

BRANDSCHUTZ- FORSCHUNG

DER BUNDESLÄNDER

BERICHTE

Entwicklung von Grundlagen für
ingenieurtechnische Methoden zur Berechnung
der erforderlichen Löschintensitäten für das
Löschen von Bränden mit Wasser.
Teil II - Aufbau und Test einer Löschapparatur

167

Ständige Konferenz der Innenminister und -senatoren der Länder,
Arbeitskreis V, Ausschuss für Feuerwehrangelegenheiten,
Katastrophenschutz und zivile Verteidigung

Ständige Konferenz der Innenminister und –senatoren der Länder
Arbeitskreis V
Ausschuss für Feuerwehrangelegenheiten, Katastrophenschutz und zivile Verteidigung

Forschungsbericht Nr. 167

Entwicklung von Grundlagen für ingenieurtechnische
Methoden zur Berechnung der erforderlichen
Löschintensitäten für das Löschen von Bränden mit Wasser.
Teil II - Aufbau und Test einer Löschapparatur

von

Dipl.-Ing. Monika Kutz,
Dipl.-Ing. Klaus-Jürgen Kohl (Projektleiter)

Institut der Feuerwehr Sachsen-Anhalt

Heyrothsberge

Dezember 2012

BERICHTS-KENNBLATT

Nummer des Berichtes: 167		Titel des Berichtes Entwicklung von Grundlagen für ingenieur-technische Methoden zur Berechnung der erforderlichen Löschintensitäten für das Löschen von Bränden mit Wasser. Teil II – Aufbau und Test einer Löschapparatur		ISSN: 0170-0060	
Autoren: Dipl.-Ing. Monika Kutz, Dipl.-Ing. Klaus-Jürgen Kohl,		durchführende Institution: Institut der Feuerwehr Sachsen-Anhalt Biederitzer Straße 5 D-39175 Heyrothsberge Direktor: Dr. rer. nat. Horst Starke			
Nummer des Auftrages: 69(4/2010) IdF		auftraggebende Institution: Ständige Konferenz der Innenminister und –senatoren der Länder, Arbeitskreis V – Ausschuss für Feuerwehrangelegenheiten, Katastrophenschutz und zivile Verteidigung			
Datum des Berichtes: Dezember 2012					
Seitenzahl: 42	Bilder: 48*)	Tabellen: 3	Literaturverweise: 30		
<p>Kurzfassung:</p> <p>Ziel diese Vorhabens war es, einen Löschtest aufzubauen, der es ermöglicht, die kritische Löschintensität für verschiedene Brände in Räumen für die Feuerwehr über die Heat Release Rate zu bestimmen.</p> <p>Dazu wurde eine Versuchsapparatur entworfen, hergestellt und instrumentiert. Zur Testung der Apparatur wurden Holzkrippenversuche durchgeführt. Neben der zur Bestimmung der Heat Release Rate notwendigen Erfassung der Gaskonzentrationen wurden Temperatur- und Geschwindigkeitsmessungen in den Brandgasen sowie Messungen der Abbrandrate vorgenommen.</p> <p>Die Heat Release Rate konnte nach der herkömmlichen Methode aus dem Massenabbrand sowie der Methode von Dlugogorski ermittelt werden. Der Vergleich zeigte Abweichungen in der Größe der Heat Release Rate bei gleichem Verlauf. Die Ursachen müssen in weiteren Untersuchungen geklärt werden.</p> <p>Aus den Messergebnissen ist erkennbar, dass Methodik und Apparatur zur Ermittlung der Heat Release Rate beim Löschen geeignet sind.</p> <p>Ebenso können mit der Apparatur kritische Löschintensitäten ermittelt werden.</p> <p>In weiteren Versuchen sind die Grenzen der Apparatur zu ermitteln.</p>					
<p>Schlagwörter: Brandbekämpfung, Berechnung, ingenieur-technische Methoden, Experiment</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

VERZEICHNIS DER ABKÜRZUNGEN UND SYMBOLIK

1	EINLEITUNG	1
2	ENTWICKLUNG EINER VERSUCHSAPPARATUR ZUR ERMITTLUNG DER HEAT RELEASE RATE BEIM LÖSCHEN	2
2.1	Theorie	2
2.2	Konstruktion der Versuchsapparatur	4
2.2.1	Ausgangszustand	4
2.2.2	Entwurfsberechnungen mit FDS	5
2.2.3	Resultierende Versuchsapparatur	9
2.2.4	Messanordnung	12
2.3	Experimente zum Test der Versuchsapparatur	15
2.3.1	Heissversuche	16
2.3.2	Löschversuche	23
3	ZUSAMMENFASSUNG UND SCHLUSSFOLGERUNGEN	38
	LITERATUR	39
	ANHANG A	
	ANHANG B	
	ANHANG C	

VERZEICHNIS DER ABBILDUNGEN

- 2.1 Grobstruktur des Brandcontainers von [Pleß, Seliger 09]
- 2.2 Geometrie des Berechnungsgebietes für FDS-Entwurfsberechnung
- 2.3 Temperaturverteilung nach 120s für einen Ethanol-Poolbrand bei natürlicher Entlüftung (links) und bei Rauchgasabsaugung (rechts) aus FDS-Berechnungen
- 2.4 Berechnete CO₂-Konzentration als Funktion der Zeit für Messstelle exh0,5_2 (im Abgasrohr) bei natürlicher Entlüftung (links) und bei Rauchgasabsaugung (rechts)
- 2.5 Varianten von Belüftungsverhältnissen für den Brand in der Versuchskammer
- 2.6 Berechnete Temperaturverteilung nach 300s (links) sowie Temperaturentwicklung an zwei ausgewählten Messstellen in der Brandkammer (rechts) aus den FDS-Entwurfsberechnungen
- 2.7 Versuchsanlage, bestehend aus Container, Rauchgasabsaugung und Treppe [ENA 11]
- 2.8 Rauchgasabsaugung, Schema des modularen Aufbaus [ENA 11] (links) und nach Montage auf dem Container (Foto rechts)
- 2.9 Aufbau der Versuchsanlage im Brandraum 2 des Brandhauses am IdF LSA mit Blick auf die Containertür (links) und Blick auf Abgasraum und Esse (rechts)
- 2.10 Brandkammer mit Abbrandwaage
- 2.11 Messstellenanordnung
- 2.12 Abmessungen der Brandkammer und Lage der Messstellen
- 2.13 Entwicklung des Geschwindigkeitsfeldes im Abgasrohr (Fluent-Simulation)
- 2.14 Normholzstapel 8A mit Zündwanne nach DIN EN 3-7
- 2.15 Temperaturentwicklung über der Brandquelle (links) und in der Raumecke (rechts) für den Heissversuch 8A_120913
- 2.16 Temperaturentwicklung in der Tür (links) und Geschwindigkeiten in der Tür (rechts) für den Heissversuch 8A_120913
- 2.17 Gastemperatur und Geschwindigkeit im Abgasrohr (Messstutzen) und gemessene Restmassenkurve für den Heissversuch 8A_120913
- 2.18 Thermoelementanordnung in der Zündwanne im 5mm-Raster (links) und Messkurven (rechts) zur Abschätzung der Restmasse an Wasser (Füllstand)

- 2.19 Vergleich von Restmassenkurve und Massenabbrandrate aus Messwert und bei Berücksichtigung des Massenverlustes von Wasser aus der Zündwanne
- 2.20 Konzentrationsentwicklung von CO₂, CO, O₂, HC im Abgasstrom für den Versuch 8A_120913 (gemessen mit Horiba-Gasanalysator)
- 2.21 Konzentrationsentwicklung von H₂O, CO₂, Kohlenwasserstoffen (KW) im Abgasstrom für den Versuch 8A_120913 (FT-IR-Messung)
- 2.22 Konzentrationen (links) und Molmasse des Abgases (rechts) als Funktion der Versuchszeit für den Versuch 8A_120913
- 2.23 Berechnete HRR sowie mittlere Molmasse und Stoffmengenstrom des Abgases als Funktion der Versuchszeit für den Versuch 8A_120913
- 2.24 Gegenüberstellung der HRR für den Holzkrippenbrand 8A_120913
- 2.25 Blick auf die Seitenöffnung im Abgasraum während des Holzkrippenbrandversuches
- 2.26 Versuchsanordnung in der Brandkammer für Versuch 4 (Holzkrippenbrand 8A und Vollkegeldüse 460.924)
- 2.27 Temperaturentwicklung über der Brandquelle (links) und in der Raumecke (rechts) für den Löschversuch 8A_120917
- 2.28 Temperaturentwicklung in der Tür (links) und Geschwindigkeiten in der Tür (rechts) für den Löschversuch 8A_120917
- 2.29 Gastemperatur und Geschwindigkeit im Abgasrohr (Messstutzen) für den Löschversuch 8A_120917
- 2.30 IR-Aufnahme der Holzkrippe in der Brandkammer zu verschiedenen Zeiten der Löschwasserbeaufschlagung (Löschversuch 8A_120917)
- 2.31 Holzkrippe nach 10min Löschwasserbeaufschlagung mit 20l/min (Löschversuch 8A_120917)
- 2.32 Konzentrationsentwicklung von CO₂, CO, O₂, HC im Abgasstrom für den Löschversuch 8A_120917 (gemessen mit Horiba-Gasanalysator)
- 2.33 Konzentrationsentwicklung von H₂O, CO₂, Kohlenwasserstoffen (KW) im Abgasstrom für den Löschversuch 8A_120917 (FT-IR-Messung)
- 2.34 Blick in die Brandkammer in der Vollbrandphase (links) und in der Brandphase nach Beginn der Löschwasserzufuhr (rechts) für den Löschversuch 8A_120917 (20l/min)
- 2.35 IR-Aufnahme der Holzkrippe in der Brandkammer zu verschiedenen Zeiten der Löschwasserbeaufschlagung (Löschversuch 8A_120920 mit 11l/min)

- 2.36 IR-Aufnahmen der Löschwasserbeaufschlagung der Holzkrippe mit einem Volumenstrom von 11l/min (Löschversuch 8A_120920)
- 2.37 Vergleich der Temperaturentwicklung über der Brandquelle (links) und in der Raumecke (rechts) für den Heissversuch und Löscheversuche mit 11 und 20l/min
- 2.38 Vergleich der Temperaturentwicklung in der Tür (links) und Geschwindigkeiten in der Tür (rechts) für den Heissversuch und Löscheversuche mit 11 und 20l/min
- 2.39 Vergleich der Abgastemperatur und -geschwindigkeit von Heissversuch und Löscheversuchen mit 11 und 20l/min
- 2.40 Vergleich der CO- und KW-Konzentrationen aus den FT-IR-Messungen von Heissversuch und Löscheversuchen mit 11 und 20l/min
- 2.41 Vergleich der CO₂- und H₂O-Konzentrationen aus FT-IR-Messungen von Heissversuch und Löscheversuchen mit 11, 15 und 20l/min
- 2.42 Vergleich der O₂ -Konzentrationen aus den Horiba-Messungen von Heissversuch und Löscheversuchen mit 11, 15 und 20l/min
- 2.43 Vergleich der CO₂-Konzentrationen aus den Horiba-Messungen von Heissversuch und Löscheversuchen mit 11, 15 und 20l/min
- 2.44 Vergleich der ermittelten HRR von Heissversuch und Löscheversuchen mit 11 und 20l/min
- 2.45 IR-Aufnahmen des Löscheversuchs mit 11l/min nach 16min (links) und 20min (rechts)
- 2.46 Vergleich der ermittelten HRR von Heissversuch und Löscheversuch mit 6l/min nach 12min
- 2.47 Brandraumtemperaturen (Ecke) (links) und Abgastemperatur und – geschwindigkeit (rechts) für den Löscheversuch mit 6l/min nach 12min
- 2.48 O₂- und CO₂-Konzentrationen für den Löscheversuch mit 6l/min nach 12min

VERZEICHNIS DER TABELLEN

- 2.1 Brandversuche mit Normholzstapel 8A
- 2.2 Betriebsparameter der Löschdüsen für die Versuche 4-8
- 2.3 Freigesetzte Wärmeenergie in der Löschephase

VERZEICHNIS DER ABKÜRZUNGEN UND SYMBOLIK

Abkürzung	Bedeutung
FT-IR	Fourier-Transform-Infrarot
HRR	Heat Release Rate
IdF LSA	Institut der Feuerwehr Sachsen-Anhalt
NDIR	Nicht dispersive Infrarottechnologie
CDF	Critical Delivered Flux
CFD	Computational Fluid Dynamic
FDS	Fire Dynamics Simulator

Die Dimensionen der physikalischen Größen werden als Potenzprodukt der Länge (L), Zeit (T), Masse (M), Temperatur (Θ), Stoffmenge (N) angegeben.

Symbol	Bedeutung	Dimension
A	Fläche	L^2
C	Geschwindigkeitsfaktor	-
E	Energiefreisetzungsrate	$L^2 T^{-3} M$
ΔH_c	Heizwert	$L^2 T^{-2}$
HRR	Energiefreisetzungsrate	$L^2 T^{-3} M$
I	Löschintensität	$L^2 T^{-1} M$
M	molare Masse	$M N^{-1}$
Q	Gesamtenergie	$L^2 T^{-2} M$
\dot{Q}_w	Löschwasserleistungsaufnahme	$L^2 T^{-3} M$
R	Universelle Gaskonstante	$L^2 T^{-2} M N^{-1} \Theta^{-1}$
T	Absolute Temperatur	Θ

V	Volumen	L^3
\dot{V}	Volumenstrom	$L^3 T^{-1}$
X	Molenbruch	-
m	Masse	M
\dot{m}	Massestrom,	$T^{-1} M$
\dot{m}''	Massenstromdichte	$L^{-2} T^{-1} M$
n	Stoffmenge	N
\dot{n}	Stoffmengenstrom	$T^{-1} N$
p	hydrostatischer Druck	$L^{-1} T^{-2} M$
\dot{q}	Heat Release Rate	$L^2 T^{-3} M$
t	Zeit	T
v	Geschwindigkeit	$L T^{-1}$
χ	Verbrennungseffizienzfaktor	-

Indizes

Index	Bedeutung
W	Wasser
e	exhaust
d	dry
g	gaseous
i	initial
l	liquid

1 EINLEITUNG

Moderne Theorien der Brandbekämpfungs- und Rettungsabläufe fassen den Verlauf eines Feuerwehreinsatzes als Kombination von Grundverfahren auf, durch deren geeignete Kombination die Kontrolle des Ereignisses erreicht werden soll [Svenson 02].

Brandbekämpfung kann somit z. B. als Überführung einer ungesteuerten Verbrennung in eine gesteuerte Verbrennung aufgefasst werden. Ingenieur-technische Methoden sollen das gedankliche Vorausbestimmen der Handlungen der Feuerwehr ermöglichen, um dieses zu erreichen. Die Ermittlung der Brandbekämpfungsleistung einer Feuerwehr ist eine entscheidende Größe bei der Einschätzung der Brandbekämpfung. Für das Wasserlöschverfahren wird sie durch die Energieabsorptionsgeschwindigkeit als physikalische Größe definiert [Särdqvist 96] und führt zur Ermittlung des zum Löschen benötigten Wasservolumenstroms bzw. der Löschintensität (Massenstromdichte des Löschwassers). Die Kenntnis der Löschintensität ermöglicht u. a. die gezielte Löschmittelbevorratung und die Optimierung der Löschesysteme und ermöglicht im Idealfall eine Abschätzung der Kräfte und Mittel, die bei den Feuerwehreinsätzen benötigt werden. Wegen der Vielzahl der Einflussfaktoren gibt es bis heute keine verlässlichen Daten, so dass Planungen und Bewertungen nur empirisch erfolgen können. Zurzeit kann der Wasserbedarf während der Brandbekämpfung nur sehr grob geschätzt werden, so dass Sicherheiten nicht erkennbar sind. Theoretischen Abschätzungen zur benötigten Löschwassermenge wurden in Deutschland von [Lode und Dettmar 56] durchgeführt. Die Arbeiten wurden von [Fuchs 76, Fuchs and Seeger 81] fortgeführt. In der ehemaligen Sowjetunion wurden durch [Abduragimov et al. 79], in den USA durch [Royer and Nelson 65] und [Pietrzak and Patterson 79] Experimente durchgeführt und Berechnungen zum benötigten Wasserbedarf vorgenommen. Diese Arbeiten von [Pietrzak and Patterson 79] mündeten in dem Fire Demand Computerprogramm [Pietrzak and Dale 92].

Auf einer empirischen Ableitung basierend wurde in den 80er Jahren am Institut der Feuerwehr eine Berechnungsmethode zur Bestimmung der Kräfte und Mittel entwickelt [Pleß et al. 85]. Es ist bekannt, dass die so ermittelten „praktischen Werte“ um den Faktor 10-100 über den im Labor ermittelten Werten liegen. Ebenso ist bekannt, dass eine kritische Löschintensität existiert, unter der keine Löschung möglich ist [Hirst 89]. Diese kritische Löschintensität variiert z. B. mit der Brandentwicklungszeit, mit den Ventilationsverhältnissen und der Art und Weise, wie das Wasser angewandt wird [Grant et al. 00]. Sie stellt eine Grenze für die Löscharbeit und damit der Leistungsfähigkeit einer Feuerwehr dar und ist als grundlegende Größe für ingenieur-technische Methoden anzusehen. Bisher sind kaum wissenschaftlich fundierte Erkenntnisse darüber vorhanden. Für Holz, als einem Stoff der Brandklasse A, konnten [Abduragimov et al. 79] eine kritische Löschintensität von ca. $2\text{l/m}^2\text{min}$ experimentell ermitteln. International wird zur Beurteilung des Löschesprozesses von Sprinklern die Bestimmung der Heat Release Rate in Kombination mit der Actual Delivered Density/Required Delivered Density Methode [Bill et al. 91a, b] bzw. in Kombination mit dem Critical Delivered Flux (CDF)/Critical Sprinkler Discharge Flux-Konzept [Xin and Tamanini 08] eingesetzt.

Ebenso wurden Heat Release Messungen im Rahmen der Beurteilung von Wassernebelssystemen eingesetzt [Starke 10], [Xu et al. 11]. Es ist den Autoren nicht bekannt, dass im Rahmen der Beurteilung von mobilen Löschesmaßnahmen der Feuerwehr bzw. der Ermittlung von kritischen Löschintensitäten Heat Release Methoden eingesetzt wurden.

Im Teil I dieses Vorhabens [Kohl et al. 07] sowie in [Schulz 08] wurde ein Überblick über die theoretischen und experimentellen Grundlagen der Bestimmung von Löschintensitäten und der verwendeten ingenieur-technischen Berechnungsmethoden gegeben.

Ziel dieses Vorhabens ist es deshalb, einen Löschtest aufzubauen, der es ermöglicht, die kritische

Löschintensität für verschiedene Brände in Räumen über die Heat Release Rate zu bestimmen. In dieser Löschapparatur werden erste Versuche durchgeführt, um die Eignung nachzuweisen.

2 ENTWICKLUNG EINER VERSUCHSAPPARATUR ZUR ERMITTLUNG DER HEAT RELEASE RATE BEIM LÖSCHEN

Im Folgenden werden der Aufbau und die Testung einer Versuchsapparatur zur Ermittlung der Heat Release Rate (HRR) dargestellt.

2.1 Theorie

Seit langem ist bekannt, dass die Heat Release Rate eine der wichtigsten Methoden zur Einschätzung von Brandgefahren ist [Babrauskas and Peacock 92]. Sie hat deshalb ein breites Einsatzgebiet im experimentellen Brandschutzingenieurwesen.

[Starke 10] setzte sie zur Beurteilung der Wirksamkeit von Wasserdampf- und Wassernebellöschsystemen in Tunnelanlagen ein. Im Anhang A befindet sich eine Ableitung der Methode von Starke. Zur Beurteilung von Löschprozessen schlug [Dlugogorski et al. 94] eine erweiterte Methode vor. Nach seinen Ergebnissen ist zu empfehlen, ab einem Wasserdampfgehalt des Gases im Abströmbereich, d.h. also im Messgas, von 7% mit dieser Methode zu arbeiten.

Prinzipiell handelt es sich dabei um eine zusätzliche Korrektur der Heat Release Methode zur Beachtung der unverbrannten Kohlenwasserstoffe. Die komplette Ableitung ist in der Originalveröffentlichung [Dlugogorski et al. 94] oder in [Schulz 08] zu finden. Weitere Korrekturen, die den Rußanteil beachten, sind vorgenommen worden [Brohez et al. 00], [Chow and Han 11]. Da zurzeit keine Möglichkeit zur experimentellen Bestimmung des Rußanteils bestand, wurde dieser Korrekturfaktor nicht beachtet und kann später einbezogen werden.

Im Folgenden wird kurz die Grundmethodik wie sie in [Schulz 08] dargestellt wurde, angegeben.

Ermittlung der mittleren Molmasse der Verbrennungsgase M_{total}^e aus Gleichung

$$M_{total}^e = X_{H_2O}^e M_{H_2O} + (1 - X_{H_2O}^e) (X_{N_2}^{e,d} M_{N_2} + X_{O_2}^{e,d} M_{O_2} + X_{CO_2}^{e,d} M_{CO_2} + X_{CO}^{e,d} M_{CO} + X_{HC}^{e,d} M_{HC}), \quad (2.1)$$

Ermittlung des Molenstroms \dot{n}_{total}^e aus Gleichung

$$\dot{n}_{total}^e = C \cdot A \sqrt{\frac{2 \cdot p^e \cdot \Delta p^e}{R \cdot T^e \cdot M_{total}^e}}, \quad (2.2)$$

Berechnung der Heat Release Rate

$$\dot{q} = \dot{n}_{total}^e (1 - X_{H_2O}^e) \left[0,5(E - E^{CO}) X_{CO}^{e,d} + E \left(X_{O_2}^{i,d} \frac{1 - X_{O_2}^{e,d} - X_{CO_2}^{e,d} - X_{CO}^{e,d} - X_{HC}^{e,d}}{1 - X_{O_2}^{i,d} - X_{CO_2}^{i,d}} - X_{O_2}^{e,d} \right) \right]. \quad (2.3)$$

Dabei bedeuten:

- C - Geschwindigkeitsfaktor, der Bezug zwischen Geschwindigkeit im Mittelpunkt des Rohres und mittlerer Geschwindigkeit ($= 0,9$)
- A - Querschnittsfläche der Rohrleitung [m²]
- Δp^e - Differenz zwischen dynamischen und statischem Druck $\Delta p^e = 0,5\rho \cdot v^2$ [Pa]
- p^e - Druck [Pa]
- R - universelle Gaskonstante [8314 J/kmol*K]
- T^e - Temperatur [K]
- M_{total}^e - mittlere Molmasse der Verbrennungsgase [kg/kmol]
- E - Verbrennungswärme pro kmol Sauerstoff, 419,2 MJ/kmol O₂
- E^{CO} - Verbrennungswärme von Kohlenmonoxid pro kmol Sauerstoff, 563,2 MJ/kmol O₂

Indizes:

- e - (exhaust) Messpunkt im oberen Absaugrohr
- d - (dry) trocken
- HC - unverbrannte Kohlenwasserstoffe

In der Symbolik nach [Starke 10], (siehe Anhang A)

$$M_{total}^e = X_{H_2O}^e M_{H_2O} + (1 - X_{H_2O}^e)(X_{N_2}^{e,d} M_{N_2} + X_{O_2}^{e,d} M_{O_2} + X_{CO_2}^{e,d} M_{CO_2} + X_{CO}^{e,d} M_{CO}), \quad (2.1')$$

$$I_{Mol,total}^e = C \cdot A \sqrt{\frac{2 \cdot p^e \cdot \Delta p^e}{R \cdot T^e \cdot M_{total}^e}}, \quad (2.2')$$

$$I_W = I_{Mol,total}^e \cdot (1 - X_{H_2O}^e) \left[0,5(E - E^{CO})X_{CO}^{e,d} + E \left(X_{O_2}^{i,d} \frac{1 - X_{O_2}^{e,d} - X_{CO_2}^{e,d} - X_{CO}^{e,d} - X_{HC}^{e,d}}{1 - X_{O_2}^{i,d} - X_{CO_2}^{i,d}} - X_{O_2}^{e,d} \right) \right] \quad (2.3')$$

2.2 Konstruktion der Versuchsapparatur

Ein Konzept für einen Messstand zur Bestimmung von Löschintensitäten wurde von [Schulz 08] vorgeschlagen. Dieses basierte auf einer Versuchsapparatur für Brandversuche ohne Brandlöschung, in denen die Heat Release Rate (HRR) nach der Sauerstoffverbrauchsmethode und durch Ermittlung des Masseverlustes an Brandmaterial bestimmt und verglichen wurde.

Im vorliegenden Projekt war eine Versuchsapparatur zur Bestimmung der HRR beim Löschen von Bränden im Raum zu entwickeln und zu testen, um den Löschprozess mittels HRR beurteilen zu können.

Ausgehend von den Erfahrungen und Ergebnissen mit der Versuchskammer von [Pleiß, Seliger 09] galt es einen Versuchsstand für Versuchsserien zur Löschung von Raumbränden mit unterschiedlichen Löschwasserraten bei gleichzeitiger Ermittlung der HRR zu schaffen. Als Brandmaterial sollte dabei wieder Holz, ein Stoff der Brandklasse A, verwendet werden.

2.2.1 Ausgangszustand

Die Versuchskammer von [Pleiß, Seliger 09] wurde innerhalb eines 20'' Überseecontainers durch Einziehen einer Trennwand und Auskleidung der Innenwände mit Wärmedämmmaterial und Blechplatten errichtet. In Abbildung 2.1 ist der prinzipielle geometrische Aufbau dieser Versuchsanlage dargestellt. Die Anlage ist wie ein Kalorimeter aufgebaut, weist eine Zuluft- und eine Abluftöffnung auf, so dass sich aus der Bilanzierung ein- und ausgehender Ströme prinzipiell die HRR ermitteln lässt.

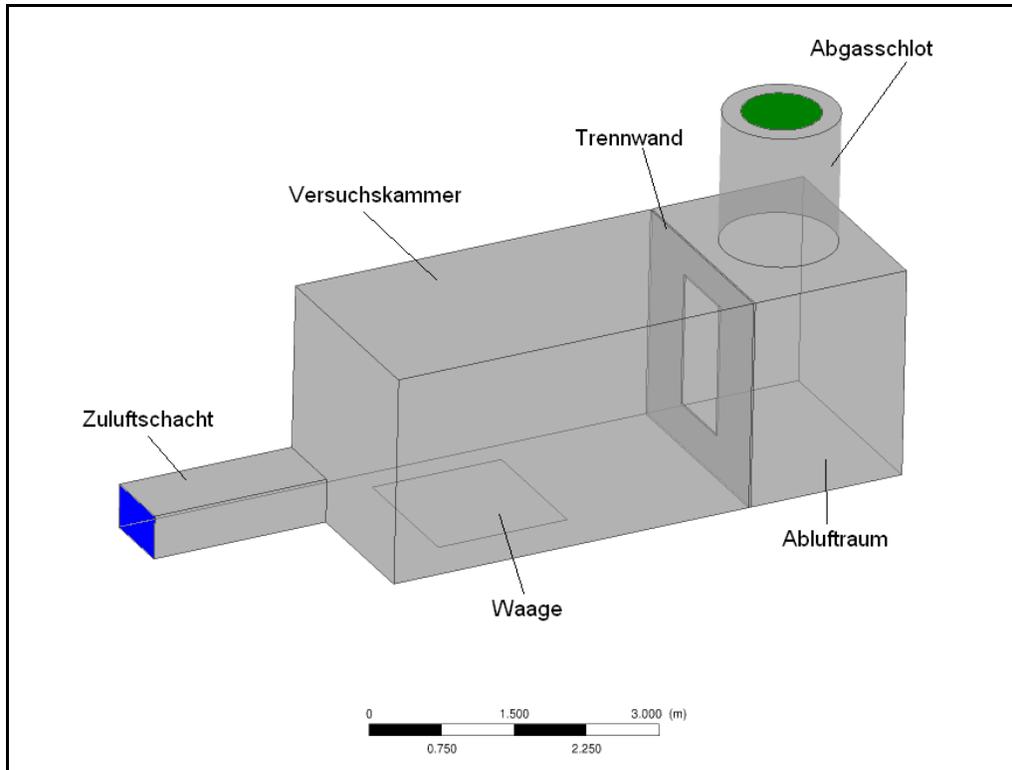


Abbildung 2.1: Grobstruktur des Brandcontainers von [Pleiß, Seliger 09]

Die Versuchskammer, im Weiteren als Brandkammer bezeichnet, hatte sich in Brandversuchen als sehr widerstandsfähig gegenüber wiederholten Brandbelastungen erwiesen. In der Brandkammer lässt sich eine Wägeeinrichtung zur Erfassung der Restmasse des Brandstoffes montieren. Als nicht optimal sind die durch die spezifische Geometrie gegebenen Belüftungsverhältnisse des Brandes zu beurteilen. Nachteile wurden bei der Messwerterfassung im Abgasschlot erkennbar. Aufgrund von Größe und Lage des Messquerschnittes im Abgasschlot weist die Gasströmung im Messquerschnitt noch kein ausgeprägtes Temperatur- oder Geschwindigkeitsprofil auf, so dass die Messwerterfassung mit hohem Aufwand (Vielzahl von Messstellen) verbunden ist bei relativ hohen Messungenauigkeiten.

Nach Abwägung der Vor- und Nachteile der Versuchsanlage von [Pleiß, Seliger 09] und Überlegungen zu alternativen Möglichkeiten wurden die Wiederverwendung und der Umbau des vorhandenen Brandcontainers als kostengünstige Variante gewählt.

Durch den Umbau sind dabei folgende Anforderungen an die Versuchsanlage zu erfüllen:

- Geometrie des Brandraumes sollte einen Brandverlauf unter ausreichender Zuluft ermöglichen (Öffnungsverhältnis),
- Konstruktion der Gasableitungsstrecke, so dass die gleichmäßige Durchmischung des Abgasstromes am Messort/Messquerschnitt gewährleistet ist,
- Gewährleistung, dass die Rauchgasabführung auch bei Löschwasserzufuhr vollständig durch den Abluftquerschnitt erfolgt (Absaugung),
- Wasser- und Feuerwiderstandsfähigkeit der Wand- und Bodenauskleidung der Brennkammer,

Für die notwendigen Arbeiten zum Umbau und der Erweiterung der vorhandenen Versuchsanlage wurde eine Fremdfirma beauftragt. Bei den Überlegungen zu den Details der neuen Versuchsanlage wurden im Stadium der Entwurfserarbeitung auch CFD-Methoden genutzt. Sie erlauben z. B. verschiedene Bauvarianten theoretisch auf ihre Eignung zu testen.

2.2.2 Entwurfsberechnungen mit FDS

Der Fire Dynamics Simulator (FDS) ist ein speziell für Brandsimulationsrechnungen entwickeltes und auf der Low Mach Number Approximation beruhendes LES Simulationsprogramm, mit dem Konzentrationen, Temperaturen und Geschwindigkeiten von Brandgasströmungen unter Einbeziehung einer chemischen Reaktion zeit- und ortsabhängig ermittelt werden können [FDS TRG09]. FDS ist ein kostenfreies CFD-Programm, das vom NIST in Kooperation mit dem Technischen Forschungszentrum (VTT) Finnland und zahlreichen weiteren Personen und Nutzergruppen ständig weiterentwickelt wird.

FDS findet auch aufgrund der relativ geringen Rechenzeiten im Vergleich zu CFX- oder Fluent-Berechnungen immer häufiger Anwendung für Brandsimulationen. Zusätzlich steht mit dem Programm Smokeview ein Tool zur Verfügung, mit dem direkt die Berechnungsergebnisse aus FDS visualisiert werden können. Einschränkungen gibt es bei der Vernetzung des Berechnungsgebietes, da nur rechtwinklige Gitterelemente zulässig sind. Rundungen und Schrägen können damit nur vereinfacht unter Nutzung von rechtwinkligen Elementen abgebildet werden.

Durch diese Vereinfachungen ergibt sich eine ungenauere Prognose des Strömungsverhaltens in Abhängigkeit von der Gitterzellengröße.

Für die ersten Entwurfsberechnungen wurde von den Versuchskammerabmessungen mit den Öffnungsverhältnissen, die von [Pleiß, Seliger 09] verwendet wurden, ausgegangen, jedoch mit grundlegend veränderter Lösung für die Rauchgasableitung. Darin wird der Abluftraum als seitlich geöffnete Abzugshaube gestaltet und eine Rauchgasabsaugung mit Abführung der Abgase über eine Rohrstrecke vorgesehen. Das Geometriemodell für die FDS-Berechnungen ist in Abbildung 2.2 gezeigt. Es wurde ein äquidistantes Gitter mit einer Gitterzellenlänge von 6 cm verwendet. Stark

vereinfacht sind die Abzugshaube und das Abzugsrohr als rechteckige Bauteile ausgeführt.

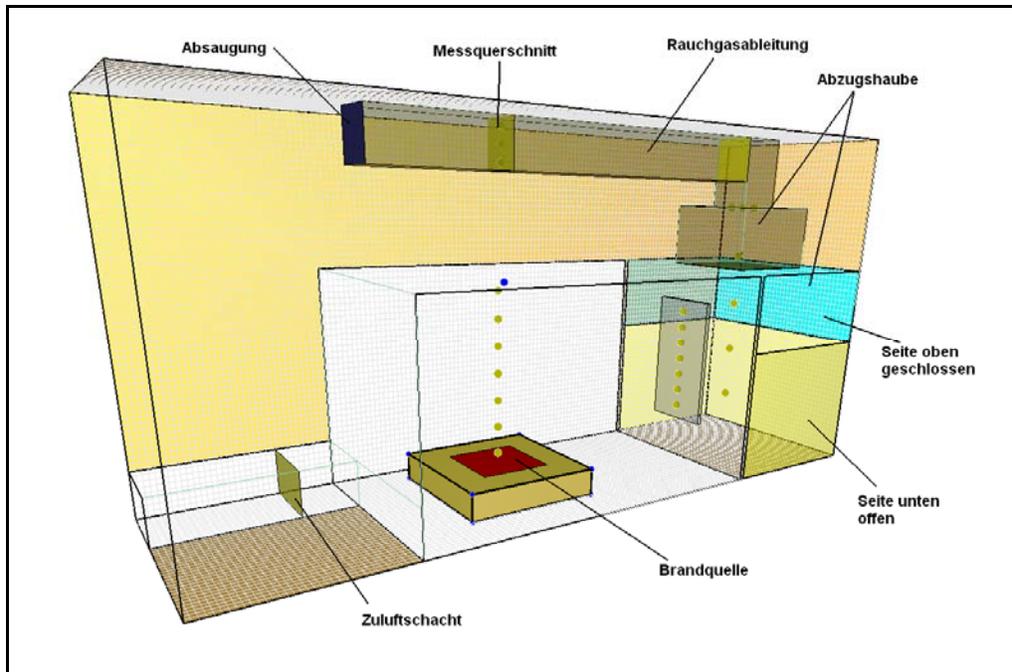


Abbildung 2.2: Geometrie des Berechnungsgebietes für FDS-Entwurfsberechnung

Für die Entwurfsberechnungen wurde an Stelle der Holzverbrennung ein Ethanol-Poolbrand mit konstanter Freisetzungsrates des Brennstoffdampfes simuliert. Als Randbedingungen für diese Rechnungen wurde an der Brandquelle eine Massenfreisetzungsrates von $\dot{m}_{Ethanol} = 0,06 \text{ kg/s}$ vorausgesetzt. Damit werden Heat Release Rates (HRR) in einer Größe erzielt, wie sie aus Holzkrippen-Brandversuchen [AIF 95] bekannt sind, bei denen mittleren Abbrandraten von $0,1 \text{ kg/s}$ gemessen wurden. Auch der Luftbedarf für die stöchiometrische Verbrennung von Ethanol und Holz liegt in der gleichen Größenordnung.

In FDS ist die Modellierung von Flüssigkeitspoolbränden am Beispiel eines Methanol-Poolbrandes von [McCaffrey 79] validiert worden. Im Modell für die chemische Reaktion wird die vollständige Verbrennung vorausgesetzt. Unter diesen Voraussetzungen sind die Konzentrationsverteilungen der Rauchgasbestandteile CO_2 , O_2 , H_2O , Brennstoff und N_2 im Berechnungsgebiet ermittelbar und es können Aussagen zum Brandregime (ausreichend O_2 oder Mangel) sowie zur Durchmischung der Gase an verschiedenen Orten des Berechnungsgebietes getroffen werden.

Die Berechnungen ermöglichen weiterhin eine Bilanzierung der Energie- und Massenströme, so dass mit den Simulationsrechnungen ermittelt werden kann, ob Brandgase über die offenen Flächen des Abgasraumes aus dem System entweichen.

Anhand der Entwurfsberechnungen mit der Geometrie aus Abbildung 2.2 lässt sich der Vorteil einer Rauchgasabsaugung durch Gegenüberstellung des Brandverlaufes mit und ohne Lüfterbetrieb eindrucksvoll zeigen. In Abbildung 2.3 sind die Temperaturverteilungen für einen Längsschnitt durch den Brandraum und die Brandquelle nach 120s dargestellt. Die Abbildung auf der linken Seite zeigt den Fall der natürlichen Entlüftung und auf der rechten Seite ist die Temperaturverteilung bei Rauchgasabsaugung mit einem vorgegebenen Volumenstrom von nur $0,4 \text{ m}^3/\text{s}$ dargestellt. In beiden Fällen wird durch den Zuluftschaft ein Luft-Massenstrom von $\dot{m}_{Zuluft} = 0,8 \text{ kg/s}$ zugeführt.

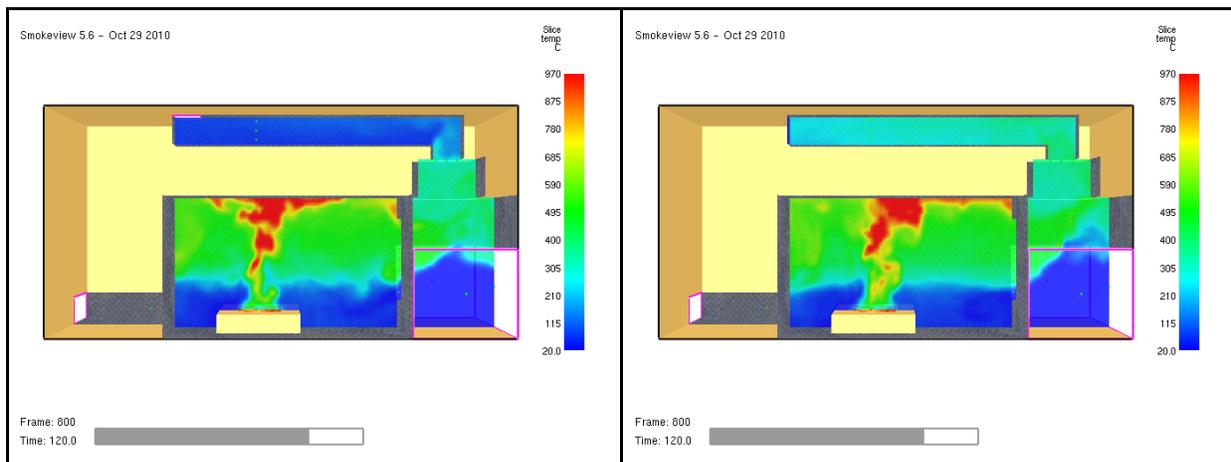


Abbildung 2.3: Temperaturverteilung nach 120s für einen Ethanol-Poolbrand bei natürlicher Entlüftung (links) und bei Rauchgasabsaugung (rechts) aus FDS-Berechnungen

Bei den maximalen Temperaturen in der Brandkammer, in der Türöffnung und im seitlich geschlossenen Bereich des Abgasraumes (Abzug) sind kaum Unterschiede zwischen natürlicher und maschineller Entlüftung zu erkennen. In der Brandkammer werden an den Messstellen über der Brandquelle maximale Temperaturen von 800°C, in der Türöffnung ca. 500°C und im Bereich der Abzugshaube 350°C berechnet. Diese Werte werden bereits nach ca. 10-20 s Branddauer erreicht. Anders sieht es in der Rauchgasableitungsstrecke aus. Bei Absaugung des Rauchgases liegt eine nahezu homogene Temperaturverteilung im Abzugsrohr vor mit ca. 350°C (vgl. Abbildung 2.3). Bei natürlicher Entrauchung ist nach 120 s kaum eine Erwärmung in der Rohrstrecke zu verzeichnen.

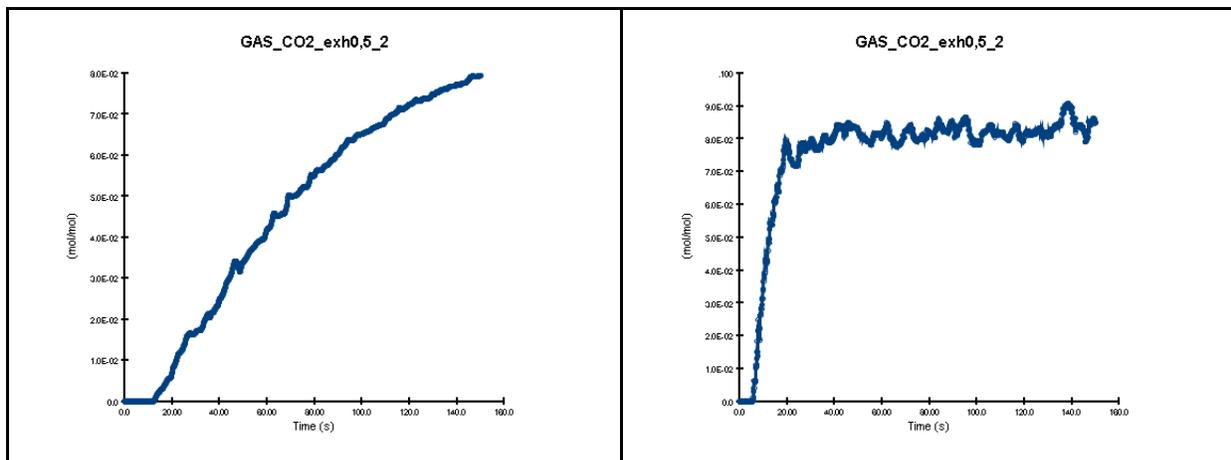


Abbildung 2.4: Berechnete CO₂-Konzentration als Funktion der Zeit für Messstelle exh0,5_2 (im Abgasrohr) bei natürlicher Entlüftung (links) und bei Rauchgasabsaugung (rechts)

Dass sich eine Rauchgasströmung im Abgasrohr ausbildet, lässt sich lediglich anhand der berechneten Gaskonzentrationen im Messquerschnitt erkennen. In Abbildung 2.4 ist für eine Messstelle im Messquerschnitt des Abgasrohres die zeitliche Entwicklung der CO₂-Konzentration bei natürlicher Entrauchung gezeigt und der bei Lüfterabsaugung gegenübergestellt. Bei Lüfterabsaugung steigt die CO₂-Konzentration innerhalb von 20 s auf den Maximalwert an und bleibt in der Höhe erhalten. Die CO₂-Konzentration im Messquerschnitt des Abgasrohres zeigt damit dasselbe Zeitverhalten wie die Temperatur und die CO₂-Konzentration an der Brandquelle. Bei natürlicher Entrauchung wird die maximale CO₂-Konzentration, in gleicher Höhe wie bei Rauchabsaugung, aber erst nach 150s erreicht. Damit spiegelt die zeitliche Konzentrations-

entwicklung im Messquerschnitt des Rohres nicht die im Brandraum vorhandene wider. Diese Simulationen verdeutlichen, dass eine Rauchabsaugung zwingend erforderlich ist, um anhand der im Messquerschnitt gemessenen Gaskonzentrationen die HRR zu ermitteln. Sie zeigen, dass bei Rauchabsaugung auch die Durchmischung der Gase im Abgasrohr forciert wird, womit die Gasmessung mit geringeren Messfehlern erfolgen kann.

Weitere Parameterrechnungen mit unterschiedlichen Absaugstärken zeigen mit wachsender Absaugleistung geringere Temperaturbelastungen im Bereich der Ablufthaube sowie geringere Abströmungen von Verbrennungsgasen über die offenen Flächen des Abluftraumes.

Weiterhin wurden die FDS-Berechnungen genutzt, andere Möglichkeiten der Anordnung und Größe offener Flächen hinsichtlich ihrer Auswirkungen auf das Verbrennungsregime und die Rauchgasabführung zu testen. Abbildung 2.5 zeigt eine Übersicht der untersuchten Varianten, aus denen dann die Variante C als Umbauvariante gewählt wurde.

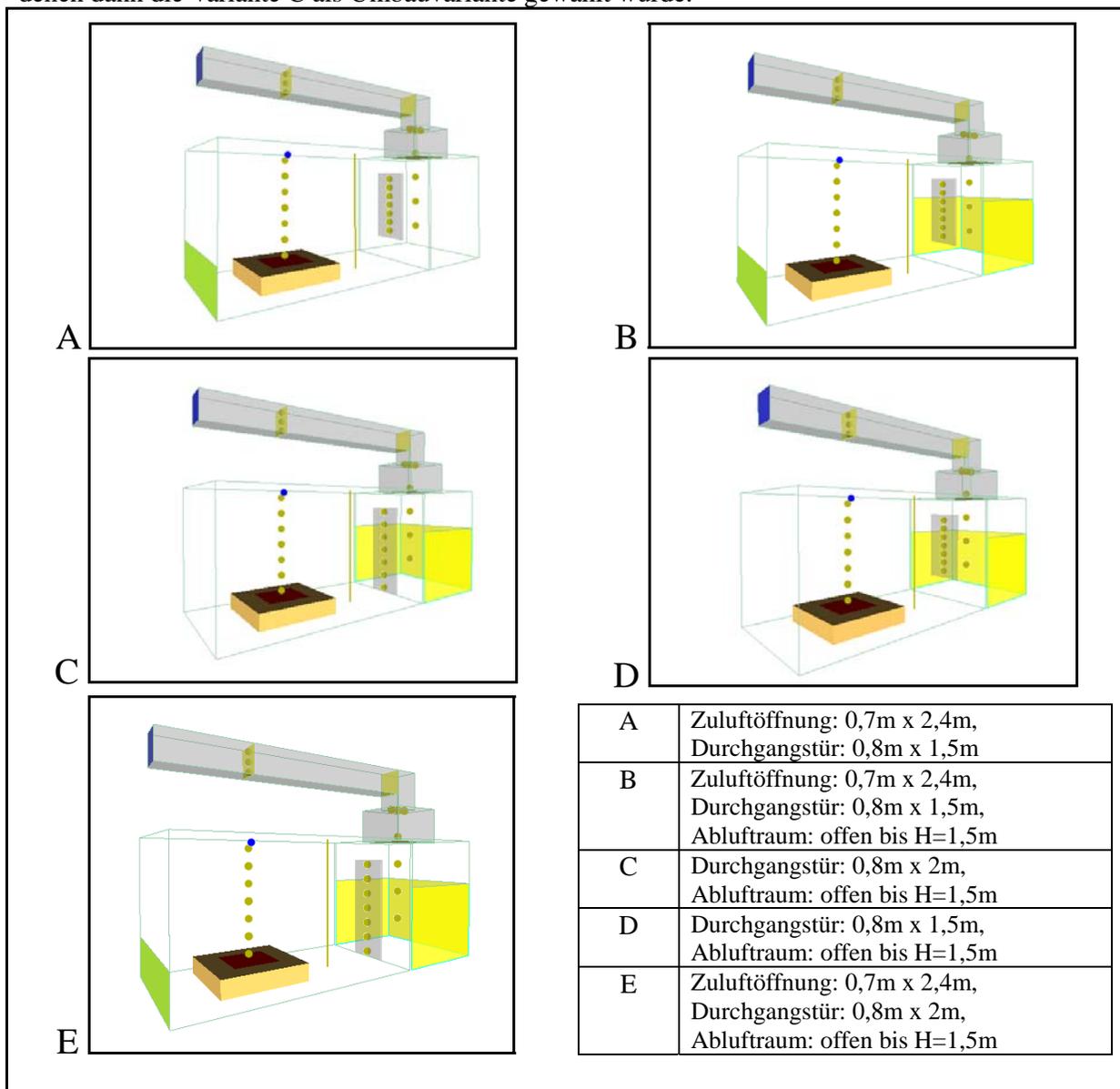


Abbildung 2.5: Varianten von Belüftungsverhältnissen für den Brand in der Versuchskammer

Die Belüftungsverhältnisse nach Variante C wurden letztendlich favorisiert, da sie denen des Room Corner Tests nach ISO 9705 ähnlich sind. Mit Verwendung von ISO Brandraumgeometrien ist eine Vergleichsmöglichkeit eigener Versuchsergebnisse mit denen aus ISO Testversuchen gegeben.

In Abbildung 2.6 ist die für Variante C berechnete Temperaturverteilung nach 5min Branddauer und bei Absaugleistung von 1 m³/s zu sehen. Lokal werden Temperaturen von 1000°C, über der Brandquelle maximale Temperaturen von 800-900°C und in der Tür 500°C erzielt.

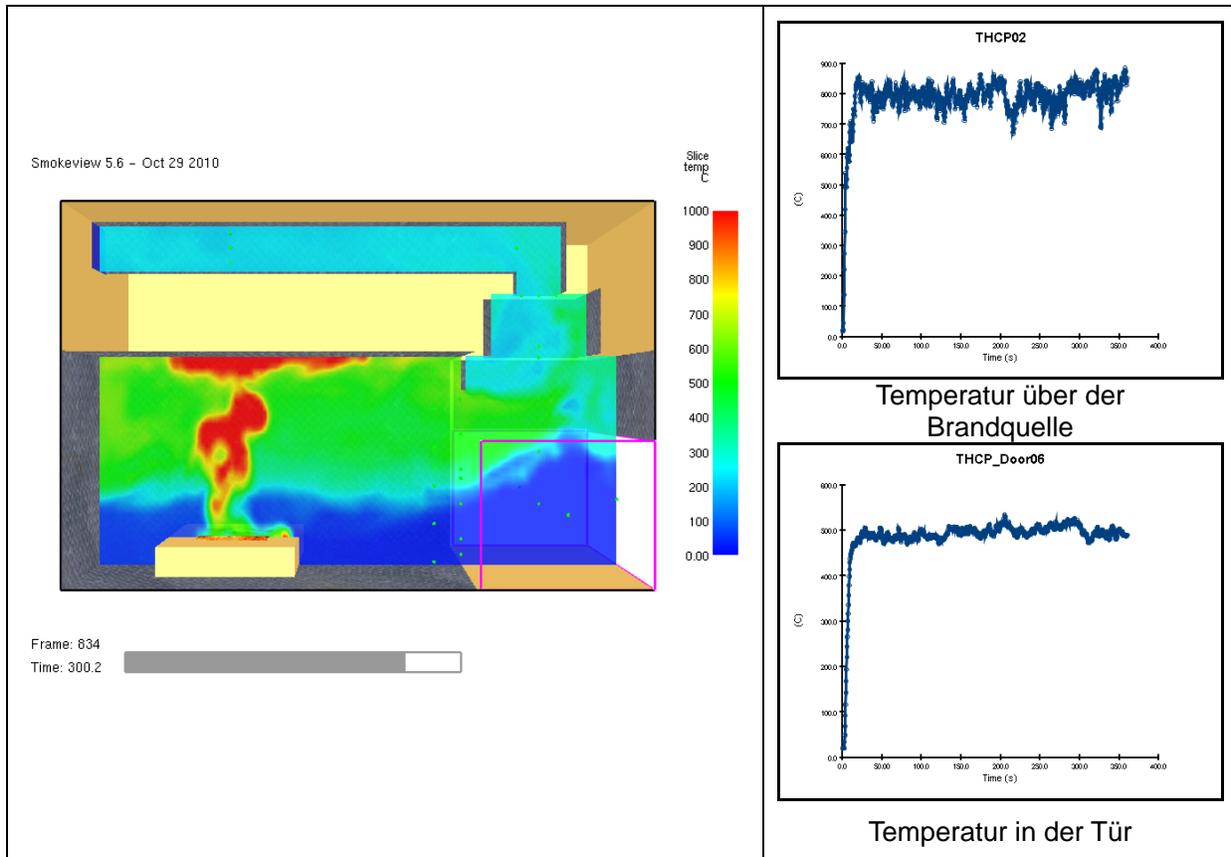


Abbildung 2.6: Berechnete Temperaturverteilung nach 300s (links) sowie Temperaturentwicklung an zwei ausgewählten Messstellen in der Brandkammer (rechts) aus den FDS-Entwurfsberechnungen

2.2.3 Resultierende Versuchsapparatur

Auf Grundlage dieser Abschätzungen des Brandverhaltens wurden Geometrie und Leistungsparameter für den Umbau der Versuchsapparatur festgelegt und Konstruktion, Bau und Montage der Rauchabsaugung sowie Umbau des Containers in Auftrag gegeben. Als konstruktive Lösung für die Rauchgasabsaugung wurde eine portierbare Abzugshaube gefordert, um bei Zerstörung der Brennkammer eine Weiterverwendung der Rauchgasabsaugung zu ermöglichen.

In Abbildung 2.7 ist die resultierende modular aufgebaute Versuchsanlage zu sehen. Sie besteht aus dem Brandcontainer, der Rauchgasabsaugung und einer Zugangstreppe zur Erreichbarkeit des Messstutzens.

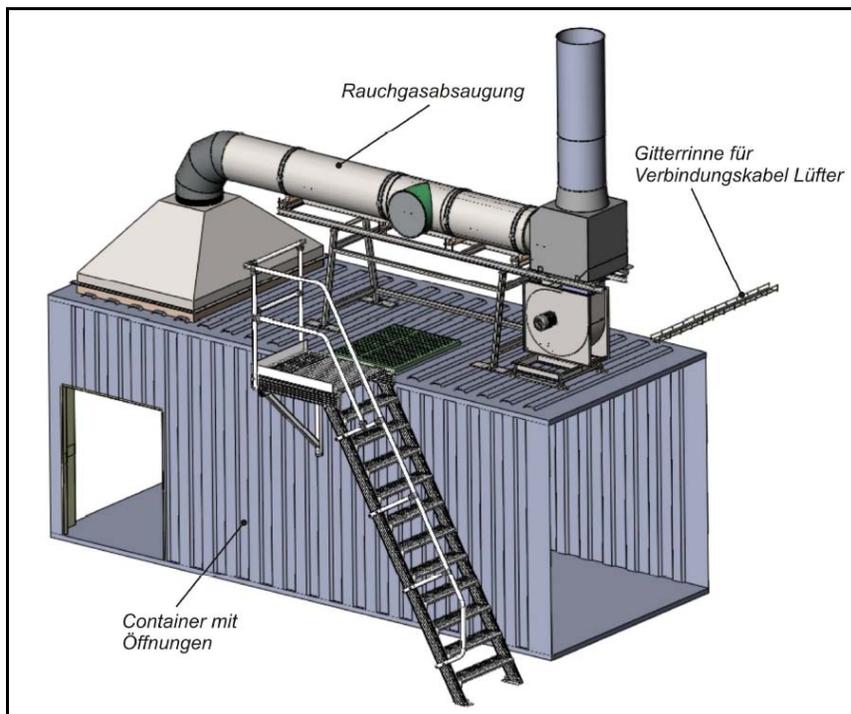


Abbildung 2.7: Versuchsanlage, bestehend aus Container, Rauchgasabsaugung und Treppe [ENA 11]

Abbildung 2.8 zeigt eine detaillierte Ansicht der Baugruppe „Rauchgasabsaugung“. Die Esse ist über einen Flansch mit dem Brandcontainer verbunden. An die Esse schließt sich der Rauchgaskanal mit einem Innendurchmesser von 400mm an, der mit einem Messstutzen zur Aufnahme von Sensoren zur Strömungsmessung versehen ist. Den Abschluss bildet das Saugmodul, über das mittels Lüftergebläse die Absaugung der Rauchgase mit einem Volumenstrom von max. $1\text{Nm}^3/\text{s}$ erfolgt. Diese konstruktive Lösung wurde aus Kostengründen als Alternative zur Verwendung eines Heißgaslüfters gewählt. Die Einzelkomponenten der Rauchableitungsstrecke, bestehend aus Esse, Rauchgaskanal und Saugmodul ohne Lüfter, wurden für eine Rauchgastemperatur von 800°C über max. 20min Dauer ausgelegt [ENA 11].

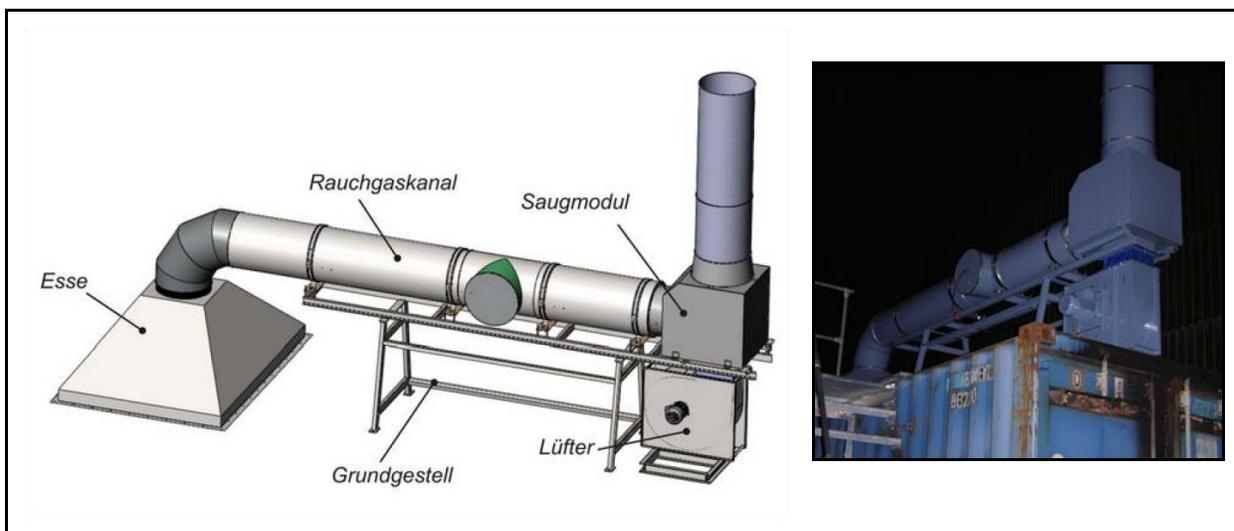


Abbildung 2.8: Rauchgasabsaugung, Schema des modularen Aufbaus [ENA 11] (links) und nach Montage auf dem Container (Foto rechts)

In Abbildung 2.9 ist die im Brandraum 2 des Brandhauses des IdF LSA aufgebaute Versuchsanlage aus verschiedenen Blickwinkeln zu sehen. Das Foto auf der linken Seite zeigt eine Ansicht mit Blick auf die Containertüren, die wie in den Versuchen zunächst vorgesehen, vollständig geschlossen sind. Der Container ist fest auf Böcken gelagert. Die Rauchableitungsstrecke mit dem Messstutzen für den Einbau von Sensoren für die Messwerterfassung im Rauchgasstrom, ist über die Treppe erreichbar. Die Bedienung des Lüfters für die Rauchabsaugung erfolgt mittels Schaltkasten vom Messgang des Brandhauses aus. Eine Ansicht des Containers mit Blick auf die Esse und den Abgasraum mit den offenen Flächen zeigt das Foto rechts. In der Durchgangstür sind die installierten bidirektionalen Sonden zur Messung der Strömungsgeschwindigkeit zu sehen.



Abbildung 2.9: Aufbau der Versuchsanlage im Brandraum 2 des Brandhauses am IdF LSA mit Blick auf die Containertür (links) und Blick auf Abgasraum und Esse (rechts)

Im Inneren des Brandcontainers befindet sich die Brandkammer mit der Abbrandwaage, dargestellt in Abbildung 2.10.



Abbildung 2.10: Brandkammer mit Abbrandwaage

Mittig über der Abbrandwaage ist eine Kette erkennbar, an der die Thermoelemente zur Messung der Temperatur über der Brandquelle befestigt werden. Eine weitere Kette zur Befestigung von Thermoelementen erstreckt sich vom Boden bis zur Decke in Nähe der Durchgangstür. Die Innenwände der Kammer sind mit Wärmedämmstoff und Blechplatten verkleidet und halten einer Temperaturbelastung bis 1400°C Stand. Der Containerboden wurde mit Blechplatten ausgekleidet, um für die Löschversuche praktikable Bedingungen zu schaffen und eine schnelle Wiederherstellung der Versuchsanlage und Versuchsbedingungen nach den Löschversuchen zu sichern. Die Wasserdüse für die Löschversuche wird an der Decke mittig über der Abbrandwaage installiert.

2.2.4 Messanordnung

Aus den Brand- und Löschversuchen sind die Messwerte zu erfassen, die eine Ermittlung der Heat Release Rate (HRR) ermöglichen. Ausgehend von der Formel zur Bestimmung der HRR von Dlugogorski sind dazu die Temperatur, Geschwindigkeit sowie die Konzentrationen der Verbrennungsgase mit den Komponenten N_2 , O_2 , CO , CO_2 , H_2O und HC im Abgasstrom erforderlich.

Zur Beurteilung des Brandverhaltens werden im Brandraum und in spezifischen Strömungsquerschnitten wie der Durchgangstür und dem Abluftquerschnitt Temperaturen und Geschwindigkeiten gemessen. Für die Messung wurden Thermoelemente und bidirektionale Sonden eingesetzt, deren elektrische Signale an Peekel Messboxen und das PC-Erfassungssystem weitergeleitet wurden (Anhang B). Eine Beschreibung der am IdF verwendeten physikalischen Sensorik ist als Anhang C beigefügt. Die Abbrandwaage ermöglicht die Erfassung des Massenverlustes während des Brandverlaufes.

Für die Experimente wurden zunächst nur die unbedingt erforderlichen Messgrößen bei relativ groben Messraster ermittelt, wie in Abbildung 2.11 zu erkennen ist. Abbildung 2.12 zeigt die wesentlichen Abmessungen der Brandkammer und der Lage der Messorte.

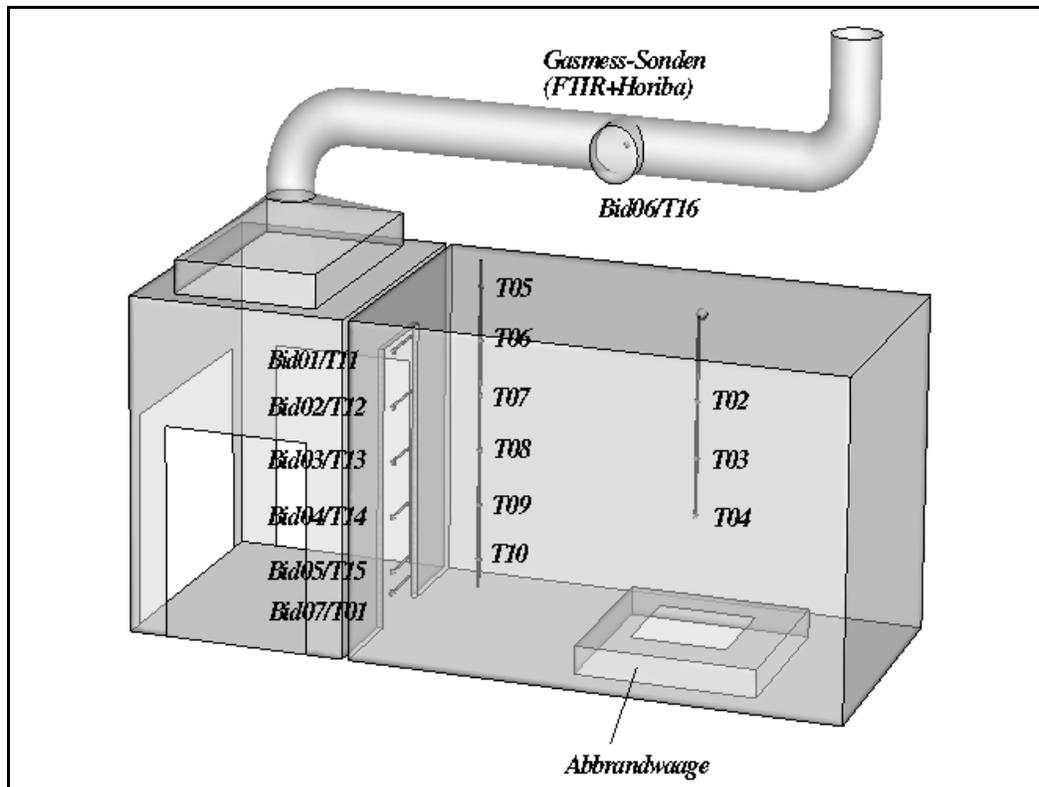
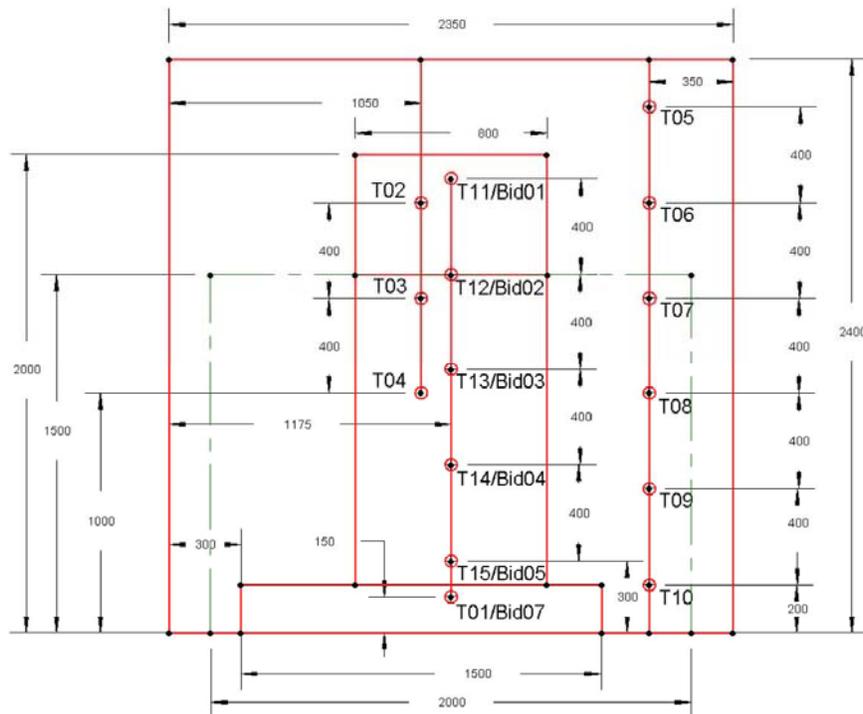
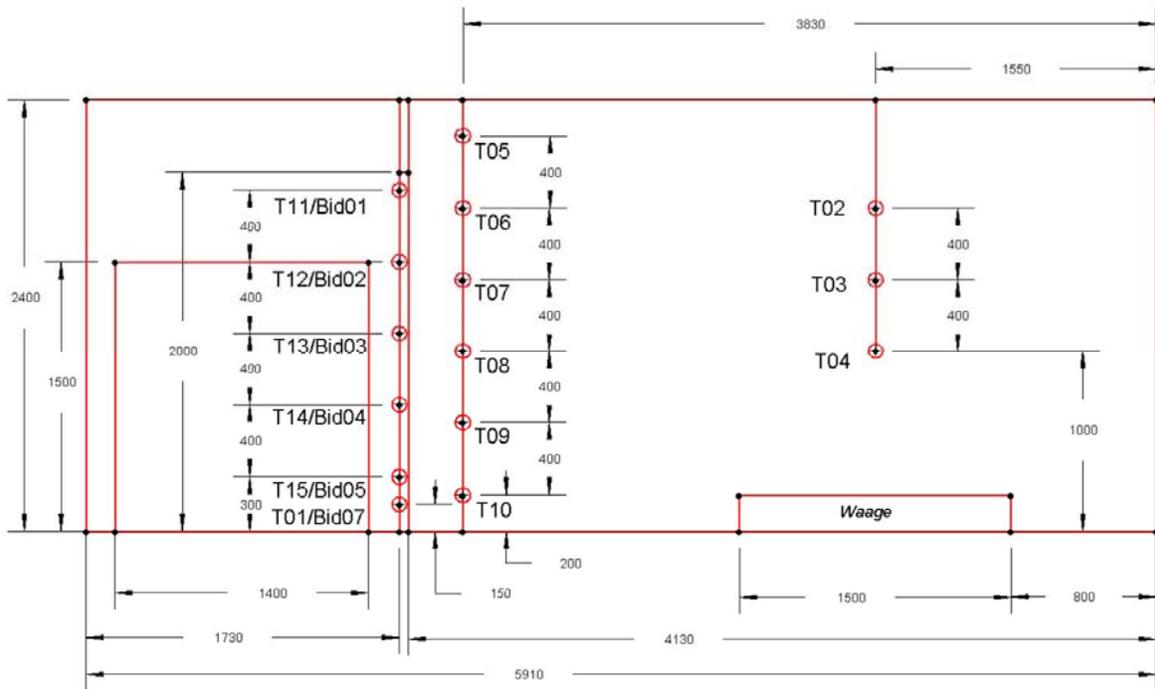


Abbildung 2.11: Messstellenanordnung



Maße in mm

Abbildung 2.12: Abmessungen der Brandkammer und Lage der Messstellen

Für die Messung im Abgasstrom wird nur eine Messstelle für jede Messgröße (v , T , c) vorgesehen, da die vollständige Durchmischung der Gaskomponenten und eine gleichmäßige turbulente Rohrströmung am Messquerschnitt vorausgesetzt werden. Die Durchmischung der Gaskomponenten wurde in FDS-Berechnungen für einen quadratischen und größeren Querschnitt gezeigt. Unter Nutzung der CAD-Konstruktiondaten, die der Hersteller der Anlage als STP-Datenfiles zur Verfügung stellte, wurden ergänzende CFD-Berechnungen mit Fluent mit einem ausreichen feinen Berechnungsgitter durchgeführt, um das turbulente Strömungsfeld an der Geschwindigkeitsmessstelle zu bestimmen. Die Berechnungen wurden für ein nichtreagierendes Heissgasgemisch durchgeführt. Abbildung 2.13 zeigt die zeitliche Entwicklung der Absaugströmung anhand der Geschwindigkeitsverteilung zu zwei verschiedenen Ausbreitungszeiten in einem Schnitt mittig durch das Abgasrohr. Die Berechnung führt zu der Schlussfolgerung, dass ein gleichmäßig über den Querschnitt verteiltes Geschwindigkeitsfeld erst nach 60s mittig am Messstutzen vorausgesetzt werden kann. Dies ist bei der Versuchsdurchführung zu berücksichtigen.

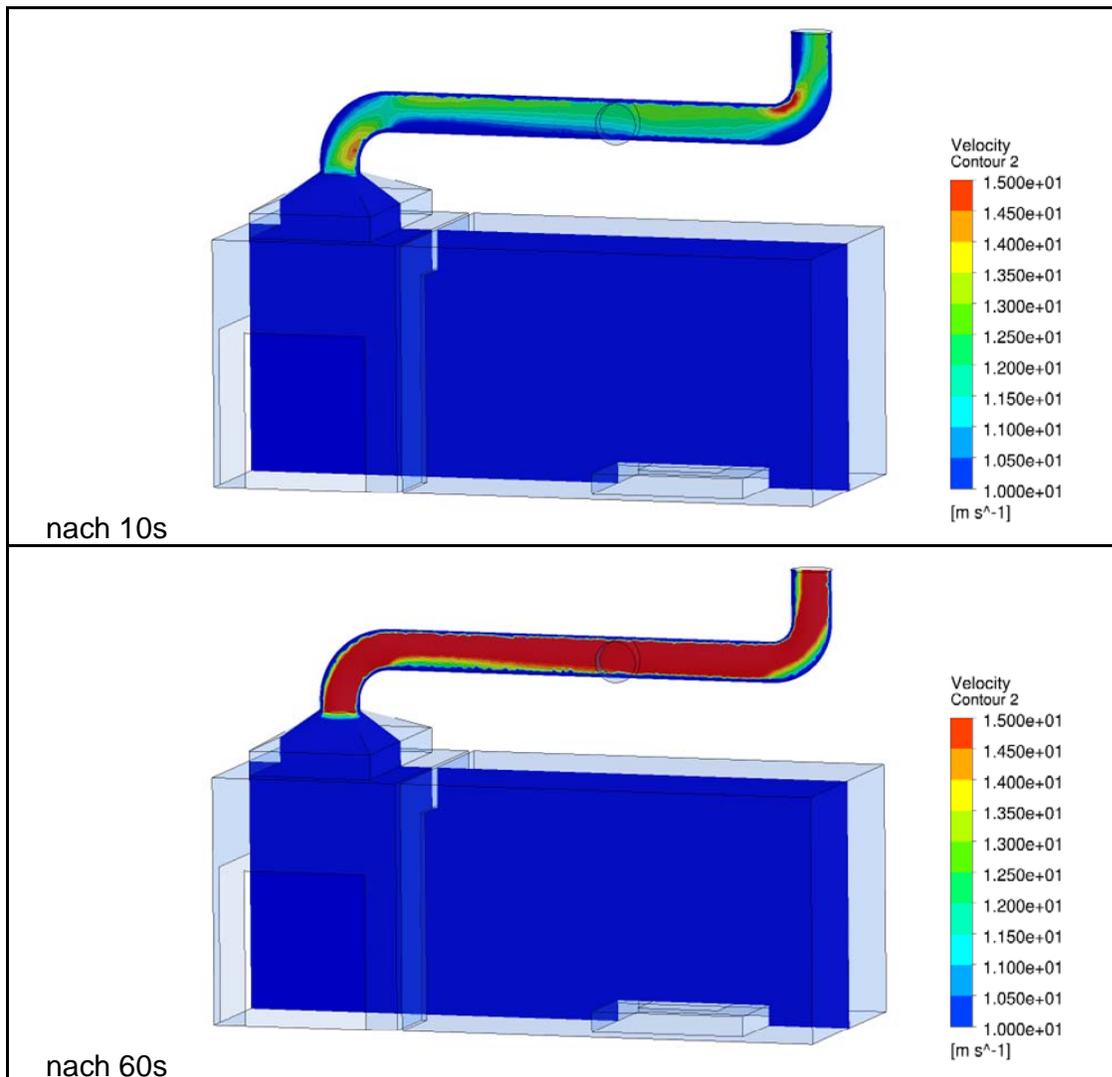


Abbildung 2.13: Entwicklung des Geschwindigkeitsfeldes im Abgasrohr (Fluent-Simulationen)

2.3 Experimente zum Test der Versuchsapparatur

Zum Test der Versuchsapparatur wurden Brandversuche mit einem Normholzstapel 8A nach DIN EN 3-7 durchgeführt. In Tabelle 2.1 sind alle Holzkippenbrandversuche aufgelistet. In Heissversuchen ohne Wasserbeeinflussung und Löschversuchen mit verschiedenen Löschwasserraten wurden die Messgrößen bei unbeeinflusstem Brand und während der Löschwasserbeeinflussung aufgezeichnet und anhand der Gaskonzentrationen sowie Temperatur und Geschwindigkeit des Abgasstromes die Heat Release Rate ermittelt.

Tabelle 2.1: Brandversuche mit Normholzstapel 8A

Lfd. Nr.	Bezeichnung	Löschwasserbeeinflussung	Bemerkung
1	8A_120824	-	Heissversuch
2	8A_120913	-	Heissversuch
3	8A_120926	-	Heissversuch
4	8A_120917+20l	20l nach 8min	
5	8A_120918+15l	15l nach 8min	
6	8A_120920+11l	11l nach 8min	
7	8A_120924+6l	6l nach 12min	

Vor Zündung des Brandversuches wurden sowohl die kontinuierliche Absaugung des Brandraumes 2 durch einen Notlüfter sowie die kontinuierliche Rauchabsaugung des Brandcontainers in Betrieb genommen. Erst nach Einstellen einer kontinuierlichen Abluftströmung im Abgasrohr wurde gezündet. Die Zündung des Normholzstapels erfolgte mittels Heptan auf Wasser in einer Zündwanne der Abmessung von 0,9m x 0,6m entsprechend DIN EN 3-7. Die Anordnung von Normholzstapel und Zündwanne auf der Abbrandwaage ist in Abbildung 2.14 dargestellt. Nach Verlöschen der Zündquelle nach 2min verblieb die Zündwanne mit dem Wasserpolster unter dem brennenden Normholzstapel.



Abbildung 2.14: Normholzstapel 8A mit Zündwanne nach DIN EN 3-7

Bei den Löschversuchen wurde mit der Löschwasserbeaufschlagung 8 Minuten nach der Zündung begonnen, ebenfalls in Anlehnung an die Norm zum Löschen von Brandobjekten der Klasse A. Die für die Messanordnung (vgl. Abbildung 2.11 und 2.12) ermittelten Messwerte aus den einzelnen Brandversuchen werden nachfolgend dargestellt und unter Verwendung der Gaskonzentrationen des Abgasstromes die Heat Release Rate nach verschiedenen Methoden bestimmt.

2.3.1 Heissversuche

Es wurden 3 Heissversuche durchgeführt, bei denen sich die Messwerte der Temperaturen, Geschwindigkeiten und Gaskonzentrationen nur wenig voneinander unterscheiden. In den folgenden Abbildungen werden die Messwerte für Versuch 8A_120913 in Form von Messwert-Zeit-Diagrammen dargestellt.

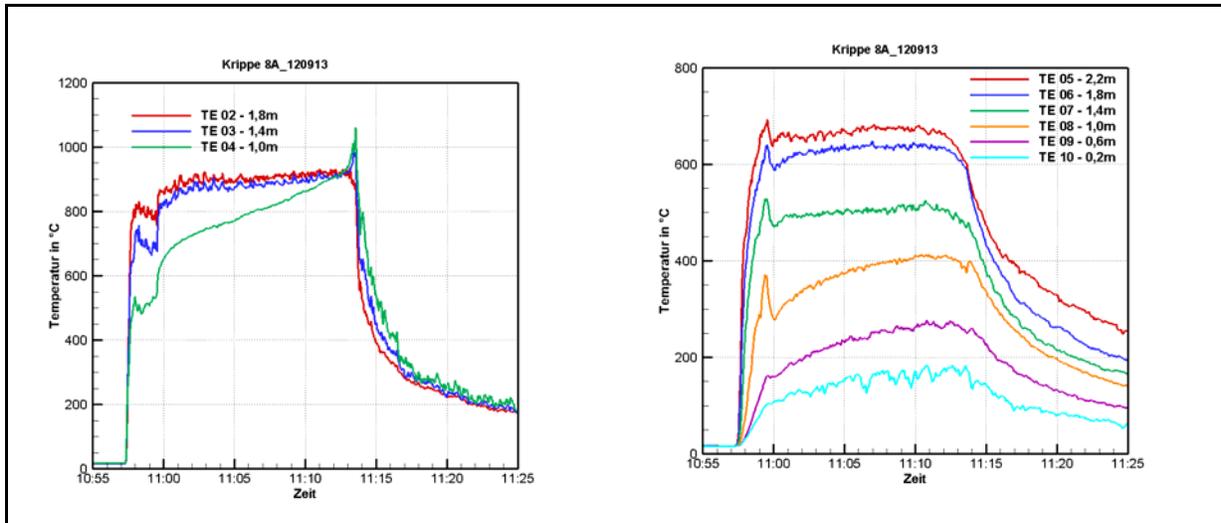


Abbildung 2.15: Temperaturentwicklung über der Brandquelle (links) und in der Raumecke (rechts) für den Heissversuch 8A_120913

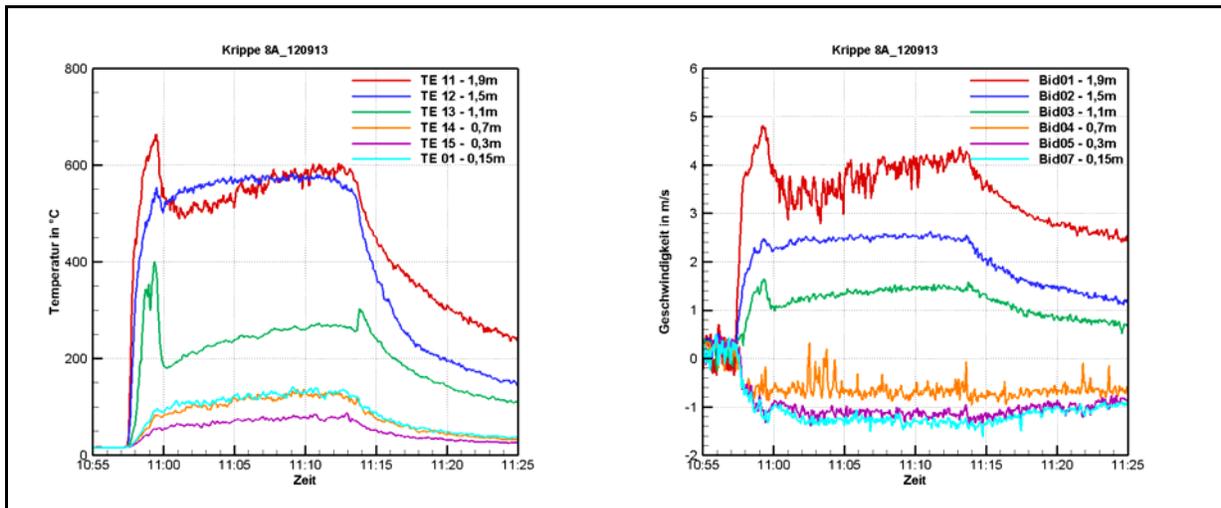


Abbildung 2.16: Temperaturentwicklung in der Tür (links) und Geschwindigkeiten in der Tür (rechts) für den Heissversuch 8A_120913

Der zeitliche Verlauf der Messgrößen ist in den ersten 2,5 Minuten durch den Heptanbrand in der Zündwanne bestimmt und erst darauf folgend spiegeln die Messgrößen den Holzkrippenabbrand wider. Bei dem dargestellten Heissversuch 8A_120913 erfolgte die Zündung zum Zeitpunkt

10:57:22. Der alleinige Einfluss des Holzkrippenabbrandes nach ca. 2,5 Minuten ist durch gleichbleibend hohe Temperaturen in der Heißgasschicht (Messstellen ab einer Höhe von 1,4m in Abbildung 2.15) gekennzeichnet. Dieser Verlauf bleibt bis zum Zusammenfallen der Krippe (16 min 17 s nach Zündung) erhalten. Auch die Geschwindigkeiten in der Tür zeigen mit Ausnahme der oberen Messstelle in 1,9m Höhe diesen gleichbleibenden Verlauf.

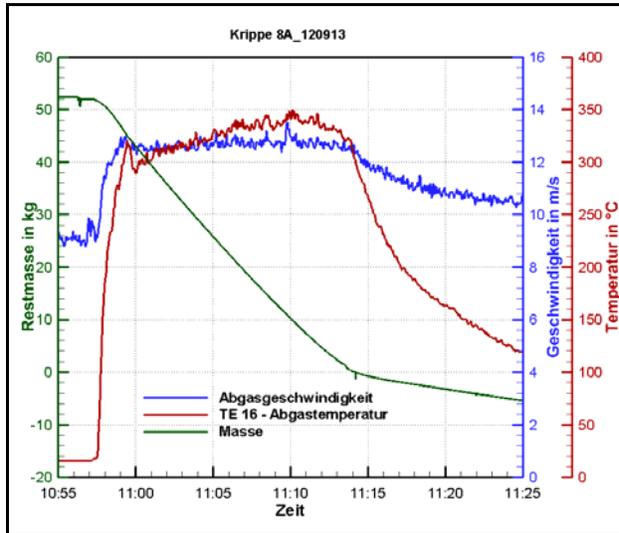


Abbildung 2.17: Gastemperatur und Geschwindigkeit im Abgasrohr (Messstutzen) und gemessene Restmassenkurve für den Heissversuch 8A_120913

In Abbildung 2.17 sind Gastemperatur, Gasgeschwindigkeit sowie die Restmasse an Brandmaterial als Funktion der Versuchszeit dargestellt. Infolge des Verbleibs der Zündwanne mit Wasser unterhalb des Stapels beinhaltet die aufgezeichnete Restmassenkurve auch den Anteil aus der Verdampfung des Wassers. Zur Ermittlung der verdampfenden Masse wurde versucht, das Absinken des Wasserspiegels in der Zündwanne mittels Thermoelementen aufzuzeichnen.

In Abbildung 2.18 links sind beginnend vom Wannenboden 6 Thermoelemente vertikal im 5mm-Abstand angeordnet, um die Masse des verdampfenden Wassers anhand des Füllstandes abschätzen zu können. Im Diagramm in Abbildung 2.18 sind die Temperaturen an den Messorten über eine Versuchsdauer von 16 Minuten nach Zündung dargestellt.

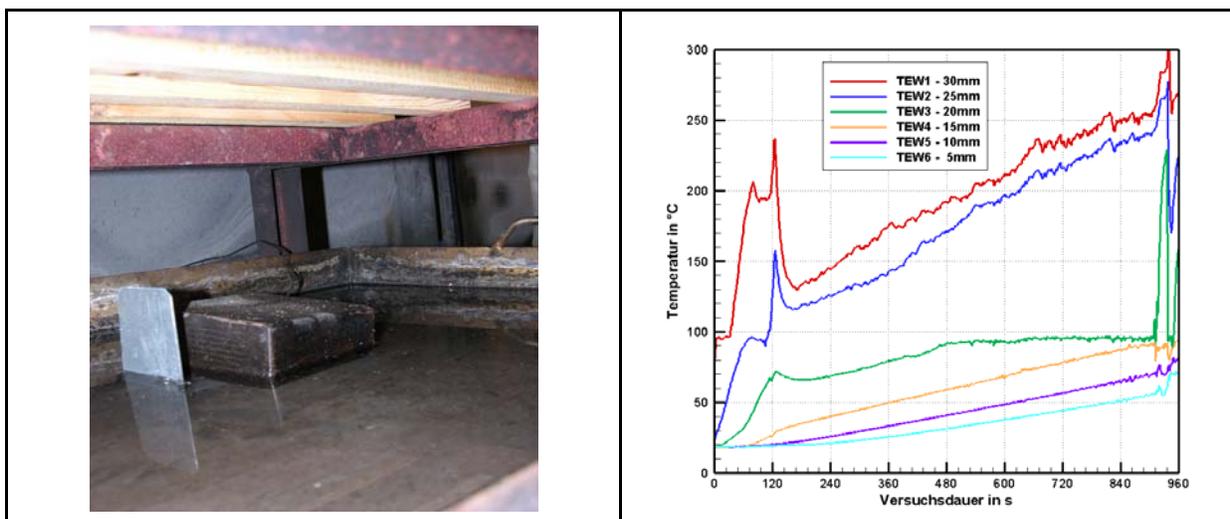


Abbildung 2.18: Thermoelementanordnung in der Zündwanne im 5mm-Raster (links) und Messkurven (rechts) zur Abschätzung der Restmasse an Wasser (Füllstand)

Die beiden oberen Messstellen zeigen zeitlich aufeinanderfolgend bereits in der Phase des Zündbrandes einen Temperaturanstieg von der Flüssigkeitstemperatur auf die Gastemperatur an. Diese sehr schnelle Verdampfung ist auf den direkt auf dem Wasserpolster stattfindenden Heptanbrand zurückzuführen. Messstelle TEW1 befindet sich fast an der Wasseroberfläche. Mit Verlöschen des Zündbrandes sinkt die Verdampfungsrate des Wassers. Die in 20 mm Höhe angeordnete Messstelle zeigt eine allmähliche Temperaturerhöhung auf nahezu Siedetemperatur und erst nach 15 Minuten das Erreichen der Gastemperatur an. Aus der Verringerung des Füllstandes von mindestens 5mm nach 120s sowie der Verringerung um weitere 5mm in den folgenden 780s lässt sich ein Massenverlust von 0,0225kg/s (2,7kg/120s) in der Zündphase und von 0,0035kg/s (2,7kg/780s) für die Phase des Holzkrippenbrandes grob abschätzen.

Berücksichtigt man diese Verdampfungsverluste, erhält man eine korrigierte Restmassekurve, die ab einer Versuchsdauer von 2-2,5 Minuten bis zum Zusammenfallen des Stapels die Massenabbrandrate des Holzstapels widerspiegelt. Abbildung 2.17 zeigt die korrigierte Restmasse und die daraus ermittelte Massenabbrandrate für ein Zeitintervall von 15 Minuten nach Zündung im Vergleich zu den aufgezeichneten Messwerten und deren zeitlicher Ableitung.

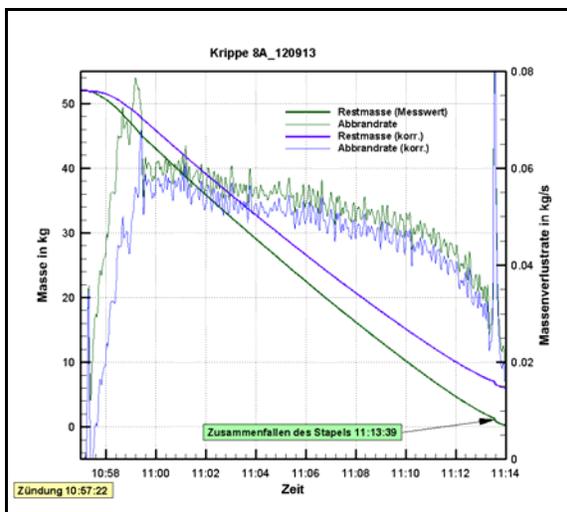


Abbildung 2.19: Vergleich von Restmassenkurve und Massenabbrandrate aus Messwert und bei Berücksichtigung des Massenverlustes von Wasser aus der Zündwanne

Unter Nutzung der Massenabbrandrate ist die HRR überschlägig nach der Formel

$$\dot{Q}_c = \chi \cdot \dot{m} \cdot \Delta H_c \quad (2.4)$$

bestimmbar, wobei χ die Vollständigkeit der Verbrennung beschreibt, ΔH_c den Heizwert des Brennstoffs und \dot{m} die Massenabbrandrate.

Der Faktor für die Verbrennungseffizienz ist von den Verbrennungsbedingungen und damit von verschiedenen veränderlichen Faktoren abhängig, so dass mit Gleichung (2.4) leicht von der Realität abweichende Werte ermittelt werden. Die Bestimmung der HRR anhand der Gasanalyse von Zu- und Abluftströmen erfasst den Einfluss der Verbrennungsbedingungen bereits. Entsprechend der von Dlugogorski angegebenen Gleichungen (2.1) bis (2.3) soll für die Holzkrippenversuche die HRR ermittelt werden. Die Methode gliedert sich wie o. g. in drei Rechenschritte:

- Ermittlung der mittleren Molmasse M_{total}^e der Verbrennungsgase,
- Ermittlung des Stoffmengenstroms \dot{n}_{total}^e der Verbrennungsgase,
- Ermittlung der Heat Release Rate.

Dafür sind die Gaskonzentrationen der verschiedenen Brandgaskomponenten sowie Temperatur und Geschwindigkeit des Abgasstromes erforderlich. Die Gaskonzentrationsmessungen werden mit einem Multikomponenten FT-IR Gasanalysator sowie einem Gasanalysator vom Typ Horiba BE-150 durchgeführt. Der FT-IR Gasanalysator ist ein mobiles Fourier-Transform-Infrarot Spektrometer mit beheizter Messzelle und Signalprozessor. Er ist mit einer beheizten tragbaren Gasentnahmesonde und einem Probenahmesystem ausgestattet [Ansyco 08] und zur simultanen Messung von bis zu 50 Gasen in Gemischen geeignet.

Die Probenahmesonde des FT-IR-Analysators wurde mittig im Abgasrohr am Messstutzen positioniert. Die Steuerung der Messwerterfassung und Auswertung der gemessenen Spektren erfolgte für die FT-IR-Messungen mit dem Programm Gasmet vom externen PC aus. Die kontinuierlich an den Analysator abgeführte Gasprobe wurde für 32 Gaskomponenten quantifiziert. Es wurden übliche Brandgaskomponenten wie CO₂, CO, H₂O, HCl, SO₂, NH₃, Stickoxide, HCN, HF sowie 21 Kohlenwasserstoffe gewählt. Bei Verwendung eines Messintervalles von 5s werden die Messwerte für die Gaskonzentrationen im Zeitintervall von 8s erfasst.

Die Sauerstoffkonzentration ist nicht mittels IR-Spektroskopie bestimmbar, sie wurde mit dem Horiba-Gasanalyse-System gemessen. Der Horiba-Analysator erlaubt die gleichzeitige Messung von CO, CO₂ und unverbrannten Kohlenwasserstoffen unter Nutzung der NDIR Technologie. Mit Hilfe einer separat angeschlossenen galvanischen Messzelle kann Sauerstoff gemessen werden [HORIBA 04]. Das Messgas wird mittels Pumpe durch die Messzelle gesaugt. Die Probenahmesonde (Rohr) ist ebenfalls am Messstutzen neben der FT-IR-Sonde angeordnet. Zu Funktionsweise und Anwendung des Horiba-Systems sei auf [Pleß, Seliger 07] verwiesen. Steuerung der Messung, Datenerfassung- und -darstellung erfolgt auch hier über ein Programm und einen separaten PC. Das Horiba-Messsystem erlaubt eine höhere Messwerterfassungsrate. Die Messwerte wurden im Zeitintervall von 1s aufgezeichnet.

Die Messwerte der Konzentrationen von CO, CO₂, O₂ und Kohlenwasserstoffen (HC) mit dem Horiba-Analysator sind in Abbildung 2.20, die Messwerte der CO-, CO₂-, H₂O- und KW-Konzentrationen aus den FT-IR-Messungen in Abbildung 2.21 dargestellt.

Auch die Konzentrationsverläufe werden in den ersten 2,5min durch das Heptan-Zündfeuer bestimmt. Erst nach Verbrauch des Zündbrennstoffs spiegeln die Konzentrationswerte den Holzabbrand wider. Zum Ende des Zündbrandes sind die höchsten Werte der CO- und CO₂- und Wasserdampfkonzentrationen sowie die geringsten O₂-Konzentrationen vorhanden, da sich dort Zündbrand und entwickelter Holzkrippenbrand überlagern. Nach Verlöschen des Zündbrandes sinken die Kohlenwasserstoff- und auch die CO-Konzentrationen auf sehr kleine Werte ab. Erst nach Zusammenfallen des Stapels steigen sie wieder geringfügig an, da die Glut in die Zündwanne mit dem Restwasser fällt.

Qualitativ stimmen die sowohl mit FT-IR als auch Horiba gemessenen CO- und CO₂- und Kohlenwasserstoff¹-Konzentrationen überein. Der quantitative Vergleich zeigt beim Horiba-Analysator geringere Werte von CO und CO₂ für den Abschnitt des Heptan-Zündfeuers und ebenso geringere CO₂-Konzentrationen für den Holzkrippenabbrand. Eine quantitative Übereinstimmung bei den Kohlenwasserstoffen ist nicht zu erwarten, da der HC-Messwert ein Summenparameter ist, der auf ein Hexan-Äquivalent bezogen ist. Bei der FT-IR-Messung wird auf jeden der 21 gewählten KW's analysiert und erst daraus die Summe ermittelt.

¹ Bei den Horibamessungen wird der gemessene Summenparameter der Kohlenwasserstoffe mit HC bezeichnet und ist auf ein Hexan-Äquivalent bezogen. Bei der FTIR-Messung wird die Summe der einzeln gemessenen spezifischen Kohlenwasserstoffe mit KW bezeichnet.

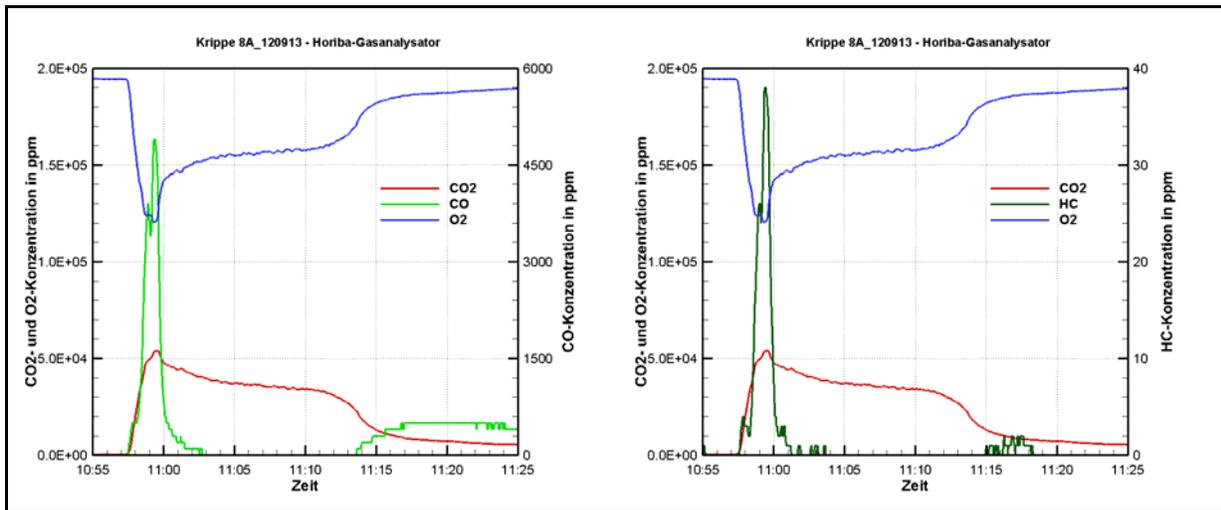


Abbildung 2.20: Konzentrationsentwicklung von CO₂, CO, O₂, HC im Abgasstrom für den Versuch 8A_120913 (gemessen mit Horiba-Gasanalysator)

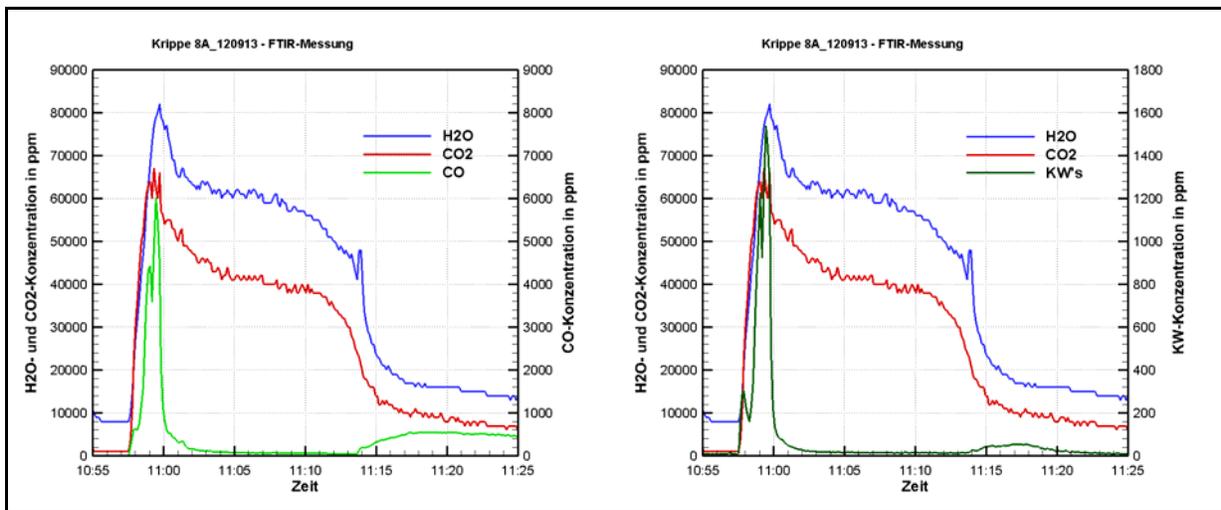


Abbildung 2.21: Konzentrationsentwicklung von H₂O, CO₂, Kohlenwasserstoffen (KW) im Abgasstrom für den Versuch 8A_120913 (FT-IR-Messung)

Zur Ermittlung der Molmasse des Brandgases (Gl. 2.1) sind CO₂-, CO-, O₂-, H₂O-, N₂- sowie Kohlenwasserstoff-Konzentrationen erforderlich. Dies bedeutet, dass entweder die Wasserdampfkonzentrationen aus der FT-IR-Messung in die Horiba-Messwertdatei zu übertragen sind, oder die O₂-Messwerte in die FT-IR-Messwertdatei. In jedem Fall wird eine Interpolation von Messwerten auf ein anderes Zeitintervall erforderlich.

FT-IR-Messungen haben den Nachteil des großen Zeitintervalls der Messwerte, so dass bei schnellen Änderungen nicht genug Messwerte (Stützstellen der Kurve) vorhanden sind. Einen wesentlichen Vorteil stellt die höhere Genauigkeit der Messwerte infolge der hohen Anzahl betrachteter Komponenten einschließlich der unterschiedlichen Kohlenwasserstoffe dar, da sich z. B. auch die Stickstoffkonzentration rechnerisch als Differenz zu 1 ergibt. Daher wurde für die weitere Ermittlung der Molmasse eine Interpolation der FT-IR-Messwerte auf ein 1s-Intervall vorgenommen und die O₂-Konzentration aus der Horiba-Messung verwendet, so dass direkt folgend der Stoffmengenstrom ermittelt werden konnte, für den die Messwerte für Geschwindigkeit und Temperatur des Abgasstromes erforderlich sind und im Zeitintervall von 1s vorliegen.

In Abbildung 2.22 sind die zeitlichen Verläufe der interpolierten Konzentrationen $X_{H_2O}^e$,

$X_{N_2}^e$, $X_{O_2}^e$, $X_{CO_2}^e$, X_{CO}^e , X_{HC}^e (Diagramm links) und der nach Gl. (2.1) berechneten mittleren Molmasse M_{total}^e (Diagramm rechts) dargestellt. In Abbildung 2.23 ist der nachfolgend nach Gl. (2.2) ermittelte Stoffmengenstrom sowie die HRR entsprechen Gl. (2.3) grafisch dargestellt.

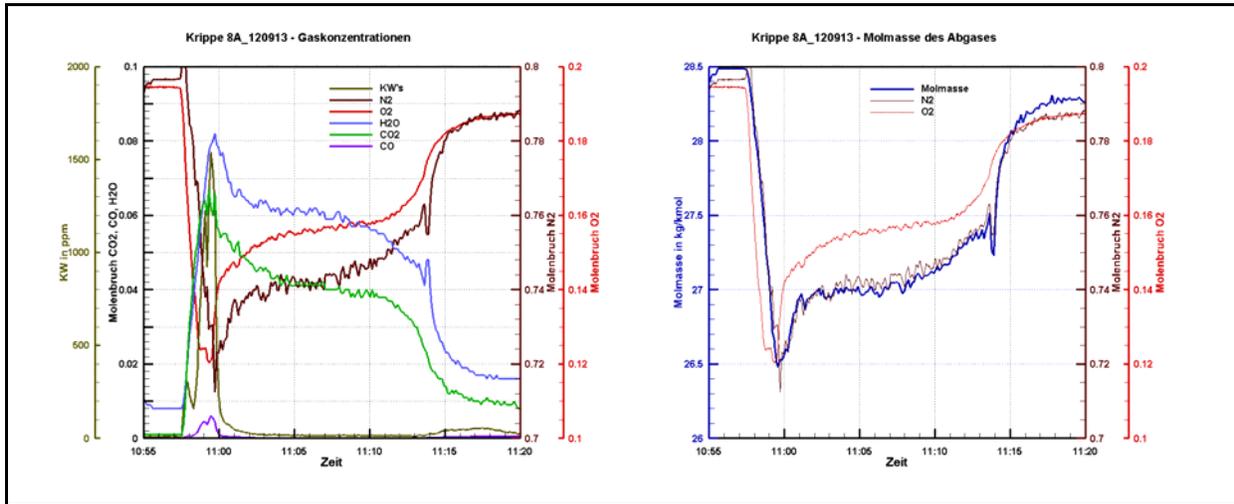


Abbildung 2.22: Konzentrationen (links) und Molmasse des Abgases (rechts) als Funktion der Versuchszeit für den Versuch 8A_120913

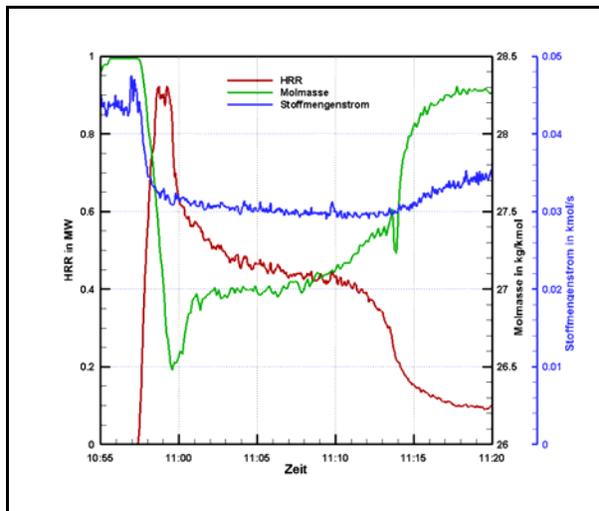


Abbildung 2.23: Berechnete HRR sowie mittlere Molmasse und Stoffmengenstrom des Abgases als Funktion der Versuchszeit für den Versuch 8A_120913

Die Abbildung 2.24 zeigt die Kurve für die HRR als Funktion der Versuchszeit in Sekunden für eine Dauer von 960s, beginnend vom Zeitpunkt der Zündung der Holzkrippe, und zum Vergleich die nach Gl. (2.4) ermittelte HRR für den Brandabschnitt nach Verlöschen des Zündbrandes. Als Bestimmungsgrößen für Gl. (2.4) wurden die aus der gemessenen Restmasse ermittelte Massenabbrandrate, der Heizwert für Kiefernholz mit einer rel. Feuchte von 10% von $\Delta H_c = 17,1 MJ/kg$ sowie das Verbrennungseffizienzverhältnis $\chi = 1$ verwendet.

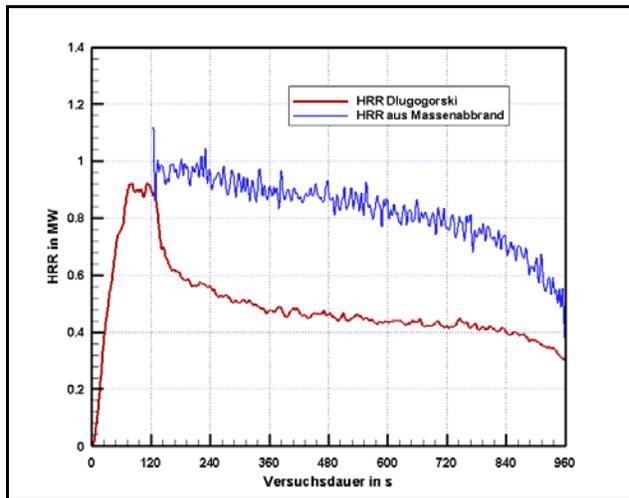


Abbildung 2.24: Gegenüberstellung der HRR für den Holzkrippenbrand 8A_120913

Für die HRR aus der Massenabbrandrate in Abb. 2.24 wurde nur der Zeitabschnitt nach Verlöschen des Zündfeuers bis zum Zusammenfallen des Stapels betrachtet, da nur für diesen Abschnitt Aussagen zur Restmasse des Brennstoffs Holz gesichert sind. In der Phase des Zündbrandes sind Massenverlust von Zündbrennstoff und Holz zeitlich überlagert.

Dennoch lassen sich für einen Vergleich Abschätzungen zur Massenabbrandrate des Zündbrandes aufgrund der eingesetzten Brennstoffmasse vornehmen. Bei Verwendung von 1,84 kg Heptan als Zündbrennstoff wäre nach Gl. (2.4) bei Voraussetzung einer konstanten Abbrandrate über 120s Branddauer eine HRR von 0,68MW zu erwarten. Die Integration der nach Gl. (2.3) ermittelten HRR (rote Kurve) im Zeitintervall von 0 bis 120s ergibt eine Energie von 77MJ, die bei konstanter Freisetzung einer mittleren HRR von 0,64MW entspricht. Legt man diese integrale Betrachtung zugrunde, ist eine gute Übereinstimmung der Energiefreisetzung aus Massenabbrand (82MJ) und der Methode nach Dlugogorski festzustellen, wobei der Massenabbrand des Holzes in der Vorbrennzeit nicht berücksichtigt ist.

Der zeitliche Verlauf der nach Gl. (2.3) ermittelten HRR (rote Kurve) weicht von einer konstanten Rate stark ab. In der Phase des Zündbrandes erreicht die HRR erst nach 60s ein Maximum von 0,9MW und sinkt nach Verlöschen des Zündbrandes nach ca. 120s wieder ab. Damit spiegelt der Verlauf in der Anfangsphase nicht den realen Brandverlauf wider, wie er sich z. B. anhand visueller Videoaufnahmen und dem Temperaturverlauf an der Brandquelle (z. B. Abb. 2.15) zeigt .

Dies liegt u. a. in der Versuchsanlage und der Messstellenanordnung begründet. Die Messstellen für die Bestimmungsgrößen von Gl. (2.3) befinden sich am Messstutzen. Nach Zündung des Brandes entwickelt sich die Brandgasströmung und die Ausbreitungsgeschwindigkeit steigt entsprechend Messort unterschiedlich schnell an, was z. B. in den Geschwindigkeiten in der Durchgangstür zu beobachten ist. Erst die im Abgasraum unter der Esse befindlichen Gase werden von der Rauchgasabsaugung erfasst. Anhand der Verläufe der Messgrößen ist erkennbar, dass sich nach ca. 60s ein Brandregime einschließlich einer kontinuierlichen Brandgasabführung etabliert hat, so dass eine Ermittlung der HRR nach Gl. (2.3) unter Widerspiegelung des zeitlichen Verlaufs möglich ist. Nach der Vorbrennphase findet der reine Holzkrippenabbrand statt. Die nach Gl. (2.4) ermittelte HRR zeigt die Abhängigkeit vom Massenabbrand und übersteigt den Wert der nach Dlugogorski ermittelten HRR weit, bei ähnlichem Verlauf.

Als mögliche Ursachen der Abweichungen kommen folgende Sachverhalte in Frage:

seitens der Vergleichskurve nach Gl. (2.4):

- Verbrennungseffizienzverhältnis ist keine Konstante und kleiner als 1,

seitens der Ermittlung der HRR nach Dlugogorski:

- das Entweichen von Brandgasen aus dem Bilanzraum über die Öffnungen im Abgasraum.

Insbesondere das Entweichen der Brandgase über die Öffnungen infolge unzureichender Absaugleistung muss als mögliche Ursache der Abweichungen gesehen werden. Anhand der Videoaufnahmen von Heissversuchen in der nachfolgenden Abbildung 2.25 ist das Entweichen von Rauchschwaden erkennbar. Rußspuren an der äußeren Containerwand über den Öffnungen im Abgasraum (vgl. Abb. 2.9) weisen ebenfalls darauf hin. In weiteren Untersuchungen müssen die Ursachen dafür geklärt werden.



Abbildung 2.25: Blick auf die Seitenöffnung im Abgasraum während des Holzkrippenbrandversuches

2.3.2 Löschversuche

In Löschversuchen mit verschiedenen Löschwasserraten wurde die Beeinflussung des Brandverlaufes untersucht. Dazu wurden Vollkegeldüsen verwendet, mit denen in Abhängigkeit vom Betriebsdruck (Druckbereich von 0,5 -10 bar) unterschiedliche Durchsätze bei gleichmäßiger Vollkegelverteilung des Wassers mit einem Sprühkegelwinkel von 60° erzielt werden können (vgl. Tabelle 2.2). Die Vollkegeldüse wurde unter der Brandraumdecke mittig über der Holzkrippe installiert, wie anhand der Versuchsanordnung für Versuch 4 in Abbildung 2.23 zu sehen ist. Der sich ohne Brand ausbreitende Sprühkegel weist am Boden eine Kreisfläche mit einem Durchmesser von ca. 2,2m auf und würde die Seitenwände nicht beaufschlagen.

Tabelle 2.2: Betriebsparameter der Löschdüsen für die Versuche 4-8

Versuch.	Düsenbezeichnung	Druck/Volumenstrom
Versuch 4	460.924	2 bar/20l/min
Versuch 5	460.924	1 bar/15l/min
Versuch 6	460.804	2 bar/11l/min
Versuch 7	460.804	0,5 bar/6l/min nach 12min



Abbildung 2.26: Versuchsanordnung in der Brandkammer für Versuch 4 (Holzkrippenbrand 8A und Vollkegeldüse 460.924)

Analog zu den Heissversuchen wurden bei den Löschversuchen Temperaturen, Geschwindigkeiten und Gaskonzentrationen gemessen und nachfolgend die HRR anhand der Messgrößen im Abgasstrom ermittelt. Für den Versuch 4, bei dem nach 8min mit der Löschwasserbeaufschlagung mit einem Volumenstrom von 20l/min begonnen wurde, sind nachfolgend Temperaturen, Geschwindigkeiten und Gaskonzentrationen entsprechend der Messanordnung (vgl. Abb. 2.11) dargestellt.

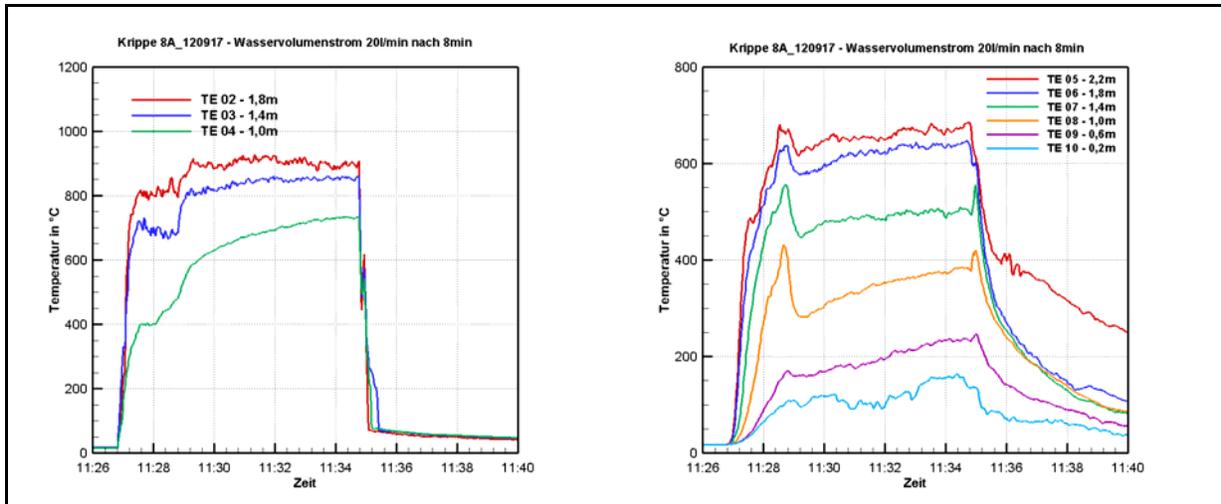


Abbildung 2.27: Temperaturentwicklung über der Brandquelle (links) und in der Raumecke (rechts) für den Löschversuch 8A_120917

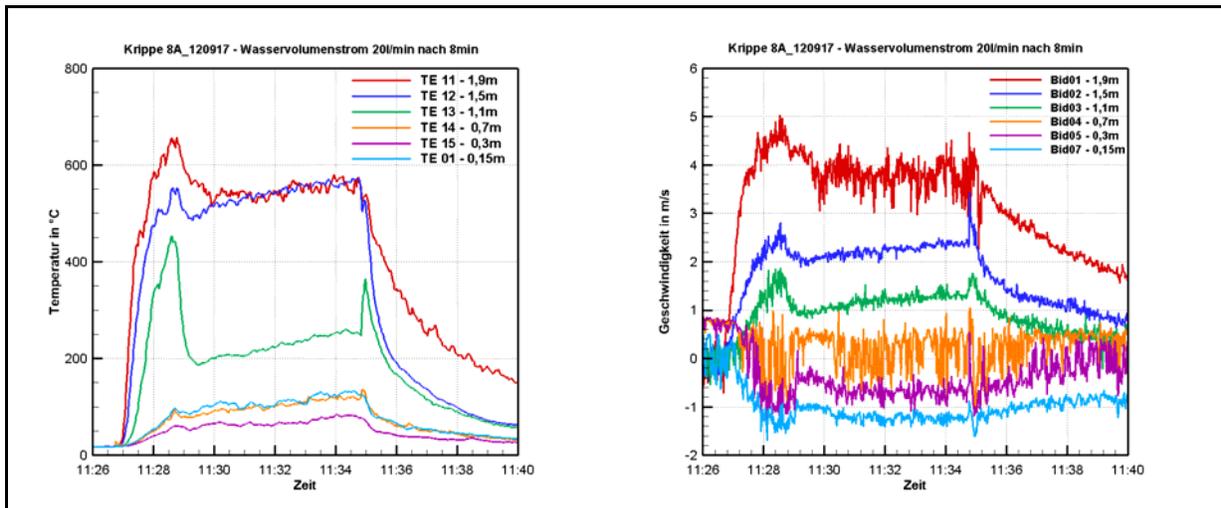


Abbildung 2.28: Temperaturentwicklung in der Tür (links) und Geschwindigkeiten in der Tür (rechts) für den Löschversuch 8A_120917

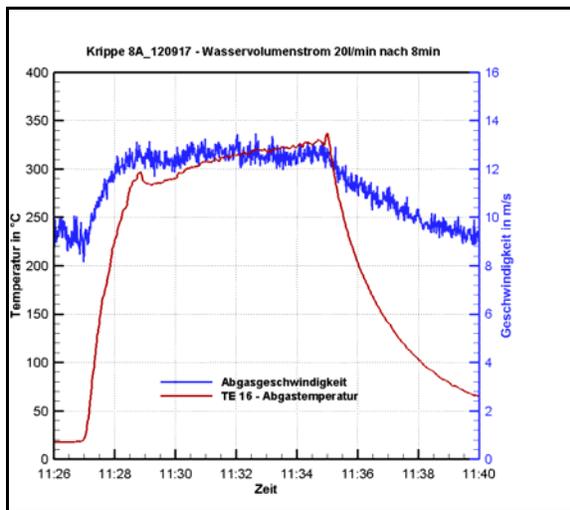


Abbildung 2.29: Gastemperatur und Geschwindigkeit im Abgasrohr (Messstutzen) für den Löschversuch 8A_120917

Die Zündung des Heptan-Zündbrandes erfolgte zum Zeitpunkt 11:26:51. Der Temperaturverlauf zeigt wie erwartet den ähnlichen Verlauf wie er bei den Heissversuchen beobachtet wurde. Die Gaseschwindigkeiten in Abbildung 2.28 weisen große Schwankungen auf. Mit Beginn der Löschwasserbeaufschlagung, die 10 Minuten mit dem Volumenstrom von 20l/min beibehalten wurde, ist an der Holzkrippe eine sofortige Temperaturenniedrigung zu verzeichnen. An den weiter von der Brandquelle entfernten Messstellen sinkt die Temperatur langsamer. Die Geschwindigkeiten in der Tür verringern sich ebenfalls kontinuierlich, wobei an der unteren Messstelle immer noch eine geringe Zuströmung erhalten bleibt. Die Abgastemperatur sinkt sehr schnell, innerhalb von 2min um 200 Grad. Die Erfassung der Restmasse ermöglicht nur bis zum Beginn des Löschwassereinsatzes Aussagen zum Abbrandverhalten. Auf die Darstellung wurde verzichtet.

In Abbildung 2.30 zeigen IR-Videoaufnahmen zu verschiedenen Zeiten der Löschwasserbeaufschlagung eine von oben nach unten fortschreitende Brandunterdrückung in der Holzkrippe. In Abbildung 2.31 ist die Holzkrippe nach 10 Minuten Löschwasserbeaufschlagung zu sehen. Die Krippenkontur ist erhalten geblieben und verdeutlicht eine wirksame Brandbeeinflussung.

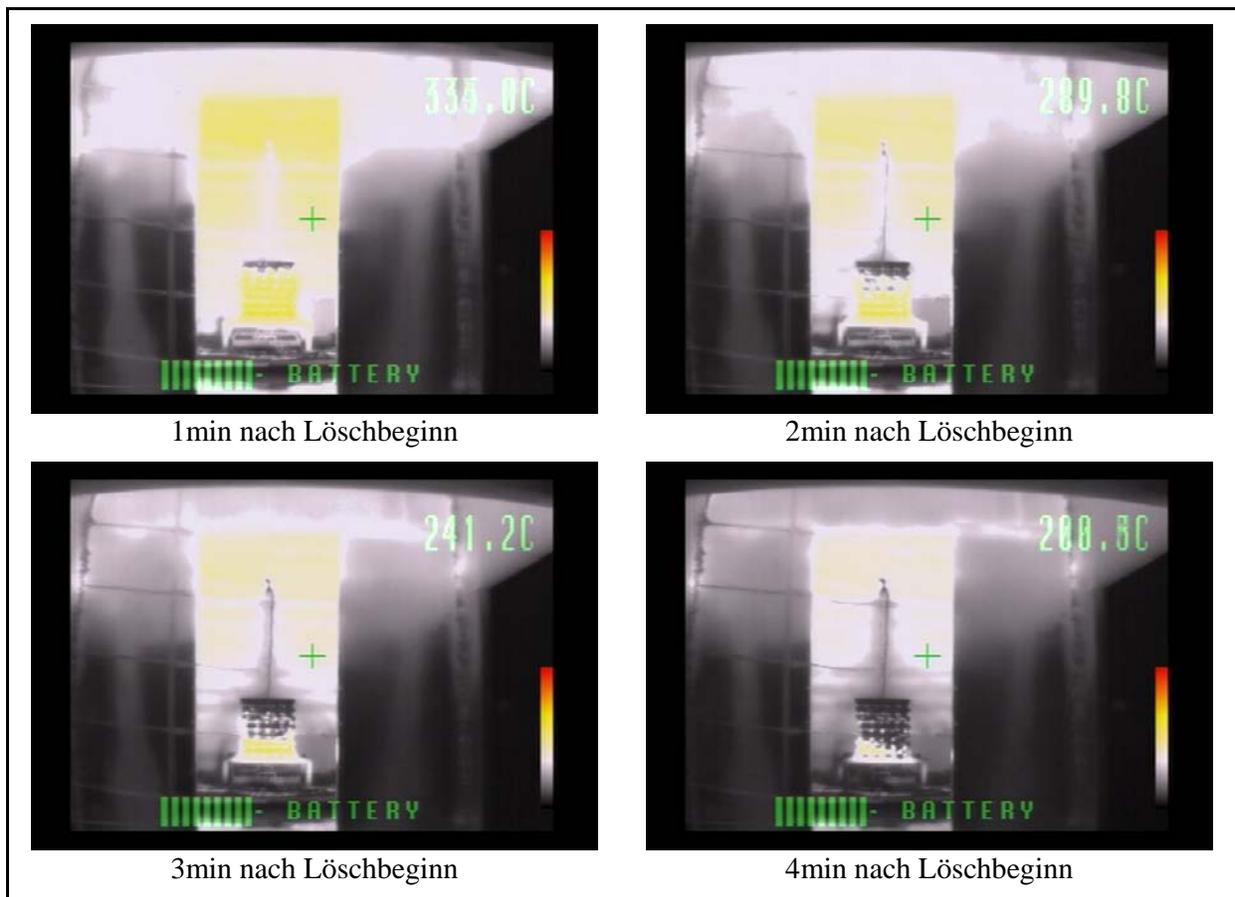


Abbildung 2.30: IR-Aufnahme der Holzkrippe in der Brandkammer zu verschiedenen Zeiten der Löschwasserbeaufschlagung (Löschversuch 8A_120917)



Abbildung 2.31: Holzkrippe nach 10min Löschwasserbeaufschlagung mit 20l/min (Löschversuch 8A_120917)

Die HRR wird unter Nutzung der Gaskonzentrationen nach der Methode von Dlugogorski ermittelt. Abbildung 2.32 und 2.33 zeigen die mit Horiba- und FT-IR-Gasanalysator ermittelten Konzentrationsverläufe über die Versuchsdauer.

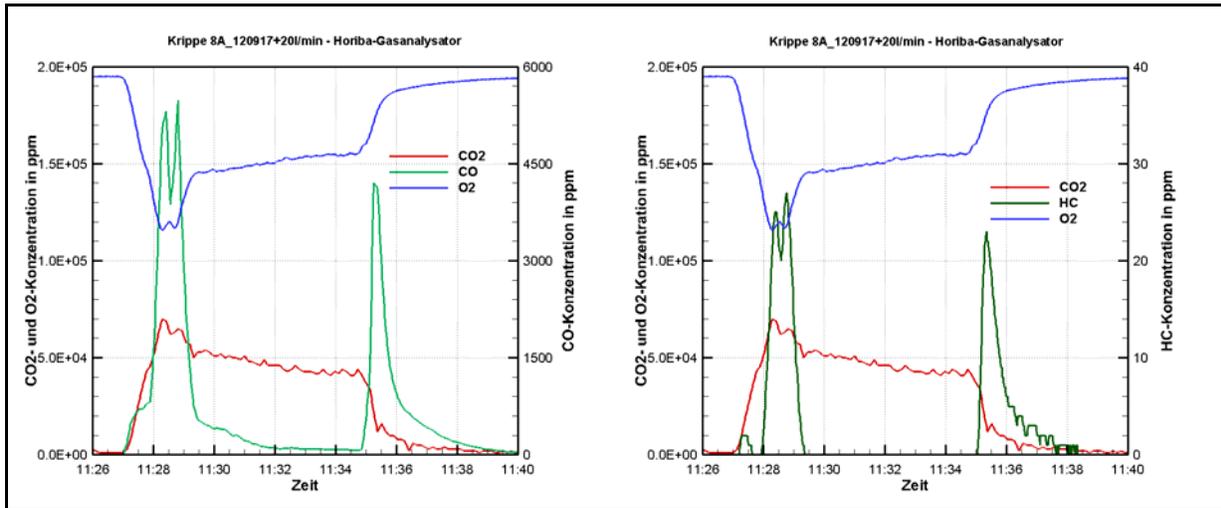


Abbildung 2.32: Konzentrationsentwicklung von CO₂, CO, O₂, HC im Abgasstrom für den Löschversuch 8A_120917 (gemessen mit Horiba-Gasanalysator)

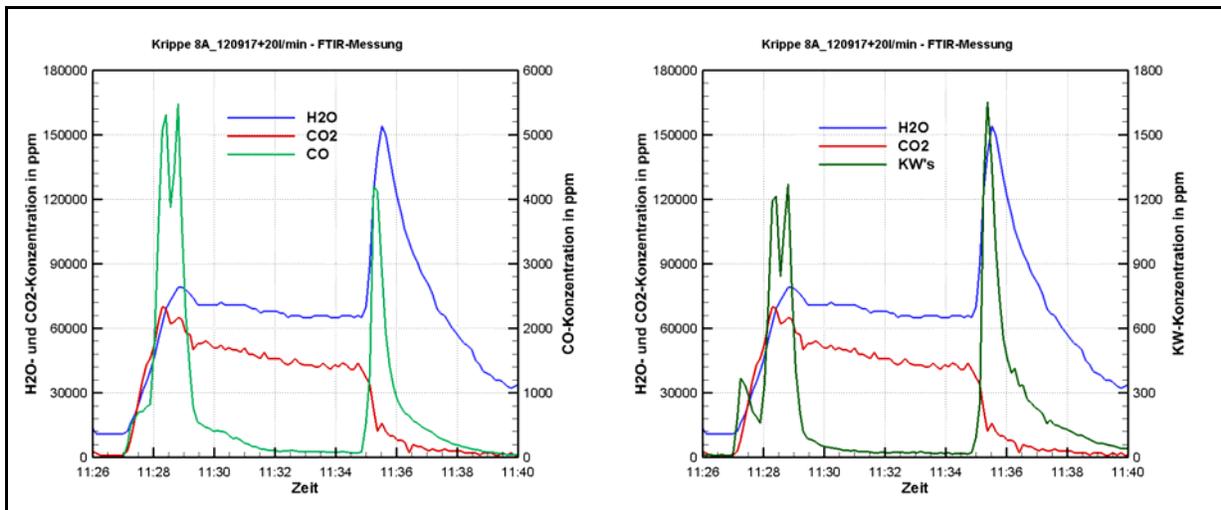


Abbildung 2.33: Konzentrationsentwicklung von H₂O, CO₂, Kohlenwasserstoffen (KW) im Abgasstrom für den Löschversuch 8A_120917 (FT-IR-Messung)

Trotz Schutz der Wasserzuleitung ist die Vollkegeldüse den Flammen ausgesetzt, so dass heiße Brandgase in die Düse und Teile der Zuleitung gepresst werden. Mit Beginn der Wasserzufuhr ist infolge des Druckausgleichs zunächst ein intervallartiger Wasserausstoß aus der Vollkegeldüse zu beobachten, der sich erst nach ca. 20s zu einem ausgeprägten kegelförmigen Sprühbild entwickelt mit gleichbleibendem Volumenstrom von 20l/min.

Die Konzentrationsverteilungen zu Beginn der Brandentwicklung (bis 8min) gleichen denen des Heißversuchs. Von besonderem Interesse sind die Konzentrationsentwicklungen während der Brandbeeinflussung durch das Löschwasser. Mit Beginn der Wasseraufbringung sind ein starker Anstieg der Kohlenwasserstoff- und CO-Konzentrationen sowie der Konzentrationen von H₂O und O₂ zu beobachten. Zeitgleich findet das Absinken der CO₂-Konzentration statt. Diese starken Änderungen finden in einem Zeitintervall von ca. 30s statt und charakterisieren die stattfindende Brandunterdrückung. Schnappschüsse von Videoaufnahmen in Abbildung 2.34, in denen die

unbeeinflusste Brandphase und der durch Löschwasser beeinflussten Brand unmittelbar nach Beginn der Löschwasserzufuhr gegenübergestellt sind, verdeutlichen die sehr unterschiedlichen Verbrennungsbedingungen.

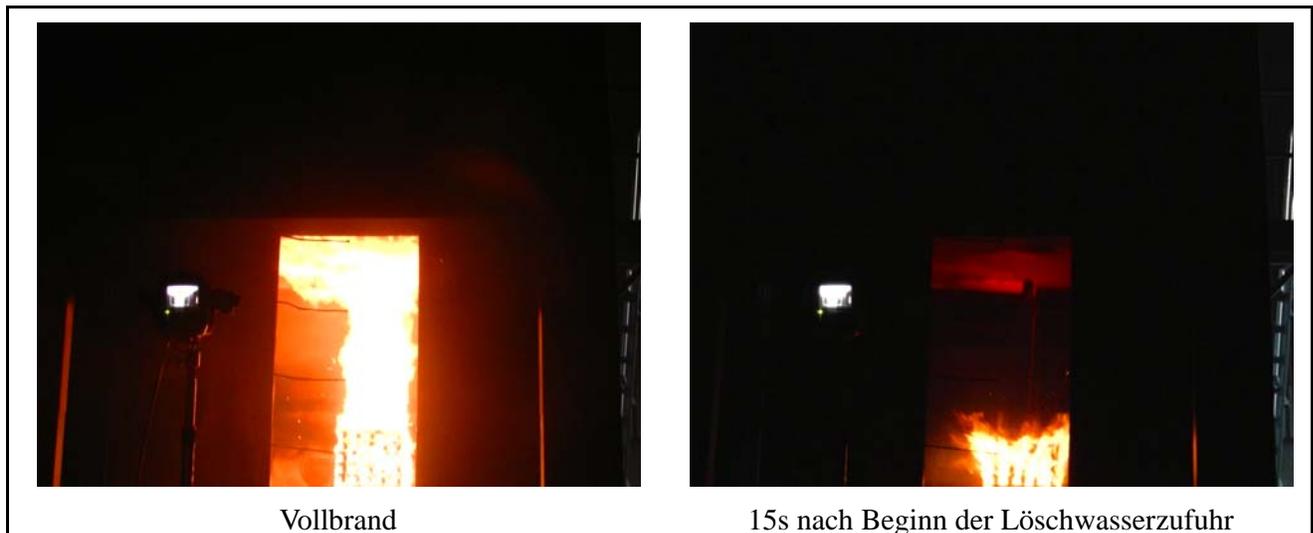


Abbildung 2.34: Blick in die Brandkammer in der Vollbrandphase (links) und in der Brandphase nach Beginn der Löschwasserzufuhr (rechts) für den Löschversuch 8A_120917 (20l/min)

Die Verbrennung kommt nicht zum Erliegen sondern wird auf niedrigem Niveau (mit geringerer Energiefreisetzung) fortgesetzt. In den IR-Aufnahmen (Abbildung 2.30) erkennt man die durch den Wasserdampf kleiner werdenden Verbrennungsbereiche. In den Konzentrationsverläufen der Verbrennungsgase ist nach der Phase der schnellen Änderung eine deutlich geringere Änderung der Konzentrationen zu verzeichnen, die charakteristisch für eine kontinuierlich abklingende Verbrennung sind. Die Abnahme der Wasserdampfkonzentration vollzieht sich über einen längeren Zeitraum als z. B. die KW- oder CO-Konzentration, da die Wasserzufuhr bis zum Ende des Versuchs andauert.

In den anderen Löschversuchen wurden geringere Löschwasserraten angewendet. Im Löschversuch 8A_120920 wurde mit einer anderen Vollkegeldüse ein Volumenstrom von 11l/min realisiert. Die daraus resultierende Brandbeeinflussung ist in den nachfolgenden Abbildungen dargestellt. Schnappschüsse des IR-Videos in der Brandbeeinflussungsphase für Löschversuch 8A_120920 zeigt Abbildung 2.35. Im Gegensatz zum Versuch mit größerem Volumenstrom vollzieht sich die Abkühlung langsamer, wobei zum Ende des Versuches ebenfalls die Krippenkontur erhalten bleibt. Die visuelle Videoaufnahme in Abbildung 2.36 zeigt, dass die Verbrennung und Flammenentwicklung während der Löschwassereinwirkung andauert. Die Videoaufnahmen zeigen das für einen Löschvorgang charakteristische Verhalten. Zum Zeitpunkt des Einsetzens der Wasserzufuhr wirkt auf den voll entwickelten Brand eine Gegenströmung aus Luft und Wasser, die den weiteren Brandverlauf zunächst behindert und teilweise verdrängt. Beim Feststoffbrand werden dadurch auch Teile halbverbrannten Brennstoffs und Asche entfernt. Als Folge ist in der sich anschließenden Brandphase eine Intensivierung der Verbrennung zu beobachten, die nur von kurzer Dauer ist. Danach stellt sich eine kontinuierliche Wechselwirkung zwischen der Wasserströmung und der Brandgasströmung ein, die in Abhängigkeit von Volumenstrom, Sprühbild und Tropfengrößen zu einer mehr oder weniger erfolgreichen Brandunterdrückung führt.

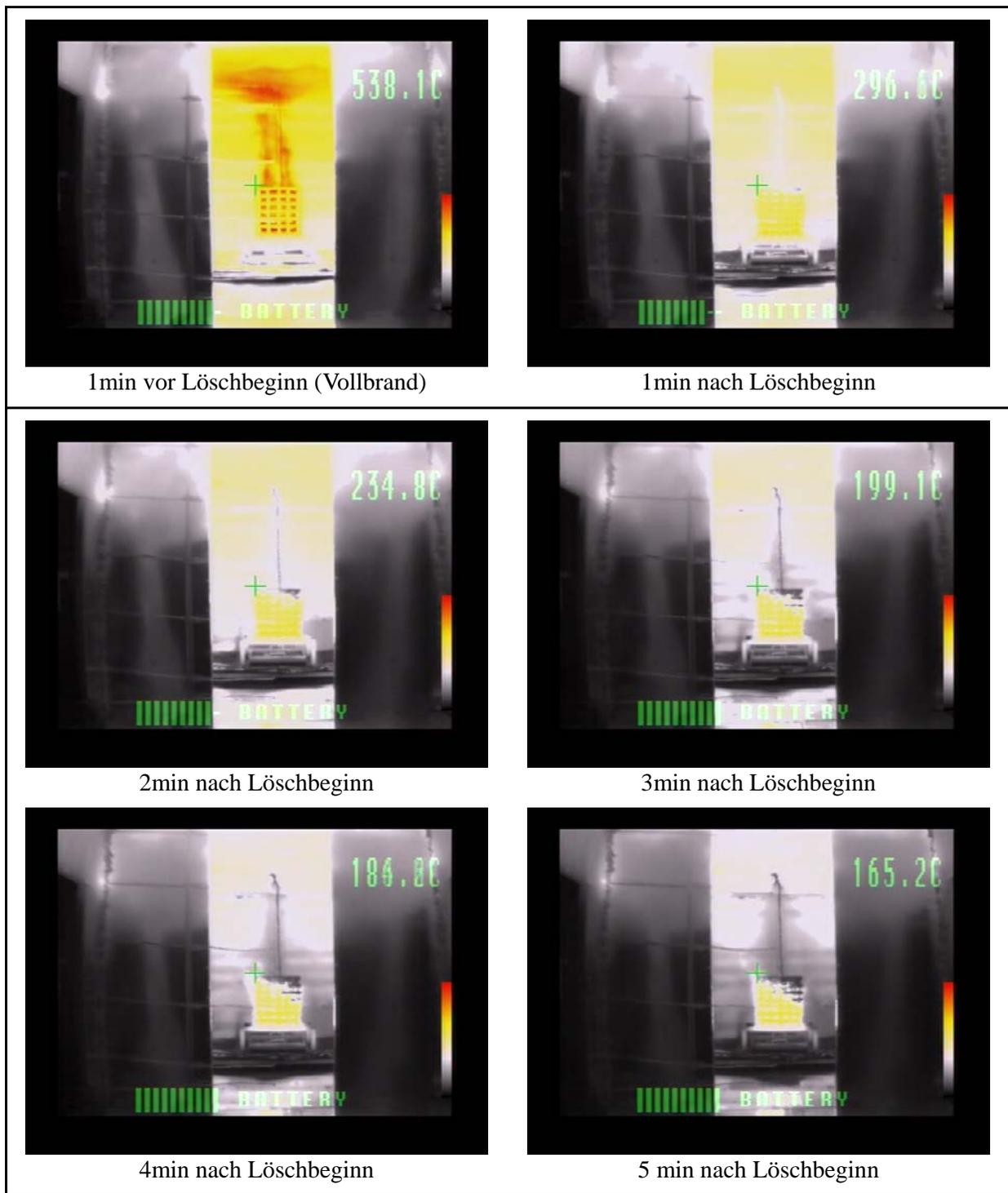


Abbildung 2.35: IR-Aufnahme der Holzkrippe in der Brandkammer zu verschiedenen Zeiten der Löschwasserbeaufschlagung (Löschversuch 8A_120920 mit 11l/min)

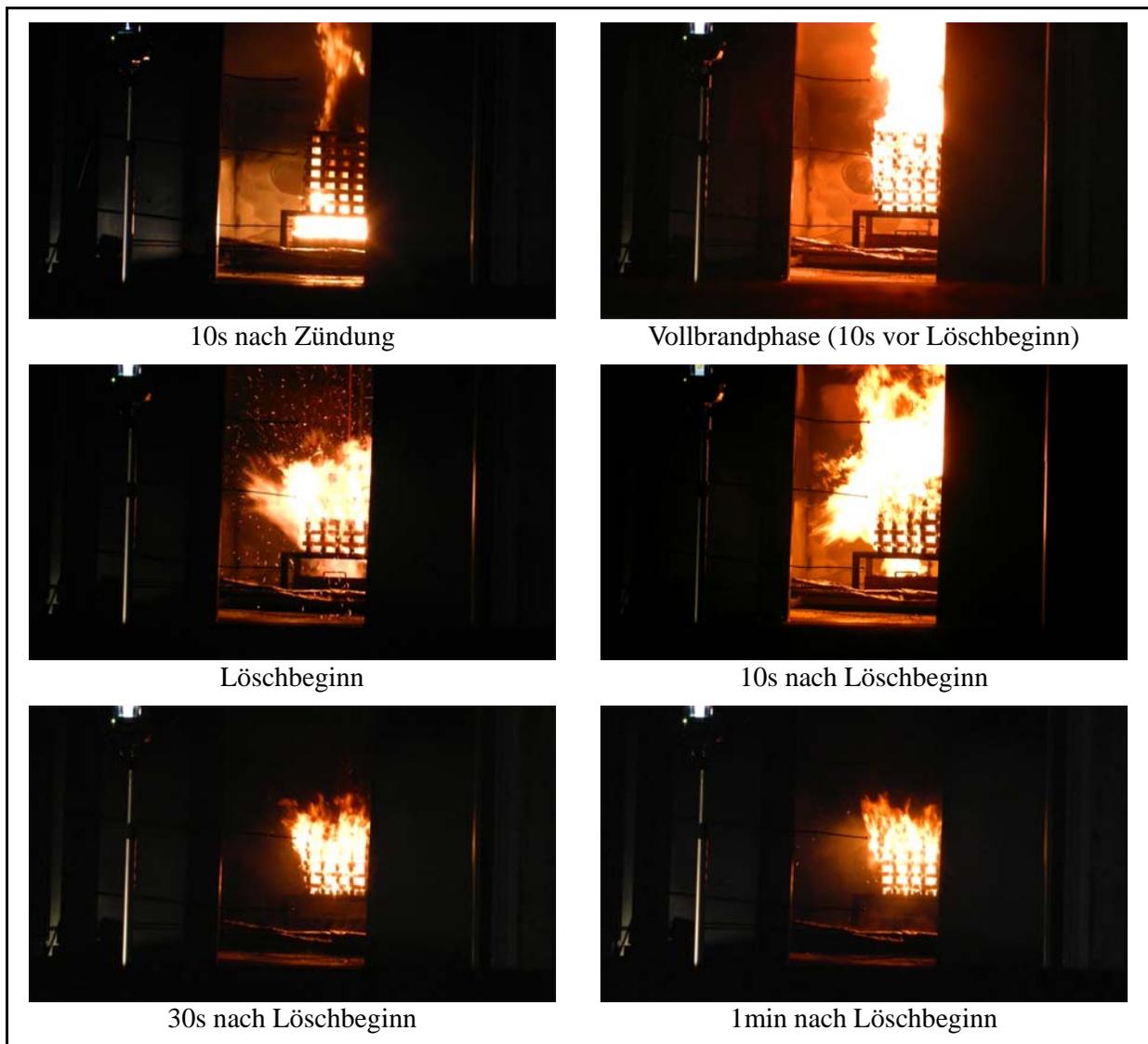


Abbildung 2.36: IR-Aufnahmen der Löschwasserbeaufschlagung der Holzkippe mit einem Volumenstrom von 11l/min (Löschversuch 8A_120920)

Die Temperaturverläufe an den Messstellen im Brandraum und dem Abgasrohr, dargestellt in Abbildungen 2.37 bis 2.39, sind bis zum Löschbeginn vergleichbar mit denen des Löschversuchs 8A_120917 (20l/min) und der Heissversuche, was auf gut reproduzierbare Versuchsbedingungen schließen lässt. Unterschiedliches Verhalten ist mit Beginn des Löschvorganges zu erwarten und wird in den Konzentrationsverläufen in Abbildungen 2.40 bis 2.43 gegenübergestellt. Die Konzentrationsverläufe der entscheidenden Gaskomponenten werden für die Löschversuche mit den Löschwasserraten von 20, 15, und 11 l/min im Vergleich zum Heissversuch 8A_120913 grafisch dargestellt. Für den Vergleich wird in den Diagrammen der Messgrößenverlauf über die Versuchsdauer verwendet.

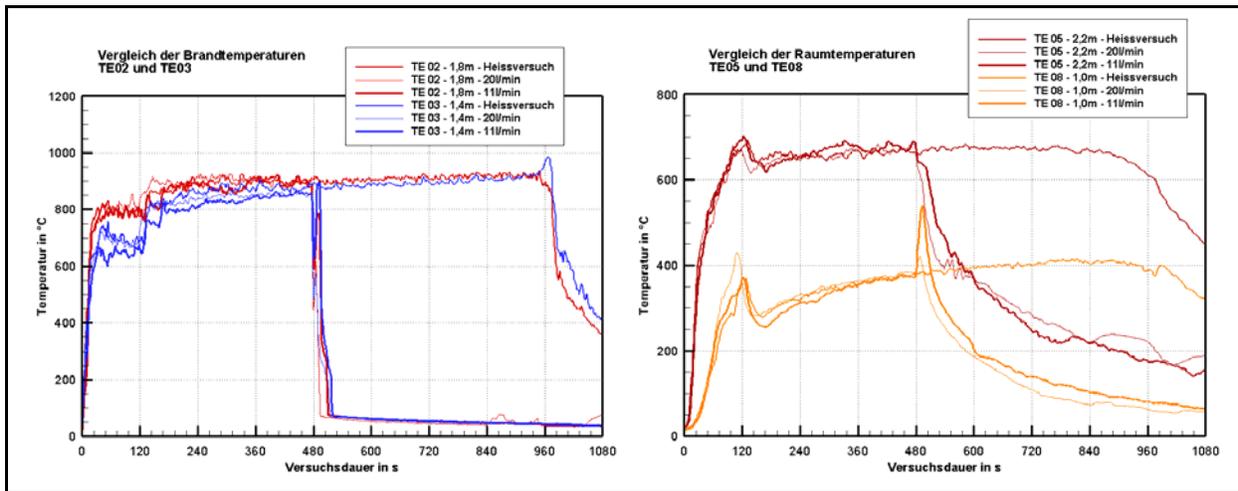


Abbildung 2.37: Vergleich der Temperaturentwicklung über der Brandquelle (links) und in der Raumecke (rechts) für den Heissversuch und Löschversuche mit 11 und 20l/min

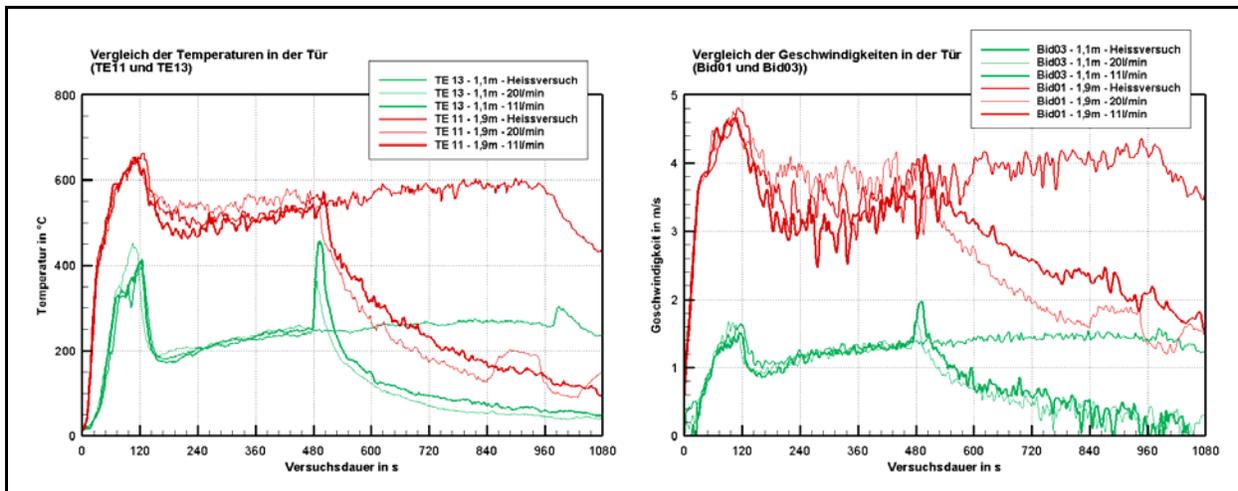


Abbildung 2.38: Vergleich der Temperaturentwicklung in der Tür (links) und Geschwindigkeiten in der Tür (rechts) für den Heissversuch und Löschversuche mit 11 und 20l/min

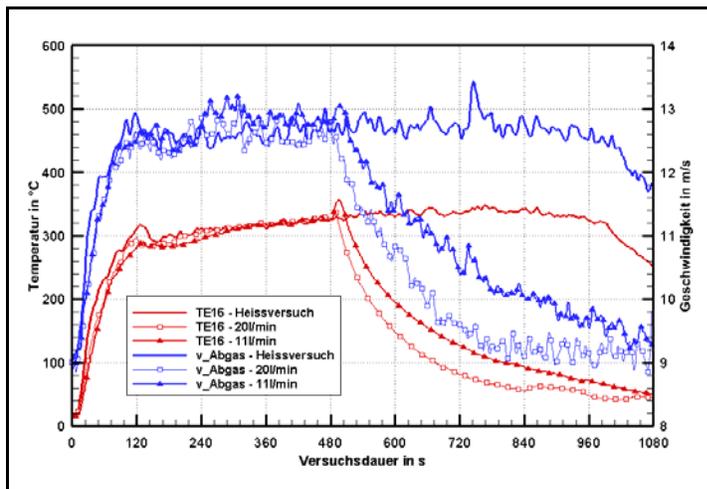


Abbildung 2.39: Vergleich der Abgastemperatur und -geschwindigkeit von Heissversuch und Löschversuchen mit 11 und 20l/min

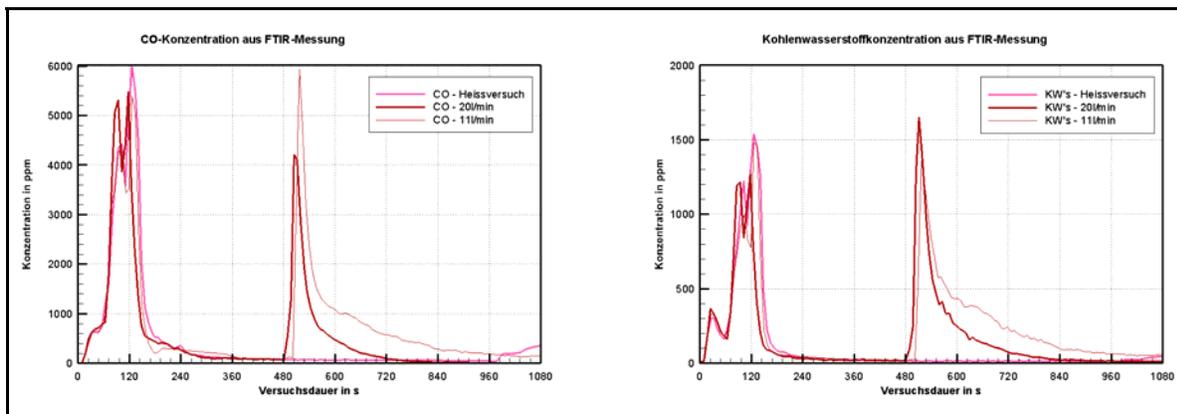


Abbildung 2.40: Vergleich der CO- und KW-Konzentrationen aus den FT-IR-Messungen von Heissversuch und Löschversuchen mit 11 und 20l/min

Im Diagramm in Abbildung 2.40 sind die mittels FT-IR gemessenen CO- und KW-Konzentrationen über die Versuchsdauer aufgetragen. Die Piks in der Phase des Heptan-Zündfeuers sind für Heiss- und Löschversuche in gleichem Maße ausgeprägt. Die Piks zu Beginn der Löschwasserbeeinflussung treten nur bei den Löschversuchen auf und zeigen eine Abhängigkeit von der Löschwasserrate.

Der Vergleich der CO-Konzentrationen in Abbildung 2.40 zeigt bei einer Löschwasserrate von 20l/min ein Absinken der Konzentration auf Null, während bei der Löschwasserrate von 11l/min zwar ein Absinken der Konzentration vorhanden ist, aber kein Nullniveau erreicht wird. Es ist zu vermuten, dass zwischen diesen beiden Löschwasserraten die kritische Löschintensität experimentell ermittelt werden kann. Setzt man ein kegelförmiges Sprühbild voraus, so ist bei der Löschwasserrate von 20l/min eine Löschintensität von ca. 10l/m² min in Höhe der Oberkante der Krippe abzuschätzen, bei der Löschwasserrate von 11l/min eine Löschintensität von ca. 5,5l/m² min.

Zur Darstellung der Abhängigkeit von der Löschwasserrate wird ein weiterer Versuch, der Löschversuch mit dem Volumenstrom von 15l/min, in die Vergleiche einbezogen. In Abbildung 2.41 sind Wasserdampf- und CO₂-Konzentrationen aus den FT-IR-Messungen für die unterschiedlichen Versuche gegenübergestellt. Die CO₂-Konzentrationen zeigen sehr gute Übereinstimmungen in der Heissbrandphase. Die im Gegensatz dazu ersichtlichen Abweichungen bei den H₂O-Konzentrationen sind möglicherweise auf die Testung der Wasserlöschanlage vor Versuchsbeginn zurückzuführen. Der Pik in der Verlaufskurve für die Wasserdampfkonzentration und auch das Abklingverhalten zeigen eine Abhängigkeit von der Löschwasserrate.

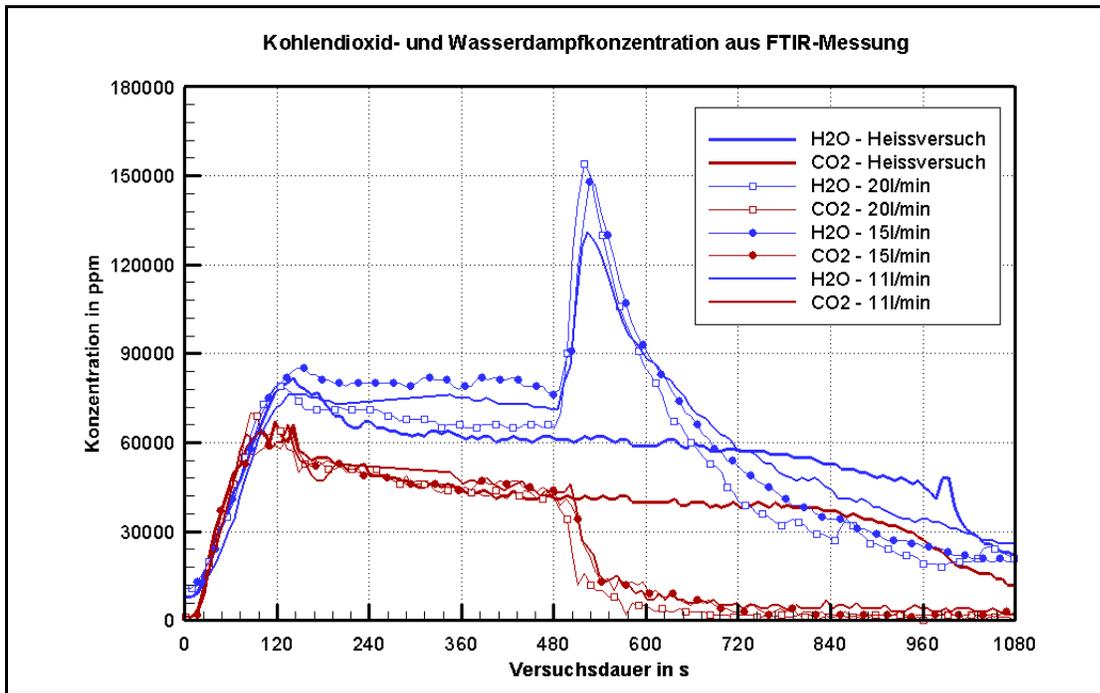


Abbildung 2.41: Vergleich der CO₂- und H₂O-Konzentrationen aus FT-IR-Messungen von Heissversuch und Löschversuchen mit 11, 15 und 20l/min

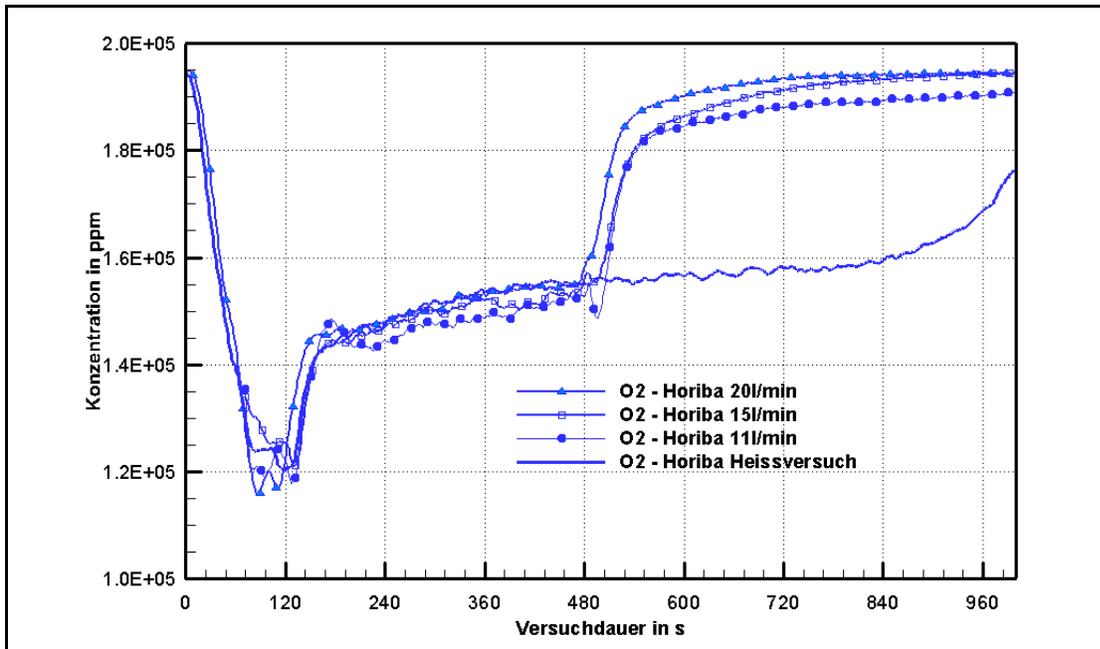


Abbildung 2.42: Vergleich der O₂ -Konzentrationen aus den Horiba-Messungen von Heissversuch und Löschversuchen mit 11, 15 und 20l/min

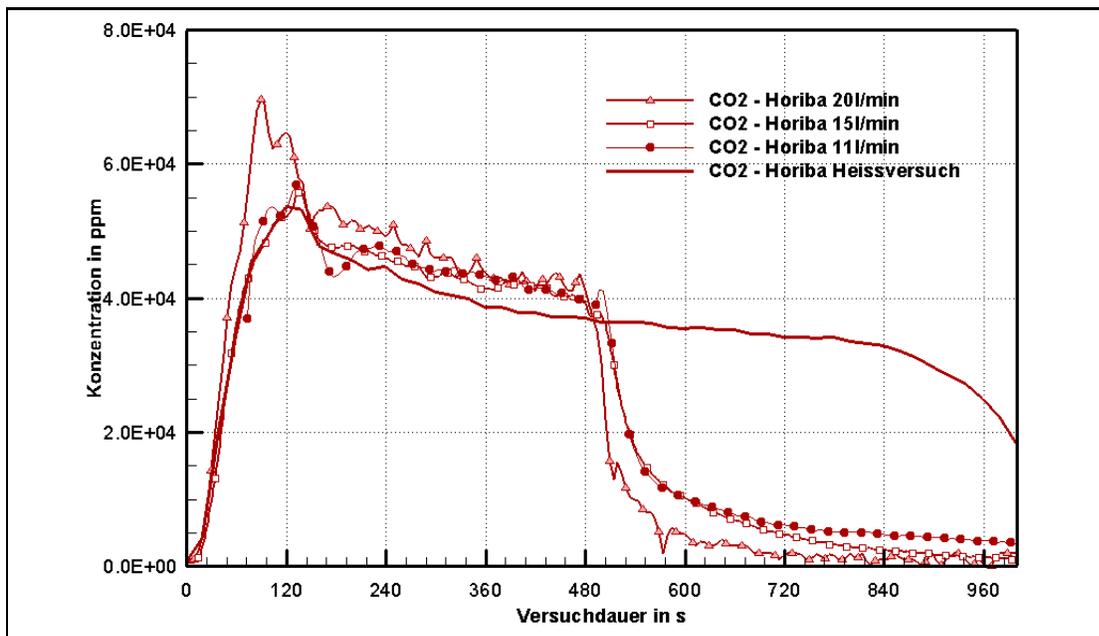


Abbildung 2.43: Vergleich der CO₂-Konzentrationen aus den Horiba-Messungen von Heissversuch und Löschversuchen mit 11, 15 und 20l/min

In den Abbildungen 2.42 und 2.43 sind die mittels Horiba-Technik gemessenen O₂- und CO₂-Konzentrationen für den Heissversuch und die 3 Löschversuche gegenübergestellt. Für die Brandphase, in der die Brandbeeinflussung und das Abklingen der Verbrennung stattfindet, sind Abhängigkeiten der O₂- und CO₂-Konzentrationen von der Löschwasserrate erkennbar. Am deutlichsten werden diese Unterschiede zwischen den Versuchen mit 11l/min und 20l/min. Der Vergleich von Abgastemperatur und -geschwindigkeit zwischen Löschversuchen und Heissversuch war in Abbildung 2.39 zu sehen. Damit sind die in die Ermittlung der HRR einfließenden Größen jeweils im Vergleich zwischen Heiß- und Löschversuchen dargestellt worden, wobei die Abhängigkeit von der Löschwasserrate bei stark differierender Rate erkennbar war. Damit sollte auch die nach den Gleichungen (2.1) bis (2.3) ermittelte HRR diese Abhängigkeit widerspiegeln. Abbildung 2.44 zeigt diesen Vergleich für den Heissversuch und die Löschversuche mit 20l/min und 11l/min.

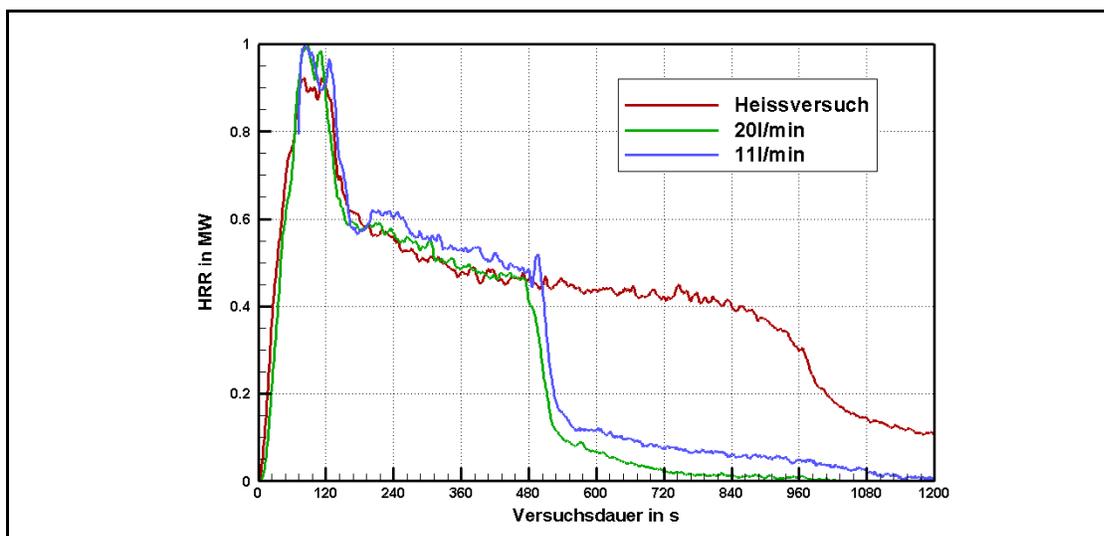


Abbildung 2.44: Vergleich der ermittelten HRR von Heissversuch und Löschversuchen mit 11 und 20l/min

Die grafische Darstellung der ermittelten HRR's zeigt für die Löschversuche einen rapide Verringerung nach Beginn der Löschwasseraufbringung, wobei eine Abhängigkeit vom Volumenstrom des Löschwassers erkennbar ist. Die HRR des Löschversuchs mit der Wasserrate von 20l/min ist nach 720s, d. h. ca. 4min nach Löschbeginn, auf unter 50kW abgesunken. Der Verlauf der Kurve steht mit den IR-Aufnahmen (vgl. Abbildung 2.30) in guter Übereinstimmung. Das vollkommene Verlöschen ist anhand der HRR-Kurve nach ca. 920s angezeigt. Die HRR für den Löschversuch mit der geringeren Löschwasserrate von 11l/min verringert sich langsamer und sinkt erst nach ca. 18min unter 50kW ab. Auch hier sind die Beobachtungen anhand des IR-Videos mit dem Verlauf der HRR schlüssig. In Abbildung 2.45 ist für den Löschversuch mit 11l/min eine IR-Aufnahme nach 16min und nach 20min gegenübergestellt.

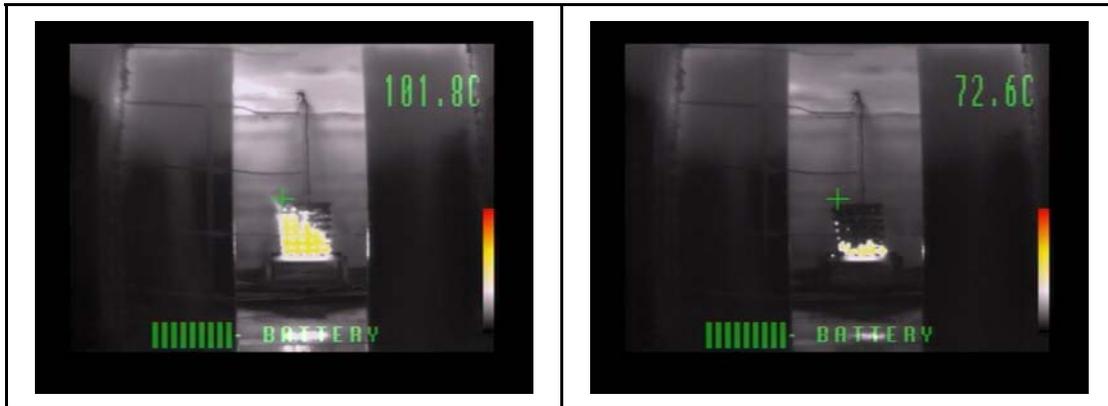


Abbildung 2.45: IR-Aufnahmen des Löschversuchs mit 11l/min nach 16min (links) und 20min (rechts)

Während nach 16min die Verbrennung noch in großen Teilen der Krippe stattfindet, sind nach 20min nur noch in den beiden unteren Lagen brennende Bereiche erkennbar. Die nach 20min ermittelte HRR ist praktisch Null, da die wenigen entstehenden Brandgase nicht mehr über das Abgasrohr abgeführt werden.

Die Abbildung 2.46 zeigt einen Vergleich der ermittelten HRR's des Heissversuchs mit einem Löschversuch mit der Löschwasserrate von 6l/min. Bei diesem Löschversuch wurde die gleiche Düse wie bei dem Versuch mit der Rate von 11l/min verwendet und der Volumenstrom durch Verringerung des Betriebsdrucks eingestellt. Die Einstellung eines konstanten Volumenstromes wurde erst nach 12 min erzielt, davor erfolgte eine intervallartige Löschwasserzufuhr geringer Intensität ohne Ausprägung eines Sprühkegels.

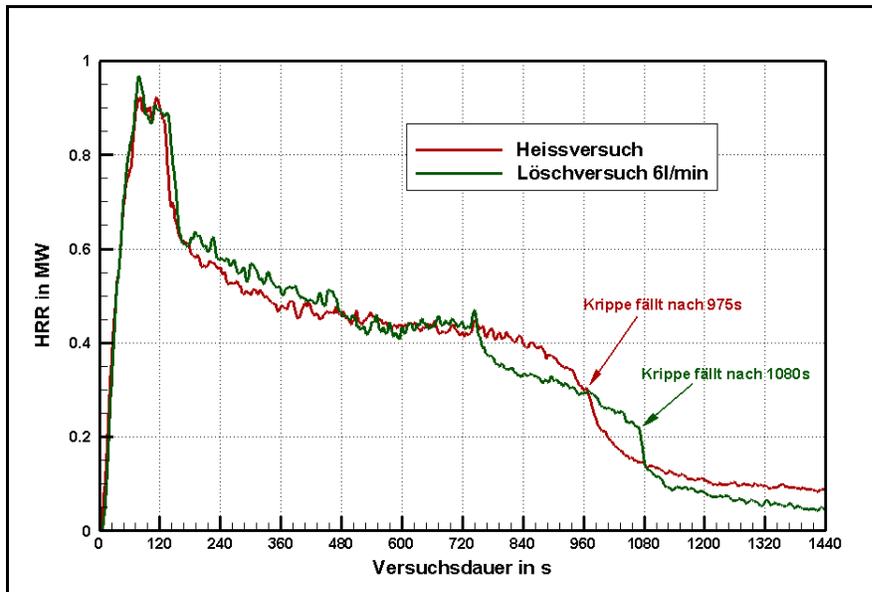


Abbildung 2.46: Vergleich der ermittelten HRR von Heissversuch und Löschversuch mit 6l/min nach 12min

Die Temperaturen in der Brandkammer sowie Abgastemperaturen und –geschwindigkeiten für den Löschversuch mit 6l/min sind in Abbildung 2.47 dargestellt. Bei der Zündung zum Zeitpunkt 11:06:02 und der Herstellung einer kontinuierlichen Löschwasserzufuhr nach ca. 12min ist zeitgleich (etwa zum Zeitpunkt 11:18) eine Brandbeeinflussung anhand der Messwertkurven der Temperatur im Brandraum und der Abgastemperatur erkennbar. Im Zeitintervall von 8-12 Minuten nach Zündung erfolgte eine diskontinuierliche Wasserzufuhr geringer Stärke, die sich in der Brandraumtemperatur im Bereich der Heissgasschicht geringfügig widerspiegelt und ebenso in den Gaskonzentrationen, für die exemplarisch O₂- und CO₂-Konzentrationen dargestellt sind (vgl. Abbildung 2.48).

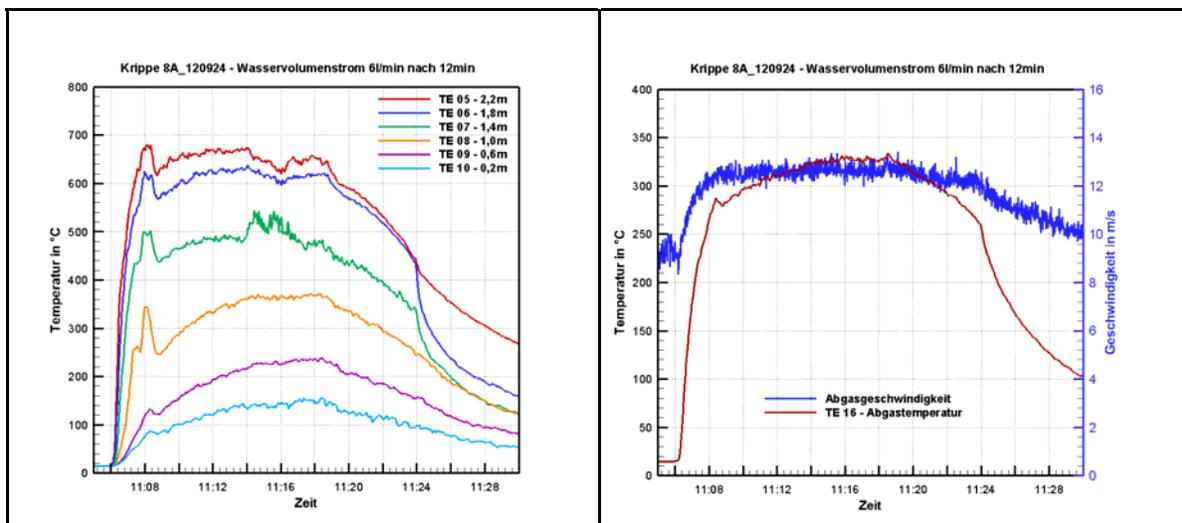


Abbildung 2.47: Brandraumtemperaturen (Ecke) (links) und Abgastemperatur und –geschwindigkeit (rechts) für den Löschversuch mit 6l/min nach 12min

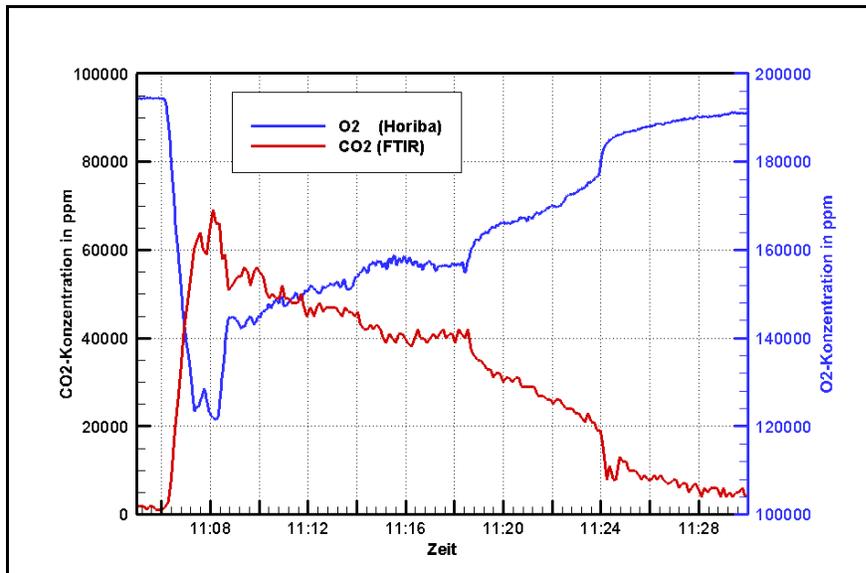


Abbildung 2.48: O₂- und CO₂-Konzentrationen für den Löschversuch mit 6l/min nach 12min

Der Verlauf der ermittelten HRR spiegelt sowohl die geringen Änderungen im Zeitintervall von 8-12 Minuten nach Zündung als auch die Brandbeeinflussung (Unterdrückung) durch den Sprühkegel mit konstanter Rate von 6l/min wider. Aufgrund des fortgeschrittenen Abbrandes nach 12min fällt der Stapel trotz Löschwasserbeaufschlagung nach weiteren 6min (zum Zeitpunkt 11:24) zusammen. Da diese Restmasse in die mit Wasser gefüllte Zündwanne fällt, ist eine über diesen Zeitpunkt hinausgehende Auswertung nicht sinnvoll.

Aus den Verläufen der HRR über die Versuchszeit oder die Löschdauer kann für die Löschversuche im Vergleich zum Heissversuch die Energie bestimmt werden, die durch die Löschwasserbeeinflussung dem Brand entzogen wird. Damit ist ein Maß für die Wirksamkeit der Löschwasserbeeinflussung ermittelt.

Bei Zugrundelegung einer Versuchsdauer von 960s und einer beginnenden Löschwasserbeaufschlagung nach 8min ergeben sich für die Testversuche mittels Integration der HRR über die Löschdauer die konkreten Werte für die freigesetzte Wärmeenergie (Tabelle 2.3).

Tabelle 2.3: Freigesetzte Wärmeenergie in der Löschphase

Versuch	Freigesetzte Wärmeenergie [MJ] über die Löschdauer von 480s	Energiedifferenz [MJ] infolge Brandbeeinflussung
Heissversuch	199,3	-
Löschversuch 20l/min	27,8	171,5
Löschversuch 11l/min	54,1	145,2
Löschversuch 6l/min	188,5	10,8

3 ZUSAMMENFASSUNG

Ziel dieses Vorhabens war es, einen Löschtest aufzubauen, der es ermöglicht, die kritische Löschantensität für verschiedene Brände in Räumen für die Feuerwehr über die Heat Release Rate zu bestimmen.

Dazu wurde eine Versuchsapparatur entworfen, hergestellt und instrumentiert. Zur Testung der Apparatur wurden Holzkrippenversuche durchgeführt. Neben der zur Bestimmung der Heat Release Rate notwendigen Erfassung der Gaskonzentrationen wurden Temperatur- und Geschwindigkeitsmessungen in den Brandgasen sowie Messungen der Abbrandrate vorgenommen.

Die Heat Release Rate konnte nach der herkömmlichen Methode aus dem Massenabbrand sowie der Methode von Dlugogorski ermittelt werden. Der Vergleich zeigte Abweichungen in der Größe der Heat Release Rate bei gleichem Verlauf. Die Ursachen müssen in weiteren Untersuchungen geklärt werden.

Aus den Messergebnissen ist erkennbar, dass Methodik und Apparatur zur Ermittlung der Heat Release Rate beim Löschen geeignet sind.

Ebenso können mit der Apparatur kritische Löschantensitäten ermittelt werden.

In weiteren Versuchen sind die Grenzen der Apparatur zu ermitteln.

LITERATUR

[Ansyco 08]

SYSCOS P-HOT Transportables beheiztes Probenahmesystem, Bedienungsanleitung, Ansyco GmbH, Karlsruhe 2008

[Abduragimov et al. 79]

Abduragimov, I., M.; Andronov, A.,S., Rynkov, K., M.: Issledovanie zakonomernostej tušenija tverdyh gorucih materialov(Untersuchung der Gesetzmäßigkeiten beim Löschen fester brennbarer Materialien), Brandschutztechnik und Brandbekämpfung, Sammelband, Moskau: VNIPO, 1979, S. 164-175

[AIF 95]

Klaus, J.; Kohl, K.-J.; Kutz, M.: Rechnerisch experimentelle Untersuchungen zur Erfassung des Einflusses von Maßnahmen zur Verhinderung der Brandausbreitung und zur Brandbekämpfung auf die Brandraumtemperaturentwicklung bei Naturbränden, Projekt 224, Studiengesellschaft für Stahlanwendung e. V., Juli 1995, Düsseldorf

[Babrauskas and Peacock 92]

Babrauskas, V., and Peacock, R. D., Heat Release Rate: The Single Most Important Variable in Fire Hazard, *Fire Safety J.* 18, 255-272 (1992).

[Bill et al. 91a]

Bill, R. G., Jr. ; Kung, H-C.; Spalding, R. D.: Predicting the Suppression Capability of Quick Response Sprinklers in a Light Hazard Scenario, Part 1: Fire Groth and Required Density(RDD) Measurements. *J of Fire Prot. Engr.* 3(1991)3, pp 81-93

[Bill et al. 91b]

Robert G. Bill, JR, Hsiang-Cheng Kung, Bennie G. Vincent, R. Brown , W.R.; Hill, E., R.: Predicting the Suppression Capability of Quick Response Sprinklers in a Light Hazard Scenario. PART 2: Actual Delivered Density (ADD) Measurements and Full-Scale Fire Tests. *Journal of Fire Protection Engineering* 1991 3: 95-107

[Brohez et al. 00]

Brohez, S.; Delvosalle, C.; Marlair, G.; Tewarson, A. : The Measurement of Heat Release from Oxygen Consumption in Sooty Fires. *Journal of Fire Sciences* 18(2000) 18: 327-353

[Chow and Han 11]

Chow, W.K. and Han, S.,S.: Heat release rate calculation in oxygen consumption calorimetry, *Applied Thermal Engineering* 1(2011) 3, pp.304-31

[Davis 00]

Davis, S.: Fire Fighting Water: A Review of Fire Fighting Requirements. A New Zealand Perspective. Univers. of Canterbury, Christchurch, 2000

[Dlugogorski et al. 94]

Dlugogorski, B.Z.; Mawinney, J.R.; Duc, V. H.: The Measurement of Heat Release Rates by Oxygen Consumption Calorimetry in Fires Under Suppression. Proceedings of the 4th International Symposium FireSafetyScience 1994 pp. 877-898

[ENA 11]

Betriebsanleitung Rauchgasabsaugung ENATRON® S-L-2,5/800, ENA-Elektrotechnologien und Anlagenbau GmbH, Atzendorf, November 2011

[FDS TRG09]

McGrattan, K.; Hostikka, S.; Floyd, J.; Baum, H.; Rehm, R.; Mell, W.; McDermott, R.: Fire Dynamics Simulator (Version 5) Technical Reference Guide, NIST Special Publication 1018-5, FDS Version 5.4, NIST U.S. Department of Commerce Gaithersburg, Maryland, September 10, 2009

[Fuchs 76]

Fuchs, P.: Brand und Löschversuche mit verschiedenen Löschmitteln in einem Versuchsraum natürlicher Größe. Internationales Brandschutzseminar, Stuttgart, 1976, S. 143-154

[Fuchs and Seeger 81]

Fuchs, P.; Seeger, P.G.: Ein mathematisches Modell zur Bestimmung der Löschwassermenge und Vergleich mit Experimenten. VFDB_Zeitschrift (1981)1, S. 3-9

[Grant et al. 00]

Grant, G.; Brenton, J.; Drysdale, D.: Progress in Energy and Combustion Science, 26(2000)79-130

[Hirst 89]

Hirst, R.: Underdown's Practical Fire Precautions, 3rd ed., Gower Technical, Aldershot, 1989

[HORIBA 04]

Spezifikation von Gasanalysatoren auf Basis des NDIR Modul Horiba BE-150 zum Angebot V3.2.1/TB-02439/79, HORIBA Europe GmbH Niederlassung Potsdam, Leichlingen 14.05.2004

[Kohl et al. 07]

Kohl, K.-J.; Georg Pleß, G.; Richter, S.: Entwicklung von Grundlagen für ingenieurtechnische Methoden zur Berechnung der erforderlichen Löschintensitäten für das Löschen von Bränden mit Wasser. Teil I – Literaturstudie, Forschungsbericht Nr. 147, Ständige Konferenz der Innenminister und –senatoren der Länder, Arbeitskreis V Ausschuss für Feuerwehrangelegenheiten, Katastrophenschutz und zivile Verteidigung, ISSN 0170-0060, Heyrothsberge, 2007

[Lode und Dettmar 56]

Lode, ; Dettmar, : Untersuchung über die Löschwassermenge bei einem Modellbrand, VFDB-Zeitschrift 5(1956)4, S. 141-142

[McCaffrey 79]

McCaffrey, B. J.: Purely Buoyant Diffusion Flames. Some Experimental Results. NSBIR 79-1910, National Bureau of Standards (now NIST), Gaithersburg, Maryland, October 1979

[Pietrzak and Patterson 79]

Pietrzak, L., M.; Patterson, W. J.: Effect of Nozzels on Fires Studied in Terms of Flow Rate, Droplet Size, Fire Engineering, (1979) 12, pp. 28-33

[Pleß, Seliger 09]

Pleß, G. ; Seliger, U.: Entwicklung einer Versuchskammer zur Bestimmung der HRR fester Stoffe unter gleichzeitiger Verwendung der Massenverlustrate und des Sauerstoffverbrauches bei Bränden in geschlossenen Räumen, Forschungsbericht 156, Ständige Konferenz der Innenminister und –senatoren der Länder, Arbeitskreis V Ausschuss für Feuerwehrangelegenheiten, Katastrophenschutz und zivile Verteidigung, Heyrothsberge, 2009

[Pleß, Seliger 07]

Pleß, G. ; Seliger, U.: Entwicklung von Kohlenmonoxid bei Bränden in Räumen - Teil 1, Forschungsbericht, Ständige Konferenz der Innenminister und –senatoren der Länder, Arbeitskreis V Ausschuss für Feuerwehrangelegenheiten, Katastrophenschutz und zivile Verteidigung, Heyrothsberge, 2007

[Särdqvist 96]

Särdqvist, St.: Report 1014 Universität Lund, Lund, 1996

[Schulz 08]

Schulz, D.: Konzipierung eines standardisierten Versuchsstandes zur Ermittlung experimenteller Daten für Löschintensitäten, Masterarbeit, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 2008

[Starke 10]

Starke, H.: Fire Suppression in Road Tunnel Fires by a Water Mist System – Results of the SOLIT Project, Fourth International Symposium on Tunnel Safety and Security, Frankfurt am Main, Germany, March 17-19, 2010, pp. 311-321

[Svenson 02]

Svenson, St.: The Operational Problem of Fire Control, Thesis, Report 1025 Universität Lund, Lund, 2002

[Xin and Tamanini 08]

Xin, Y. and Tamanini F.: Assessment of Commodity Classification for Sprinkler Protection Using Representative Fuels. Proceedings of the 9th International Symposium Fire Safety Science, 2008, pp. 527-538

[Xu et al. 11]

Xu, Q.; Griffin, G.J.; Que, X.; Cao, L.; Yong, J.; Preston, Chr.; Bicknell, A.D.; Bradbury, G.P.; White, N.: Suppress flashover of GRP fire with water mist inside ISO 9705 Room. Thermal Science, 2011, Vol. 15, No. 2, pp. 353-366

[Zalosh 03]

Zalosh, Robert G.: Industrial Fire Protection Engineering, John Wiley & Sons Ltd, England 2003

ANHANG A

BERECHNUNG DER WÄRMEFREISETZUNGSRATE NACH DER SAUERSTOFFVERBRAUCHSMETHODE

Horst Starke

INHALT

SYMBOLIK	A-2
VERZEICHNIS DER TABELLEN	A-3
A1 EINFÜHRUNG	A-3
A2 Annahmen der Methode und Konsequenzen	A-4
A2.1 Zusammenstellung	A-4
A2.2 Definitionen und Bezeichnungen	A-4
A2.3 Sauerstoffverbrauch und freigesetzte Wärmemenge	A-5
A2.4 Ideale Gase	A-5
A2.5 Bestandteile der einströmenden Luft	A-7
A2.6 Bestandteile des Rauchgases	A-8
A3 Bestimmung des Massenstromes	A-8
A4 Bestimmung der Wärmefreisetzungsrate	A-11
A4.1 Ausgangspunkt	A-11
A4.2 Berechnung der Wärmefreisetzungsrate	A-12
A4.3 Korrektur der Wärmefreisetzungsrate	A-15
A4.4 Vereinfachte Berechnungsmethode für die Wärmefreisetzungsrate	A-16
A5 Zusammenfassung	A-17
LITERATUR	A-17

SYMBOLIK

Symbol	Erläuterung (Maßeinheiten ¹)
A	- Querschnittsfläche des Tunnels bzw. eines beliebigen Kanals
a	- Index für alle bzw. gesamt (all)
air	- Index für Umgebungsluft
D	- Index für abströmende Brandgase („downstream“ Seite)
dry	- Index für trockenes Gas
E	- freigesetzte Energie bei Verbrennung von einer Einheit Sauerstoff (MJ·kg ⁻¹)
$g_i, i = 1, \dots, n$	- verschiedene Gase, Bestandteile eines Gasgemisches
h	- Höhe, Höhenunterschied
I	- Strom
i, j, k, l, m, n	- Indizes, ganze Zahlen
$I_{Mol,S}$	- Molstrom des Stoffes S (kmol·s ⁻¹)
$I_{m,S}$	- Massenstrom des Stoffes S (kg·s ⁻¹)
I_W	- Wärmestrom, Wärmefreisetzungsrate, HRR (MJ·s ⁻¹)
j	- Stromdichte
j_m	- Massenstromdichte (kg·m ⁻² ·s ⁻¹)
M_S	- molare Masse, Molmasse des Stoffes S (kg·kmol ⁻¹)
n	- Stoffmenge (mol) - ganze Zahl
p	- Druck (Pa)
R	- allgemeine Gaskonstante, $8.314510 \cdot J \cdot K^{-1} \cdot mol^{-1}$
S	- beliebiger Stoff
T	- absolute Temperatur (K)
u	- Index für den einströmenden Luftstrom („upstream“ Seite)
V	- Volumen (m ³)
v	- Geschwindigkeit
V_{Mol}	- molares Volumen, Molvolumen (m ³ ·mol ⁻¹)
X_{S_i}	- Molfraktion des Stoffes S_i im Stoffgemisch mit den Bestandteilen $S_j, j = 1, \dots, n$

¹ Nur, wenn von den Grundeinheiten abweichende Maßeinheiten verwendet wurden.

Symbol	Erläuterung (Maßeinheiten) (Fortsetzung)
γ_0	- Volumenausdehnungskoeffizient
ρ	- Dichte ($kg \cdot m^{-3}$)
ζ	- Korrekturfaktor

VERZEICHNIS DER TABELLEN

A2.1	Ausgewählte Gaswerte	A-6
A2.2	Zusammensetzung trockener Luft	A-7

A1 EINFÜHRUNG

Eine wesentliche Größe zur Charakterisierung eines Brandes ist die Wärmefreisetzungsrate. Sie ist als physikalische Größe nicht direkt messbar. Insbesondere bei Großversuchen ist die Berechnung aufwendig. Eine sehr weit verbreitete Methode basiert auf der Bestimmung des verbrauchten Sauerstoffes. Dieses Prinzip kommt bei den Cone-Kalorimetern zur Anwendung. Voraussetzung ist, dass der Abgasstrom analysiert werden kann. Dazu müssen alle Rauchgase durch definierte Öffnungen strömen. Die Forderung ist z. B. bei Schornsteinen, Kanälen und auch bei Tunneln erfüllt. Das Verfahren ist nicht anwendbar bei Bränden im Freien.

Die im Folgenden erläuterte Methode ist in [Janssens et al. 92, Ingason et al. 94, Ingason 95] beschrieben. Die Betrachtungen erfolgen insbesondere im Hinblick auf Tunnelbrandszenarien. Auf Genauigkeitsfragen der Methode wird eingegangen.

Der Teil des Tunnels vor dem Brand, aus dem die Umgebungsluft zugeführt wird, wird als **upstream**-Bereich bezeichnet. Der Bereich hinter dem Brand, in den die Rauchgase strömen, ist der **downstream**-Bereich.

A2 ANNAHMEN DER METHODE UND KONSEQUENZEN

A2.1 Zusammenstellung

Die Methode geht von folgenden Modellannahmen aus:

- (A2.1) Die bei der vollständigen Verbrennung von einer Einheit Sauerstoff freigesetzte Wärmemenge wird als konstant angenommen und ist $E = 13.1 \text{ MJ} \cdot \text{kg}^{-1}$ an Sauerstoff.
- (A2.2) Alle Gase verhalten sich wie ideale Gase, d. h. jedes Mol eines Gases nimmt bei gleicher Temperatur und gleichem Druck auch das gleiche Volumen an.
- (A2.3) Die zuströmende Luft besteht aus O₂, CO₂, H₂O und N₂. Alle inerten Gase, die nicht an der Verbrennung teilnehmen, sind im Stickstoff zusammengefasst.
- (A2.4) O₂, CO₂ und CO werden im getrockneten Gas gemessen, d. h., dass der Wasserdampf von der Probe entfernt wird.

A2.2 Definitionen und Bezeichnungen

Der Quotient

$$I_{Mol,S} = \frac{I_{m,S}}{M_S} \quad (\text{A2.5})$$

aus dem **Massenstrom** $I_{m,S}$ und der **Molmasse** M_S des Stoffes S wird als **Molstrom** bezeichnet. Er hat die Maßeinheit $\text{kmol} \cdot \text{s}^{-1}$.

g_1, \dots, g_n seien die Bestandteile eines Gasgemisches. Die **Molfraktion** des Bestandteils $g_i, i = 1, \dots, n$, berechnet sich nach

$$X_{g_i} = \frac{\frac{I_{m,g_i}}{M_{g_i}}}{\sum_{i=1}^n \frac{I_{m,g_i}}{M_{g_i}}} = \frac{I_{Mol,g_i}}{\sum_{i=1}^n I_{Mol,g_i}} \quad (\text{A2.6})$$

Die Molfraktion ist also der Anteil des Molstromes von g_i am Molstrom des

Gasgemisches mit den Komponenten $g_i, i = 1, \dots, n$. Die Dichte einer Gaskomponente ist

$$\rho_{g_i} = \frac{M_{g_i}}{V_{Mol, g_i}} \quad (A2.7)$$

und die des Gasgemisches

$$\rho = \sum_{i=1}^n \frac{M_{g_i}}{V_{Mol, g_i}} \cdot X_{g_i} = \sum_{i=1}^n \rho_{g_i} \cdot X_{g_i} \quad (A2.8)$$

A2.3 Sauerstoffverbrauch und freigesetzte Wärmemenge

In [Janssens et al. 92] wurde zur Entwicklung dieser Methode ausgeführt, dass Thornton bereits 1917 veröffentlichte, dass für eine große Zahl organischer Flüssigkeiten und Gase bei vollständiger Verbrennung von 1 kg Sauerstoff nahezu die gleiche konstante Wärmemenge freigesetzt wird. Hugget publizierte 1980, dass dies auch für organische Feststoffe gilt. Im Mittel kann diese Größe mit $E = 13.1 \text{ MJ} \cdot \text{kg}^{-1}$ verbranntem Sauerstoff angenommen werden. Dieser Wert kann für praktische Berechnungen mit einer Genauigkeit von $\pm 5 \%$ verwendet werden. Diese Größe wurde empirisch bestimmt, was eine weitere Fehlereingrenzung sicher nicht möglich macht.

A2.4 Ideale Gase

Bei idealen Gasen werden die Gasteilchen als ausdehnungslos betrachtet. Sie treten nur durch elastische Stöße in Wechselwirkung. Die thermische Zustandsgleichung (allgemeine Gasgleichung) eines idealen Gases lautet

$$p \cdot V = n \cdot R \cdot T, \quad (A2.9)$$

wobei p der Druck, V das Volumen, n die Stoffmenge, R die universelle Gaskonstante und T die absolute Temperatur sind. Die Zustandsgleichung wurde empirisch aus verschiedenen einzelnen Gasgesetzen abgeleitet. Die

Gleichung besagt u. a., dass Mole idealer Gase bei gleichem Druck und gleicher Temperatur das gleiche Volumen einnehmen.

Je niedriger der Druck und je höher die Temperatur ist, desto stärker verhält sich ein reales Gas wie ein ideales. Unter den realen Gasen kommen die leichten Edelgase und Wasserstoff diesem Zustand am nächsten.

Unter Normalbedingungen sind die Unterschiede in den Molvolumina der in Tabelle A2.1 angegebenen Gase in Bezug auf das ideale Gas sicher nicht gravierend und im Rahmen dieser Betrachtungen vernachlässigbar.

Tabelle A2.1: Ausgewählte Gaswerte

Stoff	Molvolumen ² V_{Mol} in $l \cdot mol^{-1}$	Molmasse M in $g \cdot mol^{-1}$	Volumenausdehnungs- koeffizient γ_0 in K^{-1}
Ideales Gas	22.414		$1/273.15 = 0.003661$
Argon	22.400	39.948	0.003676
Kohlendioxid	22.262	44.010	
Kohlenmonoxid	22.402	28.010	
Luft		28,963	0.003675
Sauerstoff	22.392	31.999	
Stickstoff	22.402	28.013	
Wasserdampf		18,015	

Trockene Luft besitzt eine Molmasse von $M_{air}^{dry} = 28,963 \text{ g} \cdot \text{mol}^{-1}$. Unter Normalbedingungen (Index 0) ist die Luftdichte $\rho_0 = \rho_{0,air}^{dry} = 1.293 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$. Enthält die Luft einen Wasserdampfanteil, so ist

$$\rho = \rho_{air} = \rho_{air}^{dry} \cdot (1 - X_{H_2O}) + \rho_{H_2O} \cdot X_{H_2O}. \quad (\text{A2.10})$$

² Die Werte gelten unter Normalbedingungen mit 0 °C und 1013.25 hPa Luftdruck.

Da bei idealen Gasen jedes Mol der Stoffe g_i bei gleichen Bedingungen (Druck und Temperatur) das gleiche Volumen ausfüllt, ist der Wert

$$X_{g_i} \cdot 100 \% \quad (\text{A2.11})$$

der prozentuale Volumenanteil von g_i am Gasgemisch.

2.5 Bestandteile der einströmenden Luft

Die Zusammensetzung trockener Luft ist in der Tabelle A2.2 angegeben.

Addiert man die Volumenprozent, so erhält man 99.994 %, d. h. von einigen Edelgasen im ppm-Bereich abgesehen, hat man alle Bestandteile erfasst.

Bei den Masseanteilen wurde angenommen, dass keine weiteren Bestandteile zu berücksichtigen sind. Wird demnach der Massestrom von Sauerstoff und Kohlenstoffdioxid bestimmt, so kann man für Massenströme trockener Luft auf den der nicht brennbaren Gase (Stickstoff + Argon) schließen.

Tabelle A2.2: Zusammensetzung trockener Luft

Stoff	Formel	Volumenanteil in %	Massenanteil in %
Stickstoff	N ₂	78.084 (X_{N_2})	75.524
Sauerstoff	O ₂	20.942 (X_{O_2})	23.135
Argon	Ar	0.930 (X_{Ar})	1.283
Kohlendioxid	CO ₂	0.038 (X_{CO_2})	0.058
Summe		99.994	100.000

Umgebungsluft ist jedoch im Realfall nie vollständig trocken, deshalb enthält diese zusätzlich je nach Luftfeuchtigkeit bis zu ca. 4 Vol.-% Wasserdampf, der Rest der Luft teilt sich dann nach den oben angegebenen Werten auf. Die üblichen Werte des Wasserdampfgehalts schwanken grob zwischen 0,1 Vol.-% an den Polen und 3 Vol.-% in den Tropen. Der Wasserdampfanteil ist somit schon für die einströmende Luft nicht unerheblich. Berücksichtigt

man, dass bei der Verbrennung von Kohlenwasserstoffen auch viel Wasserdampf entsteht, so folgt daraus, dass dieser auch mit betrachtet werden muss.

Für das einströmende Gas gilt somit wegen der Annahme (A2.3) für den Massenstrom die Bilanzgleichung

$$I_{m,a}^U = I_{m,N_2}^U + I_{m,O_2}^U + I_{m,H_2O}^U + I_{m,CO_2}^U \quad (2.12)$$

2.6 Bestandteile des Rauchgases

Eine weitere Überlegung für die Sauerstoffverbrauchsmethode geht davon aus, dass die Hauptbestandteile organischer Stoffe Kohlenstoff und Wasserstoff sind und dass im Ergebnis der Verbrennung H_2O , CO und CO_2 entstehen, d. h., es wird von der Bilanzgleichung

$$I_{m,a}^D = I_{m,N_2}^D + I_{m,O_2}^D + I_{m,H_2O}^D + I_{m,CO_2}^D + I_{m,CO}^D \quad (2.13)$$

ausgegangen. Da sich Stickstoff erst bei Brandtemperaturen ab etwa 1250 °C an der Verbrennung beteiligt, kann man die Entstehung von NO_x vernachlässigen. Wie groß der Fehler ist, der durch Vernachlässigung von NO_x und anderen Verbrennungsprodukten ist, kann nicht quantifiziert werden, da der Wert vom jeweiligen Szenarium beeinflusst wird.

3 BESTIMMUNG DES MASSENSTROMES

An dieser Stelle sei zunächst auf die Berechnung des Massenstromes durch einen Tunnelquerschnitt eingegangen. Aus der Zustandsgleichung für ideale Gase (A2.9) folgt für $p = const$, $T_0 = 273,15 K$ und $n = 1 mol$

$$\frac{T}{V} = \frac{T_0}{V_0} = const \quad (A3.1)$$

Da beide Volumina die gleiche Anzahl von Molekülen enthalten, sind auch

die Stoffmassen gleich. Die Multiplikation von (A3.1) mit dieser Masse liefert für die Dichten die Beziehung

$$\rho = \rho_0 \cdot \frac{T_0}{T} . \quad (\text{A3.2})$$

Der Tunnel wird durch (x, y, z) -Koordinaten beschrieben. Der Tunnelquerschnitt A liegt in der (x, y) -Ebene. Die Lage der betrachteten Querschnittsebene A im Tunnel durch die z -Koordinate. Für die Massenstromdichte gilt

$$j_m(x, y, z) = \rho(x, y, z) \cdot v(x, y, z) = \frac{\rho_0 \cdot T_0}{T(x, y, z)} \cdot v(x, y, z) . \quad (\text{A3.3})$$

Kennzeichnend ist, dass die Geschwindigkeit, die Temperatur und die Gasgemischdichte ortsabhängig sind. Der Massestrom für das durch die Ebene strömende Gas ist durch die folgende Gleichung gegeben

$$I_m(z) = \iint_{(x,y) \in A} j_m(x, y, z) dx dy . \quad (\text{A3.4})$$

Die Massenstromdichten müssen mit Hilfe von Messwerten abgeschätzt werden. Dabei repräsentiert ein Messpunkt ein ganzes Flächensegment. Der Tunnelquerschnitt wird in k -Segmente geteilt. An die Stelle des Integrals tritt die Summe

$$I_m(z) = \sum_{i=1}^k \zeta_i \cdot A_i \frac{\rho_0 \cdot T_0}{T_i} \cdot v_i , \quad (\text{A3.5})$$

wobei die Segmentflächen sich nicht überschneiden und die Summe aller Segmente gleich dem Tunnelquerschnitt ist, d. h. $A = \sum_{i=1}^k A_i$. [Ingason et al. 94] führte für die einzelnen Segmente noch Korrekturfaktoren ζ_i ein, da ein Messpunkt nicht exakt den ganzen Segmentbereich charakterisiert. Dieser Faktor ist für die Segmente am Tunnelrand anders als für solche in der Tunnelmitte. Somit ist prinzipiell der Massestrom aus den Messwerten für die Temperatur und die Geschwindigkeit ermittelbar. Die Geschwindigkeiten

werden meist nicht direkt gemessen, sondern die dynamische Druckdifferenz Δp .

Aus der Bernoullischen Gleichung

$$p + \frac{1}{2} \rho \cdot v^2 + \rho \cdot g \cdot h = p_0 = \text{const} \quad (\text{A3.6})$$

folgt für horizontale Strömungen ($h = 0$), dass die Summe aus dem statischen Druck p und dem Staudruck $\frac{1}{2} \rho \cdot v$ konstant ist. Somit ergibt sich für die Druckdifferenz $\Delta p = p_0 - p$

$$\Delta p = \frac{1}{2} \rho \cdot v^2. \quad (\text{A3.7})$$

Stellt man diese Gleichung nach v um und berücksichtigt (A3.2), so liefert das

$$v = \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p \cdot T}{\rho_0 T_0}}. \quad (\text{A3.8})$$

Für die Massenstromdichte folgt aus (A3.2), (A3.3) und (A3.8)

$$j_m = \rho \cdot v = \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p \cdot \rho_0 T_0}{T}}.$$

Für den Massenstrom gilt

$$dl_m = j_m \cdot dA = \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p \cdot \rho_0 T_0}{T}} dA. \quad (\text{A3.9})$$

Unter der Annahme, dass Druck und Temperatur im betrachteten Tunnelquerschnitt konstant sind, ergibt sich hieraus

$$l_m = j_m \cdot A = \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p \cdot \rho_0 T_0}{T}} A. \quad (\text{A3.10})$$

Bei $T_0 = 273,15 \text{ K}$ ist $\rho_0 = 1,293 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$, woraus

$$I_m = 26.58 \sqrt{\frac{\Delta p}{T}} A \quad (\text{A3.11})$$

folgt.

A4 BESTIMMUNG DER WÄRMEFREISETZUNGSRATE

A4.1 Ausgangspunkt

Die Wärmefreisetzungsrates kann mit Hilfe des Massenstroms des verbrauchten Sauerstoffes $I_{m,O_2,consumed}$ abgeschätzt werden (vgl. Annahme (A2.1)). Die einfachste Überlegung ist, ihn aus der Differenz des zuströmenden und des abströmenden Sauerstoff-Massenstroms

$$I_{m,O_2,consumed} = I_{m,O_2}^U - I_{m,O_2}^D \quad (\text{A4.1})$$

zu bestimmen. Das erfordert, im upstream- und im downstream-Bereich zu messen. Da bei den meisten Brandszenarien der upstream-Bereich schwer zu vermessen ist, gehen die Überlegungen dahin, nur im downstream-Bereich zu messen, z. B., wenn dieser kanalförmig (Rohr, Schornstein, Tunnel) ausgelegt ist.

Hier greift die Annahme (A4.2). Wenn die Molfraktion $X_{H_2O}^D$ und die im trockenen Rauchgas gemessenen Molfraktionen

$$X_{O_2}^{dry,D}, X_{CO_2}^{dry,D} \text{ und } X_{CO}^{dry,D} \quad (\text{A4.2})$$

bekannt sind, kann auf $I_{m,O_2,consumed}$ geschlossen werden. Das ^{dry} im oberen Index zeigt an, dass die Fraktion sich auf das trockene Rauchgas bezieht. Das *D* bezeichnet den downstream-Bereich, d.h. die Seite hinter dem Brand, in die das Rauchgas strömt.

Die Wärmefreisetzungsrates ergibt sich dann aus dem Produkt

$$I_W = E \cdot I_{m,O_2,consumed} \quad (A4.3)$$

A4.2 Berechnung der Wärmefreisetzungsrate

Der Molstrom für die getrocknete Luft ergibt sich bei bekannter Wasserdampf-Fraktion aus der Beziehung

$$\frac{I_m^{dry,D}}{M^{dry,D}} = \left(1 - X_{H_2O}^D\right) \cdot \frac{I_{m,a}^D}{M_a^D} \quad (A4.4)$$

Hieraus folgt für die Sauerstoff-Fraktion zunächst nach Definition und dann nach Einsetzen von (A4.4)

$$X_{O_2}^{dry,D} = \frac{\frac{I_{m,O_2}^D}{M_{O_2}}}{\frac{I_m^{dry,D}}{M^{dry,D}}} = \frac{\frac{I_{m,O_2}^D}{M_{O_2}}}{\left(1 - X_{H_2O}^D\right) \cdot \frac{I_{m,a}^D}{M_a^D}} \cdot$$

Wird die Gleichung nun nach dem Sauerstoffmassenstrom umgestellt, liefert dies

$$I_{m,O_2}^D = \left(1 - X_{H_2O}^D\right) \cdot X_{O_2}^{dry,D} \cdot \frac{M_{O_2}}{M_a^D} I_{m,a}^D \quad (A4.5)$$

Analog erhält man für die anderen Komponenten:

$$I_{m,CO_2}^D = \left(1 - X_{H_2O}^D\right) \cdot X_{CO_2}^{dry,D} \cdot \frac{M_{CO_2}}{M_a^D} I_{m,a}^D \quad (A4.6)$$

$$I_{m,CO}^D = \left(1 - X_{H_2O}^D\right) \cdot X_{CO}^{dry,D} \cdot \frac{M_{CO}}{M_a^D} I_{m,a}^D \quad (A4.7)$$

Der Massestrom für Stickstoff ergibt sich aus der Beziehung, dass die Summe der Molfraktionen Eins ist.

$$I_{m,N_2}^D = \left(1 - X_{H_2O}^D\right) \cdot \left(1 - X_{O_2}^{dry,D} - X_{CO_2}^{dry,D} - X_{CO}^{dry,D}\right) \cdot \frac{M_{N_2}}{M_a^D} I_{m,a}^D \quad (A4.8)$$

Die Umformung der Definitionsgleichung für $X_{H_2O}^D$ nach dem Massenstrom für Wasser ergibt

$$I_{m,H_2O}^D = X_{H_2O}^D \cdot \frac{M_{H_2O}}{M_a} I_{m,a}^D. \quad (A4.9)$$

Werden die Gleichungen (4.5) bis (4.9) addiert, so ist die Summe der linken Seiten gleich $I_{m,a}^D$. Die Multiplikation beider Seiten mit $M_a^D / I_{m,a}^D$ liefert zunächst

$$M_a^D = (1 - X_{H_2O}^D) \cdot (X_{O_2}^D (M_{O_2} - M_{N_2}) + X_{CO_2}^D (M_{CO_2} - M_{N_2}) + X_{CO}^D (M_{CO} - M_{N_2}) + M_{N_2}) + X_{H_2O}^D \cdot M_{H_2O}.$$

Führt man noch eine Nullergänzung $\pm M_{H_2O}$ durch, so kann man nach Umformung $-M_{H_2O}$ mit in die große Klammer nehmen und $+M_{H_2O}$ außerhalb stehen lassen. Das Einsetzen der Molmassen (vgl. Tabelle A2.1, Werte wurden gerundet) liefert schließlich

$$M_a^D = 18 + 4 \cdot (1 - X_{H_2O}^D) \cdot (X_{O_2}^{dry,D} + 4X_{CO_2}^{dry,D} + 2.5). \quad (A4.10)$$

Analog können die Gleichungen (A4.4) bis (A4.10) für den upstream-Bereich aufgestellt werden, wobei Kohlenmonoxid wegen (A2.12) nicht berücksichtigt werden muss. Das Ergebnis ist dann

$$M_a^U = 18 + 4 \cdot (1 - X_{H_2O}^U) \cdot (X_{O_2}^{dry,U} + 4X_{CO_2}^{dry,U} + 2.5). \quad (A4.11)$$

Die Gleichung

$$I_{m,N_2}^U = I_{m,N_2}^D \quad (A4.12)$$

entspricht der Annahme (A2.3). Wird (A4.8) für den upstream-Bereich aufgestellt und der Quotient der zwei Größen aus (A4.12) gebildet, so liefert das nach einer Umformung unmittelbar

$$\frac{I_{m,a}^U}{M_a^U} = \frac{(1 - X_{H_2O}^D) \cdot (1 - X_{O_2}^{dry,D} - X_{CO_2}^{dry,D} - X_{CO}^{dry,D})}{(1 - X_{H_2O}^U) \cdot (1 - X_{O_2}^{dry,U} - X_{CO_2}^{dry,U})} \cdot \frac{I_{m,a}^D}{M_a^D} \quad (A4.13)$$

(A4.5) hat für den upstream-Bereich die Form

$$I_{m,O_2}^U = (1 - X_{H_2O}^U) \cdot X_{O_2}^{dry,U} \cdot M_{O_2} \cdot \frac{I_{m,a}^U}{M_a^U} \quad (A4.14)$$

Die Umstellung von (A4.14) nach $\frac{I_{m,a}^U}{M_a^U}$ und Einsetzen in die linke Seite von

(A4.13) liefert nach weiterer Umformung

$$I_{m,O_2}^U = \frac{(1 - X_{H_2O}^D) \cdot (1 - X_{O_2}^{dry,D} - X_{CO_2}^{dry,D} - X_{CO}^{dry,D})}{(1 - X_{O_2}^{dry,U} - X_{CO_2}^{dry,U})} \cdot X_{O_2}^{dry,U} \cdot M_{O_2} \cdot \frac{I_{m,a}^D}{M_a^D} \quad (A4.15)$$

Die Werte der Fraktionen für den upstream-Bereich sowie die Molmasse für Sauerstoff sind in den Tabellen A2.1 und A2.2 gegeben. Somit ist der Massenstrom des Sauerstoffes für diesen Bereich durch Werte, die im downstream-Bereich gemessen werden können, ermittelbar.

Der Quotient

$$\phi = \frac{I_{m,O_2,consumed}}{I_{m,O_2}^U} = \frac{I_{m,O_2}^U - I_{m,O_2}^D}{I_{m,O_2}^U} \quad (A4.16)$$

dient zur Charakterisierung des Sauerstoffverbrauchs. Unter Berücksichtigung von (A4.5) und (A4.15) erhält man für diesen Faktor

$$\phi = \frac{X_{O_2}^{dry,U} \cdot (1 - X_{CO_2}^{dry,D} - X_{CO}^{dry,D}) - X_{O_2}^{dry,D} \cdot (1 - X_{CO_2}^{dry,U})}{X_{O_2}^{dry,U} \cdot (1 - X_{O_2}^{dry,D} - X_{CO_2}^{dry,D} - X_{CO}^{dry,D})} \quad (A4.17)$$

Er ist Null, wenn der gesamte Sauerstoff verbraucht wurde und Eins, wenn keine Verbrennung stattfand.

Geht man von der Annahme (A2.1) der vollständigen Verbrennung aus, so erhält man wegen (A4.1) und (A4.3) sowie (A4.5) und (A4.14)

$$I_W = E \cdot (I_{m,O_2}^U - I_{m,O_2}^D) = E \cdot M_{O_2} \cdot \left((1 - X_{H_2O}^U) \cdot X_{O_2}^{dry,U} \frac{I_{m,a}^U}{M_a^U} - (1 - X_{H_2O}^D) \cdot X_{O_2}^{dry,D} \frac{I_{m,a}^D}{M_a^D} \right). \quad (A4.18)$$

Ersetzt man nun in (A4.18) $I_{m,a}^D/M_a^D$ aus (A4.13) und verwendet (A4.17), so liefert das nach einigen Umformungen

$$I_W = E \cdot \phi \cdot (1 - X_{H_2O}^U) \cdot X_{O_2}^{dry,U} \cdot M_{O_2} \frac{I_{m,a}^U}{M_a^U}. \quad (A4.19)$$

A4.3 Korrektur der Wärmefreisetzungsrate

Bei Brandversuchen ist davon auszugehen, dass keine vollständige Verbrennung im Sinne der Annahme A2.1 erfolgt. Deutlich wird das am Vorhandensein von Kohlenmonoxid, das nicht zu Kohlendioxid verbrannt wurde. Bei der Verbrennung von CO zu CO₂ wird pro kg verbranntem O₂ eine Energie von $E_{CO} = 17.6 \text{ MJ/kg}$ freigesetzt.

Zur Verbrennung des Massenstromes $I_{m,CO}^D$ wird der Sauerstoff $I_{m,O_2,burnCO}^D$ benötigt, der unten hergeleitet wird. Dieser Sauerstoffmassenstrom ist jedoch Bestandteil des gesamten verbrauchten Sauerstoffs, d. h., dass dieser bereits mit der Freisetzungsrate $E = 13.1 \text{ MJ/kg}$ in die Berechnung eingegangen ist. Demnach ist von der ermittelten Wärmefreisetzungsrate der Term $(E_{CO} - E) \cdot I_{m,O_2,burnCO}^D$ abzuziehen und es ist

$$I_{W,rectify} = E \cdot (I_{m,O_2}^U - I_{m,O_2}^D) - (E_{CO} - E) \cdot I_{m,O_2,burnCO}^D. \quad (A4.20)$$

Der benötigte O₂-Molstrom für die CO-Verbrennung genügt der Beziehung

$$I_{Mol,O_2,burnCO}^D = \frac{1}{2} I_{Mol,CO}^D, \quad (A4.21)$$

woraus nach Übergang zu den Massenströmen folgt

$$I_{m,O_2,burnCO}^D = \frac{1}{2} M_{O_2} \cdot \frac{I_{m,CO}^D}{M_{CO}} = \frac{1}{2} \cdot I_{m,O_2}^D \cdot \frac{X_{CO}^{dry,D}}{X_{O_2}^{dry,D}}. \quad (A4.22)$$

Das Einsetzen von (A4.5) liefert

$$I_{m,O_2,burnCO}^D = \frac{1}{2} \cdot (1 - X_{H_2O}^D) \cdot X_{CO}^{dry,D} \cdot \frac{M_{O_2}}{M_a^D} I_{m,a}^D. \quad (A4.23)$$

Wird auch hier $I_{m,a}^D / M_a^D$ aus (A4.13) ersetzt und (A4.17) verwendet, so erhält man

$$I_{m,O_2,burnCO}^D = \frac{1-\varphi}{2} \cdot (1 - X_{H_2O}^U) \cdot X_{O_2}^{dry,U} \cdot M_{O_2} \cdot \frac{X_{CO}^D}{X_{O_2}^D} \cdot \frac{I_{m,a}^U}{M_a^U}. \quad (A4.24)$$

(A4.19), (A4.20) und (A4.24) liefern das Endergebnis

$$I_{W,rectify} = \left(E \cdot \varphi - (E_{CO} - E) \cdot \frac{1-\varphi}{2} \cdot \frac{X_{CO}^D}{X_{O_2}^D} \right) \cdot (1 - X_{H_2O}^U) \cdot X_{O_2}^{dry,U} \cdot M_{O_2} \cdot \frac{I_{m,a}^U}{M_a^U}. \quad (A4.25)$$

Werden im downstream-Bereich O_2 , CO , CO_2 und H_2O gemessen sowie auf der Basis weiterer Messungen der Massenstrom $I_{m,a}^D$ ermittelt, so ist mit (A4.10), (A4.13) die HRR nach (A4.25) bestimmbar.

A4.4 Vereinfachte Berechnungsmethode für die Wärmefreisetzungsrate

[Ingason 05] verwendet eine vereinfachte Formel zur HRR-Berechnung. Mit der hier eingeführten Symbolik hat diese die Gestalt:

$$I_W = 14330 \cdot I_{m,a} \left[\frac{X_{O_2}^{dry,U} (1 - X_{CO_2}^{dry,D}) - X_{O_2}^{dry,D} (1 - X_{CO_2}^{dry,U})}{1 - X_{O_2}^{dry,D} - X_{CO_2}^{dry,D}} \right]. \quad (A4.26)$$

Es wurde an dieser Stelle für den Massenstrom kein Index angegeben. Bei einer Längsbelüftung in einem realen Tunnel ist die durch die Verbrennung verursachte Massenstromdifferenz der Gasströmung zwischen dem

upstream- und dem downstream-Bereich im Rahmen dieser Abschätzung nicht gravierend. Strömt z.B. in einem Tunnel mit einem Querschnitt von 50 m^2 die Umgebungsluft mit einer Geschwindigkeit von 3 m/s , so strömen pro Minute ca. 11.6 t Luft in den Tunnel. Die Masse der durch die Verbrennung erzeugten Gase ist im Verhältnis dazu gering.

A5 ZUSAMMENFASSUNG

Die angegebenen Formeln sind zur Abschätzung der HRR geeignet, wenn die erforderlichen Ausgangsdaten in guter Qualität bereitgestellt werden können.

Sie werden gegenwärtig zur Auswertung von Tunnelbrandversuchen im Rahmen des Projektes SOLIT² angewendet.

LITERATUR

[Ingason 05]

Ingason, Haukur: Fire dynamics in tunnel. In: Beard, Alan; Carvel, Richard (Editors): Handbook of Tunnel and Fire Safety, Thomas Telford Ltd., London, 2005, 231-266

[Ingason et al. 04]

Ingason, Haukur; Lönnemark, Anders: Fire Tests in the Runehamar tunnel - Heat Release Rate (HRR). Ingason, Haukur (Editor), Proceedings of the International Symposium on Catastrophic Tunnel Fires (CTF), Boras, Sweden, November 20-21, 2003, 2004, 81-92

[Ingason et al. 94]

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

[Janssens et al. 92]

Janssens, Marc; Parker, William J.: Oxygen Consumption Calorimetry.
In: Babrauskas, V.; Grayson, S. J (Editors); Heat Release in Fires,
Elsevier Applied Science, London and New York , 1992, 31-59

[Starke 01]

Starke, Horst: Kriterien und deren experimentelle Bereitstellung zur
Einschätzung der Eignung von Hochdrucklöschverfahren für den
mobilen Feuerwehreinsatz. Brandschutzforschung der Bundesländer -
Bericht Nr. 128 - Institut der Feuerwehr Sachsen-Anhalt, 2001

ANHANG B

Institut der Feuerwehr Sachsen-Anhalt

Stand: Oktober 2007

Dr. Horst Starke

B FELDBUSMESSSYSTEM

INHALT

VERZEICHNIS DER BILDER	B-1
B1 EINFÜHRUNG	B-2
B2 FELDBUSMESSSYSTEM	B-3
B2.1 Aufbau einer Box	B-3
B2.2 Aufbau des Feldbusmesssystems	B-5
LITERATURVERZEICHNIS	B-8

VERZEICHNIS DER BILDER

B1 Messbox	B-5
B2 Drei Messboxen mit Erfassungsrechner	B-5

B1 EINLEITUNG

Bei der Durchführung von Brandversuchen und Tests der unterschiedlichsten Art ist es stets erforderlich, verschiedene Größen zu messen und die dazugehörigen Messreihen abzuspeichern. Derartige Größen sind zum Beispiel:

- Temperaturen,
- Strömungsgeschwindigkeiten in Gasen und Flüssigkeiten,
- Löschwasserdrücke im Leitungssystem der Brandbekämpfungsanlage,
- Wärmestrahlungen usw.

Bei komplexen Versuchsanordnungen wie z. B. Tunnelbrandversuchen kommen weitere Gesichtspunkte hinzu:

- Die Messpunkte können örtlich weit auseinander liegen. 100 m und mehr sind keine Seltenheit.
- Die Zahl der Messgrößen kann groß werden und die Zahl 100 durchaus überschreiten.
- Die Umgebungsbedingungen bei den Versuchen sind häufig gekennzeichnet durch eine starke Wärmeentwicklung, hohe Feuchtigkeit und Nässe durch Löschmaßnahmen sowie Schmutz durch Rauchentwicklung.

Für derartige Fragestellungen sind professionell entwickelte und erprobte Lösungen zu nutzen, die auch einen Qualitätsstandard garantieren. Seit Jahren wird am IdF ein Feldbusmesssystem eingesetzt, das industriell gefertigte Bauelemente nutzt und auf unsere Einsatzbedingungen angepasst

wurde. Im nächsten Abschnitt wird der prinzipielle Aufbau beschrieben und zum Schluss einige Einsatzbeispiele aus der Arbeit des IdF angeführt.

B2 FELDBUSMESSSYSTEM

B2.1 Aufbau einer Messbox

Ausgangspunkt zur Wahl dieses Systems war der, dass zur Messung der zu berücksichtigenden Größen Sensoren verwendet werden, die ein elektrisches Signal bereitstellen, aus dem sich der gesuchte Messwert ermitteln lässt. So liefern z. B. zur Temperaturmessung eingesetzte Thermoelemente ein Spannungssignal, das sich in einem definierten Messbereich proportional zur Temperatur verhält.

Prinzipiell muss von jedem Sensor eine Kabelverbindung zu einem analogen Eingang eines I/O-Moduls geführt werden, der ein digitales Signal ausgibt, das mit Hilfe eines Erfassungsrechners abgespeichert wird. Die I/O-Module sowie die Kabelverbindungen sind unterschiedlich und vom Sensortyp abhängig.

Es ist zweckmäßig, mehrere I/O-Module in einer Box unterzubringen und diese entsprechend robust den praktischen Einsatzbedingungen anzupassen. Jede Box benötigt einen intelligenten Datenkonzentrator, der die verschiedenen digitalen Signale der Sensoren eindeutig an den Erfassungsrechner übergibt und einen hohen Datendurchsatz sichert. Bei der Zahl der I/O-Module, die in einer Box unterzubringen sind, sind zwei gegenläufige Tendenzen zu berücksichtigen:

- Liegen die Messstellen weit auseinander und ist die Zahl der Module der Box groß gewählt, so sind lange Kabelstrecken erforderlich, die teuer sind und bei einigen Sensortypen auch nur schwer zu realisieren sind. Bei sehr vielen Modulen wird auch die Datenrate pro Messstelle negativ beeinflusst.

- Fasst man nur wenige I/O-Module in einer Box zusammen, so steigt der Aufwand für die intelligenten Datenkonzentratoren.

Somit wird deutlich, dass die konkrete Auslegung der Messboxen von den zu lösenden Messaufgaben abhängt. Am IdF wurden folgende Parameter zur Ausstattung der einzelnen Messboxen gewählt:

- Als intelligenter Datenkonzentrator wird ein e-gate verwendet, das über verschiedene Schnittstellen verfügt. Für viele Einsatzfälle ist insbesondere die TCP/IP-Schnittstelle von Bedeutung. Diese gestattet das Ansprechen des e-gate über eine IP-Adresse.
- In jeder Messbox sind 32 I/O-Module zusammengefasst, die Spannungssignale verarbeiten. Liefert ein Sensor ein Stromstärkesignal, so wird ein Shunt dazwischengesetzt, der das Signal in ein Spannungssignal umwandelt.
- Temperaturmessungen sind am IdF am häufigsten durchzuführen. Die für die Temperaturmessung vorgesehenen I/O-Module sind zusätzlich mit einer Kaltstellenkompensationsklemme ausgerüstet, die die Messfehler ausgleicht, die durch unterschiedliche Umgebungsbedingungen verursacht werden. Für die Temperaturmessstellen wurden gleichzeitig Standardminiatursteckverbindungen vorgesehen.
- Die Messboxen verfügen somit über I/O-Module, die für Temperaturmessungen vorbereitet sind und solche, die andere DC-Signaleingänge verarbeiten. Bild B1 zeigt eine Messbox, die für 16 Temperaturmessungen (gelbe Steckverbindungen) ausgelegt ist und darüber hinaus 16 universelle DC-Signaleingänge hat.

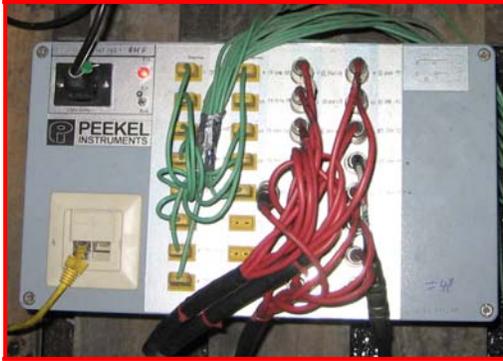


Bild B1: Messbox



Bild B2: Drei Messboxen mit Erfassungsrechner

Die Messboxen wurden nach Vorgaben des IdF durch [Peekel 03] aufgebaut.

B2.2 Aufbau des Feldbusmesssystems

Das Zusammenschalten mehrerer Messboxen kann auf folgenden Wegen erfolgen:

- Stehen in der Nähe des Standortes der Messboxen Ethernetanschlüsse eines lokalen Rechnernetzes zur Verfügung, so ist es zweckmäßig, diese zu nutzen. Der Erfassungsrechner selbst kann an beliebiger Stelle des lokalen Netzes platziert werden.
- Die Messboxen werden mit Hilfe von Ethernetkabeln in Reihe miteinander verbunden. Der Erfassungsrechner wird an einer der zwei Endboxen angeschlossen. Im Bild B2 sind 3 Messboxen mit dem Erfassungsrechner auf diese Art und Weise verbunden.

Zentraler Punkt des Feldbusmesssystems ist der Erfassungsrechner. Am IdF wird als Erfassungssoftware [SignaSoft 6000] verwendet. Die Boxen werden über IP-Adressen angesprochen. Der Messaufbau selbst muss am Erfassungsrechner eingerichtet werden. Hierzu ist erforderlich, jeder Messstelle einen Namen zu geben, der auch dem mit der Datenauswertung beauftragten Mitarbeiter die Zuordnung zum Messort und der Messgröße gestattet. Hierzu ist eine sorgfältige Planung und Dokumentation der Messanordnung zwingend erforderlich. Gleichzeitig können mit dem skalaren

Wert des Eingangssignals Berechnungen ausgeführt werden, die dem Signal den gesuchten Messwert zuordnen. Es ist jedoch nicht möglich, mehrere Eingangssignale bereits während der Erfassung miteinander zu verknüpfen. Als Standardausgabe für die Messdaten ist eine Textdatei (ASCII-Format) vorgesehen. Somit ist der Datenimport in EXCEL oder SAS (s. [SAS 06]) gesichert.

LITERATURVERZEICHNIS

[PEEKEL 03]

PEEKEL Instruments GmbH. <http://www.peekel.de>, 2003

[SAS 06]

SAS System for Microsoft Windows - 9.1.3 (TS1 M3). SAS Institute Inc., Cary, 2006

[SignaSoft 6000]

SignaSoft 6000 - Software für Messtechnik. PEEKEL Instruments GmbH

[Starke et al. 07]

Starke, Horst; Grabski, Reinhard: Realbrandversuche in einem spanischen Versuchstunnel. 56. Jahresfachtagung der vfdb, Leipzig, 20. - 23. Mai, 2007, S. 217 - 238

ANHANG C

Institut der Feuerwehr Sachsen-Anhalt

Stand: Oktober 2007

Dr. Horst Starke

C SENSORIK FÜR DIE PHYSIKALISCHEN MESSGRÖßEN

INHALT

VERZEICHNIS DER BILDER	C-1
C1 EINFÜHRUNG	C-2
C2 TEMPERATURMESSUNG MITTELS THERMOELEMENTEN	C-2
C3 DRUCKMESSUNG IN FLUIDEN	C-3
C4 VOLUMENSTROMMESSUNG BEI FLÜSSIGKEITEN	C-4
LITERATURVERZEICHNIS	C-5

VERZEICHNIS DER BILDER

C1 Thermoelemente	C-2
C3 Druckaufnehmer	C-2
C4 Funktionsprinzip des Volumenstromsensors	C-4
C5 Installierter Volumenstromsensor	C-4

C1 EINFÜHRUNG

In der Anlage werden die bei der Bearbeitung des Vorhabens verwendeten Messverfahren und die entsprechenden Komponenten kurz erläutert. Hierbei geht es um die Messung physikalischer Parameter wie Temperaturen, Drücke und Massen- bzw. Volumenströme. Es werden die physikalischen Effekte, auf denen die Messverfahren aufbauen, genannt, aber nicht im Detail begründet. Die Erläuterung der Effekte und deren messtechnische Umsetzung erfolgt eingehend bei [Kohlrausch 85]. Ausführungen zu den physikalischen Hintergründen können zum Beispiel auch bei [Brockhaus 86-94, Grimsehl 88, Stroppe 92] nachgelesen werden.

C2 TEMPERATURMESSUNG MITTELS THERMOELEMENTEN



Bild C1: Thermoelemente

Zur Temperaturmessung bei Brandversuchen haben sich am IdF Mantelthermoelemente (Typ K – NiCr/Ni) bewährt. Dieser Typ ist zur Temperaturmessung bis ca. 1400 °C geeignet. Der Name rührt daher, dass zwei thermoelektrisch wirksame Leiter (NiCr und Ni) von einem

temperaturbeständigen Metallmantel umgeben sind und somit durch diesen geschützt werden. Die voneinander isolierten Leiter werden als Thermopaar bezeichnet. Der Messpunkt befindet sich am Ende des Thermoelementes, an dem das Thermopaar verschweißt ist. Das Spannungssignal des Sensors verhält sich proportional zur Temperatur.

Zur Temperaturmessung wird der Seebeck-Effekt ausgenutzt, der Folgendes beinhaltet: Sind die Enden von zwei verschiedenen metallischen Leitern miteinander verschweißt und sind beide Lötstellen unterschiedlichen Temperaturen ausgesetzt, so fließt ein elektrischer Thermostrom.

Die Länge des Metallmantels wird nach Bedarf ausgelegt und ist von den bei den Brandversuchen zu erwartenden Temperaturen abhängig. Der Mantel sollte mindestens so lang sein, dass das dem Messpunkt gegenüberliegende Ende des Mantels in einen Temperaturbereich von unter 100 °C geführt werden kann. Es genügt meist, ihn bis auf den Fußboden des Brandversuchsraumes zu verlegen und die weiterführenden Leitungen abzudecken. Längen bis zu 30.000 mm kommen bei den Brandversuchen zum Einsatz. Mit der im Bild C1 zu erkennenden grünen Ausgleichsleitung wird die Entfernung zum Steckplatz der Messbox überbrückt.

C3 DRUCKMESSUNG IN FLUIDEN

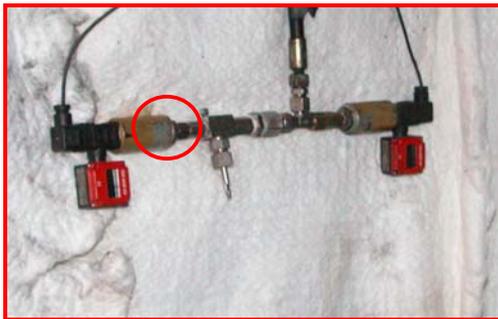


Bild C2: Druckaufnehmer

Zur Druckmessung in Fluiden werden die im Bild C2 im eingebauten Zustand abgebildeten Sensoren verwendet. An der Vorderseite der zylinderförmigen Sensoren (roter Kreis) befindet sich ein kurzer, aufgebohrter Stutzen mit

Außengewinde, der wie im abgebildeten Fall in einen Fitting geschraubt werden kann. Das Fluid hat somit eine direkte Verbindung ins Innere des Sensors, wo sich eine Membran zur Druckaufnahme befindet.

Bei diesen Sensoren wird der piezoresistive Effekt (Piezo-Widerstandseffekt) von Halbleitern ausgenutzt, der auf dem Spannungs-Dehnungsverhalten dieser Stoffe beruht. Übt ein Fluid auf die Membran des Sensors einen Druck aus, so ändert sich der elektrische Widerstand des Halbleiters, der auf der Membran angebracht ist. Diese Widerstandsänderung wird gemessen und daraus der Druck ermittelt.

C4 VOLUMENSTROMMESSUNG BEI FLÜSSIGKEITEN

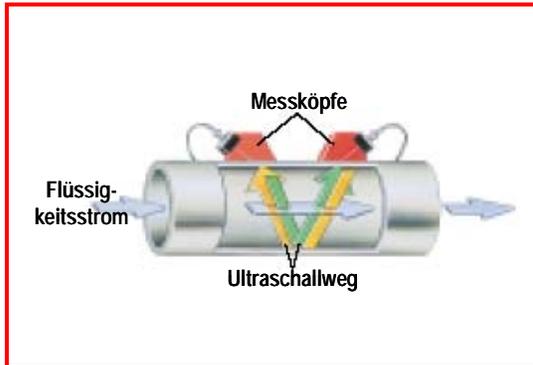


Bild C3: Funktionsprinzip des Volumenstromsensors



Bild C4: Installierter Volumenstromsensor

Das Messprinzip beruht auf der Messung der Durchgangszeiten von Ultraschall durch das strömende Fluid [Panametrics 05]. Bild C3 zeigt den prinzipiellen Aufbau des Sensors. Jeder der beiden Messköpfe sendet und empfängt ein definiertes Ultraschallsignal. Wenn das Fluid strömt, ist die Durchgangszeit in Strömungsrichtung kleiner als die entgegen der Strömungsrichtung. Die Differenz beider Zeiten ist proportional zur Strömungsgeschwindigkeit.

Vor der Messung sind unter anderem das Rohrmaterial, der Rohrdurchmesser, die Wandstärke und Parameter des Fluids einzugeben. Die Messköpfe werden außerhalb des Rohres mittels einer Einspannvorrichtung arretiert (s. Bild C4).

Das IdF verfügt über zwei Sensoren mit unterschiedlichen Messbereichen. Somit können Volumenströme von Teilen weniger als einem Liter bis zu mehreren Kubikmetern pro Minute gemessen werden. Die Messwerte können auf einem Display online abgelesen werden. Parallel dazu werden sie als elektrisches Signal von 4 mA bis 20 mA zur Messwertaufzeichnung bereitgestellt.

LITERATURVERZEICHNIS

[Brockhaus 86-94]

Brockhaus Enzyklopädie in vierundzwanzig Bänden. Neunzehnte Auflage.
F. A. Brockhaus, Mannheim, 1986-1994

[Grimsehl 88]

Grimsehl, E.: Lehrbuch der Physik. Band 2 Elektrizitätslehre. BSB B. G.
Teubner Verlagsgesellschaft, Leipzig, 1988

[Ingason et al. 94]

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

[Kohlrausch 85]

Kohlrausch, Friedrich: Praktische Physik, Band 1. B. G. Teubner,
Stuttgart, 1985

[Panametrics 05]

Anonymous: AQUATRANS™ Ultrasonic Flow Transmitter. Prospectus:
Panametrics Limited, Bay 148, Shannon Airport, Shannon, County Clare,
Ireland, 2005

[Stroppe 92]

Stroppe, Heribert: Physik für Studenten der Natur- und
Technikwissenschaften. Fachbuchverlag, Leipzig - Köln, 1992