

Ständige Konferenz der Innenminister und -Senatoren der Länder

Arbeitskreis V

Ausschuss für Feuerwehrangelegenheiten, Katastrophenschutz und zivile Verteidigung

Forschungsbericht Nr. 156

**Entwicklung einer Versuchskammer zur Bestimmung der  
HRR fester Stoffe unter gleichzeitiger Verwendung der  
Masseverlustrate und des Sauerstoffverbrauchs bei  
Bränden in geschlossenen Räumen**

von

Dr. rer. nat. Georg Pleß (Projektleiter)

Dipl.-Chem. Ursula Seliger

Institut der Feuerwehr Sachsen-Anhalt

Heyrothsberge

März 2007

## BERICHTS-KENNBLETT

Nummer des Berichtes:  156	Titel des Berichtes  Entwicklung einer Versuchskammer zur Bestimmung der HRR fester Stoffe unter gleichzeitiger Verwendung der Masseverlustrate und des Sauerstoffverbrauchs bei Bränden in geschlossenen Räumen	ISSN:  0170-0060	
Autoren: Dr. rer. nat. Georg Pleß Dipl.-Chem. Ursula Seliger		durchführende Institution: Institut der Feuerwehr Sachsen-Anhalt Biederitzer Straße 5 D-39175 Heyrothsberge Direktor: Prof. Dr. rer. nat. habil. Reinhard Grabski	
Nummer des Auftrages:  58 (4/2007) H		auftraggebende Institution: Ständige Konferenz der Innenminister und - Senatoren der Länder, Arbeitskreis V – Ausschuss Feuerwehrangelegenheiten, Katastrophenschutz und zivile Verteidigung	
Datum des Berichtes:  März 2009			
Seitenzahl:  57	Bilder: *)  39	Tabellen:  2	Literaturverweise:  24
<p>Kurzfassung:</p> <p>Es wurde ein Versuchsraum aufgebaut, der von der Geometrie her dem Standard-Brandraum des Room-Corner-Tests nahe kommt. Die Türöffnung wurde geteilt in ein Viertel der Fläche für den Zuluftschacht und drei Viertel als Öffnung zum Abzug der Rauchgase, die aus dem Brandraum über einen Nebenraum in den Abgasschlot gelangen. Die Ausstattung mit Messfühlern und Messinstrumenten ermöglicht die Aufzeichnung des Brennstoff-Masseverlustes, der Temperaturen im Brandraum, Zuluftschacht und Abgasschlot sowie der Differenzdrücke im Einström- und Abströmbereich der Gase. Mittels dieser Messwerte kann die Berechnung der Massenströme erfolgen sowie der HRR nach konservativer Methode auf der Basis des Masseverlustes vom Brandstoff und nach der Methode der Sauerstoffverbrauchs-kalorimetrie. Während der Untersuchungen gewonnene Erkenntnisse führten zu Austausch- und Umbaumaßnahmen an der Instrumentierung bzw. am Abgasschlot, die zu qualitativ besseren Messwerten führten. Trotzdem zeigten sich bei der Bestimmung des Abgasmassenstromes nach wie vor Defizite, die weiteren Forschungsbedarf begründen. An verschiedenen großen gut ventilerten und somit brandlastgesteuerten Holzkrippen-Bränden konnte für die nach zwei Methoden bestimmte HRR eine Korrelation der Ergebnisse festgestellt werden, die zu der Schlussfolgerung führte, dass für eine Vor-Ort-Bewertung von Brandsituationen durch die Einsatzkräfte eine Ableitung der HRR aus den Kenntnissen der Brandstoffe, deren Abbrandverhalten und der Heizwerte durchaus möglich ist.</p>			
<p>Schlagwörter:</p> <p>Raumbrand, Brandversuch, HRR, Sauerstoffkalorimetrie, Masseverlustrate, Holzkrippen, Abbrand, Ventilation</p>			

\*) Farbseiteninformationen des Forschungsberichtes auf CD-ROM können bei Kostenerstattung von 5 € beim Institut der Feuerwehr Sachsen-Anhalt, Biederitzer Str. 5, 39175 Heyrothsberge, abgefordert werden.

## INHALTSVERZEICHNIS

1	EINLEITUNG.....	1
2	AUFGABENSTELLUNG .....	2
3	STAND DER ERKENNTNISSE UND LITERATURAUSWERTUNG.....	2
3.1	Methoden zur Bestimmung der HRR.....	2
3.1.1	Berechnung der HRR aus der Abbrandrate .....	3
3.1.2	Berechnung der HRR nach der Sauerstoffverbrauchskalorimetrie .....	3
3.1.2.1	Definitionen und Modellannahmen .....	4
3.1.2.2	Bestimmung der Energiefreisetzungsrate in einem geschlossenen System .....	9
3.1.2.3	Berechnung der Energiefreisetzungsrate eines offenen Systems .....	13
3.1.2.4	Korrektur der Energiefreisetzungsrate .....	14
3.1.2.5	Korrektur der trocken gemessenen Molfraktion .....	16
3.2	Zuluftverhältnis .....	18
3.3	Experimentelle Ergebnisse in Publikationen .....	19
4	VERSUCHE AM IDF .....	24
4.1	Beschreibung des Versuchsaufbaus .....	24
4.2	Versuchsdurchführung .....	30
4.3	Versuchsergebnisse .....	31
4.3.1	Korrekturfaktor für die Massenstromberechnung .....	31
4.3.2	Masseverlustrate .....	33
4.3.3	Ergebnisse der HRR .....	36
4.4	Diskussion der Ergebnisse .....	46
4.4.1	Der Versuchsstand.....	46
4.4.2	Korrelation zwischen HRR und Masseverlustrate .....	46
4.4.3	Korrelation zwischen HRR und ZLV .....	48
5	SCHLUSSFOLGERUNGEN .....	48
6	ZUSAMMENFASSUNG .....	48
7	LITERATUR.....	50

## VERZEICHNIS DER ABKÜRZUNGEN, SYMBOLIK UND INDIZES

<b>Abkürzung</b>	<b>Erläuterung</b>
ASTM	- American Society for Testing and Materials
GER	- Global Equivalence Ratio, Globales Äquivalenzverhältnis
HC	- Hydrocarbon, Kohlenwasserstoffe
HRR	Heat Release Rate, Wärmefreisetzungsrate
ISO	- International Organization for Standardization
NDIR	Nichtdispersive Infrarotspektroskopie
PMMA	- Polymethylmethacrylat
prEN	- Europeanorm-Entwurf
PTFE	- Polytetrafluorethylen
SBI	Single-Burnig-Item (-Test)
SP	- Sveriges Provnings- och Forskningsinstitut, Swedish National Testing and Research Institute
ZLV	- Zuluftverhältnis

<b>Symbol</b>	<b>Erläuterung</b>
A	- Querschnittsfläche der Öffnung ( $m^2$ )
CO	- Kohlenmonoxid
CO <sub>2</sub>	- Kohlendioxid
$E$	- freigesetzte Energie beim Verbrauch von einer Einheit Sauerstoff ( $MJ \cdot kg^{-1}_{o_2}$ )
$E_{CO}$	- freigesetzte Energie bei der Verbrennung von CO zu CO <sub>2</sub> pro eine Einheit Sauerstoff ( $MJ \cdot kg^{-1}_{o_2}$ )
$k(Re)$	- Reynoldszahl abhängiger Korrekturfaktor
i	- Bestandteil eines Gasgemisches (i= O <sub>2</sub> , CO <sub>2</sub> , CO, H <sub>2</sub> O oder N <sub>2</sub> )
H <sub>2</sub> O	- Wasser(dampf)
$H_u$	- Heizwert ( $kJ \cdot kg^{-1}$ )
$\dot{m}_m$	- Massenstromdichte ( $kJ \cdot m^{-2} \cdot s^{-1}$ )
$M$	- Molare Masse eines Stoffes ( $kg \cdot kmol^{-1}$ )
$M_a$	- Molare Masse der gesamten einströmenden Luft ( $kg \cdot kmol^{-1}$ )
$M_a^A$	- Molare Masse der trockenen einströmenden Luft ( $kg \cdot kmol^{-1}$ )
$M_e$	- Molare Masse der gesamten abströmenden Brandgase ( $kg \cdot kmol^{-1}$ )
$M_e^A$	Molare Masse der im Analysator gemessenen abströmenden Brandgase ( $kg \cdot kmol^{-1}$ )
$\dot{m}$	- Massenstrom eines Stoffes ( $kg \cdot s^{-1}$ )
$\dot{m}_i^U$	- Massenstrom der einströmenden Komponente i (i= O <sub>2</sub> , CO <sub>2</sub> , H <sub>2</sub> O oder N <sub>2</sub> ) ( $kg \cdot s^{-1}$ )

$\dot{m}_i^D$	- Massenstrom der abströmenden Komponente $i$ ( $i = \text{O}_2, \text{CO}_2, \text{CO}, \text{H}_2\text{O}$ oder $\text{N}_2$ ) ( $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$ )
$\dot{m}_a$	- Massenstrom der gesamten einströmenden Luft ( $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$ )
$\dot{m}_a^A$	- Massenstrom der trockenen einströmenden Luft ( $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$ )
$\dot{m}_e$	- Massenstrom der gesamten abströmenden Brandgase ( $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$ )
$\dot{m}_e^A$	- Massenstrom der im Analysator gemessenen abströmenden Brandgase ( $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$ )
$\dot{m}_{Ab}$	- Abbrandrate ( $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1} \text{m}^{-2}$ )
$\dot{m}_{Ab(\text{Fläche})}$	- spezifische Abbrandrate ( $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$ )
$\dot{m}_{\text{Verlust}}$	- Abbrand ( $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$ )
$\dot{m}_{\text{O}_2, \text{consumed}}$	- Massenstrom des verbrauchten Sauerstoffs ( $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$ )
$(\Delta \dot{m}_{\text{O}_2})_{\text{cat}}$	- der zur Verbrennung von CO notwendige Massenstrom an Sauerstoff ( $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$ )
$\text{N}_2$	- Stickstoff
$\dot{n}$	- Stoffmengenstrom ( $\text{kmol} \cdot \text{s}^{-1}$ )
$n$	- Stoffmenge ( $\text{mol}$ ) und Anzahl der Flächensegmente
$\text{O}_2$	- Sauerstoff
$p$	- Luftdruck ( $\text{Pa}$ )
$p_s(T_u)$	- Sättigungsdampfdruck bei der Umgebungstemperatur $T_u$ ( $\text{Pa}$ )
$\dot{Q}$	- Energiefreisetzungsrate ( $\text{kW}$ ) bzw. ( $\text{MJ} \cdot \text{s}^{-1}$ )
$R$	- allgemeine Gaskonstante, $8,314510 \cdot \text{J} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{mol}^{-1}$
$RH$	- relative Luftfeuchte der einströmenden Luft (%)
$T$	- absolute Temperatur ( $\text{K}$ )
$V$	- Volumen ( $\text{m}^3$ )
$v$	- Geschwindigkeit ( $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ )
$X_i$	- Molfraktion einer Gaskomponente ( $i = \text{O}_2, \text{CO}_2, \text{CO}, \text{H}_2\text{O}$ oder $\text{N}_2$ ) am Gasgemisch
$X_i^{AD}$	- Molfraktion einer Gaskomponente ( $i = \text{O}_2, \text{CO}_2, \text{H}_2\text{O}$ oder $\text{N}_2$ ) am Gasgemisch der abströmenden Brandgase, gemessen im Analysator
$X_i^{AU}$	- Molfraktion einer Gaskomponente ( $i = \text{O}_2, \text{CO}_2, \text{H}_2\text{O}$ oder $\text{N}_2$ ) am Gasgemisch der trockenen einströmenden Luft
$X_i^D$	- Molfraktion einer Gaskomponente ( $i = \text{O}_2, \text{CO}_2, \text{H}_2\text{O}$ oder $\text{N}_2$ ) am Gasgemisch der abströmenden Brandgase
$X_i^U$	- Molfraktion einer Gaskomponente ( $i = \text{O}_2, \text{CO}_2, \text{H}_2\text{O}$ oder $\text{N}_2$ ) am Gasgemisch der einströmenden Luft
$\alpha$	- Expansionsfaktor infolge chemischer Reaktion

$\zeta$	- Korrekturfaktor
$\rho$	- Dichte ( $kg \cdot m^{-3}$ )
$\phi$	- Sauerstoffverbrauchsfaktor und Global Equivalence Ratio

<b>Index</b>	<b>Erläuterung</b>
A	- Analysator
a	- gesamte einströmende Luft
air	- Luft
e	- gesamte abströmende Brandgase
fuel	- Brandstoff
cat	- Katalysator
D	- downstream-Bereich
dry	- trockenes Gas
tot	- total
U	- upstream – Bereich
stöch	- stöchiometrisch
wet	- feuchtes Gas
0	- Normalbedingungen

# 1 EINLEITUNG

Bei Brandereignissen stehen Einsatzkräfte immer wieder vor der Aufgabe, anhand der im konkreten Fall vorliegenden Gegebenheiten des Brandes hinsichtlich stofflicher Basis, Brandstadium, geometrischer Ausdehnung und Ventilationsverhältnisse eine Situationsanalyse und Entwicklungsprognose abzuleiten, um die einsatztaktischen Maßnahmen festlegen zu können. Da der Dimensionierung des Löschangriffs flächenbezogene Anwendungsdaten zugrunde liegen, ist der Bezug auf ebenfalls flächenbezogene Beurteilungskriterien für die Situationsanalyse und Entwicklungsprognose des Brandes nicht nur sinnvoll sondern auch vor Ort nicht anders machbar. Hier bietet sich eine Abschätzung anhand des Abbrandes der am Brand beteiligten Stoffe und der daraus resultierenden flächenbezogenen Energie- oder Wärmefreisetzungsrate an.

Die Wärmefreisetzungsrate, bedingt durch den in internationalen Publikationen gebräuchlichen und mittlerweile auch so im deutschen Fachsprachgebrauch benutzten Begriff Heat Release Rate (HRR), stellt heute eine wesentliche Kenngröße zur Beurteilung von Bränden dar. Physikalisch stellt diese eine Leistung dar, welche in der Einheit Kilojoule pro Sekunde [kJ/s] oder auch Kilowatt [kW] angegeben wird. Sie wird u. a. genutzt, um die Belastungen von

- baulicher Substanz in der Gesamtheit oder Teilen davon,
- Einsatzkräften während des Innenangriffes und bei besonderen taktischen Maßnahmen unmittelbar im Brandbereich,
- sowie die Wirkungen von Löschmitteln im Brandraum und an den Oberflächen der am Brand beteiligten Stoffe

sicher einzuschätzen. Eine häufig genutzte Methode zur Ermittlung der HRR ist die Verbrennung im Cone-Kalorimeter. Obwohl diese Methode auf Kleinbrände beschränkt bleibt, wird versucht, die ermittelte flächenbezogene HRR auf größere Brände anzuwenden. Es hat sich aber gezeigt, dass praktisch nur Realbrände sichere Aussagen über die zeitliche Entwicklung der HRR zulassen und deren erreichbarer Maximalwert sich von den flächenbezogenen Werten, die in kleineren Messkammern bestimmt wurden, unterscheidet.

Grundlage der HRR ist der Abbrand von Stoffen, der durch deren stoffspezifische Eigenschaften, die Ventilationsverhältnisse sowie die Umgebungsbedingungen des Brandortes bedingt ist. Je nach Konstellation dieser Parameter ist der Abbrand im Sinne eines stofflichen Umsatzes mit Sauerstoff mehr oder weniger vollständig. Die in Versuchen durch Wägung des Brandstoffes ermittelte sogenannte Abbrandrate ist daher eine Masseverlustrate oder Pyrolyserate. Sie ergibt konservativ geschätzt, die mögliche maximale Leistung des Brandes wieder.

Aussagen über die Vollständigkeit des Umsatzes mit Sauerstoff können aus einer zusätzlichen Analyse der Rauchgase und der Aufzeichnung der Ventilationsverhältnisse während des Brandverlaufs abgeleitet werden. Untersuchungen dieser Daten bei Bränden in Großmaßstab (full scale, real scale) sind dementsprechend sowohl technisch als auch finanziell aufwändig und werden somit nicht so häufig ausgeführt, für die Ableitung von Entscheidungshilfen für einsatztaktische Maßnahmen aber unabdingbar. Ob und wie bei einem realen Brandereignis durch die Einsatzkräfte bei Kenntnis der Brandstoffe sowie Abschätzung der Brandfläche und Umgebungsbedingungen daraus die vorliegende Abbrandrate und damit die HRR abgeleitet werden kann, ist der daraus resultierende Forschungsbedarf und führte zur Formulierung der in dieser Arbeit zu bearbeitenden Aufgabenstellung.

## 2 AUFGABENSTELLUNG

Anhand einer Recherche in Publikationen sind Stand der Technik und Erkenntnisse zu den bisher verwendeten Versuchseinrichtungen für die Bestimmung der HRR im realen Maßstab zu ermitteln, um daraus ableitend den Aufbau einer Versuchseinrichtung zu konzipieren und zu realisieren. Als wesentliche Kriterien werden die Dimensionierung der Grundfläche des Versuchsraumes und der Zu- und Abluftbedingungen erachtet, die mindestens vorliegen müssen, um praktisch verwertbare Ergebnisse erzielen zu können. Es ist festzustellen, welche Messwerte zu erfassen sind, um die HRR nach den herkömmlichen Methoden bestimmen zu können. Die Versuchseinrichtung ist mit der entsprechenden Instrumentierung zu versehen.

Die Versuchseinrichtung ist mit der Durchführung von Holzkrippen-Bränden hinsichtlich des angestrebten Forschungszieles zu testen. Im Ergebnis der Untersuchungen soll die HRR in Abhängigkeit von der flächenbezogenen Brandgröße, dem Zuluftverhältnis bzw. globalen Äquivalenzverhältnis (GER – Global Equivalence Ratio), der Masseverlustrate des Brandstoffes und der Verbrennungseffektivität ermittelt werden. Da diese Werte stets zeitabhängige Größen sind, ist ihr Verlauf zu dokumentieren und die im Versuch erreichten Maximalwerte sicher zu bestimmen. Es ist eine Dokumentation zur Bestimmung der HRR zu erarbeiten und die benutzten Methoden sind exakt zu beschreiben. Es ist herauszuarbeiten, inwieweit eine Korrelation zwischen den nach unterschiedlichen Methoden bestimmten Ergebnissen der HRR ableitbar ist und ob die Bestimmung der HRR über die Methode der Masseverlustrate näherungsweise zu deren Quantifizierung und damit zur schnellen Einschätzung der im Brandraum herrschenden Verhältnisse als Bewertungskriterium zur einsatztaktischen Entscheidungsfindung vor Ort genutzt werden kann.

## 3 STAND DER ERKENNTNISSE UND LITERATURAUSWERTUNG

Gegenstand der Recherche sind Versuchseinrichtungen, die eine Bestimmung der HRR im realen Maßstab ermöglichen sowie die hierbei angewandten Berechnungsmethoden. Als standardisierte Versuchseinrichtungen zur Untersuchung von Bränden in Groß- oder Realmaßstab mit Bestimmung der HRR sind bekannt:

- Single Burning Item Test (SBI-Test) nach prEN 13823
- Room-Corner-Test nach ISO 9705
- Furniture Calorimeter nach ASTM E 1590

SBI- und Room-Corner-Test werden normalerweise zur Untersuchung und Bewertung des Brandverhaltens von Bauteilen angewandt. Der Room-Corner-Test wurde als Referenztest für den SBI-Test entwickelt, welcher vom Maßstab her einer mittleren Kategorie zuzuordnen ist. Das Furniture-Calorimeter ist ein offenes System, da sich die Brandstelle offen unter einer Abgashaube befindet. Im Gegensatz zu den beiden erstgenannten Standard-Versuchseinrichtungen ist das Furniture-Calorimeter mit einem Wägesystem ausgestattet, so dass bei den Untersuchungen der Masseverlust an Brandstoff feststellbar ist.

### 3.1 Methoden zur Bestimmung der HRR

Die HRR gilt als Messgröße des Brandes. Sie wird grundsätzlich über zwei unterschiedliche Wege bestimmt, zum einen über die zeitliche Messung des Abbrandes während der



Verbrennung und zum anderen über die Methode der Berechnung des Sauerstoffverbrauchs. In Vorbereitung der Untersuchungen im Brandraum des Bulk-Containers führte [Kraus 2008] Brandversuche mit Holzkrippen in einem offenen System aus und stellte in der Berichterstattung zu dieser Arbeit eine ausführliche Ableitung der beiden Methoden zur Bestimmung der HRR zur Verfügung, die nachfolgend zitiert wird.

### 3.1.1 Berechnung der HRR aus der Abbrandrate

Bei der Berechnung der Wärmefreisetzungsrate auf der Basis der Abbrandrate wird davon ausgegangen, dass die Wirkungen eines Brandes anhand der Menge und der Oberfläche der am Brand beteiligten Stoffe sicher eingeschätzt werden können. Sie ist daher die einfachste und schnellste Methode und erfolgt durch Bildung des Produktes der zeitlich aufgelösten Abbrandrate mit dem Heizwert des verbrannten Stoffes nach Gleichung (1).

$$\dot{Q} = H_u \cdot \dot{m}_{Ab(Fläche)} \quad (1)$$

mit

$\dot{Q}$	= Energiefreisetzungsrate ( kW )
$H_u$	= massenbezogene Heizwert ( kJ · kg <sup>-1</sup> )
$\dot{m}_{Ab(Fläche)}$	= spezifische Abbrandrate ( kg · s <sup>-1</sup> )

Von der Anwendung dieser Methode wird erwartet, dass die ermittelten Ergebnisse eine konservative Einschätzung der Energiefreisetzungsrate am Brandherd liefern, und somit eine schnelle Beurteilung der Gefahrenlage erfolgen kann. Die Nutzung dieser Methode setzt jedoch die Annahme einer vollständigen Verbrennung voraus, welche zugleich den höchstmöglichen Wert an Energie der bei der Verbrennung umgesetzten Stoffe ergibt. Leider ist eine vollständige Verbrennung nur bei ausreichender Luftzuführung und bei einigen brennbaren Stoffen wie z.B. bei Alkoholen oder zuckerartigen Verbindungen zu erwarten. Ferner ist auch die Kenntnis der ungefähren flächenbezogenen Abbrandrate des Brandstoffes notwendig. Bei der Mehrzahl der Stoffe kann jedoch die für die Verdampfung oder Zersetzung benötigte Energie nicht exakt bestimmt werden, so dass entsprechende Abweichungen auftreten müssen. Des Weiteren werden infolge der Annahme der vollständigen Verbrennung, keine der sonst auftretenden Abminderungsfaktoren, wie der Verluste an Energie durch Wärmestrahlung an kalte Wände, Konvektion, nicht an der Verbrennung teilgenommenen Rückstände, unvollständige Verbrennung auf Grund von Sauerstoffmangel, usw. in die Betrachtung einbezogen [Kraus 2008].

### 3.1.2 Berechnung der HRR nach der Sauerstoffverbrauchskalorimetrie

Die zweite Berechnungsmethode der Wärmefreisetzungsrate basiert auf einem Untersuchungsergebnis von [Thornton 1917]. Bereits 1917 fand er heraus, dass eine große Zahl der organischen Flüssigkeiten und Gase bei einem vollständigen Verbrauch von 1 kg Sauerstoff nahezu eine konstante Wärmemenge, auch E – Faktor genannt, freisetzen. [Huggett 1980] erweiterte diese Aussage auf feste organische Stoffe und gab den Faktor mit folgendem Wert an:

$$E = 13.1 \text{ MJ} \cdot \text{kg}_{O_2}^{-1} .$$

[Parker 1982] nutzte für die Berechnung einen Ansatz, welcher von der Bestimmung des Volumenstroms ausgeht, während [Janssens1991] die Berechnung über den Massenstrom beschreibt.

Die Anwendung dieser zweiten Methode berücksichtigt im Gegensatz zu der auf dem Abbrand basierenden Berechnung auch die unvollständige Verbrennung. Die freigesetzte

Energie pro Sauerstoffeinheit kann durch Erfahrungswerte in einem relativ engen Bereich abgeschätzt werden. Daher liefert die Sauerstoffverbrauchsmethode genauere Werte, die als Referenz für die erste Methode dienen können. Die Genauigkeit der mittels dieser Methode erworbenen Versuchsergebnisse ist dabei sehr stark vom Umfang und der Leistung der verwendeten Geräte, sowie den getroffenen Annahmen abhängig. Einen weiteren großen Einfluss auf die Genauigkeit der Ergebnisse stellt auch die Art und Weise der durchgeführten Experimente dar. Somit liefern beispielsweise die Untersuchungen in einem System, bei dem eine genaue Messung der Eingangs- und Abgasmassenströme möglich ist, präzisere Werte. Es spielen die getroffenen, meist stark vereinfachenden Annahmen zum Prozess, eine entscheidende Rolle bei der Bestimmung und auch Auswertung der Ergebnisse. Sie werden zum Teil anhand von sehr umfangreichen Experimenten ermittelt, oder sie werden getroffen, wenn die Durchführung ohne diese nicht möglich ist. Es ist hervorzuheben, dass die damit durchgeführten Experimente auch nur Näherungswerte liefern können [Kraus 2008].

### 3.1.2.1 Definitionen und Modellannahmen

Für die Berechnung der Energiefreisetzungsrates wurden die folgenden Modellannahmen getroffen, wie sie u. a. von [Janssens 1991] und [Starke 2005] beschrieben wurden.

- Bei vollständigem Verbrauch von einem kg Sauerstoff wird eine Wärmemenge von 13,1 MJ freigesetzt (E-Faktor). Dieser Wert wird als konstant angenommen.
- Alle Gase verhalten sich wie ideale Gase. Das bedeutet, dass jedes Mol eines Gases bei gleicher Temperatur und gleichem Druck auch das gleiche Volumen einnimmt.
- Die zuströmende Luft besteht aus  $O_2$ ,  $CO_2$ ,  $H_2O$  und  $N_2$ . Alle inerten Gase, welche nicht am Verbrennungsvorgang teilnehmen, sind im Stickstoff zusammengefasst.
- Es werden die Gase  $O_2$ ,  $CO_2$ , und  $CO$  gemessen. Der Anteil an Wasserdampf wird vor der Analyse aus der Probe entfernt.

Detaillierte Erläuterungen der Modellannahmen gibt [Kraus 2008].

Die Berechnung der Energiefreisetzungsrates auf der Basis des Massenstroms erfolgt über die Bestimmung der anteiligen Stoffmengenströme der Gasbestandteile.

Der Stoffmengenstrom  $\dot{n}$  mit der Einheit ( $kmol \cdot s^{-1}$ ) folgt nach Gleichung (2) aus der Division des Massenstroms  $\dot{m}$  mit der Molmasse  $M$  eines Stoffes.

$$\dot{n} = \frac{\dot{m}}{M} \quad (2)$$

Der Anteil des Stoffmengenstroms der Komponente  $i=1, \dots, k$  eines Gasgemisches beschreibt die Molfraktion, welche wie folgt definiert ist.

$$X_i = \frac{\frac{\dot{m}_i}{M_i}}{\sum_{i=1}^k \frac{\dot{m}_i}{M_i}} = \frac{\dot{n}_i}{\sum_{i=1}^k \dot{n}_i} \quad (3)$$

Für die idealen Gase gilt die thermische Zustandsgleichung:

$$p \cdot V = n \cdot R \cdot T \quad (4)$$

mit  $n$  = Stoffmenge ( $mol$ )  
 $p$  = Luftdruck ( $Pa$ )  
 $R$  = allgemeine Gaskonstante,  $8,314510 \cdot J \cdot K^{-1} \cdot mol^{-1}$   
 $T$  = absolute Temperatur ( $K$ )  
 $V$  = Volumen ( $m^3$ ) sind.

Diese Gleichung besagt unter anderem, dass die Mole idealer Gase bei gleichem Druck und gleicher Temperatur auch das gleiche Volumen ausfüllen (Satz von Avogadro). Demnach gilt für den Volumenanteil der jeweiligen Komponente  $i$  eines Gasgemisches die folgende Beziehung [Starke 05]:

$$X_i \cdot 100\% = Vol\%_i \quad (5)$$

mit  $X_i$  = Molfraktion

Für die nachfolgenden Berechnungen wird die Annahme getroffen, dass sowohl die Luft wie auch die Rauchgase anhand der Gesetze des idealen Gases beschrieben werden können. Die Zusammensetzung der trockenen Luft ist in Tabelle 1 angegeben [Starke 2005], wobei geringfügige Anteile an Edelgasen im ppm-Bereich außer Acht gelassen werden können. Ebenso ist der Anteil an Kohlenmonoxid (CO) mit 0,2 ppm vernachlässigbar klein und braucht deshalb bei den Berechnungen der Molfraktionen der einströmenden Luft nicht berücksichtigt zu werden. Der Wasserdampfanteil der Luft dagegen muss in die Massenbilanz nach Gleichung (6) einbezogen werden.

Tabelle 1: Bestandteile der trockenen Luft [Starke 2005]

Stoff	Formel	Volumenanteil in %	Massenanteil in %
Stickstoff	N <sub>2</sub>	78,084 ( $X_{N_2}$ )	75,51
Sauerstoff	O <sub>2</sub>	20,946 ( $X_{O_2}$ )	23,01
Argon	Ar	0,934 ( $X_{Ar}$ )	1,289
Kohlendioxid	CO <sub>2</sub>	0,035 ( $X_{CO_2}$ )	0,04
Kohlenmonoxid	CO	0,2 ppm ( $X_{CO}$ )	0,02 ppm

$$\overset{\cdot}{m}_a = \overset{\cdot}{m}_{O_2} + \overset{\cdot}{m}_{CO_2} + \overset{\cdot}{m}_{N_2} + \overset{\cdot}{m}_{H_2O} \quad (6)$$

Das U kennzeichnet dabei den sogenannten upstream-Bereich, d.h. den Bereich der Zuluft. Da der Wasserdampfgehalt der Zuluft über den Zeitraum einer Abbrandmessung als konstant angesehen werden kann, ist die Berechnung des Zuluftstromes mit den Bestandteilen der trockenen Luft möglich (Gleichung (7)).

$$\overset{\cdot}{m}_a = \overset{\cdot}{m}_{O_2} + \overset{\cdot}{m}_{N_2} + \overset{\cdot}{m}_{CO_2} \quad (7)$$

Die Messwerte können dann durch Ermittlung der Molfraktion der Luftfeuchte nach Gleichung (8) korrigiert werden, wobei der Index A für das Messen der Gase in einem fiktiven Analysesystem, in dem die Bestandteile des Wasser auskondensiert werden, steht.

$$\dot{m}_a^A = (1 - X_{H_2O}^U) \cdot \dot{m}_a \quad (8)$$

Für die abströmenden Brandgase muss ebenfalls eine Bilanzgleichung der Massenströme aufgestellt werden. Es wird davon ausgegangen, dass bei Verbrennung organischer Stoffe (beispielsweise Holz) Kohlenstoff und Wasserstoff die Hauptbestandteile des Materials bilden. Als Verbrennungsprodukte dieser Komponenten entstehen vor allem CO<sub>2</sub>, CO und H<sub>2</sub>O, was zur Bilanzierung des Abgas-Massenstromes nach Gleichung (9) führt.

$$\dot{m}_e = \dot{m}_{O_2}^D + \dot{m}_{N_2}^D + \dot{m}_{CO_2}^D + \dot{m}_{CO}^D + \dot{m}_{H_2O}^D \quad (9)$$

Der Index D steht für den downstream-Bereich, d.h. den Bereich, in dem die Rauchgase entnommen und gemessen werden. Der mit der Luft eintretende Stickstoff gilt unter den bei diesen Brandversuchen auftretenden Bedingungen (Temperatur unter 1250 °C) als inert (nicht an der Reaktion teilnehmend), somit gilt für den Stickstoffmassenstrom die Beziehung gemäß Gleichung (10):

$$\dot{m}_{N_2}^U = \dot{m}_{N_2}^D = \dot{m}_{N_2} \quad (10)$$

Bevor der Gasprobestrom in die Analysatoren gelangt, werden daraus alle kondensierbaren Bestandteile entfernt, so dass sich das Analyseergebnis auf trockenes Gas bezieht. Somit gilt auch für den downstream-Bereich eine analoge Gleichung (11). Das Analyseergebnis wird ebenfalls um den mit der Luft eintretenden sowie während der Verbrennung gebildeten Wasserdampfanteil mit Gleichung (12) korrigiert.

$$\dot{m}_e = \dot{m}_{O_2}^D + \dot{m}_{N_2}^D + \dot{m}_{CO_2}^D + \dot{m}_{CO}^D \quad (11)$$

$$\dot{m}_e^A = (1 - X_{H_2O}^D) \cdot \dot{m}_e \quad (12)$$

Der Index A kennzeichnet hier den für die Messung der Rauchgase verwendeten Analysator.

Für die Berechnung der Energiefreisetzungsrates aus dem Abgasmassenstrom muss der Gesamtmassenstrom des durch die Ebene der Abgasöffnung tretenden Gases festgestellt werden. Die Abgasöffnung A wird durch die (x,y)-Ebene charakterisiert, die (z)-Ebene gibt deren Lage an. Die in der Abgasöffnung herrschenden Parameter Temperatur, Gasgeschwindigkeit und Gasmischdichte sind ortsabhängig, so dass der aus den Messwerten berechnete Massenstrom streng genommen nur am Ort der Messung gilt und somit über die Gesamtheit aller Flächensegmente bestimmt werden muss.

Aus der thermischen Zustandsgleichung (4) für ideale Gase folgt für p = const. Gleichung (13), die bei Multiplikation mit der Masse die Gasmischdichte gemäß Gleichung (14) liefert.

$$\frac{T}{V} = \frac{T_0}{V_0} = \text{const.} \quad (13)$$

$$\rho = \rho_0 \cdot \frac{T_0}{T} \quad (14)$$

Der Gesamtmassenstrom  $\dot{m}$  durch die Ebene der Abgasöffnung wird mit Gleichung (15) berechnet.

$$\dot{m} = \iint_A \dot{m}_m \cdot dA \quad (15)$$

In dieser Gleichung ist  $\dot{m}_m$  die Gesamtmassenstromdichte, für die nachfolgende Beziehung gilt:

$$\dot{m}_m(x, y, z) = \rho(x, y, z) \cdot v(x, y, z) = \rho_0 \cdot \frac{T_0}{T(x, y, z)} \cdot v(x, y, z) \quad (16)$$

Die Gesamtmassenstromdichte ergibt sich dabei aus den Massenstromdichten der einzelnen Flächensegmente mit Gleichung (17).

$$\dot{m}_{m_k} = \rho_k \cdot v_k = \rho_0 \cdot \frac{T_0}{T_k} \cdot v_k \quad (17)$$

mit  $\dot{m}_{m_k}$  = Massenstromdichte am gemessenen Punkt k ( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ )  
 $T_k$  = Gastemperatur am gemessenen Punkt k (K)  
 $T_0$  =  $T_0 = 273,15\text{K}$   
 $v_k$  = Geschwindigkeit gemessen im Punkt k ( $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ )  
 $\rho_0$  = Dichte bei  $T_0 = 273,15\text{K}$  ( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ )

Der Massenstrom  $\dot{m}_k$  eines jeden Flächensegments wird durch das Produkt aus dem Ergebnis der Gleichung (17), der Fläche des jeweiligen Segments  $A_k$  und dem Korrekturfaktor  $\zeta_k$ , wie von [Ingason et al. 1994] beschrieben, mit Gleichung (18) berechnet. Der Korrekturfaktor  $\zeta_k$  berücksichtigt dabei die im Flächensegment variierende Gasgeschwindigkeit und Temperatur.

$$\dot{m}_k = \zeta_k \dot{m}_{m_k} \cdot A_k \quad (18)$$

Bei Unterteilung der Abgasaustrittsfläche in n Flächensegmente gilt die Beziehung (19).

$$A = \sum_n A_k \quad (19)$$

Somit ergibt sich der Gesamtmassenstrom des durch die Abgasöffnung strömenden Gases näherungsweise durch die Summe aller Massenströme der Flächensegmente mit Gleichung (20).

$$\dot{m} = \sum_n \zeta_k \dot{m}_{m_k} \cdot A_k = \sum_n \zeta_k \cdot \rho_0 \cdot \frac{T_0}{T_k} \cdot v_k \cdot A_k \quad (20)$$

Neben der Temperaturmessung ist somit die Feststellung der Gasgeschwindigkeit erforderlich, die aus den Messwerten der Differenzdruckmessung berechnet wird. Eine allgemein gängige Methode der Feststellung des Differenzdruckes ist die Messung mittels bidirektionaler Sonden und dem nach gleichem Prinzip funktionierenden Wilson-Staugitter.

Diesem Messprinzip liegt die Umwandlung kinetischer Energie des Fluids in potentielle Energie, den Druck, zugrunde. Die Beschreibung der Bewegung in Strömungsrichtung ist mit der Bernoulligleichung (21) möglich.

$$p + \frac{1}{2} \rho \cdot v^2 + \rho \cdot g \cdot h = p_0 = const. \quad (21)$$

Liegen die Messorte der Drücke in einer Höhe (horizontale Strömung) ist  $h = 0$  und die Druckdifferenz ergibt sich mit Gleichung (22).

$$\Delta p = p - p_0 = \frac{1}{2} \rho \cdot v^2. \quad (22)$$

Das Auflösen der Gleichung nach  $v$ , Berücksichtigen der Beziehung (14) und eines von [McCaffrey und Heskestad 76] für bidirektionale Messsonden vorgeschlagenen, von der Reynoldszahl abhängigen Korrekturfaktors  $k(\text{Re})$  berücksichtigt, liefert Gleichung (23) zur Berechnung der Gasgeschwindigkeit mit den Messwerten Gastemperatur und Differenzdruck.

$$v = \frac{1}{k(\text{Re})} \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p \cdot T}{\rho_0 \cdot T_0}} \quad (23)$$

mit  $k(\text{Re}) \approx 1.08 = const.$  für  $\text{Re} > 3800$   
 $1.08 \leq k(\text{Re}) \leq 1.3$  für  $40 < \text{Re} < 3800$

Durch Zusammenführen der Gleichungen (14), (16) und (23) kann die Massenstromdichte berechnet werden.

$$\dot{m}_m = \rho \cdot v = \rho_0 \cdot \frac{T_0}{T} \cdot v = \frac{1}{k(\text{Re})} \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p \cdot \rho_0 \cdot T_0}{T}} \quad (24)$$

Werden der Druck und die Temperatur im betrachteten Querschnitt als konstant angesehen so folgt daraus für den Massenstrom Gleichung (25).

$$\dot{m} = \iint_A \dot{m}_m \cdot dA \approx \frac{1}{k(\text{Re})} \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p \cdot \rho_0 \cdot T_0}{T}} \cdot A \quad (25)$$

Es ist übliche Praxis, die Annahme zu treffen, dass die Dichte der Abgase näherungsweise mit der Eingangsluft übereinstimmt (z. B. [Janssens 1991]), somit ist nur die Temperaturkorrektur notwendig:

$$\rho_{\text{Abgas}} \approx \rho_{\text{Luft}} \cdot \frac{T_{\text{Luft}}}{T_{\text{Abgas}}} \quad (26)$$

Mit den für Luft geltenden Normbedingungen  $\rho_0 = \rho_{\text{Luft}} = 1,293 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$  bei  $T_0 = T_{\text{Luft}} = 273,15 \text{ K}$  kann der Abgasmassenstrom mit Gleichung (27) berechnet werden.

$$\dot{m}_e = 26.58 \cdot \frac{1}{k(\text{Re})} \cdot \sqrt{\frac{\Delta p}{T_{\text{Abgas}}}} \cdot A \quad (27)$$

### 3.1.2.2 Bestimmung der Energiefreisetzungsrate in einem geschlossenen System

Für die Berechnung der Energiefreisetzungsrate in einem geschlossenen System, wie es in dieser Arbeit für den Brandraum im Bulk-Container zutrifft, hat [Kraus 2008] eine vollständige Herleitung der Gleichung zusammengestellt, die hier wiedergegeben werden soll.

Wie bereits erwähnt, kann die Energiefreisetzungsrate mit der Annahme, dass bei einem vollständigen Umsatz von 1 kg  $\text{O}_2$  in der Verbrennungsreaktion eine Energiemenge von 13,1 MJ freigesetzt wird, abgeschätzt werden. Die hier zu Grunde gelegte Überlegung als Gleichung ausgedrückt lautet

$$\dot{Q} = E \cdot \dot{m}_{\text{O}_2, \text{consumed}} \quad (28)$$

$\dot{m}_{\text{O}_2, \text{consumed}}$  ist die Differenz aus dem zuströmenden und dem abströmenden Sauerstoffmassenstrom.

$$\dot{m}_{\text{O}_2, \text{consumed}} = \dot{m}_{\text{O}_2}^U - \dot{m}_{\text{O}_2}^D \quad (29)$$

Bei dieser Berechnung wird davon ausgegangen, dass das Messen der im Zuluftbereich (upstream) als auch im Abluftbereich (downstream) vorherrschenden Massenströme ( $\dot{m}_a$  und  $\dot{m}_e$ ) möglich ist. Weiterhin wird davon ausgegangen, dass das Volumen der einströmenden Luft nur durch die Molfraktionen  $X_{\text{O}_2}^U$ ,  $X_{\text{CO}_2}^U$ ,  $X_{\text{H}_2\text{O}}^U$  und  $X_{\text{N}_2}^U$  gebildet wird und der Massenstrom die trockene Luft darstellt.

Eine weitere Annahme ist, dass das Verhältnis der Massenströme ( $\dot{m}_{\text{O}_2}^U$ ,  $\dot{m}_{\text{CO}_2}^U$  und  $\dot{m}_{\text{N}_2}^U$ ) der trockenen Luft gleich dem der Massenströme der einströmenden Luft ist. Analog gilt dies auch für den downstream-Bereich. Hier ist das Verhältnis der durch den Analysator

gehenden Massenströme ( $\dot{m}_{O_2}^D, \dot{m}_{CO_2}^D, \dot{m}_{CO}^D$  und  $\dot{m}_{N_2}^D$ ) gleich dem der Massenströme im Abgasschlot. Mit diesen Annahmen können nun die Gleichungen der Fraktionen aufgestellt werden. Für die „trocken“ gemessenen Molfraktionen der Zuluft gilt bei Berücksichtigung der Gleichung (8)

$$X_{O_2}^{AU} = \frac{\frac{\dot{m}_{O_2}^U}{M_{O_2}}}{\frac{\dot{m}_a^A}{M_a}} = \frac{\frac{\dot{m}_{O_2}^U}{M_{O_2}}}{(1 - X_{H_2O}^U) \cdot \frac{\dot{m}_a}{M_a}} = \frac{\frac{\dot{m}_{O_2}^U}{M_{O_2}}}{\frac{\dot{m}_{O_2}^U}{M_{O_2}} + \frac{\dot{m}_{CO_2}^U}{M_{CO_2}} + \frac{\dot{m}_{N_2}^U}{M_{N_2}}} \quad (30)$$

$$X_{CO_2}^{AU} = \frac{\frac{\dot{m}_{CO_2}^U}{M_{CO_2}}}{\frac{\dot{m}_a^A}{M_a}} = \frac{\frac{\dot{m}_{CO_2}^U}{M_{CO_2}}}{(1 - X_{H_2O}^U) \cdot \frac{\dot{m}_a}{M_a}} = \frac{\frac{\dot{m}_{CO_2}^U}{M_{CO_2}}}{\frac{\dot{m}_{O_2}^U}{M_{O_2}} + \frac{\dot{m}_{CO_2}^U}{M_{CO_2}} + \frac{\dot{m}_{N_2}^U}{M_{N_2}}} \quad (31)$$

$$X_{N_2}^{AU} = \frac{\frac{\dot{m}_{N_2}^U}{M_{N_2}}}{\frac{\dot{m}_a^A}{M_a}} = \frac{\frac{\dot{m}_{N_2}^U}{M_{N_2}}}{(1 - X_{H_2O}^U) \cdot \frac{\dot{m}_a}{M_a}} = \frac{\frac{\dot{m}_{N_2}^U}{M_{N_2}}}{\frac{\dot{m}_{O_2}^U}{M_{O_2}} + \frac{\dot{m}_{CO_2}^U}{M_{CO_2}} + \frac{\dot{m}_{N_2}^U}{M_{N_2}}} = (1 - X_{O_2}^{AU} - X_{CO_2}^{AU}) \quad (32)$$

Analog können bei Berücksichtigung der Annahme (12) die Fraktionen für den downstream Analysator aufgestellt werden:

$$X_{O_2}^{AD} = \frac{\frac{\dot{m}_{O_2}^D}{M_{O_2}}}{\frac{\dot{m}_e^A}{M_e}} = \frac{\frac{\dot{m}_{O_2}^D}{M_{O_2}}}{(1 - X_{H_2O}^D) \cdot \frac{\dot{m}_e}{M_e}} = \frac{\frac{\dot{m}_{O_2}^D}{M_{O_2}}}{\frac{\dot{m}_{O_2}^D}{M_{O_2}} + \frac{\dot{m}_{CO_2}^D}{M_{CO_2}} + \frac{\dot{m}_{CO}^D}{M_{CO}} + \frac{\dot{m}_{N_2}^D}{M_{N_2}}} \quad (33)$$

$$X_{CO_2}^{AD} = \frac{\frac{\dot{m}_{CO_2}^D}{M_{CO_2}}}{\frac{\dot{m}_e^A}{M_e}} = \frac{\frac{\dot{m}_{CO_2}^D}{M_{CO_2}}}{(1 - X_{H_2O}^D) \cdot \frac{\dot{m}_e}{M_e}} = \frac{\frac{\dot{m}_{CO_2}^D}{M_{CO_2}}}{\frac{\dot{m}_{O_2}^D}{M_{O_2}} + \frac{\dot{m}_{CO_2}^D}{M_{CO_2}} + \frac{\dot{m}_{CO}^D}{M_{CO}} + \frac{\dot{m}_{N_2}^D}{M_{N_2}}} \quad (34)$$



$$X_{CO}^{AD} = \frac{\frac{\dot{m}_{CO}^D}{M_{CO}}}{\frac{\dot{m}_e^A}{M_e^A} (1 - X_{H_2O}^D) \cdot \frac{\dot{m}_e}{M_e} \frac{\dot{m}_{O_2}^D}{M_{O_2}} + \frac{\dot{m}_{CO_2}^D}{M_{CO_2}} + \frac{\dot{m}_{CO}^D}{M_{CO}} + \frac{\dot{m}_{N_2}^D}{M_{N_2}}} = \frac{\dot{m}_{CO}^D}{M_{CO}} \quad (35)$$

$$X_{N_2}^{AD} = \frac{\frac{\dot{m}_{N_2}^D}{M_{N_2}}}{\frac{\dot{m}_e^A}{M_e^A} (1 - X_{H_2O}^D) \cdot \frac{\dot{m}_e}{M_e} \frac{\dot{m}_{O_2}^D}{M_{O_2}} + \frac{\dot{m}_{CO_2}^D}{M_{CO_2}} + \frac{\dot{m}_{CO}^D}{M_{CO}} + \frac{\dot{m}_{N_2}^D}{M_{N_2}}} = \frac{\dot{m}_{N_2}^D}{M_{N_2}} = (1 - X_{O_2}^{AD} - X_{CO_2}^{AD} - X_{CO}^{AD}) \quad (36)$$

Werden die Molfraktionen (30) und (33) nach dem dazugehörigen Sauerstoffmassenstrom umgestellt, so liefert das

$$\dot{m}_{O_2}^U = X_{O_2}^{AU} \cdot M_{O_2} \cdot \frac{\dot{m}_a^A}{M_a^A} = X_{O_2}^{AU} \cdot M_{O_2} \left( \frac{\dot{m}_{O_2}^U}{M_{O_2}} + \frac{\dot{m}_{CO_2}^U}{M_{CO_2}} + \frac{\dot{m}_{N_2}^U}{M_{N_2}} \right) \quad (37)$$

und

$$\dot{m}_{O_2}^D = X_{O_2}^{AD} \cdot M_{O_2} \cdot \frac{\dot{m}_e^A}{M_e^A} = X_{O_2}^{AD} \cdot M_{O_2} \cdot \left( \frac{\dot{m}_{O_2}^D}{M_{O_2}} + \frac{\dot{m}_{CO_2}^D}{M_{CO_2}} + \frac{\dot{m}_{CO}^D}{M_{CO}} + \frac{\dot{m}_{N_2}^D}{M_{N_2}} \right) \quad (38)$$

Mit der unter (10) getroffenen Annahme ergeben sich für  $\frac{\dot{m}_a^A}{M_a^A}$  und  $\frac{\dot{m}_e^A}{M_e^A}$ , als Funktion des

Stickstoffmolenstromes  $\frac{\dot{m}_{N_2}}{M_{N_2}}$ , die folgenden Beziehungen:

$$\frac{\dot{m}_a^A}{M_a^A} = \frac{\dot{m}_{N_2}}{M_{N_2}} \cdot \frac{1}{X_{N_2}^{AU}} = \frac{\dot{m}_{N_2}}{M_{N_2}} \cdot \frac{1}{(1 - X_{O_2}^{AU} - X_{CO_2}^{AU})} \quad (39)$$

$$\frac{\dot{m}_e^A}{M_e^A} = \frac{\dot{m}_{N_2}}{M_{N_2}} \cdot \frac{1}{X_{N_2}^{AD}} = \frac{\dot{m}_{N_2}}{M_{N_2}} \cdot \frac{1}{(1 - X_{O_2}^{AD} - X_{CO_2}^{AD} - X_{CO}^{AD})} \quad (40)$$

Werden diese in die Gleichungen (37) und (38) eingesetzt und anschließend bei (29) berücksichtigt, so erhält man

$$\dot{m}_{O_2,consumed} = \dot{m}_{O_2}^U - \dot{m}_{O_2}^D = \left[ \frac{X_{O_2}^{AU} \cdot (1 - X_{O_2}^{AD} - X_{CO_2}^{AD} - X_{CO}^{AD}) - X_{O_2}^{AD} \cdot (1 - X_{O_2}^{AU} - X_{CO_2}^{AU})}{(1 - X_{O_2}^{AU} - X_{CO_2}^{AU}) \cdot (1 - X_{O_2}^{AD} - X_{CO_2}^{AD} - X_{CO}^{AD})} \right] \cdot \frac{\dot{m}_{N_2}}{M_{N_2}} \cdot M_{O_2} \quad (41)$$

und nach einer kurzen Umrechnung:

$$\dot{m}_{O_2,consumed} = \left[ \frac{X_{O_2} \cdot (1 - X_{CO_2} - X_{CO}) - X_{O_2} \cdot (1 - X_{CO_2})}{(1 - X_{O_2} - X_{CO_2}) \cdot (1 - X_{O_2} - X_{CO_2} - X_{CO})} \right] \cdot \frac{\dot{m}_{N_2}}{M_{N_2}} \cdot M_{O_2} \quad (42)$$

Wird nun die unter (32) genannte Beziehung einbezogen, so folgt daraus

$$\dot{m}_{O_2,consumed} = \left[ \frac{X_{O_2} \cdot (1 - X_{CO_2} - X_{CO}) - X_{O_2} \cdot (1 - X_{CO_2})}{X_{N_2} \cdot (1 - X_{O_2} - X_{CO_2} - X_{CO})} \right] \cdot \frac{\dot{m}_{N_2}}{M_{N_2}} \cdot M_{O_2} \quad (43)$$

und schließlich

$$\dot{m}_{O_2,consumed} = \left[ \frac{X_{O_2} \cdot (1 - X_{CO_2} - X_{CO}) - X_{O_2} \cdot (1 - X_{CO_2})}{\frac{\dot{m}_{N_2}^U}{M_{N_2}} \cdot (1 - X_{O_2} - X_{CO_2} - X_{CO})} \right] \cdot \frac{\dot{m}_{N_2}}{M_{N_2}} \cdot M_{O_2} \quad (44)$$

$$\left[ \frac{\dot{m}_{N_2}^U}{M_{N_2}} \cdot (1 - X_{O_2} - X_{CO_2} - X_{CO}) \right] = \frac{\dot{m}_a^U}{M_a} \cdot (1 - X_{H_2O})$$

Nun kann  $\frac{\dot{m}_{N_2}}{M_{N_2}}$  herausgekürzt und die Gleichung für  $\dot{m}_{O_2,consumed}$  in der (28) ersetzt werden,

wonach vorerst folgendes gilt:

$$\dot{Q} = E \cdot \dot{m}_{O_2,consumed} = E \cdot \left[ \frac{X_{O_2} \cdot (1 - X_{CO_2} - X_{CO}) - X_{O_2} \cdot (1 - X_{CO_2})}{(1 - X_{O_2} - X_{CO_2} - X_{CO})} \right] \cdot (1 - X_{H_2O}) \cdot \frac{\dot{m}_a^U}{M_a} \cdot M_{O_2} \quad (45)$$

Um die Gleichung zu verkürzen und im Späteren eine Relation zwischen dem einströmenden und abströmenden Massenstrom zu definieren, wird an dieser Stelle der Sauerstoffverbrauchsfaktor eingeführt.

$$\phi = \frac{\dot{m}_{O_2,consumed}}{\dot{m}_{O_2}^U} = \frac{\dot{m}_{O_2}^D - \dot{m}_{O_2}^U}{\dot{m}_{O_2}^U} \quad (46)$$

Charakteristisch für den Faktor  $\phi$  ist: wenn der Sauerstoff der einströmenden Luft vollkommen verbraucht wird, ist  $\phi = 1$  und bei nicht stattfindender Verbrennung ist  $\phi = 0$ .

Werden die Terme  $\dot{m}_{O_2}^U$  und  $\dot{m}_{O_2}^D$  eingesetzt, so liefert das

$$\phi = \frac{\dot{m}_{O_2}^U - \dot{m}_{O_2}^D}{\dot{m}_{O_2}^U} = \frac{X_{O_2}^{AU} \cdot (1 - X_{CO_2}^{AD} - X_{CO}^{AD}) - X_{O_2}^{AD} \cdot (1 - X_{CO_2}^{AU})}{X_{O_2}^{AU} (1 - X_{O_2}^{AD} - X_{CO_2}^{AD} - X_{CO}^{AD})} \quad (47).$$

Multipliziert man nun die Gleichung (45) mit  $\frac{X_{O_2}^{AU}}{X_{O_2}^{AD}} = 1$  und berücksichtigt dabei die

Beziehung (47), so folgt die Berechnungsformel der Energiefreisetzungsrate eines geschlossenen Systems

$$\dot{Q} = E \cdot X_{O_2}^{AU} \cdot \phi \cdot (1 - X_{H_2O}^U) \cdot \frac{\dot{m}_a}{M_a} \cdot M_{O_2} \quad (48)$$

, welche jedoch wegen der Annahme (3.1.2.1, erster Punkt) eine vollständige Verbrennung voraussetzt.

### 3.1.2.3 Berechnung der Energiefreisetzungsrate eines offenen Systems

Nachdem nun die Berechnung der Energiefreisetzungsrate in einem geschlossenen System dargestellt wurde, wird nachfolgend die Berechnungsmöglichkeit für offene Systeme, bei denen die Ermittlung des Eingangsmassenstromes schwer bzw. nicht möglich ist, aufgeführt. Die grundlegende Überlegung hier liegt darin, den unbekanntem Eingangsmassenstrom durch den gemessenen Ausgangsmassenstrom zu ersetzen. Die hierfür notwendige Beziehung zwischen dem abströmenden und einströmenden Massenstrom wird durch [Parker 82] in Analogie für den Volumenstrom vorgegeben. Die Beziehung der Massenströme lautet

$$\frac{\dot{m}_e}{M_e} = \frac{\dot{m}_a}{M_a} \cdot (1 - \phi) + \frac{\dot{m}_a}{M_a} \alpha \cdot \phi \quad (49)$$

wobei  $\alpha$ , mit einem Wert von  $\alpha = 1.105$ , der Expansionsfaktor infolge chemischer Reaktion ist. Mit der Annahme, dass die Molare Masse der abströmenden Brandgase annähernd gleich der, der einströmenden Luft ist ( $M_e \approx M_a$ ), folgt:

$$\dot{m}_a = \frac{\dot{m}_e}{1 + \phi(\alpha - 1)} \quad (50)$$

Wird nun die vorgenannte Beziehung in die Gleichung (48) eingesetzt so erhalten wir die Berechnungsformel der Energiefreisetzungsrate eines offenen Systems

$$\dot{Q} = E \cdot X_{O_2}^{AU} \cdot \phi \cdot (1 - X_{H_2O}^U) \cdot \frac{\dot{m}_e}{1 + \phi(\alpha - 1)} \cdot \frac{M_{O_2}}{M_a} \quad (51)$$

### 3.1.2.4 Korrektur der Energiefreisetzungsrate

Bei jedem Raumbrand, bildet sich in dessen Verlauf Kohlenmonoxid. Auch bei guter Ventilation ist ein so genanntes „Basic Level“ an CO feststellbar, wie [Forell 2007] beschreibt. Wird während der Verbrennung ein signifikanter Anteil an CO produziert, so muss eine Korrektur der Gleichungen (48) und (51) erfolgen.

Wenn in diesem Zusammenhang angenommen wird, dass das entstandene Kohlenmonoxid CO anschließend in einem Katalysator des Abluftkanals vollständig zu Kohlendioxid CO<sub>2</sub> umgewandelt wird, so kann nach dem Hess' schen Gesetz die Beziehung

$$\dot{Q} = \dot{Q}_{tot} + \dot{Q}_{cat} \quad (52)$$

aufgestellt werden, wobei

$$\dot{Q}_{tot} = E(m_{O_2}^D - m_{O_2}^U + (\dot{m}_{O_2})_{cat}^D) \quad (53)$$

die Energiefreisetzungsrate einer vollständigen Verbrennung (siehe (48) bzw. (51)) und

$$\dot{Q}_{cat} = E_{CO} (\dot{m}_{O_2})_{cat}^D \quad (54)$$

die bei der Verbrennung des Kohlenmonoxids zu Kohlendioxid freiwerdende Wärmemenge ist. Diese Beziehung folgt aus der einfachen Überlegung, dass der Sauerstoffmassenstrom für den Katalysator schon Bestandteil des gesamt verbrauchten Sauerstoffs ist. Das heißt,

dieser ist bereits mit der Freisetzungsrate  $E = 13.1 \text{ MJ} \cdot \text{kg}_{O_2}^{-1}$  in die Berechnung eingegangen. Er muss nun von der in (48) bzw. (51) ermittelten Energiefreisetzungsrate abgezogen werden. Hieraus folgt

$$\dot{Q} = E \cdot (\dot{m}_{O_2}^U - \dot{m}_{O_2}^D) - (E_{CO} - E) \cdot (\dot{m}_{O_2})_{cat}^D \quad (55)$$

Es ist bekannt, dass bei der Verbrennung von CO zu CO<sub>2</sub> pro kg verbrauchten Sauerstoffs eine Energie von  $E_{CO} = 17,6 \text{ MJ} \cdot \text{kg}^{-1}$  freigesetzt wird. Die dazu notwendige Menge an

Sauerstoff  $(\dot{m}_{O_2})_{cat}^D$  kann mithilfe der nachfolgenden Beziehungen ausgedrückt werden.

Für die Reaktion von einem Mol CO zu CO<sub>2</sub> wird ein halbes Mol O<sub>2</sub> benötigt. Für die Molenströme ( $\text{kmol} \cdot \text{s}^{-1}$ ) gilt folglich, dass der Molenstrom an Sauerstoff genau die Hälfte des CO-Molenstromes ist. Die Gleichung hierfür lautet:

$$(\dot{n}_{O_2})_{cat} = \frac{1}{2} \dot{n}_{CO} \quad (56)$$

Wird diese nach der unter (2) genannten Definition in Massenstrom umgeschrieben, so folgt daraus

$$\dot{(m_{O_2})}_{cat}^D = \frac{1}{2} \dot{m}_{CO}^D \cdot \frac{M_{O_2}}{M_{CO}} \quad (57)$$

Für die Molmassen können nach Umstellen der Gleichungen (33) und (35) die folgenden Terme eingesetzt werden

$$M_{O_2} = \frac{\dot{m}_{O_2}^D}{X_{O_2}^{AD} \cdot \frac{m_e^A}{M_e^A}} \quad (58)$$

$$M_{CO} = \frac{\dot{m}_{CO}^D}{X_{CO}^{AD} \cdot \frac{m_e^A}{M_e^A}} \quad (59)$$

und die Beziehung als

$$\dot{(m_{O_2})}_{cat}^D = \frac{1}{2} \dot{m}_{O_2}^D \cdot \frac{X_{CO}^{AD}}{X_{O_2}^{AD}} \quad (60)$$

ausgedrückt werden.

Ersetzt man nun den Sauerstoffmassenstrom  $\dot{m}_{O_2}^D$  aus der (46) resultierenden Beziehung

$$\dot{m}_{O_2}^D = \dot{m}_{O_2}^U (1 - \phi) \quad (61)$$

, so ergibt dies

$$\dot{(m_{O_2})}_{cat}^D = \frac{1}{2} \dot{m}_{O_2}^U (1 - \phi) \cdot \frac{X_{CO}^{AD}}{X_{O_2}^{AD}} \quad (62)$$

, wobei  $\dot{m}_{O_2}^U$ , wiederum durch die aus (37) und (8) ergebende Definition

$$\dot{m}_{O_2}^U = X_{O_2}^{AU} \cdot \frac{\dot{m}_a}{M_a} \cdot (1 - X_{H_2O}^U) \cdot M_{O_2} \quad (63)$$

ersetzt wird und die Gleichung für den im Katalysator verbrauchten Sauerstoff lautet

$$\dot{m}_{O_2}^D \text{ cat} = \frac{(1-\phi)}{2} \cdot \frac{X_{CO}^{AD}}{X_{O_2}} \cdot X_{O_2}^{AU} \cdot \frac{\dot{m}_a^{AD}}{M_a} \cdot (1 - X_{H_2O}^U) \cdot M_{O_2} \quad (64)$$

Werden nun (48) und (64) in die Beziehung (55) eingesetzt und entsprechend umgestellt, so wird die Berechnungsgleichung für die Energiefreisetzungsrate bei einer unvollständigen Verbrennung in einem geschlossenen System erhalten.

$$\dot{Q} = \left[ E \cdot \phi - (E_{CO} - E) \cdot \frac{(1-\phi)}{2} \cdot \frac{X_{CO}^{AD}}{X_{O_2}} \right] \cdot X_{O_2}^{AU} \cdot M_{O_2} \cdot \frac{\dot{m}_a^{AD}}{M_a} \cdot (1 - X_{H_2O}^U) \quad (65)$$

Die Berechnung der Energiefreisetzungsrate für eine unvollständige Verbrennung in einem offenen System kann unter Zuhilfenahme der unter (50) genannten Relation erfolgen mit Gleichung (66).

$$\dot{Q} = \left[ E \cdot \phi - (E_{CO} - E) \cdot \frac{(1-\phi)}{2} \cdot \frac{X_{CO}^{AD}}{X_{O_2}} \right] \cdot X_{O_2}^{AU} \cdot \frac{\dot{m}_e}{1 + \phi(\alpha - 1)} \cdot \frac{M_{O_2}}{M_a} \cdot (1 - X_{H_2O}^U) \quad (66)$$

### 3.1.2.5 Korrektur der trocken gemessenen Molfraktion

Die genaue Kenntnis der für die Berechnung der Energiefreisetzungsrate notwendigen Gaskonzentrationen, und mit ihnen der Molfraktionen, ist aus Gründen der gewünschten Genauigkeit und Verlässlichkeit der Ergebnisse unerlässlich. Durch die oben getroffenen Annahmen der „trockenen“ Gase muss eine Korrektur der gemessenen Werte auf reale Verhältnisse vorgenommen werden.

Die Gaskonzentrationen der einströmenden Luft werden für die Berechnungen dieser Arbeit vereinfacht durch die Werte der Tabelle 1 vorgegeben. Da diese nur den trockenen Anteil

der Umgebungsluft ausmachen, wird der Korrekturfaktor  $(1 - X_{H_2O}^U)$  genutzt, um die Feuchte der Luft zu berücksichtigen. Die Berechnung der Molfraktion des in der Umgebungsluft enthaltenen Wasserdampfes  $X_{H_2O}^U$  kann anhand der nachfolgenden Gleichungen beschrieben werden

$$X_{H_2O}^U = \frac{RH}{100} \cdot \frac{p_s(\vartheta_u)}{p_u} \quad (67)$$

mit

- $RH$  = relative Luftfeuchte (%)
- $p_s(T_u)$  = Sättigungsdampfdruck bei der Umgebungstemperatur ( $Pa$ )
- $p_u$  = Umgebungsdruck ( $Pa$ )
- $\vartheta_u$  = Umgebungstemperatur ( $^{\circ}C$ ).

Der Sättigungsdampfdruck  $p_s(T_u)$  kann dabei mittels der Antoine – Gleichung berechnet werden, welche da lautet

$$p_s(T_u) = e^{\left( \frac{23,6212 - \frac{4064,95}{236,25 + \vartheta_u}}{T_u} \right)} \quad (68)$$

Hierbei muss  $\vartheta_u$  in ( $^{\circ}\text{C}$ ) und  $p_s(T_u)$  in ( $\text{Pa}$ ) angegeben werden. Der Gültigkeitsbereich geht von  $0^{\circ}\text{C} < \vartheta < 70^{\circ}\text{C}$ . Mit der Kenntnis von  $X_{\text{H}_2\text{O}}^U$  kann nun neben der möglichen Korrektur auch die molare Masse der einströmenden Luft bestimmt werden. Es gilt:

$$M_a = M_{dry} \cdot (1 - X_{\text{H}_2\text{O}}^U) + M_{\text{H}_2\text{O}} \cdot X_{\text{H}_2\text{O}}^U \quad (69)$$

mit  $M_{dry}$  = Molare Masse der trockenen Luft ( $\approx 29\text{kg} \cdot \text{kmol}^{-1}$ )  
 $M_{\text{H}_2\text{O}}$  = Molare Masse von  $\text{H}_2\text{O}$  ( $\approx 18\text{kg} \cdot \text{kmol}^{-1}$ )

Die Annahme, die Grundlage für Gleichung (9) ist, setzt voraus, dass  $\text{O}_2$ ,  $\text{CO}_2$  und  $\text{CO}$  die einzigen Gase sind, die im Abgasanalysator gemessen werden, und dass der Wasserdampf vor der Messung aus dem Probestrom entfernt wird. Demzufolge beziehen sich auch hier die Konzentrationsmesswerte auf das trockene Gas, was wiederum bedeutet, dass diese höher sind als die im Rauchgas tatsächlich vorliegenden. Für die Umrechnung auf reale Verhältnisse schlägt [Wieczorek 03] die folgende Korrekturgleichung vor

$$X_{i,wet} = (1 - X_{\text{H}_2\text{O}}) X_{i,dry} \quad (70)$$

In Gleichung (70) ist

$X_{i,dry}$  die im Abgasanalysator gemessene „trockene“ Molfraktion der Gaskomponente  $i$  ( $i = \text{O}_2, \text{CO}_2$  und  $\text{CO}$ ),

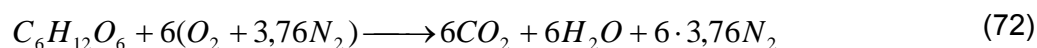
$X_{i,wet}$  der aus  $X_{i,dry}$  in die „feuchte“ Verhältnisse umgerechnete Wert und

$X_{\text{H}_2\text{O}}$  die im Abgas gemessene Molfraktion des Wasserdampfes.

[Gottuk, Lattimer 2002] schätzten ein, dass zuverlässige Messungen der Wasserdampfkonzentrationen schwer zu erhalten sind. Sie fanden in Abhängigkeit von den Bedingungen Schwankungen der Wasserdampfanteile von 10-20 %. Um Auskunft über die Anteile des entfernten Wassers geben zu können bzw. die gemessenen Konzentrationen auf „nasses“ Gas umrechnen zu können, ist es durchaus üblich, die Annahme zu treffen, dass das Mol-Verhältnis  $c$  von  $\text{H}_2\text{O}$  zu  $\text{CO}_2$  bei jedem Äquivalenzverhältnis das gleiche ist wie bei stöchiometrischen Bedingungen [Gottuk 1992], [Ewens 1994], [Lattimer 1996/1], [Mckay 2002]. Demnach ergibt sich für die stöchiometrische Verbrennung von Holz das Molverhältnis

$$c = \frac{X_{\text{H}_2\text{O}}}{X_{\text{CO}_2}} = \frac{6}{6} = 1 \quad (71)$$

wenn vereinfachend die Reaktionsgleichung der Zellulose zugrunde gelegt wird:



Die Umrechnung der Messwerte auf „nasses“ Gas kann anschließend anhand der nachfolgend genannten Gleichung vorgenommen werden.

$$X_{i,wet} = \frac{X_i^{AD}}{1 + c \cdot (X_{CO_2}^{AD})} \quad (73)$$

Für Verbrennungsvorgänge, bei denen höhere Konzentrationen an CO auftreten, kann laut [Wieczorek 03] die Korrektur erweitert werden. Hierzu wird auch die im Abgasanalysator gemessene Konzentration von CO in die Umrechnung einbezogen, und die aus (73) erweiterte Gleichung lautet

$$X_{i,wet} = \frac{X_i^{AD}}{1 + c \cdot (X_{CO}^{AD} + X_{CO_2}^{AD})} \quad (74)$$

Für die Auswertung der Versuche dieser Arbeit werden die Molfraktionen der gemessenen Gaskonzentrationen grundsätzlich anhand der letztgenannten Gleichung auf das Verhältnis „feucht“ (wet) umgerechnet.

### 3.2 Zuluftverhältnis

Bei einem Raumbrand ablaufende Reaktionen werden direkt von den Ventilationsverhältnissen des Raumes beeinflusst. Bewertungen der Energiefreisetzungsrate sowie die Bildung der Rauchgasprodukte werden üblicherweise durch den Bezug zu den Ventilationsverhältnissen vorgenommen. Die Charakterisierung der Ventilationsverhältnisse eines Brandes erfolgt anhand des sogenannten Zuluftverhältnisses (ZLV), oder in der inversen Form als Global Equivalence Ratio (GER) bekannt (Gleichung (75)). Üblicherweise wird dieses ebenfalls mit  $\Phi$  bezeichnet, ist aber nicht identisch mit dem Sauerstoffverbrauchsfaktor nach Gleichung (46). Die Berechnung des in den Brandraum eintretenden Luftmassenstroms wird, wie unter 3.1.2.1 beschrieben, analog Gleichung (27) vorgenommen. Der Brandstoffmassenstrom bzw. die Masseverlustrate wird aus der Aufzeichnung des Masseverlaufs bestimmt.

$$\Phi = \frac{\left[ \begin{array}{c} \bullet \\ m_{fuel} \\ \bullet \\ m_{air} \end{array} \right]}{\left[ \begin{array}{c} \bullet \\ m_{fuel} \\ \bullet \\ m_{air} \end{array} \right]_{st\ddot{o}ch}} \quad (75)$$



### 3.3 Experimentelle Ergebnisse in Publikationen

Die meisten experimentellen Ergebnisse zur Bestimmung der HRR aus Untersuchungen im Großmaßstab oder Real Scale wurden in den standardisierten Versuchsräumen Room-Corner-Test nach ISO 9705 und ASTM-Room gewonnen, oder es wurden offene Konfigurationen genutzt wie das Furniture-Calorimeter und verschieden große Cone-Calorimeter. Diese sind so ausgestattet, dass die Rauchgase über eine Haube abgeführt werden und im weiteren Leitungssystem die Parameter für eine Berechnung der HRR nach der Sauerstoffverbrauchsmethode gemessen werden. Eine Beziehung zur Masseverlustrate der untersuchten Brandstoffe kann nicht erfolgen, da diese Versuchseinrichtungen nicht mit einer Waage ausgestattet sind. Im Gegensatz dazu enthalten das Furniture-Calorimeter sowie das Intermediate Scale calorimeter (ICAL) nach ASTM E 1623 im Normalfall ein Wägesystem. Trotzdem wurden aus diesen Untersuchungen kaum Daten der Masseverlustrate publiziert, die im Zusammenhang mit der HRR ausgewertet wurden. Ein paar Beispiel sollen im Folgenden genannt werden.

Auf Grund einiger Brände mit zahlreichen Toten in Einrichtungen der medizinischen Versorgung führten [Lawson et al.1984] Untersuchungen mit 23 verschiedenen typischen Einrichtungsgegenständen dieser Räumlichkeiten aus. Sie nutzten für ihre Brandversuche ein vom National Bureau of Standards (NBS) entwickeltes so genanntes Furniture-Calorimeter, was den freien Abbrand auf einem Wägesystem ermöglicht. Die beim Brand entstehenden Rauchgase strömen in eine über dem Brandobjekt befindliche Haube und werden einer Gasanalyse zugeführt. Aus deren Ergebnissen und einer Berechnung des Rauchgasstromes wird nach der Methode des Sauerstoffverbrauchs die Energiefreisetzungsrate erhalten. [Lawson et al. 1984] fanden eine Korrelation zwischen dem Verlauf der Masseverlustrate und der Energiefreisetzungsrate. Als Beispiel sind in Abbildungen 1 und 2 die Ergebnisse der HRR und der Masseverlustrate über die Versuchszeit zweier Sessel-Brände wiedergegeben.

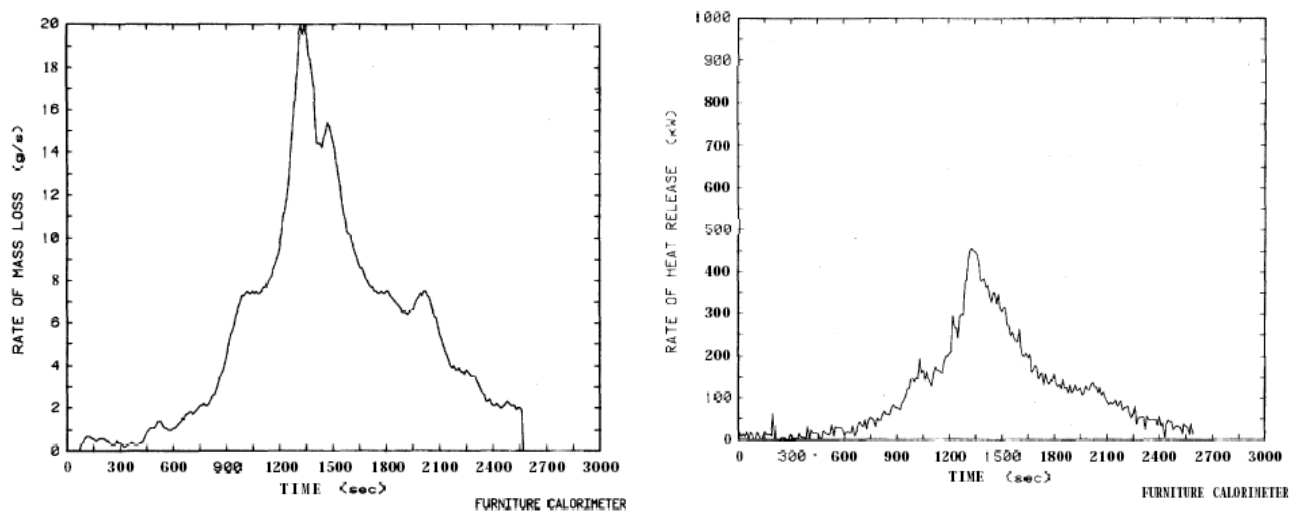


Abb. 1: Masseverlustrate und HRR beim Brand eines Sessels, [Lawson et al. 1984] Test 64

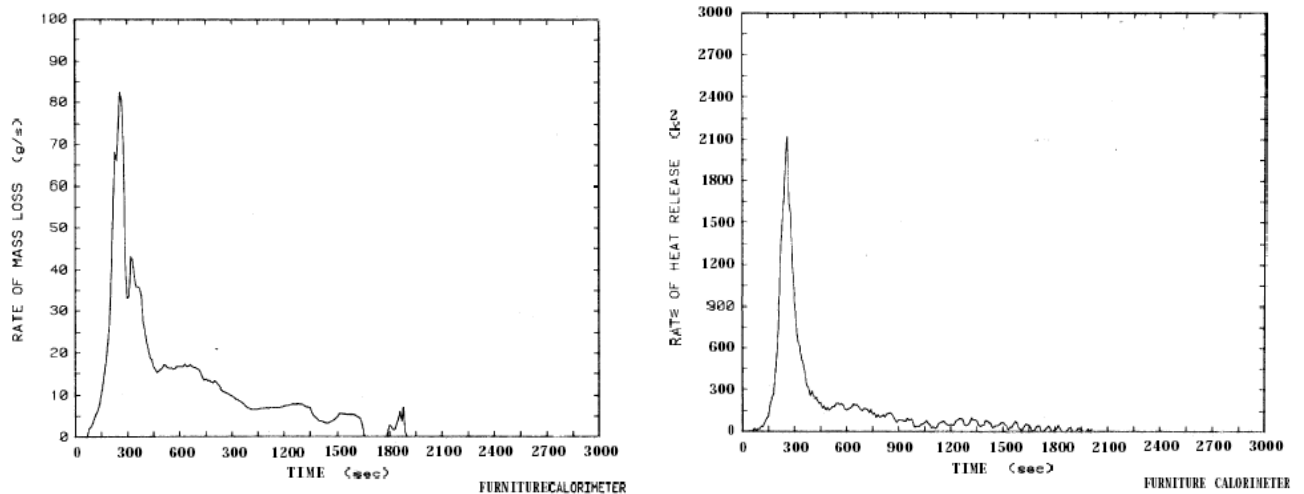


Abb. 2: Masseverlustrate und HRR beim Brand eines Sessels, [Lawson et al. 1984] Test 45

Obwohl die Polstermöbel und Garderobenteile aus unterschiedlichem Material bestanden, zur Zündung verschiedene Methoden zur Anwendung kamen (Gasbrenner, Zigarette, Feuerzeug und Knüllpapier) und die Brandverläufe sehr differierten, lässt sich dennoch eine nahezu lineare Abhängigkeit in der Darstellung der Höchstwerte (Peaks) der Masseverlustrate und der HRR erkennen (Abbildung 3).

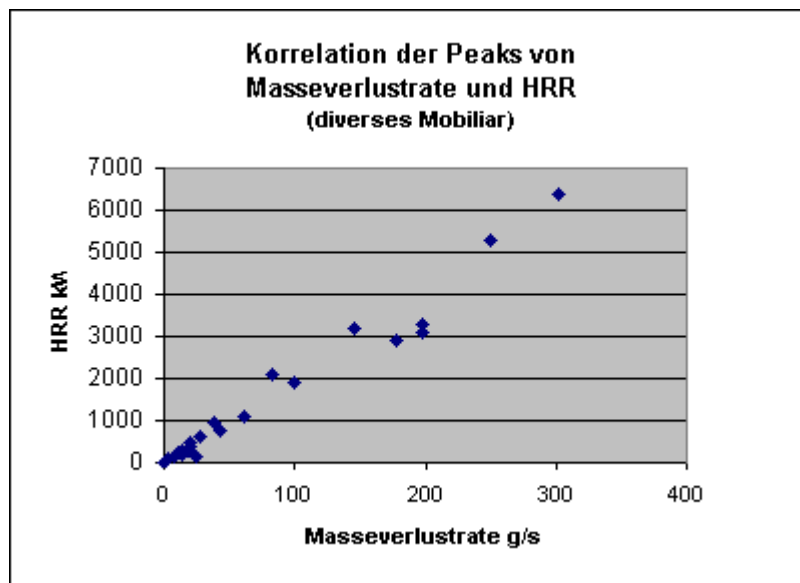
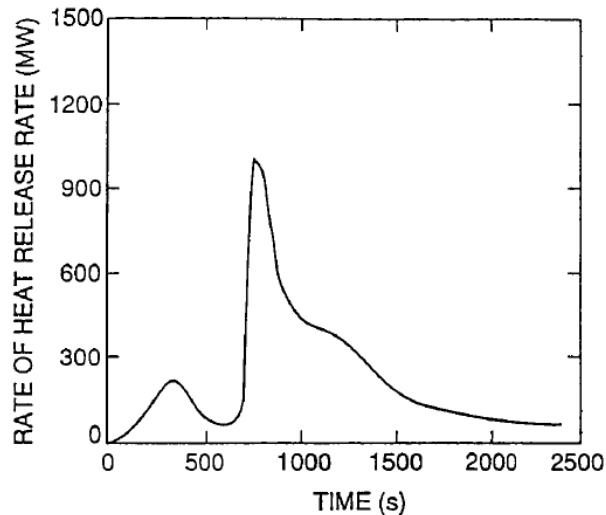


Abb. 3: Korrelation der Peaks von Masseverlustrate und HRR aus den Brandversuchen von [Lawson et al. 1984], (erstellt aus den tabellarisch aufgeführten Werten)

[Nurbakhsh et al. 1991] verglichen Untersuchungsergebnisse einer Serie von Bränden mit Armlehnen-Sessel gleicher Grundkonstruktion (Holz) aber unterschiedlich hinsichtlich Polsterung und Bezugsmaterial, die in 3 standardisierten Versuchseinrichtungen gewonnen wurden. Hintergrund dieser Untersuchungen war die Weiterentwicklung der Kriterien des TB 133, eines Testverfahrens des Californian Bureau of Home Furnishings (CBHF) für die Beurteilung der Entflammbarkeit von Sitzmöbeln, zu einem nationalen Standard. Die Brände wurden im ASTM-Room, im Test-Room des California Bureau of Home Furnishings (CBHF) und im Furniture Calorimeter ausgeführt, die jeweils mit der gleichen Instrumentierung zur Gewinnung der Messwerte versehen waren. Ziel war, das Kriterium des Erreichens einer bestimmten Deckentemperatur im TB 133 durch die Korrelation mit der HRR zu modernisieren, weiterhin die Vergleichbarkeit der Ergebnisse, welche in den 3 Standardeinrichtungen gewonnen wurden, zu prüfen und auch einen Vergleich des

Entzündbarkeitsverhaltens der Proben bei verschiedenen Zündquellen durchzuführen und deren Reproduzierbarkeit herauszufinden. Für Letzteres wurde variiert zwischen Zündung mittels mehrerer Doppelseiten einer Tageszeitung und einem quadratischen Gasbrenner (Propan) mit konstantem Gasfluss. Abbildung 4 zeigt den zeitlichen Verlauf der HRR eines Sessels im ASTM-Room, welcher nach Einschätzung der Autoren so für alle Proben in den 3 Versuchseinrichtungen repräsentativ war. Der erste Peak wurde durch den Brand des Bezugsmaterials hervorgerufen, der zweite durch den Brand des Füllstoffes (Polsterung).



**Abb. 4: Verlauf der HRR beim Brand eines Armlehnen-Sessels [Nurbakhsh et al. 1991]**

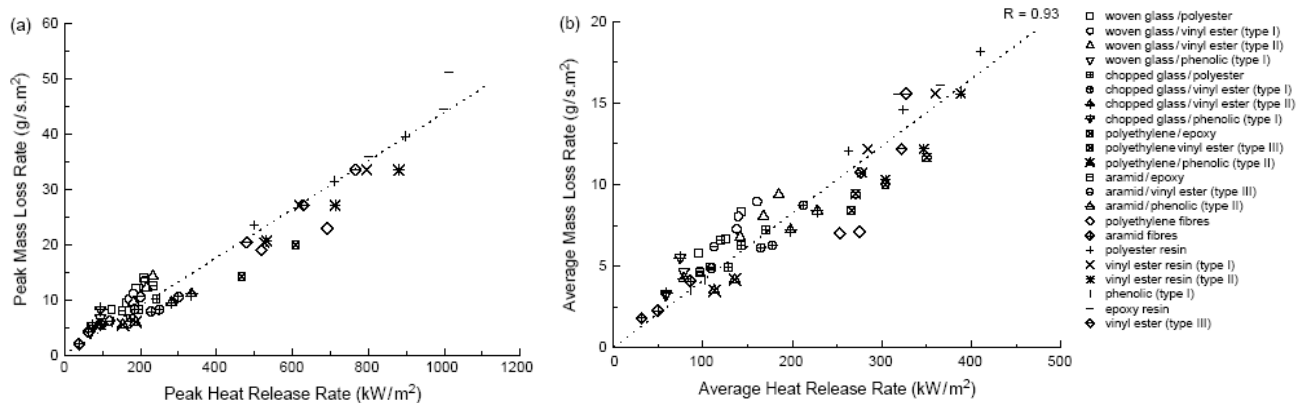
Die erzielten Ergebnisse stimmten in beiden Räumen gut überein. Aus der HRR der Brände konnte ein Beurteilungskriterium abgeleitet werden. Da die HRR im Zusammenhang mit der Masseverlustrate steht, entwickelten die Autoren ein Kriterium basierend auf dem absoluten Masseverlust der Proben. Ausgehend vom Verlauf der HRR, die innerhalb der Zeitspanne der ersten 300 s des Brandes den ersten Peak erreichte, legten sie als Grenzkriterium eine totale Energiefreisetzung von 25 MJ für einen Zeitraum von 10 min fest. Der Mittelwert eines äquivalenten Gesamtmasseverlustes, der dieser Energiemenge entspricht, wurde aus dem Mittelwert der experimentell bestimmten Heizwerte des Sessel berechnet und lag bei 15,5 MJ/kg. Somit darf, um den Grenzwert der Energiefreisetzung von 25 MJ in den ersten 10 min nicht zu übersteigen, der mittlere Gesamtmasseverlust in dieser Zeit nicht größer als 1,3 kg sein.

[Madrzykowski 1996] führte Brandversuche mit komplett ausgerüsteten Arbeitsplätzen in verschiedener geometrischer Gestaltung unter einer großen Haube aus, um die HRR nach der Sauerstoffverbrauchsmethode zu bestimmen. Ziel war vor allem, die Ergebnisse aus Laboruntersuchungen im Cone-Calorimeter mit denen aus Großversuchen zu vergleichen. Es wurden Materialproben aus dem Brandgut im Cone-Calorimeter untersucht. Dabei wurde der jeweils größte Peak im Verlauf der HRR ausgewählt, um dann durch einen Bezug zur Brandfläche die im Großversuch maximal zu erwartende HRR im Voraus zu berechnen. Der Autor fand in Abhängigkeit von der Geometrie des Brandgutes und den zur Berechnung genutzten Ergebnissen aus dem Laborversuch eine gute Übereinstimmung zwischen erwartetem und erhaltenem Ergebnis. Obwohl das Brandgut gemäß Prinzipskizze auf einem Wägesystem platziert war, fanden Masseverlustraten bzw. eine Beziehung der HRR zu Masseverlustraten in der Publikation keine Erwähnung.

Eine Abhängigkeit der beim Brand erreichten HRR von der Geometrie des umgebenden Raumes im Zusammenhang mit der Ventilation fanden [Carvel et al. 2004] bei der Untersuchung von Tunnelbränden. Es wurde u. a. die maximal erzeugte HRR bei Bränden im Freien und in Tunnel mit verschiedenen Querschnittsformen verglichen und ein so genannter Verstärkungsfaktor definiert. Für Brände von Holzkrippen in Tunnel im Vergleich

zu Bränden im Freien geben [Carvel et al. 2004] für die Massenverlustraten einen Faktor von 1,3 und 1,4 an.

[Mouritz et al. 2006] untersuchten faserverstärkte duroplastische Polymere in einem Labor-Cone-Calorimeter. Die Polymere wurden je nach den enthaltenen Fasern (nichtbrennbare Carbon- oder E-Glas- Fasern, brennbare Aramid- oder Polyethylen-Fasern) in zwei Gruppen eingeteilt. Die Autoren stellten eine Korrelation zwischen der Masseverlustrate und der nach der Sauerstoffverbrauchskalorimetrie berechneten HRR fest (Abbildung 5).



**Abb. 5: flächenbezogene Maximalwerte (links) und Mittelwerte (rechts) von Masseverlustrate und HRR aus den Versuchen mit faserverstärkten Polymeren im Cone-Calorimeter von [Mouritz et al. 2006]**

Ob für die Bestimmung der HRR die Zusammensetzung des Brandstoffes bekannt sein muss untersuchten [Biteau et al. 2008] im FM-Global Fire Propagation Apparatus (FPA) nach ASTM 2058. Diese Versuchseinrichtung ist zwar eine Laborapparatur, die bearbeitete Fragestellung stellt aber auch für Untersuchungen im Realmaßstab einen interessanten Aspekt bezüglich möglicher Fehlerquellen, mit denen die Ergebnisse der HRR behaftet sein können, dar. Die Autoren verglichen Ergebnisse aus Berechnungen der HRR aus der Abbrandrate, der Sauerstoffverbrauchskalorimetrie (OC) und der nicht so häufig angewandten Methode der Berechnung aus den Bildungsraten der Kohlenstoffoxide (CDG). Das Prinzip ist dabei das gleiche, wie bei der Sauerstoffkalorimetrie. Die Bildung einer bestimmten Menge an Kohlenstoffoxid ist der Freisetzung einer bestimmten Menge an Energie äquivalent. In diese Untersuchungen wurde einbezogen inwieweit sich bei der Berechnung der HRR auf der Basis der OC- und CDG-Kalorimetrie die Anwendung der gebräuchlichen Mittelwerte dieser Äquivalente (z. B. 13,1 MJ/kg verbrauchten Sauerstoff) und für den konkreten Brandstoff nach verschiedenen Methoden bestimmte Äquivalente auf das Ergebnis auswirken. [Biteau et al. 2008] schätzten ein, dass für den Fall einer vollständigen Verbrennung die Berechnung der HRR auf der Basis der Masseverlustrate durchführbar ist. Sie zitieren [Taylor 1997], der für dieses Verfahren einen Fehler von weniger als 10 % angibt. Für die beiden anderen Methoden kamen die Autoren zu dem Ergebnis, dass bei der Berechnung der HRR für Brandstoffe mit unbekannter Zusammensetzung die Anwendung der gebräuchlichen Energie-Faktoren zu signifikanten Fehlern führen kann. Sie fanden je nach Methode unterschiedliche Standardabweichungen für diese Faktoren, die in einigen Fällen um die 30 % betragen. Daraus schlussfolgerten sie, dass die Berechnung der HRR nach den Methoden der OC- und CDG-Kalorimetrie prinzipiell auch bei unbekannter Zusammensetzung der Brandstoffe möglich ist, aber fehlerbehaftet sein kann. Präzisere Ergebnisse werden mit materialbezogenen Konstanten erhalten. Als Beispiel sind in Abbildung 6 die Ergebnisse aus den Untersuchungen von [Biteau et al. 2008] mit PMMA dargestellt.

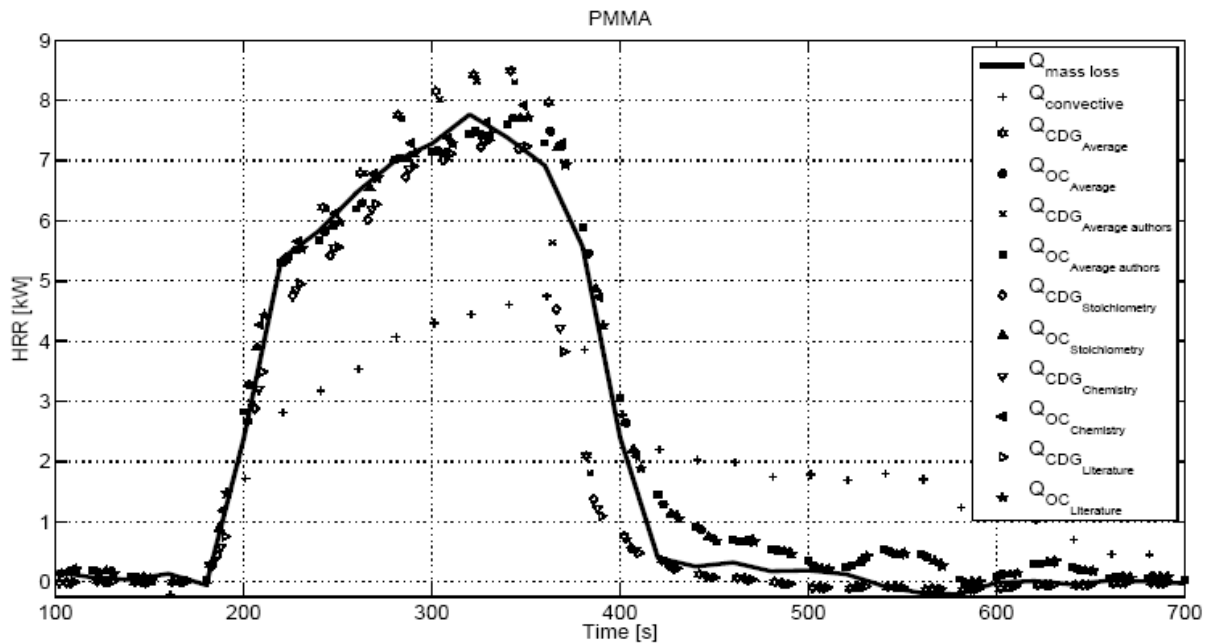


Abb. 6: Vergleich der Ergebnisse für die nach unterschiedlichen Methoden bestimmte HRR für Brände mit PMMA von [Biteau et al. 2008]

[Axelsson et al. 2001] kamen in einer Fehleranalyse der Messungen, die zur Berechnung der HRR bei Untersuchungen in den real scale Versuchseinrichtungen Room-Corner- und SBI-Test ausgeführt werden, in Abhängigkeit von der thermischen Belastung zu den in Tabelle 2 aufgeführten Ergebnissen.

Tabelle 2: relative Standardabweichung in Abhängigkeit von der thermischen Belastung [Axelsson et al. 2001]

Versuchseinrichtung	thermische Belastung	relative Standardabweichung
Room-Corner-Test	150 kW	10,6 %
	1 MW	7,1 %
Single-Burning-Item-Test	35 kW	13,5 %
	50 kW	10,0 %

[Ingason et al. 1994] schätzten den maximalen Fehler aller Daten bei der Bestimmung der HRR bei Bränden in Tunnel mit  $\pm 25\%$  ein. Im Vergleich dazu geben sie für das SP-Industrie-Calorimeter, eine Laborapparatur, welche Messungen an Bränden bis zu 10 MW zulässt, einen Fehler von weniger als  $\pm 16\%$  an.

## 4 VERSUCHE AM IDF

Ausgehend von den in Publikationen recherchierten Untersuchungen zur Bestimmung der HRR in Groß- und Realversuchen wurden die Versuchseinrichtung und -durchführung konzipiert und, wie im Folgenden beschrieben, realisiert.

### 4.1 Beschreibung des Versuchsaufbaus

Als Grundkörper für den Aufbau der Versuchseinrichtung wurde ein Bulk-Container (Schüttgut-Container) verwendet. Die Dachöffnungen wurden verschlossen, bis auf eine. Diese wurde erweitert und dient als Abgasöffnung. Auf diese Öffnung wurde ein Rohrstutzen (Wickelfalzrohr) als Abgasschlot aufgesetzt. Im Container wurde eine Zwischenwand eingezogen, die den Brandraum über eine Tür mit einem zweiten, kleineren Raum verbindet, an dessen Decke sich die Abgasöffnung befindet. Die Türöffnung in dieser Trennwand wurde nach den Maße der Türöffnung vom Room-Corner-Test nach ISO 9705 gestaltet, wobei jedoch das untere Drittel verschlossen ist. Dieser Anteil der Türöffnung wurde als Zuluftöffnung in den unteren Teil der linken Außentür des Containers geschnitten. Von außen schließt hier der 2 m lange Zuluftschacht an, der aus verzinktem Eisenblech auf Metallrahmen besteht. Als Dichtungsmaterial wurde Silikonmasse verwendet. Die Größe des Brandraumes entspricht annähernd der des Room-Corner-Tests nach ISO 9705. Im Brandraum wurde kurz hinter der Zuluftöffnung eine Wägeeinrichtung platziert. Diese besteht aus einem quadratischen Metallrahmen mit Abdeckplatte, als Stellfläche für das Brandgut. Die Füße des Metallrahmens wurden durch vier, jeweils mittels beweglicher Metallbleche abgedichtete Bohrungen geführt und unter dem Container auf Biegebalken-Kraftaufnehmer aufgesetzt. Die Messsignale der Kraftaufnehmer wurden kontinuierlich von einem Messwerterfassungssystem aufgezeichnet. Das Brandgut, in diesem Fall Holzkrippen, wurde auf einem weiteren Metallrahmen, der auf der Abdeckplatte stand, gestapelt. Die Zündung erfolgte mittels Heptan aus einer kleinen, unter dem Stapel stehenden Brandwanne.

Beide Räume erhielten zur Isolation eine Auskleidung mit Fasermatten aus Promaglaf HTI, die im Brandraum noch zusätzlich mit Blechplatten abgedeckt wurden. Um die Begehrbarkeit des Brandraumes zu gewährleisten, wurde der Boden mit Platten aus Promalan HAT 800 geschützt.

Um den Abgasmassenstrom berechnen zu können, muss die Ausströmgeschwindigkeit im Schlot bestimmt werden. Das erfolgte auf der Basis von Differenzdruckmessungen. Hierfür wurden quer über die Mitte der Schlotöffnung 5 bidirektionale Sonden eingebaut. Diese sind gemäß der Entwicklung von [McCaffrey, Heskestad 1976] aus Edelstahl gefertigt. Form und Messprinzip sind aus Abbildung 7 ersichtlich. Die Orientierung der Sondenköpfe erfolgte auf die zu erwartende Strömungsrichtung und damit in senkrechter Ausrichtung. Die Differenzdruck-Messwerte wurden über Druckumformer dem Messwerterfassungssystem zugeführt. An der Schlotöffnung wurde nach den Vorversuchen ein Umbau erforderlich zur Verringerung der Austrittsfläche. Die Skizze der Versuchseinrichtung in den Abbildungen 10 und 11 zeigt deren Endzustand mit den Positionen der bidirektionalen Sonden.

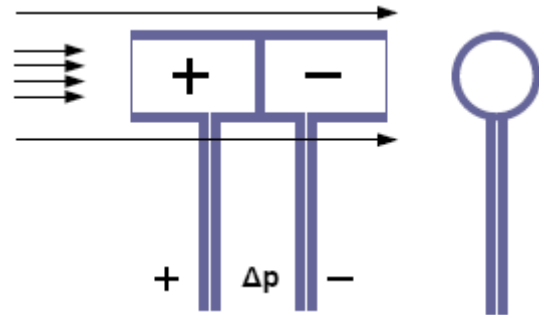


Abb. 7: bidirektionale Sonde und Prinzipskizze

Die Berechnung des Zuluftmassenstromes erfolgte ebenfalls auf der Basis von Differenzdruckmessungen. Hierfür wurden in den Zuluftkanal für die Vorversuche zwei Messgitter in Sternform eingebaut. Später wurde diese Messeinrichtung im Eingang des Kanals durch ein Wilson-Staugitter (Abbildung 8) ersetzt. Es arbeitet nach dem gleichen Messprinzip, nur sind hier alle Rohre der Anström- bzw. Abströmseite miteinander verbunden, so dass als Messwert ein über die Querschnittsfläche des Luftschachtes ermittelter integraler Wert erhalten wird.

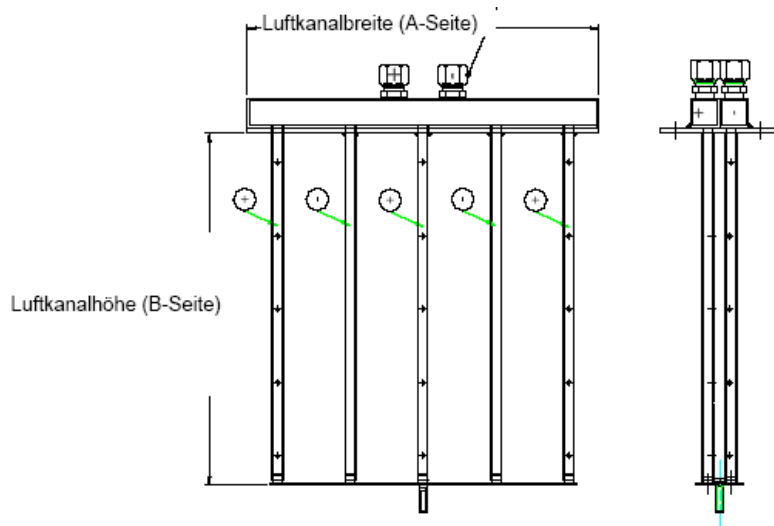


Abb. 8: Wilson-Staugitter und Prinzipskizze [LAMTEC 2008]

Die Temperaturen wurden mit Mantelthermoelementen des Typs K (NiCr/Ni) mit indirekter Messstelle (Abbildung 9) erfasst. Jede Messstelle des Differenzdruckes war mit einem Thermoelement versehen. Die Raumtemperatur wurde im vorderen Teil des Brandraumes an zwei senkrechten Installationen gemessen. Diese bestanden aus 8 im Abstand von 0,3 m an Ketten befestigten Thermoelementen. Zur Feststellung des Zeitpunktes der Initialzündung war die kleine Brandwanne ebenfalls mit einem Thermoelement versehen. Alle Temperaturmesswerte wurden kontinuierlich vom Messwerverfassungssystem aufgezeichnet. Für die Thermoelemente gelten folgende technische Daten:

Manteldurchmesser	1 mm
Mantellänge	5 und 10 m
Genauigkeitsklasse	II nach DIN/ICE 584
Messbereich	233 – 1573 K
Abweichung	$\pm \max (0,0075  T ; 2,5 \text{ K})$ (T gemessene Temperatur in K)
$t_{90}$ -Zeit	ca. 0,2 s



Abb. 9 : eingesetzte Thermoelemente

Im Abgasschlot wurde punktuell das Rauchgas beprobt. Das erfolgte mittels einer Probensonde aus Edelstahl, die durch die Wandung des Schlotes in die Mitte der Abgasöffnung ragte. Die Sonde war mit einem beheizbaren Rußfilter (Edelstahlfilter mit Metallvliesfilterkerze, Porenweite 2 – 5  $\mu\text{m}$ ) versehen, durch welches der Probegasstrom in einen beheizbaren PTFE-Schlauch gelangte und darin bis in die Messgasaufbereitung gesaugt wurde. In der Gasaufbereitung (Arbeitstemperatur 5 °C) erfolgte die Kühlung des Probegases, um alle kondensierbaren Anteile, wie z. B. Wasser zu entfernen, sowie eine weitere Filtration mittels PTFE-Filterhülse, Porenweite 2  $\mu\text{m}$ . Auf dem Weg in die Analytoren durchlief der Probegasstrom dann noch ein PTFE-Inline-Filter mit der Porenweite 0,2  $\mu\text{m}$ . Die Anteile an Kohlenmonoxid (CO), Kohlendioxid (CO<sub>2</sub>) und unverbrannten Kohlenwasserstoffen (HC) wurden mittels nichtdispersiver Infrarotspektroskopie (NDIR) bestimmt. Der Sauerstoff (O<sub>2</sub>) –Analysator arbeitet nach dem paramagnetischen Messprinzip. Der Messgasfluss kann im Bereich von 0,2 – 1,5 l/min für NDIR-Analysator bzw. 0,2 – 1,0 l/min für O<sub>2</sub>-Analysator gewählt werden. Benutzt wurde der vom Hersteller empfohlene Fluss von 1 l/min. Mit diesem System sind Messungen in den folgenden Bereichen möglich:

CO	0 – 1.000 ppm *
CO	0 – 8 % *
CO <sub>2</sub>	0 – 15 % *
CO <sub>2</sub>	0 – 100 % *
O <sub>2</sub>	0 - 21 % *
HC	0 – 2 % * (Äquivalent Methan, kalibriert mit Propan, deshalb Genauigkeit $\leq 3$ %)

\* Auflösung  $\leq 1$  %, Genauigkeit  $\leq 2$  %, jeweils Messbereichsendwert

Zur Kalibrierung der CO- und CO<sub>2</sub>-Analysatoren wurde ein Prüfgasgemisch mit 7,09 Vol% CO und 12,1 Vol% CO<sub>2</sub> in Stickstoff verwendet. Die Kalibrierung für HC erfolgte mit Propan-Prüfgas (1 Vol% in Stickstoff). Die Überprüfung der Genauigkeit der CO-Analysatoren im unteren Konzentrationsbereich wurde mit einem Prüfgasgemisch von 800 ppm CO in Stickstoff durchgeführt. Die angezeigten Werte lagen im angegebenen Genauigkeitsbereich. Die Analysenergebnisse wurden kontinuierlich dem Messwerterfassungssystem zugeführt.

Für die Online-Messungen und sofortige Datenübertragung mittels Interface-Kabel über eine RS232-Schnittstelle in den PC wurde ein System der Firma Ahlborn GmbH benutzt, welches aus den Messwerterfassungsmodulen ALMEMO® 89906 durch Vernetzung aufgebaut wurde. Jedes Modul hat 9 galvanisch getrennte Messeingänge. Über programmierbare ALMEMO®-Stecker konnten alle Sensoren für die Messungen der Temperaturen und Druckdifferenzen sowie mittels Übergabebaustein auch die Fisher-Rosemount-Gasanalysatoren in das System integriert werden, da sie analoge Ausgangssignale liefern. Alle aktivierten Messstellen werden ständig mit der Messrate 2,5 M/s abgefragt. Als Ausgabezyklus wurden 2 s eingestellt. Der Messwert ist somit der Mittelwert aus der Messrate über den Zyklus. Die Programmierung der Stecker und die Konfiguration der



Module wurde mit der zugehörigen Software AMR-Control durchgeführt. Die Messdatenaufnahme und -weiterverarbeitung erfolgte mit der WINDOWS®-Software WIN-Control, welches mit einer Exportfunktion die Übernahme der Daten in Microsoft-Excel ermöglichte.

Die Versuchseinrichtung mit den Installationen der Messinstrumente wurde skizziert und in den Abbildungen 10 - 12 dargestellt. Zur Verdeutlichung wurden noch fotografische Dokumentationen hinzugefügt (Abbildungen 13 und 14).

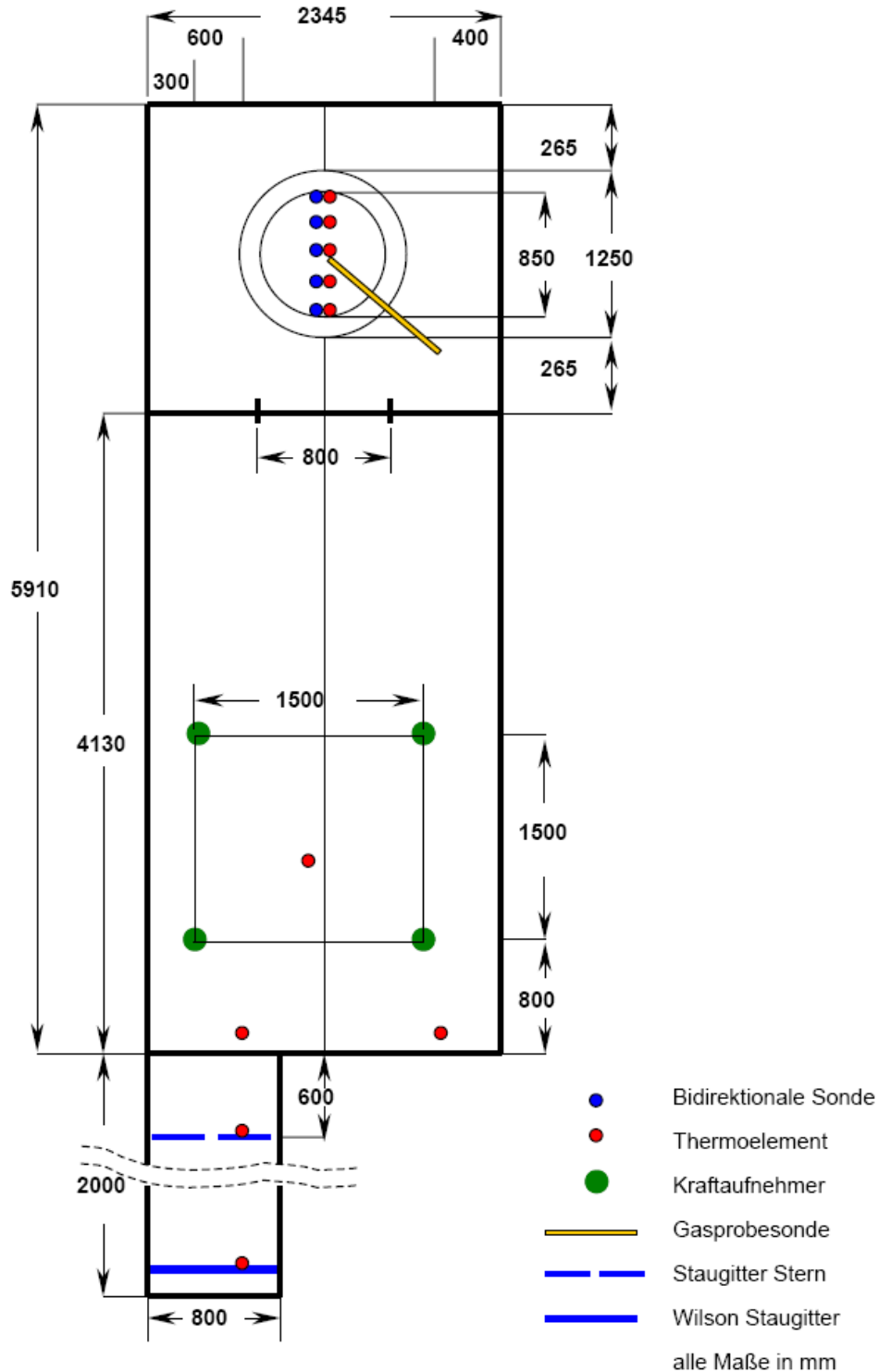


Abb. 10: Skizze der Versuchseinrichtung mit den installierten Messinstrumenten (Draufsicht)

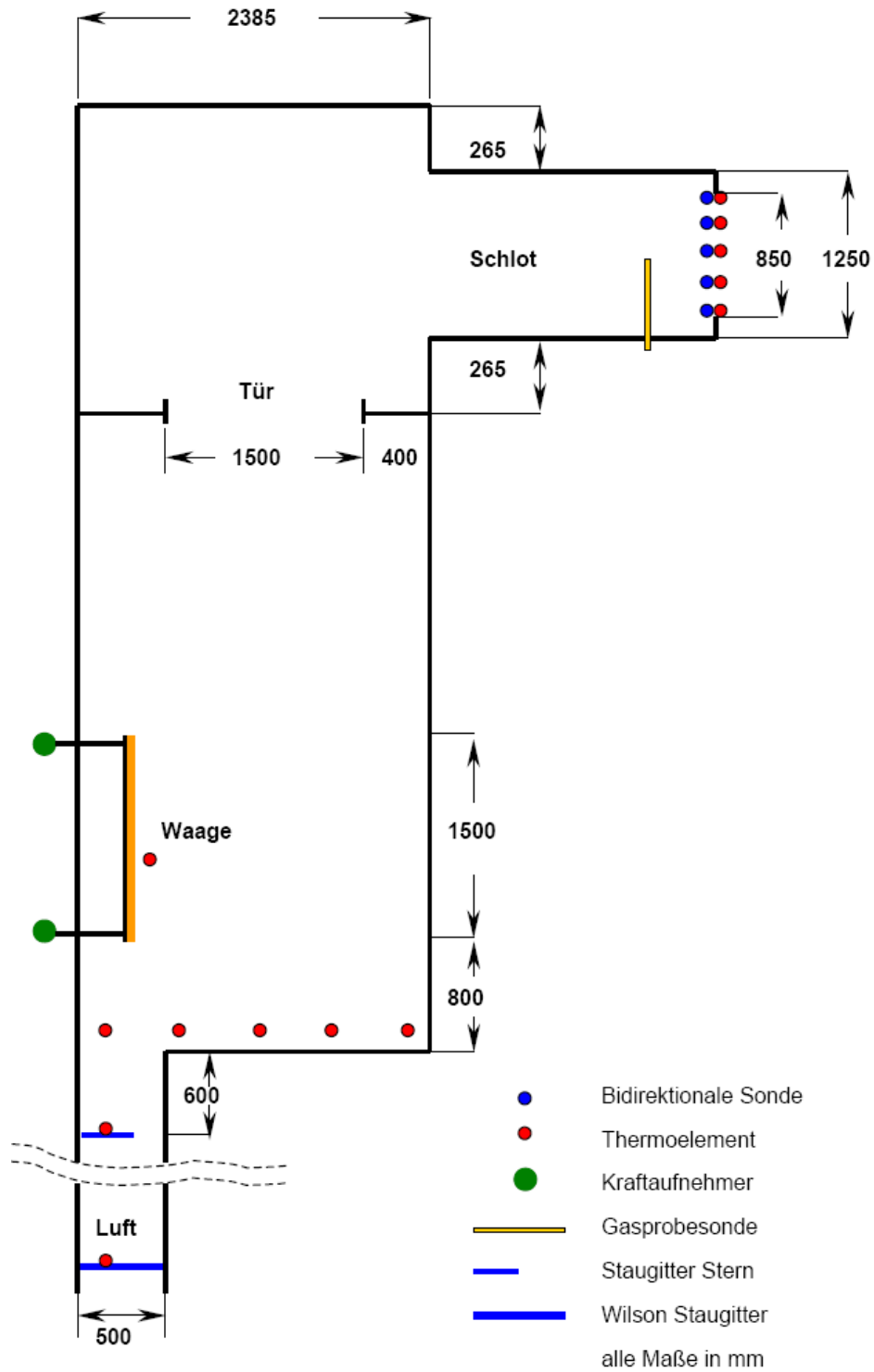


Abb. 11: Skizze der Versuchseinrichtung mit den installierten Messinstrumenten (Seitenansicht)

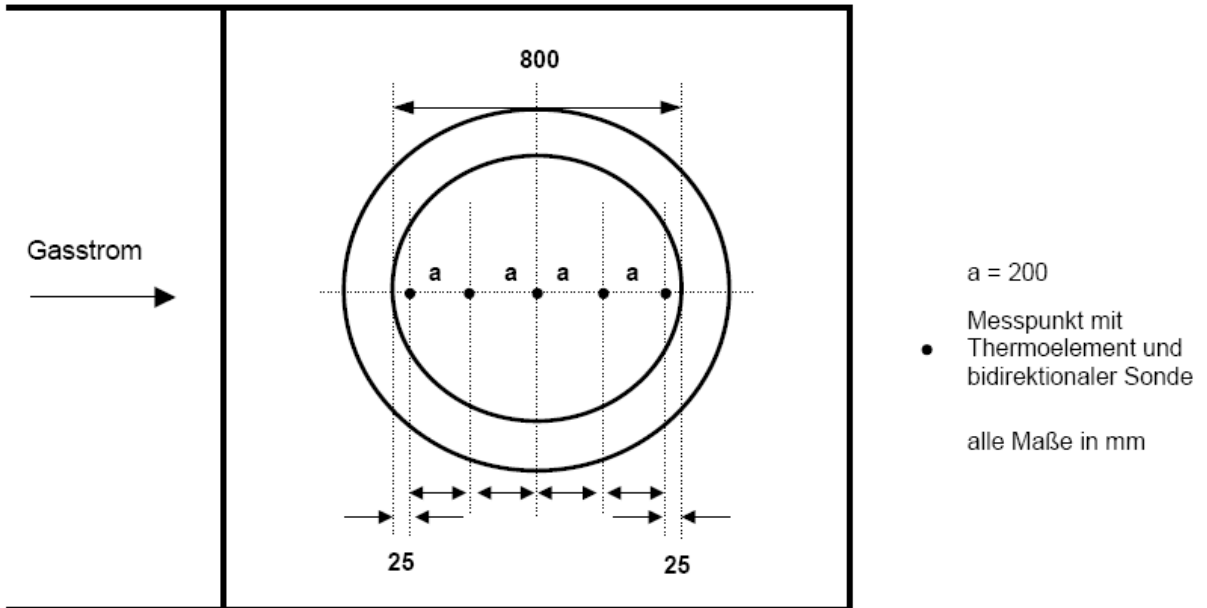


Abb. 12: Detailskizze der Messpunkte im Abgasschlot (Draufsicht)



Abb. 13: Versuchseinrichtung im Bulk-Container mit Zuluftscht und Abgasschlot



Abb. 14: Innenansicht der Versuchseinrichtung kurz nach Zündung der Holzkrippen

## 4.2 Versuchsdurchführung

Vor jedem Versuch wurden die Kraftaufnehmer und bidirektionalen Sonden auf Null gesetzt, das Gasanalyzesystem mit entsprechenden Prüfgasgemischen kalibriert und die Luftfeuchtigkeit gemessen. Danach erfolgte die Bestückung der Waage mit den Holzkrippen und im Programm der Messwerterfassung wurde die Datenaufzeichnung gestartet. Zur Zündung der Holzkrippen wurde eine kleine Brandwanne (0,145 x 0,145 m) mit einem Wasserpolster versehen und mit 170 ml Siedegrenzenbenzin 80/110 befüllt, welches in Brand gesetzt wurde. Sofort danach wurde die Außentür des Bulk-Containers fest verschlossen. Die Belüftung des Brandraumes erfolgte dann nur über den Zuluftschacht. Ein Brandversuch dauerte so lange, bis über die Datenaufzeichnung ein nahezu zeitlich konstanter Masseverlauf erkennbar war. Für die Versuche mit zusätzlicher Luftzuführung wurde im Abstand von 2 m vor der Öffnung des Zuluftschachtes ein Lüfter positioniert. Die Messung der vom Lüfter erzeugten Luftgeschwindigkeit in diesem Abstand mit einem Flügelradanemometer lag bei ca. 5 m/s. Der Lüfter wurde unmittelbar nach Verlöschen des Zündmittels in Betrieb gesetzt und lief bis zum Ende des Brandversuches.

Es wurden Versuche mit den Holzkrippen-Normobjekten 5A, 5A + 2 zusätzliche Lagen Krippen und 8A ausgeführt. Bei diesen Versuchen stellte sich die Ventilation des Brandraumes über die Öffnung des Zuluftschachtes ein. Mit den Objekten 5A und 5A + 2 zusätzliche Lagen wurden weitere Versuche mit forcierter Ventilation mittels Lüfter ausgeführt.

### 4.3 Versuchsergebnisse

Für die Verarbeitung der Messdaten zu Ergebnissen, die Aussagen zu der bei den ausgeführten Bränden aufgetretenen Energiefreisetzungsrate in Abhängigkeit von den Brandverhältnissen ermöglichen, wurden die zuvor aufgeführten Berechnungsmethoden angewandt.

#### 4.3.1 Korrekturfaktor für die Massenstromberechnung

Wie bereits erwähnt, nutzten [Ingason et al. 1994] für die Berechnung des Massenstromes nach Gleichung (18) Korrekturfaktoren, um die im Flächensegment variierende Gasgeschwindigkeit und Temperatur zu berücksichtigen. Diese sind nur für die jeweilige Versuchskonfiguration nutzbar, denn die Areale werden den darin stattfindenden punktuellen Messungen hinsichtlich geometrischer Form und Größe sowie nach Möglichkeit unter Beachtung symmetrischer Aspekte zugeordnet. Die Aufteilung der Schlotöffnungsfläche in Areale und die Position der Messpunkte darin sind in Abbildung 15 zu sehen. Wie ebenfalls ersichtlich ist, bildete sich kein einheitliches Geschwindigkeitsprofil über den Querschnitt der Schlotöffnungsfläche aus. Dargestellt ist als Beispiel das Geschwindigkeitsprofil beim Lauf des Lüfters anhand der Mittelwerte jeder Minute Laufzeit an den Messpositionen mit voller Leistung in der 4./5. Minute. Die gleiche Form des Geschwindigkeitsprofils stellte sich auch beim Brand der Holzobjekte mit normaler Ventilation ein. Als Beispiele sind in Abbildung 16 zwei Profile dargestellt, die sich bei Bränden von einem 5A- bzw. 8A-Objekt ausbildeten.

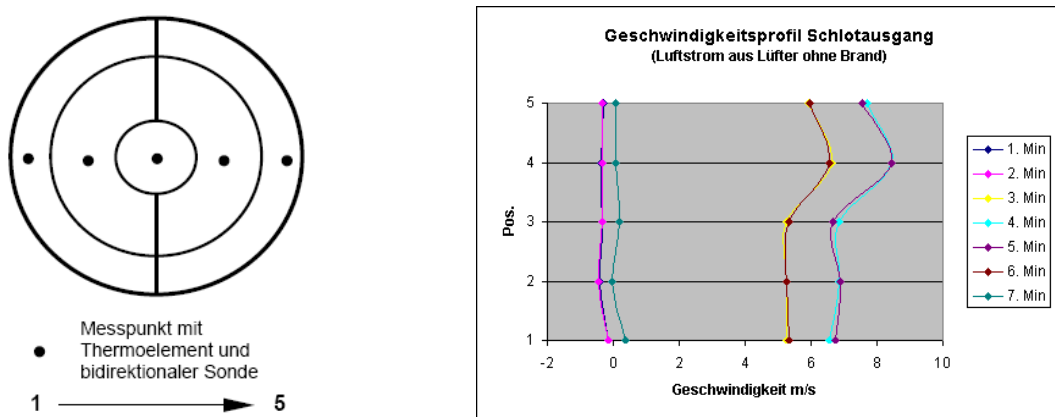


Abb. 15: Aufteilung der Schlotöffnungsfläche in Areale mit Zuordnung der Messpunkte (links) Geschwindigkeitsprofil an der Schlotöffnungsfläche beim Lauf des Lüfters

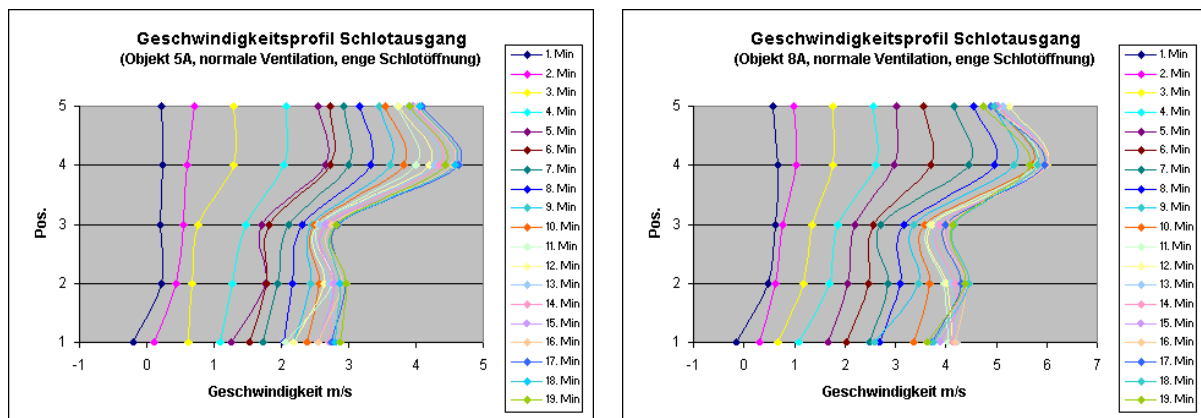
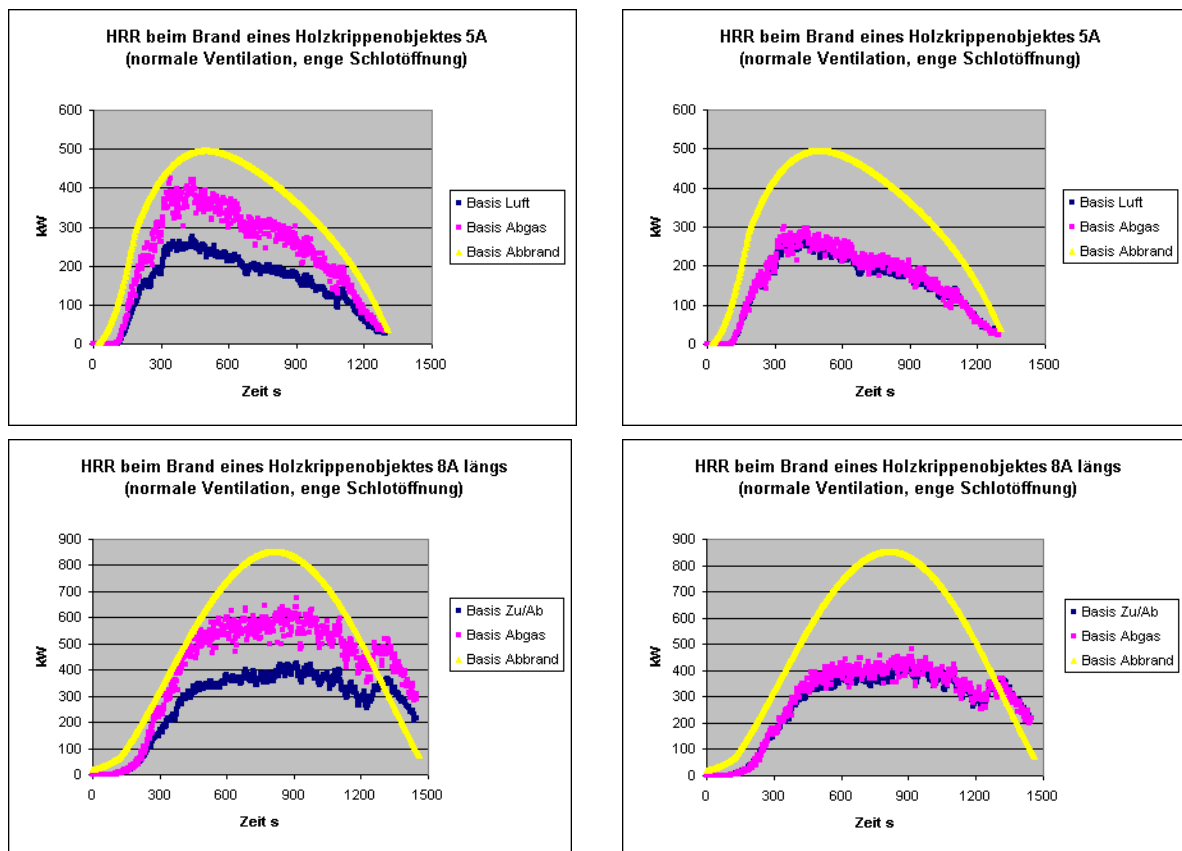


Abb. 16: Geschwindigkeitsprofil an der Schlotöffnungsfläche beim Brand eines 5A-Objektes (links) und 8A-Objektes (rechts)

Somit war für die hier vorgestellten Untersuchungen die Bestimmung von Korrekturfaktoren für die Berechnung des Abgasmassenstromes erforderlich und erfolgte mit dem vom Lüfter erzeugten Luftstrom. Der eintretende Luftstrom wird als integraler Wert aus einer relativ engmaschigen, über die gesamte Fläche gehende Differenzdruckmessung erhalten und als Bezugsgröße genutzt. Die Faktoren wurden als Quotient aus den gemessenen Zuluft- und Abluftströmen für die weite und enge Schlotöffnung mit Werten von 0,76 bzw. 0,71 berechnet. Die Auswirkungen auf das Versuchsergebnis der HRR, die auf der Basis des Abgasmassenstromes berechnet wird, sollen am Beispiel von Bränden eines 5A- und eines 8A-Objektes bei normaler Ventilation und enger Schlotöffnung gezeigt werden. Die in Abbildung 17 in der linken Spalte dargestellten Verläufe der aus dem unkorrigierten Abgasmassenstrom berechneten HRR konnten durch die Anwendung des Korrekturfaktors in gute Übereinstimmung mit dem Verlauf der auf der Basis des Zuluftstromes berechneten HRR gebracht werden (rechte Spalte in der Abbildung).

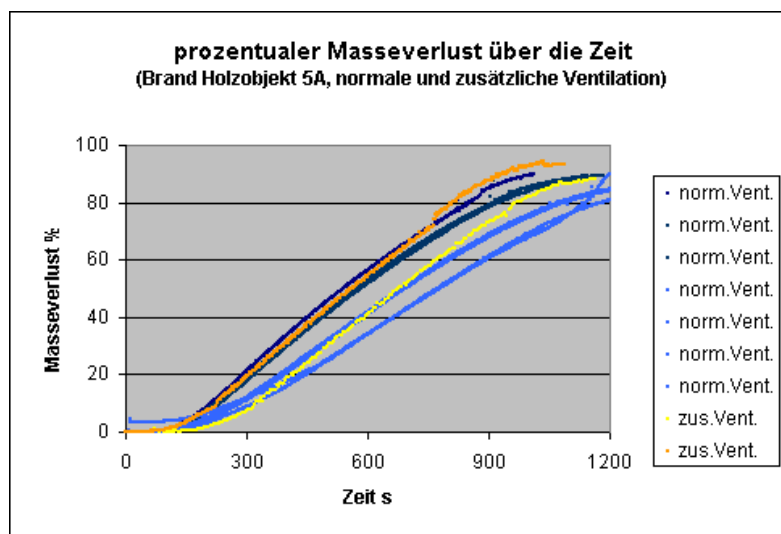


**Abb. 17: Auswirkung der Anwendung eines Korrekturfaktors bei der Berechnung des Abgasmassenstromes auf die daraus berechnete HRR**

Wie anhand dieser Beispiele ersichtlich ist, können die Versuchsergebnisse in Abhängigkeit von der Anwendung geeigneter Korrekturfaktoren über einen relativ großen Bereich schwanken. Beachtet werden muss bei der hier angewandten Ermittlung der Faktoren, dass diese bei normaler Umgebungstemperatur der Luft und mit Gasgeschwindigkeiten von ca. 7 m/s durchgeführt wurde. Einflüsse, die bei höheren Temperaturen wirksam werden, konnten damit nicht erfasst werden. Hinzu kommt, dass für die Berechnung der Geschwindigkeiten aus Messungen des Differenzdruckes tatsächliche Gasgeschwindigkeiten von mindestens 1,5 m/s vorliegen sollten [Airflow 2008].

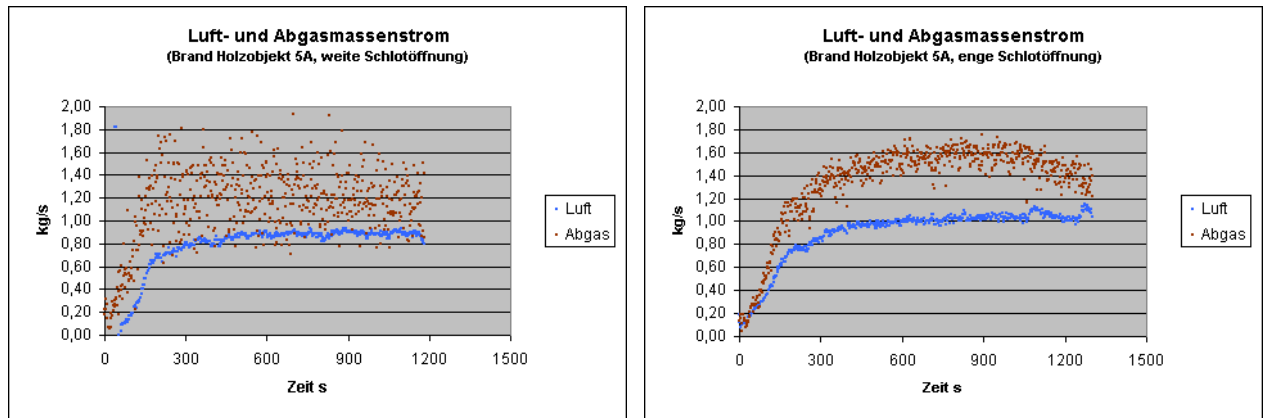
### 4.3.2 Masseverlustrate

Aus der Aufzeichnung der Versuchsdaten konnte ein zeitlich aufgelöster grafischer Verlauf der Masse des Brandstoffes dargestellt werden. Für einen Vergleich der Ergebnisse wurde daraus die prozentuale Masseverlustrate berechnet. Die Abbildung 18 zeigt die prozentualen Masseverlustraten der Versuche mit den Holzkrippenobjekten 5A bei normaler und zusätzlicher Ventilation. Es ist zu vermerken, dass beim ersten Versuch mit zusätzlicher Ventilation der Lüfter sofort bei Zündung des Benzins eingeschaltet wurde. Weil aber die Flamme durch den starken Luftstrom fast im rechten Winkel ausgelenkt wurde und somit die Holzkrippen nicht erreichte, wurde der Lüfter wieder ausgeschaltet. Erst nach völligem Abbrennen des Benzins wurde der Lüfter wieder in Betrieb genommen. Daraus resultierte eine erkennbare Verzögerung der Brandentwicklung (hellgelbe Kurve in der grafischen Darstellung) bei diesem Versuch. Bei allen folgenden Versuchen mit zusätzlicher Belüftung erfolgte das Einschalten generell erst nach Verlöschen des Zündmittels, was etwa 2 min dauerte.



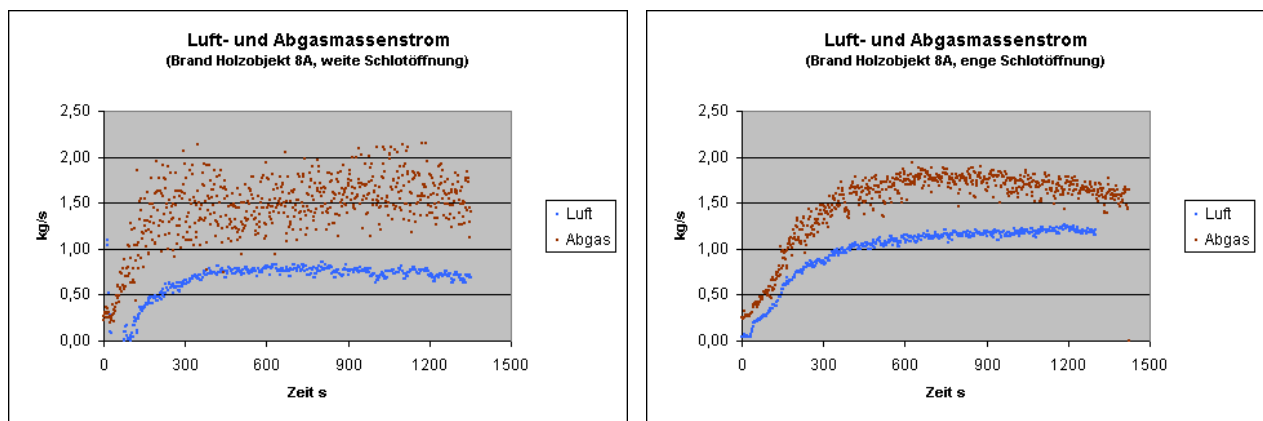
**Abb. 18: Prozentualer Masseverlust beim Brand von Holzkrippenobjekten der Größe 5A bei normaler und zusätzlicher Ventilation (dunkelblau: weite Schlotöffnung, mittelblau: enge Schlotöffnung, hellgelb: verzögerte Brandentwicklung)**

Bei den Bränden der Objekte 5A stellte sich über den Querschnitt der Öffnungsfläche im Abgasschlot nicht nur eine nach außen gerichtete Strömung ein. Es zeigten sich ebenfalls Areale mit beständiger Einströmung von außen und wechselnder Strömungsrichtung. Dieser Zustrom an Luft bzw. Luft-Abgasgemisch war analytisch nicht zu definieren und verfälschte demzufolge die Versuchsergebnisse nicht nur bei der Berechnung der Massenströme sondern auch bei der Gasanalytik, deren Ergebnisse wiederum die Grundlage für die Berechnung der HRR nach der Sauerstoffverbrauchsmethode bilden. Aus diesem Grund wurde die Öffnungsfläche nach den ersten Versuchen reduziert. Die mittelblau gefärbten Kurven stellen die prozentualen Masseverlustraten der Brände mit den 5A-Krippen bei reduzierter Schlotöffnungsfläche dar. Es ist erkennbar, dass die Reduzierung der Schlotöffnungsfläche zu einer Verzögerung im Brandverlauf führte, wobei aber die sich einstellenden Massenströme am Ein- und Ausgang etwas stärker wurden, weil nun im Schlot in nur einer Richtung ablaufend. Als Beispiel sind in Abbildung 19 die berechneten Massenströme für Luft und Abgas für jeweils einen Brand eines 5A-Objektes bei weiter und enger Schlotöffnung gegenübergestellt. Die Masseverlustraten der Versuche mit zusätzlicher Belüftung zeigen einen geringfügig steileren Verlauf.



**Abb. 19: Luft- und Abgasmassenströme beim Brand von Holzrippenobjekten 5A vor und nach der Verringerung der Schlotöffnungsfläche**

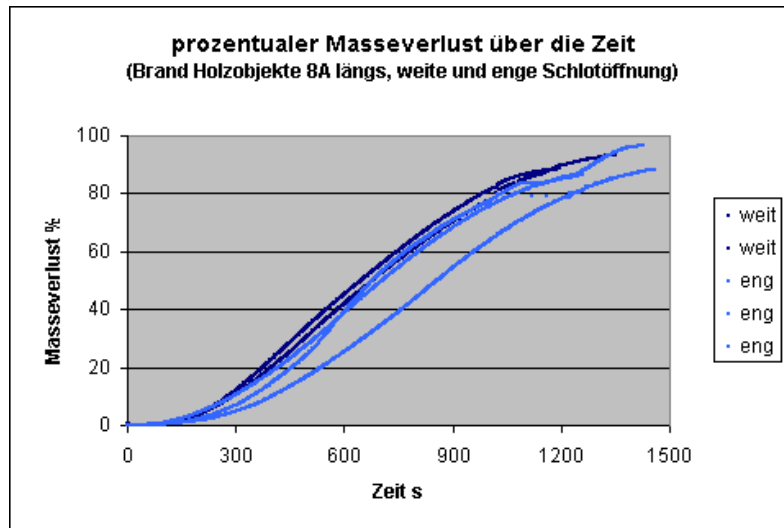
Bei den Bränden der Holzrippenobjekte 8A traten Luftzuströmungen im Abgasschlot nicht ganz so gravierend auf, da der Abgasmassenstrom insgesamt etwas größer war. Trotzdem war auch hier ein Einfluss sichtbar, wie in Abbildung 20 dargestellt ist. Der geringere Zustrom an Luft durch den Zuluftkanal bei weiter Schlotöffnung im Verhältnis zu der bei enger Schlotöffnung ist Ausdruck für die in der weiten Schlotöffnung zeitweilig aufgetretene Luftzuströmung. Ein weiteres Indiz dafür sind die großen Schwankungen der Ergebnisse der Abgasmassenströme im weiten Schlot.



**Abb. 20: Luft- und Abgasmassenströme beim Brand von Holzrippenobjekten 8A vor und nach der Verringerung der Schlotöffnungsfläche**

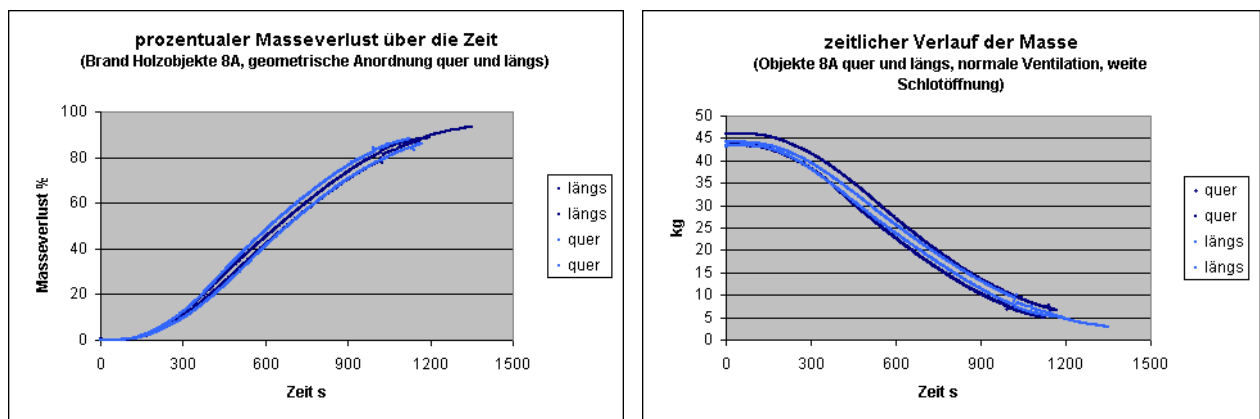
Die Reduzierung der Schlotöffnungsfläche hatte auch bei den Bränden der Objekte 8A einen Einfluss auf die Brandentwicklung, der aber nicht so deutlich hervor trat, wie bei den Bränden der Objekte 5A. Die Beispiele sind in der Abbildung 21 zu sehen. Es handelt sich hierbei um Objekte, die in der geometrischen Anordnung längs mit der Strömungsrichtung aufgebaut wurden.





**Abb. 21: Prozentualer Masseverlust beim Brand von Holzkrippenobjekten der Größe 8A, geometrische Orientierung längs zur Strömungsrichtung bei normaler Ventilation (dunkelblau: weite Schlotöffnung, mittelblau: enge Schlotöffnung)**

Die geometrische Anordnung der Holzkrippen im Raum hatte bei diesen Untersuchungen einen geringfügigen Einfluss auf die Masseverlustrate, die in der grafischen Darstellung des zeitlichen prozentualen Masseverlustes nicht erkennbar ist. Der Unterschied zeigte sich erst bei der Berechnung der HRR, wie später noch gezeigt wird, und in der grafischen Darstellung des Masseverlaufs. Die Untersuchungen für diesen Vergleich wurden nur bei weiter Schlotöffnung vorgenommen. Der zeitliche Verlauf der Masse und des prozentualen Masseverlustes sind in Abbildung 22 dargestellt.



**Abb. 22: Prozentualer Masseverlust (rechts) und Masseverlaufskurven beim Brand von Holzkrippenobjekten der Größe 8A, geometrische Orientierung quer und längs zur Strömungsrichtung bei normaler Ventilation und weite Schlotöffnung (dunkelblau: quer aufgebaut, mittelblau: längs aufgebaut)**

Werden die Versuchsergebnisse der Brände mit steigender Brandlast bei ansonsten gleichen Randbedingungen, wie normale Ventilation und weite Schlotöffnung, verglichen, zeigt sich eine leichte Abnahme im zeitlichen Verlauf des prozentualen Masseverlustes mit steigender Brandlast (Abbildung 23).

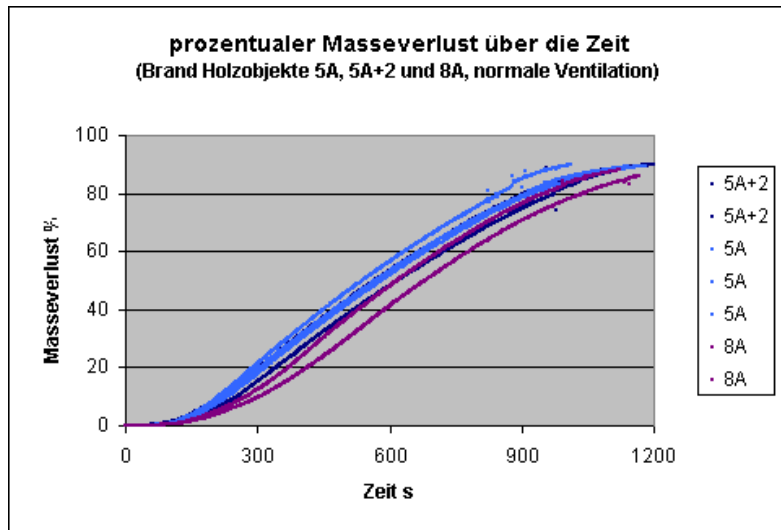


Abb. 23: Darstellung des prozentualen Masseverlustes beim Brand von Holzkrippenobjekten der Größen 5A, 5A+2 und 8A quer bei normaler Ventilation und weiter Schlotöffnung

### 4.3.3 Ergebnisse der HRR

Der zeitlich aufgelöste grafische Verlauf des Masseverlustes des Brandstoffes ist mit großen Schwankungen behaftet. Deshalb wurde für die Berechnung der HRR als Produkt aus dem Heizwert und der Masseverlustrate des Brandstoffes auf die aus der grafischen Auswertung des Masseverlustes resultierenden Regressionsfunktionen zurückgegriffen. Die Berechnung der HRR nach der Sauerstoffverbrauchsmethode erfolgte mittels der in Kapitel 3.1.3.1 angegebenen Gleichungen (65) und (66) für jeden Versuch sowohl auf der Basis des Luftmassenstromes (geschlossenes System) als auch auf der Basis des Abgasmassenstromes (offenes System). Die drei Ergebnisse werden zum Vergleich in einer Grafik gezeigt.

Am Beispiel der berechneten HRR für die Brände der Holzkrippenobjekte 5A und 8A, wird deutlich, wie sich die Strömungsverhältnisse am Schlotausgang auswirken. In den folgenden Abbildungen sind die Ergebnisse der HRR nach den drei Berechnungsmöglichkeiten dargestellt. Die Ergebnisse, welche nach der Sauerstoffverbrauchsmethode ermittelt wurden, enthalten partiell auftretende, der Abgasströmung entgegengerichtete Strömungen. Der Einfluss auf das Ergebnis durch das entgegengesetzte mathematische Vorzeichen sollte hierbei ohne Auswirkung sein, da diese Anteile auch wieder im abströmenden Gas mit gemessen werden. Der Einfluss auf die Abgaszusammensetzung dagegen stellt eine Aufwertung des Sauerstoffanteils dar und beeinflusst somit das Ergebnis stark.

In Abbildung 24 sind die Ergebnisse der Brände der Holzkrippenobjekte 5A bei normaler Ventilation und weiter Schlotöffnung dargestellt. Wegen der bereits diskutierten teilweise diffusen Strömungsverhältnisse im Abgasschlot zeigt die darauf basierende Berechnung der HRR große Schwankungen im Verlauf der Werte. Tendenziell liegen die Ergebnisse etwas über denen aus der Berechnung auf Basis des Zuluftstromes. Der Verlauf der HRR, die aus der Masseverlustrate berechnet wurde, zeigt hier einen schnellen Anstieg und erreicht nach etwa 5 min Branddauer ein Maximum. Die Spitzen im Verlauf der auf dem Sauerstoffkonsum basierenden HRR gegen Ende des Brandes werden durch das Zusammenstürzen der Stapel hervorgerufen, da hierdurch die Strömungs- und Durchmischungsverhältnisse der Raumatmosphäre beeinflusst werden. Die HRR, die aus der Berechnung mit der Masseverlustrate resultiert, ist 2-3 mal so groß, wie die Ergebnisse nach der Sauerstoffverbrauchsmethode. Das Argument der unvollständigen Verbrennung greift hier nicht, da das Aufkommen an Kohlenmonoxid verschwindend gering ist (Abbildung 25). Die Berechnung des Zuluftverhältnisses belegt eine sehr gute Belüftung des Brandraumes (Abbildung 25). Die Ergebnisse der HRR gehen einher mit dem Erreichen von Raumtemperaturen bis

maximal 550 °C an den Messstellen 0,1 m unter der Raumdecke. Als Beispiel ist in Abbildung 25 das Temperaturprofil über die Versuchszeit eines Brandes, bei dem die HRR aus der Masseverlustrate einen Spitzenwert von fast 700 kW erreichte, zu sehen.

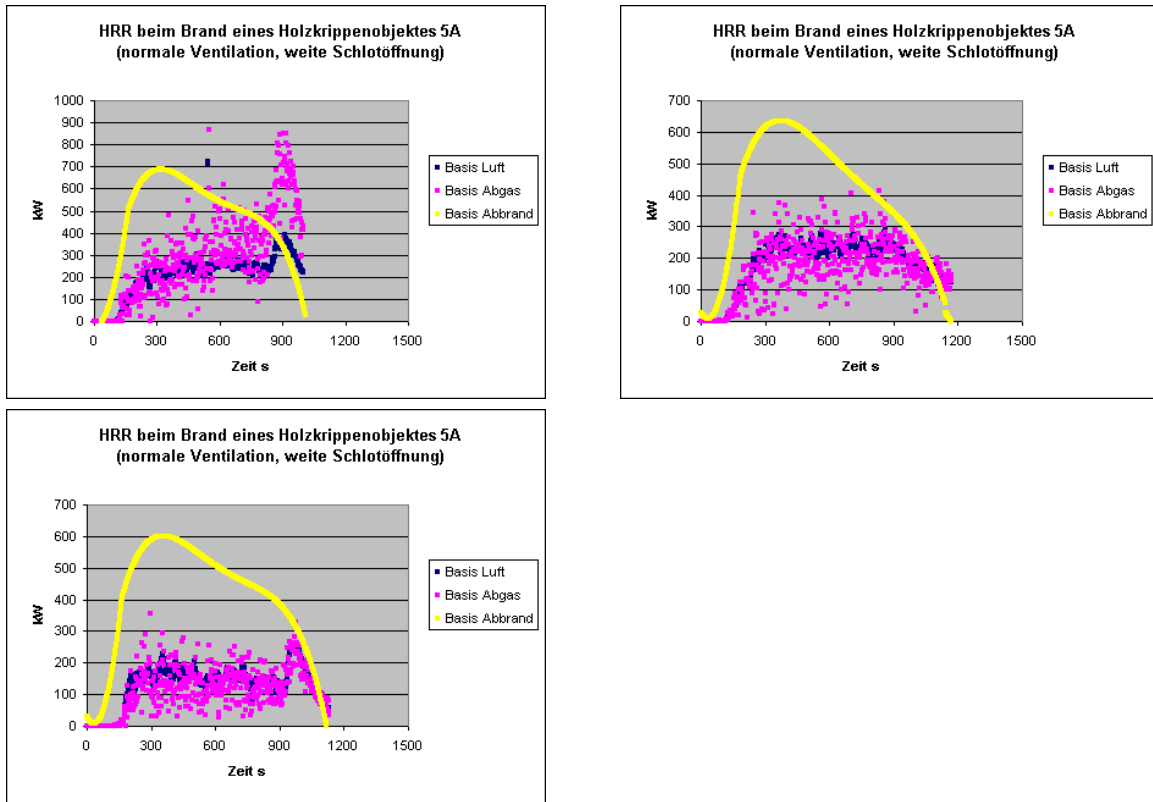


Abb. 24: HRR beim Brand von Holzrippenobjekten 5A bei normaler Ventilation und weiter Schlotöffnung

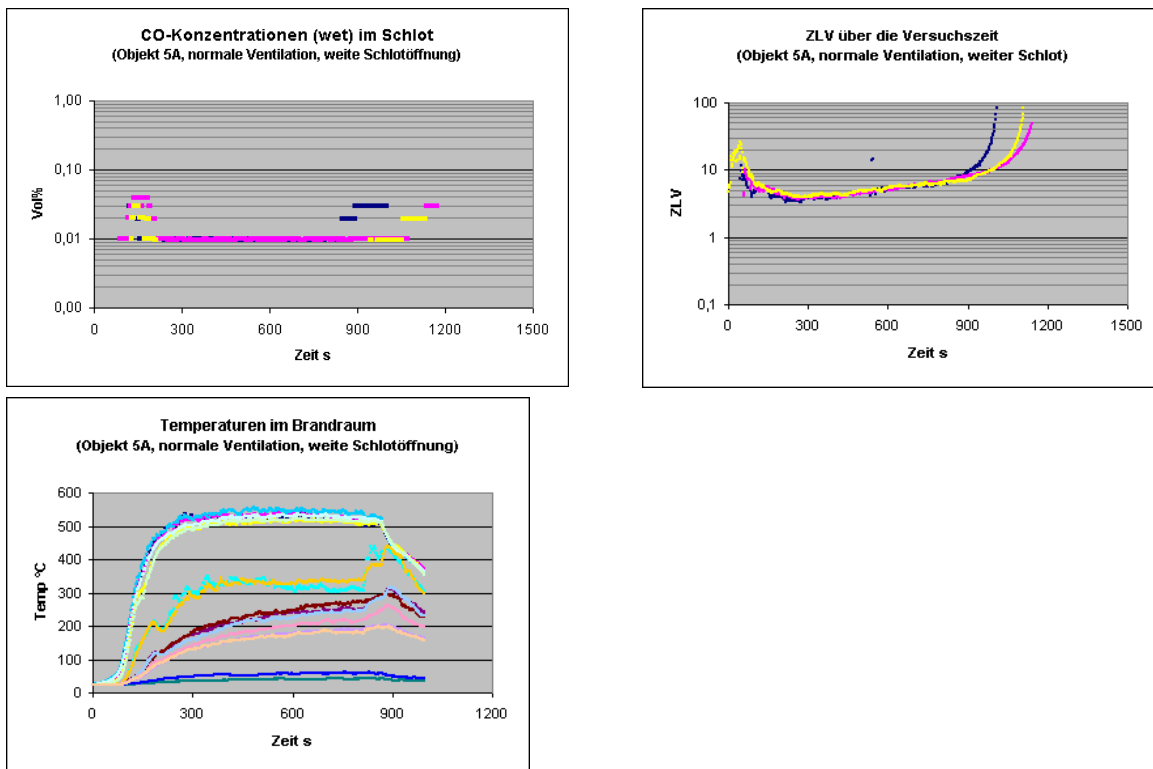


Abb. 25: zeitlicher Verlauf der CO-Konzentration, des ZLV und der Raumtemperaturen beim Brand von Holzrippenobjekten 5A bei normaler Ventilation und weiter Schlotöffnung

Die Erhöhung der Brandlast durch Auflegen von zwei zusätzlichen Lagen Holzrippen (5A+2) führte erwartungsgemäß zu einem leichten Anstieg der HRR, der am deutlichsten durch den Verlauf der auf dem Masseverlust basierenden Werte repräsentiert wird (Abbildung 26). Das im Brandraum herrschende Temperaturprofil folgt diesem Ergebnis mit Spitzenwerten von knapp 600 °C (Abbildung 27). Auch hier betragen die Werte der HRR aus der Masseverlust-rate fast das Doppelte der Ergebnisse nach der Sauerstoffverbrauchsmethode, wobei die CO-Konzentration weiterhin sehr gering bleibt bei guter Belüftung des Brandraumes (Abbildung 27).

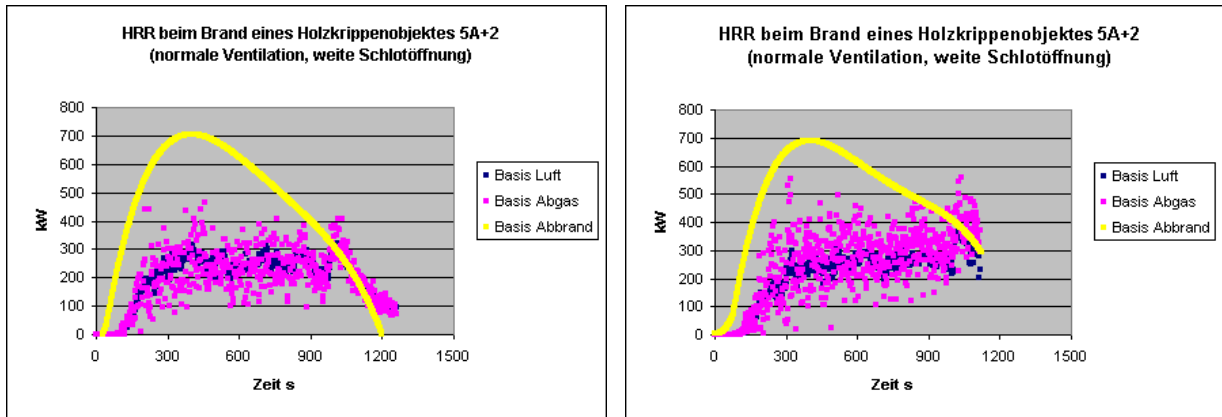


Abb. 26: HRR beim Brand von Holzrippenobjekten 5A+2 bei normaler Ventilation und weiter Schlotöffnung

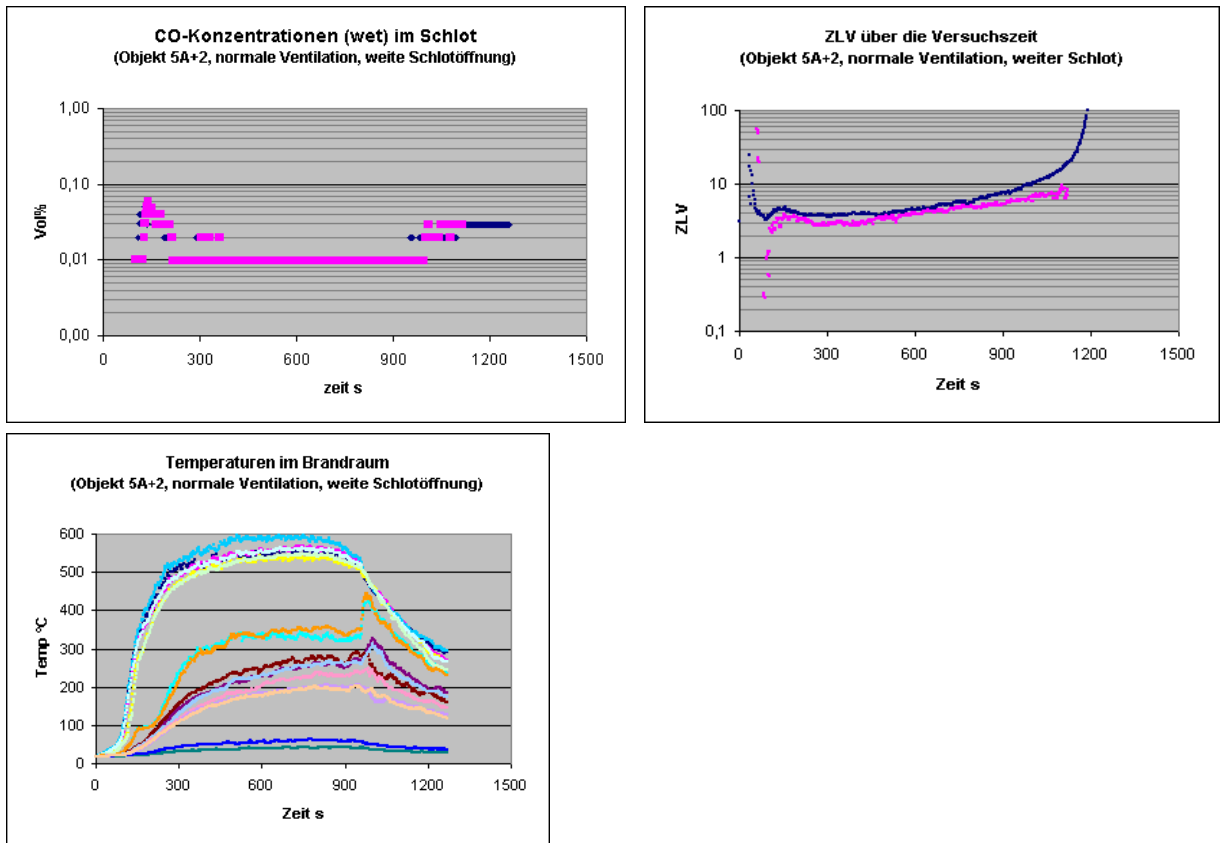
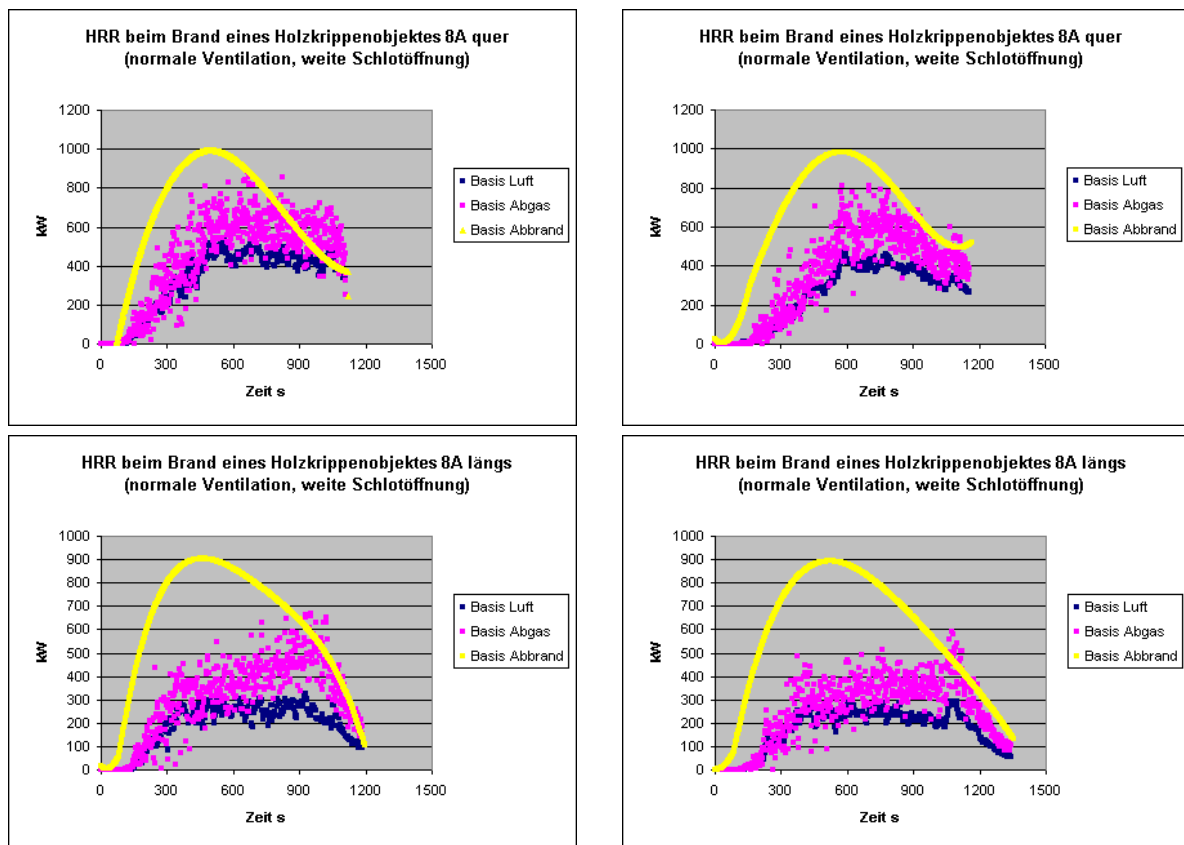


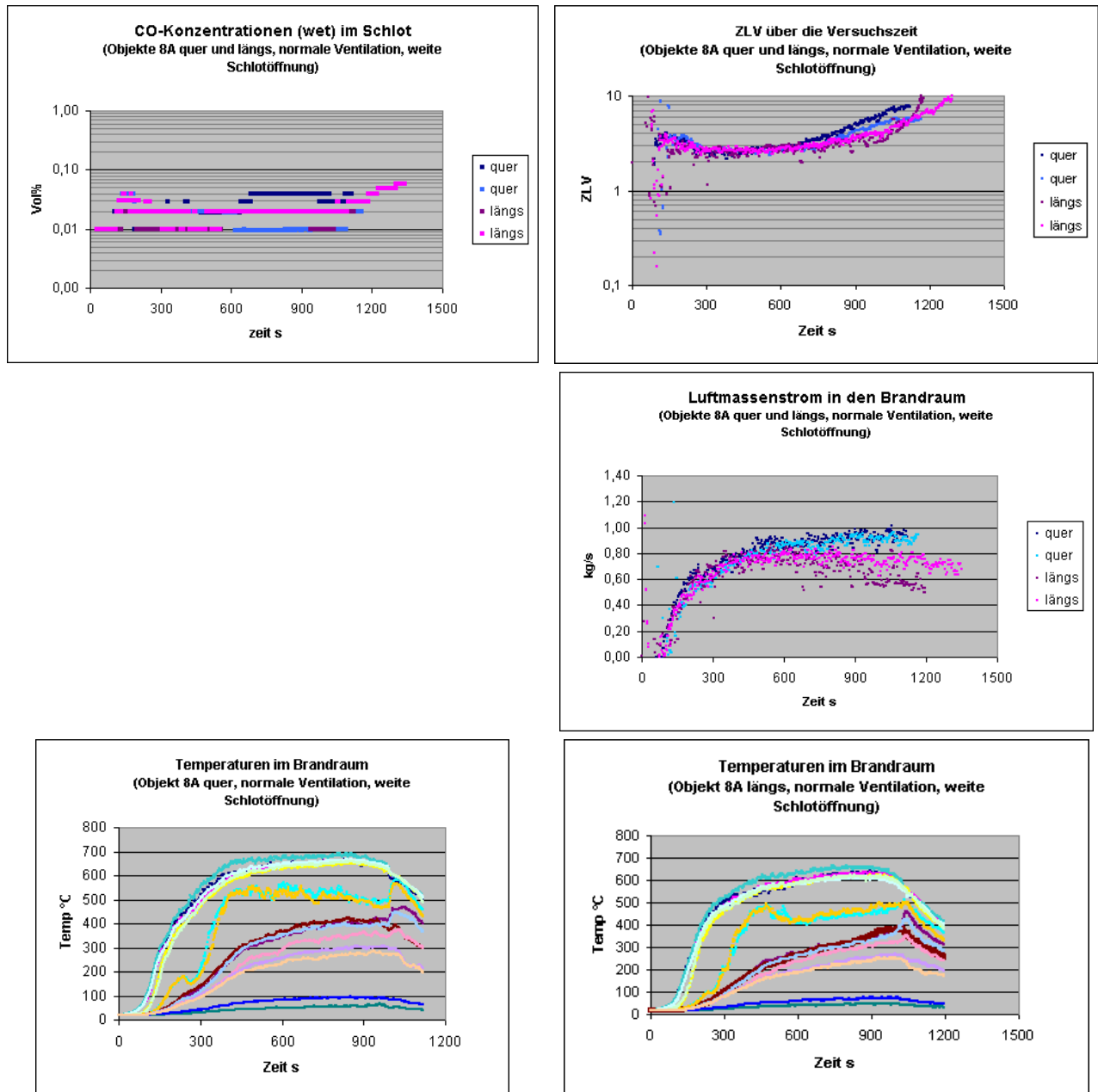
Abb. 27: zeitlicher Verlauf der CO-Konzentration, des ZLV und der Raumtemperaturen beim Brand von Holzrippenobjekten 5A+2 bei normaler Ventilation und weiter Schlotöffnung

Eine weitere Erhöhung der Brandlast durch Verwendung von Holzrippenobjekten 8A führte zu einer weiteren Erhöhung der HRR, wobei sich das ebenfalls am deutlichsten am Verlauf

der HRR aus der Masseverlustrate zeigt. Als Besonderheit konnte bei diesem Objekt der Einfluss der geometrischen Ausrichtung im Brandraum untersucht werden. Was aus der grafischen Darstellung des prozentualen Masseverlustes nicht erkennbar war, zeigte sich mit der Berechnung der HRR: Die quer zu der im Raum vorherrschenden Strömungsrichtung positionierten Stapel erzeugten nach allen drei Berechnungsmethoden eine höhere HRR als bei den längs mit der Strömung ausgerichteten Stapeln. Dem Ergebnis folgen die Temperaturprofile im Brandraum. Auch bei höherer Brandlast und höherer Abbrandrate bleibt die Belüftung des Brandraumes sehr gut und damit die CO-Bildung auf geringem Level. Bei den quer zur Strömung ausgerichteten Holzstapeln trat ein etwas höherer Luftmassenzustrom über die Branddauer auf. Dass dennoch die Werte für das ZLV bei allen Versuchen bis zum Erreichen der Vollbrandphase übereinstimmten, zeugt von einer etwas höheren Masseverlustrate bei den quer gestellten Stapeln, was auch an der geringfügig steileren Steigung der Masseverlaufskurven in Abbildung 22 zu erkennen ist. Mit einer noch nahezu gleichen Brandentwicklungsphase bei allen Versuchen in den ersten 5 min geht der Abbrand bei den längs gestellten Stapeln etwas eher in die stationäre Brandphase über mit etwas kleinerer Masseverlustrate. So zeigt sich auch der Luftmassenzustrom in der Brandentwicklungsphase etwa gleich groß, ging dann in der stationären Brandphase der längs gestellten Stapel sichtbar zurück. So dass für die höhere HRR der quer aufgebauten Stapel nicht nur eine bessere Ausnutzung des Sauerstoffangebotes als Ursache zu diskutieren wäre sondern auch eine insgesamt bessere Sauerstoffversorgung. Alle Ergebnisse sind in den Abbildungen 28 und 29 zusammengefasst.



**Abb. 28: HRR beim Brand von Holzrippenobjekten 8A quer und längs zur Strömung ausgerichtet bei normaler Ventilation und weiter Schlotöffnung**



**Abb. 29: zeitlicher Verlauf der CO-Konzentration, des ZLV und der Raumtemperaturen beim Brand von Holzrippenobjekten 8A quer und längs zur Strömung aufgebaut bei normaler Ventilation und weiter Schlotöffnung**

Die freigesetzte Wärme beim Brand von Holzrippenobjekten 5A und 5A+2 bei zusätzlicher Belüftung des Brandraumes unterscheidet sich nicht von der bei normaler Ventilation abgegebenen, sowohl wenn diese nach der Masseverlustrate berechnet wird als auch nach der Sauerstoffverbrauchsmethode. Nur in der letzten Brandphase, wenn die Stapel zusammenstürzen, treten die Maxima in der Wärmefreisetzung deutlicher hervor. Die Ergebnisse sind aus den Abbildungen 30 und 31 ersichtlich. Das Ergebnis des ersten Versuches mit Objekt 5A, bei welchem der Lüfter bereits bei Zündung in Betrieb gesetzt wurde und deshalb die Flamme des Zündmittels kräftig ausgelenkt wurde, ist auf der rechten Seite zu sehen. Hier lag dadurch eine verzögerte Brandentwicklung vor. Es ist nicht klar, ob das die Ursache ist für die im Vergleich zum anderen Versuch deutlich geringeren Werte der HRR nach der Sauerstoffverbrauchsmethode. Unter den ersten Versuchen mit den Objekten 5A bei normaler Ventilation trat bereits ein ähnlich abweichendes Ergebnis auf.

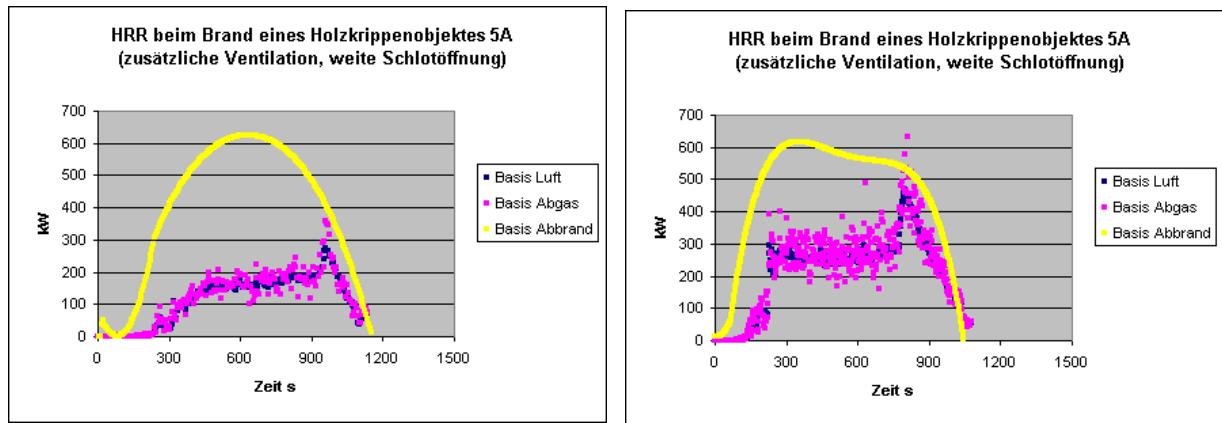


Abb. 30: HRR beim Brand von Holzrippenobjekten 5A bei zusätzlicher Ventilation und weiter Schlotöffnung

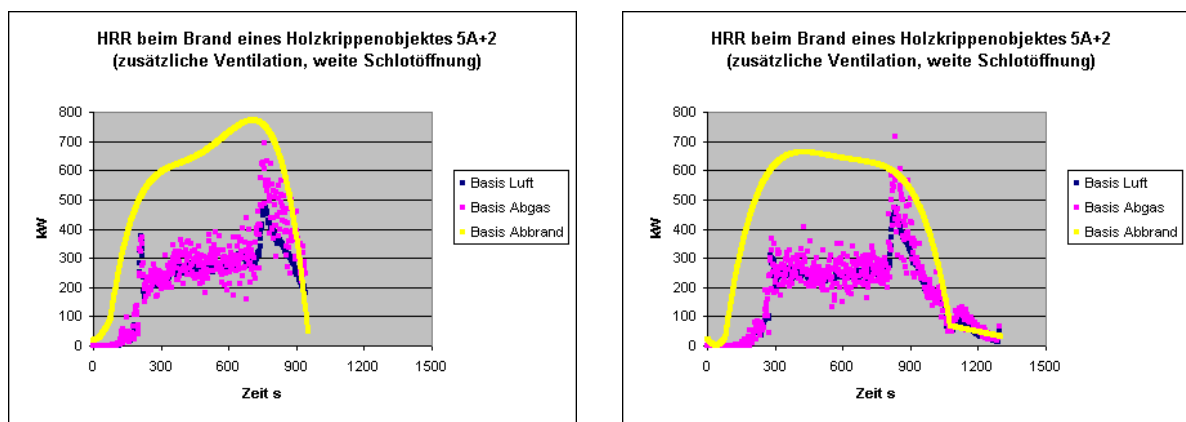


Abb. 31: HRR beim Brand von Holzrippenobjekten 5A+2 bei zusätzlicher Ventilation und weiter Schlotöffnung

Das Aufkommen an Kohlenmonoxid bei diesen Versuchen ist ebenfalls sehr gering und tritt trotz zusätzlicher (oder wegen zusätzlicher?) Belüftung auf. Im Vergleich zu den normal ventilierten Bränden von 5A-Objekten mit maximal 0,03 Vol% CO zum Ende der Branddauer traten bei den zusätzlich belüfteten, noch als der Lüfter aktiv war, maximale Konzentrationen bis 0,05 Vol% auf. Der Unterschied ist zwar nicht groß, steht aber dem nach allgemeinem Verständnis erwarteten Ergebnis entgegen. [Forell 2006] führte an, dass bei jedem Brand, auch wenn eine gute Ventilation gegeben ist, ein bestimmter Anteil (Basic Level) an Kohlenmonoxid gebildet wird. [Pitts 2001] untersuchte die Temperaturabhängigkeit der CO-Bildung bei Bränden und bezeichnete Heißgasschichten mit Temperaturen unter 700 K (427 °C) als nicht mehr reaktiv. Die darin bestehenden CO-Konzentrationen bezeichnete er deshalb als „frozen“ (eingefroren). Betrachtet man die bei diesen Versuchen im Brandraum erzeugten Temperaturen, liegen diese tatsächlich im angegebenen Grenzbereich. Für den Abbrand bedeutet das eine zwar sehr geringe, aber dennoch messbare unvollständige Verbrennung, die bei der Berechnung der HRR nach der Abbrandrate nicht erfasst wird. Die Ergebnisse der Raumtemperaturen, CO-Konzentrationen und des ZLV für die Versuche mit den Objekten 5A und 5A+2 sind in den Abbildungen 32 und 33 dargestellt.

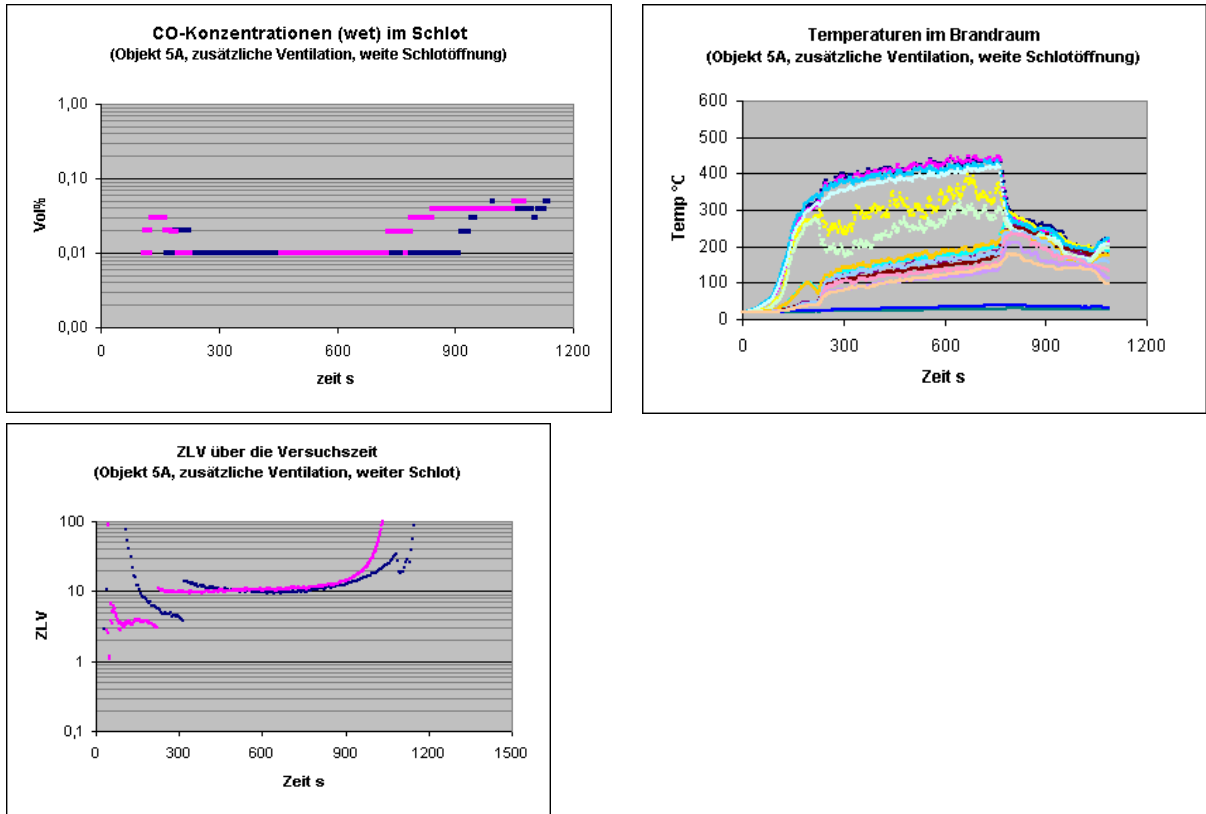


Abb. 32: zeitlicher Verlauf der CO-Konzentration, des ZLV und der Raumtemperaturen beim Brand von Holzkrippenobjekten 5A bei zusätzlicher Ventilation und weiter Schlotöffnung

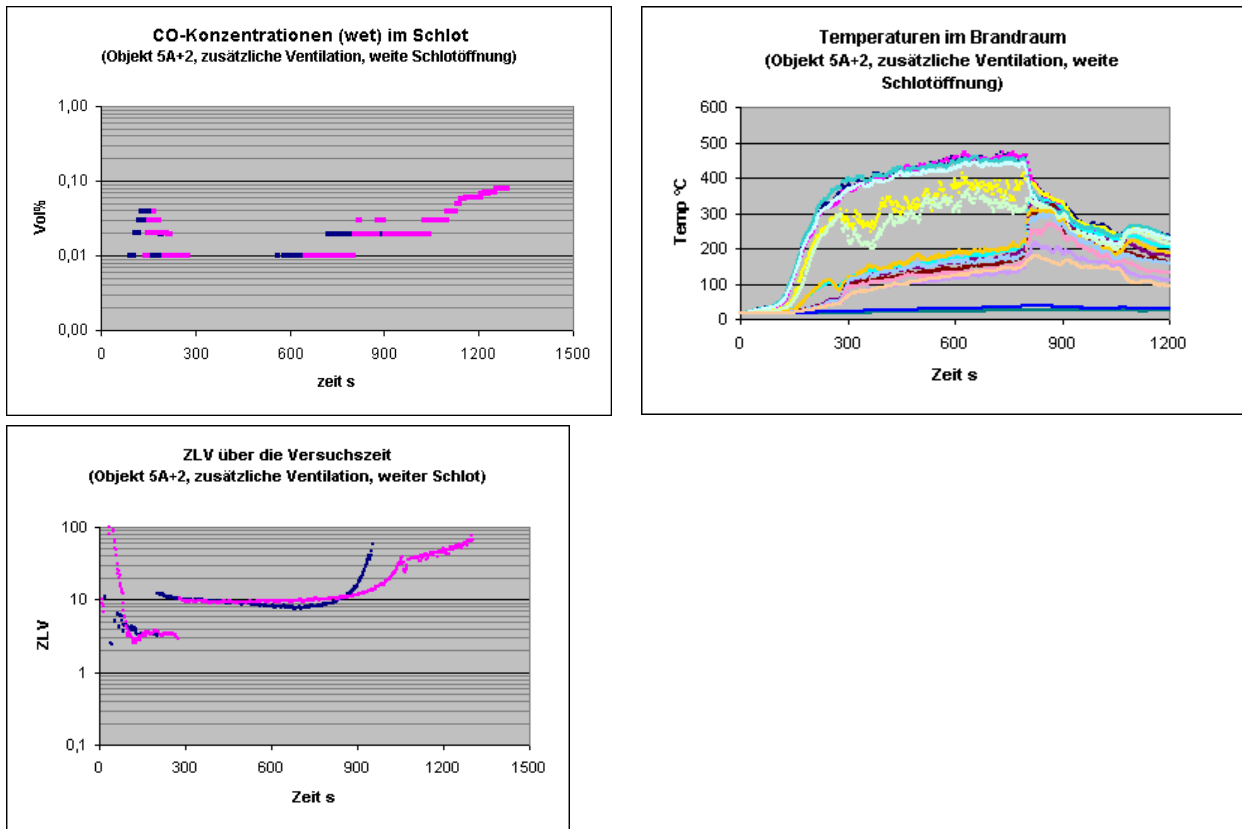


Abb. 33: zeitlicher Verlauf der CO-Konzentration, des ZLV und der Raumtemperaturen beim Brand von Holzkrippenobjekten 5A+2 bei zusätzlicher Ventilation und weiter Schlotöffnung



Nach der Reduzierung der Schlotöffnungsfläche wurden nochmals Versuche mit den Holzbrandobjekten 5A und 8A bei normaler Ventilation durchgeführt. In der Darstellung der berechneten Ergebnisse für die HRR ist auffällig, dass die beiden oberen Versuchsergebnisse eine deutlich geringere HRR auf Basis des Zuluftstromes ausweisen, als das für den darunter gezeigten Versuch der Fall ist. Für die oberen Ergebnisse liegen Messungen mit den Stausternen im Zuluftschacht zugrunde. Diese konnten der Temperaturstrahlung aus dem Brandraum nicht standhalten, so dass es zu Fehlmessungen kam. Dadurch wird auch die Berechnung des ZLV dieser Brände wertmindernd beeinflusst (Abbildung 35). Für die weiteren Versuche konnte ein Hochtemperatur-Staugitter verwendet werden. Die Messwerte ergaben dann die unten dargestellten Ergebnisse (Abbildung 34).

Aus dem Vergleich mit den Versuchen, die bei weiter Schlotöffnung durchgeführt wurden, ist ersichtlich, dass mit Reduzierung der Austrittsfläche des Schlotes die Massenverlustrate geringer wurde. Die Ergebnisse, welche auf der Messung des Abgasstromes basieren, sind dagegen leicht gestiegen. Das sollte in der nunmehr nur nach außen gerichteten Strömung am Schlot begründet sein, verbunden mit dem dadurch bedingten Wegfall der Verdünnung der Abgase. Im gleichen Zuge erfolgte eine leichte Forcierung des Zuluftmassenstromes, wie die Abbildungen 19 und 20 zeigen. Mit der geringeren Masseverlustrate ergibt sich daraus ein etwas höheres ZLV für diese Brände. Insgesamt wirken sich die beiden letztgenannten Fakten auch auf die Raumtemperatur aus, die im Vergleich zu den Bränden mit weiter Schlotöffnung um ungefähr 100 °C niedriger ausfallen (Abbildung 35).

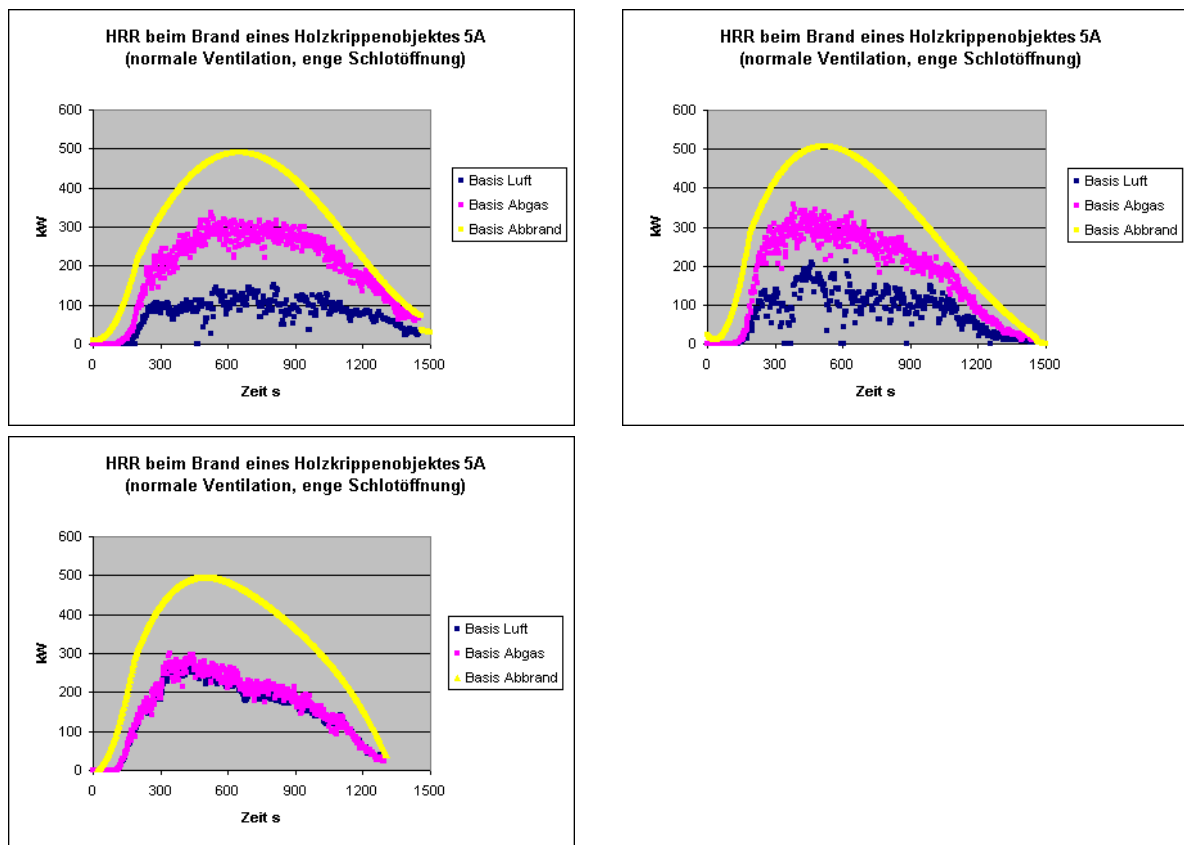
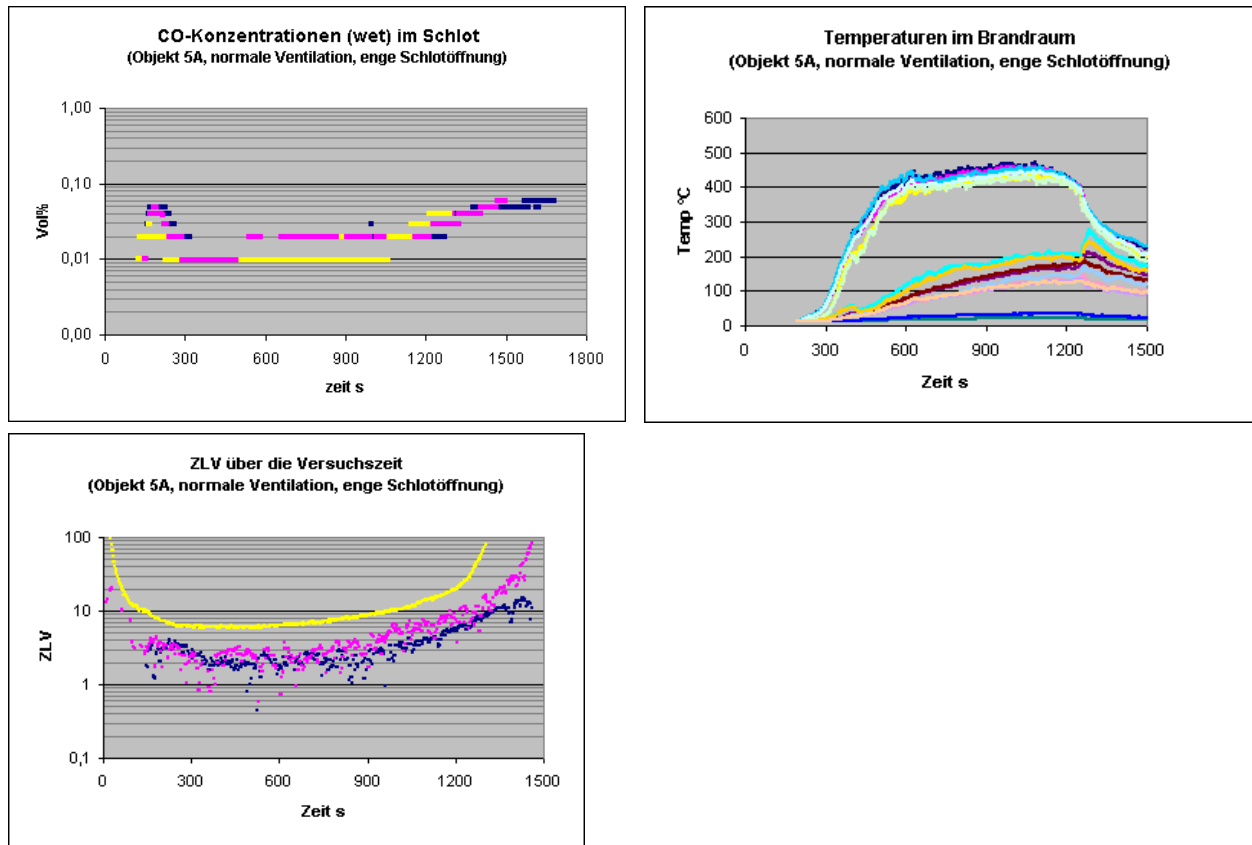


Abb. 34: HRR beim Brand von Holzrippenobjekten 5A bei normaler Ventilation und enger Schlotöffnung



**Abb. 35: zeitlicher Verlauf der CO-Konzentration, des ZLV und der Raumtemperaturen beim Brand von Holzkrippenobjekten 5A bei normaler Ventilation und enger Schlotöffnung**

In gleicher Weise stellen sich auch die Ergebnisse der Brände mit den 8A-Objekten, in Längs-Orientierung aufgebaut, dar. Die aus der Masseverlustrate berechnete HRR war bei zwei Bränden etwas geringer als bei den Bränden mit weiter Schlotöffnung, bei einem um 100 kW höher. Bei dem letztgenannten Versuch ist der Kurvenverlauf nicht so ebenmäßig, wie bei den anderen Versuchen, so dass die Regressionsfunktion gering abweicht. Die daraus berechnete HRR kann deshalb etwas zu groß ausfallen und somit ursächlich durch einen Berechnungsfehler begründet sein (Abbildung 36). Dafür sprechen auch die nahezu gleichen Brandraumtemperaturen (Abbildung 37). Der Einfluss der Verkleinerung der Schlotausgangsöffnung ist auch bei diesen Bränden sichtbar an den nicht so stark streuenden und etwas erhöhten Werten für die aus der Abgasmessung berechnete HRR. Fehlerhafte Messungen durch defekte Stausterne traten bei dem ersten Versuch auf und stellen sich in einer zu kleinen HRR auf Basis der Zuluftmessung dar (Abbildung 36 oben). Die Bildung von CO ist im Vergleich zu den Bränden bei weiter Schlotöffnung gering erhöht zum Ende der Branddauer. Die Brandraumtemperaturen erreichen bei den Versuchen mit enger Schlotöffnung Höchstwerte, die um etwa 20 °C tiefer sind, als bei den Versuchen mit weiter Schlotöffnung und spiegeln somit die Ergebnisse der HRR wider. Zur grafischen Darstellung der Temperaturen eines Versuches mit knapp 900 kW (Abbildung 37 rechts unten) wurde zum Vergleich die des Brandes mit der berechneten HRR von 1000 kW (Abbildung 37 links unten) hinzugefügt.

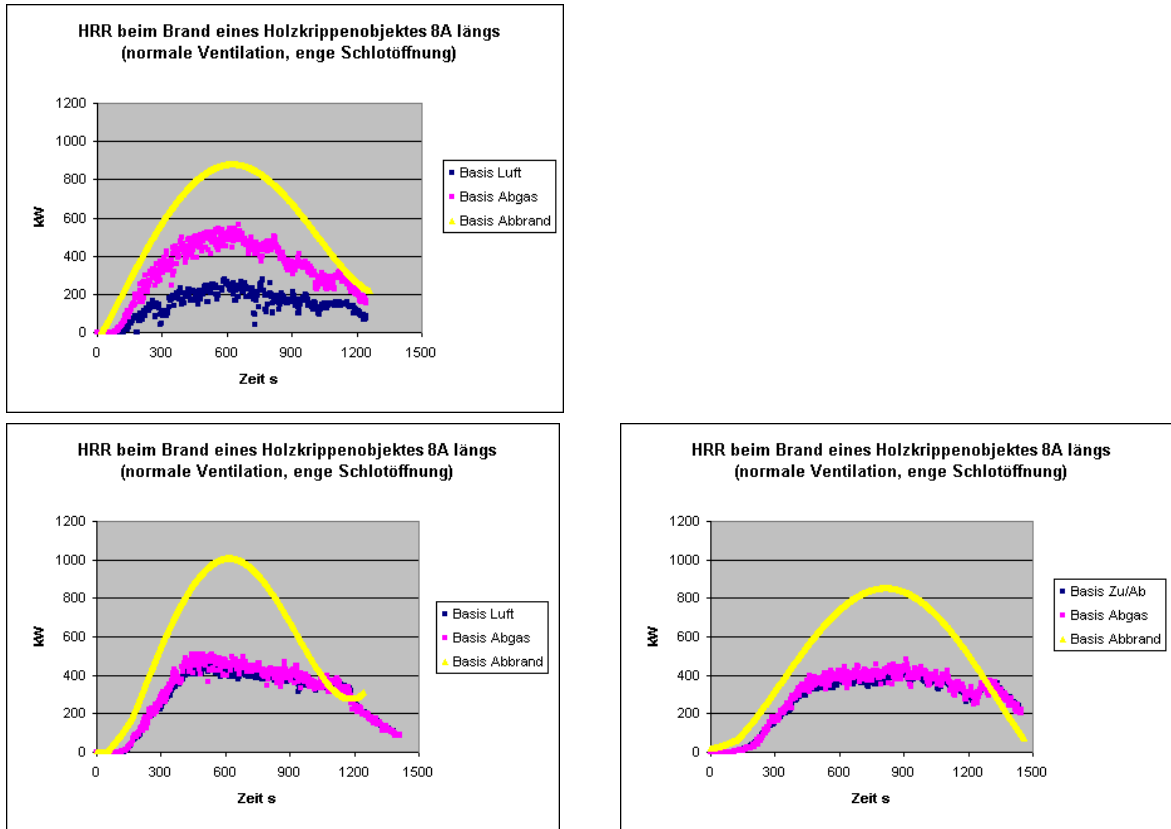


Abb. 36: HRR beim Brand von Holzkrippenobjekten 8A bei normaler Ventilation und enger Schlotöffnung

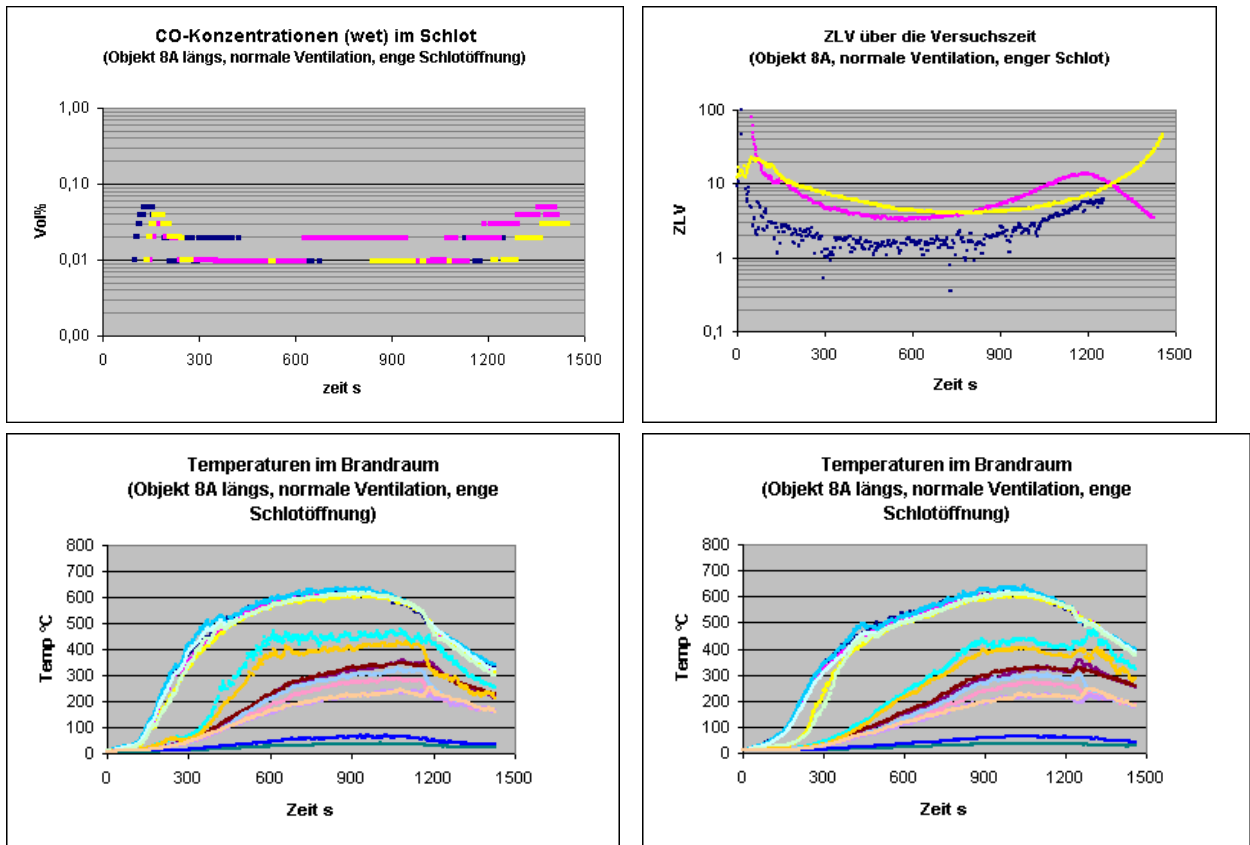


Abb. 37: zeitlicher Verlauf der CO-Konzentration, des ZLV und der Raumtemperaturen beim Brand von Holzkrippenobjekten 8A bei normaler Ventilation und enger Schlotöffnung

## 4.4 Diskussion der Ergebnisse

### 4.4.1 Der Versuchsstand

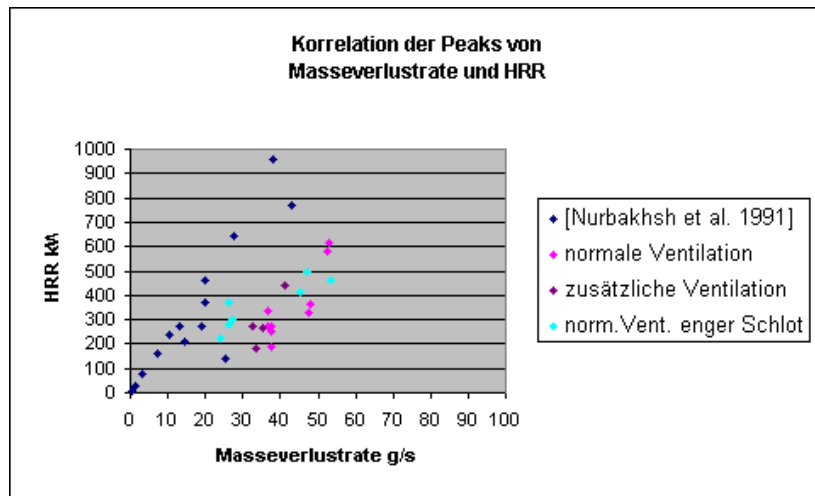
Es wurde ein Versuchsstand aufgebaut, der von der Geometrie her dem Standard-Brandraum des Room-Corner-Tests nahe kommt. Die Türöffnung wurde geteilt. Bei Bränden in Räumen mit nur einer Türöffnung stellen sich über deren Querschnitt die Massenströme von Luft und Abgas ein. Zwischen beiden entgegengesetzt gerichteten Gasströmen liegt die so genannte neutrale Zone. Ergebnisse aus Untersuchungen von Bränden in Räumen zeigten, dass die Lage dieser neutralen Zone sich häufig auf einem Drittel bis ein Viertel der Türhöhe einstellt. Deshalb wurde die Türöffnung des neuen Brandraumes geteilt in ein Viertel der Fläche für den Zuluftschacht und drei Viertel als Öffnung zum Abzug der Rauchgase aus dem Brandraum. Diese Öffnung begann genau in der Höhe über Bodenniveau, wo der Zuluftschacht abschloss und befindet sich in der gegenüberliegenden Wand. Die Idee war, einen ungehinderten Rauchgasabzug zu gewährleisten. Deshalb wurde die Schlotöffnungsfläche größtmäßig der Türöffnungsfläche angepasst. Wie die Versuchsergebnisse zeigten, fanden Verwirbelungen mit Frischluftzufuhr im Abgasschlot statt, so dass die Austrittsfläche nachträglich verkleinert werden musste. Damit konnte das Problem stark streuender Werte des Abgasmassenstromes behoben werden sowie die Verfälschung der Gasanalysewerte, die ebenfalls Basis bei der Berechnung der HRR nach der Sauerstoffkalorimetrie sind, unterbunden werden. Die sternförmigen Differenzdruckmessgeräte, die der Strahlungstemperatur nicht standhielten, wurden durch ein Hochtemperatur-Wilson-Staugitter ersetzt, welches einen integralen Messwert liefert. Die Messwerte sind mit nur geringen Schwankungen behaftet und stellen eine gute Grundlage für die Berechnung des Luftstromes dar. Mit der Einführung und Bestimmung von Korrekturfaktoren für die Übertragung der punktuellen Differenzdruck-Messwerte im Abgas auf die zugeordneten Flächenareale, stellte sich eine gute Übereinstimmung der Berechnungsergebnisse der HRR aus Luft- und Abgasmassenstrom ein. Somit konnten mit Abschluss der baulichen Veränderungen am Versuchsraum Bedingungen geschaffen werden, die mit der eingebauten Instrumentierung die benötigten Messwerte in der erforderlichen Qualität lieferte.

### 4.4.2 Korrelation zwischen HRR und Masseverlustrate

Die aus der Masseverlustrate und dem Heizwert berechnete HRR ergab in diesen Untersuchungen deutlich höhere Werte als die nach der Methode der Sauerstoffverbrauchskalorimetrie berechnete. Wie bereits gezeigt wurde, kann wegen der geringen Bildung von Kohlenmonoxid nicht mit dem Ablaufen einer unvollständigen Verbrennung argumentiert werden, zumindest nicht als Ursache für die festgestellten Unterschiede. Bezüglich des Kurvenverlaufs und des Auftretens von Maxima für die Vollbrandphase und des Zusammenstürzens der Stapel ist, wie bei [Lawson et al. 1984], eine Korrelation feststellbar, wobei letzteres kaum oder gar nicht im Verlauf der Masseverlustrate präsent ist, dafür aber um so deutlicher in den Kurven der HRR aus der Sauerstoffkalorimetrie.

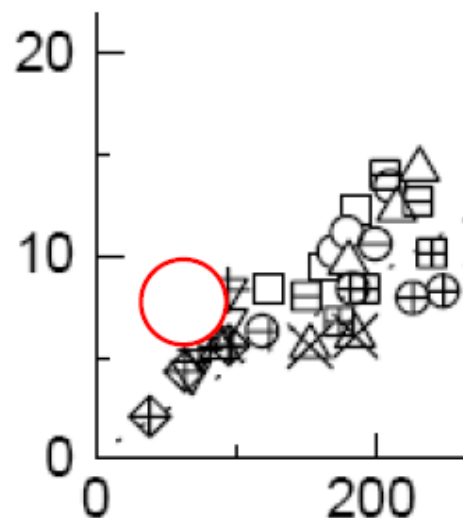
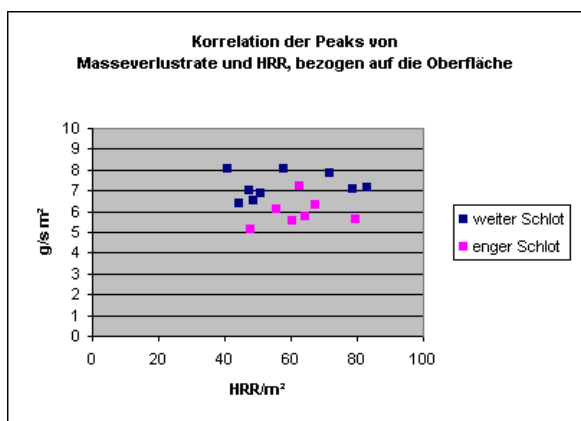
Es wurde ein Vergleich mit den Ergebnissen von [Lawson et al. 1984] vorgenommen. Die von den Autoren tabellarisch aufgeführten Werte für die Maxima in der HRR und der Masseverlustrate wurden zusammen mit den in dieser Arbeit erzielten Ergebnissen grafisch ausgewertet und in Abbildung 38 dargestellt. Bei den Versuchsergebnissen, die nach der Reduzierung der Schlotöffnungsfläche erhalten wurden, sind die bereits getroffenen Aussagen bezüglich der Masseverlustraten und der aus dem Abgasmassenstrom berechneten HRR nochmals gut erkennbar. Aus den Ergebnissen kann eine Korrelation zwischen Masseverlustrate und der nach der Sauerstoffkalorimetrie berechneten HRR

abgeleitet werden. Zu den Ergebnissen von [Lawson et al.1984], die in einem offenen System (NBS Furniture Calorimeter) gewonnen wurden, zeigen sich wegen der anderen Randbedingungen und des anderen Materials Abweichungen.



**Abb. 38: Korrelation der Peaks der HRR aus der Sauerstoffkalorimetrie mit den zugehörigen Peaks der Masseverlustraten, Vergleich der Ergebnisse von [Nurbakhsh et al. 1991] mit denen der vorliegenden Arbeit**

Der Vergleich zu den Ergebnissen von [Mouritz et al. 2006], die Untersuchungen von faserverstärkten Polymeren in einem Labor-Cone-Calorimeter durchführten, ist in Abbildung 39 zu sehen. [Mouritz et al. 2006] bezogen die Masseverlustrate und die HRR auf die Fläche der Proben und stellten eine Korrelation fest. Wird das mit den in dieser Arbeit erhaltenen Ergebnissen für die Masseverlustrate und die aus der Abgasmessung gewonnene HRR vollzogen, liegen die Werte bei Bezug auf die Oberfläche der Holzkippen im Bereich der von [Mouritz et al. 2006] gezeigten Ergebnisse für die Proben aus glasfaserverstärkten Phenol-Formaldehyd-Harzen und Aramid-Fasern.



**Abb. 39: Vergleich der auf die Oberfläche der Holzkippen bezogenen Massenverlustrate (Peaks) und HRR (Peaks) mit den Ergebnissen von [Mouritz et al. 2006] (Ausschnitt aus Abb. 5, der rote Kreis kennzeichnet das Areal, in dem die Werte der Holzkippen-Brände liegen würden)**

### 4.4.3 Korrelation zwischen HRR und ZLV

Der Einfluss der zusätzlichen Belüftung ist ohne große Wirkungen geblieben. Die Belüftungsverhältnisse ausgedrückt als Zuluftverhältnis waren bei jedem Versuch  $>1$ . Somit waren die Brände überventiliert und brandstoffgesteuert. Der kleine Einfluss der zusätzlichen Belüftung war als Abkühlung zu bewerten, mit einer leichten Minderung der Masseverlustrate und einer angedeuteten Erhöhung der CO-Konzentration.

## 5 SCHLUSSFOLGERUNGEN

Es konnte ein Versuchsstand aufgebaut werden, der den Anforderungen von international üblichen und anerkannten Standardräumen entspricht. Die Ausstattung mit Messtechnik ermöglicht die Aufnahme und Aufzeichnung der erforderlichen Messwerte für die Bestimmung der Massenverlustrate und die Berechnung der Massenströme. Eine Gasanalytik komplettiert die Messtechnik, so dass die Berechnung der HRR nach der Sauerstoffverbrauchsmethode erfolgen kann. Bezüglich der Ventilation des Brandraumes sind mehr Möglichkeiten, als in dieser Arbeit untersucht wurden, gegeben.

Die aus der Masseverlustrate und dem Heizwert des untersuchten Materials berechnete HRR korreliert mit der aus dem Sauerstoffverbrauch berechneten hinsichtlich Verlauf und Maxima. Es treten große Unterschiede in den Beträgen auf. Die HRR, die nach der Sauerstoffmethode berechnet wurde, war nur etwa halb so groß, wie die aus der Masseverlustrate. Die Ursache für diese Unterschiede dürfte auch in der Messstellenverteilung der bidirektionalen Sonden im Heißgasstrom, der Auswertung der Ergebnisse durch Interpolieren der Messbereiche und der Bestimmung der entsprechenden Korrekturfaktoren für die Rohrströmung liegen. Für exaktere Messungen nach der Methode der Sauerstoffkalorimetrie ist vor allem die genaue Messung des Heißgasstroms und die Schaffung exakter Korrekturfaktoren für die Strömung im Abgassystem wichtig. Das gilt vor allem für die unbelüfteten Verbrennungen, bei denen relativ niedrige Strömungswerte auch im Heißgasbereich vorherrschend sind. Es sollte versucht werden, die Heißgasströmung mittels zweier unabhängig voneinander arbeitender Sensorsysteme zu bestimmen. Für eine Abschätzung der Lage bei einem Brandgeschehen würde die Anwendung der konventionellen Methode nach den in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnissen immer konservativ sein.

## 6 ZUSAMMENFASSUNG

Auf der Grundlage der ISO 9705 (Room Corner Test) wurde eine Methode erprobt, in normal und zusätzlich belüfteten Räumen die HRR aus dem Masseverlust und über die Sauerstoffkalorimetrie zu bestimmen. Es wurden unter den Versuchsbedingungen nur brandstoffgesteuerte Verbrennungen ausgeführt, deren Zuluftverhältnis  $>1$  war. Die Ergebnisse zeigten bei allen Versuchen deutlich geringere Werte für die HRR aus der Berechnung der HRR mittels Sauerstoffkalorimetrie. Die Werte bei den zwangsbelüfteten Versuchen waren dabei etwas höher. Die Ursache für die geringeren HRR Werte nach der Sauerstoffverbrauchsmethode liegt nicht allein in der unvollständigen Verbrennung. Sie muss auch in den Methode der Messung der Heißgasströmung, insbesondere bei geringen Strömungsgeschwindigkeiten und der Interpolation der Punktmessungen auf die Gesamtfläche gesehen werden. Die exakte Bestimmung der Heißgasströmung und die Bestimmung der von den Strömungsgeschwindigkeiten abhängigen Korrekturfaktoren können die vorhandenen Fehler eingrenzen.

Aus praktischer Sicht ist allerdings zu konstatieren, dass die HRR für ein Brandobjekt eine gute Basis zur Abschätzung des erforderlichen Löschwassers ermöglicht und damit insbesondere in der Einsatzvorbereitung für Schwerpunktobjekte die Sicherheit der Abschätzung des Wasserbedarfs bei Bränden verbessert.

## 7 LITERATUR

[Airflow 2008]

Airflow : Produktblatt für Wilson-Staugitter, <http://www.airflow.de>

[Biteau et al. 2008]

Biteau, H. ; Steinhaus, T. ; Schemel, C.; Simeoni, A.; Marlair, G.; Bal, N.; Torero, J. L.: Calculation Methods for the Heat Release Rate of Materials of Unknown Composition, International Association for Fire Safety Science, 2008, <http://hdl.handle.net/1842/2650>

[Ewens 1994]

Ewens, D.: The Transport and Remote Oxidation of Compartment fire Exhaust Gases, Master of Science Thesis, Virginia Polytechnic Institute, 1994

[Forell 2007]

Forell, B.: A Methodology to assess Species Yields of Compartment Fires by means of an extended Global Equivalence Ratio Concept, Dissertation Fachbereich Bauingenieurwesen der technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, 2007

[Gottuk 1992]

Gottuk, D. T.: The Generation of Carbon Monoxide in Compartment Fires, Doctoral Dissertation, Virginia Polytechnic Institute and State University, 1992

[Gottuk, Lattimer 2002]

Gottuk, G.; Lattimer, B.: Effect of Combustion Conditions on Species Production, Society of Fire Protection Engineering Handbook, 3<sup>rd</sup> edition, Section 2, Chapter 5, (2002)

[Huggett 1980]

Huggett, C.: Estimation of rate of heat release by oxygen consumption for various applications, Fire and Materials, Vol. 4, pp. 61-65

[Ingason et al. 1994]

Ingason, H.; Gustavsson, S.; Dahlberg, M.: Heat Release Measurements in Tunnel Fires. BRANDFORSK-project-723-924, SP Swedish National Testing and Research Institute, Fire Technology, SP-Report 1994:08, Boras, 1994

[Janssens1991]

Janssens, Marc L.: Measuring Rate of Heat Release by Oxygen Consumption, Fire Technology, August 1991

[Kraus 2008]

Kraus, A.: Untersuchungen zum Abbrandverhalten von Holzstapeln, Bachelorarbeit, Institut der Feuerwehr Sachsen-Anhalt, Heyrothsberge 2008

[LAMTEC 2008]

LAMTEC Meß- und Regeltechnik für Feuerungen GmbH & Co KG: Technische Daten Staugitter, Druckschrift-Nr.: DLT 8000.06 bD 0016, 2008

[Lattimer 1996]

Lattimer, B., "The Transport of High Concentrations of Carbon Monoxide to Locations Remote from the Burning Compartment," Ph.D. Dissertation, Virginia Polytechnic Institute and State University, Department of Mechanical Engineering, Blacksburg, VA (1996), zitiert in [Wieczorek 2003]



[Lawson et al 1984]

Lawson, J. R. ; Walton, W. D.; Twilley, W. H.: Fire Performance of Furnishings as measured in the NBS Furniture Calorimeter, Part 1, NBSIR 83-2787, U. S. department of Commerce, National Bureau of Standards, National Engineering Laboratory, Center of Fire Research, Washington, DC

[Madrzykowski 1996]

Madrzykowski, D.: Office Work Station Heat Release Rate Study: Full Scale vs. Bench Scale, Interflam '96. 7<sup>th</sup> International Interflam Conference, March 26-28, 1996, Cambridge, England, Proceedings, 47-55 pp.

[McCaffrey, Heskestad 1976]

McCaffrey, B. J.; Heskestad, G.: A Bidirectional Low-Velocity Probe for Flame and Fire Application, Combustion and Flame, 26(1976), S.125-127

[McKay 2002]

McKay, C.: Carbon Monoxide Generation in a Compartment with a Doorway during a Fire, Virginia Polytechnic Institute and State University, Masterarbeit, Blacksburg, Virginia, 2002

[Mouritz et al. 2006]

Mouritz, A. P. ; Mathys, Z. ; Gibson, A. G. : Heat Release of polymer composites in fire, Composites : Part A 37 (2006) 1040-1054

[Nurbakhsh et al. 1991]

Nurbakhsh, S. ; Mikami, J. F. ; Damant, G. H.: Full Scale Fire Test of Upholstered Furniture with Rate of Heat Release Measurements, Journal of Fire Sciences 1991, Vol. 9, pp. 369-389

[Parker 1982]

Parker, W. J.: Calculations of the Heat Release Rate by Oxygen Consumption for Various Applications. U.S. DEPARTMENT OF COMMERCE National Bureau of Standards, Report No.: NBSIR 81-2427-1

[Pitts 2001]

Pitts, W. M.: Toxic Yield, in Cox (Ed.) Technical Basis for Performance Based Fire Regulations, Proceedings, New York 2001, pp. 76-87

[Starke 05]

Starke, H.: Methoden zur Berechnung der Wärmefreisetzungsrate. Jahresbericht 2003/2004/2005 Institut der Feuerwehr Sachsen-Anhalt, Heyrothsberge 2006

[Taylor 1997]

Taylor, J. R. : An Introduction to Error Analysis, University Sciences Books, 2<sup>nd</sup> Edition, 1997, zitiert in: [Biteau et al. 2008]

[Thornton 1917]

Thornton W. M.: The relation of oxygen to the head of combustion of organic Compounds. The London, Edinburgh, and Dublin philosophical magazine and journal of science 33, London(1917)

[Wieczorek 2003]

Wieczorek, C.: Carbon Monoxide Generation and Transport from Compartment Fires, Doctoral Dissertation, Virginia Polytechnic Institute and State University, Mining and Minerals Engineering, 2003