gleichmäßige Massenverlustrate gekennzeichnet ist. Durch diese Eigenschaft soll der Einfluss durch die Versuchsbedingungen reduziert und die Reproduzierbarkeit gewährleistet werden.

Zur Bewertung der „Methode der Vollbrandphase“ wurden in dem ersten Teil der Arbeit Experimente im Cone Calorimeter und im Single Burning Item Test durchgeführt. Unter Anwendung der Sauerstoffverbrauchsmethode wurden dabei die Wärmefreisetzungs- und die Massenverlustraten von sechs festen Baustoffen und vier flüssigen Lagerstoffen ermittelt. Anhand der Ergebnisse wurde zunächst festgestellt, inwieweit unter Anwendung der „Methode der Vollbrandphase“ der Zeitbereich der Vollbrandphase

identifiziert und von den anderen Brandphasen abgegrenzt werden kann. Es stellte sich heraus, dass dieses für die meisten der ausgewählten Brennstoffe zuverlässig gelingt.

Auf Grundlage dieser Erkenntnisse wurden für alle Brennstoffe die Verbrennungseffizienzen für den Zeitbereich der Vollbrandphase berechnet. Um eine Aussage bezüglich der Reproduzierbarkeit dieser Werte treffen zu können, wurden die Ergebnisse einem Vergleich mit Verbrennungseffizienzen von zwei weiteren Bestimmungsmethoden unterzogen. Die weiteren Methoden zeichnen sich dadurch aus, dass sie andere Zeitbereiche eines Versuches betrachten. Der Vergleich ergab, dass die Werte der meisten Brennstoffe bei Anwendung der „Methode der Vollbrandphase“ am besten reproduziert werden können und die Verbrennung während der Vollbrandphase tatsächlich einem geringen Einfluss durch die Versuchsbedingungen unterliegt als während der anderen Brandphasen.

In dem zweiten Teil der Arbeit wurde die Auswirkung der Unsicherheiten bei der Bestimmung von Verbrennungseffizienzen auf die Heißbemessung von Bauteilen bzw. Tragwerken nach Eurocode 1 untersucht. Hierfür wurden acht Bemessungsbrände erstellt, bei deren Berechnung drei experimentell ermittelte Verbrennungseffizienzen von Fichtenholz sowie die maximale Verbrennungseffizienz als Eingangsparameter Anwendung fanden. Zudem wurde bei vier der acht Bemessungsbrände von dem Berechnungsverfahren nach Eurocode 1 abgewichen, indem anstelle eines Tabellenwertes für die flächenbezogene Wärmefreisetzungsraten experimentell ermittelte Werte verwendet wurden. Durch diese Parametervariation wiesen die acht Bemessungsbrände unterschiedliche Verläufe der Wärmefreisetzungsraten auf. Diese Wärmefreisetzungsraten wurden als Eingangsparameter in dem numerischen FDS-Modell, das einen Brandraum der Größe des Room Corner Tests darstellte, angewendet. Die Analyse der Temperatur-Zeit-Verläufe in einem Deckenbauteil zeigte, dass sich Unsicherheiten bei der Ermittlung der Verbrennungseffizienz auf die thermische Einwirkung auf ein Bauteil auswirken können.

Abstract

The combustion efficiency quantitatively assesses the burning behavior of materials and can be determined by dividing the effective heat of combustion by the net calorific value. The net calorific value considers the total amount of energy stored in a material. In contrast, the effective heat of combustion defines the amount of energy that is released during a natural fire. In case of a complete combustion the effective heat of combustion equals the net calorific value, resulting in a combustion efficiency of 1. The less completely the combustion occurs, the lower the combustion efficiency.

The combustion efficiency is a parameter which is influenced by test conditions. In experimental investigations test conditions are related to the test apparatus and the properties of the samples. The properness of the combustion efficiency is affected by uncertainties connected to the test conditions. A standardized determination procedure has not emerged yet. Nevertheless, the combustion efficiency is already applied in the fire safety design of building components and structures according to the Eurocode 1.

Based on these issues, the objective of this work is to develop a determination procedure for combustion efficiencies. The originality of this procedure lies in the fact that the determined combustion efficiencies are highly reproducible. The determination procedure is called fully-developed-fire-method. This method is characterized by the fact that the calculation of the combustion efficiency happens for a period of time where a fully-developed fire takes place. In contrast to the fire growth stage and the decay stage, the fully-developed stage is characterized by a high and steady mass loss rate. Due to this, the exclusive consideration of the fully-developed stage negates the influence of test conditions and allows a high reproducibility of the combustion efficiency determination.

To assess the applicability of the fully-developed-fire-method, experiments were performed using a cone calorimeter and a single burning item test apparatus. In these experiments the heat release rate and the mass loss rate of six solid materials and four liquids were measured by the oxygen consumption method. The results were used to investigate if the fully-developed-fire-method can be applied to correctly separate the fully-developed stage from the other stages. It can be concluded that the method works well with most of the chosen materials.

Based on these findings, the combustion efficiency of each material in this work was calculated by the fully-developed-fire-method. To assess the reproducibility of these values, a comparison to two other methods was performed. These methods consider

different periods of time during the combustion. The comparison showed for most of the materials that the values of the fully-developed-fire-method were in good agreement. The comparison also showed that there is the lowest influence of the combustion during the fully-developed-fire-method.

In the second part of this work the influence of uncertainties in the determination of combustion efficiencies on the fire safety design of building components and structures was analyzed. Therefore, eight design fires were set up by applying different combustion efficiencies of spruce wood. Furthermore, four of the eight design fires were altered from the standard calculation method of the Eurocode 1. Instead of using the table values for the area related heat release rate, experimentally determined values were used. Due to the variation of those parameters, the eight design fires behaved differently regarding the heat release rate. The different heat release rates were used as input parameters in the numerical FDS-Model, which had a similar size to the room corner test. Following the temperature-time curves were investigated. It was found out, that uncertainties in the determination of the combustion efficiency have an influence on the stress of building components.

Symbolverzeichnis

Lateinische Formelzeichen

A	-	Verhältnissfaktor
A_A	m^2	Querschnittsfläche am Abzugsrohr im SBI
A_f	m^2	Fläche der Brandquelle
A_r	m^2	Fläche des Brandraumes
A_w	m^2	Gesamtwert der Öffnungsflächen
c_i	-	Savitzky-Golay-Filter-Koeffizient
C_{CC}	$m^{0,5} g^{0,5} K^{0,5}$	Kalibrierungskonstante der Messblende im Cone Calorimeter
C_{SBI}	$K^{0,5} m^{1,5} kg^{-0,5}$	Kalibrierkonstante im SBI
D	cm	Durchmesser
D_i	m^2/s	Diffusionskoeffizient der Stoffkomponente i
E	MJ	Proportionalitätskonstante
E_{SBI}	MJ/m^3	Proportionalitätskonstante im SBI
g	N/m^3	externe Volumenkräfte
h	J/kg	Spezifische Enthalpie
$h_{B,i}$	J/kg	Bildungsenthalpie der Stoffkomponente i
h_o	MJ/kg	Brennwert des Stoffes
h_u	MJ/kg	Heizwert des Stoffes
h_{uV}	MJ/kg	Heizwert des Vergleichsstoffes
h_w	m	lichte Höhe der Öffnungsfläche
j	-	Datenpunkt
k_ρ	-	Korrekturfaktor für Differenzdruck-Messsonde
k_S	-	Strömungsprofilfaktor
k_t	-	Zeit-Temperatur-Faktor nach DIN 18230-2

L	mm	Probendicke
L_{sp}	m	Smoke Point
m	-	Abbrandfaktor m nach DIN 18230-2
M	kg	Masse des Brennstoffes im m -Faktor-Ofen
\dot{m}	g/s	Massenverlustrate
Δm	g	Massenverlust
\dot{m}''	g/(sm ²)	Flächenbezogene Massenverlustrate
\dot{m}_i'''	kg/(sm ³)	volumetrische Freisetzungs- und Konsumptionsrate der Stoffkomponente i
m_1	g	Masse zum Zeitpunkt des Beginns der Vollbrandphase
m_2	g	Masse zum Zeitpunkt des Endes der Vollbrandphase
m_{10}	g	Masse zum Zeitpunkt des 10 %igen Massenverlustes
m_{90}	g	Masse zum Zeitpunkt des 90 %igen Massenverlustes
m_{300s}	g	Masse zum Versuchsbeginn im SBI
\dot{m}''_{10-90}	g/(sm ²)	Mittlere flächenbezogene Massenverlustrate zwischen dem 10 %- bis 90 %igen Massenverlust
\dot{m}_e	kg/s	Durchflussrate im Abzugskanal
m_i	g	Masse der Stoffkomponente i
m_s	-	Variable zur Festlegung der Filterbreite
$\min. \{a; b\}$	-	Minimalwert der zwei Größen a und b
M_k	kg	Masse des Brennstoffes
\dot{m}_{max}	g/s	Maximale Massenverlustrate
Δm_t	g	Gesamter Massenverlust (engl.: total mass loss)
m_{ig}	g	Masse zum Zeitpunkt der Entzündung
m_{end}	g	Masse zum Zeitpunkt des Versuchsendes
M_V	kg	Masse des Vergleichsstoffes im m -Faktor-Ofen
N_f	-	Normalisierungsfaktor
Δp	Pa	Differenzdruck an der Messblende

p_1	1/a	Auftretenswahrscheinlichkeit eines Entstehungsbrandes je Jahr und Nutzungseinheit
p_2	-	Ausfallwahrscheinlichkeit der manuellen Brandbekämpfung
$p_{2,1}$	-	Ausfallwahrscheinlichkeit der manuellen Brandbekämpfung durch den Nutzer
$p_{2,2}$	-	Ausfallwahrscheinlichkeit der Feuerwehr
p_3	-	Ausfallwahrscheinlichkeit verschiedener Löschanlagen
p_f	-	Versagenswahrscheinlichkeit für Bauteile
$p_{f,fi}$	-	Zulässige bedingte Versagenswahrscheinlichkeit eines Bauteils
p_{fi}	-	Auftretenswahrscheinlichkeit eines Schadenfeuers
Q	MJ	Brandlast / freigesetzte Wärmemenge
\dot{Q}	kW	Wärmefreisetzungsrate
\dot{Q}''	kW/m ²	Wärmestromdichte bzw. flächenbezogene Wärmefreisetzungsrate
\dot{Q}'''	kW/m ³	Volumetrische Wärmefreisetzungsrate
Q_1	MJ	Brandlastanteil während der Brandausbreitungsphase
\dot{Q}_1	MW	Wärmefreisetzungsrate von 1 MW
Q_2	MJ	Brandlastanteil während der Vollbrandphase
Q_3	MJ	Brandlastanteil während der Abklingphase
\dot{Q}''_{180}	kW/m ²	Mittlere flächenbezogene Wärmefreisetzungsrate zwischen der Entzündung und 180 Sekunden danach
\dot{Q}''_{300}	kW/m ²	Mittlere flächenbezogene Wärmefreisetzungsrate zwischen der Entzündung und 300 Sekunden danach
\dot{Q}''_{max}	kW/m ²	Maximum der flächenbezogenen Wärmefreisetzungsrate
\dot{Q}_{burner}	kW	Mittlere Wärmefreisetzungsrate des Sandbettbrenners im SBI

Q_{CC}	MJ	Gesamte freigesetzte Wärme der Probe im Cone Calorimeter
\dot{Q}_{CC}	kW	Wärmefreisetzungsrate im Cone Calorimeter
q_{eff}	kJ/g	Effektive Verbrennungswärme
$Q''_{f,d}$	MJ/m ²	Bemessungswert der Brandlastdichte
$Q_{f,d}$	MJ	Bemessungswert der Gesamtbrandlast
\dot{Q}_k	MW	Charakteristischer Wert der Wärmefreisetzungsrate
$\dot{Q}_{max,d}$	MW	Bemessungswert der maximalen Wärmefreisetzungsrate
$\dot{Q}_{max,f,k}$	MW	Maximalwert der Wärmefreisetzungsrate bei brandlastgesteuertem Brand
\dot{Q}_{max}	MW	Maximale Wärmefreisetzungsrate
$\dot{Q}_{max,v,k}$	MW	Maximalwert der Wärmefreisetzungsrate bei ventilationsgesteuertem Brand
$\dot{Q}_{raw,SBI}$	kW	Unglättete Wärmefreisetzungsrate der Probe im SBI
Q_{SBI}	MJ	Gesamte freigesetzte Wärme der Probe im SBI
\dot{Q}_{SBI}	kW	Wärmefreisetzungsrate der Probe im SBI
$\dot{Q}_{tot,SBI}$	kW	Wärmefreisetzungsrate des Sandbettbrenners und der Probe im SBI
RHR_f	MW/m ²	Charakteristischer Wert der flächenbezogenen Wärmefreisetzungsrate
t	s	Zeitpunkt nach der Brandentstehung
Δt	s	Differenzzeit
T	°C	Temperatur
t_0	s	Zeitpunkt des ersten Wertes der HRR nach Versuchsbeginn
t_1	s	Zeitpunkt des Beginns der Vollbrandphase
t_2	s	Zeitpunkt des Endes der Vollbrandphase
t_3	s	Zeitpunkt des Endes der Abklingphase

t_{10}	s	Zeitpunkt des 10 %igen Massenverlustes
t_{90}	s	Zeitpunkt des 90 %igen Massenverlustes
t_{α}	s	Erforderliche Zeit bis zum Erreichen einer Wärmefreisetzungsrates von 1 MW
t_a	s	Zeitpunkt, nach dem die Flamme erloschen ist
t_b	s	Zeitpunkt, nach dem der Brennstoff aufgebraucht ist
T_e	K	Gastemperatur an der Messblende
t_{end}	s	Zeitpunkt des Versuchsendes
t_{ig}	s	Zeitpunkt der Entzündung
t_{max}	min	Zeit bis zum Erreichen des Temperaturmaximums beim Brand des Stoffes
T_{max}	°C	Maximaltemperatur
t_{end}	s	Zeitpunkt des Versuchsendes
T_{ms}	K	Temperatur im allgemeinen Messabschnitt
$t_{max,V}$	min	Zeit bis zum Erreichen des Temperaturmaximums beim Brand des Vergleichsstoffes
u	m/s	Geschwindigkeit
V_{298}	m ³ /s	Volumenstrom des Abzugssystems bei 298 K
X_{CO}	-	Molanteil Kohlenstoffmonoxid am Analysator
X_{CO_2}	-	Molanteil Kohlenstoffdioxid am Analysator
$X_{CO_2}^0$	-	Molanteil Kohlenstoffdioxid am Analysator zu Versuchsbeginn
X_{O_2}	-	Molanteil Sauerstoff am Analysator
$X_{O_2}^0$	-	Molanteil Sauerstoff am Analysator zu Versuchsbeginn
$X_{O_2}^a$	-	Molanteil Sauerstoff in Umgebungsluft
y_i	g/g oder kg/kg	Entstehungsanteil oder Massenbruch der Stoffkomponente i
y_j	-	Ungefilterter Messwert des Datenpunktes j

y_j^* - Gefilterter Messwert des Datenpunktes j

Griechische Formelzeichen

$\gamma_{fi,Q}$	-	Teilsicherheitsbeiwert für Brandlasten
$\gamma_{fi,\dot{Q}}$	-	Teilsicherheitsbeiwert der Wärmefreisetzungsrate
ϕ	-	Äquivalenzverhältnis
θ_{CC}	-	Sauerstoffverbrauchsfaktor im Cone Calorimeter
θ_{SBI}	-	Sauerstoffverbrauchsfaktor im SBI
ρ	kg/m ³	Dichte
τ_{ij}	N/m ²	Spannungstensor
χ	-	Verbrennungseffizienz
χ_{10-90}	-	Verbrennungseffizienz der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“
$\chi_{10-90,CC}$	-	Verbrennungseffizienz der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ im Cone Calorimeter
$\chi_{10-90,SBI}$	-	Verbrennungseffizienz der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ im SBI
χ_{ges}	-	Verbrennungseffizienz der „Methode des gesamten Versuches“
$\chi_{ges,CC}$	-	Verbrennungseffizienz der „Methode des gesamten Versuches“ im Cone Calorimeter
$\chi_{ges,SBI}$	-	Verbrennungseffizienz der „Methode des gesamten Versuches“ im SBI
χ_{rad}	-	Strahlungsanteil der Verbrennungseffizienz
χ_{max}	-	Maximalwert der Verbrennungseffizienz
χ_{VBP}	-	Verbrennungseffizienz der „Methode der Vollbrandphase“
$\chi_{VBP,CC}$	-	Verbrennungseffizienz der „Methode der Vollbrandphase“ im Cone Calorimeter

$\chi_{VBP,SBI}$	-	Verbrennungseffizienz der „Methode der Vollbrandphase“ im SBI
ψ	-	Beiwert für geschützte Brandlasten

Summenformeln relevanter Stoffe

C	Kohlenstoff
C_2H_2	Ethin
CH_4	Methan
$CH_{1,5}O_{0,7}$	Holz
$C_5H_8O_2$	Methylmethacrylat
Cl_2	Chlor
CO	Kohlenstoffmonoxid
CO_2	Kohlenstoffdioxid
H	Wasserstoff
HCl	Chlorwasserstoff
HCN	Cyanwasserstoff
H_2O	Wasser
N	Stickstoff
N_2	molekularer Stickstoff
O	Sauerstoff
O_2	molekularer Sauerstoff
S	Schwefel

Abkürzungsverzeichnis

ASTM	American Society for Testing and Materials (deut.: Internationale Organisation für Standardisierung)
CFD	Computational Fluid Dynamics (deut.: numerische Strömungsmechanik)
CPU	Central Processing Unit
CFAST	Consolidated Model of Fire Growth and Smoke Transport (deut.: Konsolidiertes Modell für Feuerwachstum und Rauchtransport)
deut.	In deutscher Sprache
DIN	Deutsches Institut für Normung
DNS	Direct-Numerical-Simulation (deut.: direkte numerische Simulation)
EHC	Effective heat of combustion (deut.: effektive Verbrennungswärme)
EN	Europäische Norm
engl.	In englischer Sprache
FDS	Fire Dynamics Simulator
HOC	Heat of combustion (deut.: Verbrennungswärme)
HRR	Heat release rate (deut.: Wärmefreisetzungsrate)
ISO	International Organization for Standardization (deut.: Internationale Organisation für Normung)
LES	Large-Eddy-Simulation (deut.: Grobstruktursimulation)
MDF	Mitteldichte Holzfaserverplatte
MLR	Mass loss rate (deut.: Massenverlustrate)
MRFC	Multi Room Fire Code (deut.: Mehrraumfeuercode)
NA	Nationaler Anhang
NIST	National Institute of Standards and Technology (deut.: US-amerikanisches Nationales Institut für Standards und Technologie)
OpenFOAM	Open Source Field Operation and Manipulation
PUR-B1	Polyurethan-Hartschaum der Baustoffklasse B1

PUR-B2	Polyurethan-Hartschaum der Baustoffklasse B2
PUR-B3	Polyurethan-Hartschaum der Baustoffklasse B3
SBI	Single Burning Item Test (deut.: Test eines einzelnen brennenden Gegenstandes)
SFPE	Society of Fire Protection Engineering (deut.: US-amerikanische Gesellschaft der Brandschutzingenieure)
SP	Smoke Point
TCPP	Tris(2-chlorisopropyl)phosphat
TEP	Triethylphosphat
THR	Total heat released (deut.: gesamte freigesetzte Wärme)
TML	Total mass loss (deut.: gesamter Massenverlust)

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung.....	I
Abstract.....	III
Symbolverzeichnis	V
Abkürzungsverzeichnis	XII
Inhaltsverzeichnis	XIV
1 Einleitung	1
1.1 Hintergrund.....	1
1.2 Stand der Technik.....	2
1.3 Stand der Wissenschaft.....	6
2 Problemstellung und Zielsetzung	10
2.1 Problemstellung.....	10
2.2 Zielsetzung und Vorgehensweise	12
2.3 Thematische Abgrenzung zu anderen Arbeiten	13
3 Grundlagen	14
3.1 Theorie der Verbrennung	14
3.1.1 Phasenumwandlung.....	14
3.1.2 Oxidation	15
3.1.3 Selbsterhaltung	16
3.2 Brandkenngrößen	16
3.2.1 Wärmefreisetzungsrate	16
3.2.2 Massenverlustrate	20
3.2.3 Entstehungsanteile	21
3.2.4 Verbrennungswärme.....	21
3.2.5 Verbrennungseffizienz	22
3.3 Brandphasen	23
3.3.1 Brandausbreitungsphase	24
3.3.2 Vollbrandphase.....	25
3.3.3 Abklingphase.....	25

3.4	Bemessungsbrandszenarien und Bemessungsbrände	25
3.4.1	Systematisierung der Bemessungsbrände.....	26
3.4.2	Bemessungsbrand nach Eurocode 1	27
3.5	Brandsimulationsmodelle	29
3.5.1	Zonenmodelle	30
3.5.2	CFD-Modelle.....	30
3.5.3	Grundlagen zur Modellierung am Beispiel von FDS	31
4	Methoden zur Berechnung der Verbrennungseffizienz.....	35
4.1	Methode der Vollbrandphase	35
4.2	Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes.....	39
4.3	Methode des gesamten Versuches.....	40
5	Experimentelle Untersuchungen.....	42
5.1	Versuchsstoffe	42
5.1.1	Brennbare Feststoffe.....	43
5.1.2	Brennbare Flüssigkeiten	47
5.1.3	Übersicht Stoffeigenschaften.....	50
5.2	Versuchsapparaturen	52
5.2.1	Cone Calorimeter.....	53
5.2.2	Single Burning Item Test.....	58
5.3	Versuchsbedingungen.....	64
5.3.1	Art der Zündquelle	65
5.3.2	Energie der Zündquelle	65
5.3.3	Probengeometrie.....	67
5.3.4	Probenanordnung.....	69
5.3.5	Flammschutzmittel	71
5.3.6	Glimmbrand.....	72
5.4	Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen	74
5.4.1	Überprüfung der Anwendung der „Methode der Vollbrandphase“	74
5.4.2	Bewertung der Verbrennungseffizienzen	104
6	Numerische Untersuchungen	114
6.1	Numerisches Modell und Voruntersuchungen	114
6.1.1	Datengrundlage.....	115
6.1.2	Aufbau des numerischen Modells	120
6.1.3	Gittersensitivitätsanalyse	122
6.1.4	Validierung	126
6.2	Aufstellung von Bemessungsbränden	128
6.3	Ergebnisse der numerischen Untersuchungen.....	133

7	Zusammenfassung, Fazit und Ausblick.....	140
8	Verzeichnisse.....	143
8.1	Literaturverzeichnis	143
8.2	Abbildungsverzeichnis	154
8.3	Tabellenverzeichnis	158
9	Anhang A: Ergänzungen zu den Grundlagen.....	159
10	Anhang B: Ergänzungen zu den experimentellen Untersuchungen.....	162
11	Anhang C: Ergänzungen zu den numerischen Untersuchungen	178

1 Einleitung

Zur Einleitung in die Thematik der vorliegenden Arbeit wird in diesem Kapitel die Bedeutung der Verbrennungseffizienz und ihre Einordnung in das Brandschutzingenieurwesen erläutert. Weiterhin werden technische und wissenschaftliche Erkenntnisse, die mit der Bewertung des Brandverhaltens im Allgemeinen und mit der Verbrennungseffizienz im Besonderen im Zusammenhang stehen, beschrieben.

1.1 Hintergrund

Für die praktische Umsetzung der Schutzziele im Brandschutz sieht die Musterbauordnung MBO [MBO19] vor, dass im Falle eines Brandes die Bauteile bzw. Tragwerke derart bemessen sind, dass das Gebäude ausreichend lange standsicher ist und die Rettung von Menschen und Tieren erfolgen kann.

Die Bemessung der Bauteile bzw. Tragwerke kann im Rahmen der sogenannten Heißbemessung erfolgen. Hierfür stellt der Eurocode 1 die rechnerische Grundlage dar. Konkret enthalten die DIN EN 1991-1-2 [DINEN1991-1-2] und der Nationale Anhang DIN EN 1991-1-2/NA [DINEN1991-1-2/NA] rechnerische Verfahren, die der Ermittlung der im Brandfall anzunehmenden Brandeinwirkungen dienen.

Zu den rechnerischen Verfahren zählen Naturbrandverfahren, die sich dadurch auszeichnen, dass sie die für einen Brand bedeutungsvollen Bedingungen berücksichtigen. Diese Bedingungen, die durch Berechnungsparameter charakterisiert werden, sind Art und Menge der Brandlast, Ventilationsverhältnisse, Brandraumgeometrie und Materialeigenschaften der Umfassungsbauteile [Hos17]. Durch ihre Berücksichtigung ist eine risikogerechte Auslegung von Bauteilen bzw. Tragwerken möglich, die gegenüber dem herkömmlichen Bemessungsverfahren nach DIN 4102-4 [DIN4102-4] auch wirtschaftliche Vorteile mit sich bringt. Dieses ermöglicht eine effiziente und leistungsorientierte Bauausführung. Die Anwendung von Naturbrandverfahren erfolgt in Form von vereinfachten oder allgemeinen Naturbrandmodellen. Diese führen die Berechnung der Brandwirkung auf Grundlage von z.B. Plumemodellen und parametrischen Temperaturzeitkurven oder auf Grundlage einer numerischen Brandsimulation durch.

Bei der Berechnung eines natürlichen Brandverlaufes für allgemeine Naturbrandmodelle mit Hilfe der Wärmefreisetzungsrates findet die Verbrennungseffizienz Anwendung [DINEN1991-1-2/NA]. Sie wird in der deutschen Literatur auch als Verbrennungseffektivität bezeichnet. Unter Anwendung der Verbrennungseffizienz ist die quantitative Bewertung des Brandes einer Brandlast bzw. eines Stoffes möglich, indem sie beschreibt,

wie viel der in einem Brennstoff gespeicherten Energie bei der Verbrennung tatsächlich freigesetzt wird. Die gesamte gespeicherte Energie, abzüglich der Verdampfungsenthalpie des Wassers, entspricht dem Heizwert, der im Bombenkalorimeter bei idealen Reaktionsbedingungen während einer vollständigen Verbrennung experimentell ermittelt wird. Bei natürlichen Bränden existieren keine idealen Reaktionsbedingungen, weshalb zumeist keine vollständige Verbrennung stattfindet und die effektiv freigesetzte Energie (effektive Verbrennungswärme) geringer als der Heizwert ist. Die Verbrennungseffizienz, die aus dem Quotienten von effektiver Verbrennungswärme zum Heizwert berechnet wird, weist bei natürlichen Bränden einen Wert von $\chi < 1,0$ auf. Lediglich einige brennbare Gase verbrennen bei natürlichen Bränden vollständig und weisen die maximale Verbrennungseffizienz $\chi = 1,0$ auf.

Mit der Verbrennungseffizienz existiert ein international angewendeter Berechnungsparameter, der im Rahmen der Heißbemessung von Bauteilen bzw. Tragwerken quantitativ das Brandverhalten eines Brennstoffes bewertet.

1.2 Stand der Technik

Zusätzlich zur Verbrennungseffizienz, die international als Berechnungsparameter verwendet wird und quantitativ das Brandverhalten eines Brennstoffes bewertet, existiert auf nationaler Ebene der Abbrandfaktor m (m -Faktor). Der m -Faktor bewertet ebenfalls das Brandverhalten, jedoch unter Berücksichtigung der Form, Verteilung, Lagerungsdichte und Feuchte des Stoffes. Der m -Faktor ist ein Eingangsparameter in dem Rechenverfahren zur Ermittlung der rechnerisch erforderlichen Feuerwiderstandsdauer, der Anforderungen an die Baustoffe und Bauteile und der maximal zulässigen Größe von Brandabschnitten. Grundlage des Rechenverfahrens ist die DIN 18230-1 [DIN18230-1], die im Rahmen der Muster-Industriebaurichtlinie [MINDBAURL19] bzw. der in den Bundesländern eingeführten Industriebaurichtlinien den Brandschutz für Industriebauten regelt. Bei diesen Rechenverfahren wird die rechnerische Brandbelastung unter Anwendung des m -Faktors ermittelt.

Der m -Faktor wurde noch bis vor einigen Jahren mit einer eigens dafür verwendeten Versuchsanlage bestimmt. Dieser m -Faktor-Ofen besaß einen 8 m^3 großen Brandraum, in dessen Decke sich ein V2A-Stahlbauteil (Vergleichsbauteil) befand. Das Vergleichsbauteil diente der Messung des Temperatur-Zeit-Verlaufes während eines Experimentes. Da heute kein m -Faktor-Ofen mehr existiert, kann kein m -Faktor von neuen Brennstoffen ermittelt werden. Bestehende m -Faktoren verschiedener Feststoffe und Flüssigkeiten sind in [DIN18230-3] zusammengestellt.

Das Messverfahren des m-Faktors ist nach [DIN18230-2] definiert und basiert auf der Gegenüberstellung des zu untersuchenden Brennstoffes mit einem sogenannten Vergleichsstoff. Bei dem Vergleichsstoff handelt es sich um in Krippenform angeordnetes, sägeraues Fichtenholz, dem ein m-Faktor von $m = 1$ zugeordnet wurde. Zur Ermittlung des m-Faktors wurde der zu untersuchende Brennstoff in dem Brandraum auf einer Abbrandwaage angeordnet und entzündet. Die Ergebnisse aus den Versuchen wurden entsprechend dem folgenden mathematischen Zusammenhang mit denen des Vergleichsstoffes ins Verhältnis gesetzt:

$$m = \frac{M_V}{M} \cdot \frac{h_{uV}}{h_u} \cdot k_t \quad \text{Gl. 1-1}$$

Innerhalb der Gl. 1-1 beschreibt das Produkt aus Heizwert h_u und Masse M des zu untersuchenden Brennstoffes sowie der k_t -Wert die Energie, die im Vergleichsbau teil die gleiche Auswirkung erzielt wie jene Energie, die sich aus dem Produkt von Heizwert h_{uV} und Masse M_V des Vergleichsstoffes ergibt [Hah17]. Der m-Faktor beschreibt somit, mit welchem Vielfachen des Energieinhaltes einer Vergleichsbrandlastmenge aus Holzkrippen die gleiche Brandwirkung am Vergleichselement erzielt wird wie mit dem Energiegehalt des zu untersuchenden Brennstoffes [Hos92].

Der in der Gl. 1-1 enthaltene k_t -Wert wird gemäß Gl. 1-2 berechnet:

$$k_t = \exp \left[-0,4 \cdot \left(\frac{t_{max}}{t_{max,V}} - 1 \right) \right] \quad \text{Gl. 1-2}$$

Er stellt eine rechnerische Korrektur in der Berechnung des m-Faktors dar. Die Parameter t_{max} und $t_{max,V}$ charakterisieren die Zeit bis zum Erreichen des Temperaturmaximums beim Brand des Brennstoffes und des Vergleichsstoffes und berücksichtigen die Brandentwicklung.

Im Gegensatz zum m-Faktor wird bei der Ermittlung der Verbrennungseffizienz kein Vergleichsstoff benötigt. Stattdessen quantifiziert die Verbrennungseffizienz auf Basis des Zeitverlaufes der Wärmefreisetzungsrate, wie viel der in einem Brennstoff enthaltene Energie bei einem Brand tatsächlich freigesetzt wird. Zur Messung der Wärmefreisetzungsrate dient eine Vielzahl von Versuchsapparaturen, sogenannte Kalorimeter. Die Verwendung einer spezifischen Versuchsapparatur ist somit nicht notwendig. Eine Auswahl geeigneter Kalorimeter im Labor- und Großmaßstab wird in [Jan02] und [Mad08] anhand verschiedener Eigenschaften wie Messverfahren, Zündquelle und Probenanordnung verglichen.

Die Messung der Wärmefreisetzungsrate kann mittels verschiedener technischer Methoden erfolgen [Gre11]. Die zuverlässigste und heute am häufigsten angewandte Methode zur Messung der Wärmefreisetzungsrate ist die Sauerstoffverbrauchsmethode. Die Messung basiert auf dem während einer Verbrennung stattfindenden Verbrauch von

Sauerstoff. Eine dafür geeignete Versuchsapparatur ist das Cone Calorimeter nach [ISO5660-1].

Eine weitere Methode ist die Sensible-Enthalpie-Methode. Dabei wird die Wärmefreisetzungsrate anhand der in der Zu- und Abluft gemessenen Temperatur festgestellt. Eine hierfür geeignete Versuchsapparatur ist der Ohio State University Apparatus (OSU) nach [ASTME906/E906M-17].

Weiterhin kann die Wärmefreisetzungsrate anhand des während einer Verbrennung entstehenden Kohlenstoffdioxids ermittelt werden. Eine Versuchsapparatur, die die Kohlenstoffdioxidmethode anwendet, ist der Fire Propagation Apparatus (FPA) nach [ASTME2058-13a].

Vergleichende Untersuchungen zu den drei Messmethoden wurden in [Tew94] mit dem Ergebnis durchgeführt, dass die Betrachtung des verbrauchten Sauerstoffes und des entstandenen Kohlenstoffdioxids zu ähnlichen Ergebnissen führen kann. Die Ermittlung der Wärmefreisetzungsrate mittels Temperaturmessung führt hingegen zu davon abweichenden Ergebnissen.

Die Verbrennungseffizienz findet national und international in unterschiedlichen Normen Anwendung, die im Folgenden erläutert werden:

Die DIN EN ISO 13943 [DINENISO13943] definiert Begriffe aus dem Bereich des Brandschutzes. Die Verbrennungseffizienz (hier: Verbrennungseffektivität) wird erläutert als der „Quotient aus der freigesetzten Wärme bei unvollständiger Verbrennung und der Wärme, die rechnerisch bei einer vollständigen Verbrennung freigesetzt wird“.

Die DIN EN 1991-1-2 [DINEN1991-1-2] ist Teil der Normenreihe des Eurocodes 1. Sie definiert die allgemeinen Brandeinwirkungen, die für die Heißbemessung von Bauteilen bzw. Tragwerken herangezogen werden. Hier wird nicht der Begriff der Verbrennungseffizienz benutzt, sondern der Begriff „Abbrandfaktor m “, dessen Definition nicht der Definition des „Abbrandfaktors m “ gemäß [DIN18230-1] entspricht, sondern der der Verbrennungseffizienz nach [DINENISO13943] gleicht. Anwendung findet der Abbrandfaktor m bei der Berechnung des Bemessungswertes der Brandlastdichte und der maximalen Wärmefreisetzungsrate im Rahmen von ventilationsgesteuerten Bränden. Nach [DINEN1991-1-2] darf bei überwiegend zellstoffhaltigen Materialien der Abbrandfaktor m mit $m = 0,8$ verwendet werden.

Die DIN EN 1991-1-2/NA [DINEN1991-1-2/NA] ist der Nationale Anhang der DIN EN 1991-1-2 und beinhaltet die für die Bundesrepublik Deutschland festgelegten Parameter, die bei der Feststellung der Brandeinwirkungen auf Bauteile bzw. Tragwerke im Rahmen der Heißbemessung verwendet werden können. Darin findet die Verbrennungseffizienz (hier: Verbrennungseffektivität) bei der Berechnung des Bemessungs-

wertes der Brandlastdichte sowie bei der Berechnung des charakteristischen Wertes der maximalen Wärmefreisetzungsrate für ventilationsgesteuerte Brände Anwendung. In diesem Zusammenhang gibt die Norm den Hinweis, dass für die im Hochbau mit Büro-, Wohn- und vergleichbarer Nutzung typischen Mischbrandlasten mit einem überwiegen- den Anteil an zellulosehaltigen Materialien der Wert $\chi = 0,7$ für die Verbrennungseffi- zienz pauschal angenommen werden darf. Weiterhin wird die Verbrennungseffizienz zur Ermittlung der Brandlastdichte im Einzelfall genutzt. Neben dem Wert $\chi = 0,7$ für überwiegend zellulosehaltige Mischbrandlasten kann hier außerdem für Feststoffe $\chi = 0,8$ und für Flüssigkeiten und Gase $\chi = 1,0$ pauschal angesetzt werden. Eine ma- thematische Definition der Verbrennungseffizienz wird in [DINEN1991-1-2] und [DI- NEN1991-1-2/NA] nicht geliefert.

Die Normen NFPA 92A [NFPA92A] und NFPA 92B [NFPA92B] befassen sich mit Entrauchungssystemen von Gebäuden. Im Zusammenhang mit der Analyse der opti- schen Eigenschaften des Brandrauches werden Gleichungen für die Berechnung der optischen Dichte angegeben. Diese Gleichungen verwenden die Verbrennungseffizienz, ohne sie zu definieren oder eine Bestimmungsmethode für die Verbrennungseffizienz zu nennen. Stattdessen verweisen die Normen auf die Literaturstelle [Tew02], aus der Wer- te für die Verbrennungseffizienz bezogen werden können.

Die Norm ISO 19703 [ISO19703] befasst sich mit der Freisetzung und Analyse von toxischen Verbrennungsprodukten und liefert Gleichungen zur Berechnung der Entste- hungsraten von giftigen Verbrennungsprodukten, dem Äquivalenzverhältnis und der Verbrennungseffizienz. Im Zusammenhang mit der Ermittlung von Verbrennungseffizi- enzen unterscheidet die ISO 19703 zwischen drei unterschiedlichen Berechnungen: Die erste Berechnung basiert auf dem Verhältnis von freigesetzter Wärme zum Heizwert. In der zweiten Berechnung wird die Masse des verbrauchten Sauerstoffes mit der Masse des stöchiometrischen Sauerstoffbedarfes ins Verhältnis gesetzt. Die dritte Berechnung ermöglicht die Ableitung der Verbrennungseffizienz aus den Entstehungsanteilen von Kohlenstoffdioxid und Kohlenstoffmonoxid. Die Verbrennungseffizienz der ersten Be- rechnung entspricht der Definition, die entsprechend [DINENISO13943] für die Ver- brennungseffizienz geliefert wird. Sie darf zur Charakterisierung der thermischen Aus- wirkungen eines Brandes verwendet werden. Die Verbrennungseffizienzen der anderen beiden Berechnungen sind für die Charakterisierung der Toxizität von Rauchgas von Bedeutung.

Weitere Normen, in denen die Verbrennungseffizienz Anwendung findet, sind ASTM E1591-13 [ASTME1591-13], ISO 16734 [ISO16734] und ISO 16736 [ISO16736]. Sie verwenden die Verbrennungseffizienz zur Berechnung der Wärmefrei- setzungsrate aus der Massenverlustrate und dem Heizwert.

1.3 Stand der Wissenschaft

Im ingenieurtechnischen und wissenschaftlichen Tätigkeitsbereich des Brandschutzes existieren zahlreiche Literaturstellen, in denen die Verbrennungseffizienz als Parameter verwendet wird, der die Vollständigkeit einer Verbrennung charakterisiert. Zu diesen Literaturstellen zählen [Dry04], [Kar00], [Qui06], [Sch08a] und [Zeh20]. Die Literaturstellen beinhalten eine allgemeine Berechnungsgleichung, nach der die Verbrennungseffizienz aus dem Heizwert und der effektiven Verbrennungswärme berechnet wird. Die Berechnungsgrundlagen sind dabei stets die Wärmefreisetzungs- und die Massenverlustrate. Da die Wärmefreisetzungs- und die Massenverlustrate einem äußeren Einfluss unterliegen, handelt es sich bei der Verbrennungseffizienz um einen Parameter, der durch die Versuchsbedingungen maßgeblich beeinflusst wird [Bab02b]. Werte der Verbrennungseffizienz verschiedener Brennstoffe können den Literaturstellen [Dry02], [Kli93], [Sch98], [Sch11b], [Tew80] und [Tew02] entnommen werden.

In Ergänzung zu den oben genannten Literaturstellen existieren weitere Literaturstellen, deren Autoren sich über eine allgemeine Definition hinaus mit der Verbrennungseffizienz auseinandergesetzt haben. So sind in [Kha16] Grenzwerte für die Anwendung der Verbrennungseffizienz charakterisiert. Der Maximalwert $\chi = 1,0$ bedeutet eine vollständige Verbrennung. Der Minimalwert $\chi = 0,0$ bedeutet hingegen einen erloschenen bzw. nicht stattgefundenen Brand. Bereits bei dem Wert $\chi \leq 0,4$ kann davon ausgegangen werden, dass der Brand erloschen ist. Eine instabile Verbrennung findet schon bei $\chi \leq 0,46$ statt.

Der Zusammenhang zwischen der Verbrennungseffizienz und der Vollständigkeit einer Verbrennung wird in [Tew80] und [Tew94] anhand der folgenden Tabelle veranschaulicht. Dargestellt ist die sich ändernde Reaktionsstöchiometrie von Methylmethacrylat¹ in Abhängigkeit vom Sauerstoffangebot und die sich daraus ergebenden Werte der effektiven Verbrennungswärme bzw. der Verbrennungseffizienz:

¹ Methylmethacrylat ($C_5H_8O_2$) ist das bei der Spaltung von Polymethylmethacrylat (PMMA) vorwiegend gebildete Monomer.

Tabelle 1-1: Verbrennungseffizienzen in Abhängigkeit von der Vollständigkeit der chemischen Verbrennungsreaktion von Methylmethacrylat [Tew80], [Tew94]

Reaktionsstöchiometrie	q_{eff} [kJ/g]	χ [-]
$C_5H_8O_2 + 6,0 O_2 \rightarrow 5 CO_2 + 4 H_2O$	24,9	1,0
$C_5H_8O_2 + 5,5 O_2 \rightarrow 4 CO_2 + 4 H_2O + CO$	22,1	0,89
$C_5H_8O_2 + 4,9 O_2 \rightarrow 4 CO_2 + 3,5 H_2O + 0,25 CO + 0,25 CH_4 + 0,75 C$	19,9	0,8
$C_5H_8O_2 + 4,5 O_2 \rightarrow 3 CO_2 + 4 H_2O + CO + C$	18,2	0,73
$C_5H_8O_2 + 3,8 O_2 \rightarrow 3 CO_2 + 3 H_2O + 0,5 CO + 0,5 CH_4 + C$	14,9	0,6
$C_5H_8O_2 + 3,0 O_2 \rightarrow 2 CO_2 + 3 H_2O + CO + C + 0,5 C_2H_2$	11,5	0,46
$C_5H_8O_2 + 2,5 O_2 \rightarrow 2 CO_2 + 2 H_2O + CO + CH_4 + C$	8,7	0,35

Standardbildungsenthalpie [kJ/mol]: $C_5H_8O_2 (g) = -442,7$; $O_2 (g) = 0$; $CO_2 (g) = -393,5$; $H_2O (g) = -241,8$; $CO (g) = -110,5$; $C (s) = 0$; $C_2H_2 (g) = +26,2$; $CH_4 (g) = -75$; mit g für gasförmig und s für fest

Die oberste Reaktionsgleichung stellt die vollständige Verbrennung dar, bei der durch die Anwesenheit von ausreichend Sauerstoff der Kohlenstoff des Methylmethacrylats vollständig zu Kohlenstoffdioxid (CO_2) reagiert. Hierdurch ergibt sich eine effektive Verbrennungswärme, die mit $q_{eff} = 24,9$ kJ/g dem Heizwert entspricht, sodass die Verbrennungseffizienz den maximalen Wert $\chi = 1,0$ aufweist. Bedingt durch den sukzessiv reduzierten Sauerstoffgehalt nehmen bei den weiteren Reaktionsgleichungen der Molanteil an entstandenem Kohlenstoffdioxid ab und die Molanteile der unvollständigen Verbrennungsprodukte (CO , C , C_2H_2) zu. Die effektive Verbrennungswärme und die Verbrennungseffizienz sinken entsprechend des abnehmenden Sauerstoffangebotes.

In [Tew02] wird ein Zusammenhang zwischen der Verbrennungseffizienz und der Rauchbildung von Flammen aufgezeigt. So existiert zwischen der Verbrennungseffizienz und dem Rauchpotenzial einer Flamme, das durch den sogenannten Smoke Point (SP) angegeben wird, der folgende empirische Zusammenhang:

$$\chi = 1,15 \cdot L_{sp}^{0,10} \quad \text{Gl. 1-3}$$

Hierbei gibt der Smoke Point die maximale Höhe L_{sp} einer rauchlosen Flamme an und wird gemäß [ASTMD 1322-12e2] ermittelt. Er weist einen Wertebereich von $0 < L_{sp} < 0,24$ m auf.

Bei der Verbrennungseffizienz wird in [Tew02] zwischen der konvektiven und der strahlenden Komponente der Verbrennungseffizienz unterschieden. Zwischen der strah-

lenden Komponente der Verbrennungseffizienz χ_{rad} und dem Smoke Point einer Flamme existiert der folgende empirische Zusammenhang:

$$\chi_{rad} = 0,41 - 0,85 \cdot L_{sp} \quad \text{Gl. 1-4}$$

Nach [Tew04] besteht ein Zusammenhang zwischen der Verbrennungseffizienz und der chemischen Beschaffenheit eines Stoffes. Die folgende Tabelle nennt Wertebereiche der Verbrennungseffizienz, die Stoffgruppen in Abhängigkeit von ihren charakteristischen chemischen Bindungen aufweisen:

Tabelle 1-2: Zuordnung von Stoffgruppen in Wertebereiche der Verbrennungseffizienz [Tew04]

Stoffgruppe	χ [-]
Stoffe mit gesättigten aliphatischen Bindungen zwischen den C-, H-, O-, N- und S-Atomen (Gase, Flüssigkeiten, Polymere)	0,85 bis 0,96
Stoffe mit ungesättigten aliphatischen und aromatischen Bindungen zwischen den C-, H-, O-, N- und S-Atomen (Gase, Flüssigkeiten, Polymere)	0,7 bis 0,85
Stoffe mit gesättigten und ungesättigten aliphatischen und aromatischen Bindungen zwischen den C-, H-, O-, N- und S-Atomen (Polymere)	0,6 bis 0,7
Stoffe mit gesättigten aliphatischen und aromatischen Bindungen zwischen C-, H- und Halogen-Atomen (Polymere)	0,2 bis 0,5

Nach [Got92] befinden sich die Verbrennungseffizienz und das Sauerstoffangebot in der Umgebungsluft in einem definierbaren Zusammenhang. Das Sauerstoffangebot in der Umgebungsluft wird durch das Äquivalenzverhältnis ϕ definiert. Konkret beschreibt das Äquivalenzverhältnis, ob es sich bei einem Raumbrand um einen ventilations- oder um einen brandlastgesteuerten Brand handelt. Ein Wert von $0 < \phi \leq 1$ bedeutet einen brandlastgesteuerten Brand. In diesem Wertebereich ist die Verbrennungseffizienz gemäß dem folgenden Zusammenhang konstant:

$$\chi = A \quad (\text{für den brandlastgesteuerten Fall: } \phi \leq 1) \quad \text{Gl. 1-5}$$

Der Parameter A stellt das Verhältnis von experimentell ermittelter Verbrennungseffizienz bei einem brandlastgesteuerten Brand zum Maximalwert der Verbrennungseffizienz dar.

Bei einem Äquivalenzverhältnis von $\phi > 1$ handelt es sich um einen ventilationsgesteuerten Brand. In diesem Bereich steigt mit zunehmendem Sauerstoffmangel das

Äquivalenzverhältnis weiter an. Dabei sinkt der Wert der Verbrennungseffizienz entsprechend dem folgenden Zusammenhang, bei dem das Äquivalenzverhältnis mit dem Parameter A im Verhältnis steht:

$$\chi = A/\phi \quad (\text{für den ventilationsgesteuerten Fall: } \phi > 1) \quad \text{Gl. 1-6}$$

Weitere wissenschaftliche Untersuchungen zur Verbrennungseffizienz wurden in [Hah14], [Hah15] und [Hah16] durchgeführt. Bei diesen Untersuchungen handelt es sich insbesondere um die experimentelle und rechnerische Bestimmbarkeit der Verbrennungseffizienz. Dafür wurden verschiedene Bestimmungsmethoden für die Verbrennungseffizienz aufgestellt und miteinander verglichen. Die Bestimmungsmethoden unterscheiden sich hinsichtlich der verwendeten Bezugsgrößen. Ein Ergebnis der Untersuchung aus [Hah16] ist, dass zuverlässige Werte der Verbrennungseffizienz von Feststoffen ermittelt werden können, wenn der Zeitbereich des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes eines Versuches betrachtet wird. Die verwendete experimentelle Datengrundlage stammt aus dem Cone Calorimeter und dem Single Burning Item Test.

Einige Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen der vorliegenden Arbeit wurden bereits in [Kus13], [Kna14] und [Kus15] publiziert. So wurden in [Kna14] vergleichende Untersuchungen zwischen der Verbrennungseffizienz und dem Abbrandfaktor m gemäß [DIN18230-2] durchgeführt. Als Ergebnis dieser Untersuchung wurde festgestellt, dass zwischen der Verbrennungseffizienz und dem Abbrandfaktor m kein mathematischer Zusammenhang besteht.

2 Problemstellung und Zielsetzung

Auf der Grundlage des Standes der Technik und des Standes der Wissenschaft werden in diesem Kapitel Sachverhalte erläutert, die im Zusammenhang mit der experimentellen Ermittlung und der praktischen Anwendung der Verbrennungseffizienz als problematisch betrachtet werden. Anhand der Problemstellung werden dann das Ziel der vorliegenden Arbeit sowie die zum Erreichen des Zieles angewandte Vorgehensweise formuliert.

2.1 Problemstellung

Im Abschnitt 1.1 wurde erläutert, dass bei der Heißbemessung von Gebäuden Berechnungsparameter zum Einsatz kommen, die häufig experimentell ermittelt werden. Unsicherheiten, die bei der experimentellen Ermittlung der Berechnungsparameter auftreten, haben zur Folge, dass eine ungenaue Heißbemessung der Bauteile bzw. Tragwerke stattfinden kann. Dieses wirkt sich nachteilig aus, indem eine brandschutztechnische Überbemessung zu sehr hohen Investitionskosten durch überdimensionierte Bauteile bzw. Tragwerke führen kann. Eine brandschutztechnische Unterbemessung kann hingegen die Gefährdung von Personen im Brandfall sowie Folgekosten durch Brandschäden bedeuten. Ein hohes Maß an Zuverlässigkeit bei der experimentellen Ermittlung von Berechnungsparametern ist deshalb von großer Bedeutung und wird im Allgemeinen durch genormte Bestimmungsverfahren gewährleistet.

Wie im Abschnitt 1.2 erläutert, existiert eine Vielzahl von Normen und Berechnungsverfahren, die sich auf die Verbrennungseffizienz stützen bzw. auf der Verbrennungseffizienz basieren. Es existiert jedoch keine Norm, die ein standardisiertes Bestimmungsverfahren für die Verbrennungseffizienz formuliert. Dadurch existiert auch keine Empfehlung für eine Versuchsanordnung oder eine konkrete Berechnungsgleichung. Dieser Sachverhalt wird auch in [Fon16] erkannt. Darin wird die Aussage getroffen, dass im Zusammenhang mit der Verbrennungseffizienz ein allgemeines Ermittlungsverfahren fehlt.

Dass eine große Notwendigkeit für ein genormtes Bestimmungsverfahren besteht, geht aus Abschnitt 1.3 hervor. Darin wird erläutert, dass viele Versuchsanordnungen existieren, die zur experimentellen Messung der Wärmefreisetzungsrate dienen und somit prinzipiell für die Ermittlung der Verbrennungseffizienz verwendet werden können. Diese Versuchsanordnungen unterscheiden sich im Hinblick auf ihre Versuchsbedingungen (z.B. Zündquelle, Probengeometrie), was auf die Messung der Wärmefreisetzungs-

rate Auswirkungen hat. Zudem existieren mit der Sauerstoffverbrauchsmethode, der Sensiblen-Enthalpie-Methode und der Kohlenstoffdioxidmethode drei Messverfahren, die zu unterschiedlichen Wärmefreisetzungsraten gelangen. Die Kombination von Versuchsapparatur und Messverfahren resultiert in eine Vielzahl unterschiedlicher Versuchsbedingungen, die bei der Ermittlung der Wärmefreisetzungsrate vorherrschen können. Diese unterschiedlichen Versuchsbedingungen bergen Unsicherheiten in sich, durch die die zuverlässige Ermittlung der Verbrennungseffizienz nicht möglich ist. Infolgedessen ist die Wahrscheinlichkeit für eine ungenaue Heißbemessung von Bauteilen bzw. Tragwerken hoch.

Eine weitere Ursache für eine ungenaue Heißbemessung sind die im Abschnitt 1.3 angesprochenen veröffentlichten Literaturwerte der Verbrennungseffizienz. Bei diesen Werten liegen keine Informationen über die verwendeten Versuchsapparaturen oder Messverfahren vor. Dem Anwender solcher Werte wird keine Möglichkeit gegeben, Versuchsbedingungen, die bei der Ermittlung der Verbrennungseffizienz vorherrschten, nachzuvollziehen. Stattdessen wird dem Anwender suggeriert, dass die Verbrennungseffizienz durch Versuchsbedingungen unbeeinflusst bleibt.

Auch die im Abschnitt 1.2 genannten Pauschalwerte der Verbrennungseffizienz stellen ein Problem im Zusammenhang mit der Heißbemessung dar. So heißt es in der DIN EN 1991-1-2, dass der Abbrandfaktor m , wie er dort genannt wird, bei Stoffgruppen mit überwiegend zellstoffhaltigen Materialien mit $m = 0,8$ angenommen werden kann. Die DIN EN 1991-1-2/NA trifft hingegen die Aussage, dass für zellulosehaltige Mischbrandlasten die Verbrennungseffizienz $\chi = 0,7$ angesetzt werden darf. Eine Ungenauigkeit ergibt sich hierbei aus der Tatsache, dass zellstoffhaltige Naturprodukte überwiegend aus Zellulose bestehen und somit in beiden Normen der gleiche Wert angegeben sein müsste.

Weiterhin gibt die DIN EN 1991-1-2/NA für Flüssigkeiten und Gase eine pauschale Verbrennungseffizienz $\chi = 1,0$ an. Ungeachtet der Tatsache, dass auch Flüssigkeiten und Gase unvollständig verbrennen können, stellt dieser Wert die maximal mögliche Verbrennungseffizienz dar. Demgegenüber zeigen Tewarson [Tew02] und Schneider [Sch11], dass Flüssigkeiten durchaus Werte von $\chi < 1,0$ haben können. So haben sie für n-Heptan die Werte $\chi = 0,91$ bzw. $\chi = 0,93$ ermittelt.

2.2 Zielsetzung und Vorgehensweise

Wie in der Problemstellung erläutert, wirkt sich die Vielzahl von Versuchsbedingungen, die jede Versuchsapparatur mit sich bringt und die sich aus der Kombination von Versuchsapparatur und Messverfahren ergeben, auf die Wärmefreisetzungsrate und damit auf den Wert der Verbrennungseffizienz aus.

Auf der Grundlage dieses Sachverhaltes ist es die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit, eine Bestimmungsmethode zu entwickeln, mit der zuverlässig Verbrennungseffizienzen von Feststoffen und Flüssigkeiten ermittelt werden können. Um diese Zielsetzung zu erfüllen, wird an die Bestimmungsmethode die Anforderung gestellt, dass die ermittelten Werte der Verbrennungseffizienz im Rahmen der Zulässigkeit so wenig wie möglich durch Versuchsbedingen beeinflusst werden.

Die möglichst geringe Einflussnahme durch Versuchsbedingungen soll dadurch erreicht werden, dass die Ermittlung der Verbrennungseffizienz für den Zeitbereich eines Versuches erfolgt, in dem der Brand durch eine intensive und dadurch stabile Verbrennung geprägt ist. Es wird angenommen, dass während dieser Zeit die Versuchsbedingungen weniger Einfluss auf das Brandverhalten nehmen, als es während einer schwachen und dadurch instabilen Verbrennung der Fall ist.

Hierfür werden experimentelle Untersuchungen mit den beiden offenen Kalorimetern Cone Calorimeter und Single Burning Item Test durchgeführt. In beiden Versuchsapparaturen werden bei variierenden Versuchsbedingungen ausgewählte Feststoffe und Flüssigkeiten getestet, bei denen es sich um typische Bau- oder Lagerstoffe handelt. Anhand der Ergebnisse wird überprüft, ob bei den unterschiedlichen Brennstoffen der Zeitbereich der stabilen Verbrennung identifiziert werden kann und die Berechnung der Verbrennungseffizienz für diesen Zeitbereich möglich ist. In diesem Zusammenhang sollen die auf einen Brand einflussnehmenden Versuchsbedingungen hinsichtlich ihrer Wirkungsweise analysiert werden. Die aus den Experimenten hervorgehenden Verbrennungseffizienzen werden mit Werten weiterer Berechnungsmethoden, die nicht standardisiert sind, verglichen. Durch den Vergleich soll die Reproduzierbarkeit der Verbrennungseffizienz festgestellt werden.

In einem weiteren Teil der Arbeit wird untersucht, welche Auswirkung die Unsicherheit bei der Ermittlung der Verbrennungseffizienz auf die Bemessung von Bauteilen bzw. Tragwerken im Rahmen der Heißbemessung nach [DINEN1991-1-2] haben kann. Dafür werden verschiedene Werte der Verbrennungseffizienz eines Brennstoffes in allgemeinen Naturbrandmodellen verwendet. Dieses geschieht in Form von Bemessungsbränden, bei deren Berechnung die Verbrennungseffizienzen als Berechnungsparameter angewandt werden. Jede Verbrennungseffizienz resultiert in einen charakteristischen Be-

messungsbrand, der einen definierten Brandverlauf beschreibt. Bei der Anwendung in der numerischen Brandsimulation bedingt jeder Brandverlauf unterschiedliche Temperaturen und Gaskonzentrationen in dem numerischen Modell. Insbesondere aus den Temperaturen werden im Rahmen des Bemessungsverfahrens thermische Einwirkungen auf Bauteile abgeleitet. Inwieweit unterschiedliche Verbrennungseffizienzen auf diese thermischen Einwirkungen Einfluss nehmen, soll durch die Auswertung der numerischen Brandsimulation festgestellt werden.

2.3 Thematische Abgrenzung zu anderen Arbeiten

Wie aus dem Abschnitt 1.3 hervorgeht, besteht zwischen den Untersuchungen von [Hah14], [Hah15], [Hah16] und den Untersuchungen der vorliegenden Arbeit eine thematische Ähnlichkeit, weil sich die Arbeiten mit der Bestimmbarkeit von Verbrennungseffizienzen befassen. Die Arbeiten unterscheiden sich jedoch in der Methodik. So umfassen die experimentellen Untersuchungen der vorliegenden Arbeit sowohl Feststoffe als auch Flüssigkeiten. Außerdem wird mittels der numerischen Brandsimulation die Auswirkung unterschiedlicher Verbrennungseffizienzen auf die thermischen Einwirkungen bei Bauteilen bzw. Tragwerken analysiert. Die Untersuchungen der anderen Literaturstellen beinhalten hingegen vergleichende Untersuchungen der experimentell ermittelten Verbrennungseffizienzen von Feststoffen mittels einer statistischen Methode.

3 Grundlagen

Dieses Kapitel vermittelt die Grundlagen, die für die experimentellen und numerischen Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit von Bedeutung sind. Hierzu zählen neben den Verbrennungsprozessen die relevanten Brandkenngrößen, die Brandphasen, der Bemessungsbrand und die Brandsimulationsmodelle.

3.1 Theorie der Verbrennung

Eine Verbrennung ist die Reaktion eines Brennstoffes mit Sauerstoff unter Abgabe von Energie in Form von Wärme und Licht. Dabei finden komplexe physikalische und chemische Vorgänge statt, zu denen Energie- und Massentransporte, Zustandsänderungen der Materie, strömungsmechanische Abläufe sowie chemische Stoffumsätze gehören [Kar00].

Der chemische Grundvorgang eines Verbrennungsprozesses ist gemäß der folgenden Gleichung die exotherme Oxidationsreaktion eines Brennstoffes mit Sauerstoff, bei der Verbrennungsprodukte entstehen und Energie freigesetzt wird [Tie02]:



Die Oxidation eines Brennstoffes mit Sauerstoff findet während einer Verbrennung im Allgemeinen in der Gasphase statt. Der Verbrennungsprozess setzt damit die Überführung des Brennstoffes in die Gasphase voraus. Die Überführung in die Gasphase und die anschließende Verbrennung geschehen durch Kopplungsvorgänge. Die Faktoren wie Stoffeigenschaften, Form und Verteilung des Brennstoffes sowie Energie, Art und Dauer der Zündquelle beeinflussen die Kopplungsvorgänge [Gre11], [Qui06]. Eine Differenzierung der Kopplungsvorgänge findet im Folgenden nach den Begriffen der Phasenumwandlung, Oxidation und Selbsterhaltung statt.

3.1.1 Phasenumwandlung

Infolge der Energiezufuhr durch eine externe Quelle erwärmt sich der Brennstoff, und ab dem Erreichen einer kritischen Temperatur findet Pyrolyse statt. Pyrolyse beschreibt die thermische Zersetzung der Materialmatrix. Dabei entstehen Zersetzungsprodukte (Pyrolyseprodukte), die in ihrer chemischen Struktur sehr unterschiedlich sein können. Sie reichen von einfachen Molekülen wie Wasserstoff hin zu Kohlenwasserstoffketten mit relativ großem molekularem Gewicht [Dry04].

Bei schmelzenden Feststoffen erfolgt zunächst eine Änderung des Aggregatzustandes von fest nach flüssig. Der verflüssigte Brennstoff verdampft dann direkt oder pyrolysiert, sobald die kritische Temperatur erreicht ist.

Bei brennbaren Flüssigkeiten findet häufig gar keine Pyrolyse statt. Dieses ist insbesondere bei reinen Stoffen, wie dem Methanol, der Fall. Die Überführung des Brennstoffes in die Gasphase erfolgt hier durch Verdampfen. Dabei entweichen der Oberfläche Verdampfungsprodukte, sobald die Siedetemperatur erreicht ist. Je nach brennbarer Flüssigkeit kann dieses bereits bei Raumtemperatur der Fall sein. Zusätzlich zu der Verdampfung ist auch eine thermische Zersetzung möglich, was häufig bei brennbaren Flüssigkeiten mit einem sehr hohen Siedepunkt der Fall ist. In diesem Fall werden sowohl Pyrolyse- als auch Verdampfungsprodukte gebildet [Dry04].

3.1.2 Oxidation

Pyrolyse- und Verdampfungsprodukte können brennbar sowie nicht brennbar sein. Sie diffundieren bei den Feststoffen und Flüssigkeiten aus der Pyrolysefront heraus und gelangen in die Umgebung. Bei ausreichender Energiezufuhr erfolgt dort zum Teil eine weitere Zersetzung in kleinere Fragmente. Mit dem in der Umgebung enthaltenen Sauerstoff bilden die brennbaren Pyrolyse- und Verdampfungsprodukte ein reaktionsfähiges Gemisch. Durch Oxidation entstehen dabei zum einen vollständig reagierte Verbrennungsprodukte wie CO_2 , H_2O , N_2 und Cl_2 . Zum anderen entstehen unvollständig reagierte Verbrennungsprodukte wie C, CO, H_2 , HCN und HCl. In beiden Fällen wird neben den Verbrennungsprodukten auch Energie freigesetzt. Durch Konvektion steigen die Produkte weiter auf und oxidieren teilweise mit Sauerstoff weiter [Sch08b].

Erfolgen diese Reaktionen bei einer Temperatur, die der Zündtemperatur des reaktionsfähigen Gemisches entspricht, findet in der Gasphase eine flammende Verbrennung statt [Tro04]. Die bei der flammenden Verbrennung vorherrschenden Temperaturen sind von einer Reihe unterschiedlicher Versuchsbedingungen abhängig. Hierzu zählen Sauerstoffkonzentration, Sauerstoffdruck, Wärmeverluste oder der Transport und die Diffusion der beteiligten Stoffkomponenten. Als Beispiel sei an dieser Stelle Propangas genannt, das in Abhängigkeit von den Versuchsbedingungen eine Flammentemperatur von 1200 °C bis 2850 °C aufweisen kann [Rod07].

Neben der flammenden Verbrennung existiert auch der Glimmbrand. Er findet bei verkohlenden Brennstoffen wie Holz statt. Sobald infolge Pyrolyse keine brennbaren Pyrolyseprodukte mehr freigesetzt werden, bleibt lediglich ein verkohlter Rückstand zurück, der eine feste, poröse Struktur hat und vorwiegend aus Kohlenstoff besteht [Dry04]. Sauerstoff aus der Umgebung gelangt nach erloschener Flamme an die Oberfläche, wo er mit festem Kohlenstoff zu Kohlenstoffdioxid und Kohlenstoffmonoxid ohne Flam-

menerscheinung reagiert. Anstelle einer Gasphasenoxidation, wie sie bei einer flammenden Verbrennung der Fall ist, findet bei dem Glimmbrand eine Oberflächenoxidation statt [Bab02a]. Das Verhältnis von entstandenem Kohlenstoffdioxid zu Kohlenstoffmonoxid ist von der Temperatur abhängig. Gebildetes Kohlenstoffmonoxid, das durch Konvektion in die Umgebung gelangt, kann dort bei ausreichender Energiezufuhr mit Sauerstoff zu Kohlenstoffdioxid weiterreagieren. Diese Zweiphasenreaktion führt zu Temperaturen von 1650 °C, die bei einem Glimmbrand an der Probenoberfläche vorherrschen können [Til12].

3.1.3 Selbsterhaltung

Bei der flammenden Verbrennung gibt die Flamme durch Strahlung, Wärmeleitung und Konvektion Energie an die Umgebung ab. Je nach Eigenschaft der Flamme dominiert dabei die Strahlung oder die Konvektion als Energieübertragung. Ein Teil der Energie wird nicht an die Umgebung abgegeben, sondern erreicht die Brennstoffoberfläche und führt dort zu einer weiteren Erwärmung an der Pyrolysefront. Infolgedessen entstehen neue Pyrolyse- und Verdampfungsprodukte, die in der Umgebung mit Sauerstoff exotherm reagieren und zu einem selbsterhaltenen Kreislauf führen [Qui06], [Kar00]. Ein selbstständiges Brennen des Brennstoffes ist dadurch möglich.

Mit dem Glimmbrand verhält es sich in Bezug auf die Selbsterhaltung ähnlich wie mit der flammenden Verbrennung. In Abhängigkeit von der Energieübertragung an die Umgebung auf der einen und der Energieübertragung an die Brennstoffoberfläche auf der anderen Seite kann eine selbsterhaltene Oberflächenoxidation stattfinden.

3.2 Brandkenngrößen

Brandkenngrößen sind physikalische oder chemische Größen, die in der Umgebung eines Brandes auftreten und deren messbare Veränderungen ausgewertet werden können [DINVDE0833-2].

In den experimentellen und numerischen Untersuchungen dieser Arbeit werden als Brandkenngrößen die Wärmefreisetzungsrate, Massenverlustrate, Entstehungsanteile, effektive Verbrennungswärme und Verbrennungseffizienz verwendet.

3.2.1 Wärmefreisetzungsrate

Die Wärmefreisetzungsrate \dot{Q} (engl.: heat release rate - HRR) ist nach [Bab92] die bedeutendste Größe zur Bewertung der von einem Brand ausgehenden Gefährdung. Sie dient zur Beschreibung der Entwicklung und des Verlaufes eines Brandes und stellt die Grundlage zur Berechnung der Verbrennungseffizienz dar [Kar00].

Eine Möglichkeit zur Ermittlung der Wärmefreisetzungsrate besteht in der Sensiblen-Enthalpie-Methode (engl.: sensible enthalpy method) [Tsu82]. Die Berechnung erfolgt hierbei auf Grundlage der gemessenen Temperaturänderung zwischen der Zu- und Abluft, dem gemessenen Massenstrom in der Abluft und der spezifischen Wärmekapazität. In offenen Systemen wird bei konstantem Druck ein Teil des Wärmeinhaltes in Volumenarbeit umgesetzt und steht der Temperaturmessung nicht mehr zur Verfügung. Durch diese Tatsache sowie durch Wärmeverluste über Umfassungsbauteile ist die Sensible-Enthalpie-Methode durch eine signifikante Ungenauigkeit geprägt. Aus diesem Grund finden im Allgemeinen zwei andere Methoden Anwendung.

Zum einen existiert die Kohlenstoffdioxidmethode (engl.: carbon dioxide generation calorimetry), die die Feststellung der Wärmefreisetzungsrate anhand des während einer Verbrennung entstehenden Kohlenstoffdioxids ermöglicht [Tew94]. Zum anderen existiert die Sauerstoffverbrauchsmethode (engl.: oxygen consumption method), mit der die Ermittlung der Wärmefreisetzungsrate auf Grundlage des während einer Verbrennung verbrauchten Sauerstoffes erfolgt.

Die Sauerstoffverbrauchsmethode stellt die Grundlage der experimentellen Untersuchungen der vorliegenden Arbeit dar. Sie basiert auf einem proportionalen Zusammenhang zwischen Wärmefreisetzung und dem Sauerstoffverbrauch bei einer Verbrennung [Tho17]. Hierbei besteht eine mittlere Proportionalitätskonstante von $E = 13,1$ MJ/kg [Hug80]. Dieser Wert besitzt für eine Vielzahl von gasförmigen, flüssigen und festen organischen Brennstoffen Gültigkeit und sagt aus, dass bei der Verbrennung pro Kilogramm verbrauchtem Sauerstoff im Mittel eine Energie von 13,1 MJ freigesetzt wird.

Bei der Berechnung der Wärmefreisetzungsrate nach der Sauerstoffverbrauchsmethode können neben dem Sauerstoff die weiteren Verbrennungsprodukte Kohlenstoffdioxid, Kohlenstoffmonoxid und Ruß berücksichtigt werden. Ihre Berücksichtigung steigert die Genauigkeit der Berechnung [Jan91], [Jan95].

3.2.1.1 Cone Calorimeter

Das Cone Calorimeter berechnet die Wärmefreisetzungsrate \dot{Q}_{CC} gemäß [ISO5660-1] auf Grundlage der Sauerstoffverbrauchsmethode unter Berücksichtigung der Molanteile von Sauerstoff in der Umgebungsluft $X_{O_2}^a$ und am Analysator X_{O_2} , der am Analysator befindlichen Molanteile von Kohlenstoffmonoxid X_{CO} und der Proportionalitätskonstante E wie folgt:

$$\dot{Q}_{CC}(t) = 1,10 \cdot E \cdot X_{O_2}^a \cdot \left[\frac{\Theta_{CC} - 0,172(1 - \Theta_{CC}) \frac{X_{CO}}{X_{O_2}}}{(1 - \Theta_{CC}) + 1,105 \cdot \Theta_{CC}} \right] \cdot \dot{m}_e \quad \text{Gl. 3-1}$$

Die Proportionalitätskonstante beträgt $E = 13,1$ MJ/kg. Innerhalb der Gl. 3-1 berücksichtigt der Sauerstoffverbrauchsfaktor Θ_{CC} entsprechend der folgenden Gleichung die zum Versuchsbeginn am Analysator befindlichen Molanteile von Sauerstoff $X_{O_2}^0$ und Kohlenstoffdioxid $X_{CO_2}^0$ sowie die nach Versuchsbeginn am Analysator befindlichen Molanteile von Sauerstoff X_{O_2} und Kohlenstoffdioxid X_{CO_2} :

$$\Theta_{CC} = \frac{X_{O_2}^0 \cdot (1 - X_{CO_2} - X_{CO}) - X_{O_2} \cdot (1 - X_{CO_2}^0)}{X_{O_2}^0 \cdot (1 - X_{CO_2} - X_{CO} - X_{O_2})} \quad \text{Gl. 3-2}$$

Die in Gl. 3-1 berücksichtigte Durchflussrate im Abzugskanal \dot{m}_e ergibt sich entsprechend dem folgenden mathematischen Zusammenhang aus der Kalibrierungskonstante der Messblende C_{CC} , dem Differenzdruck an der Messblende Δp und der Gastemperatur an der Messblende T_e :

$$\dot{m}_e = C_{CC} \sqrt{\frac{\Delta p}{T_e}} \quad \text{Gl. 3-3}$$

Gemäß [ISO5660-1] werden Zeitbereiche eines Versuches vorgeschlagen, die im Hinblick auf die Analyse eines Experimentes für den Anwender von besonderem Interesse sein können und für die gemittelten Werte der Wärmefreisetzungsrate berechnet werden können. Hierzu zählen die für die ersten 180 Sekunden gemittelte flächenbezogene Wärmefreisetzungsrate \dot{Q}''_{180} und die für die ersten 300 Sekunden gemittelte flächenbezogene Wärmefreisetzungsrate \dot{Q}''_{300} . Weiterhin wird die Berechnung der gemittelten flächenbezogenen Wärmefreisetzungsrate für den Zeitbereich des 10- bis 90 %igen Massenverlustes \dot{m}''_{10-90} vorgeschlagen.

Die gesamte freigesetzte Wärme im Cone Calorimeter Q_{CC} (engl.: total heat released - THR) wird nach [ASTME1354-04] aus dem Integral der Wärmefreisetzungsrate \dot{Q}_{CC} zwischen dem Zeitpunkt des ersten Wertes t_0 und dem Zeitpunkt des Versuchsendes t_{end} berechnet:

$$Q_{CC} = \int_{t_0}^{t_{end}} \dot{Q}_{CC} dt \quad \text{Gl. 3-4}$$

3.2.1.2 Single Burning Item Test

Für den Single Burning Item Test (SBI) definiert die DIN EN 13823 [DINEN13823] die Berechnung der Wärmefreisetzungsrate \dot{Q}_{SBI} . Demnach wird in einem ersten Schritt die ganzheitliche Wärmefreisetzungsrate für den Sandbettbrenner und die Probe $\dot{Q}_{tot,SBI}$ ermittelt, wobei die Proportionalitätskonstante für den SBI E_{SBI} , der Sauerstoffver-

brauchsfaktor Θ_{SBI} und der Volumenstrom des Abzugssystems \dot{V}_{298} Berücksichtigung finden:

$$\dot{Q}_{tot,SBI} = E_{SBI} \cdot \dot{V}_{298} \cdot X_{O_2}^a \cdot \left(\frac{\Theta_{SBI}}{1+0,105 \cdot \Theta_{SBI}} \right) \quad \text{Gl. 3-5}$$

Die Proportionalitätskonstante wird in dem SBI mit $E_{SBI} = 17,2 \text{ MJ/m}^2$ angesetzt und gilt für 298 K.

Der Sauerstoffverbrauchs faktor innerhalb der Gl. 3-5 berechnet sich wie folgt aus dem zum Versuchsbeginn am Analysator befindlichen Molanteilen von Sauerstoff $X_{O_2}^0$ und Kohlenstoffdioxid $X_{CO_2}^0$ sowie den nach Versuchsbeginn am Analysator befindlichen Molanteilen von Sauerstoff X_{O_2} und Kohlenstoffdioxid X_{CO_2} :

$$\Phi_{SBI} = \frac{X_{O_2}^0 \cdot (1 - X_{CO_2}) - X_{O_2} \cdot (1 - X_{CO_2}^0)}{X_{O_2}^0 \cdot (1 - X_{CO_2} - X_{O_2})} \quad \text{Gl. 3-6}$$

Unter Berücksichtigung der Kalibrierkonstante des SBI C_{SBI} , der Querschnittsfläche am Abzugsrohr A_A , des Strömungsprofilfaktors k_S , der Temperatur im allgemeinen Messabschnitt T_{ms} und des Korrekturfaktors für die Differenzdruck-Messsonde k_ρ ergibt sich der Volumenstrom des Abzugssystems wie folgt:

$$\dot{V}_{298} = C_{SBI} \cdot A_A \cdot \frac{k_S}{k_\rho} \cdot \sqrt{\frac{\Delta p}{T_{ms}}} \quad \text{Gl. 3-7}$$

Der Wert für $\dot{Q}_{tot,SBI}$ abzüglich der mittleren Wärmefreisetzungsrate des Sandbettbrenners \dot{Q}_{burner} ergibt wie folgendermaßen dargestellt die ungeglättete Wärmefreisetzungsrate der Probe $\dot{Q}_{raw,SBI}$:

$$\dot{Q}_{raw,SBI} = \dot{Q}_{tot,SBI} - \dot{Q}_{burner} \quad \text{Gl. 3-8}$$

Die Glättung von $\dot{Q}_{raw,SBI}$ entspricht einem über 30 Sekunden gemittelten Wert und ergibt schließlich die Wärmefreisetzungsrate der Probe:

$$\dot{Q}_{SBI} = \frac{0,5 \cdot \dot{Q}_{raw,SBI}(t-15) + \dot{Q}_{raw,SBI}(t-12) + \dots + \dot{Q}_{raw,SBI}(t+12) + 0,5 \cdot \dot{Q}_{raw,SBI}(t+15)}{10} \quad \text{Gl. 3-9}$$

Die gesamte freigesetzte Wärme im SBI Q_{SBI} entspricht der Aufsummierung der zwischen 300 Sekunden und dem Versuchsende t_{end} bestehenden Werte der Wärmefreisetzungsrate. Dieses stellt die Gl. 3-10 dar:

$$Q_{SBI} = 3 \cdot \sum_{300s}^{t_{end}} (\max. \{ \dot{Q}_{SBI}; 0 \}) \quad \text{Gl. 3-10}$$

Die untere Grenze von 300 Sekunden kommt dadurch zustande, dass nach dieser Zeit die Messwerterfassung beginnt. Der Faktor 3 berücksichtigt die alle drei Sekunden stattfindende Datenaufzeichnung der Messgröße [DINEN13823].

3.2.2 Massenverlustrate

Die Massenverlustrate \dot{m} (engl.: mass loss rate - MLR) wird auch als Stofffreisetzungs- oder Pyrolyserate bezeichnet und ist das Maß für den Stoffumsatz einer Probe während eines Brandes. Neben der Wärmefreisetzungsrates ist sie der zweite grundlegende Parameter für die Berechnung der Verbrennungseffizienz [Kar00].

Die Berechnung des zeitlichen Verlaufes der Massenverlustrate findet entsprechend dem folgenden Zusammenhang aus dem über die Zeit abgeleiteten Massenverlust statt:

$$\dot{m} = \frac{dm}{dt} \quad \text{Gl. 3-11}$$

Die Gl. 3-12 zeigt die Berechnung der Massenverlustrate anhand des Massenverlustes Δm , der in dem betrachteten Zeitraum Δt stattgefunden hat:

$$\dot{m} = \frac{\Delta m}{\Delta t} \quad \text{Gl. 3-12}$$

Der während einer Verbrennung stattfindende Massenverlust wird im Cone Calorimeter und im SBI gravimetrisch mittels Abbrandwaage gemessen. Während das Cone Calorimeter durch den Hersteller mit einer Abbrandwaage versehen ist, musste das Versuchsverfahren im Single Burning Item Test zunächst dahingehend modifiziert werden, dass die gravimetrische Messung des Massenverlustes möglich wurde.

Die Messung des Massenverlustes findet im Cone Calorimeter und im SBI mit einem Signalrauschen statt. Bei der Berechnung gemäß Gl. 3-11 überträgt sich das Signalrauschen von dem gemessenen Massenverlust auf die Massenverlustrate, was sich in starken Kurvenschwankungen äußert, unerwünscht ist und die Massenverlustrate unbrauchbar machen kann. Ursächlich für das Signalrauschen ist die Genauigkeit der Abbrandwaage bei der Messung der sich ändernden Probenmasse. Weiterhin verursachen Oberflächenaktivitäten des Brennstoffes ein Signalrauschen. So wird bei der Pyrolyse die Masse in einem diskreten und nicht kontinuierlichen Strom freigesetzt. Außerdem führen während eines Versuches vorherrschende Umwelteinflüsse zu einem Signalrauschen [Sta05].

Zur Reduzierung des Signalrauschens im Cone Calorimeter wird entsprechend [ISO5660-1] die Anwendung der sogenannten „Fünf-Punkte-Differenzialrechnung“ vorgeschlagen. Jedoch verbleiben trotz dieses Berechnungsverfahrens starke Schwankungen im Verlauf der Massenverlustrate [Wer11], [Sta05]. Aus diesem Grund wurde in der vorliegenden Arbeit das Savitzky-Golay-Filter als Glättungsverfahren für die gravimetrischen Messwerte angewendet.

Bei diesem Glättungsverfahren handelt es sich um ein mathematisches Glättungsfilter für Messwerte, das im Jahr 1964 von Abraham Savitzky und Marcel J. E. Golay erstmals beschrieben wurde [Sav64].

Das Savitzky-Golay-Filter zeichnet sich dadurch aus, dass Anteile von Datenmerkmalen wie relative Minima und Maxima im Wesentlichen erhalten bleiben, obwohl auch sie von der Glättung betroffen sind. Auch Peaks, die durch eine geringe Breite gekennzeichnet sind, behalten diese Breite im Wesentlichen bei. Dieses unterscheidet das Savitzky-Golay-Filter von anderen Glättungsmethoden, bei denen relative Minima und Maxima abgeflacht, abgeschnitten, verschoben und somit verfälscht werden [Mad78], [Hof16].

Die Glättung durch das Savitzky-Golay-Filter gelingt durch die stückweise Anpassung einer Polynomfunktion an die Messwerte. Bei dieser Anpassung findet die Methode der kleinsten Quadrate Anwendung. Sinngemäß findet die Glättung durch das Filter in Form eines Fensters statt, das über die Datenpunkte gleitet und für jeden ungefilterten Datenpunkt einen gefilterten errechnet. Die Wirkung des Filters ergibt sich aus der Fensterbreite bzw. Filterbreite, die durch eine variable Anzahl von Stützstellen charakterisiert wird.

Eine detaillierte Darstellung der rechnerischen Anwendung des Savitzky-Golay-Filters ist im Kapitel 9 (Anhang A1) enthalten.

3.2.3 Entstehungsanteile

Der Entstehungsanteil y_i (engl.: species yield) ermöglicht eine Aussage über die Masse einer Stoffkomponente m_i , die in Relation zur verbrannten Brennstoffmasse Δm während der Verbrennungsreaktion eines Brennstoffes mit Sauerstoff gebildet wird [Kar00], [Wer11]. Die Gl. 3-13 stellt die Berechnung dar:

$$y_i = \frac{m_i}{\Delta m} \quad \text{Gl. 3-13}$$

Demnach entspricht der Entstehungsanteil dem Verhältnis aus Masse der in einer Reaktion gebildeten Stoffkomponente m_i zum gesamten Massenverlust Δm .

3.2.4 Verbrennungswärme

Die Verbrennungswärme ist die während einer Verbrennungsreaktion umgesetzte Energie. Diese entspricht der Differenz zwischen der Summe der Bildungsenthalpien der Produkte und der Summe der Bildungsenthalpien der Edukte. Handelt es sich nicht um einen Reinstoff, ergibt sich die umgesetzte Energie aus der Summe der Differenzen der verschiedenen Stoffkomponenten.

Bei der Verbrennungswärme wird grundsätzlich zwischen Brutto- (Brennwert) h_o und Netto-Verbrennungswärme (Heizwert) h_u unterschieden. Beide Kenngrößen werden im Bombenkalorimeter gemäß [DINEN1716], [DIN51900-1], [DIN51900-2] und [DIN51900-3] bestimmt. Brennwert und Heizwert beschreiben die Energie, die bei stöchiometrisch vollständiger Verbrennungsreaktion eines Brennstoffes mit Sauerstoff umgesetzt wird.

Bei der Bestimmung des Heizwertes befindet sich das Wasser nicht im flüssigen, sondern im gasförmigen Aggregatzustand. Deshalb ist der Brennwert gegenüber dem Heizwert um den Wert der Verdampfungswärme des während der Verbrennung freigesetzten Wassers größer.

Zusätzlich zum Heizwert und zum Brennwert existiert die effektive Verbrennungswärme q_{eff} (engl.: effective heat of combustion - EHC). Sie charakterisiert den Energieumsatz bei einem natürlichen Brand, bei dem eine stöchiometrisch unvollständige Verbrennungsreaktion stattfindet [Jan02], [Zeh20]. Die Gl. 3-14 zeigt die Berechnung des zeitlichen Verlaufes der effektiven Verbrennungswärme aus dem Quotienten von Wärmefreisetzungsrate \dot{Q} und Massenverlustrate \dot{m} :

$$q_{eff} = \frac{\dot{Q}}{\dot{m}} \quad \text{Gl. 3-14}$$

Durch die Integration der Wärmefreisetzungsrate analog der Gl. 3-4 oder die Aufsummierung der Werte der Wärmefreisetzungsrate analog der Gl. 3-10 wird die freigesetzte Wärme Q bestimmt. Der Quotient aus freigesetzter Wärme und dem in derselben Zeit stattgefundenen Massenverlust Δm ermöglicht gemäß der Gl. 3-15 die Berechnung der effektiven Verbrennungswärme als gemittelter Wert:

$$q_{eff} = \frac{Q}{\Delta m} \quad \text{Gl. 3-15}$$

3.2.5 Verbrennungseffizienz

Die Verbrennungseffizienz quantifiziert den Energieanteil, der, gemessen an der im Brennstoff enthaltenen Energie, während des Verbrennungsprozesses umgesetzt wird.

Eine allgemeine Berechnungsgleichung für die Verbrennungseffizienz enthalten die Literaturstellen [Dry04], [Kar00], [Qui06], [Sch08a], [Tew02] und [Zeh20]. Darin wird der folgende Zusammenhang genannt:

$$\chi = \frac{q_{eff}}{h_u} \quad \text{Gl. 3-16}$$

Die Verbrennungseffizienz entspricht demnach dem Verhältnis von effektiver Verbrennungswärme q_{eff} zum Heizwert h_u . Der Wert kann zwischen $0 \leq \chi \leq 1,0$ liegen. Wird

ein Brennstoff während der Verbrennungsreaktion chemisch vollständig mit Sauerstoff umgesetzt, ist die Rede von einer stöchiometrisch vollständigen Verbrennung. In diesem Fall wird die maximal mögliche Energie umgesetzt, sodass die effektive Verbrennungswärme mit dem Heizwert übereinstimmt und die Verbrennungseffizienz den Maximalwert $\chi = 1,0$ hat.

Bei natürlichen Bränden bestehen Unterschiede in den lokalen Brennstoff- und Sauerstoffkonzentrationen in der unmittelbaren Umgebung der Flamme, sodass die während des Verbrennungsprozesses tatsächlich umgesetzte Energie (effektive Verbrennungswärme) gegenüber der maximal möglichen umgesetzten Energie (Heizwert) kleiner ist. Auch die chemische Struktur des Brennstoffes und enthaltene Flammschutzmittel können zur Reduzierung der während des Verbrennungsprozesses umgesetzten Energie führen. Infolgedessen weist die Verbrennungseffizienz bei natürlichen Bränden einen Wert von $\chi < 1,0$ auf.

3.3 Brandphasen

Die Brandphasen beschreiben Zeitbereiche bei einem Brand, die sich im Hinblick auf den Temperaturverlauf voneinander unterscheiden. Gemäß Abbildung 3-1 wird zwischen der Brandentstehung, der Brandausbreitungs-, der Vollbrand- und der Abklingphase unterschieden:

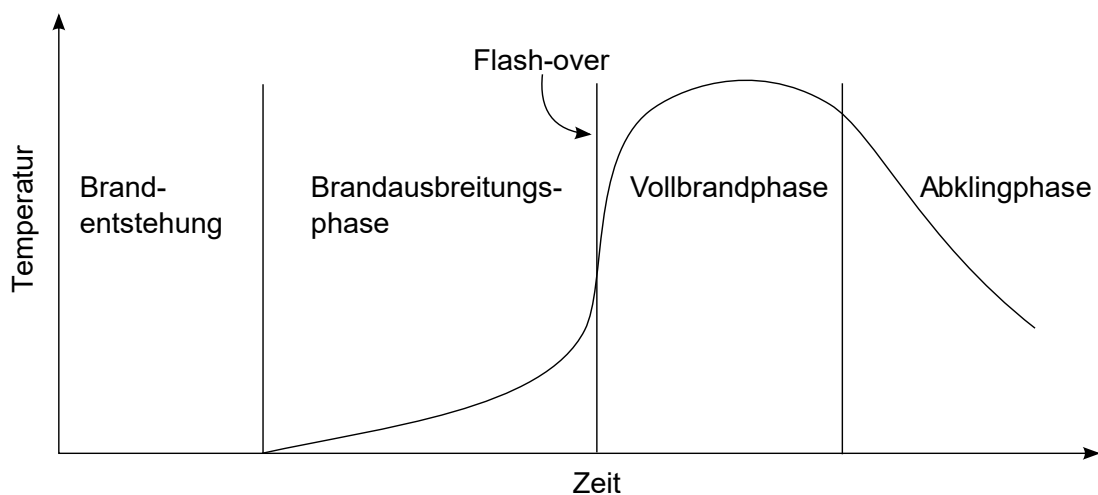


Abbildung 3-1: Brandphasen eines Schadenfeuers bei einem Raumbrand nach [Buc01]

Im Allgemeinen finden die Brandphasen im Zusammenhang mit Raumbränden Anwendung. Bei Raumbränden existieren Bedingungen, die den Temperaturverlauf maßgeblich beeinflussen. Diese sind die Ventilationsbedingungen durch Öffnungsflächen, die Brandlastdichte und die Rückstrahlung von den Umfassungsbauteilen und der Rauch-

gasschicht auf die Brandquelle. Von diesen Bedingungen hängt es auch ab, ob ein Flash-over² stattfindet [Czi88], [Buc01].

Diese bei Raumbränden vorherrschenden Bedingungen treten bei Laboruntersuchungen, wie sie im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführt wurden, nicht auf. So spielen beispielsweise im Cone Calorimeter und im Single Burning Item Test die Rückstrahlung von den Umfassungsbauteilen oder von der Rauchgasschicht sowie die Änderung der Ventilationsbedingungen durch Öffnungsflächen nur eine untergeordnete Rolle. Auch ein Flash-over findet in den Versuchsapparaturen nicht statt.

Trotz dieses Sachverhaltes werden die Brandphasen im Rahmen der vorliegenden Arbeit zur Bewertung der experimentellen Untersuchungen verwendet. Die folgenden Abschnitte definieren die Brandausbreitungs-, die Vollbrand- und die Abklingphase, wie sie im Rahmen der vorliegenden Arbeit Anwendung finden. Die Brandentstehung wird nicht als eigene Phase betrachtet, sondern der Brandausbreitungsphase zugeordnet.

3.3.1 Brandausbreitungsphase

Die Brandausbreitungsphase beginnt mit der Entzündung des Brennstoffes infolge des richtigen Verhältnisses von Wärme, Sauerstoff und Brennstoff. Sobald die Flamme ausreichend Energie erzeugt, um Pyrolyse zu gewährleisten, Wärmeverluste an die Umgebung zu decken und damit ein selbstständiges Brennen zu gewährleisten, breitet sich der Brand über die Probenoberfläche aus [Sch08b].

Kennzeichnend für die Brandausbreitungsphase ist die steigende Wärmefreisetzungsrate infolge der sich über die Oberfläche ausbreitenden und an Volumen zunehmenden Flamme. Analog zu der Wärmefreisetzungsrate steigt auch die Temperatur im Bereich um die Brandquelle an. Durch den zunehmenden Wärmestrom von der Flamme an die Oberfläche erwärmt sich diese schneller. Dieses führt zu einer höheren Pyrolyse- bzw. Massenverlustrate und zu einer Steigerung der Brandausbreitungsgeschwindigkeit. Die Rußbildung ist während der Brandausbreitungsphase relativ gering, da die Sauerstoffkonzentration im Brandbereich ausreichend hoch ist und die Pyrolysegase überwiegend vollständig mit dem Sauerstoff reagieren können.

Die Brandausbreitungsgeschwindigkeit und die Dauer der Brandausbreitungsphase sind abhängig von Geometrie, chemischer Zusammensetzung und Anordnung des Stoffes [Rod07], [Buc01], [Wal02].

² Entsprechend [DINENISO13943] beschreibt ein Flash-over den schnellen Übergang zur Vollbrandphase, in der die gesamte Oberfläche der Brennstoffe in einem geschlossenen Raum am Brand beteiligt ist.

3.3.2 Vollbrandphase

Die Vollbrandphase schließt an die Brandausbreitungsphase an, sobald sich die Flamme über die gesamte Oberfläche ausgebreitet und sich innerhalb der Probe ein gleichmäßiges Temperaturprofil eingestellt hat. Eine gleichmäßige Massenverlustrate und damit ein gleichmäßiger und stabiler Abbrand des Brennstoffes finden statt.

Bei gut ventilerten Bedingungen definiert die Brennstoffmenge den Maximalwert für Temperatur und Wärmefreisetzungsrate. Bei den Experimenten im Cone Calorimeter und dem SBI stehen der Verbrennung in der Regel ausreichende Mengen an Luftsauerstoff zur Verfügung, sodass hier gut ventilerte Bedingungen vorherrschen. Die Verbrennung hat damit den Charakter eines brandlastgesteuerten Brandes.

Bei unterventilerten Bedingungen begrenzt die Menge an nachströmender Luft die Maximalwerte. Dieses ist in der Regel bei Raumbränden der Fall. Die Verbrennung hat den Charakter eines ventilationsgesteuerten Brandes, bei dem vermehrt unvollständige Verbrennungsprodukte, wie z.B. Ruß, entstehen [Rod07], [Buc01], [Wal02].

3.3.3 Abklingphase

Der Brand verliert an Intensität, sobald ein Großteil des Brennstoffes aufgebraucht ist. Ist die Stoffmenge soweit reduziert, dass die Massenverlustrate nicht mehr stabil bleibt, beginnt die Abklingphase. Das Volumen der Flamme und die Wärmefreisetzungsrate fallen ab. Infolgedessen sinkt auch die Temperatur in dem Bereich um die Brandquelle. Nach [Buc01] beginnt die Abklingphase bei Raumbränden, sobald 80 % der Masse verbraucht sind. Nach [DINEN1991-1-2] wird eine beginnende Abklingphase definiert, wenn 70 % der Masse aufgebraucht sind.

Sobald der gesamte Brennstoff aufgebraucht ist oder keine Pyrolysegase mehr freigesetzt werden, erlischt das Feuer [Buc01], [Wal02]. Je nach Art des Brennstoffes ist nach erloschener Flamme ein Glimmbrand gemäß den Erläuterungen im Abschnitt 3.1.2 möglich. Der Glimmbrand wird im Rahmen dieser Arbeit der Abklingphase zugeordnet.

3.4 Bemessungsbrandszenarien und Bemessungsbrände

Ein Brand wird durch eine Vielzahl sich gegenseitig beeinflussender Parameter charakterisiert, zu denen Anfangsbedingungen, Geometrie und Beschaffenheit des betrachteten Bereiches und die Ventilationsbedingungen gehören. Dadurch ist es nicht möglich, die Komplexität eines realen Brandes vollständig theoretisch abzubilden. Um die Komplexität eines realen Brandes so gut wie möglich darstellen zu können, werden Bemessungsbrandszenarien und die mit ihnen in einem Zusammenhang stehenden Bemessungsbrände verwendet [Zeh20].

Das Bemessungsbrandszenario (engl.: design fire scenario) ist ein modellhafter, im Experiment möglichst gut reproduzierbarer, Brandverlauf, der für die brandschutztechnische Bemessung, z.B. von Bauteilen, zugrunde gelegt wird. Bauliche Strukturen und Ventilationsbedingungen sind den Brandverlauf charakterisierende Bedingungen. Innerhalb des Bemessungsbrandszenarios beschreibt der Bemessungsbrand (engl.: design fire) die Charakteristik des Brandes, womit bspw. die Intensität gemeint sein kann [VDS00], [DINENISO13943].

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden Bemessungsbrände als Eingangsdaten für numerische Brandsimulationen verwendet.

3.4.1 Systematisierung der Bemessungsbrände

Es existieren zwei wesentliche Gruppen von Bemessungsbränden, die sich hinsichtlich ihrer Bezugsgröße unterscheiden lassen.

Die erste Gruppe sind die normativen Temperaturzeitkurven. Sie beschreiben den zeitlichen Verlauf der Temperatur, an dem ein Bauteil oder ein Tragwerk bemessen werden kann. Dabei können verschiedene Brandphasen dargestellt werden. Vertreter der normativen Temperaturzeitkurven sind die Einheitstemperaturzeit- (ETK), die Hydro-Carbon- und die Außenbrandkurve [Sch09].

Die zweite Gruppe stellen die Energiefreisetzungskurven dar. Sie lassen sich in zeitunabhängige und zeitabhängige Bemessungsbrände unterteilen.

Zeitunabhängige Bemessungsbrände definieren einen stationären Zustand, bei dem angenommen wird, dass der Brand innerhalb einer bestimmten Zeit den Maximalwert eines Brandkenngrößen-Zeit-Verlaufes erreicht und anschließend konstant bleibt. Es findet keine weitere Änderung der Brandkenngrößen (z.B. Wärmefreisetzungsrates oder Brandfläche) statt [Sch09], [VDS00].

Bei zeitabhängigen Bemessungsbränden ändert sich die Brandkenngröße (z.B. Wärmefreisetzungsrates oder Brandfläche) im Zeitverlauf. Es werden die Brandausbreitungs-, die Vollbrand- und die Abklingphase abgebildet. Zusätzlich können besondere Ereignisse wie ein Flash-over oder die Aktivierung einer Löschanlage durch den Verlauf dargestellt werden [Sch09], [VDS00].

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden zeitabhängige Bemessungsbrände gemäß der DIN EN 1991-1-2/NA aufgestellt.

3.4.2 Bemessungsbrand nach Eurocode 1

Bei den Eurocodes³ handelt es sich um europaweit vereinheitlichte Regeln für die Bemessung von Bauteilen bzw. Tragwerken im Bauwesen. In diesem Zusammenhang definiert der Eurocode 1 die Grundsätze der thermischen und mechanischen Einwirkungen auf Bauteile bzw. Tragwerke von Hochbauten und Ingenieurbauwerken. Er setzt sich aus mehreren Unternormen zusammen, zu denen die DIN EN 1991-1-2 gehört. Diese Unternorm behandelt die Brandeinwirkungen auf Tragwerke. Ihr ist der Nationale Anhang (NA) DIN EN 1991-1-2/NA zugeordnet, der national festgelegte Parameter der entsprechenden Mitgliedsländer berücksichtigt.

Die DIN EN 1991-1-2 und ihr Nationaler Anhang stellen die Berechnungsgrundlage für Naturbrandverfahren dar. Die Berechnungsgrundlage kann dafür verwendet werden, einen zeitabhängigen Bemessungsbrand zu berechnen, der durch eine Wärmefreisetzungsrate charakterisiert ist und Parameter des Brennstoffes und des Brandraumes berücksichtigt. Gemäß [DINEN1991-1-2/NA] berechnete Bemessungsbrände können als Eingangsdaten für Brandsimulationsmodelle bzw. für allgemeine Naturbrandmodelle verwendet werden [Zeh20].

Die folgende Abbildung zeigt schematisch den Verlauf eines Bemessungsbrandes gemäß [DINEN1991-1-2/NA]. Die durch den Bemessungsbrand dargestellte Wärmefreisetzungsrate verläuft entsprechend den drei Brandphasen unterschiedlich:

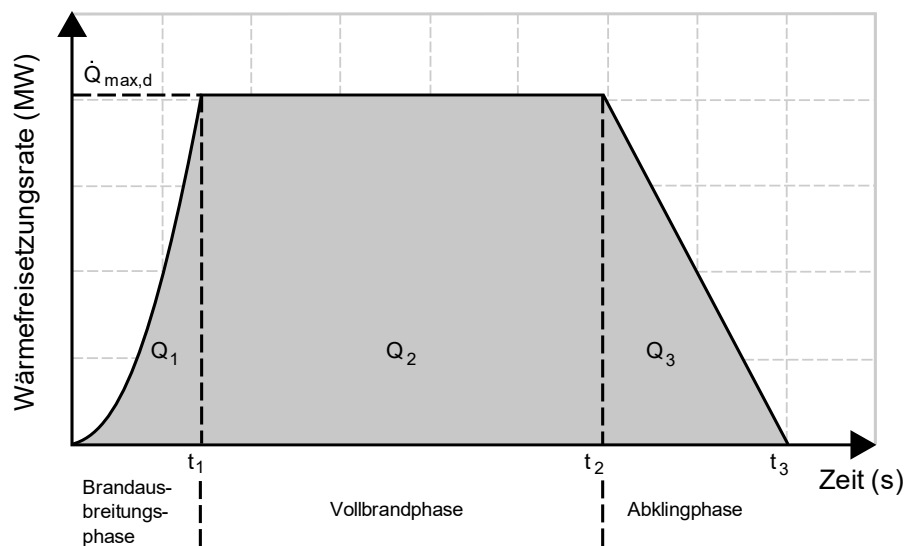


Abbildung 3-2: Schematische Darstellung des zeitlichen Verlaufes der Wärmefreisetzungsrate mit Brandausbreitungs-, Vollbrand- und Abklingphase

³ Derzeit existieren mit dem Eurocode 0 bis Eurocode 9 insgesamt 10 Eurocodes

Während der Brandausbreitungsphase steigt die Wärmefreisetzungsrates quadratisch an, bis sie zum Zeitpunkt t_1 den Maximalwert erreicht hat. Hier findet der Wechsel von der Brandausbreitungs- in die Vollbrandphase statt. Während der Vollbrandphase bleibt die Wärmefreisetzungsrates konstant. Zum Zeitpunkt t_2 erfolgt der Wechsel von der Vollbrand- in die Abklingphase. Die Wärmefreisetzungsrates fällt linear ab, bis bei t_3 keine Wärme mehr freigesetzt wird und der Brand erloschen ist. Der Brandausbreitungs-, der Vollbrand- und der Abklingphase sind die drei Brandlastanteile Q_1 , Q_2 und Q_3 zugeordnet. Zusammengenommen stellen sie die Gesamtbrandlast Q dar, die angibt, welche Wärmemenge durch die Brandlast freigesetzt wird.

Das Berechnungsverfahren für den in Abbildung 3-2 dargestellten Bemessungsbrand ist in der [DINEN1991-1-2/NA] definiert. Auf der Grundlage von empirisch ermittelten Parametern und mathematischen Zusammenhängen werden die Brandlastanteile, die Gesamtbrandlast, der Maximalwert der Wärmefreisetzungsrates und die Zeitpunkte zum Wechsel der Brandphasen ermittelt. Eine umfassende Darstellung des Berechnungsverfahrens ist im Kapitel 11 (Anhang C4) enthalten.

Die Bestandteile des Berechnungsverfahrens, die in der vorliegenden Arbeit einer gesonderten Betrachtung unterzogen werden, sind im Folgenden erläutert. Grundlage dieser Erläuterung stellen die Literaturstellen [Buc01], [Zeh04], [Kam11] und [DINEN1991-1-2/NA] dar:

Bei der Berechnung des Maximalwertes der Wärmefreisetzungsrates wird zwischen einem brandlastgesteuerten und einem ventilationsgesteuerten Brand unterschieden.

Im brandlastgesteuerten Fall wird der Maximalwert der Wärmefreisetzungsrates $\dot{Q}_{max,f,k}$ durch die Multiplikation des charakteristischen Wertes der flächenbezogenen Wärmefreisetzungsrates RHR_f mit der Brandraumfläche A_r berechnet:

$$\dot{Q}_{max,f,k} = RHR_f \cdot A_r \quad \text{Gl. 3-17}$$

Der charakteristische Wert der flächenbezogenen Wärmefreisetzungsrates RHR_f wird gemäß [DINEN1991-1-2/NA] in Abhängigkeit von der Nutzungsart tabellarisch ermittelt.

Alternativ zur Gl. 3-17 kann der Maximalwert der Wärmefreisetzungsrates $\dot{Q}_{max,f,k}$ bei einem brandlastgesteuerten Fall gemäß der folgenden Gleichung ermittelt werden:

$$\dot{Q}_{max,f,k} = \dot{m}'' \cdot h_u \cdot \chi \cdot A_r \quad \text{Gl. 3-18}$$

Diese Gleichung ist nicht Teil der DIN EN 1991-1-2/NA. Sie ersetzt den empirischen Tabellenwert RHR_f aus Gl. 3-17 durch das Produkt aus experimentell ermittelter flächenbezogener Massenverlustrate \dot{m}'' während der Vollbrandphase, der experimentell

ermittelten Verbrennungseffizienz χ und dem Heizwert h_u . Hierdurch ist im Vergleich zur Gl. 3-17 eine realistischere Abbildung der während der Vollbrandphase vorherrschenden Wärmefreisetzungsrate im brandlastgesteuerten Fall möglich.

Für den ventilationsgesteuerten Fall erfolgt die Berechnung des Maximalwertes der Wärmefreisetzungsrate $\dot{Q}_{max,v,k}$ gemäß [DINEN1991-1-2/NA] entsprechend der folgenden Gleichung unter Berücksichtigung stoffspezifischer und brandraumspezifischer Parameter:

$$\dot{Q}_{max,v,k} = 0,1 \cdot \chi \cdot h_u \cdot A_w \cdot \sqrt{h_w} \quad \text{Gl. 3-19}$$

Zu den stoffspezifischen Parametern zählen die Verbrennungseffizienz χ und der Heizwert h_u . Die brandraumspezifischen Parameter sind der Gesamtwert der Öffnungsfläche A_w und die lichte Höhe der Öffnungsflächen h_w . Die Gl. 3-19 ist im Hinblick auf die Einheiten nicht lösbar und demnach mathematisch unkorrekt. Sie stellt einen ingenieurmäßig festgelegten Zusammenhang zwischen der Wärmefreisetzungsrate und den stofflichen und baulichen Bedingungen dar.

3.5 Brandsimulationsmodelle

Brandsimulationsmodelle zählen zu den Ingenieurmethoden des Brandschutzes und werden im Rahmen von nach Eurocode DIN EN 1991-1-2/NA durchgeführten Naturbrandverfahren auch als allgemeine Naturbrandmodelle bezeichnet.

Sie bedienen sich physikalischer Grundsätze aus der Strömungsmechanik und Thermomechanik und ermitteln die Gaseigenschaften sowie den Massen- und Energieaustausch zwischen bestimmten Kontrollvolumina innerhalb eines numerischen Modells. Dadurch ist die theoretische Abbildung eines zu erwartenden Brandes in einem numerischen Modell möglich, wobei Einflussfaktoren, wie Menge der Brandlast, Ventilationsverhältnisse, thermische Eigenschaften der Umfassungsbauteile und Brandraumgeometrien, berücksichtigt werden [Zeh05], [Zeh15].

Auf dieser Grundlage werden Brandsimulationsmodelle mit dem Ziel eingesetzt, die Brandwirkung in Gebäuden zu prognostizieren. Diese Prognosen beinhalten Informationen über die Temperaturverteilung im Brandraum, die Schadstoffkonzentrationen und die Sichteintrübungen in Flucht- und Rettungswegen durch Rauch [Sch11a], [Sch16].

Die bekanntesten Brandsimulationsmodelle sind das Zonenmodell und das CFD-Modell (engl.: Computational Fluid Dynamics – CFD). Diese Modelle beruhen auf mathematischen Formulierungen der Erhaltungsgesetze der Kontinuumsphysik. Aufgrund der Komplexität der mathematischen Formulierungen ist eine geschlossene analytische Lö-

sung nicht möglich, sodass die Modelle mittels numerischer Approximation der Differentialquotienten sich der Lösung annähern.

3.5.1 Zonenmodelle

Die einfachste Form eines Zonenmodells stellt das Ein-Zonen-Modell dar. Es beschreibt den vollentwickelten Brand, wobei das gesamte Brandraumvolumen als eine Zone betrachtet wird, in der homogene Verhältnisse hinsichtlich der Temperatur und der Gaszusammensetzung vorherrschen.

Bei größeren Brandräumen findet das Zwei-Zonen-Modell Anwendung, wobei das Brandraumvolumen horizontal in zwei Zonen geteilt wird. Die Temperatur und die Gaszusammensetzung sind in jeder Zone homogen, und die Fluide werden, mit Ausnahme von Plumes, Ceiling Jets und Ventilationsöffnungen, als ruhend betrachtet.

Die dritte Gruppe ist das Mehr-Zonen-Modell, bei dem das Brandraumvolumen vertikal und horizontal in unterschiedliche Zonen mit jeweils homogenen Verhältnissen aufgeteilt wird.

In jeder Zone eines Zonenmodells wird für jeden Zeitschritt die Energie- und Massenbilanz aufgestellt und gelöst und daraus physikalische Größen wie Temperatur und Masse des Gasgemisches abgeleitet. Im Bereich der Plumes wird außerdem die Impulserhaltung anhand analytischer Gleichungen betrachtet.

Empirisch begründete Submodelle berücksichtigen die konvektive Zuführung von Masse und Energie in die Rauchgasschicht, die Raumströmung und den Gasaustausch mit der Umgebung.

Je größer die Anzahl der Zonen ist, desto komplexer sind die Erhaltungsgleichungen und Submodelle. Infolgedessen ergeben sich gekoppelte Differenzialgleichungen, die numerisch gelöst werden müssen. Beispiele für Mehr-Zonen-Modelle sind MRFC (Multi Room Fire Code), CFAST oder OZone [Sch11a], [Zeh15], [Zeh20].

3.5.2 CFD-Modelle

CFD-Modelle unterteilen den Brandraum und ggf. Bereiche außerhalb des Brandraumes in eine endliche Anzahl von Kontrollvolumina, die in ihrer Größe und Anzahl variabel sind und ein dreidimensionales Rechengitter bilden. Für jedes Kontrollvolumen verwenden CFD-Modelle Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie, um physikalische Größen (z.B. Temperatur, Druck) und resultierende Zustandsänderungen in Abhängigkeit von Ort und Zeit für jedes Kontrollvolumen beschreiben zu können. Zusätzliche Erhaltungsgleichungen können bspw. die Stoffkomponenten beschreiben. Submodelle bilden die Wärmestrahlung, Wärmeleitung und Verbrennung ab.

Alle Gleichungen zusammen bilden ein System gekoppelter nichtlinearer partieller Differentialgleichungen, die über eine numerische Approximation der Differentialquotienten gelöst werden. Beispiele für CFD-Modelle sind ANSYS CFX, OpenFOAM und Fire Dynamics Simulator (FDS) [Sch11a], [Zeh20].

3.5.3 Grundlagen zur Modellierung am Beispiel von FDS

In der vorliegenden Arbeit wurden die numerischen Brandsimulationen mit dem CFD-Modell Fire Dynamics Simulator (FDS) in der Version 6.3 durchgeführt.

Bei FDS handelt es sich um eine Open-Source-Software, die von dem National Institute of Standards and Technology (NIST) of the United States Department of Commerce in Kooperation mit dem VTT Technical Research Centre of Finland entwickelt wurde. Die erste Version von FDS wurde im Jahr 2000 veröffentlicht, um praktische Probleme im Brandschutzingenieurwesen zu lösen und grundlegende Branddynamiken und Brände zu untersuchen. Als Fortran⁴-Programm bezieht FDS die Eingangsparameter aus einer Textdatei, die durch den Anwender erstellt wird. Das Rechengitter besteht aus einem oder mehreren rechtwinkligen Gittern.

Zur Visualisierung der von FDS durchgeführten numerischen Berechnungen wurde die Software Smokeview in der Version 6.3 verwendet. Die Visualisierung erfolgt zwei- oder dreidimensional als Standbild oder animiert.

FDS berechnet numerisch eine Form der Navier-Stokes-Gleichung für auftriebsgetriebene turbulente Strömungen mit kleinen Mach-Zahlen von $Ma < 0,3$. Dieses Verfahren wird auch als Low-Mach-Zahl-Annahme bezeichnet. Die Turbulenzen in den Fluidströmungen werden standardmäßig durch die Grobstruktursimulation (engl.: Large-Eddy-Simulation - LES) ermittelt. Dabei werden die großen Wirbel in der numerischen Simulation rechnerisch direkt gelöst und die kleinen Wirbel sowie ihr Einfluss auf die großen Wirbel modelliert. Alternativ kann FDS die direkte numerische Simulation (engl.: Direct-Numerical-Simulation - DNS) verwenden, bei der Wirbel sämtlicher Längenskalen direkt gelöst werden. Hierbei werden alle Effekte erfasst, und eine Modellierung ist nicht erforderlich.

Im Vergleich zur DNS ermöglicht die LES größere Kontrollvolumina, da die kleinen Wirbel nicht im Gitter aufgelöst werden. Das führt zu geringeren Rechenzeiten der CPU und zu einem geringeren Rechenspeicherbedarf. Die DNS erzielt hingegen eine höhere Genauigkeit, da durch die fehlende Modellierung keine Modellfehler entstehen können.

⁴ Fortran steht für FORMula TRANslation und ist eine Programmiersprache. Sie ist auf die speziellen Probleme der Mathematik, Naturwissenschaft und Technik zugeschnitten und wird deshalb vorwiegend in diesen Bereichen für z.B. numerische Berechnungen verwendet [Sch77].

Aus praktischen Gründen hinsichtlich der Rechenzeit wurde für die Untersuchungen der vorliegenden Arbeit die LES-Annäherung verwendet.

Die Erhaltungsgleichungen für Masse, Energie, Impuls und Stoffkomponenten ergeben sich aus der Bilanzierung der Ströme von Masse, Energie, Impuls und Stoffkomponenten in den Kontrollvolumina. Bei der Bilanzierung werden die in das Kontrollvolumen eintretenden und austretenden Größen in Verbindung mit Speicher- und Reaktionsvorgängen quantifiziert [Sch16], [Sch11a].

Durch Submodelle werden neben der Berechnung der Strömungsvorgänge von Fluiden auch Wärme- und Stoffübergänge sowie chemische Reaktionen simuliert. Als Verbrennungsmodell verwendet FDS in der Version 6.3 standardmäßig das „Mixing-Controlled“-Modell, welches auch in der vorliegenden Arbeit zum Einsatz kam. Die Grundannahme des Modells besteht darin, dass die Reaktionen von den Verbrennungsedukten (Brennstoff und Sauerstoff) mit den Verbrennungsprodukten unendlich schnell ablaufen und daher die Verbrennungsreaktion durch die Vermischung der Edukte gesteuert wird. Die Vermischungsgeschwindigkeit der Edukte ist demnach das zeitbestimmende Kriterium. Aus den Mischungsanteilen und den Zustandsbeziehungen werden die Massenanteile von Brennstoff, Sauerstoff und der Produkte ermittelt.

Die Berechnung der Wärmeleitung in ein festes Geometrieelement führt FDS in der Version 6.3 eindimensional durch. Dabei löst FDS die festen Geometrieelemente in Gitter auf. Die Kontrollvolumen der Gitter weisen einen Knotenabstand auf, den FDS in Abhängigkeit von den physikalischen Eigenschaften des Geometrieelementes berechnet. Mit diesen physikalischen Eigenschaften sind die Wärmeleitfähigkeit, die Dichte und die spezifische Wärmekapazität gemeint [McG17b].

Im Folgenden werden die Bilanzgleichungen für Masse, Impuls und Energie erläutert, die FDS bei der numerischen Simulation von Strömungsvorgängen, Wärme- und Stoffübergängen und chemischen Reaktionen verwendet. Für diese Erläuterung wurden die Literaturstellen [McG17a], [McG17b], [Cox95] und [Sch09] als Grundlage verwendet.

3.5.3.1 Massenerhaltung

Innerhalb eines definierten Kontrollvolumens entspricht die zeitliche Änderung der Masse der Differenz aus eintretenden und austretenden Massenströmen. Auf Grundlage dieser Massenbilanz ergibt sich die folgende Gleichung der Massenerhaltung:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho u) = 0 \quad \text{Gl. 3-20}$$

Der erste Term der linken Seite beschreibt die Änderung der Dichte ρ in Abhängigkeit von der Zeit t . Der zweite Term stellt die Konvektion von Masse über die Grenzen des

Kontrollvolumens dar. Der Parameter u ist in diesem Zusammenhang die Geschwindigkeit.

Die Gleichung zeigt, dass die zeitliche Änderung der Dichte plus die örtlichen Änderungen des Massenstromes Null ergibt.

Im stationären Zustand findet keine zeitliche Dichteänderung statt, und die ein- und austretenden Massenströme sind gleich.

3.5.3.2 Massenerhaltung der Stoffkomponenten

Bei chemischen Reaktionen werden die chemischen Elemente entgegen den molekularen Verbindungen nicht verbraucht und nicht gebildet. Auf Grundlage dieser Tatsache ergibt sich die Massenerhaltung für jede Stoffkomponente wie folgt:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho y_i) + \nabla \cdot \rho y_i u = \nabla \cdot \rho D_i \nabla y_i + \dot{m}_i''' \quad \text{Gl. 3-21}$$

Der erste Term auf der linken Seite bedeutet die Anreicherung der Stoffkomponente i aufgrund von Konzentrationsänderungen über die Zeit. Der Parameter y_i stellt hierbei den Massenbruch der Stoffkomponente dar. Der zweite Term beschreibt das durch Konvektion stattfindende Ein- und Ausströmen der Stoffkomponente in dem Kontrollvolumen. Die beiden Terme der rechten Seite bedeuten das im Kontrollvolumen stattfindende Ein- und Ausströmen der Stoffkomponente durch den Diffusionsfluss D_i und die Freisetzung- oder Konsumptionsrate \dot{m}_i''' der Stoffkomponente.

3.5.3.3 Impulserhaltung

Innerhalb eines Kontrollvolumens entspricht die zeitliche Änderung des Impulses eines Kontrollvolumeninhaltes der Summe aller Kräfte, die auf den Kontrollvolumeninhalt einwirken. Diesen Zusammenhang bringt die folgende Gleichung der Impulserhaltung zum Ausdruck:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u) + \nabla(\rho u u) = -\nabla p + \nabla \cdot \tau_{ij} + g \quad \text{Gl. 3-22}$$

Die beiden Terme der linken Seite beschreiben die zeitliche und örtliche Änderung des Impulses.

Die rechte Seite der Gleichung fasst die auf das Fluid wirkenden Kräfte zusammen. Diese Kräfte sind in Form der ersten beiden Terme die im Kontrollvolumen wirkenden Oberflächenkräfte. Sie werden durch den Druck p und die Reibungskräfte in Form des Spannungstensors τ_{ij} zum Ausdruck gebracht. Der dritte Term der rechten Seite beinhaltet die Massenkräfte g , womit Gravitation, Magnetismus, Zentrifugalkräfte, Corioliskräfte und elektromagnetischen Kräfte gemeint sind.

3.5.3.4 Energieerhaltung

Die Bilanzierung der Energieströme ergibt sich aus der zeitlichen Änderung der Energie in einem Kontrollvolumen. Die zeitliche Energieänderung findet u.a. infolge von ein- und austretenden Energieströmen, Energieströmen durch Wärmeleitung oder Energiezufuhr von außen statt.

Die Gleichung der Energieerhaltung wird wie folgt auf Grundlage der spezifischen Enthalpie zum Ausdruck gebracht:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho h) + \nabla(\rho h u) = \dot{Q}''' + \left(\frac{\partial p}{\partial t} + u \cdot \nabla p\right) \quad \text{Gl. 3-23}$$

Die linke Seite der Gleichung beschreibt die zeitliche Energieänderung. Der erste Term charakterisiert die zeitliche Änderung der spezifischen Enthalpie h , der zweite Term entspricht der Transportrate der spezifischen Enthalpie durch Konvektion.

Die rechte Seite der Gleichung fasst die verschiedenen Terme der Energiezu- und Energieabfuhr zusammen. So wird im ersten Term die von einer chemischen Reaktion ausgehende Wärmefreisetzungsrates in dem Kontrollvolumen \dot{Q}''' charakterisiert. Sie berechnet sich gemäß den Standardeinstellungen in FDS aus der Aufsummierung der Freisetzungsrates der Stoffkomponenten \dot{m}_i''' mit ihren Bildungsenthalpien $\Delta h_{B,i}$:

$$\dot{Q}''' = -\sum_i \dot{m}_i''' \cdot \Delta h_{B,i} \quad \text{Gl. 3-24}$$

Der zweite Term der rechten Seite der Gl. 3-23 beschreibt die spezifische Diffusion der Stoffkomponente.

Während die Bilanzgleichungen für Masse und Impuls in FDS implementiert sind und dort explizit gelöst werden, verhält es sich mit der Bilanzgleichung für Energie anders. Sie wird nicht explizit gelöst sondern findet mittels der Geschwindigkeitsdivergenz (engl.: velocity divergence) Berücksichtigung. Die Geschwindigkeitsdivergenz spielt aufgrund der Low-Mach-Zahl-Annahme eine wesentliche Rolle in dem Lösungsschema von FDS und charakterisiert die Dynamik der Volumenausdehnung. Die Terme der Bilanzgleichung für die Energie in Gl. 3-23 sind innerhalb des mathematischen Ausdrucks der Geschwindigkeitsdivergenz im Wesentlichen enthalten.

4 Methoden zur Berechnung der Verbrennungseffizienz

Gemäß den Erläuterungen in Abschnitt 2.2 ist das Ziel der vorliegenden Arbeit die Entwicklung einer Bestimmungsmethode für Verbrennungseffizienzen von Feststoffen und Flüssigkeiten. Nach dieser Bestimmungsmethode ermittelte Verbrennungseffizienzen sollen sich dadurch auszeichnen, dass sie so wenig wie möglich durch Versuchsbedingungen beeinflusst werden, die u.a. durch die Versuchsapparatur eintreten. Dadurch soll die Ermittlung von reproduzierbaren Werten der Verbrennungseffizienz ermöglicht werden, mit denen eine zuverlässige Auslegung von Bauteilen bzw. Tragwerken durch standardisierte Bemessungsverfahren möglich ist.

Die Zielsetzung soll durch die „Methode der Vollbrandphase“ erreicht werden. Zur qualitativen Bewertung der „Methode der Vollbrandphase“ werden die nach dieser Methode berechneten Verbrennungseffizienzen mit Werten von zwei weiteren Bestimmungsmethoden verglichen. Bei diesen weiteren Bestimmungsmethoden handelt es sich um die „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ und um die „Methode des gesamten Versuches“. Beide Methoden betrachten gegenüber der „Methode der Vollbrandphase“ andere Zeitbereiche eines Versuches, die für die Ermittlung der Verbrennungseffizienz herangezogen werden.

In den folgenden Abschnitten werden die „Methode der Vollbrandphase“, die „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ und die „Methode des gesamten Versuches“ erläutert. Grundlage für die Berechnungen sind Gl. 3-4, Gl. 3-10, Gl. 3-15 und Gl. 3-16.

4.1 Methode der Vollbrandphase

Die „Methode der Vollbrandphase“ beinhaltet ein Verfahren, nach dem die Berechnung der Verbrennungseffizienz für den Zeitbereich der Vollbrandphase stattfindet, ohne dass die Zeitbereiche der Brandausbreitungs- und der Abklingphase berücksichtigt werden.

Hintergrund dieses Ansatzes ist die Tatsache, dass die Massenverlustrate während der Vollbrandphase ihren gleichmäßigsten und höchsten Verlauf aufweist (vgl. Abschnitt 3.3.2). Damit einhergehend ist die Anzahl an stattfindenden Verbrennungsreaktionen am höchsten und es wird netto die meiste Wärme frei. Innerhalb eines Brandraumes ist demnach in der Vollbrandphase die mittlere Raumtemperatur und damit die auf Bauteile wirkende thermische Belastung höher als bei den anderen Brandphasen.

Im Vergleich zur Vollbrandphase weist die Verbrennung während der Brandausbreitungsphase eine geringere Massenverlustrate auf. Sie steigt an, je mehr sich die Verbrennung der Vollbrandphase nähert. Dieses liegt darin begründet, dass die an der Verbrennung beteiligte Probenoberfläche bzw. Probenmasse zunächst klein ist und erst im Verlauf der Brandausbreitungsphase ansteigt (vgl. Abschnitt 3.3.1). Analog dazu ist auch die Anzahl an stattfindenden Verbrennungsreaktionen zunächst klein.

Auch während der Abklingphase sind die Massenverlustrate und die Anzahl an stattfindenden Verbrennungsreaktionen geringer als während der Vollbrandphase. Die Anzahl an stattfindenden Verbrennungsreaktionen ist umso geringer, je mehr sich die Verbrennung dem Ende genähert hat. Ursächlich hierfür ist die Tatsache, dass in der Abklingphase zunehmend weniger brennbare Pyrolysegase freigesetzt werden (vgl.: Abschnitt 3.3.3).

Die im Vergleich zur Vollbrandphase geringeren Werte der Massenverlustrate und der Anzahl an stattfindenden Verbrennungsreaktionen haben zur Folge, dass Versuchsbedingungen während der Brandausbreitungs- und der Abklingphase einen größeren Einfluss auf das Brandverhalten nehmen können.

Um Verbrennungseffizienzen gezielt für den Zeitbereich der Vollbrandphase berechnen zu können, muss der Zeitbereich der Vollbrandphase kenntlich gemacht und von der Brandausbreitungs- und Abklingphase unterschieden werden können. Das geschieht mit der „Methode der Vollbrandphase“ anhand der Ableitung der Massenverlustrate über die Zeit gemäß dem Beispiel in der folgenden Abbildung:

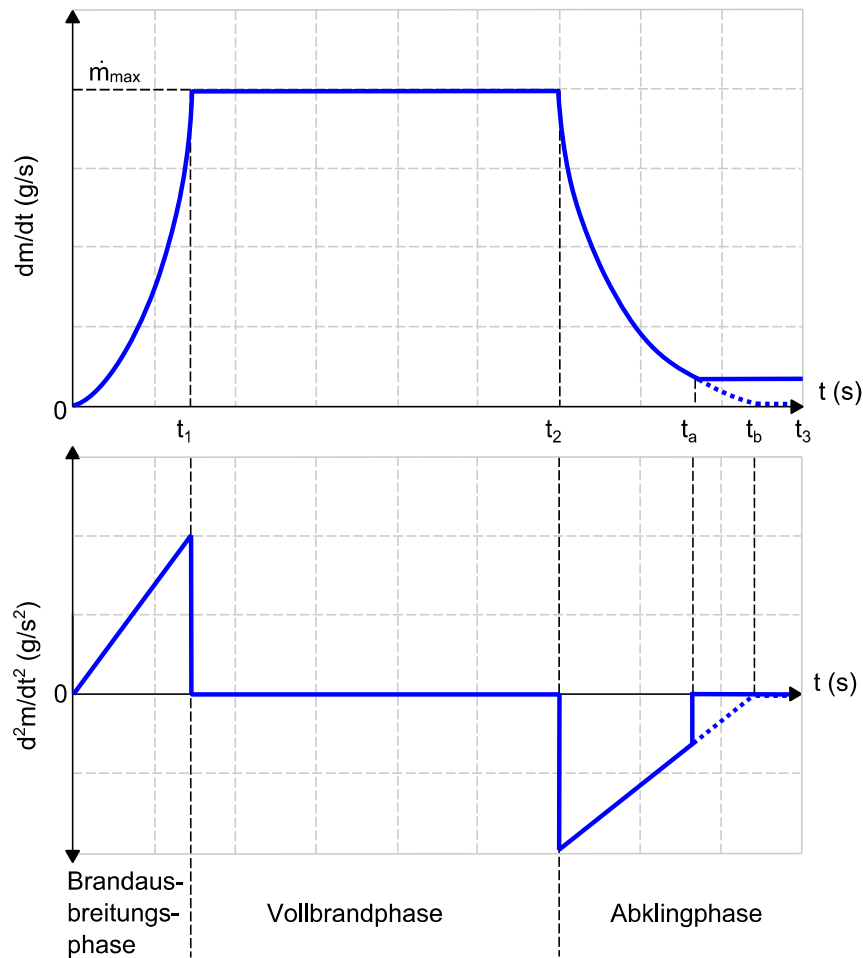


Abbildung 4-1: Idealierte Darstellung der Massenverlustrate und der Ableitung der Massenverlustrate zur Kenntlichmachung der Vollbrandphase

Das obere Bild zeigt die Massenverlustrate. Bei dieser Darstellung handelt es sich um einen idealisierten Verlauf, der an einen Bemessungsbrand gemäß [DINEN1991-1-2/NA] angelehnt ist (vgl. Abschnitt 3.4.2). Zu beachten ist, dass die Massenverlustrate eines Brandversuches in der Regel von dem idealisierten Verlauf abweicht. Jedoch wird im Rahmen der „Methode der Vollbrandphase“ angenommen, dass der idealisierte Verlauf und der Verlauf einer experimentell ermittelten Massenverlustrate die gleichen für die drei Brandphasen charakteristischen Merkmale aufweisen.

Diese charakteristischen Merkmale lassen sich anhand des Kurvenverlaufes der Massenverlustrate und der Ableitung der Massenverlustrate identifizieren, sodass eine Unterscheidung der Brandphasen möglich ist. Die Ableitung der Massenverlustrate ist in einer idealisierten Darstellung im unteren Bild abgebildet.

Die folgende Erläuterung beschreibt die charakteristischen Merkmale der Brandphasen anhand Abbildung 4-1:

In der Brandausbreitungsphase verläuft die Massenverlustrate entsprechend des sich ausbreitenden Brandes in der Form einer Parabel, bis das Plateau erreicht ist. Die Parabel ergibt in der Ableitung der Massenverlustrate eine im Ursprung beginnende Gerade mit positiver Steigung, bis ein Hochpunkt erreicht ist. Dieser Verlauf der Ableitung der Massenverlustrate und der Massenverlustrate ist das charakteristische Merkmal der Brandausbreitungsphase. Sie endet zum Zeitpunkt t_1 .

In der Vollbrandphase ist die Massenverlustrate konstant, was einem Kurvenverlauf parallel zur x-Achse entspricht. Die Ableitung der konstanten Massenverlustrate ist Null, was einem Kurvenverlauf entlang der x-Achse entspricht. Diese Kurvenverläufe der Ableitung der Massenverlustrate und der Massenverlustrate sind das charakteristische Merkmal der Vollbrandphase. Die Vollbrandphase endet zum Zeitpunkt t_2 .

In der Abklingphase zeigt die Massenverlustrate den Verlauf einer Exponentialfunktion, die auf eine Nullstelle zuläuft. Die Ableitung daraus ergibt eine Exponentialfunktion geringerer Ordnung, die im negativen Bereich beginnt und sich der x-Achse nähert. Diese Kurvenverläufe der Ableitung der Massenverlustrate und der Massenverlustrate sind das charakteristische Merkmal der Abklingphase. Bei verkohlenden Brennstoffen findet nach dem Erlöschen der Flamme im Zeitpunkt t_a ein weiterer Massenverlust infolge von Oberflächenoxidation statt. Die Ableitung des Zeitbereiches der Oberflächenoxidation weist eine Gerade parallel zur x-Achse auf. Bei nicht verkohlenden Brennstoffen ist mit dem Erlöschen der Flamme im Allgemeinen der gesamte Brennstoff aufgebraucht. Dieser Zeitpunkt ist in der Abbildung 4-1 mit t_b gekennzeichnet. Ein Massenverlust findet hiernach nicht mehr statt (vgl. gestrichelte Linie). Die Abklingphase endet bei nicht verkohlenden Brennstoffen zum Zeitpunkt t_b und bei verkohlenden Stoffen zum Zeitpunkt t_3 .

Anhand der charakteristischen Merkmale können der Beginn und das Ende der Vollbrandphase definiert und somit die Vollbrandphase kenntlich gemacht werden. Die Berechnung der Verbrennungseffizienz für die Vollbrandphase im Cone Calorimeter $\chi_{VBP,CC}$ erfolgt gemäß der Gl. 4-1:

$$\chi_{VBP,CC} = \frac{\int_{t_1}^{t_2} \dot{Q}(t) dt}{(m_1 - m_2) \cdot h_u} \quad \text{Gl. 4-1}$$

In der Gleichung befindet sich im Zähler die während der Vollbrandphase freigesetzte Wärme, die zum Zeitpunkt t_1 beginnt und zum Zeitpunkt t_2 endet. Im Nenner befindet sich neben dem Heizwert der während der Vollbrandphase stattfindende Massenverlust, für den die Masse zum Zeitpunkt des Beginns der Vollbrandphase m_1 und die Masse zum Zeitpunkt des Endes der Vollbrandphase m_2 herangezogen werden.

Die Berechnung der Verbrennungseffizienz für die Vollbrandphase im SBI $\chi_{VBP,SBI}$ erfolgt gemäß der Gl. 4-2:

$$\chi_{VBP,SBI} = \frac{3 \cdot \sum_{t_1}^{t_2} (\max. [\dot{Q}_{SBI}(t), 0])}{(m_1 - m_2) \cdot h_u} \quad \text{Gl. 4-2}$$

Diese Gleichung beinhaltet analog zur Gl. 4-1 das Verhältnis von freigesetzter Wärme im SBI zu dem Produkt aus Massenverlust im SBI und Heizwert.

4.2 Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes

Die „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ ist eine Bestimmungsmethode für Verbrennungseffizienzen, die gemäß [ISO5660-1] für die Versuchsauswertung der Ergebnisse im Cone Calorimeter vorgeschlagen wird und gemäß [Hah16] anhand unterschiedlicher Brennstoffe im Cone Calorimeter und im SBI untersucht wurde.

Die Methode definiert die Grenzen für den zu betrachtenden Versuchszeitraum anhand der Zeitpunkte, in denen zehn Prozent und neunzig Prozent der Probenausgangsmasse verbraucht sind. Dabei wird angenommen, dass nach dem 10 %igen Massenverlust die Verbrennung von der Brandausbreitungs- in die Vollbrandphase wechselt und nach dem 90 %igen Massenverlust der Wechsel von der Vollbrand- in die Abklingphase erfolgt. Demnach stellt der betrachtete Zeitbereich, der sich zwischen dem 10 %- und 90 %igen Massenverlust befindet, die Vollbrandphase dar.

Wie auch bei der „Methode der Vollbrandphase“ erfolgt hier die Eingrenzung der Vollbrandphase auf Grundlage der Massenverlustrate. Ungeachtet möglicher Besonderheiten im Brandverhalten von Brennstoffen setzt diese Methode voraus, dass bei jedem Brennstoff der Wechsel von der Brandausbreitungs- in die Vollbrandphase bei 10 %igem Massenverlust und der Wechsel von der Vollbrand- in die Abklingphase bei 90 %igem Massenverlust stattfindet.

Gemäß der Gl. 4-3 erfolgt die Berechnung der Verbrennungseffizienz für den Zeitbereich des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes im Cone Calorimeter $\chi_{10-90,CC}$:

$$\chi_{10-90,CC} = \frac{\int_{t_{10}}^{t_{90}} \dot{Q}(t) dt}{(m_{10} - m_{90}) \cdot h_u} \quad \text{Gl. 4-3}$$

Der Zähler beinhaltet die während des Zeitbereiches des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes freigesetzte Wärme, die zum Zeitpunkt t_{10} beginnt und zum Zeitpunkt t_{90} endet. Der Nenner beinhaltet neben dem Heizwert den während des Zeitbereiches des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes stattfindenden Massenverlust, für den die Masse zum Zeitpunkt des Beginns m_{10} und die Masse zum Zeitpunkt des Endes dieses Zeitbereiches m_{90} herangezogen werden.

Die Werte für die Parameter m_{10} und m_{90} ergeben sich aus der Masse zum Zeitpunkt der Entzündung m_{ig} abzüglich zehn Prozent bzw. 90 Prozent des Massenverlustes. Dieses stellen die Gl. 4-4

$$m_{10} = m_{ig} - 0,1 \cdot \Delta m \quad \text{Gl. 4-4}$$

und Gl. 4-5

$$m_{90} = m_{ig} - 0,9 \cdot \Delta m \quad \text{Gl. 4-5}$$

dar.

Die Berechnung der Verbrennungseffizienz für den Zeitbereich des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes im SBI $\chi_{10-90,SBI}$ findet wie folgt statt:

$$\chi_{10-90,SBI} = \frac{3 \cdot \sum_{t_{10}}^{t_{90}} (\max. [\dot{Q}_{SBI}(t), 0])}{(m_{10} - m_{90}) \cdot h_u} \quad \text{Gl. 4-6}$$

Analog zur Gl. 4-3 beinhaltet diese Gleichung das Verhältnis von der im SBI freigesetzten Wärme zu dem Produkt aus Massenverlust und Heizwert.

4.3 Methode des gesamten Versuches

Die „Methode des gesamten Versuches“ ist eine Bestimmungsmethode für Verbrennungseffizienzen, die entgegen der „Methode der Vollbrandphase“ und der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ alle drei Brandphasen berücksichtigt.

Für die Ergebnisse des Cone Calorimeters erfolgt die Berechnung der Verbrennungseffizienz für den gesamten Versuch $\chi_{ges,CC}$ entsprechend der Gl. 4-7:

$$\chi_{ges,CC} = \frac{\int_{t_{ig}}^{t_{end}} \dot{Q}(t) dt}{(m_{ig} - m_{end}) \cdot h_u} \quad \text{Gl. 4-7}$$

Die Gleichung beinhaltet im Zähler die freigesetzte Wärme für den Zeitraum zwischen der Entzündung t_{ig} und dem Versuchsende t_{end} . Neben dem Heizwert befindet sich im Nenner der Massenverlust, der der Masse zum Zeitpunkt der Entzündung m_{ig} abzüglich der Masse zum Versuchsende m_{end} entspricht. Das Versuchsende wird durch den Zeitpunkt definiert, bei dem der über 60 Sekunden stattfindende Massenverlust einen kleineren Wert aufweist als ein Prozent der Ursprungsmasse.

Für die Ergebnisse des SBI berechnet sich die Verbrennungseffizienz für den gesamten Versuch $\chi_{ges,SBI}$ entsprechend der Gl. 4-8:

$$\chi_{ges,SBI} = \frac{3 \cdot \sum_{300}^{t_{end}} (\max. [\dot{Q}_{SBI}(t), 0])}{(m_{300s} - m_{end}) \cdot h_u} \quad \text{Gl. 4-8}$$

In dieser Gleichung ist ebenfalls die freigesetzte Wärme mit dem Produkt aus Massenverlust und Heizwert ins Verhältnis gesetzt. Der betrachtete Zeitraum beginnt nach 300 Sekunden, da im SBI nach dieser Zeit die Messwerterfassung stattfindet. Das Versuchsende ist im SBI genauso definiert wie im Cone Calorimeter.

5 Experimentelle Untersuchungen

Die in der vorliegenden Arbeit durchgeführten experimentellen Untersuchungen dienten der Ermittlung der Wärmefreisetzungs- und Massenverlusten von ausgewählten Feststoffen und Flüssigkeiten. Außerdem wurde der Heizwert der Brennstoffe im Bombenkalorimeter gemessen. Durch die Ermittlung dieser Brandkenngrößen wurde die Datengrundlage geschaffen, um die effektive Verbrennungswärme und die Verbrennungseffizienz zu berechnen.

Die für die Ermittlung der Wärmefreisetzungs- und Massenverlusten verwendeten Versuchsapparaturen sind das Cone Calorimeter und der Single Burning Item Test. Beide Versuchsapparaturen sind offene Kalorimeter und werden in diesem Kapitel hinsichtlich ihrer Eigenschaften beschrieben.

Weiterhin werden die ausgewählten festen und flüssigen Stoffe, für die die oben genannten Brandkenngrößen experimentell ermittelt wurden, hinsichtlich ihrer physikalischen und chemischen Beschaffenheit beschrieben.

Versuchsbedingungen, die sich während der experimentellen Versuche aus den beiden Versuchsapparaturen ergaben und die einen Einfluss auf das Brandverhalten und somit auf die Verbrennungseffizienz hatten, werden definiert und diskutiert.

5.1 Versuchsstoffe

Bei den Versuchsstoffen handelt es sich um sechs brennbare Feststoffe und vier brennbare Flüssigkeiten. Sie decken hinsichtlich ihrer Verwendung ein breites Spektrum ab. So dienen die Feststoffe als Baumaterial für Gebäude und Möbel oder als Dämmstoff. Bei den Flüssigkeiten handelt es sich um Kraftstoffe, Reinigungs- und Lösungsmittel. Bei allen Brennstoffen handelt es sich um organische Kohlenwasserstoffe, die einfache bis sehr komplexe Strukturen aufweisen und Elemente wie Stickstoff und Chlor enthalten.

Als Vorbereitung auf die Brandversuche wurden die Feststoffe und die Flüssigkeiten bis kurz vor Versuchsbeginn in einem Klimaraum gemäß [DIN50014] über einen Zeitraum von mindestens 48 Stunden bei einer Temperatur von 23 ± 2 °C gelagert. Die Lagerung der Flüssigkeiten erfolgte in verschlossenen Behältern. Die Feststoffe wurden offen gelagert und dadurch bei einer relativen Luftfeuchtigkeit von 50 ± 6 % konditioniert.

5.1.1 Brennbare Feststoffe

Zu den brennbaren Feststoffen zählen holzartige Brennstoffe und Kunststoffe. Die holzartigen Brennstoffe sind Fichtenholz, Spanplatte und mitteldichte Holzfaserverplatte (MDF). Die Kunststoffe sind leicht entflammbarer Polyurethan-Hartschaum (PUR-B3), normal entflammbarer Polyurethan-Hartschaum (PUR-B2) und schwer entflammbarer Polyurethan-Hartschaum (PUR-B1).

5.1.1.1 Fichtenholz

Fichtenholz ist ein Nadelholz und setzt sich aus den Hauptkomponenten Zellulose (ca. 50 %), Hemizellulose (ca. 25 %) und Lignin (ca. 25 %) zusammen. Der Anteil der Hauptkomponenten kann in Abhängigkeit von der Baumart unterschiedlich sein. Zellulose ist ein natürliches Polymer, das durch Polykondensation aus der monosacchariden D-Glukose entsteht. Die Polymerstruktur der Zellulose hat zur Folge, dass die Moleküle in parallel verlaufenden Mikrofibrillen angeordnet sind. Dieser Sachverhalt ist dafür verantwortlich, dass Holz aus parallel angeordneten Fasern besteht, die zu einer hohen Stabilität und Festigkeit des Holzes führen. Gleichzeitig ergeben sich aus dieser Struktur eine Inhomogenität und Anisotropie, durch die sich viele physikalische Eigenschaften über die Richtung, in der sie gemessen werden, ändern [Dry04], [Vya75].

Der parallele Verlauf der Fasern lässt sich anhand der Abbildung 5-1 erkennen. Die Fasern verlaufen in diesem Zuschnitt von der vorderen linken zur hinteren rechten Kante:



Abbildung 5-1: Fichtenholz im Zuschnitt für das Cone Calorimeter

Wasser ist sowohl physikalisch in den Poren als auch chemisch in den Zellwänden gebunden und macht bei lebenden Bäumen den größten Massenanteil aus [Row05]. Im getrockneten Zustand macht Kohlenstoff mit 52,7 % den größten Massenanteil aus. Weitere chemische Bestandteile der Hauptkomponenten sind Sauerstoff mit 40,8 %, Wasserstoff mit 6,3 % und Stickstoff mit 0,2 %. Außerdem können Stoffe wie Mineralien, Fette, Harze etc. im Holz enthalten sein [Rag91].

Fichtenholz wird zur Papierherstellung, als Bau- und Möbelholz sowie als Brennholz verwendet. Außerdem dient es als Grundlage zur Weiterverarbeitung in Span- und Faserplatten.

Fichtenholz bildet während der Verbrennung einen Holzkohlerückstand, der sich an der Oberfläche anreichert und eine isolierende Schicht zwischen der Pyrolysefront und der Flamme darstellt. An der Holzkohlebildung ist vorwiegend das Lignin beteiligt. Der Holzkohlerückstand besteht fast ausschließlich aus Kohlenstoff. Weiterhin können verschiedene Mineralien und Wasserstoff enthalten sein. Der Wasserstoffanteil in dem Kohlerückstand ist umso geringer, je höher die Temperatur bei der Verbrennung ist. Bei Temperaturen von mehr als 700 °C, die bei einem natürlichen Brand üblich sind, enthält der Holzkohlerückstand keinen Wasserstoff mehr [Rag91].

5.1.1.2 Spanplatte

Spanplatte ist ein Spanwerkstoff und besteht aus zerspantem Durchforstungsholz⁵ sowie Resten aus dem Handwerk und der Industrie⁶. Bei der Herstellung werden die Späne auf eine Holzfeuchte von 3 % bis 5 % heruntergetrocknet und in einem Mischer mit einem Bindemittel verbunden. Das Bindemittel ist vorwiegend Harnstoffharz, daneben Phenolharz und das Polymer Diphenylmethandiisocyanat. Anschließend wird das Material ausgestreut und unter hohem Druck und Temperaturen zwischen 140 °C und 240 °C gepresst [Wit06].

Abbildung 5-2 zeigt die Spanplatte im Zuschnitt für das Cone Calorimeter. An der Ober- und der Unterseite ist die Dichte höher als in der Mitte. Die Oberflächen sind dadurch verschlossen, wohingegen im Kern kleine luftgefüllte Hohlräume bestehen:



Abbildung 5-2: Spanplatte im Zuschnitt für das Cone Calorimeter

Anwendung finden Spanplatten im Innenausbau von Gebäuden als mittragende oder aussteifende Beplankung bei holzartigen Wänden, Böden, Decken und Dächern. Die für

⁵ Durchforstungsholz ist jenes Holz, das bei der Bewirtschaftung eines Waldes entfernt wird.

⁶ Reste aus der Industrie sind beispielsweise Furnierreste und Schwarte.

diese Arbeit verwendete Spanplatte ist in der Kategorie P2 eingestuft und damit für den Möbel- und Innenausbau im Trockenbereich geeignet [DINEN312].

Wie das Fichtenholz bildet auch die Spanplatte bei der Verbrennung einen Holzkohlerückstand aus, der eine isolierende Schicht zwischen der Pyrolysefront und der Flamme darstellt.

5.1.1.3 Mitteldichte Holzfaserplatte

Mitteldichte Holzfaserplatte (MDF) ist ein Holzfaserverwerkstoff und besteht aus verholzten Fasern aus Sägewerks-Resthölzern und Durchforstungsholz. Nadelhölzer werden nur im entrindeten Zustand verwendet, wodurch die helle Farbe entsteht. Die Herstellung erfolgt, ähnlich wie bei der Spanplatte, im Trockenverfahren, wobei für eine 16 mm dicke Platte ein aufgeschütteter Faserkuchen von ca. 1 m Dicke verpresst wird. Als Bindemittel dient vorwiegend Harnstoffharzleim [Wit06].

Abbildung 5-3 zeigt die MDF im Zuschnitt für das Cone Calorimeter. Wie auch bei der Spanplatte ist die MDF an der Ober- und Unterseite stärker verdichtet als im Kern:



Abbildung 5-3: Mitteldichte Holzfaserplatte im Zuschnitt für das Cone Calorimeter

Anwendung findet MDF in der Möbelherstellung als Rückwand oder Schubladenboden, im Innenausbau von Gebäuden als Wand-, Decken- und Dachtafel oder als mittragende oder aussteifende Beplankung. Die in der vorliegenden Arbeit verwendete Platte ist für nichttragende Zwecke im Trockenbereich geeignet [DINEN622-5].

Bei MDF handelt es sich aufgrund ihrer Zusammensetzung auch um einen verkohlenden Stoff, der während der Verbrennung einen Kohlerückstand zurücklässt.

5.1.1.4 Polyurethan-Hartschaum

Polyurethan-Hartschaum ist ein Duroplast und ein Produkt der Polyaddition, bei der verschiedene Monomere in einem stufenweisen Prozess miteinander zu Polymeren verknüpft werden. Während dieses Prozesses erfolgt durch die intermolekulare Verschiebung von Wasserstoffatomen eine Auflösung der Doppelbindungen und anschließend

eine Verbindung der Monomere untereinander über die freigewordenen Verbindungen. Durch die Verwendung von Treibmitteln findet bei der Herstellung ein Aufschäumen statt. Polyurethan-Hartschäume weisen gegenüber Polyurethan-Weichschäumen eine geschlossene Zellstruktur auf. Die Produktion erfolgt üblicherweise in Blöcken oder Platten. Aufgrund seiner geringen Wärmeleitfähigkeit wird Polyurethan-Hartschaum vorwiegend als Dämmstoff verwendet [Eng10].

Für die Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit wurden die Polyurethan-Hartschäume PUR-B3, PUR-B2 und PUR-B1 ausgewählt. Grundsätzlich sind die drei Kunststoffe in ihrer chemischen Zusammensetzung gleich. Sie unterscheiden sich jedoch hinsichtlich der Flammschutzmittel, die in unterschiedlichen Mengen enthalten sind und die Entzündung und Brandausbreitung erschweren oder gar verhindern. In Abhängigkeit von den enthaltenen Flammschutzmitteln sind die Polyurethan-Hartschäume den Baustoffklassen B3, B2 und B1 gemäß DIN 4102-1 [DIN4102-1] zugeordnet.

Leicht entflammbarer PUR-B3 enthält in sehr geringen Mengen TCPP (Tris(2-chlorisopropyl)phosphat) als Flammschutzmittel.

Normal entflammbarer PUR-B2 beinhaltet ebenfalls TCPP, wobei die enthaltene Menge größer ist als beim PUR-B3. Außerdem wurden dem PUR-B2 weitere Flammschutzmittel beigelegt, von denen TEP (Triethylphosphat) den größten Anteil ausmacht.

Schwer entflammbarer PUR-B1 enthält die gleichen Mengen an TCPP und TEP wie der PUR-B2. TCPP und TEP sind additive Flammschutzmittel, die dem Polyurethan-Hartschaum nach seiner Herstellung zugeführt werden. Eine höhere Konzentration dieser Flammschutzmittel als beim PUR-B2 würde zu einem Verlust der mechanischen Eigenschaften des PUR-B1 führen. Um dennoch den geforderten Flammschutz der Baustoffklasse B1 zu realisieren, wurde dem PUR-B1 roter Phosphor beigelegt. Dieser ist verantwortlich für die rote Farbe des PUR-B1. PUR-B2 und PUR-B3 weisen laut Abbildung 5-4 eine gelbliche Farbe auf:



Abbildung 5-4: PUR-B3 (oben links), PUR-B2 (oben rechts) und PUR-B1 (unten) im Zuschnitt für das Cone Calorimeter

Im Vergleich zu Polyurethan-Weichschaum, das wenige Verzweigungen innerhalb der chemischen Struktur aufweist und sich dadurch zu großen Anteilen während der Verbrennung chemisch zersetzt, findet bei Polyurethan-Hartschaum eine geringere chemische Zersetzung statt. Stattdessen bildet sich beim Polyurethan-Hartschaum ein Kohlerückstand, ähnlich wie es bei den holzartigen Brennstoffen der Fall ist. Dieser besteht aus Kohlenstoffverbindungen, die Heteroatome wie Sauerstoff, Stickstoff, Phosphor oder Schwefel enthalten. Je nach Region hat der Kohlerückstand eine kristalline oder amorphe Struktur [Dry04], [Cha09].

5.1.2 Brennbare Flüssigkeiten

Zu den brennbaren Flüssigkeiten zählen das Stoffgemisch Benzin sowie die drei Reinstoffe n-Heptan, Methanol und Isopropanol.

5.1.2.1 Benzin

Benzin ist ein Sammelbegriff für verschiedene Flüssigkeiten, zu denen Reinigungs-, Motoren- und Flugbenzin gehören. Bei dem in der vorliegenden Arbeit verwendeten Benzin handelt es sich um handelsübliches (Super)-Benzin⁷ einer Automobiltankstelle.

⁷ (Super)-Benzin einer Automobiltankstelle ist schwefelfreier Kraftstoff gemäß der Bezeichnung ROZ 95 [DINEN228].

Als einziger Brennstoff unter den für diese Arbeit ausgewählten Flüssigkeiten setzt sich Benzin aus mehr als einhundert verschiedenen Kohlenwasserstoffen zusammen. Die Hauptbestandteile sind gemäß [DINEN228] Alkane, Aromaten, Alkene, Benzol und Sauerstoff. Weiterhin sind zum Schutz des Automotors Additive beigemischt, die beispielweise Korrosion, Oxidation oder Einspritzvereisung verhindern sollen.

Benzin ist in Wasser unlöslich, hat einen charakteristischen, reizenden Geruch und laut Abbildung 5-5 eine gelbliche Farbe. Die gelbliche Farbe kommt durch die Additive zustande, da Rohbenzin farblos ist:



Abbildung 5-5: Benzin in Petrischale

Die Herstellung von Benzin erfolgt aus Erdöl. Dabei werden in Raffinerien durch Destillationsprozesse und sogenanntes Cracken die für Benzin notwendigen Kohlenwasserstoffe produziert. Benzin ist für den menschlichen Organismus giftig sowie umweltgefährlich [Lum16a].

5.1.2.2 n-Heptan

Das n-Heptan ist ein kettenförmiger, gesättigter Kohlenwasserstoff aus der Stoffgruppe der Alkane. Es ist eines von neun Isomeren des Heptans und hat die Summenformel C_7H_{16} . Es ist farblos (vgl. Abbildung 5-6), hat einen leicht benzinartigen Geruch und ist in Wasser unlöslich. n-Heptan ist für den menschlichen Organismus gesundheitsschädigend sowie umweltgefährlich.



Abbildung 5-6: n-Heptan in Petrischale (Darstellung ist repräsentativ für Methanol und Isopropanol)

Gegenüber den anderen Isomeren zeichnen sich die Moleküle des n-Heptans durch ihre geradlinige Form aus. Die Herstellung von n-Heptan erfolgt industriell aus Erdöl. Die Verwendung beschränkt sich auf den Einsatz in Kraftstoffen. Dabei zeichnet es sich durch seine Klopffreudigkeit aus [Lum15].

5.1.2.3 Methanol

Methanol (auch: Methylalkohol) ist ein einwertiger Alkohol und hat die Summenformel CH_3OH . Durch die polaren Hydroxylgruppen lässt es sich mit Wasser mischen. Der Geruch ist süßlich und erinnert an handelsüblichen Trinkalkohol. Bei Methanol handelt es sich um eine farblose Flüssigkeit. Die Darstellung von n-Heptan in Abbildung 5-6 ist repräsentativ für Methanol.

Methanol kommt natürlich in Baumwollpflanzen, Heracleon-Früchten, Gräsern und ätherischen Ölen vor. Weiterhin kann Methanol bei Gärungsvorgängen entstehen. Die industrielle Herstellung von Methanol erfolgt aus Synthesegas. Rohstoffe hierbei sind u.a. Erdgas, Benzin und Kohle. Anwendung findet Methanol als Kraftstoff oder in der Chemie als Ausgangsstoff für eine Reihe von Synthesen. Weiterhin wird es als Frostschutz- und als Reinigungsmittel verwendet und ist für den menschlichen Organismus giftig [Lum16b].

5.1.2.4 Isopropanol

Isopropanol (auch: 2-Propanol) ist der kleinste nicht-cyclische sekundäre Alkohol und ein einwertiger Alkohol, der sich mit Wasser mischen lässt. Dieser Brennstoff ist farblos. Die Darstellung von n-Heptan in Abbildung 5-6 ist repräsentativ für Isopropanol.

Die Herstellung von Isopropanol erfolgt industriell in einem jeweils eigenen Verfahren aus den Grundstoffen Propen oder Aceton. Der Geruch von Isopropanol ist leicht süßlich und wird häufig mit Krankenhaus oder Arztpraxis assoziiert. Das liegt daran, dass

Isopropanol Bestandteil vieler Desinfektionsmittel ist. Neben der Verwendung in Desinfektionsmitteln wird Isopropanol außerdem als Zusatz in Frostschutzmitteln und kosmetischen Produkten, als Lösungsmittel für Fette, Harze und Lacke oder als Reinigungsmittel verwendet [Lum16c].

5.1.3 Übersicht Stoffeigenschaften

Die Dichten und Heizwerte der ausgewählten Brennstoffe sind in Tabelle 5-1 zusammengefasst. Bei den Dichten der Feststoffe und des Benzins handelt es sich um bei 20 °C berechnete Werte. Die Dichten von n-Heptan, Isopropanol und Methanol sind Herstellerangaben.

Tabelle 5-1: Heizwerte der untersuchten Brennstoffe gemäß eigener Untersuchung und gemäß Literatur

Stoff	Dichte [kg/m ³]	Heizwert (experimentell) [MJ/kg]	Heizwert (Literatur) [MJ/kg]
Fichtenholz	451	18,347 (± 0,127)	17,280* und 20,400**
MDF	810	16,652 (± 0,391)	17,280*
Spanplatte	699	18,188 (± 0,642)	17,280*
PUR-B3	33	27,573 (± 0,299)	23,200 bis 28,000**
PUR-B2	33	27,243 (± 0,503)	24,120*
PUR-B1	31	25,890 (± 0,971)	24,120*
n-Heptan	684	-	44,560**
Isopropanol	786	-	30,450**
Benzin	748	39,505 (± 3,614)	42,840***
Methanol	762	-	19,940**

*) [DIN18230-3]
 **) [Din02]
 ***) [Sch11]

Die Kunststoffe weisen eine Dichte auf, die gegenüber den anderen Feststoffen und Flüssigkeiten sehr gering ist. Dabei hat der schwer entflammbare PUR-B1 mit 31 kg/m³ eine etwas geringere Dichte als die anderen beiden Polyurethan-Hartschäume (33 kg/m³). Unter den holzartigen Brennstoffen weist Fichtenholz mit 451 kg/m³ die geringste Dichte auf. Die Spanplatte und die MDF sind mit Werten von 699 kg/m³ und 810 kg/m³ dichter als Fichtenholz, da die Holzbestandteile dieser Brennstoffe im industriellen Verfahren unter Druck mit dem Bindemittel verbunden werden. Isopropanol, Benzin und Methanol weisen sehr ähnliche Werte auf, die zwischen 748 kg/m³ und 786

kg/m³ liegen. Im Vergleich dazu ist die Dichte von n-Heptan mit 684 kg/m³ etwas geringer.

Die Heizwerte sind in Tabelle 5-1 als experimentell ermittelte Werte und als Literaturwerte aufgeführt. Die experimentell ermittelten Werte wurden gemäß [DINEN1716] aus den Brennwerten berechnet, die in drei Wiederholungsversuchen im Bombenkalorimeter Typ Kalorimeter C 5000 gemessen wurden. Bei diesen Berechnungen wurde der in der Probe physikalisch gebundene Wassergehalt berücksichtigt. Dieser wurde mittels Wasserbestimmung nach Karl-Fischer in einem Ofen gemäß coulometrischem Verfahren festgestellt. Chemisch gebundener Wasserstoff wurde bei der Ermittlung des Heizwertes nicht berücksichtigt, da die für die Quantifizierung von chemisch gebundenem Wasserstoff benötigte Messtechnik in dem Zeitraum der experimentellen Untersuchungen nicht verfügbar war.

Experimentell ermittelte Heizwerte inklusive der Standardabweichung um den Mittelwert bei drei Wiederholungsversuchen sind für die Feststoffe und für das Benzin angegeben. Die Flüssigkeiten n-Heptan, Isopropanol und Methanol wurden keiner Brennwert- bzw. Heizwertbestimmung unterzogen. Hier sind Literaturwerte angegeben, da es sich bei ihnen um Reinstoffe handelt. Anders als bei den Feststoffen war beim Benzin keine Wasserbestimmung nach Karl-Fischer erforderlich, da Benzin physikalisch kein Wasser gebunden hat.

Der Vergleich der in Tabelle 5-1 aufgeführten Heizwerte zeigt bei den Feststoffen und beim Benzin, dass die experimentell ermittelten Werte von den Literaturwerten abweichen. Die Abweichung ist beim PUR-B2 mit 12,9 % am höchsten. Der Grund hierfür liegt in der Tatsache, dass Hersteller von Polyurethan-Hartschäumen unterschiedliche Treibmittel und Herstellungsverfahren verwenden, wodurch die Stoffzusammensetzung je nach Hersteller unterschiedlich sein kann.

Für die Berechnung der Verbrennungseffizienz wird in der vorliegenden Arbeit bei den Feststoffen und dem Benzin der experimentell ermittelte Heizwert herangezogen. Bei n-Heptan, Isopropanol und Methanol wird hingegen der Literaturwert verwendet.

Da die experimentell ermittelten Heizwerte den chemisch gebundenen Wasserstoff nicht berücksichtigen, bedeutet ihre Verwendung grundsätzlich eine Unsicherheit bei der Berechnung der Verbrennungseffizienz, die bei allen drei Methoden zum Tragen kommt. Jedoch werden die Verbrennungseffizienzen im Rahmen der vorliegenden Arbeit für den qualitativen Vergleich der Bestimmungsmethoden verwendet, sodass die Unsicherheit als vernachlässigbar behandelt werden kann.

Ergänzend zu den Stoffeigenschaften in Tabelle 5-1 zeigt Tabelle 5-2 Literaturwerte der Verbrennungseffizienz der ausgewählten Brennstoffe:

Tabelle 5-2: Literaturwerte der Verbrennungseffizienz der ausgewählten Stoffe

Stoff	Literaturwerte der Verbrennungseffizienz					
	[Sch11b]	[Tew02]	[Sch98]	[Kli93]	[Dry02]	[Tew80]
Fichtenholz	0,69 - 0,79	-	0,67	0,69	-	-
Spanplatte	-	-	0,79	0,81	-	-
PUR-B1	-	-	0,87	0,2 - 0,81	0,3 - 0,4	0,4
PUR-B2	0,6 - 0,88	-	-	-	-	-
n-Heptan	0,91	0,92	-	-	-	-
Methanol	-	0,99	-	-	-	-

MDF, PUR-B3, Benzin und Isopropanol fehlen in der Tabelle, da für diese Stoffe keine Literaturwerte der Verbrennungseffizienz vorlagen. Bei den restlichen Brennstoffen unterscheiden sich die Werte zum Teil erheblich. So weist PUR-B1 gemäß [Tew80] den Wert $\chi = 0,4$ und gemäß [Sch98] den Wert $\chi = 0,87$ auf. Diese Unterschiede resultieren aus der Bestimmungsmethode oder der verwendeten Versuchsanordnung, die in den Literaturstellen vermutlich unterschiedlich war, jedoch in den allermeisten Fällen nicht erläutert wurde.

Anhand von Fichtenholz, PUR-B2 und PUR-B1 wird ersichtlich, dass auch innerhalb einer Literaturstelle der Wert eines Brennstoffes variieren kann. Als Beispiel sei an dieser Stelle PUR-B1 genannt, der gemäß [Kli93] den Wert $0,2 \leq \chi \leq 0,81$ aufweist. Diese Spannweite wird in [Kli93] damit begründet, dass unterschiedliche Zündenergien bei der Ermittlung der Verbrennungseffizienzen verwendet worden sind.

5.2 Versuchsanordnungen

Die experimentellen Untersuchungen zur Wärmefreisetzung- und zur Massenverlustrate wurden in den beiden Versuchsanordnungen Cone Calorimeter und Single Burning Item Test durchgeführt. In den folgenden Abschnitten werden die Aufbauten und Eigenschaften beider Versuchsanordnungen erläutert sowie die Anordnungen und Geometrien der Proben während der Versuche beschrieben.

5.2.1 Cone Calorimeter

Das Cone Calorimeter ermöglicht die experimentelle Untersuchung des Brandverhaltens von Brennstoffen mit kleinen Abmessungen im Labormaßstab. Die Versuchsanordnung dient in erster Linie zur Bestimmung der Wärmefreisetzungsrate, deren Bestimmungsverfahren auf der Sauerstoffverbrauchsmethode basiert (vgl. Abschnitt 3.2.1). Weiterhin werden die Massenverlustrate sowie die Zusammensetzung der Verbrennungsprodukte mit dem Cone Calorimeter ermittelt.

Für die folgenden Erläuterungen zu dem Cone Calorimeter wurden die Literaturstellen [ISO5660-1], [ASTME1354-04a], [Bab95a], [Twi88] und [Bab84] herangezogen. Der technische Aufbau der Versuchsanordnung ist sowohl gemäß [ISO5660-1] als auch gemäß [ASTME1354-04a] definiert. Die Versuche zu dieser Arbeit wurden auf Grundlage der Inhalte der ISO 5660-1 durchgeführt, die sich u.a. in der Versuchsdurchführung von denen der ASTM E1354-04a unterscheiden. Bei der ISO 5660-1 handelt es sich um eine Auflage aus dem Jahr 2002, die durch die Neuauflage aus dem Jahr 2015 ersetzt wurde [ISO5660-1N]. Da die Versuche der vorliegenden Arbeit zum großen Teil vor 2015 durchgeführt wurden, fand die alte Auflage Anwendung.

5.2.1.1 Aufbau und Eigenschaften

Abbildung 5-7 stellt schematisch das Cone Calorimeter dar:

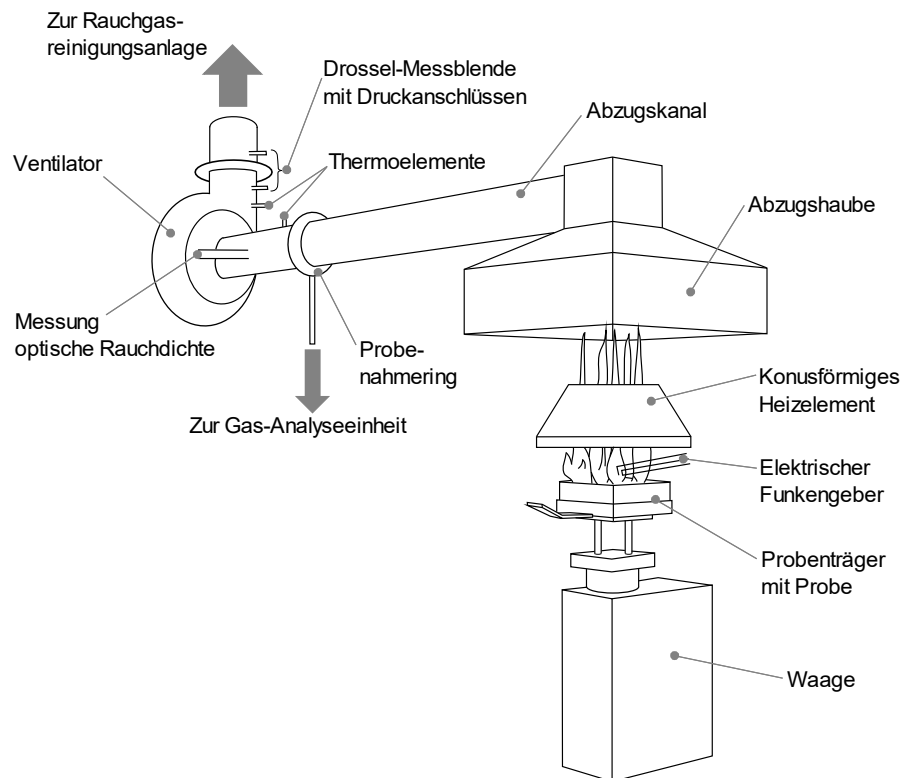


Abbildung 5-7: Schematische Darstellung des Cone Calorimeters nach [ISO5660-1]

Das Cone Calorimeter setzt sich aus den Hauptkomponenten konusförmiges Heizelement, Probenträger, Abbrandwaage, Abzugssystem, Gas-Analyseeinheit und optische Rauchmesseinheit zusammen.

Das Heizelement besteht aus einer konusförmig gewickelten elektrischen Widerstands-Heizleitung. Durch die charakteristische Form wird die Probenoberfläche gleichmäßig bestrahlt. Nach oben hin ist das konusförmige Heizelement geöffnet, wodurch Flammen und Rauchgase ungehindert in die Abzugshaube gelangen können. Das Heizelement ermöglicht eine Bestrahlungsintensität (Wärmestromdichte) an der Probenoberfläche zwischen 0 kW/m^2 und 100 kW/m^2 . Zur Unterstützung der Entzündung von Pyrolysegasen dient ein elektrischer Funkengeber, der optional mittig über der Probe angeordnet ist und nach erfolgter Entzündung entfernt werden kann. Die elektrische Arbeitsweise des konusförmigen Heizelementes und des Funkengebers verursacht keine eigene Flammenbildung und damit keinen Sauerstoffverbrauch.

Der Probenträger enthält die Probe, die sowohl horizontal als auch vertikal angeordnet sein kann. Die Höhe der Probe darf maximal 50 mm betragen. Die Probe kann in einem

aus Stahl gefertigten Rahmen (engl.: retainer frame) eingebracht werden. Dieser umgibt die Probe an den Seiten sowie an einem schmalen Rand auf der Oberseite. Der Rahmen wirkt während des Brandes stabilisierend, was insbesondere bei intumeszierenden Proben einen Vorteil bedeutet. Weiterhin ist die Probe an der Unterseite und an den Seiten durch Aluminiumfolie umgeben. Der Probenträger ist so angeordnet, dass die Oberfläche der Probe einen Abstand von 250 mm zur Unterseite des konusförmigen Heizelementes einhält.

Die Abbrandwaage befindet sich unmittelbar unterhalb des Probenträgers. Sie misst die Masse der Probe in durch den Benutzer definierten Zeitabständen. Der gemessene Massenverlust der Probe wird genutzt, um die Massenverlustrate zu berechnen (vgl. Abschnitt 3.2.2).

Das Abzugssystem setzt sich aus Abzugshaube, Abzugskanal, Ventilator und Drosselblende zusammen. Die Verbrennungsprodukte werden von der Abzugshaube erfasst und über eine Blende in den Abzugskanal geleitet. Die Blende verursacht eine homogene Durchmischung der Verbrennungsprodukte mit der Umgebungsluft, die ebenfalls durch die Abzugshaube angesaugt wird. Das Ansaugen erfolgt durch den Ventilator, der einen konstanten Volumenstrom von $0,024 \text{ m}^3/\text{s}$ bei einer Temperatur von $25 \text{ }^\circ\text{C}$ erzeugt. Vom Ventilator werden die Gase weiter durch die Drossel-Messblende befördert. Ihre Funktion besteht darin, den Volumen- bzw. Massenstrom der Gase anhand der Druckdifferenzen zu messen. Im Anschluss daran werden die Gase in die Rauchgasreinigungsanlage weitergeleitet.

Für die Gas-Analyseeinheit wird ein Messgasstrom über einen Probenahmering aus dem Abzugskanal entnommen und über eine Förderpumpe den Gas-Analysatoren zugeführt. Zum Schutz der Gas-Analysatoren vor Beschädigung durch im Rauch enthaltene Partikel und Feuchtigkeit durchläuft der Messgasstrom zwei Partikelfilter, eine Kühlfalle und ein Absorptionsmittel. Die Messung der Sauerstoffkonzentration erfolgt durch paramagnetische Analysatoren und die der Kohlenstoffdioxid- und Kohlenstoffmonoxidkonzentration durch Infrarotanalysatoren.

Die Messung der optischen Rauchdichte dient zur Feststellung der spezifischen Extinktionsfläche, indem eine Transmissionsmessung von monochromatischem Licht durch den Abzugskanal durchgeführt wird. Von zwei Photodektoren dient einer zur Messung der Ausgangsintensität als Referenzwert und der andere zur Messung der reduzierten Strahlungsintensität. In Ergänzung dazu erfolgt in direkter räumlicher Nähe eine Rauchgasmassenstrommessung durch die Temperaturbestimmung. Bei dem monochromatischen Licht handelt es sich um einen Helium-Neon-Laser mit einer Wellenlänge von $\lambda = 632,8 \text{ nm}$.

5.2.1.2 Probenanordnung und -geometrie

Die Probenanordnung der Feststoffe erfolgte im Rahmen dieser Arbeit gemäß [ISO5660-1]. Bei der Probenanordnung der Flüssigkeiten wurde von der Norm abgewichen, da in ihr die Untersuchung von Flüssigkeiten nicht vorgesehen ist.

Abbildung 5-8 stellt die Probenanordnung im Cone Calorimeter bei Durchführung eines Feststoffversuches dar. Die Abbildung zeigt im linken Bild die schematische Darstellung der Probenanordnung und im rechten Bild einen Versuch am Beispiel von Fichtenholz bei 70 kW/m^2 :

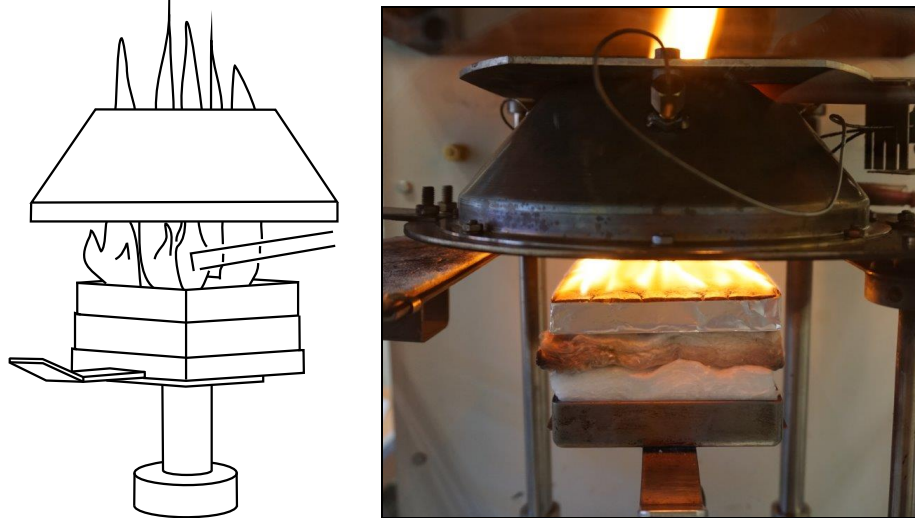


Abbildung 5-8: Versuchsaufbau im Cone Calorimeter bei der Untersuchung von Feststoffen am Beispiel von Fichtenholz bei einer Wärmestromdichte von 70 kW/m^2

Dargestellt sind das konusförmige Heizelement, unter dem sich die quadratische Feststoffprobe befand, sowie der elektrische Funkengeber. Die exponierte Oberfläche der Feststoffproben betrug stets $0,01 \text{ m}^2$. Die Probendicke variierte zwischen den Stoffen. Sie betrug beim Fichtenholz und bei der Spanplatte 15 mm , bei der MDF 16 mm und bei den drei Polyurethan-Hartschäumen 30 mm . Der Abstand der exponierten Oberfläche zum konusförmigen Heizelement blieb stets gleich. Auf den Rahmen wurde bei den Feststoffversuchen verzichtet, da keine der ausgewählten Brennstoffe intumeszierende Eigenschaften aufwies. Um das Abbröckeln verbrannter Rückstände zu verhindern, welches eine Verfälschung der Messung des Massenverlustes zur Folge gehabt hätte, waren die Proben an der Unterseite und den Seiten mit Aluminiumfolie bedeckt. Unterhalb der Probe befanden sich zum Schutz der Abbrandwaage zwei isolierende Glaswollelagen. Ungeachtet der unterschiedlichen Farben, die die beiden Glaswollelagen in der Abbildung 5-8 aufweisen, waren sie hinsichtlich ihrer physikalischen Beschaffenheit gleich.

Abbildung 5-9 stellt die Probenanordnung im Cone Calorimeter bei der Untersuchung von Flüssigkeiten dar. Die Abbildung zeigt im linken Bild die schematische Darstellung der Probenanordnung und im rechten Bild einen Versuch am Beispiel von Methanol:

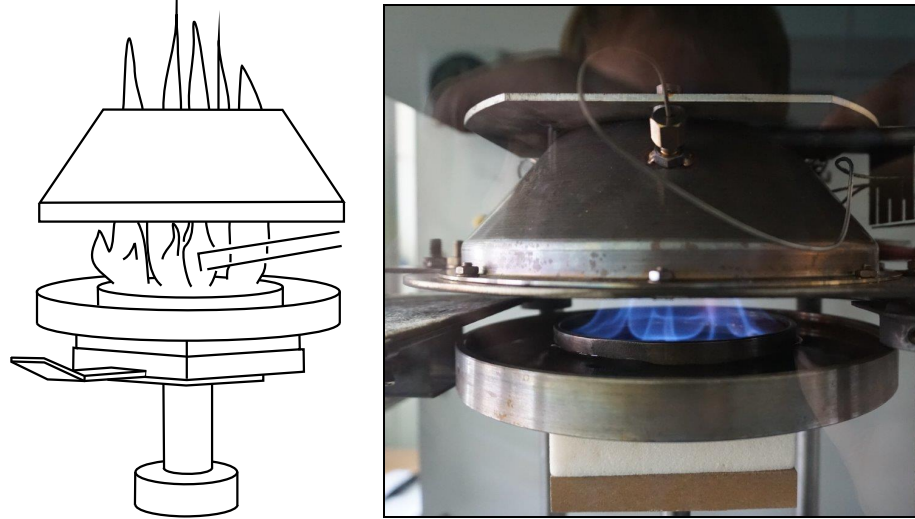


Abbildung 5-9: Versuchs Aufbau im Cone Calorimeter bei der Untersuchung von Flüssigkeiten am Beispiel von Methanol

Dargestellt sind das konusförmige Hezelement, der Probenträger sowie der Probenbehälter. Letzterer setzte sich aus zwei runden Schalen unterschiedlichen Durchmessers zusammen. Bei einem Innendurchmesser von 11,4 cm ergab die innere Schale eine exponierte Flüssigkeitsoberfläche, die $0,01 \text{ m}^2$ betrug und zu der Oberfläche der Feststoffproben äquivalent war. Die Innenrandhöhe der inneren Schale betrug 18 mm. Die für die Versuche in die Schale eingebrachte Flüssigkeitsmenge betrug 70 ml.

Da sich die innere Schale während eines Versuches stark erwärmte, stand sie in einem Wasserbad, durch das ein Sieden der in ihr befindlichen Flüssigkeit verhindert wurde. Das Wasserbad befand sich in der äußeren Schale, die einen Innendurchmesser von 210 mm und eine Innenrandhöhe von 16 mm aufwies. Die für die Kühlung des Brennstoffes verwendete Wassermenge hatte zu Versuchsbeginn Raumtemperatur und betrug 200 ml. Das Sieden der Flüssigkeiten sollte verhindert werden, um das Herausfliegen von Brennstofftröpfchen aus dem Behälter zu vermeiden. Dieses hätte eine Unsicherheit bei der Messung des Massenverlustes zur Folge gehabt und ein Sicherheitsrisiko dargestellt.

5.2.1.3 Versuchseinstellungen

Die experimentellen Untersuchungen der Feststoffe erfolgten bei drei unterschiedlichen Wärmestromdichten. Die geringste Wärmestromdichte betrug 35 kW/m^2 . Bei diesem Wert handelt es sich um eine Leistung pro exponierte Fläche, die bei realen Bränden

auftritt und dort der frühen Brandentstehungsphase zugeordnet werden kann [Bab95b], [Gre11]. Außerdem handelt es sich bei 35 kW/m^2 um den Mindestwert für die Entzündung einer Vielzahl von Brennstoffen. So haben Untersuchungen nach [Qui88] gezeigt, dass verschiedene Polstermöbel sich bei 25 kW/m^2 nicht entzündeten, jedoch bei 35 kW/m^2 eine Entzündung aufwiesen.

Die mittlere Wärmestromdichte betrug 50 kW/m^2 . Diese Wärmestromdichte ist repräsentativ für ein Brandszenario von kleinen Bränden [Bab95b].

Die höchste Wärmestromdichte betrug 70 kW/m^2 . Dieser Wert wurde ausgewählt, da es sich hierbei nach [Mad08] um den oberen Grenzwert für Untersuchungen im Labormaßstab handelt.

Bei jeder der drei Wärmestromdichten wurden die Feststoffe in drei Wiederholungsversuchen untersucht. Bei den Flüssigkeitsversuchen wurde das konusförmige Heizelement nicht aktiviert. Stattdessen erfolgte die Entzündung durch den elektronischen Funkengeber. Auf die zusätzliche Energiezufuhr durch das Heizelement wurde verzichtet, da diese einen unkontrolliert intensiven Brand der Flüssigkeiten zur Folge gehabt hätte.

5.2.2 Single Burning Item Test

Der Single Burning Item Test (SBI) beschreibt eine Versuchsmethode, die der Feststellung des Brandverhaltens von Bauprodukten, mit Ausnahme von Bodenbelägen, im Zwischenmaßstab dient. Die Versuchsmethode simuliert die Brandauswirkung eines einzelnen brennbaren Gegenstandes (engl.: single burning item), wie beispielsweise die eines Papierkorbes. Während eines Versuches werden die Wärmefreisetzungsrate und die gesamte freigesetzte Wärme mittels der Sauerstoffverbrauchsmethode (vgl. Abschnitt 3.2.1) gemessen.

Anhand der Rauchentwicklung wird die Raumentstehungsrate (engl.: smoke growth rate) gemessen. Weiterhin werden die Zusammensetzung der Verbrennungsprodukte, die seitliche Brandausbreitung auf der Probe sowie das brennende Abtropfen bzw. Abfallen bewertet.

Auch wenn „SBI“ eine Versuchsmethode beschreibt, wird der Begriff im Rahmen der vorliegenden Arbeit als Abkürzung für die Versuchsanlage des Single Burning Item Tests verwendet. Für die folgenden Erläuterungen zum SBI wurden die Literaturstellen [DINEN13823] und [FTT15] herangezogen.

5.2.2.1 Aufbau und Eigenschaften

Abbildung 5-10 stellt schematisch den SBI dar:

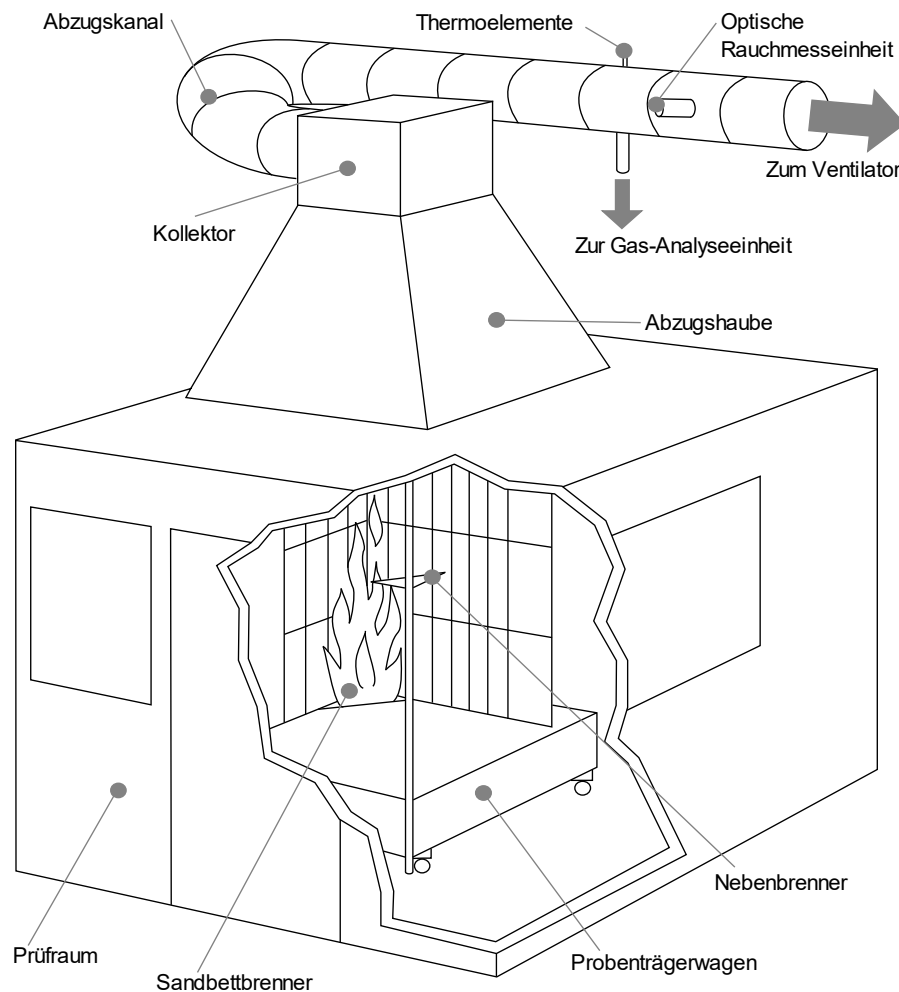


Abbildung 5-10: Schematische Darstellung des Single Burning Item Tests nach [DIN EN 13823]

Der SBI setzt sich aus den Hauptkomponenten Versuchsraum, Proben-trägerwagen, Sandbettbrenner, Abzugssystem, Gas-Analyse-einheits- und optische Rauch-messeinheits-einheit zusammen.

Der Versuchsraum hat eine Größe von 21,6 m³. Den Abschluss zur Umgebung bilden die gemauerten Wände und die gemauerte Decke. In zwei rechtwinklig zueinanderstehenden Wänden sind Fenster eingebaut. Zusätzlich befindet sich in einer dieser beiden Wände eine Tür. Eine dritte Wand beinhaltet die Öffnung zum Ein- und Ausfahren des Proben-trägerwagens. In der Decke befindet sich die Abzugshaube des Abzugssystems.

Der Proben-trägerwagen steht auf Rollen und enthält den Sandbettbrenner, zwei rechtwinklig zueinander angeordnete, aus Kalziumsilikatplatten bestehende rückseitige Ab-

schlüsse sowie die Bodenplatte. Die Unterseite der Bodenplatte ist mit einem Lochblech versehen, durch das Umgebungsluft in den Versuchsraum strömen kann.

Der Sandbettbrenner hat in der Draufsicht die Form eines rechtwinkligen gleichschenkligen Dreiecks. In dem Sandbettbrenner sind zwei Schichten enthalten, von denen eine aus Kies und die andere aus Sand besteht. Während eines Versuches strömt Propangas durch das Sand-Kies-Bett an die Oberfläche des Sandbettbrenners und wird dort durch einen Pilotbrenner entzündet. Der Propangasfluss kann durch einen Massenstromdurchflussregler im Regelbereich von 0,0 g/s bis 2,3 g/s eingestellt werden, wobei der höchste Durchfluss eine Wärmefreisetzungsrate bzw. Leistung der Propangasflamme von 107 kW generiert. Gemäß den Vorgaben nach [DINEN13823] ist eine Leistung von 30,7 ($\pm 2,0$) kW einzustellen.

Zusätzlich zu dem Sandbettbrenner besitzt der SBI einen Nebenbrenner, der dem Sandbettbrenner in seiner Beschaffenheit gleicht. Dieser ist an dem vertikalen Gestell gegenüber der Probenecke montiert. In einem kurzen Zeitraum vor der Zündung des Hauptbrenners erzeugt er eine dem Hauptbrenner identische Flamme, um die Wärmefreisetzung und Rauchentwicklung des Sandbettbrenners für sich allein messen zu lassen.

Das Abzugssystem besteht aus Abzugshaube, Kollektor, Abzugskanal und Ventilator. Die Verbrennungsprodukte werden von der Abzugshaube eingefangen und gemeinsam mit der angesaugten Umgebungsluft weiter in den Kollektor gebracht. Von dem Kollektor gelangen die Gase durch ein Leitblech in den Abzugskanal. Der Abzugskanal ist mit einer bidirektionalen Sonde zur Messung des Volumenstroms, einer Gasentnahmesonde, vier Thermoelementen und der optischen Rauchmessung ausgestattet. Die Gase werden im weiteren Verlauf des Abzugskanals durch den Ventilator, der einen Volumenstrom zwischen 0,50 m³/s und 0,65 m³/s bei einer Temperatur von 25 °C erzeugt, der Rauchgasreinigungsanlage zugeführt.

Die Gas-Analyseeinheit funktioniert ähnlich wie im Cone Calorimeter. Wie in Abschnitt 3.2.1 erläutert, ermittelt das SBI die Wärmefreisetzungsrate anhand der Konzentrationen von Sauerstoff und Kohlenstoffdioxid. Anders als im Cone Calorimeter findet deshalb keine Messung der Kohlenstoffmonoxidkonzentration statt.

Die optische Rauchmessung dient, wie beim Cone Calorimeter, zur Feststellung der spezifischen Extinktionsfläche, aus der im Weiteren die Rauchentstehungsrate berechnet wird. Die optische Rauchmessung besteht aus einer Lichtmessstrecke, die sich aus einer Lampe, einem Linsensystem zur Bündelung des Lichtes und einem Lichtempfänger zusammensetzt. Im Gegensatz zum Cone Calorimeter verwendet die Lichtmessstrecke des SBI kein mono-, sondern polychromatisches Licht.

5.2.2.2 Modifikation

Der technische Aufbau des SBI sieht gemäß [DINEN13823] keine Abbrandwaage zur Messung des Massenverlustes vor. Um dennoch den Massenverlust messen zu können, wurde die Versuchsapparatur modifiziert und um eine Abbrandwaage erweitert. Hierfür wurde hinsichtlich des Aufbaus und der Probenanordnung und –geometrie aller Brennstoffe von der DIN 13823 abgewichen.

Die Modifikation enthielt eine Abbrandwaage, die mittig auf dem Probenträgerwagen installiert war. Auf ihr befand sich ein Stativ, an dessen oberen Ende ein waagerechter Ausleger angebracht war. Am Ende des Auslegers befand sich ein Drahtkorb, der hängend die Probe beinhaltete. Die beiden Kalziumsilikatplatten auf dem Probenträger wurden um 100 mm nach hinten versetzt, damit der Drahtkorb sich im senkrechten Lot über dem Sandbettbrenner befand. Der Abstand des Drahtkorbs zur Oberfläche des Sandbettbrenners betrug 25,0 cm. Zwei quadratische Kalziumsilikatplatten mit einer Fläche von 225,0 cm² wurden im rechten Winkel zueinander an den beiden Rückseiten des Sandbettbrenners installiert, um den senkrechten Plume der Propangasflamme zu unterstützen.

5.2.2.3 Probenanordnung und -geometrie

Die Anordnung der Feststoffproben im SBI ist in Abbildung 5-11 dargestellt. Das linke Bild der Abbildung zeigt die schematische Darstellung der Probenanordnung, wohingegen das rechte Bild beispielhaft den Versuch von PUR-B3 bei einer Leistung des Sandbettbrenners von $30,7 (\pm 2,0)$ kW zeigt:

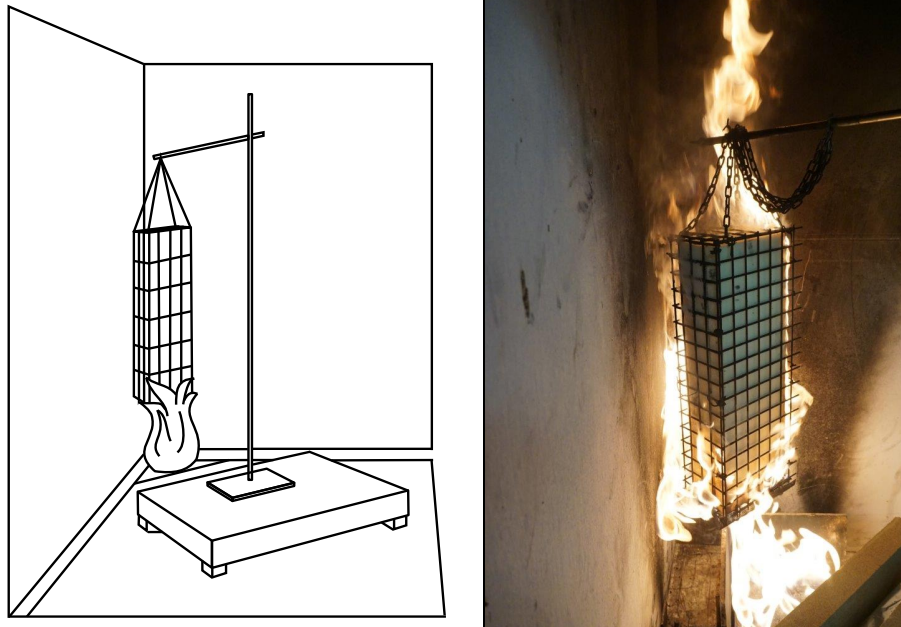


Abbildung 5-11: Versuchsaufbau im SBI bei der Untersuchung von Feststoffen am Beispiel von Polyurethan-Hartschaum B3

Der Drahtkorb und die darin enthaltene Probe sind in beiden Bildern der Abbildung 5-11 erkennbar. Darüber hinaus zeigt die schematische Darstellung das Stativ und die Abbrandwaage. Im rechten Bild sind die beiden im rechten Winkel zueinander angeordneten Kalziumsilikatplatten an der Rückseite des Sandbettbrenners zu sehen. Die Probe setzte sich aus drei gleichgroßen Probenteilen zusammen, die eine Breite von 160 mm und eine Höhe von 500 mm aufwiesen. Die Dicken der Probenteile betragen beim Fichtenholz und der Spanplatte 15 mm, bei der MDF 16 mm und bei den drei Polyurethan-Hartschäumen 30 mm. Damit waren die Probendicken im SBI und im Cone Calorimeter gleich. Die Probenteile waren in dem Drahtkorb senkrecht nebeneinander angeordnet und wiesen einen Abstand von 5 mm zueinander auf.

Abbildung 5-12 beinhaltet den Aufbau der Flüssigkeitsproben im SBI. Das linke Bild der Abbildung zeigt die schematische Darstellung der Probenanordnung und das rechte Bild den Versuch am Beispiel mit n-Heptan:

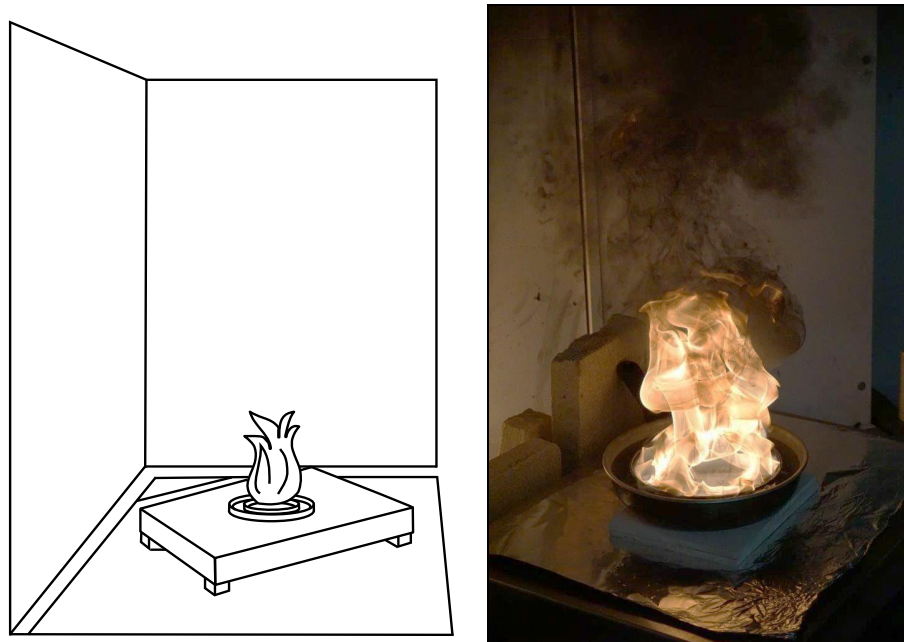


Abbildung 5-12: Versuchsaufbau im SBI bei der Untersuchung von Flüssigkeiten am Beispiel von n-Heptan

Wie beim Cone Calorimeter waren auch im SBI zwei runde Schalen unterschiedlichen Durchmessers Bestandteil der Flüssigkeitsversuche. Bei der inneren Schale handelte es sich um die äußere Schale der Versuche im Cone Calorimeter. Sie enthielt die brennbare Flüssigkeit und wies bei einem Innendurchmesser von 210 mm eine exponierte Flüssigkeitsoberfläche von $0,035 \text{ m}^2$ auf. Die für die Versuche verwendete Brennstoffmenge betrug 200 ml.

In der äußeren Schale befand sich das Wasserbad, das auf die innere Schale kühlend wirkte und aus dem gleichen Grund, wie bei dem Cone Calorimeter, das Sieden der brennbaren Flüssigkeiten verhinderte. Der Innendurchmesser der äußeren Schale betrug 260 mm und die Innenrandhöhe 50 mm. Die Wassermenge, die zur Kühlung des Brennstoffes verwendet wurde, betrug 1200 ml.

Der Sandbettbrenner wurde bei den Flüssigkeitsversuchen nicht als Zündquelle verwendet. Stattdessen erfolgte die Entzündung durch ein Feuerzeug. Aus technischen Gründen war der Sandbettbrenner dennoch während der Versuche aktiv, was in Abbildung 5-12 nicht dargestellt ist. Damit die Propangasflamme keinen Einfluss auf das Brandverhalten der Flüssigkeiten nehmen konnte, war die Probe durch eine Vermikuliteplatte von

dem Sandbettbrenner abgeschirmt. Die Vermikuliteplatte ist in dem rechten Bild der Abbildung 5-12 erkennbar und verdeckt dort den Sandbettbrenner.

5.2.2.4 Versuchseinstellungen

Gemäß den Vorgaben nach [DINEN13823] hat die Leistung des Sandbettbrenners bei den experimentellen Untersuchungen im SBI einen Wert von 31 kW⁸ zu betragen. Diese Leistung wurde bei den meisten der Feststoffe angewandt. Lediglich solche Feststoffe, die bei 31 kW keine Verbrennung aufwiesen, wurden alternativ bei einer Brennerleistung von 51 kW untersucht. Die Anzahl der Wiederholungsversuche je Brennstoff betrug bei beiden Brennerleistungen drei.

Die Experimente im SBI wurden zum einen bei einem dauerhaft aktivierten Sandbettbrenner durchgeführt. Die Probe war dabei während der gesamten Versuchsdauer der Propangasflamme ausgesetzt. Zum anderen wurden einige Feststoffe bei einem kurzzeitig aktivierten Sandbettbrenner untersucht. Dabei war die Probe zu Beginn eines Versuches so lange der Propangasflamme ausgesetzt, bis sie sich entzündet hatte. Anschließend wurde der Sandbettbrenner abgeschaltet, und die Probe brannte während der restlichen Versuchszeit selbstständig weiter.

Die Flüssigkeiten wurden nicht der Flamme des Sandbettbrenners ausgesetzt, sondern durch ein Feuerzeug entzündet und brannten anschließend selbstständig.

5.3 Versuchsbedingungen

Mit der „Methode der Vollbrandphase“ ermittelte Werte der Verbrennungseffizienz sollen sich dadurch auszeichnen, dass sie so wenig wie möglich einem Einfluss durch Versuchsbedingungen unterliegen (vgl. Abschnitt 4.1). Um die Beeinflussung der Verbrennungseffizienz durch Versuchsbedingungen bewerten zu können, wurden die in den experimentellen Untersuchungen vorherrschenden Versuchsbedingungen durch ein methodisches Vorgehen variiert.

Die Variation der Versuchsbedingungen erfolgte zum einen durch die in Abschnitt 5.2 erläuterten Versuchsapparaturen und die Veränderungen in deren Versuchseinstellungen. So wiesen das Cone Calorimeter und der SBI signifikant voneinander abweichende Eigenschaften auf. Dabei handelte es sich um die Art und Energiefreisetzung der Zündquellen sowie die Geometrie und Anordnung der Proben.

⁸ Der Wert von 31 kW wurde in der vorliegenden Arbeit der Einfachheit halber verwendet. Hierbei handelt es sich um den in der DIN EN 13823 standardisierten Wert von 30,7 (±2,0) kW [DINEN13823].

Zum anderen erfolgte die Variation der Versuchsbedingungen durch die in Abschnitt 5.1.1.4 erläuterten Polyurethan-Hartschäume. So setzten sich die Polyurethan-Hartschäume gemäß den drei Baustoffklassen B1, B2 und B3 aus unterschiedlichen Flammschutzmitteln zusammen, wobei die restliche Stoffzusammensetzung der Polyurethan-Hartschäume gleich war.

In den folgenden Abschnitten findet eine detaillierte Charakterisierung dieser Versuchsbedingungen statt. Zusätzlich wird der Glimmbrand charakterisiert, da dieser sich ebenfalls auf das Brandverhalten der Feststoffe auswirkt und somit den Wert der Verbrennungseffizienz mitbestimmt.

5.3.1 Art der Zündquelle

Der Sandbettbrenner des SBI generiert eine Propangasflamme, die von unten sowie von den Seiten auf die Probe einwirkt und gleichzeitig als Energie- und Zündquelle dient. Dieses bedeutet, dass die Propangasflamme die Probe erwärmt und freigesetzte Brenngase entzündet. Die Wärmeübertragung der Propangasflamme auf die Probenoberfläche erfolgt durch Konvektion und Strahlung [Dry04].

Im Gegensatz zum Sandbettbrenner wirkt das konusförmige Heizelement des Cone Calorimeters nur von oben auf die Probe ein. Sobald Brenngase infolge der Probenerwärmung freigesetzt werden, entzünden diese sich nicht zwangsweise durch das konusförmige Heizelement, sondern durch den elektrischen Funkenzünder. Die Wärmeübertragung findet beim konusförmigen Heizelement durch Strahlung statt [Bab84], [Dry04].

In beiden Versuchsapparaturen steht der Verbrennung der Probe ausreichend Luftsauerstoff zur Verfügung. Dadurch findet in beiden Versuchsapparaturen ein brandlastgesteuerter Brand statt.

5.3.2 Energie der Zündquelle

Im Cone Calorimeter wird am konusförmigen Heizelement die Wärmestromdichte zwischen 35 kW/m^2 , 50 kW/m^2 und 70 kW/m^2 variiert. Die Steigerung der Leistung pro exponierte Fläche wirkt sich zum einen auf den Zündzeitpunkt und zum anderen auf die Wärmefreisetzungsrate aus.

Hinsichtlich des Zündzeitpunktes gilt: Je höher die Wärmestromdichte ist, desto schneller erwärmt sich die Probenoberfläche und desto früher findet die Entzündung statt. An diesem Prozess sind Wärmeleitfähigkeit, Dichte und spezifische Wärmekapazität der Brennstoffe maßgeblich beteiligt, deren mathematisches Produkt als Wärmeeindringkoeffizient bezeichnet wird. Ein geringer Wärmeeindringkoeffizient bedeutet kleine Werte

von Wärmeleitfähigkeit, Dichte und spezifischer Wärmekapazität, wodurch der Energietransport in das Probeninnere langsam verläuft. Infolgedessen staut sich die Wärme an der Oberfläche, und die Oberflächentemperatur steigt gegenüber Brennstoffen mit einem hohen Wärmeeindringkoeffizienten schneller an. Die Entzündung eines Brennstoffes erfolgt somit umso früher, je größer die Wärmestromdichte und umso geringer der Wärmeeindringkoeffizient sind [Bab02b], [Mad08].

Hinsichtlich der Wärmefreisetzungsrates besteht bei den meisten Brennstoffen ein linear proportionaler Zusammenhang zur Wärmestromdichte. Während der Brandausbreitungsphase ist die Proportionalität darauf zurückzuführen, dass eine höhere Wärmestromdichte eine Steigerung des Wärmestromes in die Probe und eine Zunahme der Brandausbreitung an der Oberfläche zur Folge hat. Dadurch werden der Verbrennung je Zeitschritt mehr Brenngase zugeführt [Han02], [Hee10]. In der Vollbrandphase existiert der linear proportionale Zusammenhang zwischen Wärmestromdichte und Wärmefreisetzungsrates nicht zwangsläufig. So konnte in Untersuchungen nach [Bab95b] festgestellt werden, dass bei verschiedenen Brennstoffen ab einem bestimmten Wert der Wärmestromdichte die weitere Erhöhung dieser ein Absinken der Wärmefreisetzungsrates zur Folge hat.

Im SBI wird die Leistung des Sandbettbrenners zwischen 31 kW und 51 kW variiert. Die Leistung des Sandbettbrenners von 31 kW ergibt eine maximale Wärmestromdichte von $55 \pm 4 \text{ kW/m}^2$ [Rum05]. Dieser Wert bleibt konstant, selbst wenn die Leistung des Sandbettbrenners, wie in Abschnitt 5.2.2.4 beschrieben, auf 51 kW erhöht wird. Auf diesen Sachverhalt weisen Untersuchungen nach [Bab95b] hin, bei denen die Leistung eines Gasbrenners zwischen 0,3 kW und 50 kW variierte und dabei eine gleichbleibende maximale Wärmestromdichte im Wertebereich zwischen 30 kW/m^2 und 40 kW/m^2 gemessen wurde. In einer weiteren Versuchsreihe nach [Qui88] wurde bei ähnlichen Versuchen bei Variation der Leistung eines Gasbrenners eine gleichbleibende maximale Wärmestromdichte im Wertebereich zwischen 20 kW/m^2 und 50 kW/m^2 festgestellt. Statt die maximale Wärmestromdichte zu erhöhen, steigert eine Erhöhung der Leistung des Sandbettbrenners die Probenfläche, die gleichzeitig mit der maximalen Wärmestromdichte von $55 \pm 4 \text{ kW/m}^2$ beaufschlagt wird.

Der SBI, dessen Leistung bei 31 kW und 51 kW eine Wärmestromdichte von $55 \pm 4 \text{ kW/m}^2$ ergibt, weist demnach im Hinblick auf die Zündquellenenergie vergleichbare Bedingungen wie das Cone Calorimeter auf, wenn bei diesem eine Wärmestromdichte des konusförmigen Heizelementes von 50 kW/m^2 betrachtet wird.

Die Gastemperatur, die durch die Propangasflamme des SBI generiert wird, wurde in Untersuchungen nach [Hof03] und [Kem13] festgestellt. In einer Höhe von 30,0 cm über dem Sandbettbrenner und einem Abstand von 3,0 cm zur Ecke der Rückwand be-

trug sie 853 °C. In 20,0 cm Höhe und bei gleichem Abstand zur Ecke der Rückwand betrug sie 924 °C. Die Unterseite der in der vorliegenden Arbeit verwendeten Feststoffproben befand sich in einer Höhe von 25,0 cm über dem Sandbettbrenner und in einem Abstand von ca. 5,0 cm zur Ecke der Rückwand. Aus den Ergebnissen von [Hof03] und [Kem13] kann der Schluss gezogen werden, dass in dieser Position eine Gastemperatur zwischen $853\text{ C} < 924\text{ °C}$ vorherrscht.

Die im Cone Calorimeter durch die drei Wärmestromdichten auf der Probenoberfläche generierte Temperatur wurde in Untersuchungen nach [Sch07] analysiert. Bei diesen Untersuchungen wurde eine nicht brennbare Keramikplatte als Probe verwendet. Das Ergebnis zeigte 520 °C bei 35 kW/m², 610 °C bei 50 kW/m² und 700 °C bei 70 kW/m².

Die im Cone Calorimeter festgestellten Temperaturen sind geringer als die Werte im SBI. Bei diesem Vergleich der Zündquellen muss jedoch berücksichtigt werden, dass die im Cone Calorimeter gemessenen Temperaturen von den physikalischen Eigenschaften der Probenoberfläche abhängen und bei einem anderen Stoff als der Keramikplatte anders sein können. Erschwerend kommt bei dem Vergleich der Zündquellen hinzu, dass es sich im Cone Calorimeter um eine Oberflächentemperatur und im SBI um eine Gastemperatur handelt.

5.3.3 Probengeometrie

Feststoffe weisen in Abhängigkeit von ihren physikalischen Eigenschaften eine Mindestdicke auf, ab der das Entzündungs- und Brandverhalten in erster Linie von den Materialeigenschaften und nicht von der Probendicke abhängt.

Damit das Entzündungs- und Brandverhalten von den Materialeigenschaften abhängt, darf zum Zeitpunkt des Erreichens der Zündtemperatur noch kein Temperaturanstieg an der Rückseite erfolgt sein. Die Eindringtiefe der Wärme ist dann geringer als die physische Tiefe. Die Probe ist dann thermisch dick, und eine weitere Erhöhung der Probendicke hat keine Änderung des Entzündungsverhaltens zur Folge. Weist die Probendicke hingegen einen geringen Wert auf, findet an der Rückseite ein Temperaturanstieg statt, bevor es zur Entzündung an der Vorderseite gekommen ist. In diesem Fall ist die Probe thermisch dünn, und das angrenzende Medium auf der Rückseite kann den Zündzeitpunkt beeinflussen, indem es bspw. Energie von der Probe wegführt [Wea65].

Unter Anwendung der Gl. 5-1, in der der Parameter L die Probendicke darstellt, kann unter der Berücksichtigung von Dichte ρ und Wärmestromdichte \dot{Q}'' die Mindestdicke abgeschätzt werden, ab der die Probe thermisch dick ist [Bab95a]:

$$L = 0,6 \cdot \frac{\rho}{\dot{Q}''} \quad \text{Gl. 5-1}$$

Die Probendicke der für die vorliegende Arbeit ausgewählten Feststoffe ist produktionsabhängig und damit durch den Hersteller vorgegeben. Die Anwendung der Gl. 5-1 auf die ausgewählten Feststoffe zeigt, dass sie ausnahmslos thermisch dick sind. Das Entzündungsverhalten der Feststoffe hängt somit in beiden Versuchsanordnungen von den Materialeigenschaften und nicht von der Probendicke ab.

Zusätzlich zur Probendicke wirkt sich auch die Probenoberfläche auf das Brandverhalten aus. Eine große Probenoberfläche bedeutet eine große Fläche, die nach der Entzündung brennen kann. Je größer die brennende Fläche ist, desto mehr Verbrennungsreaktionen finden gleichzeitig statt. Dieses erhöht die Rückstrahlung an die Probenoberfläche, wodurch die Stofffreisetzungsrates gesteigert wird [Bab95a].

Bei den Feststoffen ist die Probenoberfläche in den beiden Versuchsanordnungen unterschiedlich. Im Cone Calorimeter befinden sich kleine Proben, die lediglich an der Oberseite brennen. Im SBI befinden sich hingegen große Proben, die an allen Seiten brennen. Die brennende Probenoberfläche ist damit im SBI um ein Vielfaches höher als im Cone Calorimeter. Folglich bedingt die höhere Rückstrahlung im SBI eine höhere Stofffreisetzungsrates und eine höhere Wärmefreisetzungsrates.

Bei den Flüssigkeiten gilt hinsichtlich der Oberfläche, dass die Stofffreisetzungsrates- bzw. Massenverlustrate umso höher ist, je größer der Durchmesser des runden Probenbehälters ist. Bei einem Probenbehälterdurchmesser von $5,0 < D < 20,0$ cm verbrennen die Flüssigkeiten mit einer turbulenten Flamme, die optisch dick ist [Hot59], [Bli61]. Dieses bedeutet, dass die konvektive Wärmeübertragung von der Flamme an die Probenoberfläche überwiegt. Eine Variation des Probenbehälterdurchmessers hätte hier keine Änderung der Strahlungseigenschaften der Flamme zur Folge. Die flächenbezogene Massenverlustrate \dot{m}' bliebe konstant, und die Massenverlustrate verhielte sich linear proportional zum Probenbehälterdurchmesser. Dieser Sachverhalt trifft auf den Probenbehälter des Cone Calorimeters zu, der bei einem Durchmesser von 11,4 cm innerhalb des oben genannten Bereiches liegt.

Bei einem Probenbehälterdurchmesser von $20,0 < D < 100,0$ cm besteht ein anderer Zusammenhang. Hier verbrennt die Flamme ebenfalls turbulent; jedoch ist sie optisch dünn. Dadurch dominiert die Strahlung als Wärmeübertragung an die Oberfläche. Die Variation des Durchmessers hätte hier eine Änderung der Strahlungseigenschaften zur

Folge, wodurch zusätzlich zur Massenverlustrate auch die flächenbezogene Massenverlustrate \dot{m}' eine Abhängigkeit von dem Durchmesser aufweisen würde [Bab83]. Dieser Sachverhalt ist auf den Probenbehälter des SBI zutreffend, der bei einem Durchmesser von 21,0 cm innerhalb des oben genannten Bereiches liegt.

Nach [Bab02b] gilt innerhalb des Bereiches, in dem die Strahlung als Wärmeübertragung dominiert, für die meisten organischen Flüssigkeiten der folgende Zusammenhang zur Abschätzung der Wärmefreisetzungsrate:

$$\dot{Q} = h_u \cdot \dot{m}'(1 - e^{k\beta D}) \cdot A_f \quad \text{Gl. 5-2}$$

Innerhalb der Gleichung wird die Abhängigkeit der Wärmefreisetzungsrate vom Durchmesser mit einer fallenden e-Funktion dargestellt. Die Wärmefreisetzungsrate steigt demnach in Form einer exponentiellen Kurve an, wenn der Durchmesser steigt.

Zusätzlich zum Probenträgerdurchmesser ist bei den Flüssigkeiten außerdem zu beachten, dass während des Versuches der Flüssigkeitsspiegel infolge von Pyrolyse und Verdampfen sinkt und dadurch die Randhöhe, bezogen auf den Flüssigkeitsspiegel, steigt. Die zunehmende Randhöhe verursacht eine turbulenter Gasströmung an der Flüssigkeitsoberfläche, wodurch der konvektive Anteil der Wärmeübertragung der Flamme steigt. Außerdem wird durch die zunehmende Randhöhe die Flamme gedrunken, was höhere Emissionseigenschaften mit zunehmender Rückstrahlung der Flamme zur Folge hat [Hal73]. Diese beiden Auswirkungen treffen gleichermaßen auf das Cone Calorimeter und den SBI zu.

5.3.4 Probenanordnung

Im SBI sind die Feststoffproben vertikal ausgerichtet. Die Brandausbreitung ist nach oben orientiert, wodurch die Bewegungsrichtung der Flammenfront durch die natürliche Auftriebsströmung der Flamme und der heißen Brenngase unterstützt wird. Es findet eine gesteigerte Wärmeübertragung auf die Probenoberfläche vor der Flammenfront statt. Durch diesen Sachverhalt besteht während der Brandausbreitungsphase eine hohe Brandausbreitungsgeschwindigkeit. Während der anderen Brandphasen führt die gesteigerte Wärmeübertragung zu einer höheren Stofffreisetzungsrate [Dry04]. Zu diesen Effekten trägt der Kamineffekt bei, der zwischen den Probenteilen stattfindet, da diese einen Abstand von 0,5 cm zueinander aufweisen.

Anders als im SBI sind im Cone Calorimeter die Proben waagrecht angeordnet. Der die Flamme mit Sauerstoff versorgende Luftstrom wirkt der Bewegungsrichtung der Flammenfront entgegen. Die Wärmeübertragung auf die Probenoberfläche und damit die Stofffreisetzungsrate ist geringer, da sich Probenoberfläche und Bewegungsrichtung der Flammenfront ungefähr im rechten Winkel zueinander befinden [Dry04]. Auch die

Brandausbreitungsgeschwindigkeit während der Brandausbreitungsphase wäre geringer als im SBI. Da das konusförmige Heizelement jedoch derart konzipiert ist, dass es auf die Probenoberseite einen gleichmäßigen Wärmestrom überträgt, findet die nahezu gleichzeitige Entzündung der gesamten Probenoberseite statt. Die Brandausbreitung spielt damit an der Probenoberseite keine Rolle. Auch über die Seiten und über die Unterseite erfolgt keine Brandausbreitung, da diese Flächen mit Aluminiumfolie abgedeckt sind.

Hinsichtlich der Probenausrichtung wird den holzartigen Brennstoffen in beiden Versuchsapparaturen eine besondere Bedeutung zugemessen. Fichtenholz setzt sich aus parallel angeordneten Fasern zusammen, die sich auf die thermischen Eigenschaften des Brennstoffes auswirken (vgl. Abschnitt 5.1.1.1). Es macht einen Unterschied, in welchem Winkel der Wärmestrom auf die parallelen Fasern wirkt. So ist die Wärmeleitfähigkeit parallel zur Faserrichtung um das Doppelte höher als senkrecht zur Faserrichtung [Dry04], [Vya75].

Im Gegensatz zum Fichtenholz bestehen MDF und Spanplatte nicht aus geordneten, parallelen Fasern, sondern aus kleinen, holzartigen Bestandteilen unterschiedlicher Größe und zufälliger Orientierung. Trotzdem hat auch bei diesen Brennstoffen die Probenausrichtung eine Auswirkung auf die Wärmeleitung. So weisen MDF und Spanplatte im Kern eine geringere Dichte als an der Oberfläche der Ober- und Unterseite auf. Durch diese Eigenschaft ist die Wärmeleitung bei der MDF und der Spanplatte höher, wenn der Wärmestrom parallel zur verdichteten Oberfläche anstatt in Normalenrichtung gerichtet ist.

Im Cone Calorimeter wirkt die Strahlung des konusförmigen Heizelementes bei Fichtenholz, MDF und Spanplatte in Normalenrichtung. Beim Fichtenholz wirkt die Strahlung dadurch senkrecht auf die parallel angeordneten Fasern. Gemäß den oben erläuterten Zusammenhängen ist in Normalenrichtung die Wärmeleitfähigkeit geringer als parallel zur Oberfläche. Die Wärme wird dadurch verzögert abgeleitet. Im SBI trifft die Flamme von unten auf die Stirnseite der Probe. Der Wärmestrom erfolgt dadurch beim Fichtenholz parallel zu den Fasern und bei der MDF und Spanplatte parallel zur verdichteten Oberfläche. In dieser Richtung ist die Wärmeleitfähigkeit höher und die Wärme wird schneller abgeleitet.

Die Probenausrichtung zur Zündquelle wirkt sich auf den Zündzeitpunkt der holzartigen Brennstoffe aus. Je langsamer die Wärme von der Probenoberfläche abgeführt wird, desto früher findet der Zündzeitpunkt statt [Mad08].

Für die Versuche im Cone Calorimeter und im SBI würde dieses bedeuten, dass sich die holzartigen Brennstoffe früher im Cone Calorimeter entzünden. Da jedoch die Zünd-

quellen der beiden Versuchsapparaturen gemäß Abschnitt 5.3.1 sehr unterschiedlich sind, ist hierzu eine konkrete Aussage nicht möglich.

5.3.5 Flammenschutzmittel

Flammenschutzmittel dienen dem Einschränken, Verlangsamen oder Verhindern eines Brandes. Die Wirkung von Flammenschutzmitteln findet auf chemischer und physikalischer Ebene statt, indem auf die im Abschnitt 3.1 erläuterten Kopplungsvorgänge Einfluss genommen wird.

Die chemische Wirkung findet zum einen in der Gasphase einer Verbrennung statt. Dabei werden Radikalmechanismen, die durch energiereiche OH⁻-Radikale gesteuert werden, durch Halogen-, Metall- oder Phosphorverbindungen der Flammenschutzmittel entfernt. Die Entfernung der Radikale hat zur Folge, dass weniger Brenngase der Verbrennung zur Verfügung stehen. Infolgedessen wird der exotherme Verbrennungsprozess reduziert, das System gekühlt und die Freisetzung neuer Brenngase vermindert und schließlich unterbunden. Zum anderen findet die chemische Wirkung in der festen Phase statt. Dabei wird an der Brennstoffoberfläche eine Schicht aus verkohltem Material aufgebaut, das eine Schutzschicht vor Wärme zwischen der Pyrolysefront und der Flamme darstellt. In Abhängigkeit von dem Flammenschutzmittel kann das verkohlte Material auch eine so hohe Dichte aufweisen, dass es als Barriere für den Sauerstoff dient [Mai16].

Die physikalische Wirkung findet beispielsweise durch Kühlung statt, wobei gebundenes Wasser durch Verdampfen dem brennbaren Material Energie entzieht. Eine weitere physikalische Wirkung ist die Verdünnung der Brenngase durch inerte Pyrolysegase, zu denen Stickstoff zählt. Weiterhin ist die durch Flammenschutzmittel erzeugte Verflüssigung des brennbaren Materials eine physikalische Wirkungsweise. Der Effekt hierbei ist, dass das geschmolzene Material aus dem Bereich der Flamme herausfließt. Zudem ist die Entflammbarkeit des Brennstoffes erschwert, da durch die Verflüssigung die Oberfläche verringert ist [Mai16].

Bei den für die vorliegende Arbeit ausgewählten Brennstoffen beinhalten die Polyurethan-Hartschäume Flammenschutzmittel (vgl. Abschnitt 5.1.1.4). Die Funktion der Flammenschutzmittel TCPP und TEP ist chemisch und physikalisch und basiert überwiegend auf den enthaltenen Phosphorverbindungen. Bei thermischer Belastung zersetzen sich Phosphorverbindungen schneller als die Polymermatrix des Polyurethan-Hartschaumes. Als Folge der Zersetzung bildet sich unter anderem Phosphorsäure, die nicht brennbar ist, dem Feststoff Wasser entzieht und einen hohen Siedepunkt aufweist. Durch diese Eigenschaften kondensiert Phosphorsäure in den kühleren Regionen der Flamme und setzt sich an der Oberfläche nieder. Die Phosphorsäure und das ebenfalls

aus den Flammschutzmitteln freigesetzte Phosphorpentoxid unterstützen die Bildung des Kohlerückstandes an der Oberfläche. Dieses geschieht durch die dehydratisierende Wirkung der Phosphorverbindungen. In den Polymeren entstehen Doppelbindungen, die durch Zyklisierung und Vernetzung eine Verkohlung hervorrufen. Das in dem TCPP enthaltene Chlor wirkt außerdem in der Gasphase inhibierend in Form einer Unterbrechung der Radikalkettenreaktion [Mai16], [Cha09].

Die chemischen und physikalischen Wirkungsweisen der Flammschutzmittel können sich auf die effektive Verbrennungswärme auswirken. Wie oben beschrieben, werden bei einem flammgeschützten Brennstoff inerte oder reaktive Stoffe freigesetzt, die zu dem Massenverlust beitragen, jedoch nicht an der Verbrennung teilnehmen oder die Verbrennung sogar stören. Dieses beeinflusst das Verhältnis von Wärmefreisetzung- zu Massenverlustrate. Inwieweit sich dieser Sachverhalt auf die Verbrennungseffizienz auswirkt, soll anhand der experimentellen Untersuchungen gezeigt werden.

5.3.6 Glimmbrand

Wie im Abschnitt 3.1 erläutert, findet ein Glimmbrand bei verkohlenden Brennstoffen statt, wenn keine unverbrannten Anteile mehr vorhanden sind und durch fehlende Pyrolysegase die Flamme erloschen ist. Die Verbrennung wechselt dann von einer flammenden Verbrennung in einen Glimmbrand, der durch eine Oberflächenoxidation gekennzeichnet ist und bei dem die Bestandteile des Kohlerückstandes mit Sauerstoff ohne Flammenbildung reagieren.

Diese Änderung des Brandverhaltens wirkt sich signifikant auf die Verbrennungseffizienz eines Brennstoffes aus. Zur Erläuterung dieses Sachverhaltes dient die folgende Abbildung, die die effektive Verbrennungswärme gemäß Gl. 3-14 am Beispiel von Zedernholz im Furniture Calorimeter bei einer Bestrahlungsstärke von 65 kW/m² darstellt:

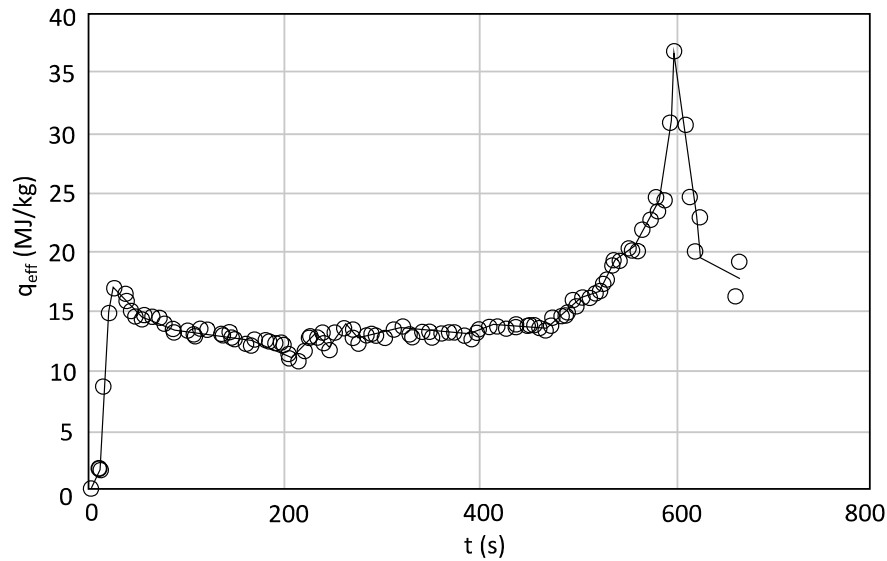


Abbildung 5-13: Effektive Verbrennungswärme einer 17 cm dicken Zedernholzplatte bei einer Bestrahlung von 65 kW/m^2 im Furniture Calorimeter [Bab02b]

Die Abbildung zeigt den zeitlichen Verlauf der effektiven Verbrennungswärme. Zwischen Sekunde 100 und Sekunde 500 weist die Kurve einen relativ konstanten Wert von $12,0 \text{ MJ/kg}$ bis $14,0 \text{ MJ/kg}$ auf. Dieser Wert ist bei gut ventilerten Bedingungen für die flammende Verbrennung der Brenngase von Holz charakteristisch [Spe00]. So wurde in einer Versuchsreihe nach [Rob64] auf Grundlage von im Bombenkalorimeter bestimmten Brennwerten unterschiedlich stark verbrannter Holzproben ein Brennwert der Brenngase von Holz von $16,6 \text{ MJ/kg}$ bestimmt. Würde dieser Wert um die Verdampfungswärme des Wassers reduziert werden, ergäbe sich ein Heizwert, der der effektiven Verbrennungswärme von $12,0 \text{ MJ/kg}$ bis $14,0 \text{ MJ/kg}$ entspräche. Dieses Ergebnis wird durch vergleichbare Versuche nach [Bro64] bestätigt, in denen je nach Fortschritt der Verbrennung von Kiefernholz ein Heizwert der Brenngase zwischen $11,0 \text{ MJ/kg}$ und $14,2 \text{ MJ/kg}$ ermittelt wurde.

Im weiteren Verlauf zeigt Abbildung 5-13 einen Anstieg der effektiven Verbrennungswärme auf mehr als $30,0 \text{ MJ/kg}$. Dieser Wert ist für die Oberflächenoxidation eines Glimmbrandes von Holz typisch [Spe00]. So ergaben die Bombenkalorimeter-Versuche aus der Versuchsreihe nach [Rob64] einen Brennwert des Holzkohlerückstandes von $34,3 \text{ MJ/kg}$. Auch hier lassen die Berücksichtigung der Verdampfungswärme des Wassers sowie die Berücksichtigung der idealen Versuchsbedingungen im Bombenkalorimeter auf einen Heizwert schließen, der einem Wert von mehr $30,0 \text{ MJ/kg}$ entspricht.

5.4 Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen wurde in einem ersten Schritt sichergestellt, dass die „Methode der Vollbrandphase“ auf die ausgewählten Brennstoffe angewendet werden kann.

Anschließend wurden für jeden Brennstoff mittels der „Methode der Vollbrandphase“ die Verbrennungseffizienzen berechnet. Die Werte wurden mit Verbrennungseffizienzen verglichen, die unter Anwendung der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ und unter Anwendung der „Methode des gesamten Versuches“ berechnet wurden.

Durch den Vergleich der Werte der drei Methoden wurde analysiert, ob bei Anwendung der „Methode der Vollbrandphase“ der Einfluss durch die Versuchsbedingungen am geringsten ist und sich somit die Verbrennungseffizienzen dieser Methode am besten reproduzieren lassen.

5.4.1 Überprüfung der Anwendung der „Methode der Vollbrandphase“

Zur Anwendung der Methode wurden entsprechend den Erläuterungen aus Abschnitt 4.1 die Massenverlustraten und die Ableitungen der Massenverlustraten der ausgewählten Brennstoffe herangezogen. Anhand dieser beiden Brandkenngrößen wurde jener Zeitbereich eines Versuches identifiziert, in dem ausschließlich die Vollbrandphase stattfindet. Im Folgenden sind die Massenverlustraten und ihre Ableitungen für die verschiedenen Stoffe dargestellt.

Weiterhin werden im Folgenden die Wärmefreisetzungsraten und die effektiven Verbrennungswärmen dargestellt. Anhand dieser beiden Brandkenngrößen werden Besonderheiten in dem Brandverhalten der Brennstoffe und bei der Anwendung der „Methode der Vollbrandphase“ erläutert.

5.4.1.1 Cone Calorimeter

Die Messung der Massenverlust- und Wärmefreisetzungsraten erfolgte für die Feststoffe im Cone Calorimeter bei unterschiedlichen Wärmestromdichten in drei Wiederholungsversuchen. Bei den Flüssigkeiten wurden ebenfalls drei Wiederholungsversuche durchgeführt, jedoch ohne Strahlungswärmequelle. Die folgende Tabelle liefert hierzu eine Übersicht:

Tabelle 5-3: Auswahl der Einstellungen für die Wärmestromdichten des Cone Calorimeters in Abhängigkeit von dem Entzündungsverhalten der verschiedenen Stoffe

Stoff	0 kW/m ²	35 kW/m ²	50 kW/m ²	70 kW/m ²
Fichtenholz	✗	✓	✓	✓
Spanplatte	✗	✓	✓	✓
MDF	✗	✗	✗	✓
PUR-B1	✗	✗	✗	✓
PUR-B2	✗	✗	✓	✓
PUR-B3	✗	✓	✓	✓
Methanol	✓	✗	✗	✗
n-Heptan	✓	✗	✗	✗
Isopropanol	✓	✗	✗	✗
Benzin	✓	✗	✗	✗

5.4.1.1.1 Holzartige Stoffe

Während das Fichtenholz und die Spanplatte bei den drei Wärmestromdichten 35 kW/m², 50 kW/m² und 70 kW/m² untersucht wurden, fand bei der MDF nur eine Untersuchung mit 70 kW/m² statt. Die Ursache dafür war, dass bei der MDF bei 35 kW/m² und 50 kW/m² keine konstante Flammenbildung stattfand.

Die folgende Versuchsauswertung erfolgt am Beispiel von Fichtenholz und ist repräsentativ für die Spanplatte und die mitteldichte Holzfaserverplatte, da die drei holzartigen Brennstoffe ein ähnliches Verhalten im Zusammenhang mit den Massenverlustraten, den Wärmefreisetzungsraten und den effektiven Verbrennungswärmen aufweisen. Bei der Glättung der Massenverlustraten der holzartigen Stoffe mittels Savitzky-Golay-Filter wurden elf Stützstellen angewendet. Die Ergebnisse von Spanplatte und MDF sind im Kapitel 10 (Anhang B1 und B2) zusammengefasst.

Abbildung 5-14 zeigt die Massenverlustraten sowie die Ableitungen der Massenverlustraten von Fichtenholz bei den drei Wärmestromdichten:

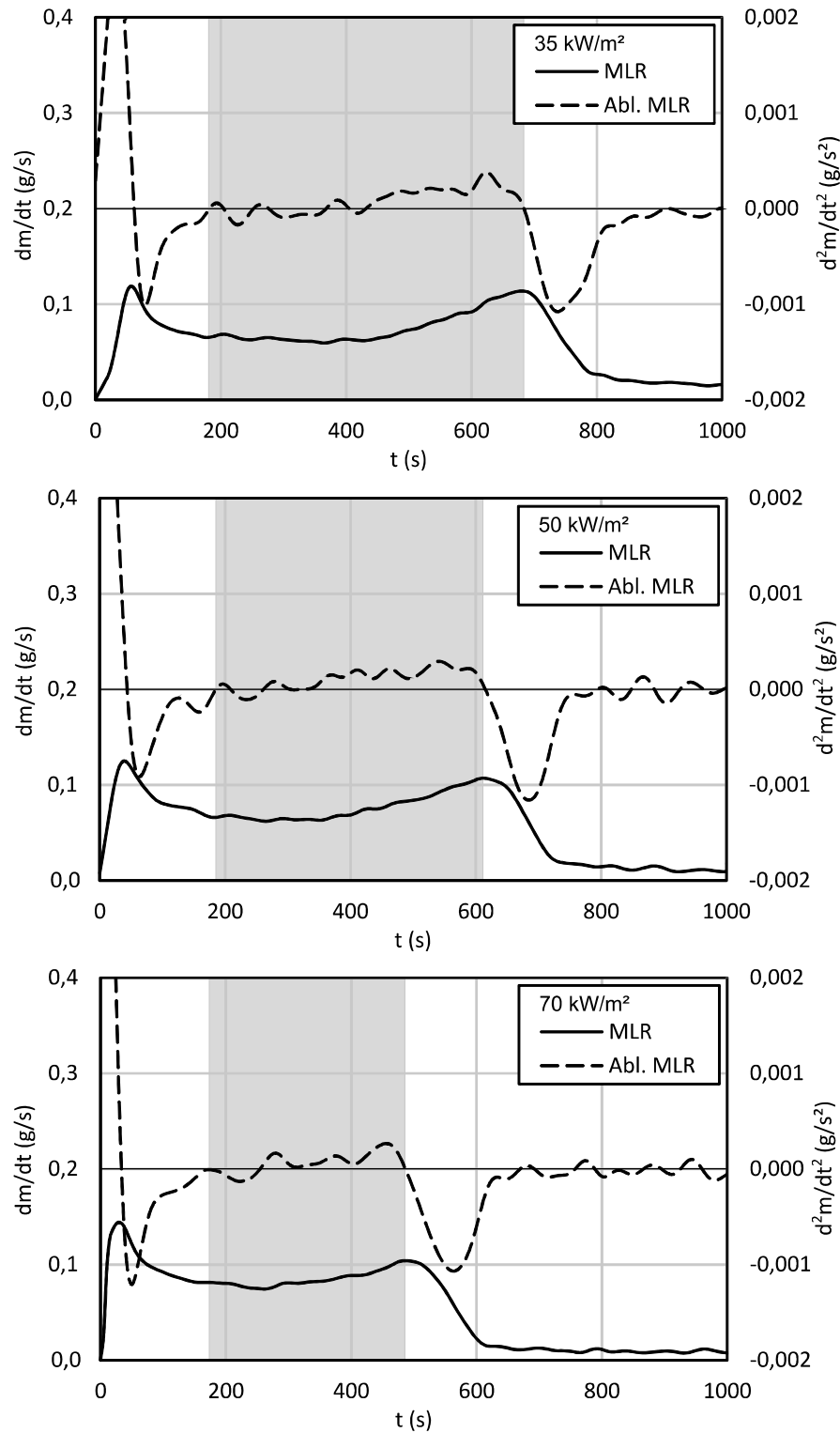


Abbildung 5-14: Massenverlustraten und Ableitungen der Massenverlustraten von Fichtenholz im Cone Calorimeter bei den Wärmestromdichten 35 kW/m², 50 kW/m² und 70 kW/m²

Die Massenverlustraten weisen zu Beginn jeweils ein Maximum auf, das einen höheren Wert hat, wenn die Wärmestromdichte größer ist. So ist das Maximum bei 35 kW/m² mit $\dot{m} = 0,12$ g/s am geringsten und bei 70 kW/m² mit $\dot{m} = 0,14$ g/s am höchsten. Weiterhin finden die Zeitpunkte der Maxima früher statt, wenn die Wärmestromdichte größer ist. Bei 35 kW/m² wird das Maximum nach 55 Sekunden und bei 70 kW/m² nach 30 Sekunden erreicht.

Im Anschluss an das Maximum durchlaufen die Massenverlustraten jeweils einen Tiefpunkt, der bei 35 kW/m² mit $\dot{m} = 0,06$ g/s geringer ist als bei 50 kW/m² ($\dot{m} = 0,07$ g/s) und bei 70 kW/m² ($\dot{m} = 0,08$ g/s). Der Grund für die Ausprägung der Tiefpunkte ist die Ausbildung einer Holzkohleschicht an der Probenoberfläche. Diese führt zu einer thermischen Isolation zwischen der exponierten Oberfläche und der Pyrolysefront. Die Wärmeleitung in die Probe wird reduziert [Dry04], [Han02].

Nach dem Tiefpunkt durchlaufen die Massenverlustraten einen zweiten Hochpunkt, der zwei Ursachen hat: Zum einen findet eine Rissbildung in der Holzkohleschicht statt, die den Energietransport an die Pyrolysefront erleichtert. Zum anderen findet der Rückseiteneffekt statt. Hierbei hat sich die Wärme durch Wärmeleitung von der Probenoberseite durch die Probe an die Probenunterseite und auf die Glaswolle-Unterlage ausgebreitet. Aufgrund der thermisch isolierenden Eigenschaften der Glaswolle-Unterlage findet eine verzögerte Wärmeweiterleitung statt, sodass ausreichend Energie für die Pyrolyse an der Probenunterseite vorhanden ist [Spe00], [Die99]. Beide Effekte steigern die Pyrolyserate und der Brand intensiviert sich.

Der zweite Hochpunkt beträgt bei 35 kW/m² und 50 kW/m² $\dot{m} = 0,11$ g/s. Bei 70 kW/m² ist der zweite Hochpunkt mit $\dot{m} = 0,10$ g/s etwas geringer. Der Zeitpunkt des zweiten Hochpunktes beträgt bei 35 kW/m² 680 Sekunden, bei 50 kW/m² 610 Sekunden und bei 70 kW/m² 480 Sekunden und findet damit umso früher statt, je größer die Wärmestromdichte ist.

Am Ende des Versuches besteht die gesamte Probe nur noch aus einem Holzkohlerückstand. Nach [Dry04] beträgt die Holzkohlerückstandsmenge zwischen 15 % und 25 % und ist von den Anteilen der im Holz enthaltenen Hauptkomponenten Zellulose, Hemicellulose und Lignin abhängig. Zusätzlich enthaltene Stoffe wie Salze wirken sich außerdem auf die Holzkohlebildung aus. Der Holzkohlerückstand besteht überwiegend aus Kohlenstoff, setzt keine Brenngase frei und weist keine flammende Verbrennung auf. Stattdessen weist er einen Glimmbrand auf, bei dem die Bestandteile des Kohlerückstandes direkt an der Oberfläche mit Sauerstoff reagieren (vgl. Abschnitt 3.1). Die Massenverlustrate ist in dieser Phase durch geringe Werte von $\dot{m} = 0,01$ g/s bis $\dot{m} = 0,02$ g/s gekennzeichnet.

Die Ableitungen der Massenverlusten sind in Abbildung 5-14 als gestrichelte Kurven dargestellt. Gemäß den Erläuterungen in Abschnitt 4.1 ist der erste Hochpunkt ein charakteristisches Merkmal der Brandausbreitungsphase. Dieser Hochpunkt befindet sich bei allen drei Wärmestromdichten aufgrund der gewählten Skalierung der y-Achsen außerhalb des dargestellten Bereiches.

Die Vollbrandphase wird im Abschnitt 4.1 als eine entlang der x-Achse verlaufende Kurve beschrieben. Einen ähnlichen Kurvenverlauf zeigt Abbildung 5-14 im Anschluss an die Brandausbreitungsphase. Ein Unterschied zur idealisierten Darstellung in Abbildung 4.1 besteht hier lediglich in den Schwankungen und der nicht vollständig waagerechten Ausprägung der Kurven. Der Beginn der Vollbrandphase wird demnach identifiziert, wenn die Ableitung der Massenverlusten im Anschluss an den ersten Hochpunkt einen Berührung- oder Schnittpunkt mit der x-Achse aufweist. Bei 35 kW/m^2 und 50 kW/m^2 handelt es sich hierbei um einen Schnittpunkt, da die Massenverluste zur gleichen Zeit ein lokales Minimum aufweist. Bei 70 kW/m^2 findet ein Berührungspunkt statt. Konkret findet der Beginn der Vollbrandphase bei 35 kW/m^2 nach 185 Sekunden, bei 50 kW/m^2 nach 190 Sekunden und bei 70 kW/m^2 nach 180 Sekunden statt.

Während die Vollbrandphase andauert, schneiden die Ableitungen der Massenverlusten mehrmals die x-Achse. Kennzeichnend für das Ende der Vollbrandphase ist der Schnittpunkt mit der x-Achse, bei dem gleichzeitig der zweite Hochpunkt in der Massenverluste stattfindet. Dieses ist bei 35 kW/m^2 nach 680 Sekunden, bei 50 kW/m^2 nach 610 Sekunden und bei 70 kW/m^2 nach 490 Sekunden der Fall. Im Anschluss an diesen Schnittpunkt durchlaufen die Ableitungen jeweils einen Tiefpunkt, der gemäß Abschnitt 4.1 für die Abklingphase charakteristisch ist.

Der grau gekennzeichnete Zeitbereich der Vollbrandphase dauert kürzer an, umso größer die Wärmestromdichte ist. Der Grund hierfür ist, dass bei einer höheren Wärmestromdichte die Pyrolysegase in kürzerer Zeit und in größerer Menge entweichen.

Abbildung 5-15 zeigt die Wärmefreisetzungsraten und die zeitlichen Verläufe der effektiven Verbrennungswärmen von Fichtenholz bei den drei Wärmestromdichten:

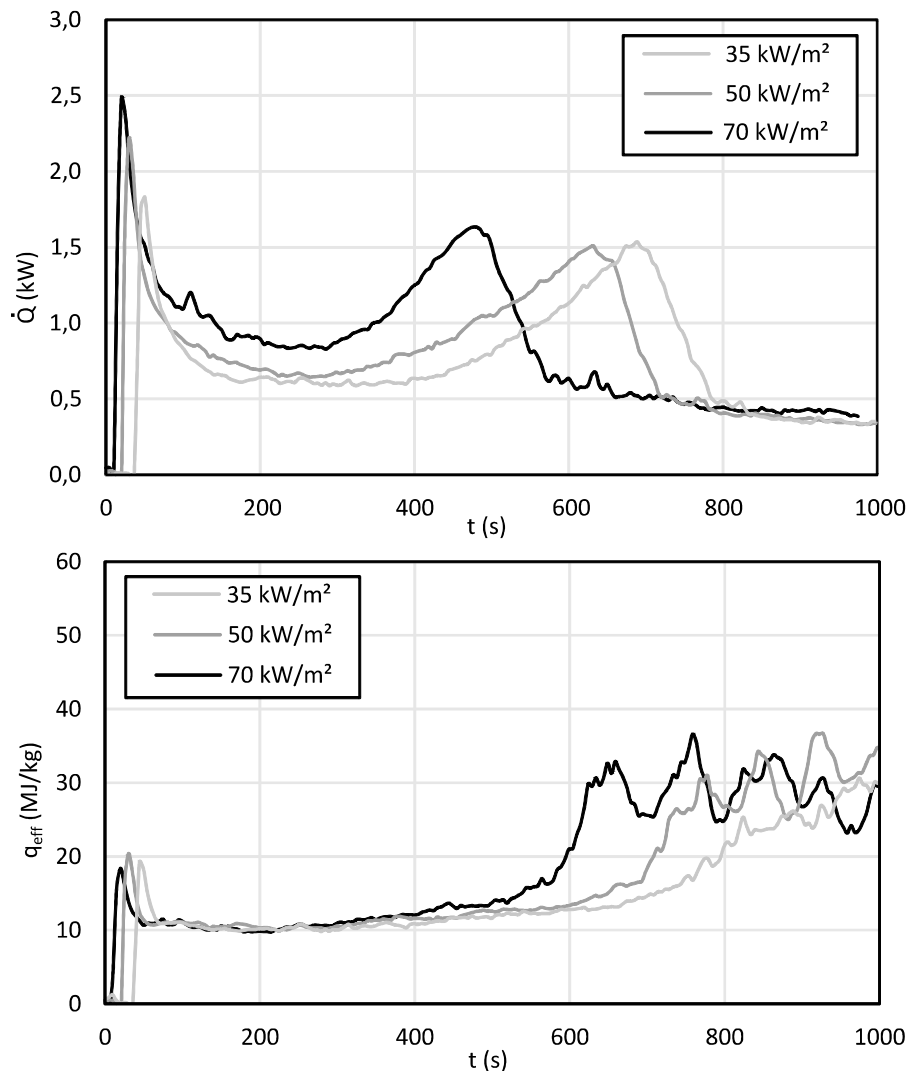


Abbildung 5-15: Wärmefreisetzungsraten und effektive Verbrennungswärmen von Fichtenholz im Cone Calorimeter bei den Wärmestromdichten 35 kW/m², 50 kW/m² und 70 kW/m²

Die Wärmefreisetzungsraten verlaufen ähnlich wie die Massenverlustraten aus Abbildung 5-14. So sinken die Kurven nach dem Maximum aufgrund der sich ausbildenden Holzkohleschicht zunächst ab. Infolge der Rissbildung in der Oberfläche und infolge des Rückseiteneffektes durchlaufen sie anschließend einen zweiten Hochpunkt, bevor während des Glimmbrandes sehr geringe Werte vorherrschen.

Die zeitlichen Verläufe der effektiven Verbrennungswärmen wurden nach Gl. 3-14 aus dem Verhältnis von Wärmefreisetzung- zu Massenverlustrate berechnet. Die Kurven durchlaufen nach der Entzündung jeweils einen Hochpunkt, der Werte zwischen

$q_{eff} = 18,0$ MJ/kg und $q_{eff} = 20,0$ MJ/kg aufweist. Innerhalb des nach Abbildung 5-14 ermittelten Zeitbereiches der Vollbrandphase verändern sich die Kurvenverläufe geringfügig. So sinken die effektiven Verbrennungswärmen bei allen drei Wärmestromdichten zunächst von $q_{eff} = 11$ MJ/kg auf $q_{eff} = 10$ MJ/kg und steigen anschließend auf $q_{eff} = 15$ MJ/kg.

Die Ursache für die sich ändernden Werte ist auf eine Veränderung des Verbrennungsprozesses zurückzuführen. So weist der Anstieg von $q_{eff} = 10$ MJ/kg auf $q_{eff} = 15$ MJ/kg darauf hin, dass bereits in der Vollbrandphase lokal ein Glimmbrand an dem Holzkohlerückstand stattfindet. Der Glimmbrand von Holzkohle weist gemäß Abschnitt 5.3.6 Werte von $q_{eff} > 30,0$ MJ/kg auf. Je mehr Glimmbrand bereits während der Vollbrandphase stattfindet, desto mehr steigt die effektive Verbrennungswärme in dieser Phase an.

Dieser Sachverhalt ist für die Berechnung der Verbrennungseffizienz von Bedeutung. So findet gemäß Gl. 3-16 ein Bezug der effektiven Verbrennungswärme zum Heizwert statt. Der für die Berechnung der Verbrennungseffizienz von Fichtenholz verwendete Heizwert ist in Abschnitt 5.1.3 definiert und charakteristisch für den ursprünglichen Brennstoff. Der Glimmbrand beschreibt jedoch die Oxidation des Holzkohlerückstandes, der im Vergleich zum ursprünglichen Brennstoff chemisch anders zusammengesetzt ist. Dadurch ist der Holzkohlerückstand durch einen anderen Heizwert charakterisiert. Die Berechnung der Verbrennungseffizienz für den Zeitbereich der Vollbrandphase ausschließlich auf Grundlage des Heizwertes für den ursprünglichen Brennstoff ist demnach durch eine Ungenauigkeit geprägt.

5.4.1.1.2 Kunststoffe

PUR-B3 wurde entsprechend Tabelle 5-3 bei allen drei Wärmestromdichten untersucht. PUR-B2 wurde bei 50 kW/m² und 70 kW/m² untersucht, weil es sich bei 35 kW/m² nicht entzündete. PUR-B1 wurde lediglich bei 70 kW/m² untersucht, da es sich bei 50 kW/m² und 35 kW/m² nicht entzündete.

Da nur PUR-B3 bei allen drei Versuchsbedingungen untersucht werden konnte, wird die folgende Versuchsauswertung stellvertretend für die Polyurethan-Hartschäume am Beispiel von PUR-B3 durchgeführt. Bei der Glättung der Massenverlustraten der Kunststoffe mittels Savitzky-Golay-Filter wurden fünf Stützstellen angewendet. Die Ergebnisse von PUR-B2 und PUR-B1 sind im Kapitel 10 (Anhang B3 und B4) zusammengefasst. Abbildung 5-16 zeigt die Massenverlustraten sowie die Ableitungen der Massenverlustraten von PUR-B3 bei allen drei Wärmestromdichten:

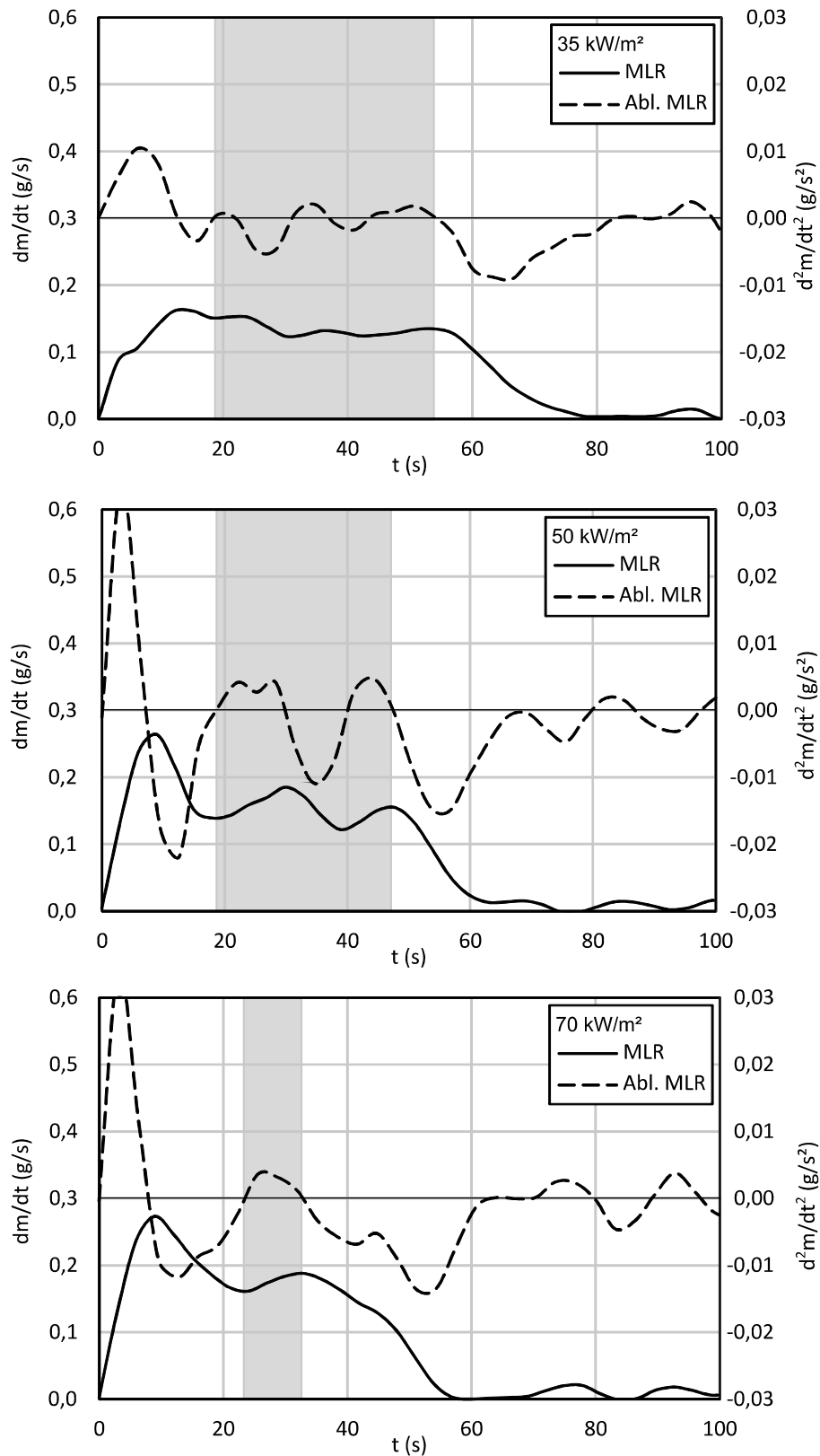


Abbildung 5-16: Massenverlustraten und Ableitungen der Massenverlustraten von PUR-B3 im Cone Calorimeter bei den Wärmestromdichten 35 kW/m², 50 kW/m² und 70 kW/m²

Das Maximum der Massenverlustrate wird bei 35 kW/m² nach 15 Sekunden und bei 50 kW/m² und 70 kW/m² nach neun Sekunden erreicht. Der Wert beträgt bei 35 kW/m² $\dot{m} = 0,16$ g/s, bei 50 kW/m² $\dot{m} = 0,26$ g/s und bei 70 kW/m² $\dot{m} = 0,27$ g/s und ist damit umso höher, je größer die Wärmestromdichte ist.

Im weiteren Verlauf nehmen die Massenverlustraten zunächst ab, was auf die Bildung des Kohlerückstandes und die damit in einem Zusammenhang stehende thermische Isolation zwischen der Pyrolysefront und der exponierten Oberfläche zurückzuführen ist. Der anschließende Kurvenanstieg ergibt sich aus der Rissbildung in dem Kohlerückstand, durch die mehr Energie an die Pyrolysefront gelangt. Infolgedessen ergeben sich bei 35 kW/m² drei Hochpunkte und bei 50 kW/m² zwei Hochpunkte. Bei 70 kW/m² prägt sich ein weiterer Hochpunkt aus.

Im Anschluss daran sinken die Massenverlustraten bis zur Nullstelle ab. Hier sind die Pyrolysegase aufgebraucht und die Flamme ist erloschen. Nun findet der Glimmbrand statt und die Massenverlustraten verlaufen bis zum Versuchsende entlang der x-Achse. Der Glimmbrand ist durch sehr geringe Werte von ca. $\dot{m} = 0,02$ g/s geprägt.

Der Kohlerückstand der Polyurethan-Hartschäume ist zwar nicht mit dem Holzkohlerückstand der holzartigen Brennstoffe identisch, besteht aber ebenfalls zum größten Anteil aus Kohlenstoff. Weitere enthaltene Komponenten sind Stickstoff und Phosphor. Wenn die Flamme erloschen ist und der Glimmbrand begonnen hat, beträgt der Kohlerückstand beim PUR-B3 12 % der ursprünglichen Massen. Beim PUR-B2 sind es 40 % und beim PUR-B1 48 %. Die Menge an Kohlerückstand ist somit höher, wenn mehr Flammschutzmittel in dem Brennstoff enthalten sind. Ursächlich hierfür sind die mit den Flammschutzmitteln in einem Zusammenhang stehenden Prozesse (vgl. Abschnitt 5.3.5). So wird durch sie unter anderem die Bildung des Kohlerückstandes an der Oberfläche gesteigert.

Die Ableitungen der Massenverlustraten beinhalten Hoch-, Tief- und Wendepunkte sowie Schnittpunkte mit der x-Achse, die zur Kenntlichmachung der Vollbrandphase herangezogen werden. So durchlaufen die Kurven zu Beginn einen deutlichen Anstieg mit anschließendem Hochpunkt, der sich bei 50 kW/m² und 70 kW/m² außerhalb des in der Abbildung 5-16 dargestellten Bereiches befindet. Entsprechend der Erläuterung im Abschnitt 4.1 wird dieser Hochpunkt der Brandausbreitungsphase zugeordnet.

Die Vollbrandphase beginnt, wenn die Ableitungen der Massenverlustraten einen Schnittpunkt mit der x-Achse und gleichzeitig die Massenverlustraten erstmals ein lokales Minimum aufweisen. Dieses ist bei 35 kW/m² und bei 50 kW/m² nach 19 Sekunden und bei 70 kW/m² nach 23 Sekunden der Fall.

Das Ende der Vollbrandphase ist nicht eindeutig feststellbar. Grund dafür ist die Tatsache, dass bei allen drei Wärmestromdichten die Ableitungen der Massenverlustraten während des gesamten Versuchszeitraumes Schwankungen mit großen Amplituden aufweisen. Ein für die Vollbrandphase charakteristischer waagerechter Kurvenverlauf entlang der x-Achse findet nicht statt. Um dennoch den Zeitbereich der Vollbrandphase benennen zu können, wurde der Schnittpunkt der Ableitung mit der x-Achse als Ende der Vollbrandphase festgelegt, bei dem zur selben Zeit die Massenverlustrate kurz davor ist, auf eine Nullstelle abzusinken. Die Vollbrandphase endet demnach bei 35 kW/m^2 nach 53 Sekunden, bei 50 kW/m^2 nach 46 Sekunden und bei 70 kW/m^2 nach 32 Sekunden. Damit ist die Dauer der Vollbrandphase kürzer, umso größer die Wärmestromdichte ist.

Die großen Amplituden der Kurvenschwankungen sind auf die in den Polyurethan-Hartschäumen enthaltenen Flammschutzmittel zurückzuführen. Sie greifen gemäß den Erläuterungen im Abschnitt 5.3.5 in die Verbrennung ein, woraus sich eine ungleichmäßige Rückstrahlung an die Probenoberfläche ergibt. Als Folge entstehen die Schwankungen in der Massenverlustrate.

Abbildung 5-17 zeigt die Wärmefreisetzungsraten und die zeitlichen Verläufe der effektiven Verbrennungswärmen von PUR-B3 im Cone Calorimeter bei den drei Wärmestromdichten 35 kW/m^2 , 50 kW/m^2 und 70 kW/m^2 :

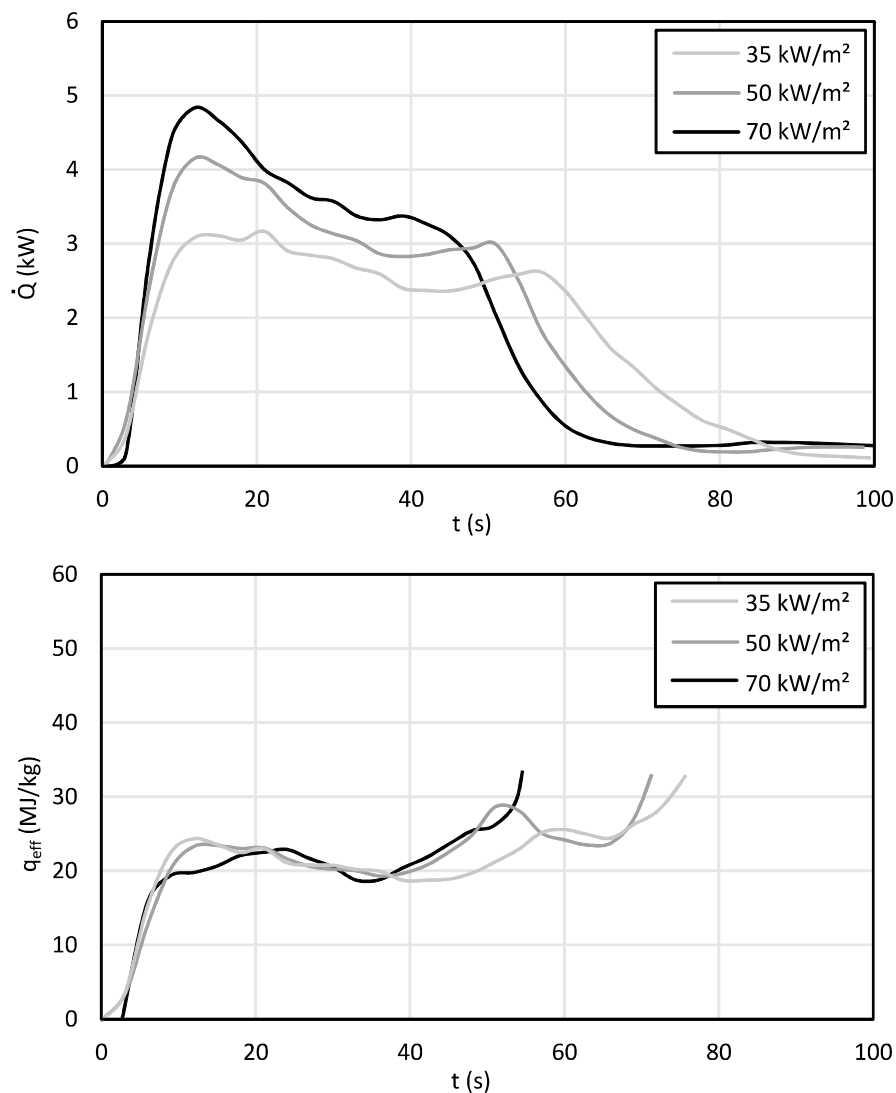


Abbildung 5-17: Wärmefreisetzungsraten und effektive Verbrennungswärmen von PUR-B3 im Cone Calorimeter bei den Wärmestromdichten 35 kW/m^2 , 50 kW/m^2 und 70 kW/m^2

Die Wärmefreisetzungsraten verlaufen ähnlich zu den Massenverlustaten aus Abbildung 5-16 und haben ebenfalls zu Beginn jeweils einen Hochpunkt, der höher ist, wenn die Wärmestromdichte einen größeren Wert aufweist.

Im weiteren Verlauf nehmen die Wärmefreisetzungsraten zunächst ab, bevor sie bei 50 kW/m^2 und 70 kW/m^2 jeweils einen weiteren Hochpunkt durchlaufen. Bei 35 kW/m^2 prägen sich zwei weitere Hochpunkte aus. Zum Ende der Versuche, wenn der Glimm-

brand stattfindet, verlaufen die Wärmefreisetzungsraten entlang der x-Achse und weisen geringe Werte von $\dot{Q} = 0,1 \text{ kW}$ bis $\dot{Q} = 0,3 \text{ kW}$ auf.

Die zeitlichen Verläufe der effektiven Verbrennungswärmen weisen bei 35 kW/m^2 und 50 kW/m^2 nach ca. 16 Sekunden jeweils einen Hochpunkt auf. Bei 70 kW/m^2 wird ein Hochpunkt nach 22 Sekunden erreicht. Die Werte der Hochpunkte liegen je nach Wärmestromdichte zwischen $q_{eff} = 22,0 \text{ MJ/kg}$ und $q_{eff} = 25,0 \text{ MJ/kg}$.

Im Anschluss an die Hochpunkte, wenn gemäß Abbildung 5-16 die Vollbrandphasen beginnen, weisen die zeitlichen Verläufe der effektiven Verbrennungswärmen gleichmäßige Kurvenverläufe mit geringer negativer Steigung auf. Die gleichmäßigen Kurvenverläufe enden mit einem Tiefpunkt, der bei 35 kW/m^2 nach 42 Sekunden, bei 50 kW/m^2 nach 39 Sekunden und bei 70 kW/m^2 nach 35 Sekunden stattfindet. Der Tiefpunkt befindet sich bei 35 kW/m^2 und 50 kW/m^2 innerhalb der Vollbrandphase. Bei 70 kW/m^2 ist die Vollbrandphase zum Zeitpunkt des Tiefpunktes bereits zu Ende.

Im weiteren Verlauf steigen die Kurven der effektiven Verbrennungswärmen an und enden innerhalb der Abklingphase. Zu diesem Zeitpunkt weisen die Massenverlustraten gemäß Abbildung 5-16 lokale Hochpunkte auf, die sehr klein sind. Diese kleinen Werte bedeuten bei der Berechnung der effektiven Verbrennungseffizienz eine hohe Sensitivität mit der Folge einer Ungenauigkeit. Aus diesem Grund endet die Darstellung der zeitlichen Verläufe der effektiven Verbrennungswärmen, wenn die Massenverlustraten die erste Nullstelle innerhalb der Abklingphase erreicht haben.

5.4.1.1.3 Flüssigkeiten

Die reinen Stoffe n-Heptan, Methanol und Isopropanol weisen sehr ähnlich verlaufende Massenverlustraten, Wärmefreisetzungsraten und effektive Verbrennungswärmen auf, weshalb die folgende Versuchsauswertung am Beispiel von n-Heptan erfolgt. Die Ergebnisse von n-Heptan sind repräsentativ für Methanol und Isopropanol. Benzin als Stoffgemisch weist ein anderes Brandverhalten als die reinen Stoffe auf. Aus diesem Grund beinhaltet die folgende Versuchsauswertung zusätzlich zu n-Heptan auch Benzin. Bei der Glättung der Massenverlustraten der Flüssigkeiten mittels Savitzky-Golay-Filter wurden neun Stützstellen angewendet. Die Ergebnisse von Methanol und Isopropanol sind im Kapitel 10 (Anhang B5 und B6) zusammengefasst.

Abbildung 5-18 zeigt die Massenverlustraten und die Ableitungen der Massenverlustraten von n-Heptan und Benzin:

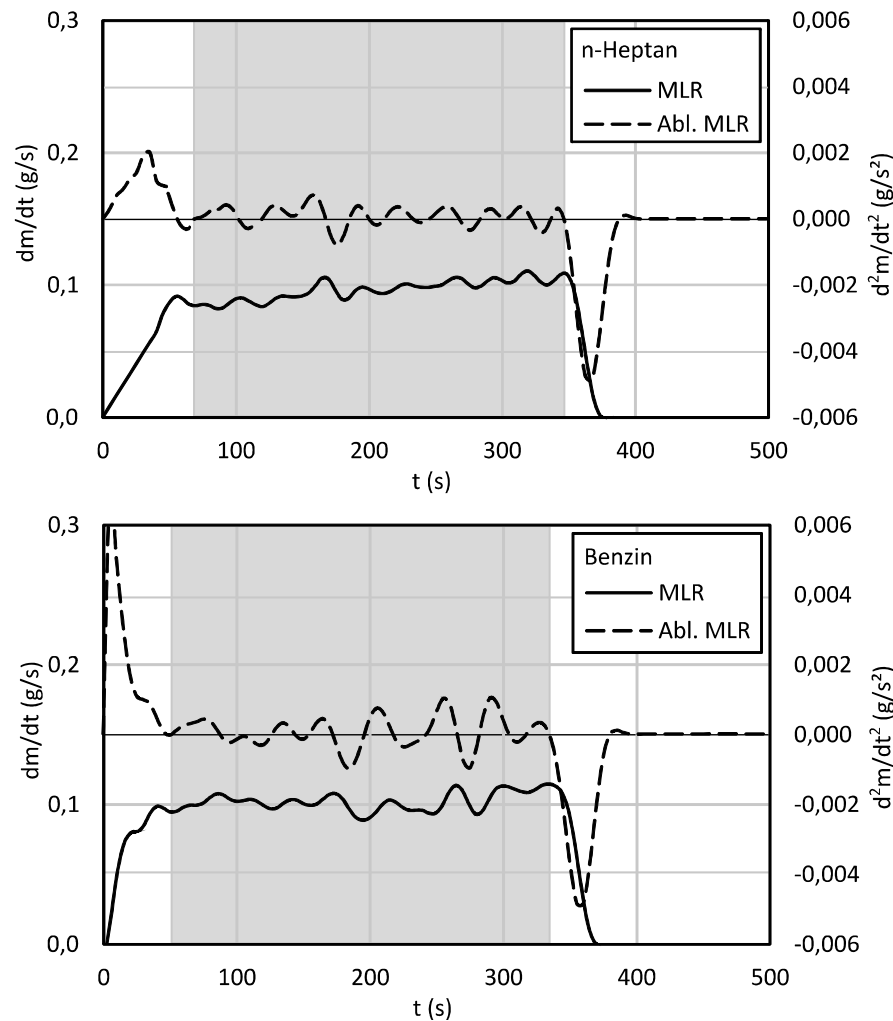


Abbildung 5-18: Massenverlustraten und Ableitungen der Massenverlustraten von n-Heptan (oben) und Benzin (unten) im Cone Calorimeter ohne Strahlungswärmezündquelle

Die Massenverlustrate von n-Heptan weist nach 50 Sekunden den ersten Hochpunkt auf, dessen Wert $\dot{m} = 0,09 \text{ g/s}$ beträgt. Anschließend findet ein gleichmäßiger Kurvenverlauf mit geringem Anstieg statt, der durch Schwankungen geprägt ist. Nach 340 Sekunden weist die Massenverlustrate einen Wert von $\dot{m} = 0,12 \text{ g/s}$ auf.

Beim Benzin beträgt der erste Hochpunkt $\dot{m} = 0,10 \text{ g/s}$ und findet nach 40 Sekunden statt. Im Anschluss findet ein gleichmäßiger Kurvenverlauf ohne Steigung statt. Die hierbei stattfindenden Schwankungen stellen im Durchschnitt ein Plateau dar, das bis zur Sekunde 330 andauert.

Sobald der Brennstoff annähernd aufgebraucht ist, fallen bei beiden Flüssigkeiten die Massenverlustraten mit großer Steigung ab, bis sie jeweils auf eine Nullstelle treffen. Dieses ist beim n-Heptan nach 375 Sekunden und beim Benzin nach 370 Sekunden der Fall.

Die Ableitungen der Massenverlustraten von n-Heptan und Benzin zeigen zu Beginn einen starken Anstieg mit anschließendem Hochpunkt, der der Brandausbreitungsphase zugeordnet wird. Bei beiden Flüssigkeiten weisen die Kurven im Anschluss daran Kurvenverläufe auf, die durch viele Schwankungen geprägt sind, jedoch im Durchschnitt den für die Vollbrandphase charakteristischen waagerechten Verläufe entlang der x-Achse darstellen.

Die Vollbrandphase beginnt bei den beiden Flüssigkeiten konkret, wenn die Ableitungen der Massenverlustraten die x-Achse schneiden und zeitgleich die Massenverlustraten die ersten lokalen Minima aufweisen. Dieses ist beim n-Heptan nach 70 Sekunden und beim Benzin nach 50 Sekunden der Fall.

Das Ende der Vollbrandphase findet statt, wenn die Ableitungen der Massenverlustraten einen Schnittpunkt mit der x-Achse aufweisen und gleichzeitig die Massenverlustraten ihren letzten Hochpunkt haben, bevor sie auf eine Nullstelle abfallen. Dieses ist beim n-Heptan bei Sekunde 340 und beim Benzin bei Sekunde 335 der Fall.

Abbildung 5-19 zeigt die Wärmefreisetzungsraten und die zeitlichen Verläufe der effektiven Verbrennungswärmen von n-Heptan und von Benzin im Cone Calorimeter:

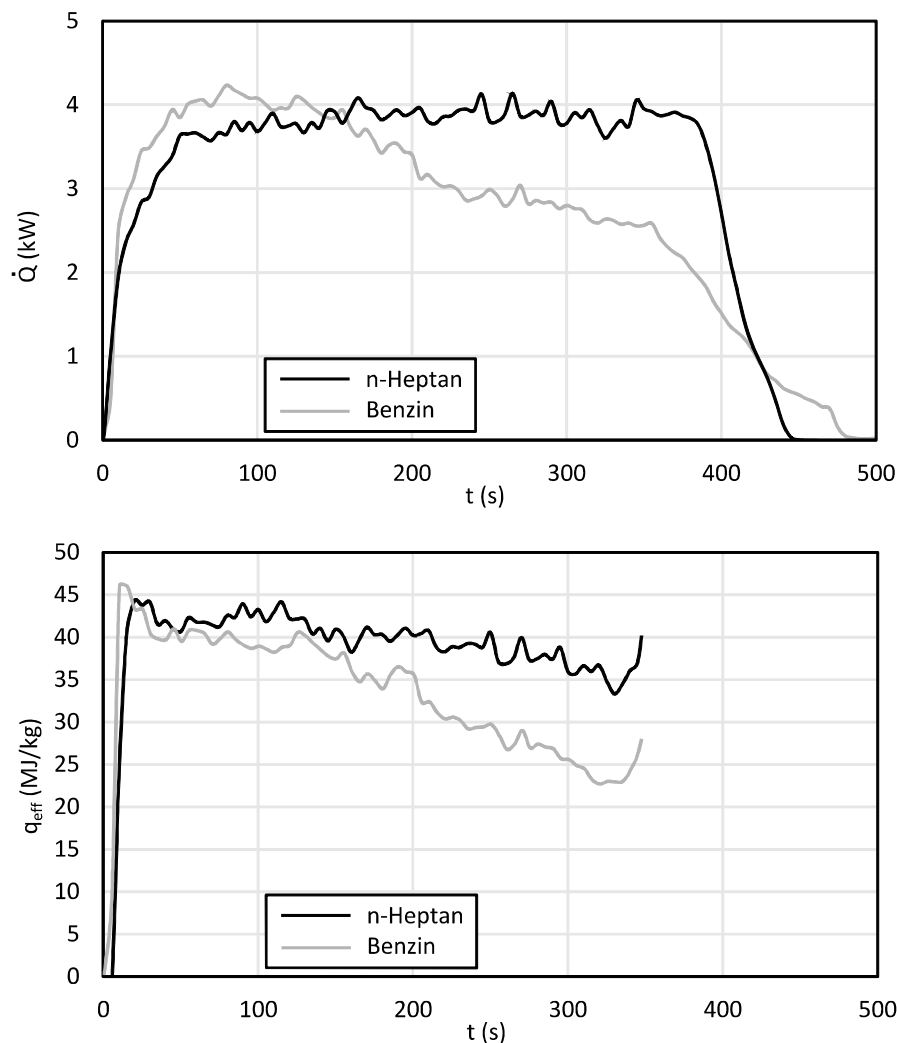


Abbildung 5-19: Wärmefreisetzungsraten und effektive Verbrennungswärmen von n-Heptan und Benzin im Cone Calorimeter ohne Strahlungswärmezündquelle

Die Wärmefreisetzungsrate des n-Heptans weist nach 50 Sekunden einen Hochpunkt von $\dot{Q} = 44,5$ auf. Der anschließende Kurvenverlauf ist bis zur Sekunde 380 gleichbleibend und entspricht im Durchschnitt einem Plateau.

Nach [Dry04] findet bei reinen Flüssigkeiten im Laufe der Verbrennung eine Stagnation der Temperatur an der Oberfläche statt. Dieses ist beim n-Heptan während des Plateaus der Fall. Die Temperatur befindet sich dann knapp unterhalb des Siedepunktes. Ein weiterer Temperaturanstieg findet nicht statt, da sich die Stoffzusammensetzung von reinen Flüssigkeiten nicht ändert und somit der Siedepunkt gleichbleibt.

Mit dem Ende des Plateaus fällt die Wärmefreisetzungsrates infolge des annähernd aufgebrauchten Brennstoffes ab, und nach 450 Sekunden wird keine Wärme mehr freigesetzt.

Beim Benzin prägt die Wärmefreisetzungsrates kein Plateau aus. Stattdessen erreicht sie nach 80 Sekunden mit $\dot{Q} = 4,2 \text{ kW}$ ihr Maximum und fällt anschließend kontinuierlich ab, bis sie nach 360 Sekunden einen Wert von $\dot{Q} = 2,6 \text{ kW}$ hat.

Anders als beim n-Heptan stagniert die Temperatur an der Oberfläche des Benzins nicht, sondern steigt durchgehend an. Dieses kommt durch den Siedepunkt des Brennstoffes zustande, der während des Versuches kontinuierlich steigt. Ursächlich dafür ist die sich ändernde Stoffzusammensetzung des Benzins. So sind die Bestandteile mit einem niedrigen Siedepunkt gegenüber den Bestandteilen mit einem hohen Siedepunkt früher an der Verbrennung beteiligt [Dry04], [Mag61].

Die sich ändernde Stoffzusammensetzung ist auch für das Absinken der Wärmefreisetzungsrates während der Vollbrandphase verantwortlich. Sobald der Brennstoff annähernd aufgebraucht ist, fällt auch beim Benzin die Wärmefreisetzungsrates mit großer Steigung ab, bis nach 480 Sekunden keine Wärme mehr freigesetzt wird.

Die effektive Verbrennungswärme des n-Heptans ist zwischen der Sekunde 20 und der Sekunde 120 durch ein Plateau geprägt, das im Durchschnitt einen Wert von $q_{eff} = 43 \text{ MJ/kg}$ aufweist. Bis zur Sekunde 330 sinkt die Kurve anschließend mit geringer negativer Steigung auf $q_{eff} = 33 \text{ MJ/kg}$ ab. Die Änderung der effektiven Verbrennungswärme des n-Heptans ist eine interessante Erkenntnis. So wurde bei Betrachtung der oben erläuterten Sachverhalte hinsichtlich konstanter Oberflächentemperatur und Stoffzusammensetzung eine gleichbleibende effektive Verbrennungswärme während der Vollbrandphase erwartet. Jedoch ist die Verbrennung von Flüssigkeiten sehr komplex, und somit könnte der zunehmende Abstand der Brennstoffoberfläche zur Oberkante des Probenbehälters ursächlich für die Änderung sein (vgl. Abschnitt 5.3.3).

Benzin weist nach zehn Sekunden eine effektive Verbrennungswärme von $q_{eff} = 47 \text{ MJ/kg}$ auf. Im weiteren Verlauf sinkt der Wert mit großer negativer Steigung ab und beträgt nach 340 Sekunden $q_{eff} = 23 \text{ MJ/kg}$. Neben der Beeinflussung durch das Absinken der Brennstoffoberfläche kommt beim Benzin die sich verändernde Brennstoffzusammensetzung zum Tragen. Die Änderung der effektiven Verbrennungswärme ist hier größer als beim n-Heptan.

Die sich ändernde effektive Verbrennungswärme des Benzins ist für die Ermittlung der Verbrennungseffizienz von Bedeutung. Bei der Berechnung nach Gl. 3-16 wird die effektive Verbrennungswärme mit dem Heizwert ins Verhältnis gesetzt. Infolge der sich

verändernden Brennstoffzusammensetzung ändert sich der Heizwert des Benzins während eines Versuches kontinuierlich. Da bei der Berechnung jedoch der Heizwert des ursprünglichen Brennstoffes gemäß Abschnitt 5.1.3 verwendet wird, besteht eine Ungenauigkeit bei der Berechnung der Verbrennungseffizienz.

5.4.1.2 Single Burning Item Test

Die Messung der Wärmefreisetzung- und der Massenverlusten erfolgte im SBI bei unterschiedlichen Leistungen und Aktivierungsdauern des Sandbettbrenners. Eine Übersicht hierzu liefert die folgende Tabelle:

Tabelle 5-4: Auswahl der Einstellungen für den Sandbettbrenner in Abhängigkeit vom Entzündungsverhalten der verschiedenen Stoffe

Stoff	0 kW	31 kW dauerhaft	51 kW dauerhaft	31 kW kurzzeitig
Fichtenholz	✗	✓	✗	✓
Spanplatte	✗	✓	✗	✗
MDF	✗	✓	✗	✓
PUR-B1	✗	✗	✓	✗
PUR-B2	✗	✗	✓	✗
PUR-B3	✗	✓	✗	✓
Methanol	✓	✗	✗	✗
n-Heptan	✓	✗	✗	✗
Isopropanol	✓	✗	✗	✗
Benzin	✓	✗	✗	✗

Die Feststoffe wurden bei Brennerleistungen von 31 kW oder von 51 kW untersucht. Einer Untersuchung bei 51 kW wurden diejenigen Feststoffe unterzogen, die bei 31 kW keine Verbrennung aufwiesen. Der Sandbettbrenner war bei den Untersuchungen mit 51 kW dauerhaft aktiviert, wodurch die Probe von Beginn an bis zum Versuchsende der Flamme ausgesetzt war.

Bei 31 kW wurden Versuche mit dauerhaft und mit kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner durchgeführt. Im Falle des kurzzeitig aktivierten Sandbettbrenners wurden die Brennstoffe über einen definierten Zeitraum der Propangasflamme des Sandbettbrenners ausgesetzt. Dieser betrug beim Fichtenholz 360 Sekunden, bei der MDF 240 Sekunden und beim PUR-B3 30 Sekunden. Nach dem Zeitraum hatte sich die Probe entzündet, der Sandbettbrenner wurde deaktiviert, und ein selbstständiges Brennen fand statt.

Bei den Flüssigkeiten wurde auf die Entzündung durch den Sandbettbrenner verzichtet. Stattdessen erfolgte hier die Entzündung durch eine Feuerzeugflamme.

5.4.1.2.1 Holzartige Stoffe

Entsprechend Tabelle 5-4 wurden das Fichtenholz, die Spanplatte und die mitteldichte Holzfaserverplatte bei einer Brennerleistung von 31 kW untersucht. Der Sandbettbrenner war hierbei dauerhaft aktiviert. Zusätzlich wurden das Fichtenholz und die mitteldichte Holzfaserverplatte bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner untersucht. Die Brennerleistung betrug hierbei ebenfalls 31 kW.

Die folgende Versuchsauswertung erfolgt am Beispiel von Fichtenholz und ist repräsentativ für die drei holzartigen Stoffe, da Spanplatte und mitteldichte Holzfaserverplatte ein ähnliches Verhalten im Zusammenhang mit den Massenverlusten, Wärmefreisetzungsraten und effektiven Verbrennungswärmen aufweisen. Bei der Glättung der Massenverlusten der holzartigen Stoffe mittels Savitzky-Golay-Filter wurden 71 Stützstellen angewendet. Die Ergebnisse von Spanplatte und MDF sind im Kapitel 10 (Anhang B7 und B8) zusammengefasst.

Abbildung 5-20 zeigt die Massenverlustraten und die Ableitungen der Massenverlustraten von Fichtenholz bei dauerhaft und bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner:

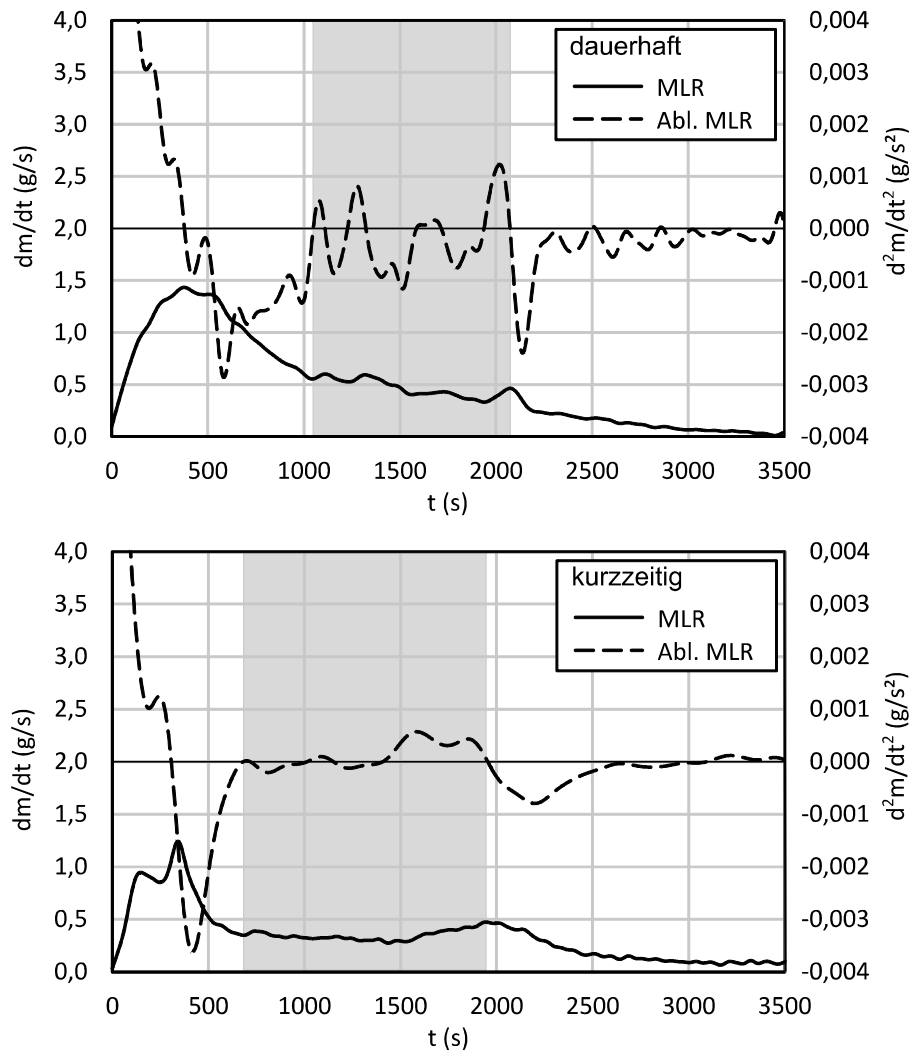


Abbildung 5-20: Massenverlustraten und Ableitungen der Massenverlustraten von Fichtenholz bei dauerhaft und bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 31 kW

Die Massenverlustrate des Versuches mit dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner durchläuft nach 430 Sekunden das Maximum von $\dot{m} = 1,45 \text{ g/s}$. Die Entstehung der Holzkohleschicht an der Oberfläche reduziert den Wärmestrom an die Pyrolysefront, was anhand der Ergebnisse von Fichtenholz im Cone Calorimeter erläutert wurde. Infolge dieser Beeinflussung sinkt die Massenverlustrate nach dem Maximum zunächst auf einen Wert von $\dot{m} = 0,55 \text{ g/s}$ ab. Im Anschluss daran findet ein weiteres kontinuierliches Absinken der Massenverlustrate statt, wobei der Kurvenverlauf eine geringere negative Steigung aufweist und durch mehrere Hochpunkte gekennzeichnet ist. Der letzte deutlich ausgeprägte Hochpunkt findet nach 2200 Sekunden statt und beträgt $\dot{m} = 0,45 \text{ g/s}$.

Bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner findet nach 150 Sekunden mit $\dot{m} = 0,95 \text{ g/s}$ ein erster Hochpunkt statt. Das Maximum beträgt $\dot{m} = 1,25 \text{ g/s}$ und wird nach 340 Sekunden erreicht. Infolge der Verkohlung an der Oberfläche sinkt die Massenverlustrate anschließend auf den Wert $\dot{m} = 0,3 \text{ g/s}$ ab und durchläuft nach 2000 Sekunden durch die Rissbildung einen weiteren Hochpunkt von $\dot{m} = 0,5 \text{ g/s}$. Entgegen dem Versuch mit dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner findet zwischen 710 und 1500 Sekunden ein Kurvenverlauf statt, der im Durchschnitt ein Plateau darstellt.

Bei den Ableitungen der Massenverlustraten sind bei dauerhaft und bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner die Kurvenanstiege und die ersten Hochpunkte nicht dargestellt. Dieses ist auf die gewählte Skalierung der y-Achse zurückzuführen.

Bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner schneidet die Ableitung die x-Achse, sobald die Massenverlustrate lokal den ersten Tiefpunkt aufweist. Dieser Schnittpunkt findet nach 1050 Sekunden statt und ist der Beginn der Vollbrandphase. Bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner findet ein Berührungspunkt der Ableitung mit der x-Achse statt, der als Schnittpunkt und somit als Beginn der Vollbrandphase gewertet wird. Dieses ist nach 710 Sekunden der Fall.

Im Anschluss daran verlaufen bei beiden Versuchen die Ableitungen entlang der x-Achse. Dabei weisen sie Schwankungen auf, deren Amplituden bei dem Versuch mit dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner größer sind. Das Ende der Vollbrandphase findet statt, wenn die Ableitungen die x-Achse schneiden und gleichzeitig die Massenverlustraten jeweils den letzten deutlich ausgeprägten Hochpunkt aufweisen. Dieses ist bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner nach 2050 Sekunden und bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner nach 1970 Sekunden der Fall.

Während der Abklingphase sinken die Massenverlustraten zunächst stark ab und setzen sich dann auf niedrigem Niveau fort. Die Ableitungen der Massenverlustraten kennzeichnen die Abklingphase durch jeweils einen Tiefpunkt mit anschließendem Verlauf entlang der x-Achse.

Abbildung 5-21 zeigt die Wärmefreisetzungsraten und die zeitlichen Verläufe der effektiven Verbrennungswärmen von Fichtenholz im SBI bei dauerhaft und bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner:

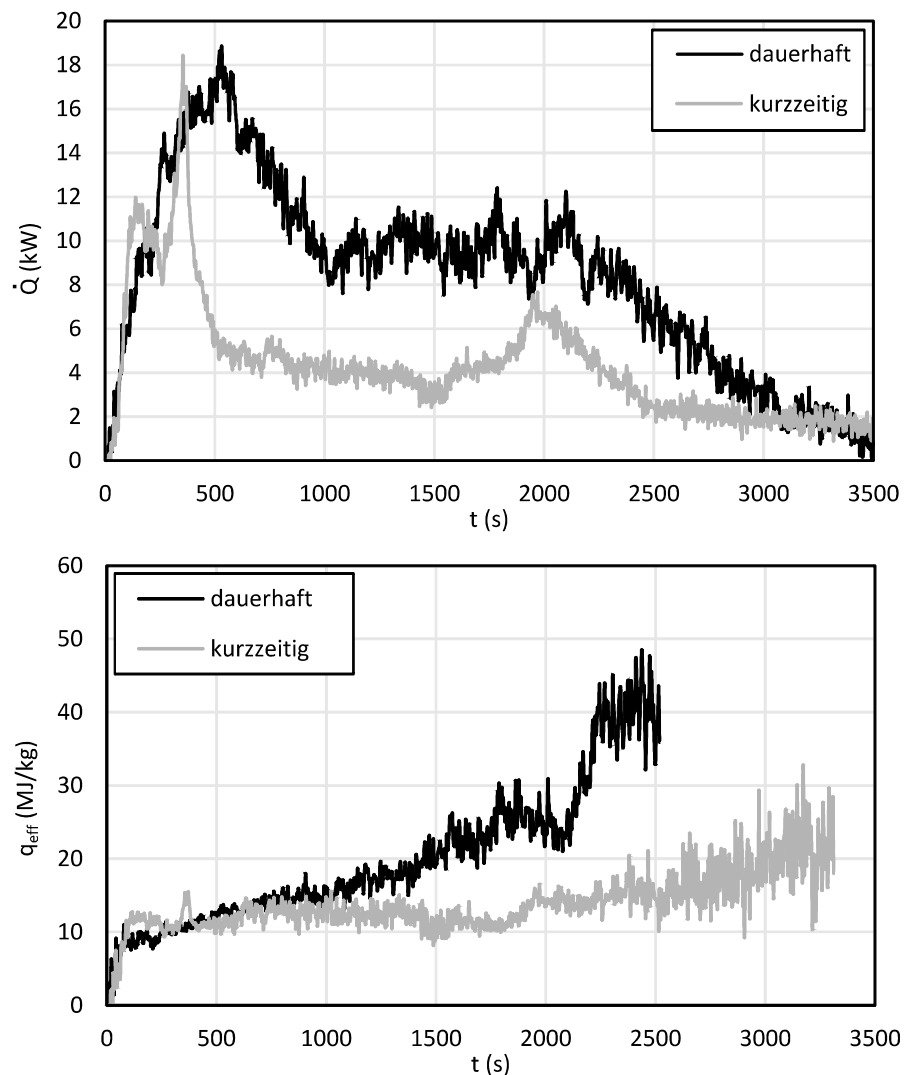


Abbildung 5-21: Wärmefreisetzungsraten und effektive Verbrennungswärmen von Fichtenholz bei dauerhaft und bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 31 kW

Die Wärmefreisetzungsraten des Versuches mit dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner weist nach 500 Sekunden das Maximum auf und sinkt anschließend infolge der Ausprägung der Holzkohleschicht ab. Innerhalb des Zeitbereiches der Vollbrandphase ist die Wärmefreisetzungsraten durch schwankende Werte geprägt, die im Durchschnitt ein Plateau darstellen. Nach 2200 Sekunden, wenn die Vollbrandphase in die Abklingphase übergegangen ist, nimmt die Wärmefreisetzungsraten bis zum Versuchsende kontinuierlich ab.

Bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner findet das Maximum nach 360 Sekunden statt. Zu diesem Zeitpunkt wird der Sandbettbrenner deaktiviert, weshalb die Kurve anschließend mit großer negativer Steigung absinkt. Bis Sekunde 1500 sinkt die Wärmefreisetzungsrate weiter mit geringer negativer Steigung ab, bevor sie bis Sekunde 2000 auf einen zweiten Hochpunkt ansteigt. Mit dem Wechsel von der Vollbrandphase in die Abklingphase sinkt die Kurve bis zum Versuchsende zunächst mit großer und dann mit kleiner negativer Steigung ab.

Die effektive Verbrennungswärme des Versuches mit dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner steigt innerhalb der ersten 50 Sekunden auf den für eine flammende Verbrennung von Holz charakteristischen Wert von ca. $q_{eff} = 11$ MJ/kg an. Anschließend, während die Vollbrandphase stattfindet, steigt die Kurve weiter an, bis sie nach 1700 Sekunden einen Hochpunkt durchläuft. Dass während der Vollbrandphase ein kontinuierlicher Anstieg der effektiven Verbrennungswärme stattfindet, ist auf die durchgehende Beaufschlagung mit der Propangasflamme zurückzuführen. So ist nach einer gewissen Zeit in der unteren Probenhälfte die Verbrennung deutlich fortgeschrittener als in der oberen Probenhälfte. Die Verbrennung der Probe hat dadurch gleichzeitig den Charakter einer Vollbrandphase und einer Abklingphase, ohne dass diese Phasen tatsächlich getrennt voneinander stattfinden. Mit dem Wechsel von der Vollbrandphase in die Abklingphase gemäß Abbildung 5-20 steigt die Kurve mit großer Steigung auf Werte von $q_{eff} > 30$ MJ/kg an.

Bei dem Versuch mit kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner steigt die effektive Verbrennungswärme ebenfalls innerhalb der ersten 50 Sekunden auf ca. $q_{eff} = 11$ MJ/kg an. Entgegen dem Versuch mit dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner findet bis zur Sekunde 1700 kein weiterer Kurvenanstieg statt. Stattdessen weist die Kurve während der Vollbrandphase zwischen $q_{eff} = 9$ MJ/kg und $q_{eff} = 15$ MJ/kg schwankende Werte auf, wobei sich im Durchschnitt ein Plateau bildet. Erst wenn der Wechsel von der Vollbrandphase zur Abklingphase stattfindet, steigt die Kurve bis zum Versuchsende um einen Wert an, der im Durchschnitt ca. $q_{eff} = 20$ MJ/kg beträgt. Der für die Abklingphase charakteristische Wert von $q_{eff} > 30$ MJ/kg findet nicht statt, da ohne externe Energiezufuhr der Wärmeverlust durch Strahlung und Konvektion an die Umgebung größer ist als die Energieumwandlung durch Oberflächenoxidation. Dadurch findet der Glimmbrand in geringerer Intensität statt, als es beispielsweise bei dem Versuch mit Fichtenholz im Cone Calorimeter der Fall ist.

Die Berechnung der Verbrennungseffizienz für den Versuch mit dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner ist durch eine Unsicherheit geprägt. Diese Unsicherheit ist auf die ausschließliche Anwendung des Heizwertes des Ausgangsstoffes innerhalb der Berechnung

zurückzuführen und wurde bereits anhand der Ergebnisse für Fichtenholz im Cone Calorimeter erläutert.

5.4.1.2.2 Kunststoffe

PUR-B3 wurde entsprechend Tabelle 5-4 bei einer Brennerleistung des Sandbettbrenners von 31 kW getestet. Da PUR-B2 und PUR-B1 bei 31 kW nicht brannten, wurden diese Brennstoffe bei 51 kW untersucht. Alle drei Kunststoffe wurden bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner untersucht. PUR-B3 wurde darüber hinaus bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner getestet. Hierbei war der Sandbettbrenner für die ersten 30 Sekunden des Versuches aktiviert. Anschließend brannte die Probe selbstständig weiter.

Die folgende Versuchsauswertung erfolgt am Beispiel von PUR-B3, da dieser Brennstoff bei 31 kW und 51 kW untersucht wurde. Besonderheiten hinsichtlich des Brandverhaltens von Polyurethan-Hartschaum lassen sich besonders gut anhand der Ergebnisse von PUR-B3 darstellen. Bei der Glättung der Massenverlustraten der Kunststoffe mittels Savitzky-Golay-Filter wurden zwischen elf und 31 Stützstellen angewendet. Die Ergebnisse von PUR-B1 und PUR-B2 sind im Kapitel 10 (Anhang B9 und B10) dargestellt.

Abbildung 5-22 zeigt die Massenverlustraten und Ableitungen der Massenverlustraten von PUR-B3 bei dauerhaft und bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner:

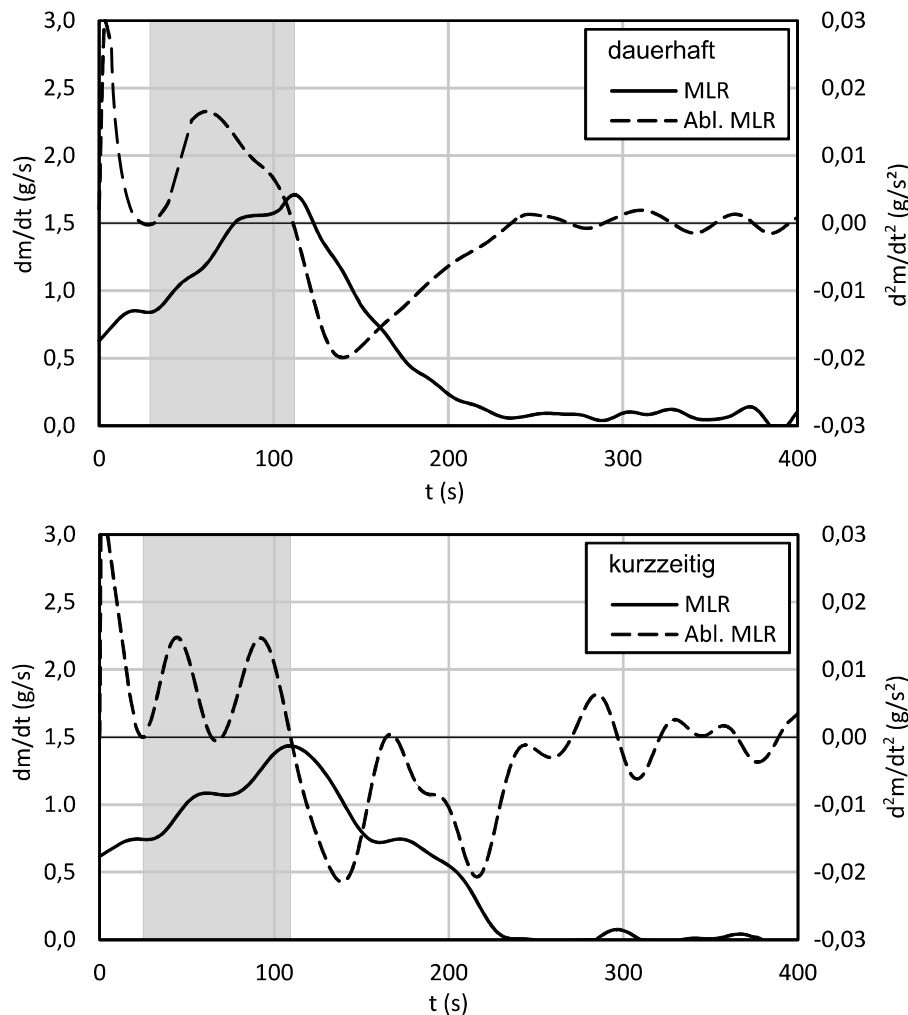


Abbildung 5-22: Massenverlustraten und Ableitungen der Massenverlustraten von PUR-B3 bei dauerhaft und bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 31 kW

Die Massenverlustraten durchlaufen nach 120 Sekunden ihre Maxima, die bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner $\dot{m} = 1,70$ g/s und bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner $\dot{m} = 1,45$ g/s betragen. Das höhere Maximum des Versuches mit dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner ergibt sich aus der Energiezufuhr durch die Propangasflamme, durch die die thermische Zersetzung der Materialmatrix schneller vonstattengeht.

Im Anschluss an die Maxima sinken die Kurven ab und nach 230 Sekunden findet bei beiden Versuchen der Wechsel von einer flammenden Verbrennung zu einem Glimmbrand statt. Bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner besteht während des Glimmbrandes eine sehr geringe Massenverlustrate von ca. $\dot{m} = 0,20$ g/s. Bei kurzzeitig aktivier-

tem Sandbettbrenner findet während des Glimmbrandes so gut wie gar kein Massenverlust mehr statt. Hier ist aufgrund des deaktivierten Sandbettbrenners der Energieverlust an die Umgebung größer als die durch Oberflächenoxidation umgewandelte Energie.

Die Ableitungen der Massenverlustaten beider Versuche durchlaufen zu Beginn einen Anstieg mit anschließenden Hochpunkten, die gemäß den Erläuterungen im Abschnitt 4.1 der Brandausbreitungsphase zugeordnet werden.

Die Vollbrandphase beginnt bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner, wenn die Ableitung die x -Achse schneidet und zur selben Zeit die Massenverlustate einen lokalen Tiefpunkt aufweist. Bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner wird die Vollbrandphase durch den Berührungspunkt der Ableitung mit der x -Achse und dem gleichzeitig stattfindenden Sattelpunkt in der Massenverlustate gekennzeichnet.

Das Ende der Vollbrandphasen findet bei beiden Versuchen statt, wenn die Ableitungen der Massenverlustaten die x -Achse schneiden und die Massenverlustaten jeweils den letzten deutlichen Hochpunkt ausprägen. Bei diesen Hochpunkten handelt es sich bei beiden Versuchen um die Maxima.

Der Zeitbereich der Vollbrandphase erstreckt sich bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner von 30 bis 112 Sekunden. Bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner findet die Vollbrandphase zwischen 27 und 109 Sekunden statt.

Während der Vollbrandphasen findet kein für diese Phase charakteristischer Verlauf der Ableitungen entlang der x -Achse statt. Gemäß den Erläuterungen anhand der Ergebnisse im Cone Calorimeter sind dafür die im PUR-B3 enthaltenen Flammschutzmittel mitunter verantwortlich.

Abbildung 5-23 zeigt die Wärmefreisetzungsraten und die zeitlichen Verläufe der effektiven Verbrennungswärmen von PUR-B3 bei dauerhaft und bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner:

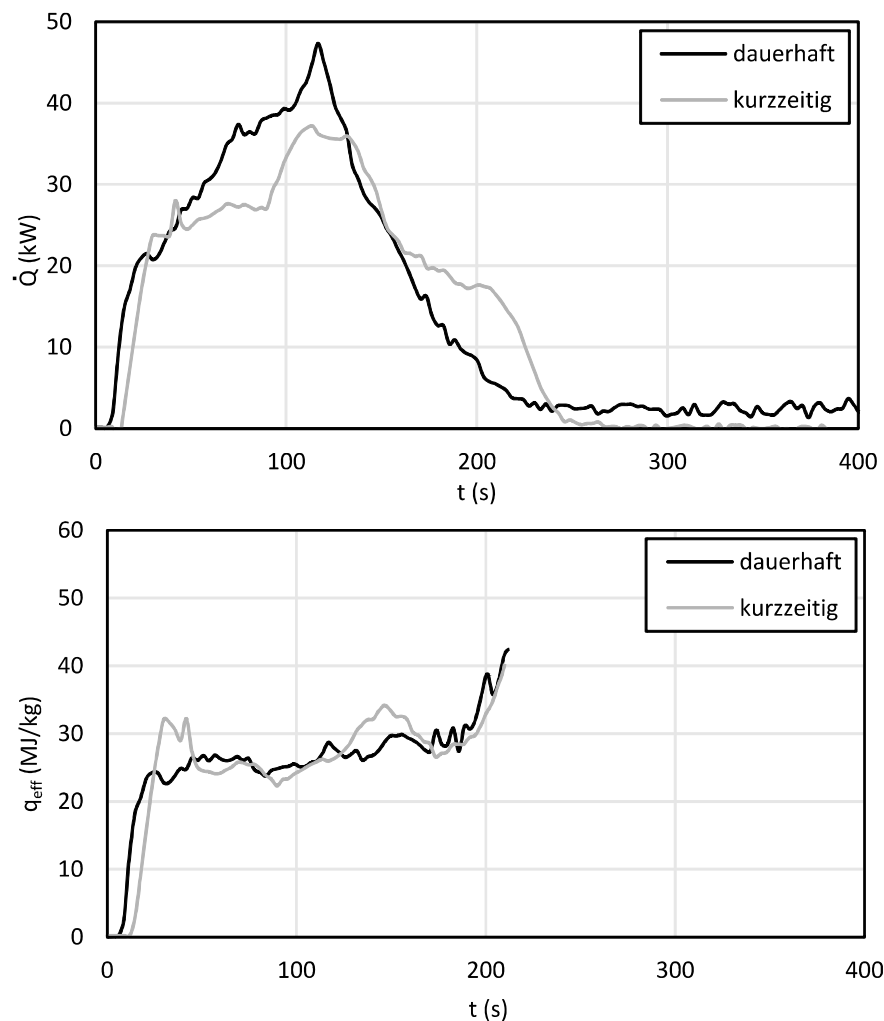


Abbildung 5-23: Wärmefreisetzungsraten und effektive Verbrennungswärmen von PUR-B3 bei dauerhaft und bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 31 kW

Die Wärmefreisetzungsraten der beiden Versuche steigen innerhalb der ersten 30 Sekunden in derselben Weise an. Sobald bei dem Versuch mit kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner die Propangasflamme erloschen ist, findet ein weiterer Anstieg mit einer positiven Steigung statt, die nicht so steil verläuft, wie es bei dem Versuch mit dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner der Fall ist. Das Maximum ist bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner nach 120 Sekunden und bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner nach 115 Sekunden erreicht. Diese Zeitpunkte entsprechen in etwa dem in Abbildung 5-22 dargestellten Ende der Vollbrandphase. Während der Abklingphase sinken

die Kurven zunächst kontinuierlich ab. Sobald der Glimmbrand stattfindet, findet bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner infolge der Propangasflamme bis zum Versuchsende eine geringe Wärmefreisetzungsrate statt. Ohne aktivierten Sandbettbrenner findet keine Wärmefreisetzungsrate mehr statt.

Der zeitliche Verlauf der effektiven Verbrennungswärme des Versuches mit dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner steigt zu Beginn auf $q_{eff} = 24 \text{ kJ/kg}$ an und weist anschließend, während des Zeitbereiches der Vollbrandphase, geringfügig schwankende Werte auf, die im Durchschnitt dem Wert $q_{eff} = 25 \text{ MJ/kg}$ entsprechen. Diese Werte sind den Ergebnissen aus dem Cone Calorimeter ähnlich. So beträgt dort die effektive Verbrennungswärme während der Vollbrandphase zwischen $q_{eff} = 19 \text{ MJ/kg}$ und $q_{eff} = 25 \text{ MJ/kg}$. Mit dem Ende der Vollbrandphase nach 112 Sekunden steigt die Kurve weiter an und endet, wenn gemäß Abbildung 5-22 kein Massenverlust mehr stattfindet.

Die effektive Verbrennungswärme des Versuches mit kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner steigt zu Beginn mehr an als bei dem Versuch mit dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner. So wird hier ein Wert von $q_{eff} > 30 \text{ MJ/kg}$ erreicht. Ab 45 Sekunden verläuft die Kurve ähnlich zu dem Versuch mit dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner. Dieses bedeutet geringfügig schwankende Werte, die im Durchschnitt dem Wert $q_{eff} = 25 \text{ MJ/kg}$ entsprechen. Mit dem Ende der Vollbrandphase steigt die Kurve zunächst weiter an, durchläuft anschließend eine Senke und endet, wenn keine Masse mehr freigesetzt wird.

5.4.1.2.3 Flüssigkeiten

Bei den Versuchen im SBI mit n-Heptan, Methanol, Isopropanol und Benzin fand die Entzündung mit einem Feuerzeug statt.

Die reinen Stoffe n-Heptan, Methanol und Isopropanol weisen im Hinblick auf ihre Wärmefreisetzungs- und Massenverlustraten ein ähnliches Verhalten auf. Die folgende Versuchsauswertung erfolgt deshalb repräsentativ für die reinen Brennstoffe am Beispiel von n-Heptan. Die Wärmefreisetzungs- und Massenverlustrate von Benzin unterscheidet sich von den Raten der reinen Brennstoffe, weshalb die folgende Versuchsauswertung neben n-Heptan auch Benzin beinhaltet. Bei der Glättung der Massenverlustraten der Flüssigkeiten mittels Savitzky-Golay-Filter wurden elf Stützstellen angewendet. Die Ergebnisse von Isopropanol und Methanol sind im Kapitel 10 (Anhang B11 und B12) dargestellt.

Abbildung 5-24 zeigt die Massenverlustraten und die Ableitungen der Massenverlustraten von n-Heptan und Benzin im SBI:

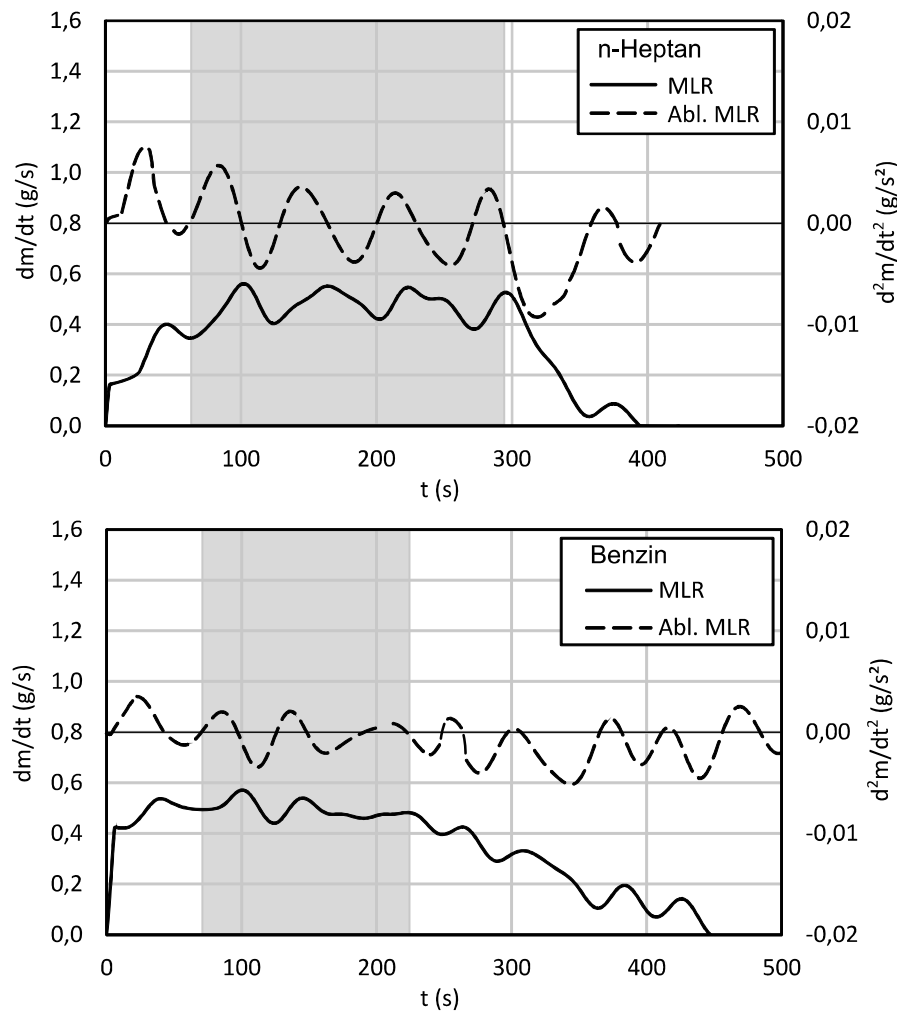


Abbildung 5-24: Massenverlustraten und Ableitungen der Massenverlustraten von n-Heptan und Benzin ohne aktivierten Sandbettbrenner

Die Massenverlustrate des n-Heptans weist nach 100 Sekunden das Maximum auf. Anschließend hat sich eine gleichmäßige Oberflächentemperatur der Probe eingestellt. Die Kurve weist bis zur Sekunde 290 schwankende Werte zwischen $\dot{m} = 0,40$ g/s und $\dot{m} = 0,58$ g/s auf, die im Durchschnitt einem waagerechten Verlauf entsprechen. Sobald der Brennstoff nach 295 Sekunden annähernd aufgebraucht ist, fällt die Kurve ab, bis die Flamme nach 390 Sekunden erloschen ist.

Die Massenverlustrate des Benzins erreicht ebenfalls nach 100 Sekunden das Maximum. Zwischen Sekunde 45 und Sekunde 225 weist die Kurve schwankende Werte zwischen $\dot{m} = 0,43$ g/s und $\dot{m} = 0,58$ g/s auf, die auch hier im Durchschnitt einen

waagerechten Verlauf darstellen. Anschließend sinkt die Kurve kontinuierlich bis zum Erlöschen der Flamme nach 445 Sekunden.

Der Beginn der Vollbrandphase findet zu dem Zeitpunkt statt, in dem die Massenverlustraten jeweils das erste lokale Minimum aufweisen und die Ableitungen der Massenverlustraten die x-Achse schneiden. Dieses ist bei n-Heptan nach 65 Sekunden und bei Benzin nach 70 Sekunden der Fall.

Das Ende der Vollbrandphase ist anhand der Ableitung der Massenverlustrate nicht eindeutig identifizierbar. Ursächlich hierfür ist die Tatsache, dass bei beiden Stoffen die Ableitungen der Massenverlustraten Kurvenschwankungen aufweisen, deren Amplituden über die gesamte Versuchsdauer ähnlich stark ausgeprägt sind. Um dennoch einen Zeitbereich der Vollbrandphase benennen zu können, wurde beim n-Heptan das Ende der Vollbrandphase bei dem Schnittpunkt der Ableitung mit der x-Achse festgelegt, bei dem zur selben Zeit die Massenverlustrate kurz davor ist, auf eine Nullstelle abzusinken. Dieses ist nach 295 Sekunden der Fall. Beim Benzin endet die Vollbrandphase, wenn der Zeitbereich zu Ende ist, in dem die Massenverlustrate im Mittel waagerecht verläuft. Dieses ist nach 225 Sekunden der Fall.

Abbildung 5-25 zeigt die Wärmefreisetzungsraten und effektive Verbrennungswärmen von n-Heptan und Benzin:

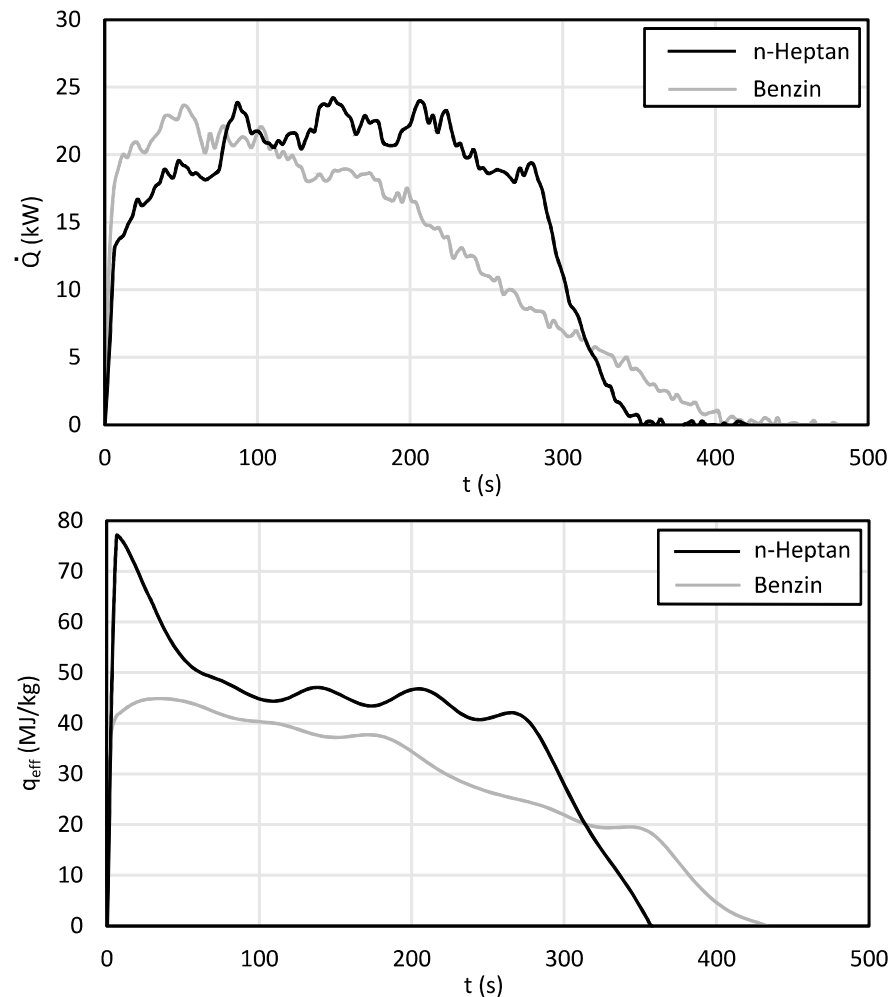


Abbildung 5-25: Wärmefreisetzungsraten und effektive Verbrennungswärmen von n-Heptan und Benzin ohne aktivierten Sandbettbrenner

Die Wärmefreisetzungsrates des n-Heptans erreicht nach 90 Sekunden ihr Maximum. Zwischen 90 und 230 Sekunden weist sie Werte auf, die im Durchschnitt einen waagerechten Verlauf darstellen. Dieser waagerechte Verlauf befindet sich innerhalb des Zeitbereiches der in Abbildung 5-24 dargestellten Vollbrandphase. Im Anschluss daran durchläuft die Kurve zunächst eine Senke, bevor sie ab Sekunde 280 mit großer negativer Steigung absinkt. Nach ca. 350 Sekunden wird keine Wärme mehr freigesetzt.

Benzin weist nach 50 Sekunden die maximale Wärmefreisetzungsrates auf. Anschließend ist der Kurvenverlauf bis zur Sekunde 200 durch Schwankungen und tendenziell sinkende Werte geprägt. Werte, die im Durchschnitt einen waagerechten Verlauf darstellen, existieren lediglich innerhalb des kurzen Zeitraumes zwischen 65 und 110 Se-

kunden. Nach 200 Sekunden sinkt die Kurve kontinuierlich ab, bis nach ca. 410 Sekunden kaum Wärme mehr freigesetzt wird.

Die effektive Verbrennungswärme von n-Heptan weist im Anschluss an ihr Maximum schwankende Werte auf, die im Mittel einen waagerechten Verlauf entsprechend eines Plateaus darstellen. Dieses Plateau beginnt nach 70 Sekunden und endet nach 280 Sekunden und befindet sich somit innerhalb des Zeitbereiches der Vollbrandphase. Mit dem Ende der Vollbrandphase sinkt die effektive Verbrennungswärme mit großer negativer Steigung ab.

Die effektive Verbrennungswärme des Benzins zeigt im Anschluss an das Maximum eine bis zum Versuchsende im Durchschnitt kontinuierlich sinkende Kurve. Das kontinuierliche Absinken der effektiven Verbrennungswärme kommt in erster Linie durch die sich ändernde Brennstoffzusammensetzung zustande. Auch der zunehmende Abstand der Brennstoffoberfläche zur Oberkante des Behälters könnte für die negative Steigung mitverantwortlich sein. Wie bereits anhand der Ergebnisse im Cone Calorimeter erläutert, ist dieser Sachverhalt für die Berechnung der Verbrennungseffizienz gemäß Gl. 3-16 von wesentlicher Bedeutung. So ist die Berechnung der Verbrennungseffizienz durch eine Ungenauigkeit geprägt, wenn ausschließlich der Heizwert des ursprünglichen Benzins als Bezugswert herangezogen wird.

5.4.2 Bewertung der Verbrennungseffizienzen

Nachdem im Abschnitt 5.4.1 die Anwendbarkeit der „Methode der Vollbrandphase“ auf die verschiedenen Brennstoffe im Cone Calorimeter und im SBI überprüft wurde, werden in diesem Abschnitt die nach der „Methode der Vollbrandphase“ berechneten Verbrennungseffizienzen dargestellt und bewertet. Bei der Bewertung wird analysiert, ob eine Beeinflussung durch die Versuchsbedingungen stattgefunden hat und ob sich die Verbrennungseffizienzen reproduzieren lassen.

Für diese Analyse werden die Verbrennungseffizienzen mit jenen Werten verglichen, die mit der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ und der „Methode des gesamten Versuches“ berechnet wurden.

Bei den dargestellten Verbrennungseffizienzen der drei Methoden handelt es sich um Mittelwerte (MW) und um Gesamtmittelwerte (Ges.-MW). Während die Mittelwerte aus drei Versuchen mit gleicher Wärmestromdichte bzw. Sandbettbrennerleistung berechnet wurden, erfassen die Gesamtmittelwerte alle Versuche, ohne Unterscheidung nach den Versuchsbedingungen. Bei jenen Untersuchungen, die nicht bei unterschiedlichen Versuchsbedingungen durchgeführt wurden, handelt es sich bei den Mittelwerten und Gesamtmittelwerten um die gleichen Werte.

5.4.2.1 Holzartige Stoffe

Tabelle 5-5 zeigt die berechneten Verbrennungseffizienzen der holzartigen Brennstoffe Fichtenholz, Spanplatte und mitteldichte Holzfaserplatte im Cone Calorimeter und im SBI bei Anwendung der drei Bestimmungsmethoden:

Tabelle 5-5: Verbrennungseffizienzen von Fichtenholz, Spanplatte und MDF im Cone Calorimeter und im SBI bei Anwendung der drei Bestimmungsmethoden

Fichtenholz	Cone Calorimeter		χ_{VBP}	χ_{10-90}	χ_{ges}
		MW bei 35 kW/m ²	0,6	0,64	0,68
		MW bei 50 kW/m ²	0,6	0,64	0,72
		MW bei 70 kW/m ²	0,61	0,65	0,77
		Ges.-MW	0,6 ($\pm 0,010$)	0,64 ($\pm 0,018$)	0,72 ($\pm 0,052$)
	SBI	MW bei 31 kW (dauerhaft)	0,84	0,79	0,86
		MW bei 31 kW (kurzzeitig)	0,66	0,65	0,69
		Ges.-MW	0,75 ($\pm 0,114$)	0,72 ($\pm 0,082$)	0,78 ($\pm 0,111$)
Spanplatte	Cone Calorimeter		χ_{VBP}	χ_{10-90}	χ_{ges}
		MW bei 35 kW/m ²	0,61	0,63	0,7
		MW bei 50 kW/m ²	0,63	0,65	0,74
		MW bei 70 kW/m ²	0,66	0,69	0,81
		Ges.-MW	0,63 ($\pm 0,027$)	0,66 ($\pm 0,034$)	0,75 ($\pm 0,058$)
	SBI	MW bei 31 kW (dauerhaft) bzw. Ges.-MW	0,79	0,87	0,93
MDF	Cone Calorimeter		χ_{VBP}	χ_{10-90}	χ_{ges}
		MW bei 70 kW/m ² bzw. Ges.-MW	0,45	0,52	0,61
	SBI	MW bei 31 kW (dauerhaft)	0,8	0,85	1,0
		MW bei 31 kW (kurzzeitig)	0,44	0,77	0,88
	Ges.-MW	0,62 ($\pm 0,189$)	0,81 ($\pm 0,096$)	0,98 ($\pm 0,110$)	

Die Gesamtmittelwerte im Cone Calorimeter bei Anwendung der „Methode der Vollbrandphase“ betragen $\chi_{VBP,CC} = 0,6$ für das Fichtenholz, $\chi_{VBP,CC} = 0,63$ für die Spanplatte und $\chi_{VBP,CC} = 0,45$ für die MDF. Gegenüber diesen Werten sind die Gesamtmittelwerte der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ beim Fichtenholz um 7 %, bei der Spanplatte um 5 % und bei der MDF um 16 % höher. Die Ursache für die höheren Werte bei der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ ist, dass diese Methode im Vergleich zur „Methode der Vollbrandphase“ zusätzlich zur Vollbrandphase auch die Abklingphase anteilig mitberücksichtigt. Dieses zeigt die Abbildung 9-2 im Kapitel 9 (Anhang A2). Sie vergleicht die für die Berechnung der Verbrennungseffizienz festgestellten Zeitbereiche bei Anwendung der beiden Methoden am Beispiel von Fichtenholz im Cone Calorimeter. Während der Abklingphase findet an

dem Holzkohlerückstand ein Glimmbrand mit Oberflächenoxidation statt, der sich hinsichtlich des Verbrennungsprozesses von einer in der Gasphasenreaktion stattfindenden flammenden Verbrennung unterscheidet (vgl. Abschnitt 5.3.6). Dieser Sachverhalt und seine Bedeutung für die Berechnung der Verbrennungseffizienz wurden bereits anhand der Ergebnisse für die holzartigen Stoffe im Cone Calorimeter erläutert (vgl. Abschnitt 5.4.1.1.1). So ist die alleinige Verwendung des Heizwertes des ursprünglichen Brennstoffes innerhalb der Berechnungsgleichung für die Verbrennungseffizienz falsch, sobald zusätzlich zur Gasphasenoxidation auch die Oberflächenoxidation berücksichtigt wird. Der den Holzkohlerückstand charakterisierende Heizwert unterscheidet sich von dem des ursprünglichen Brennstoffes und müsste dann ebenfalls als Bezugswert herangezogen werden.

Die Auswirkung des falschen Bezugswertes ist umso deutlicher, je mehr Oberflächenoxidation mit in die Berechnung der Verbrennungseffizienz einfließt. Dieses zeigen die Ergebnisse der „Methode des gesamten Versuches“. Hierbei handelt es sich um Gesamtmittelwerte, die alle Brandphasen und somit die gesamte Abklingphase berücksichtigen. Diese Werte sind sehr hoch und weichen gegenüber der „Methode der Vollbrandphase“ beim Fichtenholz um 20 %, bei der Spanplatte um 19 % und bei der MDF um 36 % ab.

Die unterschiedlichen Wärmestromdichten des Cone Calorimeters bedeuten unterschiedliche Bedingungen, die bei den Versuchen vorherrschten. Hierdurch werden die Verbrennungseffizienzen beeinflusst, wie im Abschnitt 5.3.2 diskutiert wird. Die Beeinflussung ist bei Anwendung der „Methode der Vollbrandphase“ gering. So beträgt die Standardabweichung um den Gesamtmittelwert beim Fichtenholz nur $\sigma_{VBP,CC} = \pm 0,010$ und bei der Spanplatte nur $\sigma_{VBP,CC} = \pm 0,027$. Im Vergleich dazu ist die Standardabweichung bei Anwendung der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ mit $\sigma_{10-90,CC} = \pm 0,018$ beim Fichtenholz und $\sigma_{10-90,CC} = \pm 0,034$ bei der Spanplatte höher. Bei der „Methode des gesamten Versuches“ ist die Standardabweichung mit $\sigma_{ges,CC} = \pm 0,052$ beim Fichtenholz und $\sigma_{ges,CC} = \pm 0,058$ bei der Spanplatte ebenfalls höher als bei der „Methode der Vollbrandphase“.

Im SBI betragen die Gesamtmittelwerte bei Anwendung der „Methode der Vollbrandphase“ $\chi_{VBP,SBI} = 0,75$ für das Fichtenholz, $\chi_{VBP,SBI} = 0,79$ für die Spanplatte und $\chi_{VBP,SBI} = 0,62$ für die MDF. Von diesen Werten weichen die Gesamtmittelwerte der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ beim Fichtenholz um 4 %, bei der Spanplatte um 10 % und bei der MDF um 31 % ab. Die Ursache für die höheren Werte ist auch hier der oben erläuterte Zusammenhang, dass die „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ neben der Vollbrandphase auch die Abklingphase anteilig

mitberücksichtigt. Das Gleiche trifft auf die „Methode des gesamten Versuches“ zu. Diese Werte weichen von den Gesamtmittelwerten der „Methode der Vollbrandphase“ um 4 % beim Fichtenholz, 18 % bei der Spanplatte und 58 % bei der MDF ab.

So wie im Cone Calorimeter die drei unterschiedlichen Wärmestromdichten des konusförmigen Heizelementes zu unterschiedlichen Versuchsbedingungen geführt haben, hatte im SBI der Wechsel zwischen dauerhaft und kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner unterschiedliche Versuchsbedingungen zur Folge. Anders als im Cone Calorimeter zeigen die Ergebnisse der Tabelle 5-5 für das SBI, dass bei der „Methode der Vollbrandphase“ die Beeinflussung der Verbrennungseffizienzen durch die Versuchsbedingungen größer ist als bei den anderen Methoden. So beträgt die Standardabweichung um den Gesamtmittelwert beim Fichtenholz $\sigma_{VBP,SBI} = 0,114$ und bei der MDF $\sigma_{VBP,SBI} = 0,189$. Bei der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ ist die Standardabweichung mit $\sigma_{10-90,SBI} = 0,082$ beim Fichtenholz und $\sigma_{10-90,SBI} = 0,96$ bei der MDF am geringsten.

Die Ursache für die starke Beeinflussung der Verbrennungseffizienzen durch die unterschiedlichen Versuchsbedingungen bei Anwendung der „Methode der Vollbrandphase“ im SBI liegt in der Tatsache, dass sich bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner die Vollbrandphase nicht eindeutig von der Abklingphase abgrenzen lässt. Stattdessen vermischen sich die beiden Phasen miteinander, indem gleichzeitig in der unteren Probenhälfte die Oberflächenoxidation und in der oberen Probenhälfte die Gasphasenoxidation vorherrschen (vgl. Abschnitt 5.4.1.2.1). Ist der Sandbettbrenner hingegen nur kurzzeitig aktiviert, entwickelt sich der Brand in der unteren und oberen Probenhälfte in ähnlicher Geschwindigkeit. Die Verbrennung erfolgt gleichmäßig, und die gesamte Probenoberfläche durchläuft simultan die drei Brandphasen. Dadurch können bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner die Brandphasen eindeutig voneinander abgegrenzt werden.

Werden die Ergebnisse im Cone Calorimeter mit den Ergebnissen im SBI verglichen, zeigt sich, dass im SBI die Werte der Verbrennungseffizienz bei jedem Brennstoff höher sind, wenn die Versuche bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner betrachtet werden. Der Grund dafür liegt in der oben erläuterten Tatsache, dass die Verbrennung nach einer gewissen Zeit gleichzeitig die Merkmale einer Vollbrand- und einer Abklingphase aufweist und der Glimmbrand anteilig mit in der Berechnung der Verbrennungseffizienz berücksichtigt wird. Bei Fichtenholz weichen die Werte im SBI bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner bei der „Methode der Vollbrandphase“ um 40 %, bei der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ um 23 % und bei der „Methode des gesamten Versuches“ um 19 % von den Gesamtmittelwerten im Cone Calorimeter ab. Weitere der im Abschnitt 5.3 erläuterten Versuchsbedingungen können außerdem für die Diskrepanz zwischen den beiden Versuchsapparaturen verantwortlich sein.

Werden die Ergebnisse im Cone Calorimeter jedoch lediglich mit solchen Ergebnissen im SBI verglichen, die bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner durchgeführt wurden, ist beim Fichtenholz eine hohe Übereinstimmung zwischen den Versuchsapparaturen erkennbar. So weichen die Ergebnisse im SBI bei der „Methode der Vollbrandphase“ um 10 %, bei der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ um 2 % und bei der „Methode des gesamten Versuches“ um 4 % von den Gesamtmittelwerten des Cone Calorimeters ab.

Die Erläuterungen im Abschnitt 5.3.2 lassen die Annahme zu, dass das Cone Calorimeter und der SBI sich am besten miteinander vergleichen lassen, wenn im Cone Calorimeter die Wärmestromdichte 50 kW/m^2 verwendet wird. Die Ergebnisse in Tabelle 5-5 zeigen, dass diese Annahme nicht zutrifft. So stimmen die Ergebnisse der beiden Versuchsapparaturen beim Fichtenholz und bei der Spanplatte häufig besser überein, wenn im Cone Calorimeter die Wärmestromdichten 35 kW/m^2 und 70 kW/m^2 statt 50 kW/m^2 betrachtet werden.

5.4.2.2 Kunststoffe

Tabelle 5-6 zeigt die berechneten Verbrennungseffizienzen von PUR-B3, PUR-B2 und PUR-B1 im Cone Calorimeter und im SBI bei Anwendung der drei Bestimmungsmethoden:

Tabelle 5-6: Verbrennungseffizienzen von PUR-B3, PUR-B2 und PUR-B1 im Cone Calorimeter und im SBI bei Anwendung der drei Bestimmungsmethoden

PUR-B3	Cone Calorimeter		χ_{VBP}	χ_{10-90}	χ_{ges}
		MW bei 35 kW/m ²	0,74	0,77	0,78
		MW bei 50 kW/m ²	0,75	0,8	0,82
		MW bei 70 kW/m ²	0,74	0,77	0,82
	Ges.-MW	0,74 (± 0,005)	0,78 (± 0,017)	0,81 (± 0,019)	
	SBI	MW bei 31 kW (dauerhaft)	0,93	0,99	0,97
		MW bei 31 kW (kurzzeitig)	0,95	1,0	0,96
Ges.-MW		0,94 (± 0,025)	0,99 (± 0,056)	0,97 (± 0,442)	
PUR-B2	Cone Calorimeter		χ_{VBP}	χ_{10-90}	χ_{ges}
		MW bei 50 kW/m ²	0,67	0,74	0,74
		MW bei 70 kW/m ²	0,65	0,82	0,81
	Ges.-MW	0,66 (± 0,010)	0,78 (± 0,040)	0,78 (± 0,035)	
	SBI	MW bei 51 kW (dauerhaft) bzw. Ges.-MW	0,64	0,86	0,86
PUR-B1	Cone Calorimeter		χ_{VBP}	χ_{10-90}	χ_{ges}
		MW bei 70 kW/m ² bzw. Ges.-MW	0,48	0,65	0,63
	SBI	MW bei 51 kW (dauerhaft) bzw. Ges.-MW	0,39	0,49	0,62

Die Ergebnisse in Tabelle 5-6 zeigen, dass im Cone Calorimeter bei Anwendung der „Methode der Vollbrandphase“ der Gesamtmittelwert für PUR-B3 $\chi_{VBP,CC} = 0,74$, für PUR-B2 $\chi_{VBP,CC} = 0,66$ und für PUR-B1 $\chi_{VBP,CC} = 0,48$ beträgt. Demnach sind die Werte des schwer entflammaren PUR-B1 am geringsten und die Werte des leicht entflammaren PUR-B3 am höchsten. Die unterschiedlichen Werte der Polyurethan-Hartschäume kommen durch die Flammschutzmittel zustande, die gemäß Abschnitt 5.1.1.4 im PUR-B3 am wenigsten und im PUR-B1 am meisten enthalten sind.

Gegenüber der „Methode der Vollbrandphase“ sind die Gesamtmittelwerte der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ beim PUR-B3 um 5 %, beim PUR-B2 um 18 % und beim PUR-B1 um 35 % höher. Die Werte der „Methode des gesamten Versuches“ sind gegenüber den Werten der „Methode der Vollbrandphase“ beim PUR-B3 um 9 %, beim PUR-B2 um 18 % und beim PUR-B1 um 31 % höher. Dass die „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ und die „Methode des gesamten Versuches“

höhere Werte als die „Methode der Vollbrandphase“ zur Folge haben, liegt an der Abklingphase, die bei diesen Methoden zusätzlich zur Vollbrandphase zumindest anteilig mit in der Berechnung berücksichtigt wird.

Der Vergleich zwischen den drei Methoden zeigt außerdem, dass die Gesamtmittelwerte der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ und der „Methode des gesamten Versuches“ von den Gesamtmittelwerten der „Methode der Vollbrandphase“ umso mehr abweichen, je mehr Flammschutzmittel im Polyurethan-Hartschaum enthalten sind. Ursächlich hierfür ist der Kohlerückstand, der beim PUR-B1 aufgrund der großen Menge an enthaltenen Flammschutzmitteln am meisten gebildet wird (vgl. Abschnitt 5.3.5). Beim PUR-B3 findet hingegen die Bildung des Kohlerückstandes aufgrund der geringen Menge an enthaltenen Flammschutzmitteln am wenigsten statt. Je mehr und je früher Kohlerückstand gebildet wird, desto weniger Brenngase werden freigesetzt und desto kürzer dauert die Vollbrandphase. Gleichzeitig ist die Dauer der Abklingphase länger. Der PUR-B3 weist demnach, bezogen auf den gesamten Versuch, die am kürzesten andauernde Abklingphase und die am längsten andauernde Vollbrandphase auf. Dadurch weichen die betrachteten Zeitbereiche der drei Methoden beim PUR-B3 geringfügiger voneinander ab, als es beim PUR-B1 aufgrund der langandauernden Abklingphase der Fall ist.

Hinsichtlich der Auswirkung der Wärmestromdichte des Cone Calorimeters auf das Brandverhalten zeigt Tabelle 5-6, dass die Verbrennungseffizienzen am wenigsten beeinflusst werden, wenn die „Methode der Vollbrandphase“ Anwendung findet. So beträgt die Standardabweichung um den Gesamtmittelwert beim PUR-B3 lediglich $\sigma_{VBP,CC} = \pm 0,005$ und beim PUR-B2 lediglich $\sigma_{VBP,CC} = \pm 0,010$. Bei der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ sind die Messwertstreuungen höher und betragen beim PUR-B3 $\sigma_{10-90,CC} = \pm 0,017$ und beim PUR-B2 $\sigma_{10-90,CC} = \pm 0,040$. Die „Methode des gesamten Versuches“ zeigt mit Standardabweichungen von $\sigma_{ges,CC} = \pm 0,019$ beim PUR-B3 und $\sigma_{ges,CC} = \pm 0,035$ beim PUR-B2 ebenfalls höhere Messwertstreuungen als die „Methode der Vollbrandphase“.

Die Ergebnisse der Tabelle 5-6 zeigen für den SBI, dass die Werte der „Methode der Vollbrandphase“ für PUR-B3 $\chi_{VBP,SBI} = 0,94$, für PUR-B2 $\chi_{VBP,SBI} = 0,64$ und für PUR-B1 $\chi_{VBP,SBI} = 0,39$ betragen. Gegenüber diesen Werten sind die Ergebnisse der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ beim PUR-B3 um 5 %, beim PUR-B2 um 34 % und beim PUR-B1 um 26 % höher. Die Werte der „Methode des gesamten Versuches“ sind gegenüber der „Methode der Vollbrandphase“ beim PUR-B3 um 3 %, beim PUR-B2 um 34 % und beim PUR-B1 um 59 % höher. Aus dem gleichen Grund wie bei den Ergebnissen im Cone Calorimeter sind auch im SBI die Abweichungen zwischen den Methoden beim leicht entflammaren PUR-B3 am geringsten.

In Bezug auf die Auswirkung von dauerhaft aktiviertem und von kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner auf das Brandverhalten von Polyurethan-Hartschaum zeigt Tabelle 5-6, dass die Verbrennungseffizienzen im SBI ebenfalls am wenigsten beeinflusst werden, wenn die „Methode der Vollbrandphase“ verwendet wird. So beträgt die Standardabweichung beim PUR-B3 lediglich $\sigma_{VBP,SBI} = \pm 0,025$. Die „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ hat mit $\sigma_{10-90,SBI} = \pm 0,056$ eine höhere Messwertstreuung zur Folge. Bei der „Methode des gesamten Versuches“ ist die Standardabweichung mit $\sigma_{ges,SBI} = \pm 0,442$ besonders hoch.

Der Vergleich der Ergebnisse im Cone Calorimeter mit den Ergebnissen im SBI zeigt bei den Kunststoffen einen anderen Zusammenhang als bei den holzartigen Stoffen. Bei den holzartigen Brennstoffen führt der SBI bei jeder Methode zu den höchsten Verbrennungseffizienzen. Bei den Kunststoffen weist nur PUR-B3 bei jeder Methode höhere Gesamtmittelwerte im SBI auf als im Cone Calorimeter. Beim PUR-B2 sind die Werte im SBI nur bei Anwendung der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ und bei Anwendung der „Methode des gesamten Versuches“ höher als im Cone Calorimeter. PUR-B1 weist im SBI bei allen Methoden geringere Gesamtmittelwerte auf als im Cone Calorimeter.

Die Tatsache, dass die Polyurethan-Hartschäume in Abhängigkeit von der Baustoffklasse entweder im SBI oder im Cone Calorimeter die höchsten Verbrennungseffizienzen aufweisen, könnte darauf zurückzuführen sein, dass das Cone Calorimeter und der SBI unterschiedlich dazu in der Lage sind, Oberflächenoxidation und Gasphasenoxidation stattfinden zu lassen.

5.4.2.3 Flüssigkeiten

Tabelle 5-7 zeigt die Verbrennungseffizienzen von n-Heptan, Benzin, Isopropanol und Methanol. Hierbei handelt es sich ausschließlich um Mittelwerte. Im Gegensatz zu den Feststoffen wurden bei den Flüssigkeiten keine Gesamtmittelwerte aufgestellt, da keine wechselnden Versuchseinstellungen gewählt wurden.

Tabelle 5-7: Verbrennungseffizienzen von n-Heptan, Benzin, Isopropanol und Methanol im Cone Calorimeter und im SBI bei Anwendung der drei Bestimmungsmethoden

n-Heptan		χ_{VBP}	χ_{10-90}	χ_{ges}
	Cone Calorimeter	0,86	0,86	0,85
	SBI	0,96	0,96	0,96
Benzin		χ_{VBP}	χ_{10-90}	χ_{ges}
	Cone Calorimeter	0,88	0,84	0,86
	SBI	0,95	0,95	0,93
Isopropanol		χ_{VBP}	χ_{10-90}	χ_{ges}
	Cone Calorimeter	0,87	0,85	0,85
	SBI	0,97	0,96	0,96
Methanol		χ_{VBP}	χ_{10-90}	χ_{ges}
	Cone Calorimeter	0,85	0,85	0,85
	SBI	0,92	0,92	0,89

Die Mittelwerte der Verbrennungseffizienzen bei Anwendung der „Methode der Vollbrandphase“ betragen im Cone Calorimeter beim n-Heptan $\chi_{VBP,CC} = 0,86$, beim Benzin $\chi_{VBP,CC} = 0,88$, beim Isopropanol $\chi_{VBP,CC} = 0,87$ und beim Methanol $\chi_{VBP,CC} = 0,85$. Im Vergleich hierzu zeigen die Ergebnisse der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ beim n-Heptan und beim Methanol die gleichen Werte. Beim Benzin weicht das Ergebnis um 6 % und beim Isopropanol um 2 % von den Werten der „Methode der Vollbrandphase“ ab. Die Ergebnisse der „Methode des gesamten Versuches“ weichen beim n-Heptan um 1 %, beim Benzin und beim Isopropanol um 2 % und beim Methanol überhaupt nicht von den Ergebnissen der „Methode der Vollbrandphase“ ab.

Diese Abweichungen zwischen den Ergebnissen der drei Methoden sind allesamt gering. Ursächlich hierfür ist die Tatsache, dass die Flüssigkeiten keinen Kohlerückstand bilden und dadurch kein Glimmbrand mit Oberflächenoxidation stattfindet. Durch diesen Sachverhalt ist das Verhältnis der Dauer der Vollbrandphase zur Dauer der Abklingphase deutlich größer als bei den Feststoffen. Als Folge dessen weichen die für die Berechnung der Verbrennungseffizienzen betrachteten Zeitbereiche der drei Methoden nur wenig voneinander ab. Hinzu kommt, dass der Heizwert der Flüssigkeiten, mit Ausnahme von Benzin, sich während der Verbrennung nicht ändert. Die Verwendung eines falschen Bezugswertes, wie es bei den Feststoffen stattfindet, ist somit bei den reinen Flüssigkeiten unmöglich.

Diese Erkenntnis trifft auch auf die Ergebnisse im SBI zu. Dort betragen die Mittelwerte der Verbrennungseffizienz bei Anwendung der „Methode der Vollbrandphase“

$\chi_{VBP,SBI} = 0,96$ für n-Heptan, $\chi_{VBP,SBI} = 0,95$ für Benzin, $\chi_{VBP,SBI} = 0,97$ für Isopropanol und $\chi_{VBP,SBI} = 0,92$ für Methanol. Die Ergebnisse der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ weichen hiervon beim Isopropanol nur um 1 % ab. Bei den Brennstoffen n-Heptan, Benzin und Methanol führt die „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ zu dem gleichen Ergebnis wie die „Methode der Vollbrandphase“. Die „Methode des gesamten Versuches“ führt zu Werten, die von den Ergebnissen der „Methode der Vollbrandphase“ beim Benzin um 2 %, beim Isopropanol um 1 % und beim Methanol um 3 % abweichen. Beim n-Heptan haben die „Methode der Vollbrandphase“ und die „Methode des gesamten Versuches“ das gleiche Ergebnis.

Die Ergebnisse der Tabelle 5-7 zeigen weiterhin, dass sowohl im Cone Calorimeter als auch im SBI die Verbrennungseffizienzen bei Anwendung der „Methode der Vollbrandphase“ mindestens genauso hoch sind wie bei den anderen Methoden. Dieses unterscheidet die Flüssigkeiten von den Feststoffen, bei denen die „Methode der Vollbrandphase“ fast ausschließlich die geringsten Verbrennungseffizienzen ergibt. Die Ursache hierfür ist erneut die fehlende Oberflächenoxidation, wodurch die effektive Verbrennungswärme in der Abklingphase geringer ist als in der Vollbrandphase. Die Werte der Verbrennungseffizienz werden somit verringert, wenn zusätzlich zur Vollbrand- die Abklingphase berücksichtigt wird, wie es bei der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ und der „Methode des gesamten Versuches“ der Fall ist.

Der Vergleich der Ergebnisse im Cone Calorimeter mit den Ergebnissen im SBI zeigt, dass im SBI bei jeder Flüssigkeit alle drei Methoden höhere Werte der Verbrennungseffizienz ergeben. Dieses liegt an den in Abschnitt 5.3.3 erläuterten Auswirkungen des Probenbehälterdurchmessers auf das Brandverhalten. Gemäß dem Zusammenhang aus Gl. 5-2 führt der SBI deshalb zu größeren Verbrennungseffizienzen, da der Probenbehälter einen größeren Durchmesser aufweist. Der größte Unterschied zwischen den beiden Versuchsanordnungen besteht beim n-Heptan. Hier weichen die Ergebnisse im SBI je nach Methode um 12 % bis 13 % von den Ergebnissen im Cone Calorimeter ab. Beim Methanol sind die Unterschiede am geringsten. Hier gibt es je nach Methode Abweichungen der Ergebnisse im SBI von den Ergebnissen im Cone Calorimeter um 5 % bis 8 %.

6 Numerische Untersuchungen

In diesem Kapitel werden die Auswirkungen von unterschiedlichen Werten der Verbrennungseffizienz auf die Heißbemessung von Bauteilen bzw. Tragwerken analysiert. Dafür wurden in numerischen Untersuchungen mittels des Brandsimulationsprogrammes FDS (Fire Dynamics Simulator) in der Version 6.3 Raumbrände simuliert und die sich daraus ergebenden thermischen Einwirkungen auf ein Bauteil untersucht und bewertet. Eine detaillierte Erläuterung zu FDS ist in dem Abschnitt 3.5.3 enthalten.

Die Charakterisierung des Brandes in dem numerischen Modell erfolgte durch Bemessungsbrände, die gemäß [DINEN1991-1-2/NA] unter Anwendung von verschiedenen Werten der Verbrennungseffizienz berechnet wurden. Je nach verwendeter Verbrennungseffizienz ergaben die Bemessungsbrände verschiedene Brandverläufe und verschiedene Mengen der gesamten freigesetzten Energie. Dadurch waren in der numerischen Simulation die Bauteile einer unterschiedlichen thermischen Beanspruchung ausgesetzt, je nachdem, welche Verbrennungseffizienz verwendet wurde.

6.1 Numerisches Modell und Voruntersuchungen

Für die Brandsimulationen wurde ein numerisches Modell in FDS aufgestellt, das den Brand in einem Büroraum abbildet. Zur Überprüfung der Aussagekraft der Simulationsergebnisse wurde das numerische Modell in Voruntersuchungen einer Gittersensitivitätsanalyse und Validierung unterzogen.

Bei der Gittersensitivitätsanalyse wurden Simulationen des numerischen Modells bei Anwendung unterschiedlicher Gitter miteinander verglichen. Dieses Vorgehen diente der Sicherstellung, dass die in dem numerischen Modell ermittelten Simulationsergebnisse so wenig wie möglich von dem Knotenabstand des Gitters (Gitterweite) abhängen und hauptsächlich auf den vorherrschenden physikalischen Phänomenen beruhen.

Bei der Validierung wurden die Simulationen des numerischen Modells mit Brandversuchen verglichen. Dieses diente dem Nachweis, dass das numerische Modell zur Berechnung möglichst realistischer physikalischer Zustände bei der Simulation von Brandszenarien geeignet ist.

6.1.1 Datengrundlage

Als Datengrundlage für das numerische Modell sowie für die Voruntersuchungen diente ein Brandversuch mit 60 kg Polypropylen, der am RISE Research Institute of Sweden⁹ im Rahmen des Forschungsprojektes TOXFIRE durchgeführt wurde. Im Rahmen dieses Forschungsprojektes wurde das Brandverhalten verschiedener Lagerstoffe, zu denen Polypropylen gehört, bei Großversuchen mit unterventilierten Versuchsbedingungen in dem nach ISO 9705 definierten Room Corner Test untersucht. Die im Folgenden erläuterten und für die vorliegende Arbeit relevanten Ergebnisse des TOXFIRE-Forschungsprojektes stammen aus den Forschungsberichten [Lön96a] und [Lön96b].

6.1.1.1 Numerisches Modell

Der Room Corner Test ist ein nach [ISO9705-1] standardisiertes und international anerkanntes Testverfahren, das bei der EU-Klassifizierung von Verkleidungsmaterialien als Referenztest für Realbrandszenarien dient. In dem Brandraum des Room Corner Tests können Raumbrände im Großmaßstab nachgestellt werden. Die Bewertung der Brandausbreitung auf andere brennbare Objekte innerhalb des Raumes und aus dem Raum hinaus ist möglich.

Die Abbildung 6-1 zeigt schematisch den Room Corner Test, wie er bei dem TOXFIRE-Brandversuch mit Polypropylen verwendet wurde:

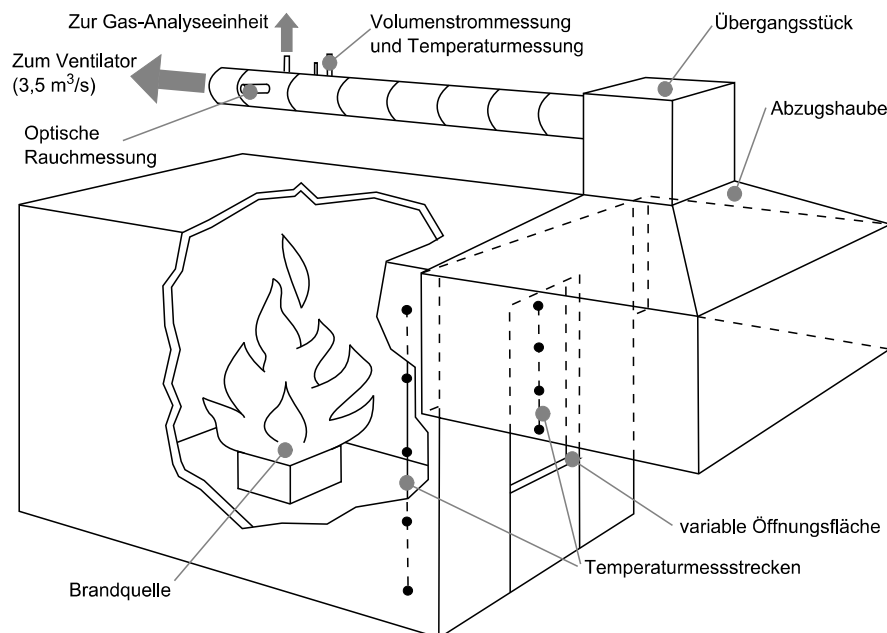


Abbildung 6-1: Schematische Darstellung des Room Corner Tests [ISO9705-1]

⁹ Während der Tätigkeiten zum Forschungsprojekt TOXFIRE trug diese Einrichtung noch den Namen: Technical Research Institut of Sweden (SP)

Die Hauptkomponente des Room Corner Tests ist der Brandraum. Bei einer Grundfläche von $8,64 \text{ m}^2$ und einer Deckenhöhe von $2,40 \text{ m}$ weist der Brandraum ein Volumen von $20,74 \text{ m}^3$ auf. Wände, Decke und Boden bestehen aus nicht brennbarem Beton, der eine Dichte zwischen 500 kg/m^3 und 800 kg/m^3 hat. Zum Schutz der Baustruktur sind die Decke und die Wände mit einer $5,0 \text{ cm}$ dicken Mineralwolle ausgekleidet.

In der vorderen schmalen Wand hat der Room Corner Test eine Öffnungsfläche, die von der Unterkante gemessen eine Höhe von $0,89 \text{ m}$ und eine Breite von $0,80 \text{ m}$ aufweist. Die nach [ISO9705-1] standardisierte Fläche der Öffnung ist $2,00 \text{ m}$ hoch und $0,80 \text{ m}$ breit und damit größer als bei den TOXFIRE-Brandversuchen. Die verkleinerte Fläche dient dem Zweck, unterventilierte Versuchsbedingungen zu schaffen.

Das Abzugssystem besteht aus Abzugshaube, Übergangsstück, Abzugskanal und Ventilator. Die Abzugshaube ist außerhalb des Brandraumes oberhalb der Öffnungsfläche angebracht und hat eine quadratische Abzugsfläche von $9,00 \text{ m}^2$. An drei Seiten besteht die Haube aus Stahlplatten, während sie zur vierten Seite hin mit dem Brandraum verbunden ist. Die aus dem Brandraum heraustretenden Verbrennungsprodukte gelangen über die sich verjüngende Abzugshaube zum Durchmischen in das Übergangsstück und anschließend in den $4,80 \text{ m}$ langen, vertikalen Abzugskanal. Der Ventilator erzeugt bei 25 °C einen Volumenstrom von $3,50 \text{ m}^3/\text{s}$.

Im Abzugskanal finden die optische Rauchgasmessung, die Temperaturmessung und die Volumenstrommessung statt. An der Entnahmestelle werden Rauchgase aus dem Abzugskanal abgeführt und über eine Membranpumpe der Gas-Analyseeinheit zugeführt. Dort erfolgt die Messung der Sauerstoffkonzentration durch paramagnetische Sensoren. Die Messung der Konzentration von CO_2 und CO erfolgt durch Infrarotsensoren und die Messung der Konzentration von Ruß durch die Lichttrübung an der Lichtmessstrecke im Abzugskanal.

In der vorderen linken Raumecke befindet sich eine senkrechte Temperaturmessstrecke, die aus 15 senkrecht übereinander angeordneten Temperatursensoren vom Typ K^{10} mit einem Durchmesser von $0,5 \text{ mm}$ besteht. Die Temperatursensoren weisen zueinander einen Abstand von $15,0 \text{ cm}$ auf. Der Abstand zu den Wänden beträgt $30,0 \text{ cm}$. Der oberste Temperatursensor ist in einer Höhe von $2,30 \text{ m}$ angebracht. An jedem der 15 Temperatursensoren wurde während des TOXFIRE-Brandversuches der zeitliche Temperaturverlauf gemessen. Für eine bessere Übersicht ist die Temperaturmessstrecke in der Raumecke in Abbildung 6-1 nur mit fünf statt mit 15 Temperatursensoren dargestellt.

¹⁰ Bei dem Typ K handelt es sich um einen Temperatursensor, dessen Messbereich sich je nach Ausführung von -200 °C bis ca. 1250 °C erstreckt.

Zusätzlich zur Temperaturmessstrecke in der vorderen linken Raumecke befindet sich eine weitere in der Öffnungsfläche. Die Ergebnisse der Sensoren der zweiten Temperaturmessstrecke sind in dem Forschungsbericht nicht für jeden einzelnen Messpunkt differenziert aufgeführt. Stattdessen nennt der Bericht eine gemittelte Temperatur für die obere und die untere Hälfte der Öffnungsfläche.

Die Probe befindet sich in einer Brandwanne mittig in der hinteren Hälfte des Brandraumes auf einer Höhe von 0,50 m. Die Entzündung erfolgt durch einen Ringbrenner mit Propangasflamme. Die Probenunterlage hat eine Fläche von 1,20 m². Unter der Probe befindet sich eine Abbrandwaage zur Messung des Massenverlustes.

6.1.1.2 Voruntersuchungen

Bei den Daten, die als Grundlage für die Voruntersuchungen (Gitterunabhängigkeitsanalyse und Validierung) verwendet wurden, handelt es sich um Versuchsergebnisse des TOXFIRE-Brandversuches von 60 kg Polypropylen. Die Daten umfassen die Wärmefreisetzungsrate, die Massenverlustrate, Entstehungsanteile ausgewählter Gaskomponenten und gemessene Gastemperaturen.

Abbildung 6-2 zeigt die gemessene Wärmefreisetzungs- und die Massenverlustrate. Die Wärmefreisetzungsrate ist in Form der schwarzen Kurve dargestellt. Sie wurde mittels Kohlenstoffdioxidmethode ermittelt, da die paramagnetischen Sensoren zur Messung der Sauerstoffkonzentration während des TOXFIRE-Brandversuches defekt waren. Die Massenverlustrate wurde mittels Abbrandwaage ermittelt und ist in Form der grauen Kurve dargestellt:

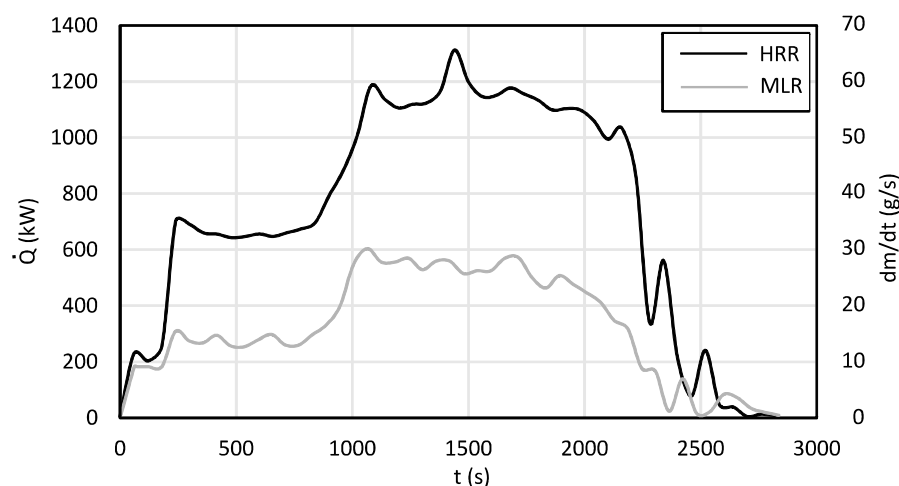


Abbildung 6-2: Wärmefreisetzungs- und Massenverlustrate von 60 kg Polypropylen im Room Corner Test

Die Wärmefreisetzungs- und die Massenverlustrate weisen in ihren Verläufen ähnliche charakteristische Merkmale auf. So findet bis zur Sekunde 250 ein Anstieg auf ca.

$\dot{Q} = 700$ kW bzw. $\dot{m} = 17$ g/s statt. Diese Werte bleiben anschließend relativ konstant, bis nach 800 Sekunden ein weiterer Anstieg auf ca. $\dot{Q} = 1200$ kW bzw. $\dot{m} = 35$ g/s erfolgt. Bei der Massenverlustrate stellt dieser Wert das Maximum dar. Bei der Wärmefreisetzungsrate wird nach 1450 Sekunden das Maximum mit einem Wert von $\dot{Q}_{max} = 1313$ kW erreicht. Nach 1950 Sekunden fällt die Massenverlustrate stark ab. Die Wärmefreisetzungsrate weist nach 2150 Sekunden einen starken Abfall auf. Nach 2700 Sekunden wird keine Wärme mehr freigesetzt, und es findet nur noch ein geringer Massenverlust statt.

Aus den Kurven der Wärmefreisetzungs- und der Massenverlustrate wurden im Rahmen des TOXFIRE-Brandversuches rechnerisch die gesamte freigesetzte Wärme (THR) und der gesamte Massenverlust (engl.: total mass loss - TML) ermittelt. Die entsprechenden Werte sind in der folgenden Tabelle 6-1 dargestellt. Aus diesen Werten wurde im Rahmen der vorliegenden Arbeit die effektive Verbrennungswärme (EHC) rechnerisch nach Gl. 3-15 ermittelt. Das Ergebnis für die effektive Verbrennungswärme ist gemeinsam mit dem Heizwert von Polypropylen in der folgenden Tabelle dargestellt:

Tabelle 6-1: Ergebnisse unterschiedlicher Brandkenngrößen bei der Verbrennung von Polypropylen im Room Corner Test

Brandkenngröße	Wert
Heizwert (MJ/kg)	43,340
THR (MJ)	2070,750
TML (kg)	55,760
EHC (MJ/kg)	37,137

Der Heizwert von Polypropylen wurde im Rahmen der TOXFIRE-Brandversuche experimentell im Bombenkalorimeter bestimmt.

Die Tabelle 6-2 stellt Einzelwerte der Entstehungsanteile von Kohlenstoffmonoxid und von Ruß dar, die im Abzugskanal während des TOXFIRE-Brandversuches von Polypropylen gemessen wurden. Die Messung der Einzelwerte erfolgte für die in der Tabelle dargestellten drei Zeitbereiche. Aus den Einzelwerten wurde der Mittelwert für die Entstehungsanteile von Kohlenstoffdioxid und von Ruß gebildet. Bei der Mittelwertbildung wurden die Einzelwerte entsprechend der Dauer der Zeitbereiche gewichtet.

Tabelle 6-2: Einzelwerte der Entstehungsanteile von Kohlenstoffmonoxid und von Ruß bei der Verbrennung von Polypropylen im Room Corner Test

Zeitbereich (s)	Stoffkomponente	Entstehungsanteil [kg/kg]
240 bis 660:	CO	0,060
	Ruß	0,040
900 bis 1020:	CO	0,072
	Ruß	0,066
1140 bis 1260:	CO	0,157
	Ruß	0,125
Mittelwert:	CO	0,080
	Ruß	0,060

Anhand der Entstehungsanteile ist ersichtlich, dass in den drei Zeitbereichen Kohlenstoffmonoxid und Ruß in unterschiedlichen Mengen freigesetzt wurden. Demnach variierten die Entstehungsanteile während des TOXFIRE-Brandversuches. Für die Gitterunabhängigkeitsanalyse und die Validierung fanden die Mittelwerte Anwendung.

Die Abbildung 6-3 zeigt die während des TOXFIRE-Brandversuches gemessenen Temperaturen ausgewählter Messpunkte auf der Temperaturmessstrecke in der vorderen linken Brandraumecke und in der oberen Hälfte der Öffnungsfläche. Die ausgewählten Messpunkte in der Brandraumecke befinden sich in 2,00 m, 1,40 m und 0,95 m Höhe.

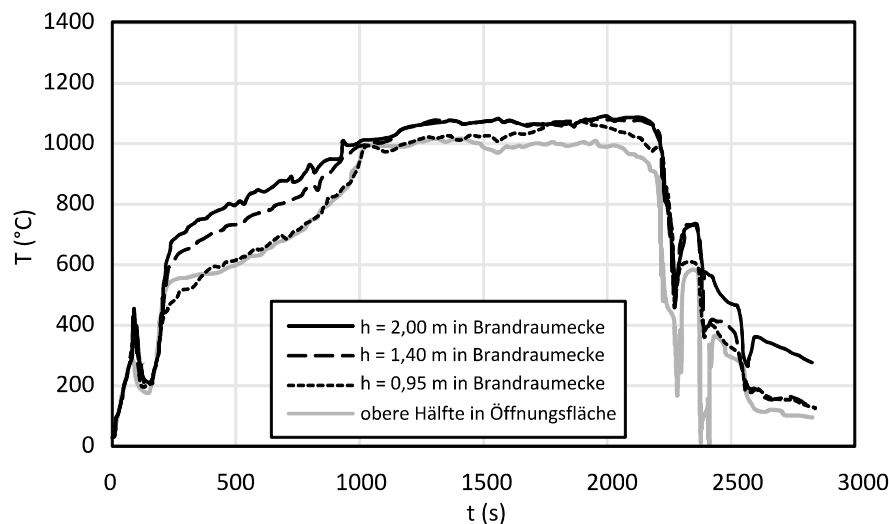


Abbildung 6-3: Temperaturen in der Öffnungsfläche und in der Brandraumecke bei der Verbrennung von Polypropylen im Room Corner Test

Die Temperaturverläufe in der Brandraumecke und in der Öffnungsfläche weisen bis Sekunde 1000 einen kontinuierlichen Anstieg auf. Anschließend bildet sich ein Plateau,

das in der Brandraumecke je nach Höhe des Messpunktes Werte zwischen 1010 °C und 1100 °C aufweist. Demgegenüber ist in der Öffnungsfläche die Temperatur während des Plateaus mit 990 °C bis 1000 °C etwas geringer. Entsprechend der visuellen Versuchsbewertung in dem Forschungsbericht verbrannten Pyrolysegase während der Dauer des Plateaus auch außerhalb des Brandraumes, da im Innenraum nicht ausreichend Sauerstoff zur Verfügung stand. Nach 2260 Sekunden sanken die Temperaturen infolge des aufgebrauchten Brennstoffes mit großer Steigung ab.

Die Temperaturkurven der Abbildung 6-3 wurden im Rahmen der Validierung für den Vergleich mit den bei der Simulation berechneten Temperaturkurven verwendet.

6.1.2 Aufbau des numerischen Modells

Das numerische Modell in FDS stellt den Brandraum des Room Corner Tests dar und diente sowohl für die Voruntersuchungen zu den Brandsimulationen als auch für die Brandsimulationen selbst.

Die Abmessungen und die physikalische Beschaffenheit der Baustoffe und Bauteile entsprechen dem Versuchsaufbau in den TOXFIRE-Brandversuchen (vgl. Abbildung 6-1). Eine Übersicht über die physikalische Beschaffenheit der Baustoffe und Bauteile ist im Kapitel 11 (Anhang C1) enthalten.

Die Geometrie für das numerische Modell ist in der Abbildung 6-4 dargestellt. Die Bilder der Abbildung wurden mit der Software Smokeview erstellt. Die Perspektiven zeigen die seitliche (a), perspektivische (b) und frontale Ansicht (c):

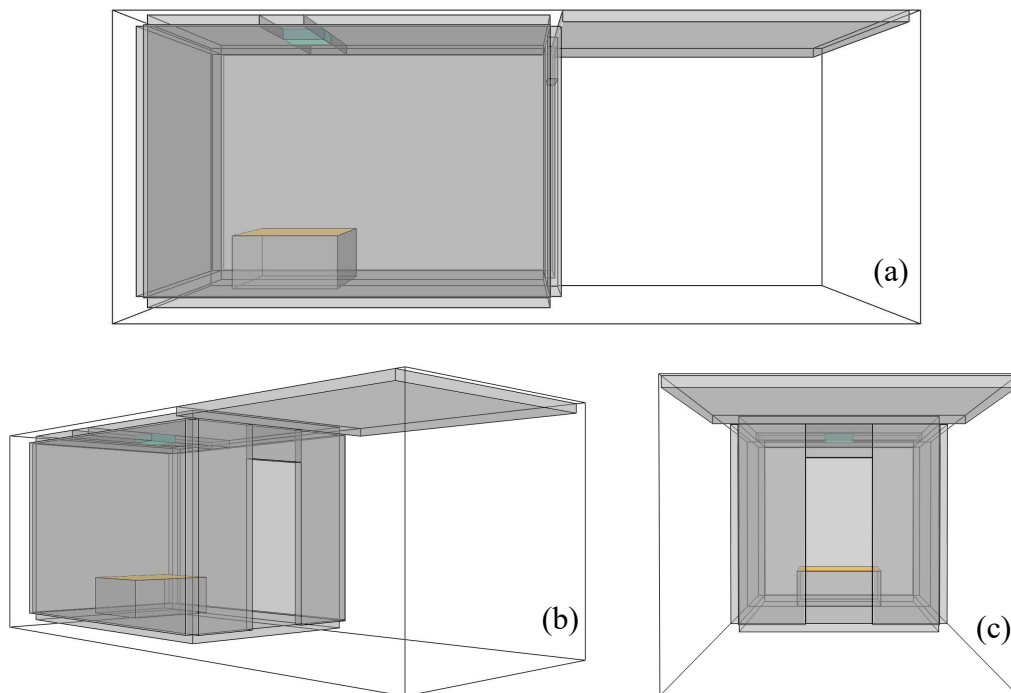


Abbildung 6-4: Geometrisches Modell des Room Corner Tests in FDS in seitlicher (a), perspektivischer (b) und frontaler Ansicht (c)

Das Rechengebiet für das numerische Modell misst eine Breite von 7,00 m, eine Tiefe von 3,00 m und eine Höhe von 2,70 m. Die in der Abbildung in Grau dargestellten Geometrielemente sind die Wände, die Decke, der Boden, die Unterseite der Abzugshaube und die Brandlast. Die Dichte der Wände, der Decke und des Bodens beträgt 700 kg/m^3 . Wände und Decke sind durch Mineralwolle abgedeckt, die eine Dicke von 5,0 cm und eine Dichte von 100 kg/m^3 aufweist.

Die Öffnungsfläche hat eine Höhe von 2,00 m und eine Breite von 0,80 m. Diese Maße wurden bei den Brandsimulationen verwendet. Für die Voruntersuchungen zu den Brandsimulationen wurde eine Höhe von 0,89 m verwendet, um eine bessere Übereinstimmung mit dem TOXFIRE-Brandversuch zu erzielen.

Über die Abzugshaube, von der das Modell lediglich die Unterseite enthält, wird ein konstanter Volumenstrom abgeführt. Innerhalb des Brandraumes befindet sich mittig in der hinteren Raumhälfte die Brandlast. Die Seiten des Sockels der Brandlast sind in Grau dargestellt und weisen eine Höhe von 0,50 m auf. Auf der Oberseite ist in Gelb die Brandlastoberfläche dargestellt. Über sie findet auf einer Fläche von $1,20 \text{ m}^2$ die Frei-

setzung des Brennstoffes statt. Ein seitlicher Abbrand und eine Verringerung der Höhe der Brandlast werden nicht berücksichtigt.

Senkrecht über der Brandlast befindet sich in der Decke das in Türkis dargestellte Vergleichsbauteil. Dieses entspricht in seiner Beschaffenheit den Vorgaben der [DIN18230-2] und weist thermische Eigenschaften gemäß den Angaben aus Kapitel 11 (Anhang C1) auf. Demnach besteht es aus V2A-Stahl, hat eine Dichte von 7800 kg/m^3 und weist eine Breite und Tiefe von 40,0 cm und eine Höhe 15,0 cm auf. Zur Isolation befindet sich an der Oberseite des Vergleichsbauteils eine fünf Zentimeter dicke Schicht aus Perlite.

Anhand der Simulationsergebnisse konnte der Temperaturverlauf in einer Tiefe von 5,0 cm in dem Vergleichsbauteil festgestellt werden. Die Simulation der Temperatur in dem Vergleichsbauteil erfolgte entsprechend den Erläuterungen im Abschnitt 3.5.3. Für den Knotenabstand im Vergleichsbauteil wurde in FDS die Bedingung „STRETCH_FACTOR=1“ gewählt. Durch diese Bedingung blieb der Knotenabstand über dem Querschnitt konstant und betrug 1,9 cm.

Für die in dem numerischen Modell vorherrschenden Umgebungsbedingungen (Temperatur, Luftdruck, Strömungsfeld, Schwerkraft und Gaszusammensetzung der Luft) wurden die Standardwerte (engl.: default values) von FDS in der Version 6.3 verwendet.

6.1.3 Gittersensitivitätsanalyse

Entsprechend den Erläuterungen im Abschnitt 3.5.2 unterteilt FDS das numerische Modell in eine endliche Anzahl von Kontrollvolumina, die ein dreidimensionales Gitter bilden. Damit das Ergebnis einer Simulation nicht auf dem Knotenabstand des Gitters, sondern auf den physikalischen Phänomenen beruht, muss das Gitter eine ausreichend genaue Auflösung besitzen.

Zur Sicherstellung einer ausreichend genauen Gitterauflösung wurden entsprechend Tabelle 6-3 drei Simulationen mit sukzessiv verkleinerten Gitterweiten durchgeführt und anschließend die Abweichung der Ergebnisse von dem feinsten Gitter bewertet. Der Vergleich zu dem feinsten Gitter fand wegen der berechtigten Annahme statt, dass in dem feinsten Gitter die Simulationsergebnisse am ehesten auf den physikalischen Phänomenen beruhen.

Tabelle 6-3: Knotenabstand und Anzahl der Kontrollvolumina von drei unterschiedlichen Gittern des numerischen Modells in FDS

	Gitter 1	Gitter 2	Gitter 3
Knotenabstand (m)	0,1	0,05	0,025
Anzahl Kontrollvolumina (-)	56700	453600	3628800

Das größte Gitter (Gitter 1) wies bei einem Knotenabstand von 10,0 cm 56700 Kontrollvolumina auf, wohingegen das feinste Gitter (Gitter 3) bei einem Knotenabstand von 2,5 cm 3628800 Kontrollvolumina besaß.

Die Brandquelle war gemäß den Erläuterungen im Abschnitt 6.1.1 als 60 kg Polypropylen definiert. Der Brandverlauf an der Brandquelle wurde durch die in Abbildung 6-2 dargestellte Wärmefreisetzungsrate charakterisiert. Weitere die Brandquelle definierende Parameter sind in der folgenden Tabelle zusammengefasst. Hierbei handelt es sich um Parameter, die durch den Anwender in die Reaktionszeile (engl.: reaction line) von FDS eingegeben wurden.

Tabelle 6-4: Eingaben in die Reaktionszeile von FDS zur Definition der Rahmenbedingungen bei der Gittersensitivitätsanalyse und Validierung

Parameter	Eingabe	Anmerkungen
Fuel	POLYPROPYLENE	Summenformel: C_3H_6
Soot_Yield	0,060	gemäß: Tabelle 6-2
CO_Yield	0,080	gemäß: Tabelle 6-2
HEAT_OF_COMBUSTION	37,137	gemäß: Tabelle 6-1
IDEAL	.FALSE.	

Der Wert für die Verbrennungswärme (engl.: heat of combustion - HOC) entspricht der effektiven Verbrennungswärme (EHC) aus Tabelle 6-1. Dieser Wert ist gegenüber dem Heizwert von Polypropylen um das Maß der Unvollständigkeit der Verbrennung geringer. Es wurde die Funktion IDEAL=.FALSE. ausgewählt, damit FDS während der Simulationen keine weitere Reduzierung der Verbrennungswärme unter Berücksichtigung der angegebenen Entstehungsanteile durchführen konnte.

Die Temperaturmessstrecken in der Brandraumecke und in der Öffnungsfläche sowie das Vergleichsbauteil in der Decke hatten für die Gittersensitivitätsanalyse keine Bedeutung.

Abbildung 6-5 zeigt die Ergebnisse der Gittersensitivitätsanalyse. Dargestellt sind die Temperaturen zum Zeitpunkt von 1500 Sekunden in der vorderen Brandraumecke und vor der Öffnung außerhalb des Brandraumes. Die Feststellung der Temperaturen in der Brandraumecke fand an derselben Stelle statt, wo sich die für die Validierung relevante Temperaturmessstrecke befand. Zusätzlich zu den Temperaturen wurden an dieser Stelle auch Simulationsergebnisse für die Dichte und die Strömungsgeschwindigkeit ermittelt. Diese sind im Kapitel 11 (Anhang C2) zusammengefasst.

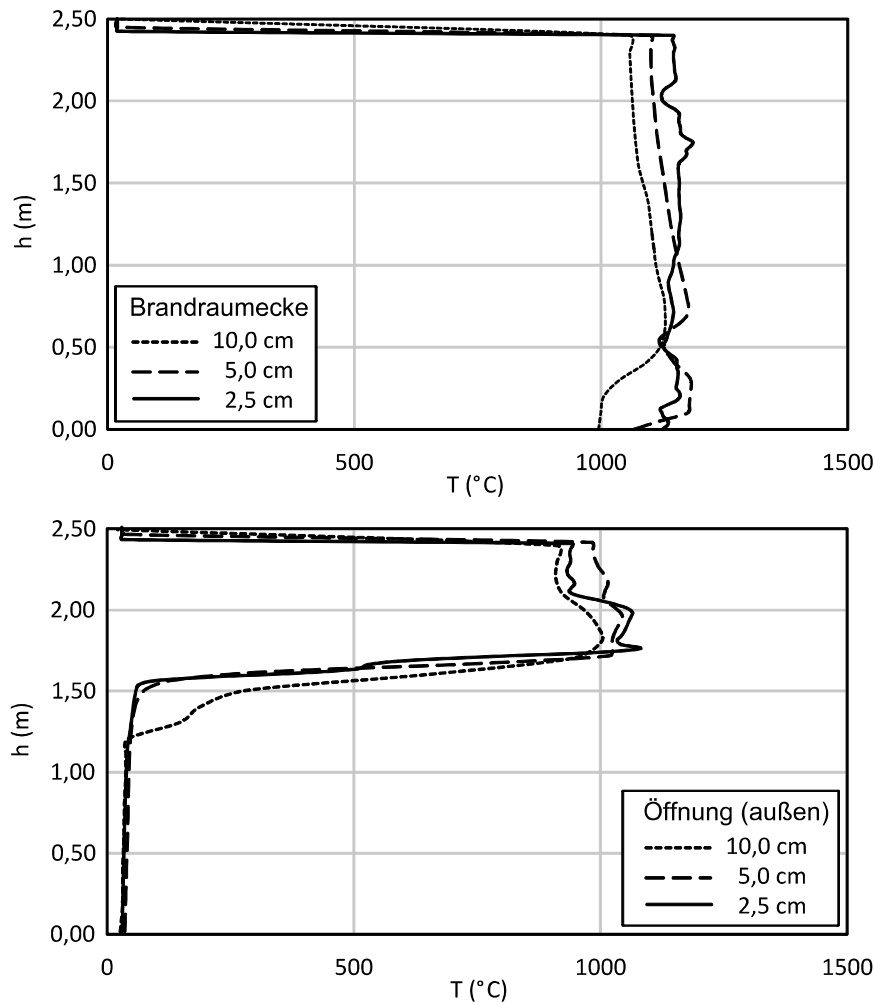


Abbildung 6-5: Simulationsergebnisse der Gittersensitivitätsanalyse für die Temperaturen in der Brandraumecke und vor der Öffnung bei drei Gitterweiten zum Zeitpunkt von 1500 Sekunden

Für die Brandraumecke (oberes Bild) zeigt die Abbildung 6-5 bei den drei Gitterweiten Temperaturen, die unter der Decke in 2,40 m ähnliche Werte wie am Fußboden aufweisen. Diese gleichmäßige Temperaturverteilung ergibt sich aus der Tatsache, dass sich der Brand zum Zeitpunkt von 1500 Sekunden in der Vollbrandphase befindet und unterventiliert ist. Dadurch ist der Raum annähernd vollständig mit Pyrolysegasen gefüllt,

und die Verbrennung der Pyrolysegase findet überwiegend vor der Öffnungsfläche statt. Eine rauchfreie Schicht, in der geringere Temperaturen vorherrschen, existiert nicht.

Für die Öffnung (unteres Bild) zeigt die Abbildung 6-5 oberhalb von 1,50 m Höhe höhere Temperaturen als in dem Bereich darunter. Ursächlich für die höheren Temperaturen im oberen Bereich sind die heißen Brenngase, die durch die Öffnungsfläche nach außen treten und dort aufgrund des Auftriebs nach oben steigen. Im unteren Bereich strömt hingegen kühlere Umgebungsluft in die Richtung der Öffnungsfläche, wodurch die geringeren Temperaturen in diesem Bereich zustande kommen.

Der Vergleich der drei Gitterweiten zeigt, dass sowohl in der Brandraumecke als auch vor der Öffnung die Ergebnisse des 5,0 cm-Gitters hinsichtlich der Temperaturen nur geringfügig von den Ergebnissen des 2,5 cm-Gitters abweichen. Der größte Temperaturunterschied zwischen dem 5,0 cm-Gitter und dem 2,5 cm-Gitter findet in der Brandraumecke in 1,70 m Höhe statt und beträgt 60 K. In der Öffnung findet der größte Temperaturunterschied in 2,20 m Höhe statt und beträgt ebenfalls 60 K. Der Temperaturunterschied von 60 K in der Brandraumecke und in der Öffnung bedeutet eine Abweichung des 5,0 cm-Gitters von dem 2,5 cm-Gitter um 6 %.

Größere Unterschiede bestehen zwischen dem 10,0 cm-Gitter und dem 2,5 cm-Gitter. Hier findet in der Brandraumecke die größte Temperaturdifferenz in 0,20 m Höhe statt und beträgt 150 K. In der Öffnung findet die größte Temperaturdifferenz in 1,50 m Höhe statt und beträgt 250 K. Diese Temperaturunterschiede bedeuten eine Abweichung des 10,0 cm-Gitters von dem 2,5 cm-Gitter um 14 % in der Brandraumecke und um 89 % in der Öffnungsfläche.

Darauf, dass die bessere Übereinstimmung der Ergebnisse zwischen dem 5,0 cm-Gitter und dem 2,5 cm-Gitter besteht, deuten auch die Ergebnisse für die Dichte und die Strömungsgeschwindigkeit im Kapitel 11 (Anhang C2) hin. Sie zeigen ebenfalls eine bessere Übereinstimmung zwischen dem 5,0 cm-Gitter und dem 2,5 cm-Gitter als zwischen dem 10,0 cm-Gitter und dem 2,5 cm-Gitter.

Für die numerischen Untersuchungen der Validierung und der Brandsimulationen wäre das 2,5 cm-Gitter im Vergleich zu den anderen Gittern grundsätzlich am besten geeignet. Bei dieser Gitterweite besteht die Annahme, dass die Simulationsergebnisse vorwiegend durch die physikalischen Phänomene anstatt durch den Knotenabstand bestimmt werden. Da das 5,0 cm-Gitter jedoch nur geringfügig von dem 2,5 cm-Gitter abweichende Ergebnisse in dem numerischen Modell erzielt und gleichzeitig einen geringeren Rechenaufwand bei der Simulation bedeutet, wurde das 5,0 cm-Gitter für die weiteren numerischen Untersuchungen verwendet.

6.1.4 Validierung

Die Validierung des numerischen Modells beinhaltet den Vergleich der bei den Brandversuchen im TOXFIRE-Forschungsprojekt experimentell ermittelten Temperaturen mit den bei der Simulation berechneten Temperaturen.

Die Simulation für die Validierung erfolgte mittels 5,0 cm-Gitter über einen Zeitraum von 2800 Sekunden. Wie bei der Gittersensitivitätsanalyse war auch bei der Validierung die Brandquelle durch 60 kg Polypropylen definiert. Auch sämtliche die Brandquelle betreffenden Rahmenbedingungen waren dieselben wie bei der Gittersensitivitätsanalyse. Das numerische Modell war entsprechend den Erläuterungen im Abschnitt 6.1.1.1 aufgebaut.

Der bei der Validierung stattfindende Vergleich der Temperaturen erfolgte an den im Abschnitt 6.1.1.1 beschriebenen Temperaturmessstrecken. An der Temperaturmessstrecke in dem Brandraum wurden die Auswertungspunkte in den Höhen 2,00 m, 1,40 m und 0,95 m für den Vergleich ausgewählt. An der Temperaturmessstrecke in der Öffnungsfläche wurde der Auswertungspunkt in Höhe von 1,90 m verwendet. Dieser befand sich in der oberen Hälfte der Öffnungsfläche. Die ausgewählten Auswertepunkte maßen die in Abbildung 6-3 dargestellten Temperaturen,

Die Abbildung 6-6 zeigt die Ergebnisse der Validierung. In der Darstellung sind die durch FDS berechneten Temperaturen den gemessenen Temperaturen gegenübergestellt. Für die Brandraumecke sind lediglich die Temperaturen in 2,00 m Höhe dargestellt. Die Temperaturen in 1,40 m und 0,95 m Höhe weisen ein ähnliches Ergebnis wie die Temperaturen in 2,00 m Höhe auf und sind im Kapitel 11 (Anhang C3) zusammengefasst.

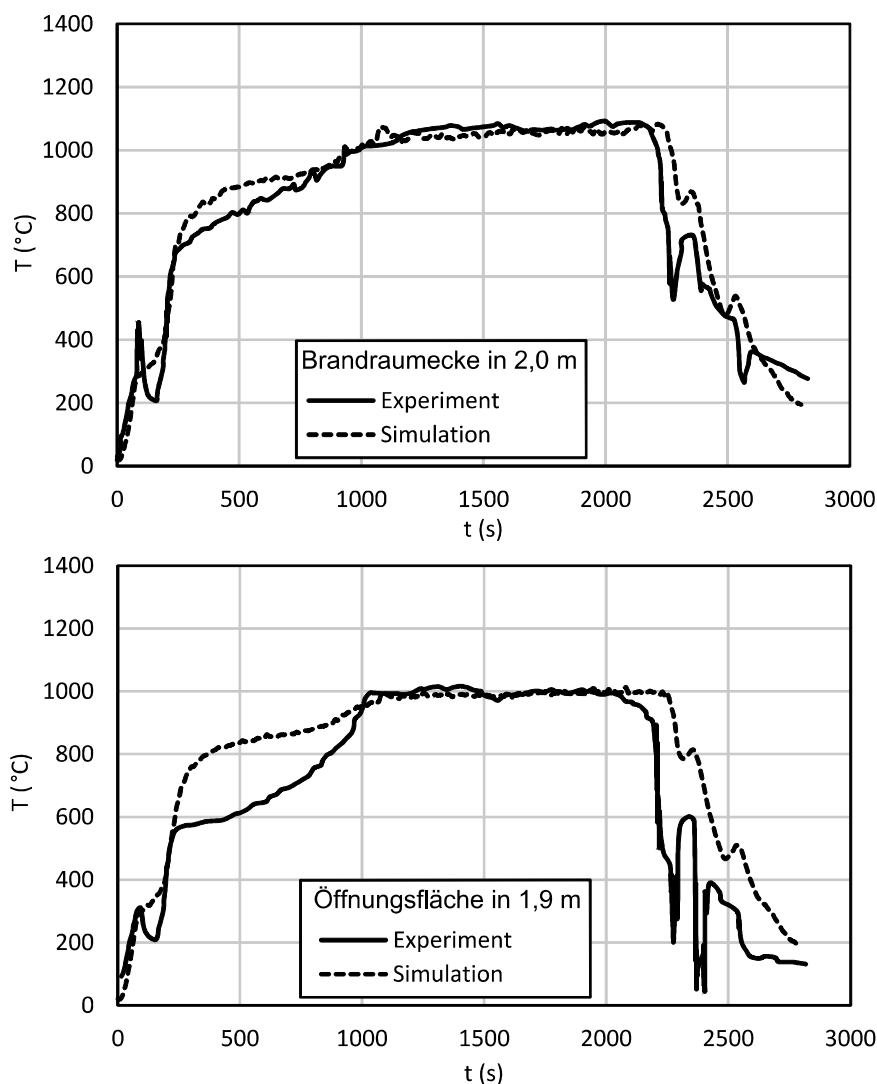


Abbildung 6-6: Vergleich der modellierten und der experimentell ermittelten Temperaturen in der Brandraummecke und in der Öffnungsfläche des numerischen Modells in FDS

Innerhalb der ersten 100 Sekunden verlaufen die gemessenen und die berechneten Temperaturen an beiden Orten gleich. Anschließend weichen die gemessenen von den berechneten Temperaturen ab und durchlaufen einen Tiefpunkt. Diese Abweichung kommt durch den nach ca. 100 Sekunden abgeschalteten Ringbrenner des Experimentes zustande.

Zwischen 250 und 1100 Sekunden bestehen ebenfalls Unterschiede zwischen dem Experiment und der Simulation. In der Öffnungsfläche beträgt die maximale Temperaturdiskrepanz 230 K, was einer Abweichung der Simulation von dem Experiment um 32 % entspricht. In dem Brandraum beträgt in diesem Zeitraum die maximale Temperaturdiskrepanz 85 K, was einer Abweichung der Simulation von dem Experiment um 10 % entspricht. Ursächlich für die große Diskrepanz in der Öffnungsfläche ist die Eigen-

schaft von FDS, Strömungen in durchströmten Querschnitten nicht korrekt berechnen zu können. So ist FDS nicht dazu in der Lage, durch adaptives Verfahren die Gitterauflösung in durchströmten Querschnitten anzupassen.

Auf den Plateaus weichen die berechneten Temperaturen in der Brandraumecke und in der Öffnung nur um maximal 10 K von den gemessenen Temperaturen ab. Diese Temperaturdifferenz bedeutet eine Abweichung der Simulation von dem Experiment um weniger als 1 %. Diese hohe Übereinstimmung bedeutet, dass die Auswirkungen der unterventilierten Versuchsbedingungen, die während der Plateaus vorherrschen, in der Simulation derart berechnet werden, wie sie auch im Brandversuch stattgefunden haben.

Im Anschluss an die Plateaus sind die Verläufe der dargestellten Kurven durch ein starkes Absinken geprägt. In der Brandraumecke sinken die Temperaturen des Experimentes nach 2350 Sekunden und die Temperaturen in der Simulation nach 2500 Sekunden. In der Öffnungsfläche sinken die Temperaturen des Experimentes nach ca. 2200 Sekunden und die in der Simulation nach 2500 Sekunden ab. An beiden Orten dauert somit das Plateau bei der Simulation zwischen 150 und 300 Sekunden länger an als bei dem Experiment.

Die numerischen Ergebnisse für die Temperaturkurven in 2,00 m Höhe in der Brandraumecke und in 1,90 m Höhe in der Öffnungsfläche zeigen eine gute Übereinstimmung zu den experimentellen Ergebnissen aus den TOXFIRE-Brandversuchen. Ähnlich gute Übereinstimmungen zwischen dem Experiment und der Simulation bestehen auch in der Brandraumecke in 1,40 m und 0,95 m Höhe (vgl. Kapitel 11 (Anhang C3)).

6.2 Aufstellung von Bemessungsbränden

Für die Untersuchungen zum Einfluss der Verbrennungseffizienz auf die Bauteilbelastung im Rahmen der brandschutztechnischen Bemessung von Gebäuden wurden gemäß dem im Abschnitt 3.4.2 und im Kapitel 11 (Anhang C4) erläuterten Berechnungsverfahren Bemessungsbrände aufgestellt. Sie charakterisieren den Kurvenverlauf einer Wärmefreisetzungsrate und fanden als Rahmenbedingungen in der numerischen Brandsimulation der vorliegenden Arbeit Anwendung.

Die Grundlage für die Aufstellung der Bemessungsbrände stellte ein fiktives Bemessungsbrandszenario in dem Room Corner Test dar. Die Brandquelle befand sich mittig in der hinteren Hälfte des Brandraumes in 0,50 m Höhe und auf einer Fläche von $A_f = 1,2 \text{ m}^2$. Sie bestand aus Fichtenholz, dessen Masse $M_k = 20 \text{ kg}$ betrug. Die Öffnungsfläche hatte eine Höhe von 2,00 m und eine Breite von 0,80 m. Weder Löschmaßnahmen noch ein Flash-over waren Teile des Bemessungsbrandszenarios.

Die für das Berechnungsverfahren relevanten Berechnungsparameter sind in der folgenden Tabelle zusammengefasst:

Tabelle 6-5: Parameter für die Aufstellung der Bemessungsbrände

Parameter	Symbol	Wert
Maximalwert der Verbrennungseffizienz (-)	χ_{max}	1,0
Verbrennungseffizienz nach „Methode des gesamten Versuches“ (-)	$\chi_{ges,CC}$	0,72
Verbrennungseffizienz nach „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ (-)	$\chi_{10-90,CC}$	0,64
Verbrennungseffizienz nach „Methode der Vollbrandphase“ (-)	$\chi_{VBP,CC}$	0,6
Heizwert (MJ/kg)	h_u	18,347
Masse (kg)	M_k	20,0
charakteristischer Wert der flächenbezogenen HRR nach [DINEN1991-1-2/NA] (MW/m ²)	RHR_f	0,25
flächenbezogene MLR (experimentell) (g/sm ²)	\dot{m}''	9,0
charakteristische Anstiegszeit nach [DINEN1991-1-2/NA] (s)	t_α	300
Öffnungsfläche (m ²)	A_w	1,60
gemittelte lichte Höhe (m)	h_w	2,00
Fläche Brandquelle (m ²)	A_f	1,20
Teilsicherheitsbeiwert für max. HRR (-)	$\gamma_{fi,\dot{Q}}$	0,80
Teilsicherheitsbeiwert für Brandlast (-)	$\gamma_{fi,Q}$	0,75

Die Verbrennungseffizienzen der drei Bestimmungsmethoden stammen aus den experimentellen Untersuchungen von Fichtenholz im Cone Calorimeter bei 50 kW/m² (vgl. Abschnitt 5.4.2.1).

Der Heizwert h_u entspricht dem im Abschnitt 5.1.3 festgelegten Wert für Fichtenholz.

Bei dem charakteristischen Wert der flächenbezogenen Wärmefreisetzungsrate RHR_f handelt es sich um einen Tabellenwert gemäß [DINEN1991-1-2/NA]. Er ist für den Brand in einem Bürogebäude zutreffend, da der Room Corner Test in Bezug auf seine Raumfläche, Deckenhöhe und Umfassungsbauteile mit einem Büroraum vergleichbar ist. Außerdem ist das Fichtenholz als Brandquelle hinsichtlich seiner physikalischen Eigenschaften mit holzartigen Büromöbeln vergleichbar.

Die flächenbezogene Massenverlustrate \dot{m}'' wurde aus den Experimenten im Cone Calorimeter bei einer Wärmestromdichte von 50 kW/m^2 ermittelt.

Die charakteristische Anstiegszeit $t_\alpha = 300 \text{ s}$ entspricht einer mittleren Brandentwicklung, die nach [Buc01] bei massiven Holzmöbeln und Bürogebäuden zu erwarten ist.

Die Öffnungsfläche von A_w ergibt sich aus den Abmessungen für Breite und Höhe der Öffnung. Die Höhe entsprach der gemittelten Höhe h_w .

Für die zu betrachtende horizontale Fläche wird in der DIN EN 1991-1-2/NA die gesamte Raumfläche A_r vorgeschlagen. Abweichend hiervon wurde in den vorliegenden Untersuchungen die Fläche der Brandquelle A_f verwendet, da eine Brandausbreitung über die räumliche Begrenzung der Brandquelle hinaus in dem numerischen Modell nicht vorgesehen war.

Der Teilsicherheitsbeiwert der Wärmefreisetzungsrates $\gamma_{fi,Q}$ berücksichtigt, wie auch der Teilsicherheitsbeiwert für die Brandlasten $\gamma_{fi,Q}$, die Auftretenswahrscheinlichkeit eines Schadenfeuers, die Sicherheitsanforderungen des Gebäudes und vorhandene Schutzmaßnahmen, zu denen die manuelle und automatische Brandbekämpfung zählen. Die Berechnung dieser Werte ist im Kapitel 11 (Anhang C5) zusammengefasst.

Die Aufstellung der Bemessungsbrände unter Anwendung der Werte aus Tabelle 6-5 erfolgte gemäß der Gl. 3-17 und Gl. 3-18 im Abschnitt 3.4.2 und der Gl. 11-1 bis Gl. 11-5 im Kapitel 11 (Anhang C4). Dabei wurden die Werte für den Bemessungswert der Gesamtbrandlast $Q_{f,d}$, die Werte für die Zeitbereiche der drei Brandphasen t_1 , t_2 und t_3 , die Werte für die Brandlastanteile Q_1 , Q_2 und Q_3 der drei Brandphasen sowie die Bemessungswerte der maximalen Wärmefreisetzungsrates $\dot{Q}_{max,d}$ rechnerisch ermittelt. Entsprechend der Gl. 11-5 stellte sich heraus, dass das Bemessungsbrandszenario bei jeder der vier Verbrennungseffizienzen einen brandlastgesteuerten Brand charakterisiert.

Bei der Berechnung der maximalen Wärmefreisetzungsrates für den brandlastgesteuerten Brand wurden zwei Berechnungsverfahren angewandt:

Zum einen wurde gemäß DIN EN 1991-1-2/NA der charakteristische Wert der flächenbezogenen Wärmefreisetzungsrates RHR_f verwendet. Dieses bildet die Gl. 3-17 ab. Hiernach aufgestellte Bemessungsbrände werden im Folgenden als Variante 1 bezeichnet.

Zum anderen wurde anstelle der Gl. 3-17 die Gl. 3-18 verwendet. Statt des tabellarisch ermittelten Wertes für RHR_f wurden die experimentell ermittelten Werte für die flächenbezogene Massenverlustrate \dot{m}'' , für den Heizwert h_u und für die Verbrennungsef-

fizienz χ verwendet. Die unter Anwendung der Gl. 3-18 aufgestellten Bemessungsbrände werden im Folgenden als Variante 2 bezeichnet.

Die beiden Varianten in Kombination mit den vier Verbrennungseffizienzen ergeben insgesamt acht unterschiedliche Bemessungsbrände, die im Folgenden erläutert werden. Im Kapitel 11 (Anhang C6) ist die Aufstellung eines Bemessungsbrandes beispielhaft für die Variante 1 unter Anwendung der Verbrennungseffizienz $\chi_{VBP,CC} = 0,6$ dargestellt.

Die Abbildung 6-7 zeigt die nach Variante 1 aufgestellten Bemessungsbrände:

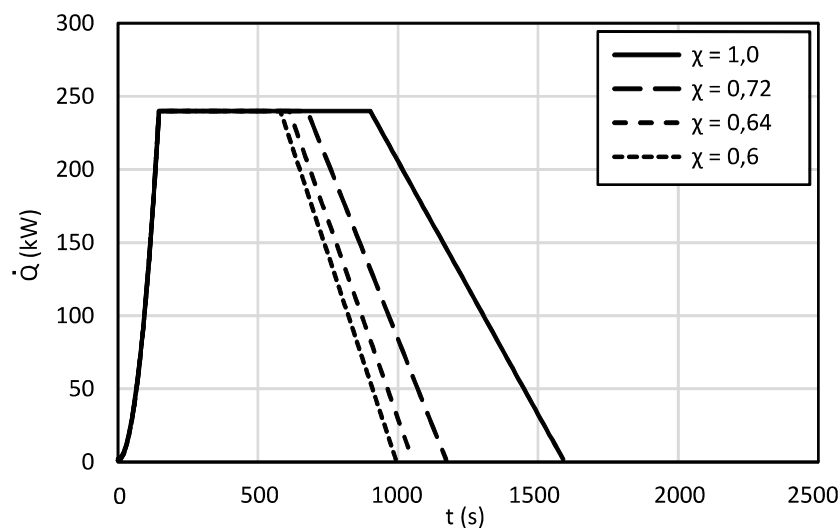


Abbildung 6-7: Bemessungsbrände gemäß [DINEN1991-1-2/NA] bei Anwendung unterschiedlicher Werte der Verbrennungseffizienz

Während der Brandausbreitungsphase steigen die Wärmefreisetzungsraten der vier Bemessungsbrände gemäß einem quadratischen Anstieg an, bis sich nach 147 Sekunden ein für die Vollbrandphase charakteristisches Plateau einstellt. Dieses weist bei allen Verbrennungseffizienzen einen Bemessungswert der maximalen Wärmefreisetzungsrate von $\dot{Q}_{max,d} = 240$ kW auf. Der Grund für das gleiche Plateau bei allen Bemessungsbränden liegt in der Tatsache, dass die Berechnung der maximalen Wärmefreisetzungsrate nicht auf Grundlage der Verbrennungseffizienz, sondern anhand des Tabellenwertes für den charakteristischen Wert der flächenbezogenen Wärmefreisetzungsrate RHR_f stattfand (vgl. Gl. 3-17). Der Zeitbereich des Plateaus wird als Vollbrandphase definiert. Sie endet später, wenn die Verbrennungseffizienz einen größeren Wert hat. Das Ende des Bemessungsbrandes findet ebenfalls später statt, wenn die Verbrennungseffizienz größer ist. Bei der Verbrennungseffizienz $\chi_{VBP,CC} = 0,6$ findet das Ende nach $t_3 = 992$ Sekunden und bei der Verbrennungseffizienz $\chi_{max} = 1,0$ nach $t_3 = 1589$ Sekunden statt. Grund für die unterschiedlichen Dauern ist die Gl. 11-1 im Kapitel 11 (Anhang

C4), durch die der Bemessungsbrand eine umso größere Gesamtbrandlast aufweist, je größer die Verbrennungseffizienz ist.

Die Abbildung 6-8 zeigt die nach Variante 2 aufgestellten Bemessungsbrände:

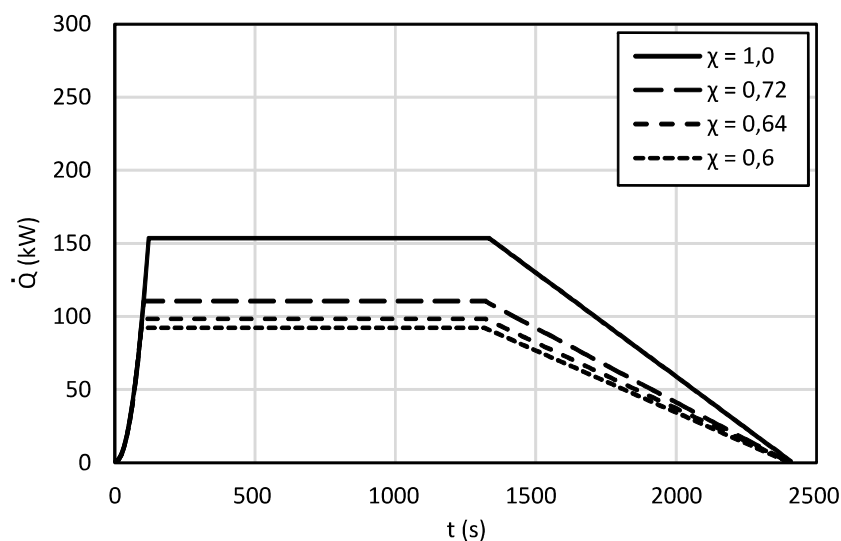


Abbildung 6-8: Bemessungsbrände gemäß alternativem Rechenweg bei Anwendung unterschiedlicher Werte der Verbrennungseffizienz

Wie bei Variante 1 steigt auch hier die Wärmefreisetzungsrate entsprechend einem quadratischen Anstieg an. Jedoch findet der Wechsel von der Brandausbreitungs- zur Vollbrandphase bei den vier Bemessungsbränden zu unterschiedlichen Zeitpunkten statt. Dieses liegt an der Tatsache, dass die maximale Wärmefreisetzungsrate gemäß Gl. 3-18 unter Berücksichtigung der Verbrennungseffizienz berechnet wurde. Das Plateau ist bei Verwendung der kleinsten Verbrennungseffizienz mit $\dot{Q}_{max,d} = 92$ kW am geringsten und bei Verwendung der größten Verbrennungseffizienz mit $\dot{Q}_{max,d} = 154$ kW am höchsten. Die Zeitpunkte für das Ende der Bemessungsbrände finden umso später statt, je größer die Verbrennungseffizienz ist. So endet der Bemessungsbrand bei der kleinsten Verbrennungseffizienz nach $t_3 = 2390$ Sekunden und bei der größten Verbrennungseffizienz nach $t_3 = 2408$ Sekunden.

Der Vergleich der beiden Varianten zeigt, dass sich bei Variante 1 die verschiedenen Verbrennungseffizienzen nur auf die Dauer und nicht auf die maximale Wärmefreisetzungsrate der Bemessungsbrände auswirken. Bei der Variante 2 findet hingegen eine Auswirkung auf die maximale Wärmefreisetzungsrate statt. Gleichzeitig findet eine geringe Auswirkung auf die Branddauer statt.

6.3 Ergebnisse der numerischen Untersuchungen

Die durch die acht Bemessungsbrände beschriebenen Wärmefreisetzungsraten wurden in dem numerischen Modell als Rahmenbedingungen für die Brandquelle verwendet.

Weitere die Brandquelle charakterisierende Rahmenbedingungen sind in der folgenden Tabelle zusammengefasst. Bei diesen Rahmenbedingungen handelt es sich um Einträge, die in der Reaktionszeile der Textdatei von FDS durch den Anwender vorgenommen wurden:

Tabelle 6-6: Eingaben in die Reaktionszeile von FDS zur Definition der Rahmenbedingungen für die Brandsimulationen

Parameter	Eingabe	Anmerkungen
Fuel	SPRUCE WOOD	Summenformel: $\text{CH}_{1,5}\text{O}_{0,7}$
Soot_Yield	0,015	
CO_Yield	0,004	
HEAT_OF_COMBUSTION	18,347	bei $\chi_{max} = 1,0$
HEAT_OF_COMBUSTION	13,209	bei $\chi_{ges,CC} = 0,72$
HEAT_OF_COMBUSTION	11,742	bei $\chi_{10-90,CC} = 0,64$
HEAT_OF_COMBUSTION	11,008	bei $\chi_{VBP,CC} = 0,6$
IDEAL	.FALSE.	

Die Summenformel von Fichtenholz (engl.: spruce wood) lautet $\text{CH}_{1,5}\text{O}_{0,7}$ und wurde der Literatur [Rob64] entnommen.

Bei den Entstehungsanteilen für Ruß (engl.: Soot) und Kohlenstoffdioxid handelt es sich ebenfalls um Literaturwerte, die in [Tew02] für einen gut ventilierten Brand von Holz angegeben sind.

Die vier in der Tabelle angegebenen Verbrennungswärmen (engl.: heat of combustion - HOC) wurden unter Berücksichtigung der vier Verbrennungseffizienzen und des Heizwertes von Fichtenholz entsprechend Gl. 3-16 rechnerisch ermittelt. Um die Reduzierung der Verbrennungswärmen durch FDS in Abhängigkeit von den Entstehungsanteilen für Ruß und Kohlenstoffdioxid zu deaktivieren, wurde die Funktion „IDEAL=.FALSE.“ gewählt.

Die Gitterweite des numerischen Modells betrug 5,0 cm. Während der Simulationen wurden an zwei Auswertungspunkten die Temperaturen berechnet. Diese befanden sich

mittig in 5,0 cm Tiefe des Vergleichsbauteils und in der vorderen linken Brandraumecke in einer Höhe von 2,0 m über dem Boden.

Die Ergebnisse für die Temperaturen in dem Vergleichsbau teil sind in der Abbildung 6-9 in Form der schwarzen Kurven dargestellt. Die Temperaturen in der Brandraumecke sind in grau dargestellt:

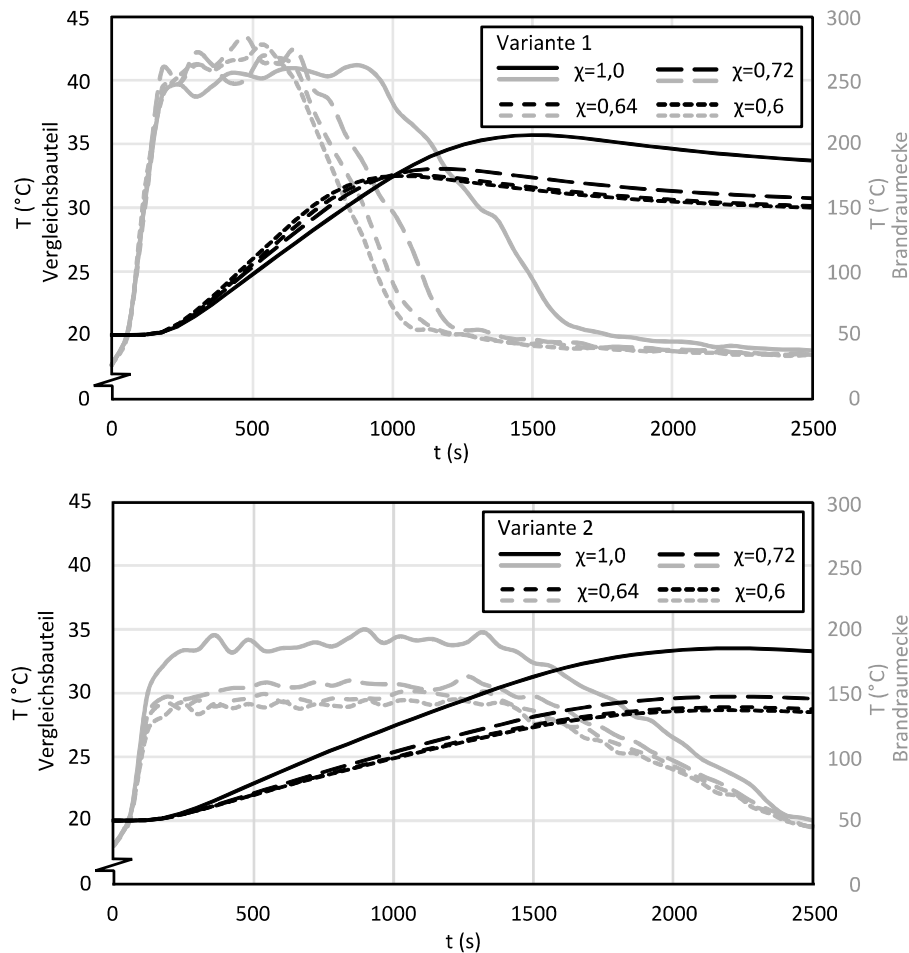


Abbildung 6-9: Temperaturen im Vergleichsbau teil und in der Brandraumecke des numerischen Modells von FDS bei Anwendung der Bemessungsbrände nach Variante 1 (oben) und Variante 2 (unten)

Das obere Bild zeigt die Ergebnisse bei Verwendung der Bemessungsbrände nach Variante 1. Die in schwarz dargestellten Temperaturkurven in 5,0 cm Tiefe des Vergleichsbau teils steigen bis zum Erreichen der Maxima an und sinken wieder ab, sobald die Bemessungsbrände gemäß Abbildung 6-7 annähernd keine Wärmefreisetzungsrate mehr aufzeigen. Die Temperaturmaxima sind größer und finden später statt, wenn die Verbrennungseffizienz einen höheren Wert aufweist. Das Maximum hat bei $\chi_{VBP,CC} = 0,6$ den Wert 32,6 °C, bei $\chi_{10-90,CC} = 0,64$ den Wert 32,7 °C, bei $\chi_{ges,CC} = 0,72$ den Wert

33,2 °C und bei $\chi_{max} = 1,0$ den Wert 35,9 °C. Zwischen den Temperaturen bei kleinster und größter Verbrennungseffizienz beträgt die Differenz 4,8 °C. Damit ist die Temperatur bei größter Verbrennungseffizienz im Vergleich zu der Temperatur bei kleinster Verbrennungseffizienz um 16,8 % höher. Die in grau dargestellten Temperaturkurven der Brandraumecke zeigen zu Beginn einen Anstieg, der dem quadratischen Verlauf der Bemessungsbrände während der Brandausbreitungsphase ähnlich ist. Anschließend finden annähernd waagerechte Verläufe mit geringer Steigung statt, die länger andauern, wenn die Verbrennungseffizienz größer ist. Das Temperaturmaximum hat bei $\chi_{VBP,CC} = 0,6$ den Wert 273,2 °C, bei $\chi_{10-90,CC} = 0,64$ den Wert 279,3 °C, bei $\chi_{ges,CC} = 0,72$ den Wert 269,3 °C und bei $\chi_{max} = 1,0$ den Wert 255,9 °C. Die Differenz zwischen höchster und niedrigster Maximaltemperatur beträgt 23,4 °C.

Im unteren Bild der Abbildung 6-9 sind die Ergebnisse bei Anwendung der Bemessungsbrände nach Variante 2 dargestellt. Auch hier steigen die Temperaturkurven in 5,0 cm Tiefe des Vergleichsbauteils bis zum Erreichen der Maxima an und sinken anschließend wieder ab, sobald die Bemessungsbrände gemäß Abbildung 6-8 kaum Wärme mehr freisetzen. Das Temperaturmaximum hat bei $\chi_{VBP,CC} = 0,6$ den Wert 28,5 °C, bei $\chi_{10-90,CC} = 0,64$ den Wert 27,7 °C, bei $\chi_{ges,CC} = 0,72$ den Wert 29,5 °C und bei $\chi_{max} = 1,0$ den Wert 33,3 °C und ist somit umso größer, je höher der Wert der Verbrennungseffizienz ist. Die Differenz zwischen den Temperaturen bei kleinster und größter Verbrennungseffizienz beträgt 3,3 °C. Diese Differenz entspricht 10,1 %, um die die Temperatur bei größter Verbrennungseffizienz im Vergleich zu der Temperatur bei kleinster Verbrennungseffizienz höher ist. Die Temperaturkurven der Brandraumecke weisen wie im oberen Bild zunächst einen Temperaturanstieg auf, der dem quadratischen Verlauf der Bemessungsbrände während der Brandausbreitungsphase ähnlich ist. Im Anschluss zeigen die Kurven waagerechte Verläufe, bei denen die Temperaturen höher sind, wenn die Verbrennungseffizienz einen größeren Wert hat. Das Plateau erreicht bei $\chi_{VBP,CC} = 0,6$ den Wert 135,1 °C, bei $\chi_{10-90,CC} = 0,64$ den Wert 141,6 °C, bei $\chi_{ges,CC} = 0,72$ den Wert 153,4 °C und bei $\chi_{max} = 1,0$ den Wert 190,5 °C. Diese Temperaturen zeigen eine maximale Temperaturdifferenz von 55,4 °C.

Der Vergleich der beiden Bilder in Abbildung 6-9 zeigt bei beiden Varianten eine Beeinflussung der Maximaltemperatur in dem Bauteil und in der Brandraumecke durch die Verbrennungseffizienzen. Diese Beeinflussung wird entsprechend der folgenden Begründung als gering bewertet:

Die Tragfähigkeit eines ungeschützten Stahlbauteils ist bis zum Erreichen einer kritischen Temperatur gegeben, wobei die kritische Temperatur in Abhängigkeit von der Materialzusammensetzung und des Lastausnutzungsgrades bei ca. 500 °C liegt. Die in

der Abbildung 6-9 dargestellten Maximaltemperaturen in dem Bauteil befinden sich deutlich unterhalb der kritischen Temperatur für Stahl. Auch die Maximaltemperaturen in der Brandraumecke liegen darunter. Innerhalb des im Bauteil vorherrschenden Temperaturniveaus ist bei der Temperaturdifferenz, die mit 4,8 °C bei der Variante 1 und 3,3 °C bei der Variante 2 gering ist, keine Auswirkung auf die Festigkeit von Stahl zu erwarten. Die in Abschnitt 2.1 herausgestellte Aussage, dass Unsicherheiten bei der experimentellen Ermittlung von Verbrennungseffizienzen eine ungenaue Heißbemessung der Bauteile bzw. Tragwerke zur Folge haben, hat somit bei dem numerischen Modell der vorliegenden Arbeit keine Bedeutung.

Innerhalb eines Bemessungsbrandszenarios, das in Abhängigkeit der gewählten Rahmenbedingungen einen anderen Bemessungsbrand als den des vorliegenden Modells aufweist, kann die Aussage aus Abschnitt 2.1 durchaus von Bedeutung sein. Hierauf weisen die prozentualen Temperaturunterschiede in den Bauteilen hin, die 16,8 % bei der Variante 1 und 10,1 % bei der Variante 2 betragen. So können Bauteiltemperaturen, die infolge anderer Rahmenbedingungen im Bereich der kritischen Temperatur von Stahl liegen, und um mehrere Prozente voneinander abweichen, bei der Heißbemessung unterschiedliche Anforderungen an die Bauteile bzw. Tragwerke zur Folge haben.

Der Vergleich der beiden Bilder zeigt außerdem, dass zeitweise eine gegensätzliche Beeinflussung durch die Verbrennungseffizienz stattfindet. In dem Zeitbereich, während die Bemessungsbrände gemäß Abbildung 6-7 und Abbildung 6-8 ihre Vollbrandphasen aufweisen, sind bei Variante 1 die Temperaturen in der Brandraumecke im Mittel tendenziell höher, je kleiner die Verbrennungseffizienz ist. Bei Variante 2 sind die Brandraumtemperaturen hingegen umso höher, je größer die Verbrennungseffizienz ist. Diese gegensätzliche Auswirkung der Verbrennungseffizienz auf die Brandraumtemperatur ist auch anhand der Abbildung 6-10 ersichtlich:

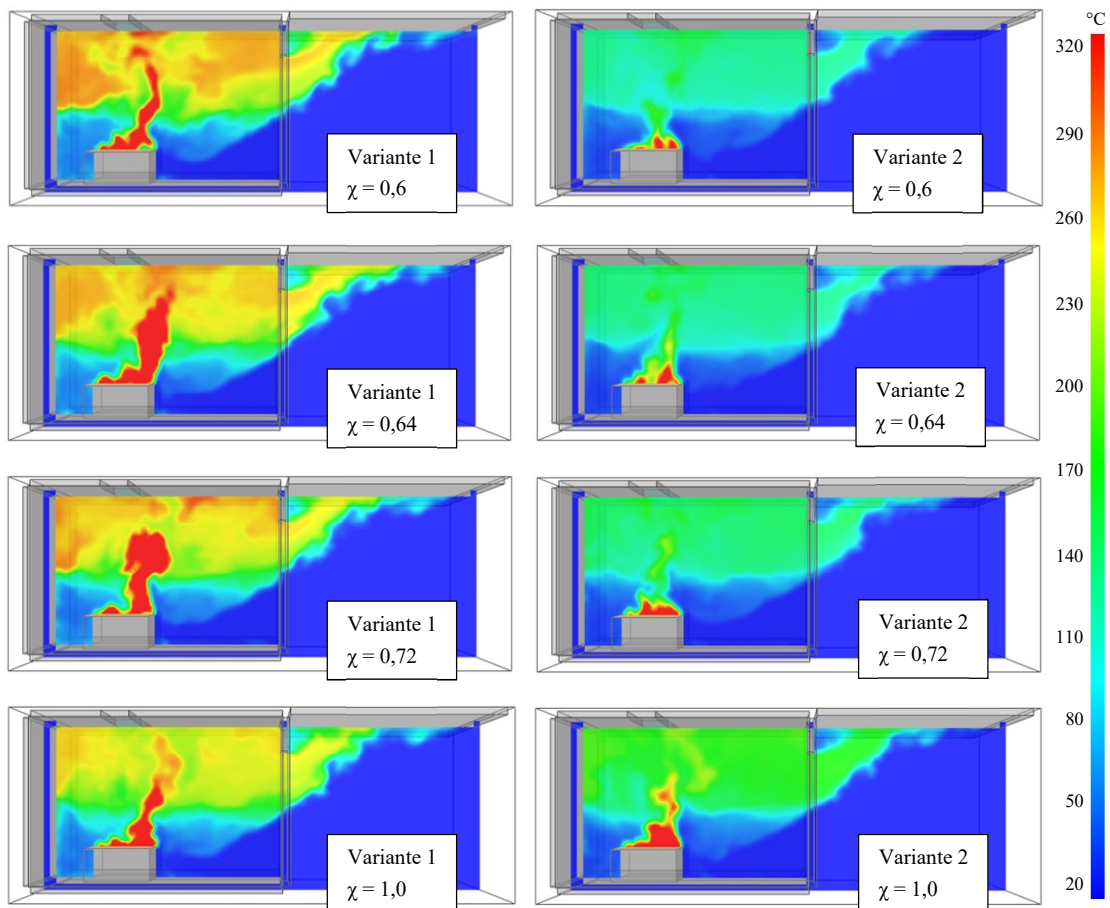


Abbildung 6-10: Temperaturen in dem Brandraum zum Zeitpunkt von 540 Sekunden bei Anwendung der nach Variante 1 und Variante 2 ermittelten Bemessungsbrände

Hier sind die Temperaturen in dem Brandraum zum Zeitpunkt von 540 Sekunden bei den vier Simulationen nach Variante 1 und den vier Simulationen nach Variante 2 abgebildet. In jedem der einzelnen Bilder der Abbildung 6-10 ist das Temperaturprofil innerhalb des geometrischen Modells des Room Corner Tests in der Seitenansicht dargestellt.

Analog zu den Brandraumtemperaturen weisen auch die Bauteiltemperaturen eine gegensätzliche Abhängigkeit von der Verbrennungseffizienz auf, je nachdem, welche Variante angewendet wurde. So findet in Abbildung 6-9 bei Variante 1 der Temperaturanstieg im Bauteil schneller statt, wenn die Verbrennungseffizienz kleiner ist. Eine kleine Verbrennungseffizienz hat hier eine hohe Temperaturanstiegsgeschwindigkeit zur Folge. Bei Variante 2 verläuft der Anstieg der Temperaturkurven hingegen schneller, wenn die Verbrennungseffizienz größer ist.

Die Auswirkung der Verbrennungseffizienz auf den Temperaturanstieg im Bauteil ist bei der Variante 2 plausibler. Per Definition nach Abschnitt 3.2.5 quantifiziert die Verbrennungseffizienz die Umsetzung von Energie bei einer Verbrennung. Die Temperatur

in einem Bauteil steigt schneller an, wenn der darunter befindliche Brennstoff während der Verbrennung einen größeren Anteil seiner enthaltenen Energie in Form von Reaktionswärme freisetzt. Demnach hat der Bemessungsbrand nach Variante 2 innerhalb der numerischen Simulation einen glaubhaften Temperaturverlauf im Bauteil zur Folge.

Die unplausible Abhängigkeit der Bauteiltemperatur von der Verbrennungseffizienz bei Variante 1 ist auf die Modellierung in FDS und die speziellen Eigenschaften der Bemessungsbrände wie folgt zurückzuführen:

FDS berechnet analog der Gl. 3-14 die Stofffreisetzungsrates des Brennstoffes in dem Brandraum aus dem Quotienten von Wärmefreisetzungsrates des Bemessungsbrandes zu Verbrennungswärme. Bei der Variante 1 haben die vier Bemessungsbrände durch die Verwendung von normativen Tabellenwerten die gleichen maximalen Wärmefreisetzungsrates (vgl. Abbildung 6-7). Die Bemessungsbrände basieren jedoch auf unterschiedlichen Verbrennungswärmen (vgl. Tabelle 6-6). Innerhalb des mathematischen Zusammenhanges der Gl. 3-14 befinden sich die Stofffreisetzungsrates und die Verbrennungswärmen in einem umgekehrt proportionalen Verhältnis zueinander, wodurch sich eine umso höher maximale Stofffreisetzungsrates ergibt, je kleiner die verwendete Verbrennungseffizienz ist.

In einem nächsten Schritt simuliert FDS die Wärmefreisetzungsrates in dem Brandraum auf Grundlage der Stofffreisetzungsrates des Brennstoffes. Dieses geschieht entweder analog der Gl. 3-24 unter Berücksichtigung der Bildungsenthalpien aller an der Reaktion beteiligten Stoffkomponenten. Alternativ, wie in der vorliegenden Arbeit geschehen, berechnet FDS die Wärmefreisetzungsrates in dem Brandraum aus jeder Reaktion von freigesetztem Brennstoff mit Luftsauerstoff unter Berücksichtigung der Verbrennungswärmen aus Tabelle 6-6. Für die Variante 1 ergibt sich daraus, dass eine kleine Verbrennungseffizienz, die eine große maximale Stofffreisetzungsrates bedeutet, aufgrund der geringen Verbrennungswärme eine verhältnismäßig geringe Wärmefreisetzungsrates in dem Brandraum zur Folge hat. Diese Wärmefreisetzungsrates hat den gleichen Wert wie bei einer großen Verbrennungseffizienz, die zwar eine kleine maximale Stofffreisetzungsrates bedeutet, jedoch mit einer hohen Verbrennungswärme in einem Zusammenhang steht. Die Wärmefreisetzungsrates in dem Brandraum sind somit bei den vier Bemessungsbränden gleich.

Die Ursache dafür, dass bei Variante 1 eine größere Verbrennungseffizienz eine geringere Temperaturanstiegsgeschwindigkeit im Bauteil zur Folge hat, obwohl die Wärmefreisetzungsrates in dem Brandraum wie oben erläutert bei den vier Bemessungsbränden gleich sind, sind die unterschiedlichen Stofffreisetzungsrates des Brennstoffes. Ein Unterschied in den Stofffreisetzungsrates wirkt sich innerhalb der Simulation auf eine Reihe von physikalischen Größen aus, von denen die Geschwindigkeit und die Dichte

zu den wesentlichsten gehören. So nimmt die Geschwindigkeit unter anderem auf die Bilanzierung der Ströme von Masse, Impuls und Energie Einfluss. Die Dichte findet unter anderem innerhalb der Berechnung des konvektiven Wärmetransportes auf Feststoffe Anwendung. Die Auswirkung von Geschwindigkeit, Dichte und von weiteren Größen auf die Bauteiltemperatur qualitativ und quantitativ zu bewerten, ist anhand der Ergebnisse der numerischen Untersuchungen aus der vorliegenden Arbeit nicht möglich und soll nicht Teil der vorliegenden Arbeit sein. Hierzu sollten gesonderte Untersuchungen durchgeführt werden.

7 Zusammenfassung, Fazit und Ausblick

Die experimentellen Untersuchungen haben gezeigt, dass sich im Cone Calorimeter die „Methode der Vollbrandphase“ bei den ausgewählten Feststoffen und Flüssigkeiten erfolgreich anwenden lässt. Dieses konnte insbesondere anhand der holzartigen Brennstoffe und der Flüssigkeiten nachgewiesen werden, bei denen die für die Brandphasen charakteristischen Merkmale in der Massenverlustrate und ihrer Ableitung eindeutig erkennbar waren. Im Vergleich dazu waren bei den Kunststoffen die charakteristischen Merkmale uneindeutiger, was auf stärker ausgeprägte Kurvenschwankungen zurückzuführen ist.

Auch im SBI haben die experimentellen Untersuchungen gezeigt, dass sich die „Methode der Vollbrandphase“ bei den ausgewählten festen und flüssigen Brennstoffen anwenden lässt. Jedoch waren nur beim Fichtenholz bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner die für die Brandphasen charakteristischen Merkmale in der Massenverlustrate und ihrer Ableitung besonders gut erkennbar. Bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner sowie bei allen Ergebnissen der Kunststoffe und der Flüssigkeiten erschwerten die Kurvenschwankungen das Identifizieren der Merkmale.

Auf Grundlage dieser Ergebnisse wurden die mit der „Methode der Vollbrandphase“ berechneten Verbrennungseffizienzen mit den Werten verglichen, die unter Anwendung der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ und der „Methode des gesamten Versuches“ berechnet wurden. Dabei stellte sich für die Feststoffe heraus, dass die beiden zuletzt genannten Methoden höhere Verbrennungseffizienzen ergeben, als sich mit der „Methode der Vollbrandphase“ berechnen lassen. Ursächlich hierfür ist die Abklingphase, die bei der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ und der „Methode des gesamten Versuches“ zumindest anteilig zusätzlich zur Vollbrandphase mitberücksichtigt wird. Die Abklingphase beinhaltet den Glimmbrand des Kohlerückstandes. Die höheren Werte kommen dadurch zustande, dass nur der Heizwert des ursprünglichen Stoffes und nicht zusätzlich der Heizwert des Kohlerückstandes als Bezugswert innerhalb der Berechnungsgleichung verwendet wird.

Im Gegensatz zu den ausgewählten Feststoffen bilden die Flüssigkeiten keinen Kohlerückstand aus. Ihr Heizwert, mit Ausnahme von Benzin, ändert sich während der Verbrennung nicht. Infolgedessen ergeben die drei Methoden bei den Flüssigkeiten Werte, die sich kaum bis gar nicht voneinander unterscheiden.

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen konnte außerdem gezeigt werden, dass sich im Cone Calorimeter bei Variation der Versuchsbedingungen die Verbrennungsef-

fizienz der Feststoffe am besten reproduzieren lässt, wenn die „Methode der Vollbrandphase“ verwendet wird. So ist bei dieser Methode die Abweichung zwischen den Ergebnissen der unterschiedlichen Wärmestromdichten am geringsten. Auf die Ergebnisse im SBI trifft dieser Sachverhalt nur bei den Kunststoffen zu. Bei den holzartigen Stoffen ist die Abweichung zwischen dauerhaft und kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner hingegen bei der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“ am geringsten.

Auf Grundlage der Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen wurden im zweiten Teil der vorliegenden Arbeit numerische Untersuchungen durchgeführt, bei denen der Einfluss der Verbrennungseffizienz auf die Bauteilbelastung in einem Raumbrand analysiert wurde.

Hierfür wurden rechnerisch Bemessungsbrände aufgestellt. Die maximalen Wärmefreisetzungsraten der Bemessungsbrände wurden einerseits gemäß dem Eurocode 1 und andererseits unter Verwendung von experimentell ermittelten Parametern ermittelt, zu denen auch die Verbrennungseffizienz zählt.

Anhand des numerisch simulierten Brandes in dem Room Corner Test konnte gezeigt werden, dass die für die Aufstellung der Bemessungsbrände verwendeten Verbrennungseffizienzen Einfluss auf die maximalen Bauteiltemperaturen in dem Brandraum nehmen. Dieser Einfluss ist bei den gewählten Rahmenbedingungen, die das numerische Modell der vorliegenden Arbeit charakterisieren, gering. Bei veränderten Rahmenbedingungen, die größere Wärmefreisetzungsraten der Bemessungsbrände oder größere Ventilationsöffnungen zur Folge haben, könnten die maximalen Bauteiltemperaturen in Abhängigkeit von den Verbrennungseffizienzen größere Unterschiede aufweisen. Dieses könnte dann bedeuten, dass eine Unsicherheit bei der Ermittlung der Verbrennungseffizienz eine Ungenauigkeit bei der Heißbemessung von Bauteilen bzw. Tragwerken nach DIN EN 1991-1-2 zur Folge hat.

Anhand des numerisch simulierten Brandes konnte weiterhin gezeigt werden, dass zwischen den für die Aufstellung der Bemessungsbrände verwendeten Verbrennungseffizienzen auf der einen Seite und den Temperaturanstiegsgeschwindigkeiten im Bauteil auf der anderen Seite eine gegensätzliche Abhängigkeit bestehen kann. Dieses ist dann der Fall, wenn die Berechnung der Bemessungsbrände gemäß dem Eurocode 1 oder anhand der experimentell ermittelten Parameter stattfindet. Bei der Berechnung gemäß dem Eurocode 1 war die Temperaturanstiegsgeschwindigkeit höher, wenn die Verbrennungseffizienz kleiner war. Bei Verwendung der experimentell ermittelten Parameter war die Temperaturanstiegsgeschwindigkeit hingegen höher, wenn die Verbrennungseffizienz größer war. Die gegensätzliche Auswirkung der Bemessungsbrände ist auf die Modellierung von FDS und die speziellen Eigenschaften der Bemessungsbrände zurückzuführen. Die anhand von experimentell ermittelten Parametern berechneten Be-

messungsbrände haben Temperaturkurven im Bauteil zur Folge, die gegenüber den nach Eurocode 1 berechneten Bemessungsbränden plausibler sind.

Zusammenfassend werden die Erkenntnisse aus den Untersuchungen der vorliegenden Arbeit wie folgt bewertet:

Die experimentellen Untersuchungen bestätigen die in der Problemstellung formulierte Aussage, dass in Abhängigkeit von der Versuchsanordnung und den Versuchseinstellungen Unsicherheiten bei der Ermittlung von Verbrennungseffizienzen bestehen. Die numerischen Untersuchungen zeigen auf, dass sich diese Unsicherheiten auf die Heißmessung von Bauteilen bzw. Tragwerken übertragen können. Um den Unsicherheiten entgegenzuwirken, wurde mit der „Methode der Vollbrandphase“ eine Methode geschaffen, mit der Werte der Verbrennungseffizienz zuverlässig und reproduzierbar ermittelt werden können. In diesem Zusammenhang ist das Cone Calorimeter gegenüber dem SBI die geeignetere Versuchsanordnung, um Verbrennungseffizienzen unter Anwendung der „Methode der Vollbrandphase“ ermitteln zu können. Das Cone Calorimeter ermöglicht in Kombination mit der „Methode der Vollbrandphase“ die Ermittlung von Verbrennungseffizienzen, die das Brandverhalten von Brennstoffen im Rahmen eines allgemeinen Brandszenarios bewerten. Soll anstelle eines allgemeinen Brandszenarios ein exakt definiertes Brandszenario bewertet werden, kann eine andere Versuchsanordnung als das Cone Calorimeter von Vorteil sein, wenn diese die Versuchsbedingungen des exakt definierten Brandszenarios abbildet.

In diesem Zusammenhang sind in Ergänzung zu den Ergebnissen der vorliegenden Arbeit weitere Untersuchungen sinnvoll, in denen Experimente in Versuchsanordnungen mit einem größeren Maßstab als denen des Cone Calorimeters und des SBI durchgeführt werden. Dieses können Experimente im Realmaßstab sein, bei denen die Verbrennungseffizienz beispielsweise von Mobiliar ermittelt wird.

Bei Produkten wie Mobiliar handelt es sich zumeist um Mischbrandlasten, die sich aus Stoffen mit unterschiedlichen chemischen und physikalischen Eigenschaften zusammensetzen. Inwieweit mit Hilfe der „Methode der Vollbrandphase“ der Zeitbereich der Vollbrandphase identifiziert werden kann, wenn die einzelnen Stoffe der Mischbrandlasten die Brandphasen zu unterschiedlichen Zeitpunkten durchlaufen, wäre im Rahmen von weiterführenden Untersuchungen eine interessante Fragestellung.

8 Verzeichnisse

8.1 Literaturverzeichnis

- [ASTME1354-04a] ASTM E1354-04a: Standard Test Method for Heat and Visible Smoke Release Rates for Materials and Products Using an Oxygen Consumption Calorimeter, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 2004
- [ASTME1591-13] ASTM E1591-13: Standard Guide for Obtaining Data for Fire Growth Models, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 2013
- [ASTME2058-13a] ASTM E2058-13a: Standard Test Method for Heat and Visible Smoke Release Rates for Materials and Products Using an Oxygen Consumption Calorimeter, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 2004
- [ASTME906/E906M-17] ASTM E906 / E906M-17: Standard Test Method for Heat and Visible Smoke Release Rates for Materials and Products Using a Thermopile Method, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 2004
- [Bab02a] Babrauskas, V.: Ignition of Wood: A Review of the State of the Art, *Journal of Fire Protection Engineering*, Vol. 12, Iss. 3, Vol. 163 - 189, 2002
- [Bab02b] Babrauskas, V.: Heat Release Rates, *Society for Fire Protection Engineers - SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, DiNenno, P. J. (Hrsg.), 3. Auflage, Quincy (MA), S. 3-1 - 3-34, 2002
- [Bab83] Babrauskas, V.: Estimating large Pool Fire Burning Rates, *Fire Technology*, Vol. 19, Iss. 4, S. 251 - 261, 1983
- [Bab84] Babrauskas, V.: Development of the Cone Calorimeter - A Bench-scale Heat Release Rate Apparatus Based on Oxygen Consumption, *Fire and Materials*, Vol. 8, S. 81 - 95, 1984
- [Bab92] Babrauskas, V.; Peacock, R. D.: Heat Release Rate - The Single Most Important Variable in Fire Hazard, *Fire Safety Journal* 18, S. 255 - 272, 1992
- [Bab95a] Babrauskas, V.: The Cone Calorimeter, Heat Release in Fires, Babrauskas, V.; Grayson, S. J. (Hrsg.), Chapman & Hall, London, S. 61 - 91, 1995

- [Bab95b] Babrauskas, V.: Specimen Heat Fluxes for Bench-scale Heat Release Rate Testing, Fire and Materials, Vol. 19, Iss. 6, S. 243 - 252, 1995
- [Bli61] Blinov, V. I.; Khudyakov, G. N.: Diffusion Burning of Liquids, Academy of Science, Moscow, 1961
- [Bro64] Browne, F. L.; Brenden, J.: Heat of Combustion of the Volatile Products of Pyrolysis of Ponderosa Pine, U. S. Forest Service Research Paper - FPL 19, Forest Products Laboratory, Madison, 1964
- [Buc01] Buchanan, A. H. (Hrsg.): Fire Engineering Design Guide, 2. Auflage, Centre for Advanced Engineering, University of Canterbury, Christchurch, 2001
- [Cha09] Chattopadhyay, D. K.; Webster, D. C.: Thermal Stability and Flame Retardancy of Polyurethanes, Progress in Polymer Science, Vol. 34, Iss. 10, S. 1068 - 1133, 2009
- [Cox95] Cox, G.: Combustion Fundamentals, Academic Press Inc, 1995
- [Czi88] Cziesielski, E.: Bautechnik: Bauphysik, Auflage 29, Springer Verlag, 1988
- [Die99] Dietenberger, M.: Effect of Backing Board on the Heat Release Rate of Wood, Proceedings of the 28th International Conference on Fire Safety, S. 62-73, Columbus, Ohio, 1999
- [Din02] DiNenno, P. J. (Hrsg.): Appendix C - Fuel Properties and Combustion Data, Society of Fire Protection Engineers - SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, 3. Auflage, Quincy (MA), S. A-34 - A-42, 2002
- [DIN18230-1] DIN 18230-1: Baulicher Brandschutz im Industriebau - Teil 1: Rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer, Beuth, Berlin, September 2010
- [DIN18230-2] DIN 18230-2: Baulicher Brandschutz im Industriebau - Teil 2: Ermittlung des Abbrandverhaltens von Materialien in Lageranordnung - Werte für den Abbrandfaktor m, Beuth, Berlin, Januar 1999
- [DIN18230-3] DIN 18230-3: Baulicher Brandschutz im Industriebau - Teil 3: Rechenwerte, Beuth, Berlin, August 2002
- [DIN4102-1] DIN 4102-1: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen - Teil 1: Baustoffe; Begriffe, Anforderungen und Prüfungen, Beuth, Berlin, Mai 1998
- [DIN4102-4] DIN 4102-4: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen - Teil 4: Zusammenstellung und Anwendung klassifizierter Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile, Beuth, Berlin, März 1994 (zurückgezogen)

- [DIN50014] DIN 50014: Klimate und ihre technischen Anwendungen; Normalklimate, Beuth, Berlin, Juli 1985 (zurückgezogen)
- [DIN51900-1] DIN 51900-1: Prüfung fester und flüssiger Brennstoffe - Bestimmung des Brennwertes mit dem Bomben-Kalorimeter und Berechnung des Heizwertes - Teil 1: Allgemeine Angaben, Grundgeräte, Grundverfahren, Beuth, Berlin, April 2000
- [DIN51900-2] DIN 51900-2: Prüfung fester und flüssiger Brennstoffe - Bestimmung des Brennwertes mit dem Bomben-Kalorimeter und Berechnung des Heizwertes - Teil 2: Verfahren mit isoperibolem oder static-jacket Kalorimeter, Beuth, Berlin, Mai 2003
- [DIN51900-3] DIN 51900-3: Prüfung fester und flüssiger Brennstoffe - Bestimmung des Brennwertes mit dem Bomben-Kalorimeter und Berechnung des Heizwertes - Teil 3: Verfahren mit adiabatischem Mantel, Beuth, Berlin, Januar 2005
- [DINEN13823] DIN EN 13823: Prüfung zum Brandverhalten von Bauprodukten - Thermische Beanspruchung durch einen einzelnen brennbaren Gegenstand für Bauprodukte mit Ausnahme von Bodenbelägen, Beuth, Berlin, Juni 2002
- [DINEN1716] DIN EN 1716: Prüfung zum Brandverhalten von Produkten - Bestimmung der Verbrennungswärme (des Brennwertes), Beuth, Berlin, November 2010
- [DINEN1991-1-2/NA] DIN EN 1991-1-2/NA: Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen - Brandeinwirkungen auf Tragwerke, Beuth, Berlin, September 2015
- [DINEN1991-1-2] DIN EN 1991-1-2: Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen - Brandeinwirkungen auf Tragwerke, Beuth, Berlin, Dezember 2010
- [DINEN228] DIN EN 228: Kraftstoffe - Unverbleite Ottokraftstoffe - Anforderungen und Prüfverfahren, Beuth, Berlin, August 2017
- [DINEN312] DIN EN 312: Spanplatte - Anforderungen, Beuth, Berlin, Dezember 2010
- [DINEN622-5] DIN EN 622-5: Faserplatten - Anforderungen - Teil 5: Anforderungen an Platten nach dem Trockenverfahren (MDF), Beuth, Berlin, März 2010
- [DINENISO13943] DIN EN ISO 13943: Brandschutz - Vokabular, Beuth, Berlin, Februar 2011 (zurückgezogen)
- [DINVDE0833-2] DIN VDE 0833-2: Gefahrenmeldeanlagen für Brand, Einbruch und Überfall – Teil 2: Festlegungen für Brandmeldeanlagen, Beuth, Berlin, Juni 2009

- [Dry02] Drysdale, D. D.: Thermochemistry, Society for Fire Protection Engineers - SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, DiNenno, P. J. (Hrsg.), 3. Auflage, Quincy (MA), S. 1-90 - 1-98, 2002
- [Dry04] Drysdale, D. D.: An Introduction to Fire Dynamics, 2. Auflage, John Wiley & Sons, Chichester, 2004
- [Eng10] Engelsmann, S.; Spalding, V.; Peters, S.: Kunststoffe in Architektur und Konstruktion, Birkhäuser Verlag, 2010
- [Fon16] Fontana, M.; Kohler, J.; Fischer, K.; De Sanctis, G.: Fire Load Density, Society of Fire Protection Engineers - SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, New York: Springer, 5. Auflage, Quincy (MA), S. 1131 - 1142, 2016
- [FTT15] Fire Testing Technology (Hrsg.): SBI - Single Burning Item - EN 13823, Produktdatenblatt, aufgerufen Juni 2015, www.fire-testing.com
- [Got92] Gottuk, D. T.: The Generation of Carbon Monoxide in Compartment Fires, Dissertation, Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University, Virginia State University, Virginia, 1992
- [Gre11] Grellmann, W.; Seidler, S.: Kunststoffprüfung, 2. Auflage, Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, München, 2011
- [Hah14] Hahn, S.-K.; Krause, U.; Rost, M.: Ermittlung von Faktoren der Verbrennungseffizienz unter Verwendung des Cone Calorimeters, 62. Jahresfachtagung der Vereinigung zur Förderung des Deutschen Brandschutzes e. V., S. 627 – 640, Dortmund, 2014
- [Hah15] Hahn, S.-K.; Rost, M.; Krause, U.: Methoden zur Quantifizierung des Abbrandverhaltens mittels Verbrennungseffizienz, 4. Magdeburger Brand- und Explosionsschutztag, Magdeburg, 2015
- [Hah16] Hahn, S.-K.: Entwicklung einer Methodik zur Bestimmung des Verbrennungseffizienzfaktors von Feststoffen, Dissertation, Fakultät für Verfahrens- und Systemtechnik, Otto-von-Guericke Universität Magdeburg, Magdeburg, 2016
- [Hah17] Hahn, S.-K.; Rost, M.; Kusche, C.; Knaust, C.; Krause, U.: Dokumentation der Entwicklung des m-Faktors und neuer Aspekt der Verbrennungseffizienz, Bautechnik, Vol. 94, Iss. 6, S. 337 - 343, 2017
- [Hal73] Hall, A. R.: Pool Burning: A Review, Oxidation and Combustion Reviews, 6th Edition, Elsevier, S. 169 - 225, Amsterdam, 1973
- [Han02] Hansen, A. S.: Prediction of Heat Release Rate in the Single Burning Item Test, Fire and Materials, Vol. 26, S. 77 - 86, 2002

- [Hee10] Hees, P. van; Andersson, P.; Hjøhlman, M.; Wenne, N.; Hassan, M. A.: Use of the Cone Calorimeter and Cone-Tools Software for Development of Innovative Intumescent Graphite Systems, *Fire and Materials*, Vol. 34, Iss. 7, S. 367 - 384, 2010
- [Hof03] Hofmann, A.: Modellierung eines Entstehungsbrandes und die Anwendung auf den Single Burning Item Test, Dissertation, Fakultät VI - Bauingenieurwesen und angewandte Geowissenschaften, Technische Universität Berlin, Berlin, 2003
- [Hof16] Hoffmann, J.; Quint, F.: Signalverarbeitung in Beispielen: Verständlich erläutert mit Matlab und Simulink; De Gruyter Oldenbourg, Berlin, 2016
- [Hos17] Hosser, D.; Zehfuss, J.: Brandschutz in Europa - Bemessung nach Eurocodes: Erläuterungen und Anwendungen zu den Brandschutzteilen der Eurocodes 1 bis 6, 3. Auflage, Beuth, Berlin, 2017
- [Hos92] Hosser, D.; Siegfried, W.: Das Abbrandverhalten von Stoffen in realistischen Brandversuchen, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (TU Braunschweig): Weiterbildungsseminar Brandschutz im Industriebau - Kurzreferat, Heft 96, S. 97 - 116, Braunschweig, 1992
- [Hot59] Hottel; H. C.: Review: Certain Laws Governing Diffusive Burning of Liquids, *Fire Research Abstracts and Reviews*, Vol. 1, S. 41 - 44, 1959
- [Hug80] Hugget, C.: Estimation of the Rate of Heat Release by Means of Oxygen Consumption, *Journal of Fire and Materials*, Vol. 4, Iss. 2, S. 61-65, 1980
- [ISO16734] ISO 16734: Fire Safety Engineering - Requirements governing algebraic equations - Fire Plumes, Genf, July 2006
- [ISO16736] ISO 16736: Fire Safety Engineering - Requirements governing algebraic equations - Ceiling Jet Flows, Genf, July 2006
- [ISO19703] ISO 19703: Generation and Analysis of Toxic Gases in Fire - Calculation of Species Yields, Equivalence Ratios and Combustion Efficiency in experimental Fires, 2. Auflage, Genf, August 2010 (zurückgezogen)
- [ISO5660-1] ISO 5660-1: Reaction-to-fire Tests - Heat Release, Smoke Production and Mass Loss Rate - Part 1: Heat Release Rate (Cone Calorimeter Method), 2. Auflage, Genf, Dezember 2002 (zurückgezogen)

- [ISO5660-1N] ISO 5660-1: Reaction-to-fire Tests - Heat Release, Smoke Production and Mass Loss Rate - Part 1: Heat Release Rate (Cone Calorimeter Method) and Smoke Production Rate (Dynamic Measurement), 3. Auflage, Genf, März 2015
- [ISO9705-1] ISO 9705-1: Reaction to fire tests - Room Corner test for wall and Ceiling lining Products - Part 1: Test Method for a small room configuration, Genf, Februar 2016
- [Jan02] Janssens, M.: Calorimetry, Society for Fire Protection Engineers - SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, DiNenno, P. J. (Hrsg.), 3. Auflage, Quincy (MA), S. 3-38 - 3-59, 2002
- [Jan91] Janssens, M. L.: Measuring Rate of Heat Release by Oxygen Consumption, Fire Technology, Vol. 27, Iss. 3, S. 234-249, 1991
- [Kam11] Kampmeier, B.: Grundlagen nach Eurocode 1, Bauphysik Kalender 2011, Fouad, N. A. (Hrsg.), S. 271 - 293, Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin, 2011
- [Kar00] Karlsson, B.; Quintiere, J. G.: Enclosure Fire Dynamics, CRC Press LLC, Boca Raton (FL), 2000
- [Kem13] Kempel, F.: Komplementäre Nutzung von Polymerwissenschaft und Brandsimulation: Vier Beispiele in den Dimensionen Kubikdekameter bis Kubikdezimeter, Dissertation, Fakultät III - Prozesswissenschaften, Technische Universität Berlin, Berlin, 2013
- [Kha16] Khan, M. M.; Tewarson, A.: Combustion Characteristics of Materials and Generation of Fire Products, Society of Fire Protection Engineers - SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Hurley, M. J. (Hrsg.), 5. Auflage, Quincy (MA), S 1143 - 1232, 2016
- [Kli93] Klingelhöfer, H. G.; Rademacher, H.: Cone Calorimeter - Erprobung des Prüfverfahrens zur Bestimmung der Wärmeentwicklung nach ISO/DP 5660, Abschlussbericht - T1.4 Auswertung, Staatliches Materialprüfungsamt (MPA NRW), Dortmund, 1993
- [Kna14] Knaust, C.; Kusche, C.: Entwicklung eines Verfahrens zur Bestimmung der Verbrennungseffektivität für Brandlastberechnungen, Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben SF - 10.08.18.7-11.17 / II 3-F20-10-1-023, Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart, 2014
- [Kus13] Kusche, C.; Knaust, C.; Krause, U.: Experimentelle Untersuchungen zur Verbrennungseffektivität als Grundlage für Brandlastberechnungen der DIN 18230, 2. vfdb Workshop Brandschutzforschung, Magdeburg, 2013

- [Kus15] Kusche, C.; Knaust, C.; Hahn, S.-K.; Krause, U.: Experimental Investigations of the Combustion Efficiency for Fire Load Calculations, *Materials Testing*, Vol. 57, Iss. 10, S. 843 - 849, 2015
- [Lön96a] Lönnermark, A.; Blomqvist, P.; Mansson, M.; Persson, H.: TOXFIRE - Fire Characteristics and Smoke Gas Analysis in Under-Ventilated Large-Scale Combustion Experiments - Tests in the ISO 9705 Room, SP Report 1996:45, SP Swedish National Testing and Research Institute, 1996
- [Lön96b] Lönnermark, A.; Babrauskas, V.: TOXFIRE - Fire Characteristics and Smoke Gas Analysis in Under-Ventilated Large-Scale Combustion Experiments - Theoretical Background and Calculations, SP Report 1996:49, SP Swedish National Testing and Research Institute, 1996
- [Lum15] Lumitos GmbH (Hrsg.): Heptan, aufgerufen Februar 2015, www.chemie.de/lexikon/Heptan.html
- [Lum16a] Lumitos GmbH (Hrsg.): Benzin, aufgerufen Mai 2016, www.chemie.de/lexikon/Benzin.html
- [Lum16b] Lumitos GmbH (Hrsg.): Methanol, aufgerufen Mai 2016, www.chemie.de/lexikon/Methanol.html
- [Lum16c] Lumitos GmbH (Hrsg.): 2-Propanol, aufgerufen Mai 2016, www.chemie.de/lexikon/2-Propanol.html
- [Mad08] Madrzykowski, D.; Stroup, W. S.: Flammability Hazard of Materials, *Fire Protection Handbook Volume 1*, Cote, A. E. (Hrsg.), NFPA, Quincy (MA), S. 2-31 - 2-48, 2008
- [Mad78] Madden, H.: Comments on the Savitzky-Golay Convolution Method for Least-Square Fit Smoothing and Differentiation of Digital Data, *Analytical Chemistry*, Vol. 50, Iss. 9, S. 1383 - 1386, 1978
- [Mag61] Magnus, G.: Tests on Combustion Velocity of Liquid Fuels and Temperature Distribution in Flames and Beneath Surface of Burning Liquids, *International Symposium on the Use of Models in Fire Research*, National Academy of Sciences, Washington, 1961
- [Mai16] Maier, R.-D.; Schiller, M.: *Handbuch Kunststoff-Additive*, 4. Auflage, Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, München, 2016
- [MBO19] Musterbauordnung (MBO), November 2002, Bauministerkonferenz Berlin, in der Fassung vom September 2019
- [McG17a] McGrattan, K.; McDermott, R.; Hostikka, S.; Floyd, J.; Weinschenk, C.; Overholt, K.: *Fire Dynamics Simulator - User's Guide*, National Institute of Standard and Technology Special Publication 1019, 6. Auflage, 2017

- [McG17b] McGrattan, K.; McDermott, R.; Hostikka, S.; Floyd, J.; Weinschenk, C.; Overholt, K.: Fire Dynamics Simulator - Technical Reference Guide - Volume 1: Mathematical Model, National Institute of Standard and Technology Special Publication 1018-1, 6. Auflage, 2017
- [MINDBAURL19] Muster-Richtlinie über den baulichen Brandschutz im Industriebau (Muster-Industriebaurichtlinie - MIndBauRL), Fachkommission Bauaufsicht der ARGEBAU, Mai 2019
- [NFPA92A] NFPA 92A: Standard für Smoke-Control Systems Utilizing Barriers and Pressure Differences, National Fire Protection Association, Quincy (MA), 2009
- [NFPA92B] NFPA 92B: Standard for Smoke Management Systems in Malls, Atria, and Large Spaces, National Fire Protection Association, Quincy (MA), 2009
- [Qui06] Quintiere, J. G.: Fundamentals for Fire Phenomena, John Wiley & Sons Ltd, Chichester, 2006
- [Qui88] Quintiere, J. G.: The Application of Flame Spread Theory to Predict Material Performance, Journal of research of the National Bureau of Standards, Vol. 93, Iss. 1
- [Rag91] Ragland, K. W.; Aerts, D. J.; Baker, A. J.: Properties of Wood for Combustion Analysis, Bioresources Technology, Vol. 37, Iss. 2, S. 161 - 168, 1991
- [Rob64] Roberts, A. F.: Calorific Values of partially decomposed wood samples, Combustion and Flame, Vol. 8, Iss. 3, S. 254 - 246, 1964
- [Rod07] Rodewald, G.: Brandlehre, 6. Auflage, Kohlhammer Verlag, 2007
- [Row05] Rowell, R. M.: Handbook of Wood Chemistry and Wood Composites, CRC Press LLC, Boca Raton (Fl), 2005
- [Rum05] Rumbau, V.; Guillaume, E.; Sainrat, A.: Egolf SBI Thermal Attack Measurements Round Robin 2, Laboratoire national de métrologie et d'essais (LNE), Trappes, 2005
- [Sav64] Savitzky, A.; Golay, M. J. E.: Smoothing and Differentiation of Data by Simplified Least Squares Procedures, Analytical Chemistry, Vol. 36, No. 8, S. 1627 - 1639, 1964
- [Sch07] Schartel, B.; Hull, T. R.: Development of fire-retarded materials - Interpretation of Cone Calorimeter data, Fire and Materials, Vol. 31, Iss. 5, S. 327 - 354, 2007
- [Sch08a] Schneider, U.: Ingenieurmethoden im Brandschutz: Grundlagen - Beispiele - Anwendungen, 2. Auflage, Werner Verlag, Düsseldorf, 2008

- [Sch08b] Schneider, U.; Franssen, J. M.; Lebeda, C.: Baulicher Brandschutz: Nationale und Europäische Normung, Bauordnungsrecht, Praxisbeispiel, 2. Auflage, Beuth, 2008
- [Sch09] Schneider, U.; Schjerve, N.: Normenentwurf DIN 18230-4: Ermittlung der äquivalenten Branddauer und des Wärmeabzuges durch Brandsimulation, Braunschweiger Brandschutz-Tage 2009, 23. Fachtagung Brandschutz-Forschung und Praxis, S. 197 - 226, Braunschweig, 2009
- [Sch11a] Schneider, U.; Lebeda, C.: Ingenieurmethoden im Brandschutz, Bauphysik Kalender 2011, Fouad, N. A. (Hrsg.), S. 101 - 158, Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin, 2011
- [Sch11b] Schneider, U.; Schjerve, N.: Materialtechnische Tabellen für den Brandschutz, Bauphysik Kalender 2011, Fouad, N. A. (Hrsg.), S. 555 - 592, Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin, 2011
- [Sch16] Schjerve, N.; Lebeda, C.; Schneider, U.: Ingenieurmethoden im Brandschutz, Bauphysik Kalender 2016, Fouad, N. A. (Hrsg.), S. 157 - 222, Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin, 2016
- [Sch77] Schneider, W.: FORTRAN – Einführung für Techniker, Friedr. Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Braunschweig, 1977
- [Sch98] Schneider, U.; Lebeda, C.: Bewertung des Abbrandverhaltens von Stoffen und Lagergütern, vfdB Zeitschrift, Vol. 47, Nr. 3, S. 100 - 113, 1998
- [Spe00] Spearpoint, M. J.; Quintiere, J. G.: Predicting the Burning of Wood using an Integral Model, Combustion and Flame, Vol. 123, Iss. 3, S. 308 - 325, 2000
- [Sta05] Staggs, J. E. J.: Savitzky-Golay Smoothing and Numerical Differentiation of Cone Calorimeter Mass Data, Fire Safety Journal, Vol. 40, Iss. 6, S. 493 - 505, 2005
- [Tew02] Tewarson, A.: Generation of Heat and Chemical Compounds in Fire, Society of Fire Protection Engineers - SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, DiNunno, P. J. (Hrsg.), 3. Auflage, Quincy (MA), S. 3-82 - 3-161, 2002
- [Tew04] Tewarson, A.: Combustion Efficiency and its Radiative Component, Fire Safety Journal, Vol. 39, Iss. 2, S. 131 - 141, 2004
- [Tew80] Tewarson, A.: Heat Release Rate in Fires, Fire and Materials, Vol. 4, No. 4, S. 185-191, 1980
- [Tew94] Tewarson, A.: Flammability Parameters of Materials: Ignition, Combustion, and Fire Propagation, Journal of Fire Sciences, Vol. 12, Iss. 4, S. 329 - 356, 1994

- [Tho17] Thornton, W.: The Relation of Oxygen to the Heat of Combustion of Organic Compounds, Philosophical Magazine, Series 6, S. 196 - 203, 1917
- [Tie02] Tien, C. L.; Lee, K. Y.; Stetton, A. J.: Radiation Heat Transfer, Society for Fire Protection Engineers - SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, DiNenno, P. J. (Hrsg.), 3. Auflage, Quincy (MA), S. 1-73 - 1-89, 2002
- [Til12] Tillman, D. A.: The Combustion of Solid Fuels and Wastes, Elsevier Inc., 2012
- [Tro04] Troitzsch, Jürgen (Hrsg.): Plastics Flammability Handbook, 3. Ausgabe, Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, München, 2004
- [Tsu82] Tsuchiya, Y.: Methods of Determining Heat Release Rate: State-of-the-Art, Fire Safety Journal, Vol. 5, Iss. 1, S. 49 - 57, 1982
- [Twi88] Twilley, W. H; Babrauskas, V.: Users' Guide for the Cone Calorimeter, NBS Special Publication, U.S. Department of Commerce, National Bureau of Standards, 1988
- [VDS00] Bemessungsbrände für Brandsimulationen und Brandschutzkonzepte, VDS 2827:200-05(01), VDS Schadenverhütung GmbH, Köln, 2000
- [Vya75] Vyas, R.; Welker, R.: End-grain Ignition of Wood, Journal of Fire & Flammability, Vol. 6, S. 355 - 361, 1975
- [Wal02] Walton, W. D.; Thomas, P. H.: Estimating Temperatures in Compartment Fires, Society of Fire Protection Engineers - SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, DiNenno, P. J. (Hrsg.), 3. Auflage, Quincy (MA), S. 3-171 - 3-188, 2002
- [Wea65] Weatherford Jr., W. D.; Sheppard, D. M.: Basic Studies of the Mechanism of Ignition of Cellulosic Materials, Symposium (International) on Combustion, Vol. 10, Iss. 1, S. 897 - 910, 1965
- [Wer11] Werrel, M.: Systematische Charakterisierung der material-spezifischen Verbrennungsdynamik im Cone-Kalorimeter in Abhängigkeit einer sauerstoffreduzierten Verbrennungsumgebung, Masterthesis, Fachbereich D - Architektur, Bauingenieurwesen, Maschinenbau, Sicherheitstechnik, Bergische Universität Wuppertal, Wuppertal, 2011
- [Wit06] Wittchen, B.; Josten, E.; Reiche, T.: Holzfachkunde: Ein Lehr-, Lern- und Arbeitsbuch für Tischler, Schreiner und Holzmechaniker, 4. Auflage, Vieweg+Teubner Verlag, 2006

- [Zeh04] Zehfuß, J.: Bemessung von Tragsystemen mehrgeschossiger Gebäude in Stahlbauweise für realistische Brandbeanspruchung, Dissertation, Fachbereich Bauingenieurwesen, Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Braunschweig, 2004
- [Zeh05] Zehfuß, J.; Hossler, D.: Vereinfachtes Naturbrandmodell für die Brandschutzbemessung von Bauteilen und Tragwerken, Bauphysik, Vol. 27, Iss. 2, S. 79 - 86, 2005
- [Zeh15] Zehfuß, J.; Riese, O.: Anwendung von Brandsimulationsmodellen für die Berechnung der thermischen Einwirkungen im Brandfall und der Rauchableitung, Bauphysik Kalender 2015, Fouad, N. A. (Hrsg.), S. 269 - 309, Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin, 2015
- [Zeh20] Zehfuß, J. (Hrsg.): Leitfaden Ingenieurmethoden des Brandschutzes, Technischer Bericht vfdb TB 04-01, 4. überarbeitete und ergänzte Auflage, Braunschweig, 2020

8.2 Abbildungsverzeichnis

Abbildung 3-1: Brandphasen eines Schadenfeuers bei einem Raumbrand nach [Buc01]	23
Abbildung 3-2: Schematische Darstellung des zeitlichen Verlaufes der Wärmefreisetzungsrate mit Brandausbreitungs-, Vollbrand- und Abklingphase	27
Abbildung 4-1: Idealisierte Darstellung der Massenverlustrate und der Ableitung der Massenverlustrate zur Kenntlichmachung der Vollbrandphase ...	37
Abbildung 5-1: Fichtenholz im Zuschnitt für das Cone Calorimeter	43
Abbildung 5-2: Spanplatte im Zuschnitt für das Cone Calorimeter	44
Abbildung 5-3: Mitteldichte Holzfaserverplatte im Zuschnitt für das Cone Calorimeter	45
Abbildung 5-4: PUR-B3 (oben links), PUR-B2 (oben rechts) und PUR-B1 (unten) im Zuschnitt für das Cone Calorimeter	47
Abbildung 5-5: Benzin in Petrischale	48
Abbildung 5-6: n-Heptan in Petrischale (Darstellung ist repräsentativ für Methanol und Isopropanol)	49
Abbildung 5-7: Schematische Darstellung des Cone Calorimeters nach [ISO5660-1]	54
Abbildung 5-8: Versuchsaufbau im Cone Calorimeter bei der Untersuchung von Feststoffen am Beispiel von Fichtenholz bei einer Wärmestromdichte von 70 kW/m ²	56
Abbildung 5-9: Versuchsaufbau im Cone Calorimeter bei der Untersuchung von Flüssigkeiten am Beispiel von Methanol	57
Abbildung 5-10: Schematische Darstellung des Single Burning Item Tests nach [DINEN13823]	59
Abbildung 5-11: Versuchsaufbau im SBI bei der Untersuchung von Feststoffen am Beispiel von Polyurethan-Hartschaum B3	62
Abbildung 5-12: Versuchsaufbau im SBI bei der Untersuchung von Flüssigkeiten am Beispiel von n-Heptan	63
Abbildung 5-13: Effektive Verbrennungswärme einer 17 cm dicken Zedernholzplatte bei einer Bestrahlung von 65 kW/m ² im Furniture Calorimeter [Bab02b]	73
Abbildung 5-14: Massenverlustraten und Ableitungen der Massenverlustraten von Fichtenholz im Cone Calorimeter bei den Wärmestromdichten 35 kW/m ² , 50 kW/m ² und 70 kW/m ²	76
Abbildung 5-15: Wärmefreisetzungsraten und effektive Verbrennungswärmen von Fichtenholz im Cone Calorimeter bei den Wärmestromdichten 35 kW/m ² , 50 kW/m ² und 70 kW/m ²	79
Abbildung 5-16: Massenverlustraten und Ableitungen der Massenverlustraten von PUR-B3 im Cone Calorimeter bei den Wärmestromdichten 35 kW/m ² , 50 kW/m ² und 70 kW/m ²	81

Abbildung 5-17: Wärmefreisetzungsraten und effektive Verbrennungswärmen von PUR-B3 im Cone Calorimeter bei den Wärmestromdichten 35 kW/m ² , 50 kW/m ² und 70 kW/m ²	84
Abbildung 5-18: Massenverlustraten und Ableitungen der Massenverlustraten von n-Heptan (oben) und Benzin (unten) im Cone Calorimeter ohne Strahlungswärmezündquelle.....	86
Abbildung 5-19: Wärmefreisetzungsraten und effektive Verbrennungswärmen von n-Heptan und Benzin im Cone Calorimeter ohne Strahlungswärmezündquelle.....	88
Abbildung 5-20: Massenverlustraten und Ableitungen der Massenverlustraten von Fichtenholz bei dauerhaft und bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 31 kW	92
Abbildung 5-21: Wärmefreisetzungsraten und effektive Verbrennungswärmen von Fichtenholz bei dauerhaft und bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 31 kW	94
Abbildung 5-22: Massenverlustraten und Ableitungen der Massenverlustraten von PUR-B3 bei dauerhaft und bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 31 kW	97
Abbildung 5-23: Wärmefreisetzungsraten und effektive Verbrennungswärmen von PUR-B3 bei dauerhaft und bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 31 kW	99
Abbildung 5-24: Massenverlustraten und Ableitungen der Massenverlustraten von n-Heptan und Benzin ohne aktivierten Sandbettbrenner.....	101
Abbildung 5-25: Wärmefreisetzungsraten und effektive Verbrennungswärmen von n-Heptan und Benzin ohne aktivierten Sandbettbrenner.....	103
Abbildung 6-1: Schematische Darstellung des Room Corner Tests [ISO9705-1] ...	115
Abbildung 6-2: Wärmefreisetzungs- und Massenverlustrate von 60 kg Polypropylen im Room Corner Test.....	117
Abbildung 6-3: Temperaturen in der Öffnungsfläche und in der Brandraumecke bei der Verbrennung von Polypropylen im Room Corner Test	119
Abbildung 6-4: Geometrisches Modell des Room Corner Tests in FDS in seitlicher (a), perspektivischer (b) und frontaler Ansicht (c)	121
Abbildung 6-5: Simulationsergebnisse der Gittersensitivitätsanalyse für die Temperaturen in der Brandraumecke und vor der Öffnung bei drei Gitterweiten zum Zeitpunkt von 1500 Sekunden.....	124
Abbildung 6-6: Vergleich der modellierten und der experimentell ermittelten Temperaturen in der Brandraumecke und in der Öffnungsfläche des numerischen Modells in FDS.....	127
Abbildung 6-7: Bemessungsbrände gemäß [DINEN1991-1-2/NA] bei Anwendung unterschiedlicher Werte der Verbrennungseffizienz ...	131
Abbildung 6-8: Bemessungsbrände gemäß alternativem Rechenweg bei Anwendung unterschiedlicher Werte der Verbrennungseffizienz ...	132
Abbildung 6-9: Temperaturen im Vergleichsbauteil und in der Brandraumecke des numerischen Modells von FDS bei Anwendung der Bemessungsbrände nach Variante 1 (oben) und Variante 2 (unten)	134

Abbildung 6-10: Temperaturen in dem Brandraum zum Zeitpunkt von 540 Sekunden bei Anwendung der nach Variante 1 und Variante 2 ermittelten Bemessungsbrände	137
Abbildung 9-1: Gefilterter und ungefilterter Kurvenverlauf der Massenverlustrate von Fichtenholz im Cone Calorimeter bei 50 kW/m ²	160
Abbildung 9-2: Für die Berechnung der Verbrennungseffizienz von Fichtenholz im Cone Calorimeter festgestellte Zeitbereiche bei Anwendung der „Methode der Vollbrandphase“ und der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“	161
Abbildung 10-1: Massenverlustrate und Ableitung der Massenverlustrate von MDF im Cone Calorimeter bei der Wärmestromdichte 70 kW/m ²	162
Abbildung 10-2: Wärmefreisetzungsrates und effektive Verbrennungswärme von MDF im Cone Calorimeter bei der Wärmestromdichte 70 kW/m ² ..	163
Abbildung 10-3: Massenverlustraten und Ableitungen der Massenverlustraten von Spanplatte im Cone Calorimeter bei den Wärmestromdichten 35 kW/m ² , 50 kW/m ² und 70 kW/m ²	164
Abbildung 10-4: Wärmefreisetzungsrates und effektive Verbrennungswärmen von Spanplatte im Cone Calorimeter bei den Wärmestromdichten 35 kW/m ² , 50 kW/m ² und 70 kW/m ²	165
Abbildung 10-5: Massenverlustraten und Ableitungen der Massenverlustraten von PUR-B2 im Cone Calorimeter bei den Wärmestromdichten 50 kW/m ² und 70 kW/m ²	166
Abbildung 10-6: Wärmefreisetzungsrates und effektive Verbrennungswärmen von PUR-B2 im Cone Calorimeter bei den Wärmestromdichten 50 kW/m ² und 70 kW/m ²	167
Abbildung 10-7: Massenverlustrate und Ableitung der Massenverlustrate von PUR-B1 im Cone Calorimeter bei der Wärmestromdichte 70 kW/m ²	168
Abbildung 10-8: Wärmefreisetzungsrates und effektive Verbrennungswärme von PUR-B1 im Cone Calorimeter bei der Wärmestromdichte 70 kW/m ²	168
Abbildung 10-9: Massenverlustrate und Ableitung der Massenverlustrate von Isopropanol im Cone Calorimeter ohne Strahlungswärmezündquelle	169
Abbildung 10-10: Wärmefreisetzungsrates und effektive Verbrennungswärme von Isopropanol im Cone Calorimeter ohne Strahlungswärmezündquelle	169
Abbildung 10-11: Massenverlustrate und Ableitung der Massenverlustrate von Methanol im Cone Calorimeter ohne Strahlungswärmezündquelle.	170
Abbildung 10-12: Wärmefreisetzungsrates und effektive Verbrennungswärme von Methanol im Cone Calorimeter ohne Strahlungswärmezündquelle.	170
Abbildung 10-13: Massenverlustraten und Ableitungen der Massenverlustraten von MDF bei dauerhaft und bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 31 kW	171

Abbildung 10-14: Wärmefreisetzungsrate und effektive Verbrennungswärmen von MDF bei dauerhaft und bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 31 kW	172
Abbildung 10-15: Massenverlustrate und Ableitung der Massenverlustrate von Spanplatte bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 31 kW	173
Abbildung 10-16: Wärmefreisetzungsrate und effektive Verbrennungswärme von Spanplatte bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 31 kW	173
Abbildung 10-17: Massenverlustrate und Ableitung der Massenverlustrate von PUR-B2 bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 51 kW	174
Abbildung 10-18: Wärmefreisetzungsrate und effektive Verbrennungswärme von PUR-B2 bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 51 kW	174
Abbildung 10-19: Massenverlustrate und Ableitung der Massenverlustrate von PUR-B1 bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 51 kW	175
Abbildung 10-20: Wärmefreisetzungsrate und effektive Verbrennungswärme von PUR-B1 bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 51 kW	175
Abbildung 10-21: Massenverlustrate und Ableitung der Massenverlustrate von Isopropanol ohne aktivierten Sandbettbrenner	176
Abbildung 10-22: Wärmefreisetzungsrate und effektive Verbrennungswärme von Isopropanol ohne aktivierten Sandbettbrenner	176
Abbildung 10-23: Massenverlustrate und Ableitung der Massenverlustrate von Methanol ohne aktivierten Sandbettbrenner	177
Abbildung 10-24: Wärmefreisetzungsrate und effektive Verbrennungswärme von Methanol ohne aktivierten Sandbettbrenner	177
Abbildung 11-1: Simulationsergebnisse der Gittersensitivitätsanalyse für die Strömungsgeschwindigkeit in der Brandraumecke und vor der Öffnung bei drei Gitterweiten zum Zeitpunkt von 1500 Sekunden .	179
Abbildung 11-2: Simulationsergebnisse der Gittersensitivitätsanalyse für die Dichte in der Brandraumecke und vor der Öffnung bei drei Gitterweiten zum Zeitpunkt von 1500 Sekunden	180
Abbildung 11-3: Vergleich der modellierten und der experimentell ermittelten Temperaturen in der Brandraumecke in 1,40 m des numerischen Modells in FDS	181
Abbildung 11-4: Vergleich der modellierten und der experimentell ermittelten Temperaturen in der Brandraumecke in 0,95 m des numerischen Modells in FDS	181

8.3 Tabellenverzeichnis

Tabelle 1-1:	Verbrennungseffizienzen in Abhängigkeit von der Vollständigkeit der chemischen Verbrennungsreaktion von Methylmethacrylat [Tew80], [Tew94].....	7
Tabelle 1-2:	Zuordnung von Stoffgruppen in Wertebereiche der Verbrennungseffizienz [Tew04].....	8
Tabelle 5-1:	Heizwerte der untersuchten Brennstoffe gemäß eigener Untersuchung und gemäß Literatur	50
Tabelle 5-2:	Literaturwerte der Verbrennungseffizienz der ausgewählten Stoffe..	52
Tabelle 5-3:	Auswahl der Einstellungen für die Wärmestromdichten des Cone Calorimeters in Abhängigkeit von dem Entzündungsverhalten der verschiedenen Stoffe	75
Tabelle 5-4:	Auswahl der Einstellungen für den Sandbettbrenner in Abhängigkeit vom Entzündungsverhalten der verschiedenen Stoffe	90
Tabelle 5-5:	Verbrennungseffizienzen von Fichtenholz, Spanplatte und MDF im Cone Calorimeter und im SBI bei Anwendung der drei Bestimmungsmethoden	105
Tabelle 5-6:	Verbrennungseffizienzen von PUR-B3, PUR-B2 und PUR-B1 im Cone Calorimeter und im SBI bei Anwendung der drei Bestimmungsmethoden	109
Tabelle 5-7:	Verbrennungseffizienzen von n-Heptan, Benzin, Isopropanol und Methanol im Cone Calorimeter und im SBI bei Anwendung der drei Bestimmungsmethoden	112
Tabelle 6-1:	Ergebnisse unterschiedlicher Brandkenngrößen bei der Verbrennung von Polypropylen im Room Corner Test	118
Tabelle 6-2:	Einzelwerte der Entstehungsanteile von Kohlenstoffmonoxid und von Ruß bei der Verbrennung von Polypropylen im Room Corner Test	119
Tabelle 6-3:	Knotenabstand und Anzahl der Kontrollvolumina von drei unterschiedlichen Gittern des numerischen Modells in FDS	123
Tabelle 6-4:	Eingaben in die Reaktionszeile von FDS zur Definition der Rahmenbedingungen bei der Gittersensitivitätsanalyse und Validierung	123
Tabelle 6-5:	Parameter für die Aufstellung der Bemessungsbrände	129
Tabelle 6-6:	Eingaben in die Reaktionszeile von FDS zur Definition der Rahmenbedingungen für die Brandsimulationen	133
Tabelle 11-1:	Physikalische Kenngrößen der Baustoffe und Bauteile des numerischen Modells.....	178

9 Anhang A: Ergänzungen zu den Grundlagen

Anhang A1: Savitzky-Golay-Filter

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde das Savitzky-Golay-Filter in Form eines Polynoms 2. Grades angewendet. Das Verfahren des Filters wird im Folgenden anhand der Ergebnisse von Fichtenholz im Cone Calorimeter bei einer Wärmestromdichte von 50 kW/m² exemplarisch dargestellt. Die Darstellung findet gemäß folgender Tabelle anhand von sieben aufeinanderfolgenden Datenpunkten j statt.

Datenpunkt j	...	120	121	122	123	124	125	126	...
Messwert y_j	...	0,1	0,095	0,151	0,094	0,083	0,101	0,1	...

Mit Hilfe des Glättungsfilters wird nacheinander aus den ungefilterten Messwerten y_j ein gefilterter Messwert y_j^* berechnet. Die Berechnungsgrundlage stellt Gl. 9-1 dar:

$$y_j^* = \frac{1}{N_f} \sum_{i=-m_s}^{i=m_s} c_i y_{j+i} \quad \text{Gl. 9-1}$$

Sie beschreibt die Aufsummierung der Produkte aus den Savitzky-Golay-Filter-Koeffizienten c_i und den zugehörigen Messwerten y_{j+i} . Die Variable N_f stellt einen Normalisierungsfaktor dar, der der Summe der Savitzky-Golay-Filter-Koeffizienten entspricht.

Die Savitzky-Golay-Filter-Koeffizienten werden durch die Anzahl an Datenpunkten, über die die Polynomanpassung erfolgt, vorgegeben und sind in der Literatur [Sav64] zusammengefasst.

Die Anzahl der Datenpunkte entspricht $(2m_s + 1)$ -Stützstellen. Die Variable m_s ist hierbei für die Anzahl der Stützstellen maßgeblich und gibt die "Filterbreite" und damit die Qualität des Filters vor. Ein Wert von $m_s = 2$, wie er im Rahmen der vorliegenden Arbeit häufig angewendet wurde, ergibt demnach fünf Stützstellen. Diese fünf Stützstellen setzen sich aus dem betrachteten Datenpunkt zuzüglich zwei Datenpunkte links und zwei Datenpunkte rechts davon zusammen.

Für $m_s = 2$ ergibt sich aus Gl. 9-1 die folgende Darstellung:

$$y_j^* = \frac{c_{-2}}{N_f} y_{j-2} + \frac{c_{-1}}{N_f} y_{j-1} + \frac{c_0}{N_f} y_j + \frac{c_{+1}}{N_f} y_{j+1} + \frac{c_{+2}}{N_f} y_{j+2} \quad \text{Gl. 9-2}$$

Unter Berücksichtigung der Savitzky-Golay-Filter-Koeffizienten ergibt sich für den j -ten Datenpunkt:

$$y_j^* = -\frac{3}{35} y_{j-2} + \frac{12}{35} y_{j-1} + \frac{17}{35} y_j + \frac{12}{35} y_{j+1} - \frac{3}{35} y_{j+2}$$

Der erste für eine Glättung geeignete Datenpunkt der obigen Tabelle ist $j = 122$. Hierfür berechnet sich der gefilterte Messwert wie folgt:

$$y_{122}^* = -\frac{3}{35} \cdot 0,1 + \frac{12}{35} \cdot 0,095 + \frac{17}{35} \cdot 0,151 + \frac{12}{35} \cdot 0,094 - \frac{3}{35} \cdot 0,083 = \underline{0,123}$$

Der gefilterte Wert des Datenpunktes $j = 122$ ist $y_{122}^* = 0,123$.

In den folgenden Schritten wiederholt sich dieser Vorgang für die nächsten Datenpunkte, bis für jeden ungefilterten Messwert der gefilterte Messwert berechnet wurde. Das Ergebnis der Anwendung des Savitzky-Golay-Filters zeigt die folgende Abbildung.

Als Ergebnis zeigt sich ein geglätteter Kurvenverlauf der Massenverlustrate wie er in der folgenden Abbildung beispielhaft dem ungeglätteten Kurvenverlauf gegenübergestellt wurde.

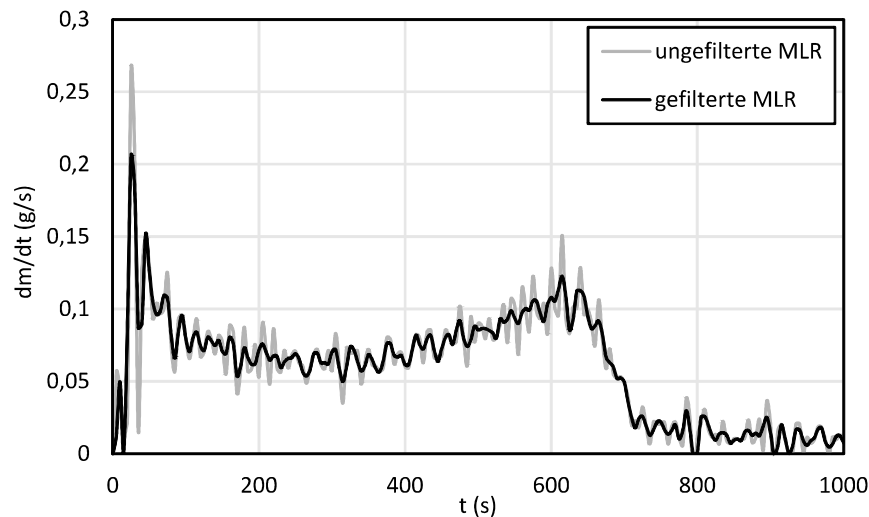


Abbildung 9-1: Gefilterter und ungefilterter Kurvenverlauf der Massenverlustrate von Fichtenholz im Cone Calorimeter bei 50 kW/m^2

In grau ist der ungeglättete Kurvenverlauf der Massenverlustrate von Fichtenholz im Cone Calorimeter bei einer Wärmestromdichte von 50 kW/m^2 . Bei dem schwarzen Kurvenverlauf handelt es sich um die geglättete Massenverlustrate, unter Anwendung von $m_s = 2$. Die Qualität der Glättung kann angepasst werden, indem für m_s ein anderer Wert verwendet und somit die Anzahl an Stützstellen verändert wird oder das Savitzky-Golay-Filter auf die bereits gefilterten Messwerte angewendet wird.

Anhang A2: Vergleich: „Methode der Vollbrandphase“ und „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“

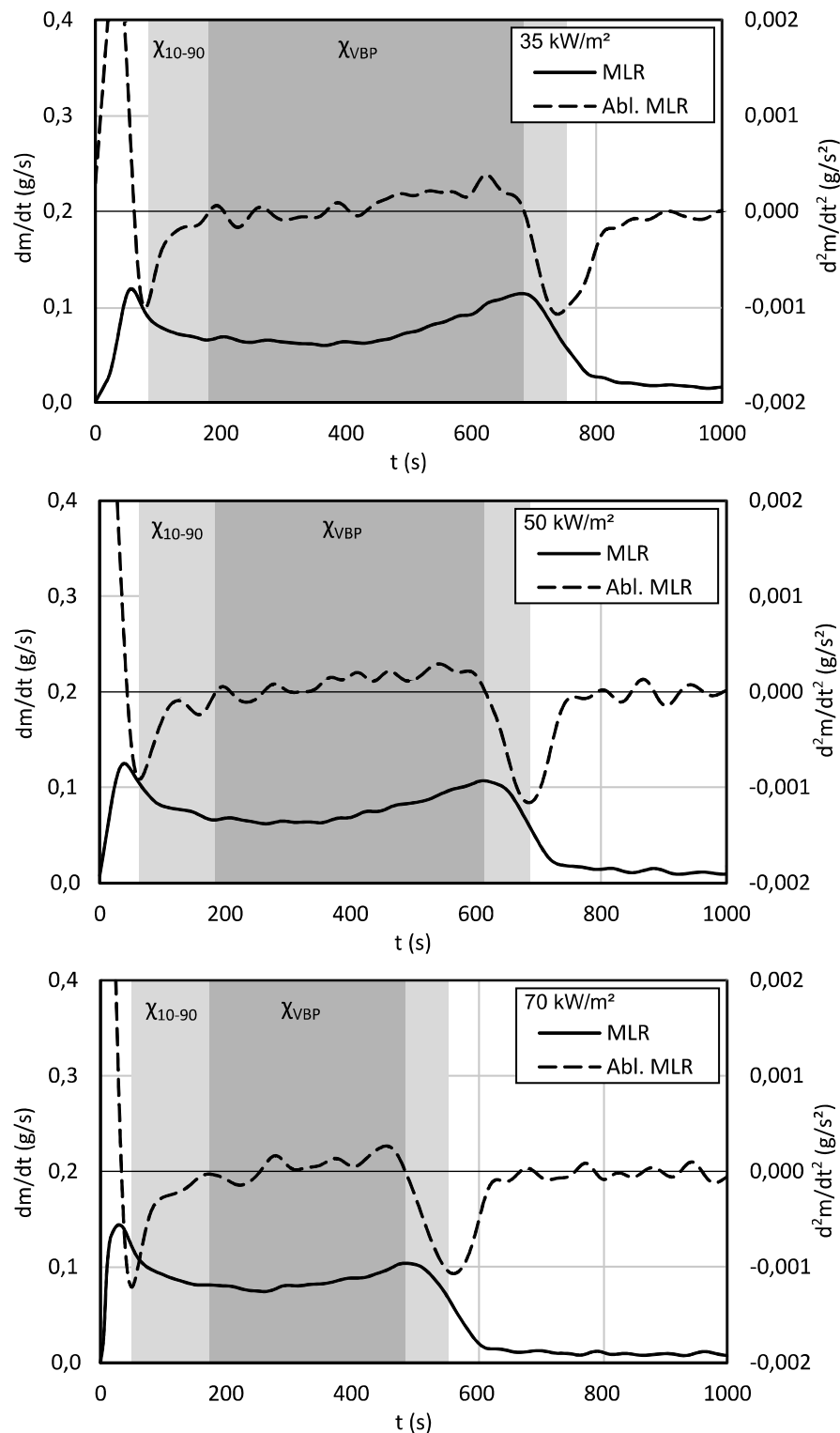


Abbildung 9-2: Für die Berechnung der Verbrennungseffizienz von Fichtenholz im Cone Calorimeter festgestellte Zeitbereiche bei Anwendung der „Methode der Vollbrandphase“ und der „Methode des 10 %- bis 90 %igen Massenverlustes“

10 Anhang B: Ergänzungen zu den experimentellen Untersuchungen

Die Anhänge B1 bis B12 beinhalten ergänzende Ergebnisse zu den experimentellen Untersuchungen im Cone Calorimeter und im SBI in den Abschnitten 5.4.1.1 und 5.4.1.2.

Anhang B1: Mitteldichte Holzfaserplatte im Cone Calorimeter

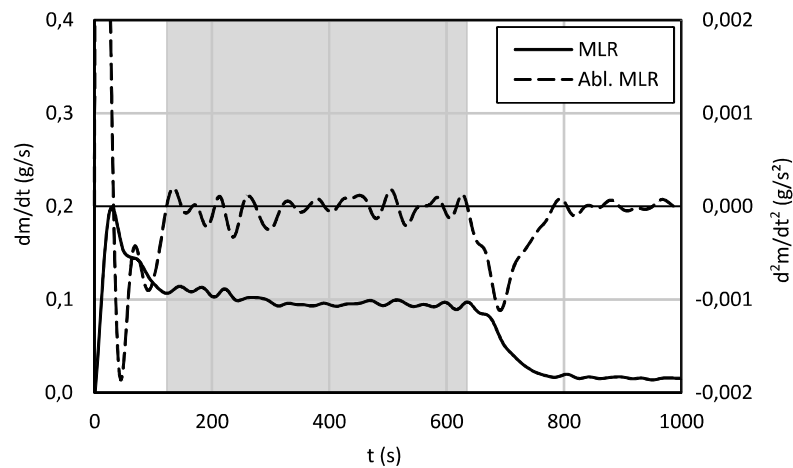


Abbildung 10-1: Massenverlustrate und Ableitung der Massenverlustrate von MDF im Cone Calorimeter bei der Wärmestromdichte 70 kW/m^2

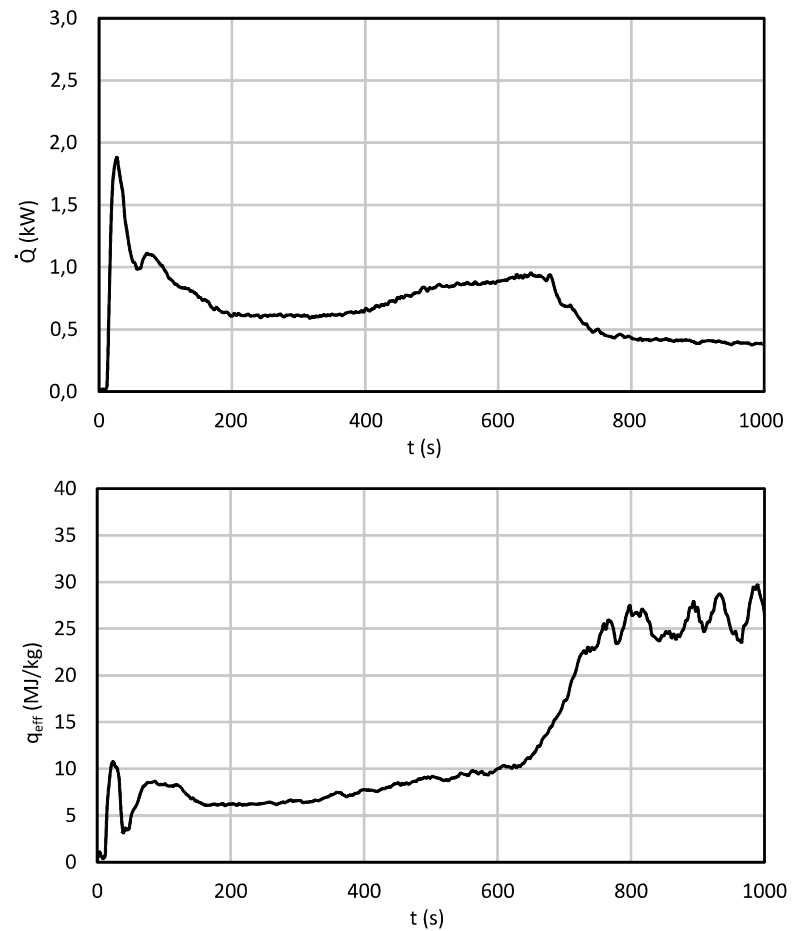


Abbildung 10-2: Wärmefreisetzungsrate und effektive Verbrennungswärme von MDF im Cone Calorimeter bei der Wärmestromdichte 70 kW/m^2

Anhang B2: Spanplatte im Cone Calorimeter

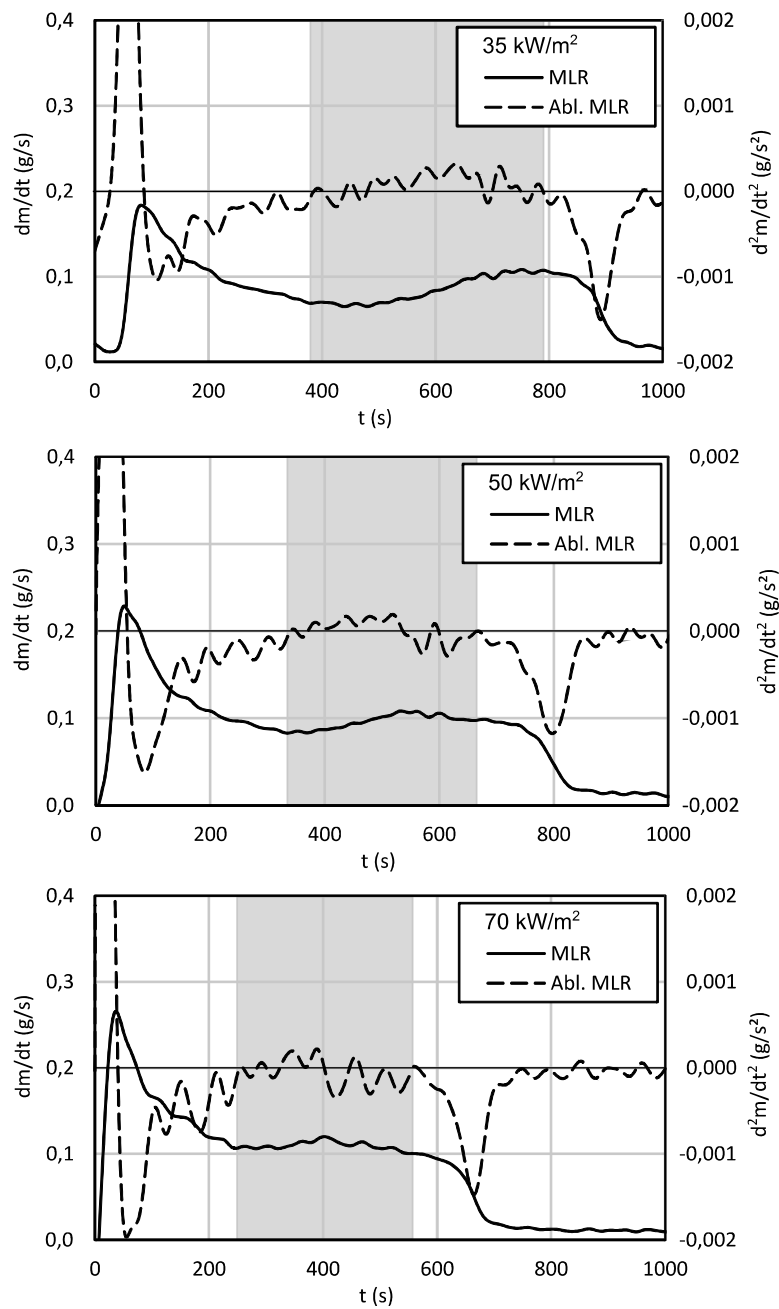


Abbildung 10-3: Massenverlustraten und Ableitungen der Massenverlustraten von Spanplatte im Cone Calorimeter bei den Wärmestromdichten 35 kW/m², 50 kW/m² und 70 kW/m²

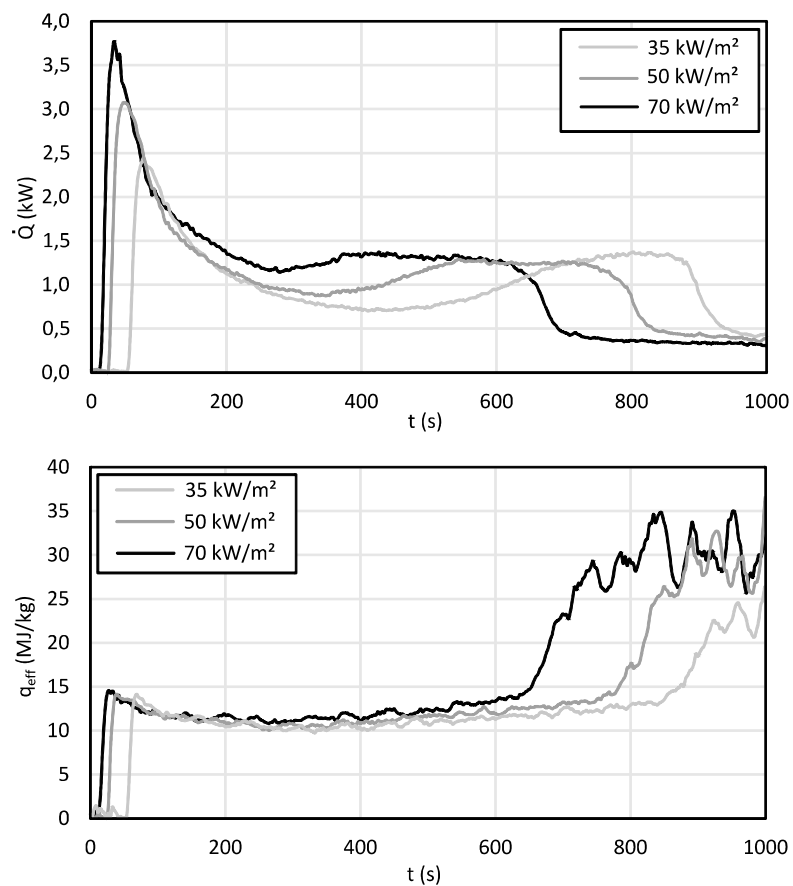


Abbildung 10-4: Wärmefreisetzungsraten und effektive Verbrennungswärmen von Spanplatte im Cone Calorimeter bei den Wärmestromdichten 35 kW/m^2 , 50 kW/m^2 und 70 kW/m^2

Anhang B3: PUR-B2 im Cone Calorimeter

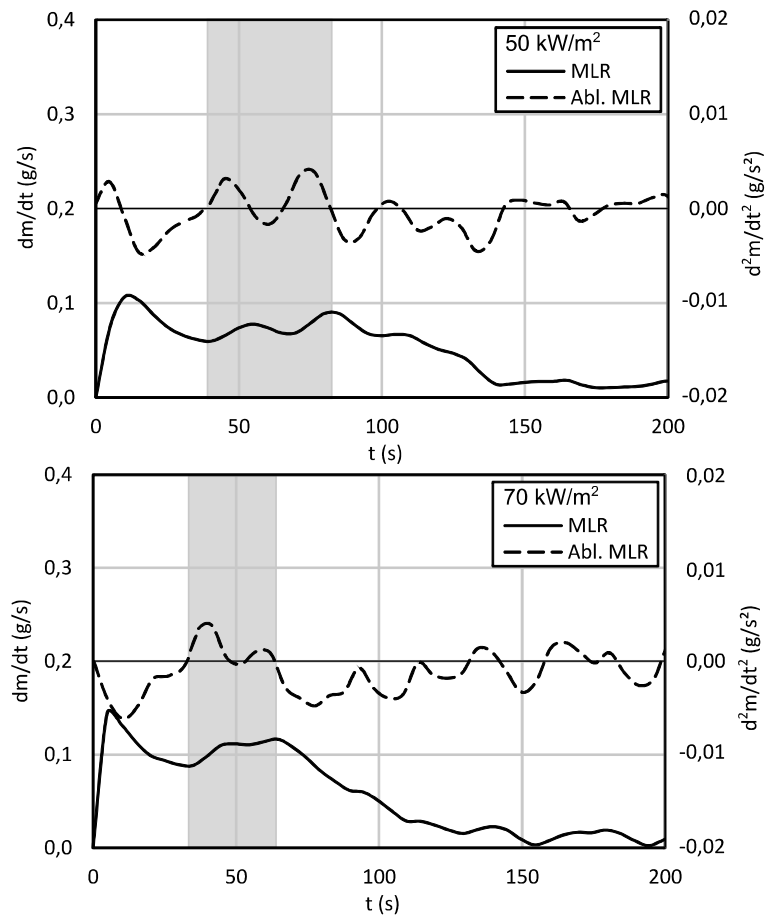


Abbildung 10-5: Massenverlustraten und Ableitungen der Massenverlustraten von PUR-B2 im Cone Calorimeter bei den Wärmestromdichten 50 kW/m^2 und 70 kW/m^2

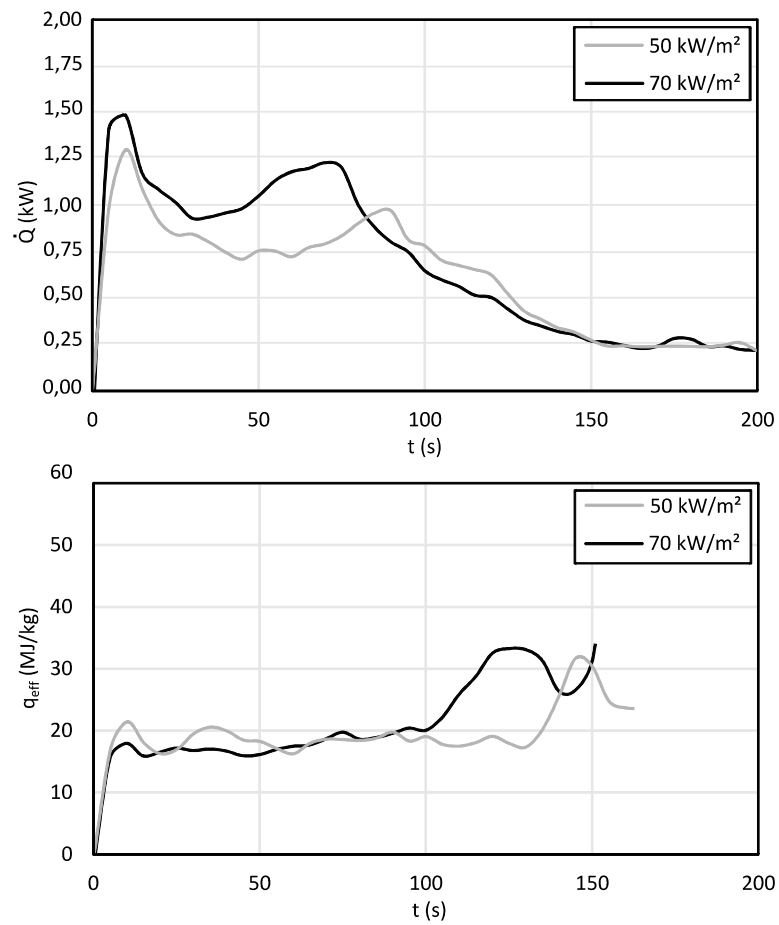


Abbildung 10-6: Wärmefreisetzungsraten und effektive Verbrennungswärmen von PUR-B2 im Cone Calorimeter bei den Wärmestromdichten 50 kW/m^2 und 70 kW/m^2

Anhang B4: PUR-B1 im Cone Calorimeter

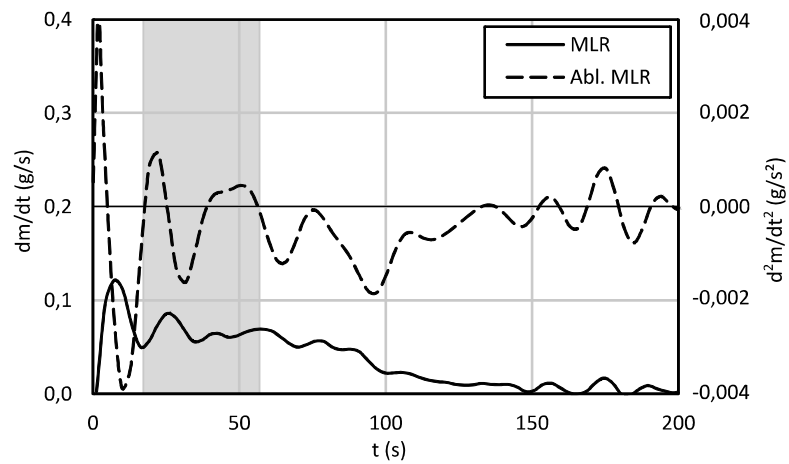


Abbildung 10-7: Massenverlustrate und Ableitung der Massenverlustrate von PUR-B1 im Cone Calorimeter bei der Wärmestromdichte 70 kW/m^2

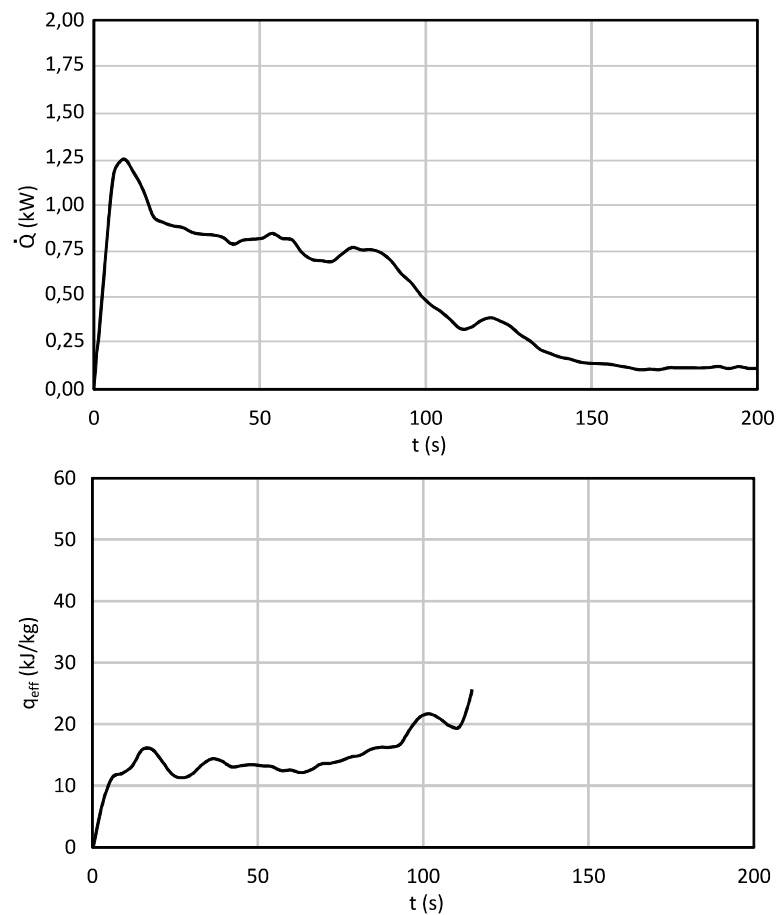


Abbildung 10-8: Wärmefreisetzungsrate und effektive Verbrennungswärme von PUR-B1 im Cone Calorimeter bei der Wärmestromdichte 70 kW/m^2

Anhang B5: Isopropanol im Cone Calorimeter

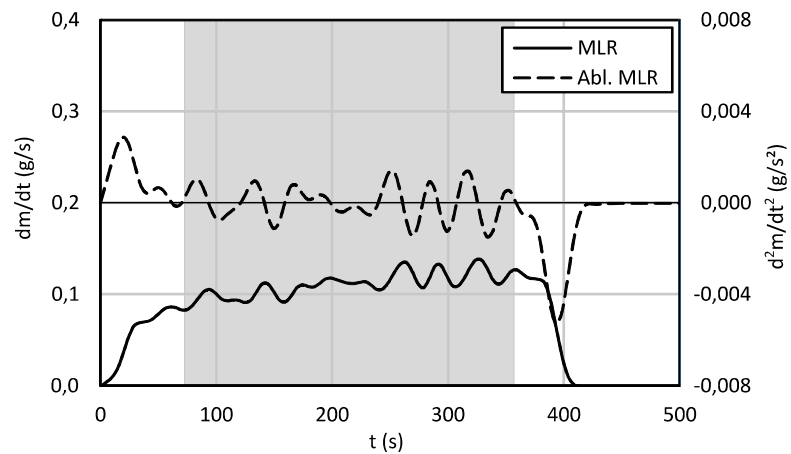


Abbildung 10-9: Massenverlustrate und Ableitung der Massenverlustrate von Isopropanol im Cone Calorimeter ohne Strahlungswärmezündquelle

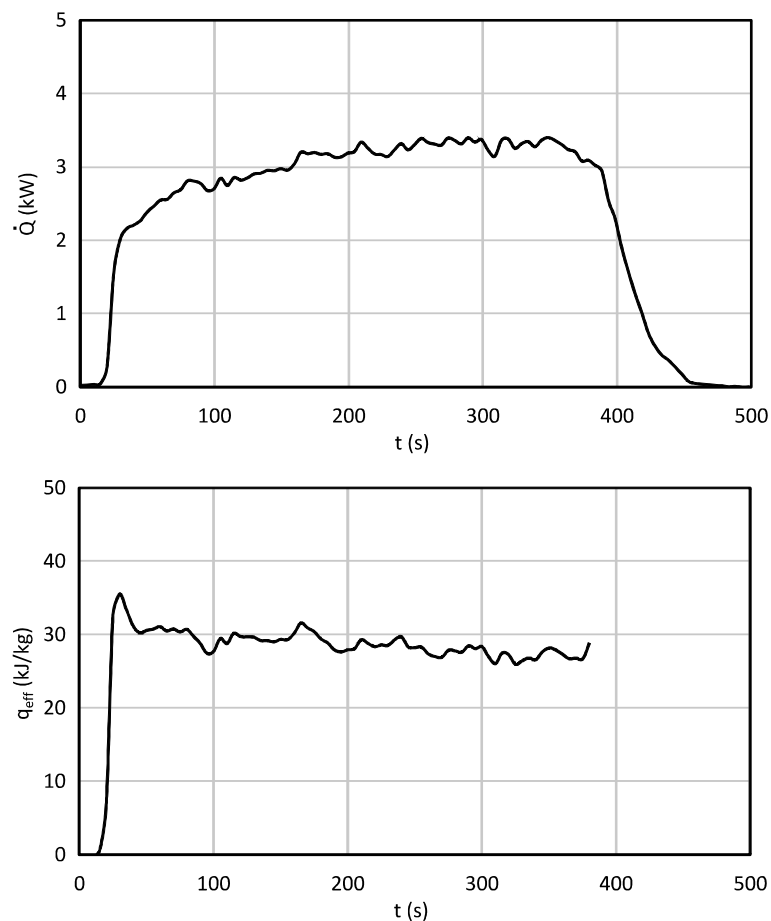


Abbildung 10-10: Wärmefreisetzungsrate und effektive Verbrennungswärme von Isopropanol im Cone Calorimeter ohne Strahlungswärmezündquelle

Anhang B6: Methanol im Cone Calorimeter

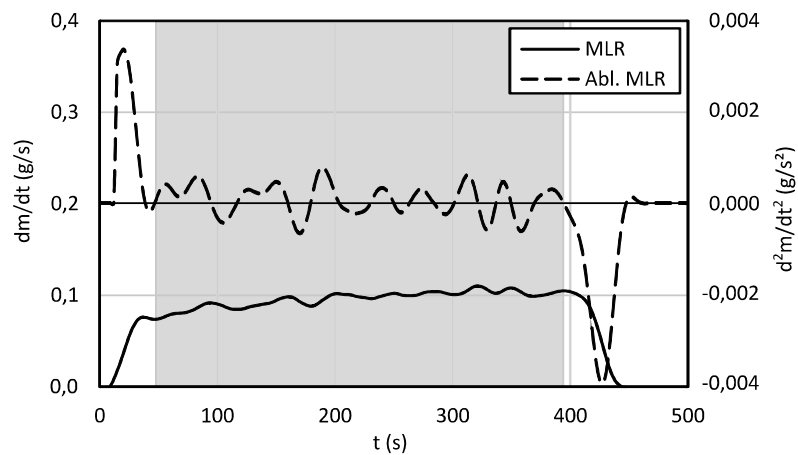


Abbildung 10-11: Massenverlustrate und Ableitung der Massenverlustrate von Methanol im Cone Calorimeter ohne Strahlungswärmezündquelle

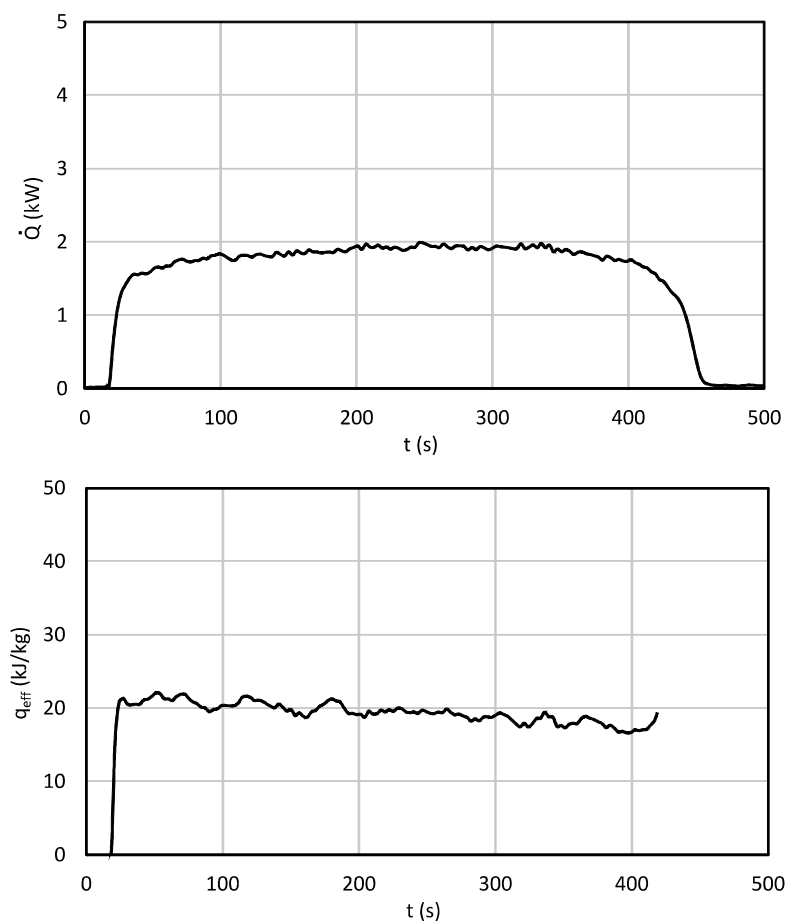


Abbildung 10-12: Wärmefreisetzungsrate und effektive Verbrennungswärme von Methanol im Cone Calorimeter ohne Strahlungswärmezündquelle

Anhang B7: Mitteldichte Holzfaserplatte im SBI

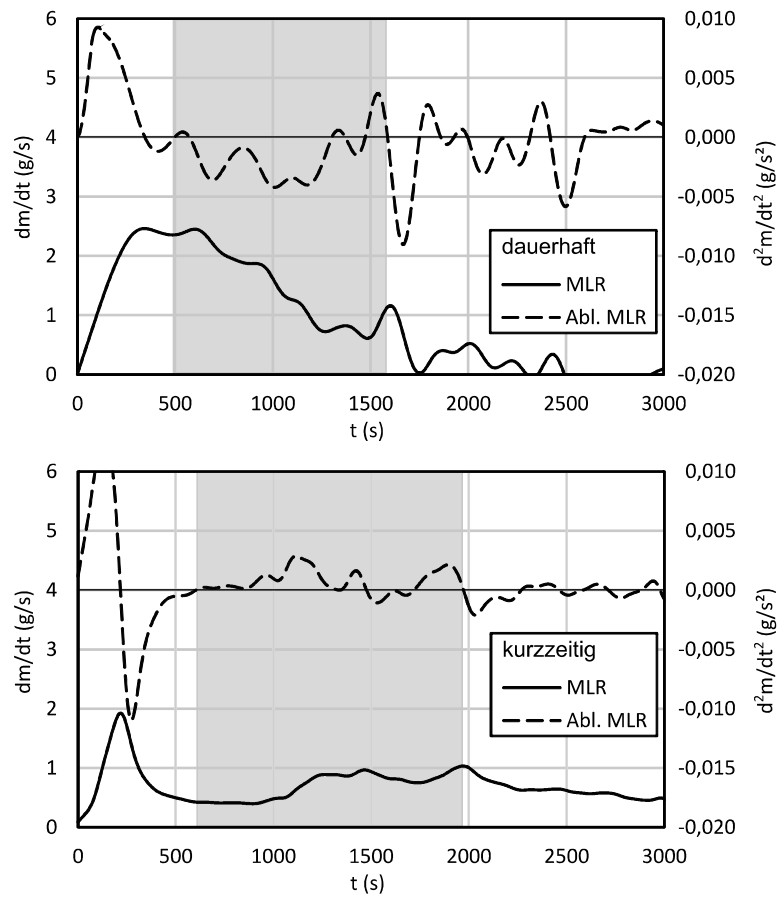


Abbildung 10-13: Massenverlustraten und Ableitungen der Massenverlustraten von MDF bei dauerhaft und bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 31 kW

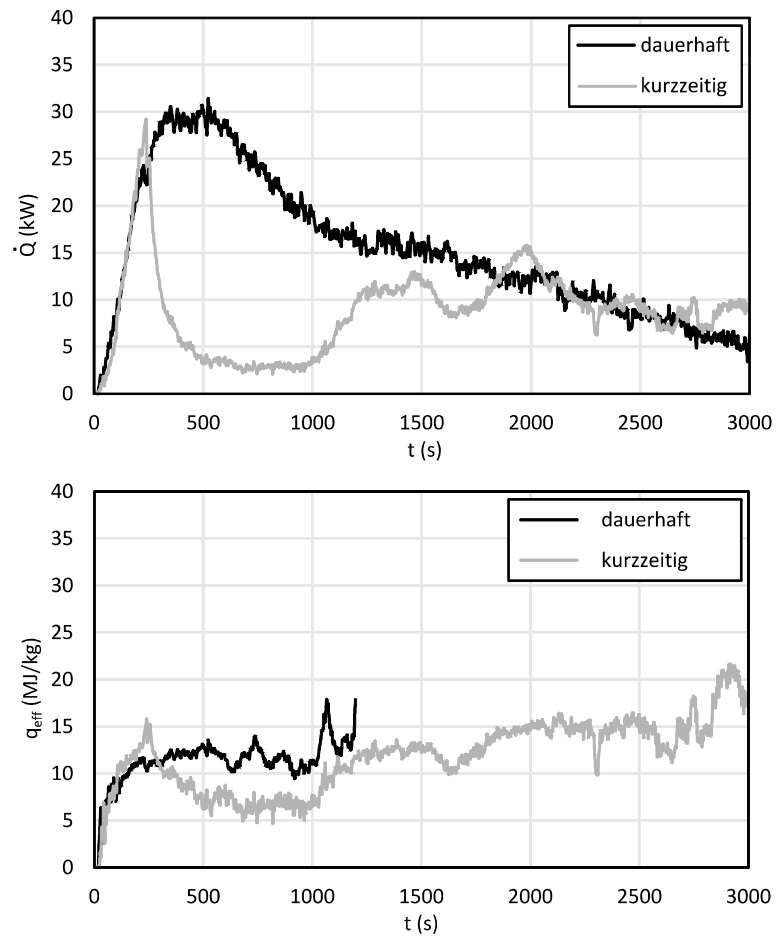


Abbildung 10-14: Wärmefreisetzungsraten und effektive Verbrennungswärmen von MDF bei dauerhaft und bei kurzzeitig aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 31 kW

Anhang B8: Spanplatte im SBI

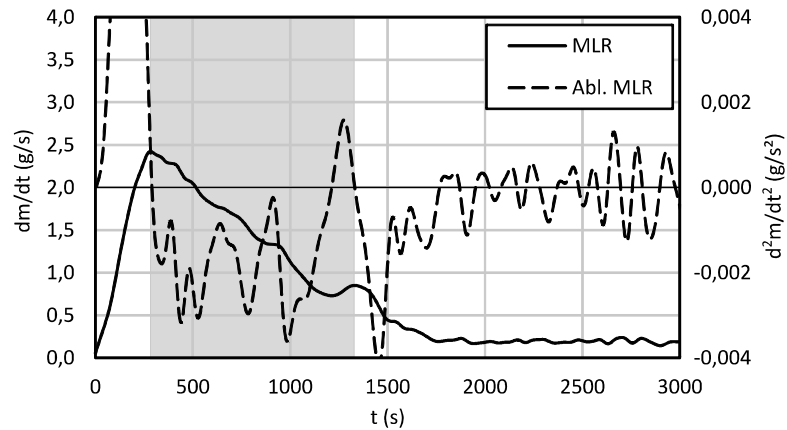


Abbildung 10-15: Massenverlustrate und Ableitung der Massenverlustrate von Spanplatte bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 31 kW

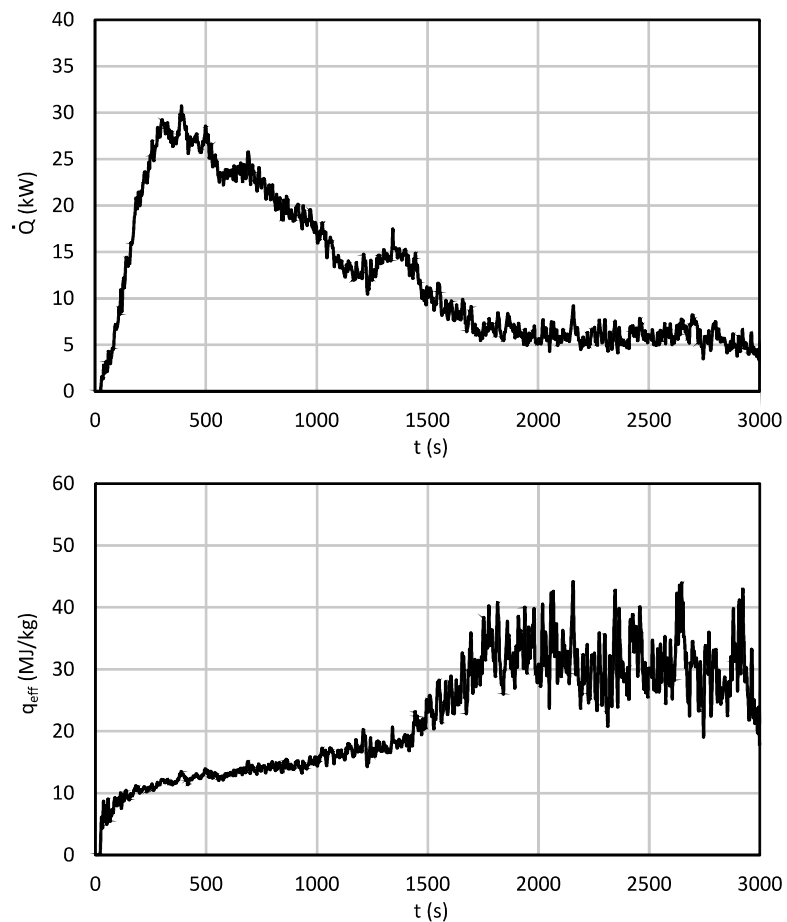


Abbildung 10-16: Wärmefreisetzungsrate und effektive Verbrennungswärme von Spanplatte bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 31 kW

Anhang B9: PUR-B2 im SBI

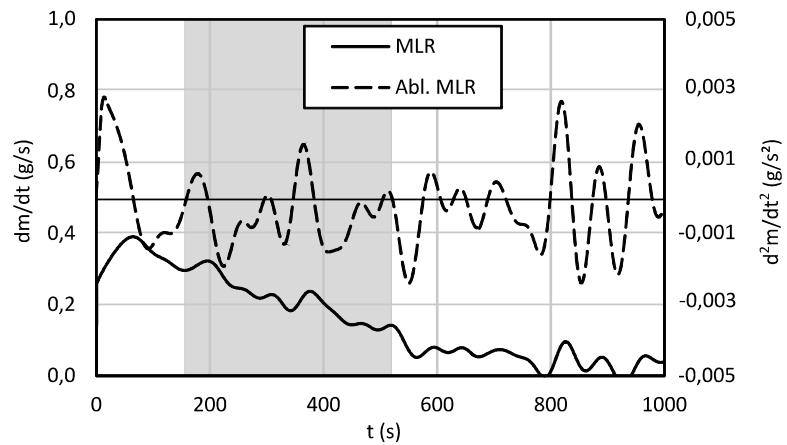


Abbildung 10-17: Massenverlustrate und Ableitung der Massenverlustrate von PUR-B2 bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 51 kW

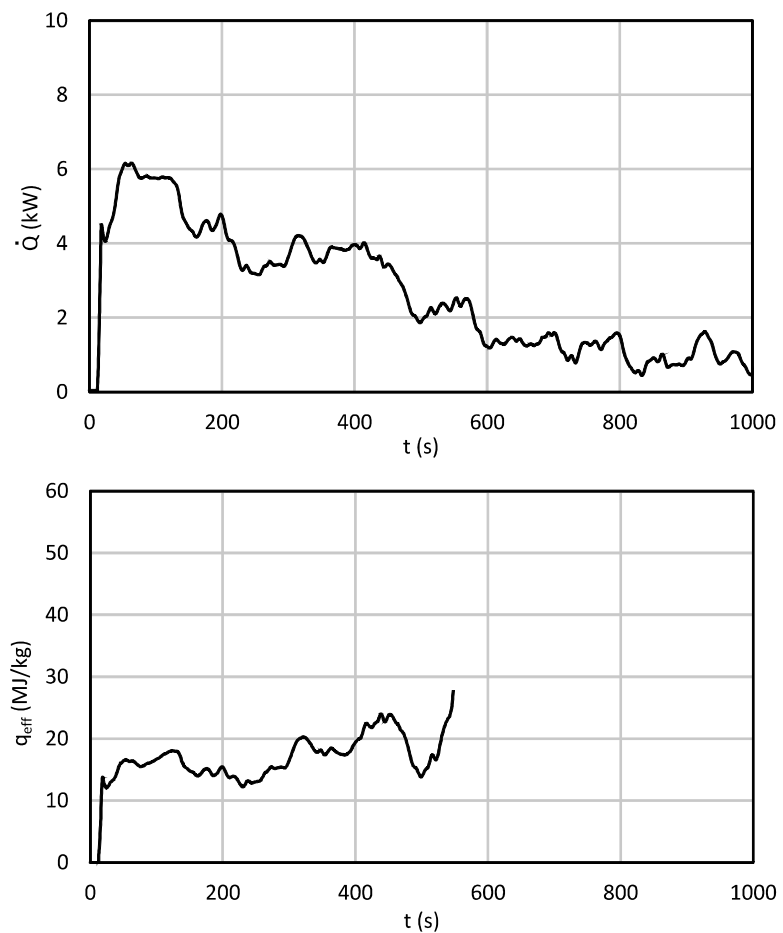


Abbildung 10-18: Wärmefreisetzungsrate und effektive Verbrennungswärme von PUR-B2 bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 51 kW

Anhang B10: PUR-B1 im SBI

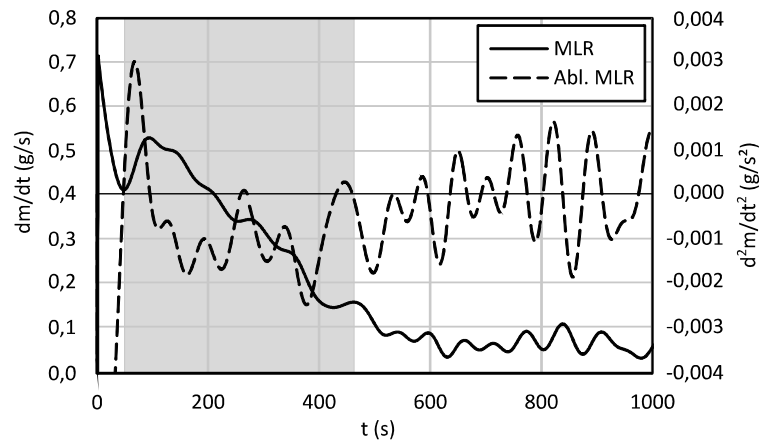


Abbildung 10-19: Massenverlustrate und Ableitung der Massenverlustrate von PUR-B1 bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 51 kW

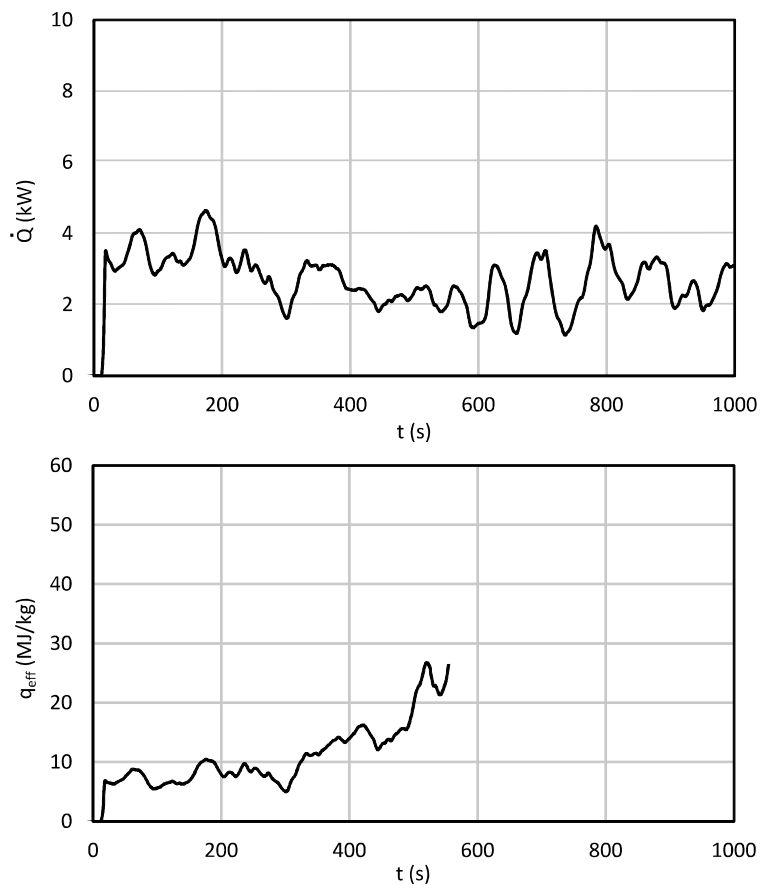


Abbildung 10-20: Wärmefreisetzungsrate und effektive Verbrennungswärme von PUR-B1 bei dauerhaft aktiviertem Sandbettbrenner mit einer Brennerleistung von 51 kW

Anhang B11: Isopropanol im SBI

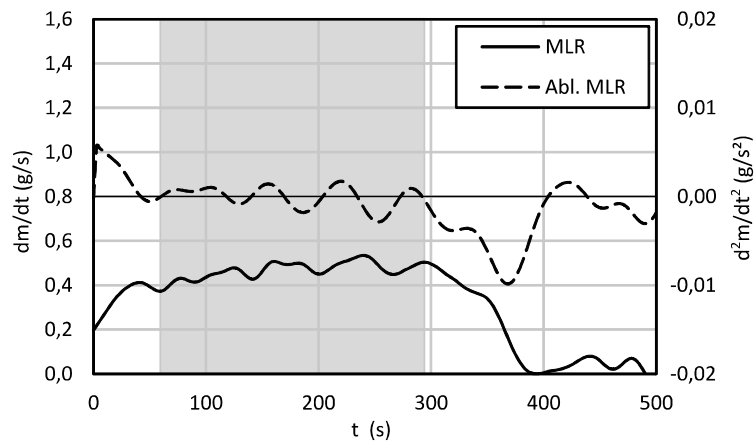


Abbildung 10-21: Massenverlustrate und Ableitung der Massenverlustrate von Isopropanol ohne aktivierten Sandbettbrenner

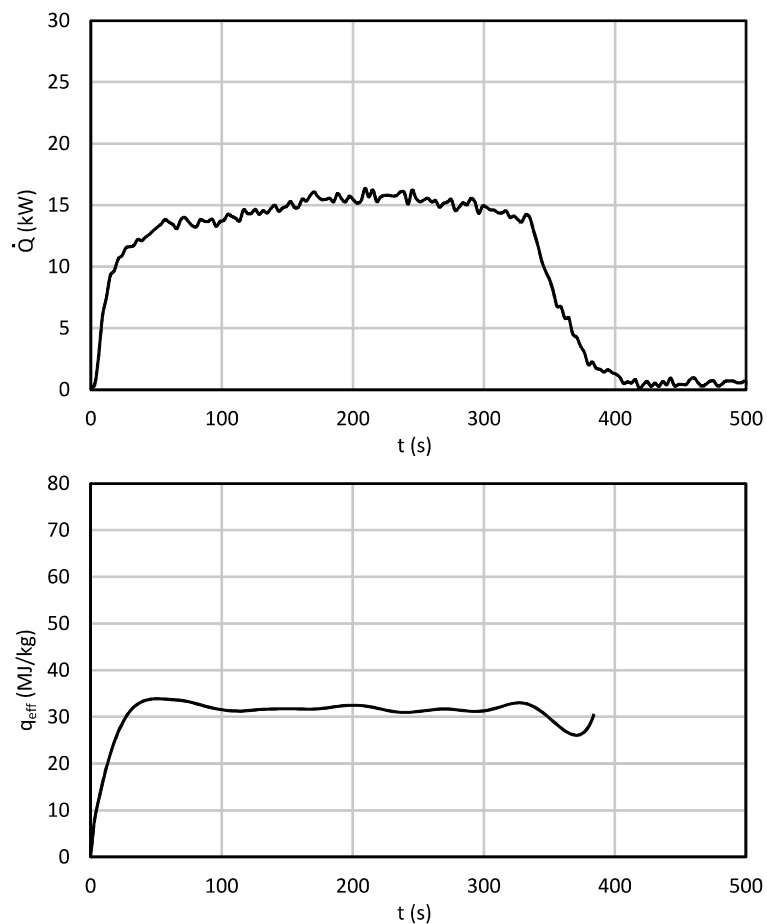


Abbildung 10-22: Wärmefreisetzungsrate und effektive Verbrennungswärme von Isopropanol ohne aktivierten Sandbettbrenner

Anhang B12: Methanol im SBI

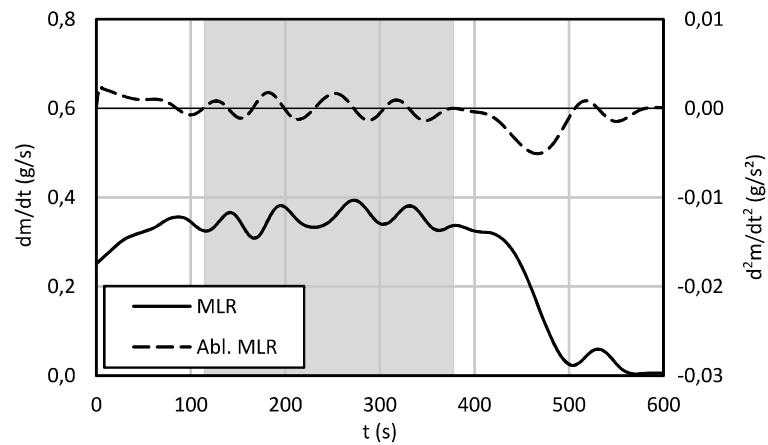


Abbildung 10-23: Massenverlustrate und Ableitung der Massenverlustrate von Methanol ohne aktivierten Sandbettbrenner

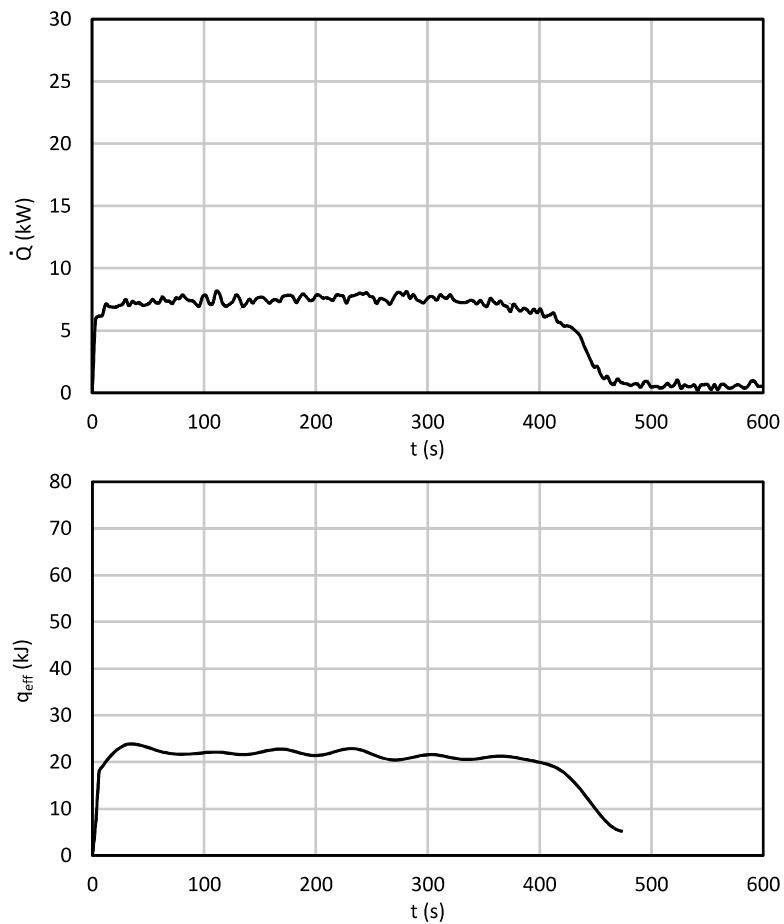


Abbildung 10-24: Wärmefreisetzungsrate und effektive Verbrennungswärme von Methanol ohne aktivierten Sandbettbrenner

11 Anhang C: Ergänzungen zu den numerischen Untersuchungen

Die Anhänge C1 bis C6 beinhalten ergänzende Ergebnisse und Erläuterungen zu den numerischen Untersuchungen in Kapitel 6.

Anhang C1: Eingangsparameter für das numerische Modell

Die folgende Tabelle beinhaltet die physikalische Beschaffenheit der Baustoffe und Bauteile, die in dem numerischen Modell von FDS als Rahmenbedingungen verwendet wurden:

Tabelle 11-1: Physikalische Kenngrößen der Baustoffe und Bauteile des numerischen Modells

Baustoffe	Dicke (cm)	Dichte (kg/m ³)	spez. Wärmekapazität (kJ/(kgK))	Wärmeleitfähigkeit (W/(mK))
Beton (Wände, Decke, Boden)	15,0	700	1,100	2,000
Mineralwolle (Dämmstoff)	5,0	100	1,000	0,037
Stahl (Abzugshaube)	10,0	7800	0,511	14,600
Stahl (Vergleichsbauteil)	15,0	7800	0,511	14,600
Perlite (Dämmstoff)	5,0	90	1,000	0,050

Anhang C2: Weitere Ergebnisse der Gittersensitivitätsanalyse

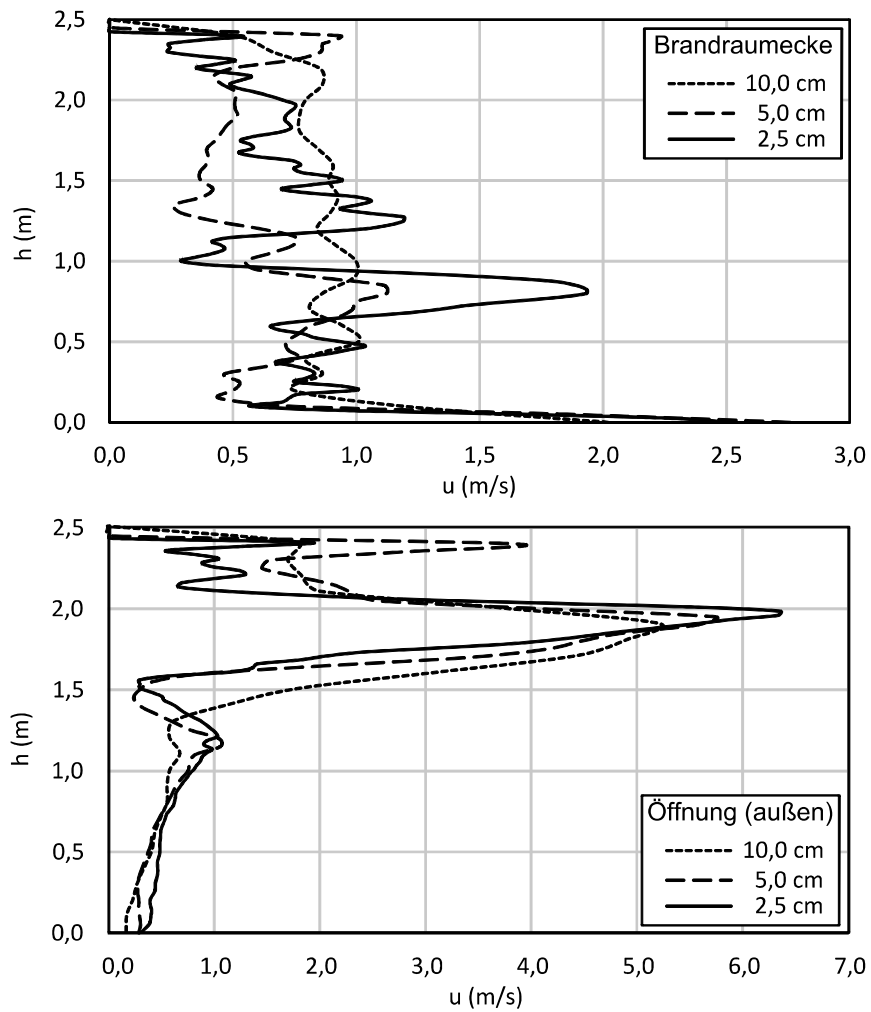


Abbildung 11-1: Simulationsergebnisse der Gittersensitivitätsanalyse für die Strömungsgeschwindigkeit in der Brandraumcke und vor der Öffnung bei drei Gitterweiten zum Zeitpunkt von 1500 Sekunden

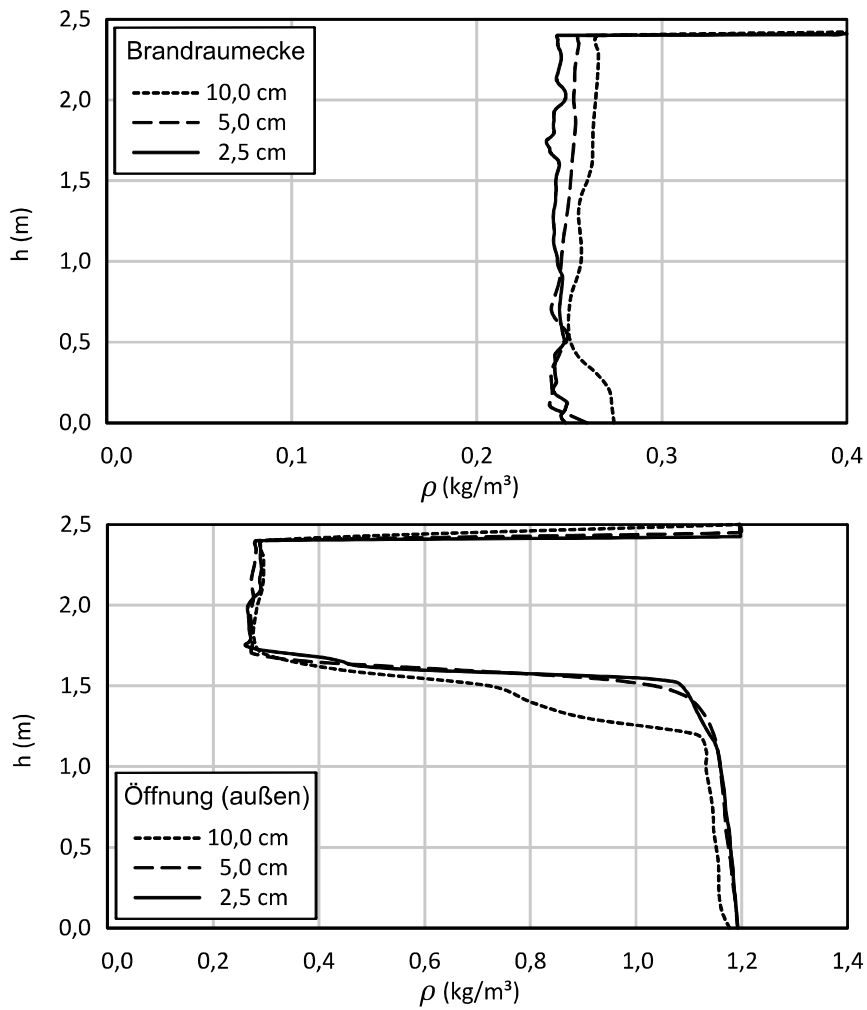


Abbildung 11-2: Simulationsergebnisse der Gittersensitivitätsanalyse für die Dichte in der Brandraumecke und vor der Öffnung bei drei Gitterweiten zum Zeitpunkt von 1500 Sekunden

Anhang C3: Weitere Ergebnisse der Validierung

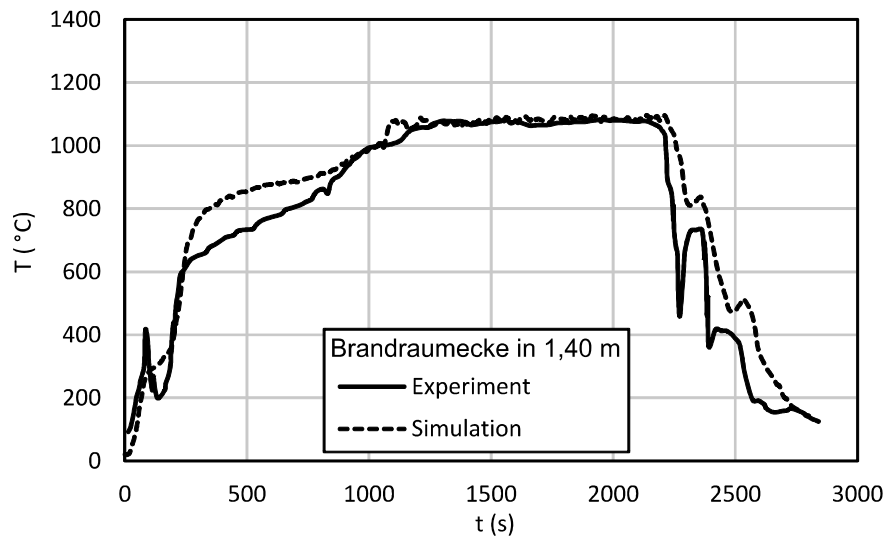


Abbildung 11-3: Vergleich der modellierten und der experimentell ermittelten Temperaturen in der Brandraumecke in 1,40 m des numerischen Modells in FDS

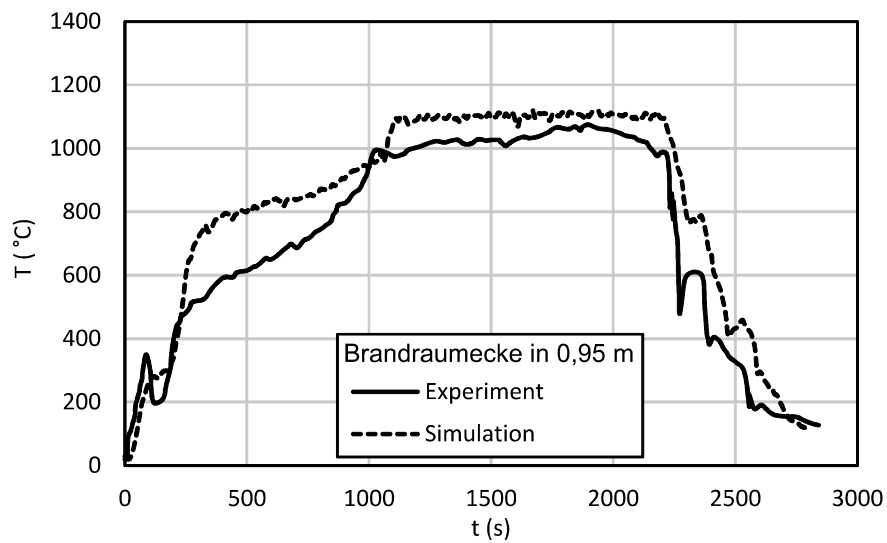


Abbildung 11-4: Vergleich der modellierten und der experimentell ermittelten Temperaturen in der Brandraumecke in 0,95 m des numerischen Modells in FDS

Anhang C4: Berechnungsverfahren für einen Bemessungsbrand

Im Abschnitt 3.4.2 wird das Berechnungsverfahren für einen Bemessungsbrand anhand der wesentlichen Berechnungsgleichungen gemäß [DINEN1991-1-2/NA] erläutert. Dieser Anhang stellt weitere für die Feststellung eines Bemessungsbrandes notwendige Berechnungsgleichungen dar.

Die Gesamtbrandlast Q wird innerhalb der DIN EN 1991-1-2/NA in Form des Bemessungswertes der Gesamtbrandlast $Q_{f,d}$ zum Ausdruck gebracht. Die Berechnung erfolgt entsprechend der Gl. 11-1 aus der Masse des Brennstoffes M_k , dem Heizwert h_u , der Verbrennungseffizienz χ , dem Beiwert für geschützte Brandlasten ψ und dem Teilsicherheitsbeiwert für Brandlasten $\gamma_{fi,Q}$:

$$Q_{f,d} = M_k \cdot h_u \cdot \chi \cdot \psi \cdot \gamma_{fi,Q} \quad \text{Gl. 11-1}$$

Der Teilsicherheitsbeiwert für die Brandlasten berücksichtigt die Auftretenswahrscheinlichkeit eines Schadenfeuers, die Sicherheitsanforderungen des Gebäudes und vorhandene Schutzmaßnahmen, zu denen die manuelle und automatische Brandbekämpfung zählen.

Wird ein Bezug zur Fläche A_f hergestellt, wird der Bemessungswert der Gesamtbrandlastdichte $Q''_{f,d}$ herangezogen. Dieser Wert wird wie folgt gemäß der Gl. 11-2 berechnet:

$$Q''_{f,d} = \frac{M_k \cdot h_u \cdot \chi \cdot \psi}{A_f} \cdot \gamma_{fi,Q} \quad \text{Gl. 11-2}$$

Ergänzend zu $Q_{f,d}$ und $Q''_{f,d}$ ist für die Aufstellung eines Bemessungsbrandes die Wärmefreisetzungsrate erforderlich. Für die Brandausbreitungsphase findet die Berechnung der Wärmefreisetzungsrate in Form des charakteristischen Wertes der Wärmefreisetzungsrate \dot{Q}_k statt. Es existiert der folgende Zusammenhang:

$$\dot{Q}_k = \dot{Q}_1 \cdot \left(\frac{t}{t_\alpha}\right)^2 \quad \text{Gl. 11-3}$$

Gemäß der Gl. 11-3 steigt die Wärmefreisetzungsrate während der Brandausbreitungsphase quadratisch an. Die Zeit nach der Brandentstehung wird durch t berücksichtigt. Der Parameter t_α charakterisiert die Zeit bis zum Erreichen einer Wärmefreisetzungsrate von $\dot{Q}_1 = 1$ MW und ist abhängig von der Art der Nutzungseinheit. Er kann tabellarisch gemäß [DINEN1991-1-2/NA] ermittelt werden.

In der Vollbrandphase wird die Wärmefreisetzungsrate durch den Bemessungswert der maximalen Wärmefreisetzungsrate $\dot{Q}_{max,d}$ beschrieben. Die Berechnung dieses Wertes

erfolgt nach Gl. 11-4 aus dem Produkt der maximalen Wärmefreisetzungsrates \dot{Q}_{max} und dem Teilsicherheitsbeiwert der Wärmefreisetzungsrates $\gamma_{fi,\dot{Q}}$:

$$\dot{Q}_{max,d} = \dot{Q}_{max} \cdot \gamma_{fi,\dot{Q}} \quad \text{Gl. 11-4}$$

Der Teilsicherheitsbeiwert der Wärmefreisetzungsrates berücksichtigt wie auch der Teilsicherheitsbeiwert für die Brandlasten die Auftretenswahrscheinlichkeit eines Schadenfeuers, die Sicherheitsanforderungen des Gebäudes und vorhandene Schutzmaßnahmen, zu denen die manuelle und automatische Brandbekämpfung zählen.

Die maximale Wärmefreisetzungsrates \dot{Q}_{max} ist entsprechend dem Zusammenhang der Gl. 11-5 der kleinere der beiden charakteristischen Werte der maximalen Wärmefreisetzungsrates bei einem brandlastgesteuerten Brand $\dot{Q}_{max,f,k}$ und bei einem ventilationsgesteuerten Brand $\dot{Q}_{max,v,k}$:

$$\dot{Q}_{max} = \min. \{ \dot{Q}_{max,f,k}; \dot{Q}_{max,v,k} \} \quad \text{Gl. 11-5}$$

Die Berechnungsgleichungen für die charakteristischen Werte der maximalen Wärmefreisetzungsrates bei einem brandlastgesteuerten und bei einem ventilationsgesteuerten Brand werden im Abschnitt 3.4.2 diskutiert.

Anhang C5: Berechnung der Teilsicherheitsbeiwerte für die Ermittlung der Bemessungsbrände

In dem Abschnitt 6.2 werden als Grundlage für die numerische Untersuchung Bemessungsbrände entsprechend einem fiktiven Bemessungsbrandszenario berechnet. In Tabelle 6-5 wird der dafür verwendete Teilsicherheitsbeiwert für die maximale Wärme-freisetzungsrate mit $\gamma_{fi,\dot{Q}} = 0,8$ und der verwendete Teilsicherheitsbeiwert für die Brandlast mit $\gamma_{fi,Q} = 0,75$ angegeben. Die Berechnung der beiden Teilsicherheitsbeiwerte wird in diesem Anhang dargestellt.

Die jährlich bestehende Auftretenswahrscheinlichkeit eines Schadenfeuers p_{fi} in einer brandschutztechnisch wirksam abgetrennten Nutzungseinheit mit der Grundfläche A_r wird durch folgende Gleichung ermittelt:

$$p_{fi} = p_1 \cdot p_2 \cdot p_3 \quad \text{Gl. 11-6}$$

Innerhalb dieser Gleichung ist p_1 die jährliche Auftretenswahrscheinlichkeit eines Entstehungsbrandes. Sie ist abhängig von der Nutzungsart des Gebäudes und ergibt sich nach DIN EN 1991-1-2/NA folgendermaßen für ein Bürogebäude:

$$p_1 = 0,000059 \cdot 8,64^{0,9} = \underline{0,00041}$$

Der Faktor p_2 ist die Ausfallwahrscheinlichkeit der manuellen Brandbekämpfung und wird aus dem Produkt von $p_{2,1}$ und $p_{2,2}$ berechnet. Der Faktor $p_{2,1}$ ist die Ausfallwahrscheinlichkeit der manuellen Brandbekämpfung durch den Nutzer. Er wird mit $p_{2,1} = 0,5$ angenommen. Der Faktor $p_{2,2}$ ist die Ausfallwahrscheinlichkeit von Löscharbeiten durch die Feuerwehr. Unter der Annahme, dass die Alarmierungszeit und die Hilfsfrist nicht mehr als insgesamt 15 Minuten dauern, ergibt sich der Wert $p_{2,2} = 0,2$. Aus diesen Ergebnissen berechnet sich der Wert für p_2 wie folgt:

$$p_2 = p_{2,1} \cdot p_{2,2} = 0,5 \cdot 0,2 = \underline{0,1} \quad \text{Gl. 11-7}$$

Der Faktor p_3 ist die Ausfallwahrscheinlichkeit der automatischen Löschanlage. Da die Annahme getroffen wird, dass keine Sprinkleranlage vorhanden ist, besteht hier der Wert $p_3 = \underline{1,0}$.

Aus den Ergebnissen von p_1 , p_2 und p_3 ergibt sich die jährliche Auftretenswahrscheinlichkeit eines Schadenfeuers p_{fi} wie folgt:

$$p_{fi} = p_1 \cdot p_2 \cdot p_3 = 4,1 \cdot 10^{-4} \cdot 0,1 \cdot 1,0 = \underline{4,1 \cdot 10^{-5}}$$

Die zulässig bedingte Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall $p_{f,fi}$ wird aus dem folgenden mathematischen Zusammenhang berechnet:

$$p_{f,fi} = \frac{p_f}{p_{fi}} \quad \text{Gl. 11-8}$$

Der Faktor p_f ist die für alle Lastfälle geltende zulässige Versagenswahrscheinlichkeit. Er ergibt sich bei Annahme einer mittleren Schadensfolge für ein Bürogebäude DIN EN 1991-1-2/NA folgendermaßen:

$$p_f = \underline{1,3 \cdot 10^{-5}}$$

Unter Anwendung von p_f und p_{fi} berechnet sich $p_{f,fi}$ zu:

$$p_{f,fi} = \underline{3,17 \cdot 10^{-1}} .$$

Der zugehörige Zuverlässigkeitsindex β_{fi} wird anhand der DIN EN 1991-1-2/NA unter Anwendung einer linearen Interpolation ermittelt. Das Ergebnis hierbei lautet:

$$\beta_{fi} = \underline{0,47}$$

Schließlich kann unter Anwendung von β_{fi} der Teilsicherheitsbeiwert für die Brandlast $\gamma_{fi,Q}$ und der Teilsicherheitsbeiwert für die maximale Wärmefreisetzungsrate $\gamma_{fi,\dot{Q}}$ bestimmt werden. Die Werte betragen $\gamma_{fi,Q} = \underline{0,75}$ und $\gamma_{fi,\dot{Q}} = \underline{0,80}$.

Anhang C6: Beispielrechnung für einen Bemessungsbrand

In dem Abschnitt 6.2 werden als Grundlage für die numerische Untersuchung Bemessungsbrände entsprechend eines fiktiven Bemessungsbrandszenarios aufgestellt. In diesem Anhang wird die Berechnung des Bemessungsbrandes unter Anwendung der Verbrennungseffizienz $\chi_{VBP,CC} = 0,6$ erläutert. Die für die Berechnung verwendeten Eingangsparameter sind in Tabelle 6-5 zusammengefasst. Der Bemessungswert der Gesamtbrandlast $Q_{f,d}$ berechnet sich gemäß Gl. 11-1 wie folgt:

$$Q_{f,d} = 20 \text{ kg} \cdot 18,347 \frac{\text{MJ}}{\text{kg}} \cdot 0,6 \cdot 0,75 = \underline{165,12 \text{ MJ}}$$

Das Ergebnis zeigt, dass der Bemessungsbrand eine Energie von insgesamt $Q_{f,d} = 165,12 \text{ MJ}$ freisetzt.

Zur Bestimmung des Bemessungswertes der maximalen Wärmefreisetzungsrates $\dot{Q}_{max,d}$ wird zunächst die maximale Wärmefreisetzungsrates \dot{Q}_{max} berechnet. Sie ergibt sich gemäß Gl. 11-5 aus dem kleineren Wert der beiden charakteristischen Werte der maximalen Wärmefreisetzungsrates für den brandlastgesteuerten Brand und den ventilationsgesteuerten Brand.

Die Berechnung des charakteristischen Wertes der maximalen Wärmefreisetzungsrates für den brandlastgesteuerten Brand $\dot{Q}_{max,f,k}$ entsprechend Gl. 3-17 führt zu dem folgenden Ergebnis:

$$\dot{Q}_{max,f,k} = 0,25 \frac{\text{MW}}{\text{m}^2} \cdot 1,2 \text{ m}^2 = \underline{0,3 \text{ MW}}$$

Bei der Berechnung des charakteristischen Wertes der maximalen Wärmefreisetzungsrates für den ventilationsgesteuerten Brand $\dot{Q}_{max,v,k}$ gemäß der Gl. 3-19 ergibt sich der folgende Wert:

$$\dot{Q}_{max,v,k} = 0,1 \frac{\text{MW}}{\text{m}^2} \cdot 0,6 \cdot 18,347 \frac{\text{MJ}}{\text{kg}} \cdot 1,6 \text{ m}^2 \cdot \sqrt{2,0 \text{ m}} = \underline{2,49 \text{ MW}}$$

Das Einsetzen von $\dot{Q}_{max,f,k}$ und $\dot{Q}_{max,v,k}$ in Gl. 11-5 zeigt den folgenden Zusammenhang:

$$\dot{Q}_{max} = \min\{0,3 \text{ MW}; 2,49 \text{ MW}\}$$

Da $\dot{Q}_{max,f,k} = 0,3 \text{ MW}$ im Vergleich mit $\dot{Q}_{max,v,k} = 2,49 \text{ MW}$ den kleineren Wert darstellt, wird das Bemessungsbrandszenario als brandlastgesteuerter Brand behandelt. Für die maximale Wärmefreisetzungsrates \dot{Q}_{max} gilt demnach:

$$\dot{Q}_{max} = \underline{0,3 \text{ MW}}$$

Der Bemessungswert der maximalen Wärmefreisetzungsrates $\dot{Q}_{max,d}$ kann nun gemäß Gl. 11-4 berechnet werden. Das Ergebnis beträgt:

$$\dot{Q}_{max,d} = 0,3 \text{ MW} \cdot 0,8 = \underline{0,24 \text{ MW}}$$

Zur Unterteilung des Bemessungsbrandes in die unterschiedlichen Brandlastanteile werden im nächsten Schritt die Werte für t_1 , Q_1 , t_2 , Q_2 , t_3 und Q_3 berechnet. Der Wert für t_1 beschreibt den Zeitpunkt, ab dem die Wärmefreisetzungsrates den Bemessungswert der maximalen Wärmefreisetzungsrates $\dot{Q}_{max,d} = 0,24 \text{ MW}$ erreicht hat. Dieser Zeitpunkt wird durch Umstellung der Gl. 11-3 wie folgt berechnet:

$$\dot{Q}_k = \left(\frac{t}{t_\alpha}\right)^2 \rightarrow t_1 = \sqrt{\dot{Q}_k} \cdot t_\alpha$$

In der Umstellung der Gl. 11-3 wird auf \dot{Q}_1 verzichtet, da sie den Wert Eins aufweist. In der umgestellten Gleichung wird anstelle von \dot{Q}_k der Wert für $\dot{Q}_{max,d}$ eingesetzt. Für den Zeitpunkt t_1 gilt dann:

$$t_1 = \sqrt{0,24} \cdot 300 \text{ s} = \underline{146,97 \text{ s}}$$

Die bis zum Zeitpunkt t_1 verbrauchte Brandlastmenge entspricht der Fläche unter der Kurve für den Zeitbereich der Brandausbreitungsphase. Sie lässt sich durch die Auflösung des Integrals für diesen Zeitbereich wie folgt feststellen:

$$Q_1 = \int_0^{t_1} \left(\frac{t}{t_\alpha}\right)^2 dt = \frac{1}{3} \cdot \left(\frac{t_1^3}{t_\alpha^2}\right) = \frac{1}{3} \cdot 35,27 = \underline{11,76 \text{ MJ}}$$

Der Zeitbereich zwischen den Zeitpunkten t_1 und t_2 ist die Vollbrandphase. Bis zum Ende der Vollbrandphase sind 70 % der ursprünglichen Brandlast aufgebraucht. Der während der Vollbrandphase verbrauchte Brandlastanteil Q_2 beträgt demnach:

$$Q_2 = Q_{f,d} \cdot 0,7 - Q_1 = 165,12 \text{ MJ} \cdot 0,7 - 11,76 \text{ MJ} = \underline{103,82 \text{ MJ}}$$

Auf Grundlage von Q_2 , $\dot{Q}_{max,d}$ und t_1 ergibt sich der Zeitpunkt t_2 wie folgt:

$$t_2 = \frac{Q_2}{\dot{Q}_{max,d}} + t_1 = \frac{103,82 \text{ MJ}}{0,24 \text{ MW}} + 146,97 \text{ s} = \underline{579,55 \text{ s}}$$

Der während der Abklingphase verbrauchte Brandlastanteil Q_3 entspricht 30 % der ursprünglichen Brandlast und wird wie folgt berechnet:

$$Q_3 = 0,3 \cdot Q_{f,d} = 0,3 \cdot 165,12 \text{ MJ} = \underline{49,54 \text{ MJ}}$$

Die Abklingphase weist einen linearen Verlauf der Wärmefreisetzungsrates auf. Dadurch berechnet sich der Zeitpunkt für das Ende des Bemessungsbrandes t_3 gemäß dem folgenden Zusammenhang:

$$t_3 = \frac{Q_3}{\dot{Q}_{max,d/2}} + t_2 = \frac{49,54 \text{ MJ}}{0,12 \text{ MW}} + 579,55 \text{ s} = \underline{992,38 \text{ s}}$$

Nach $t_3 = 992,38 \text{ s}$ ist der Bemessungsbrand beendet.