

BRANDSCHUTZ- FORSCHUNG

DER BUNDESLÄNDER

BERICHTE

Die Wirkung von mobilen Abschottungs- und Belüftungsmaßnahmen bei der Rettung und Brandbekämpfung bei Tunnelbränden
Teil 2

141

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. 141

Die Wirkung von mobilen Abschottungs- und Belüftungsmaßnahmen bei der Rettung und Brandbekämpfung bei Tunnelbränden – Teil 2

von

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

Institut der Feuerwehr Sachsen-Anhalt

Heyrothsberge

Januar 2005

BERICHTS-KENNBLETT

Nummer des Berichtes:	Titel des Berichtes	ISSN:	
141	Die Wirkung von mobilen Abschottungs- und Belüftungsmaßnahmen bei der Rettung und Brandbekämpfung bei Tunnelbränden – Teil 2	0170-0060	
Autoren:		durchführende Institution:	
Dipl.-Ing. Klaus-Jürgen Kohl, Dipl.-Ing. Monika Kutz, Dipl.-Phys. Friedrich Wienecke		Institut der Feuerwehr Sachsen-Anhalt Biederitzer Straße 5 D-39175 Heyrothsberge	
		Direktor: Prof. Dr. rer. nat. habil. Reinhard Grabski	
Nummer des Auftrages:		auftraggebende Institution:	
42 (1/2003) H		Ständige Konferenz der Innenminister und –senatoren der Länder, Arbeitskreis V – Ausschuss für Feuerwehrangelegenheiten, Katastrophenschutz und zivile Verteidigung	
Datum des Berichtes:			
Januar 2005			
Seitenzahl:	Bilder:	Tabellen:	Literaturverweise:
89	60 ^{*)}	9	65
Kurzfassung:			
<p>Im Brandkanal des IdF LSA wurden Brandversuche mit Siedegrenzenbenzin unter verschiedenen Lüftungsbedingungen und Abschottungsmaßnahmen durchgeführt. In den Versuchen wurden Masseverlusten des Brandstoffes sowie die Verteilungen von Geschwindigkeit und Temperatur in verschiedenen Messebenen erfasst. Gaskonzentrationen und Gesamtwärmestromdichten wurden aufgezeichnet. Die Maximalwerte der gemessenen Gesamtwärmestromdichte auf der dem Lüfter abgewandten Seite wurden mit $160 - 180 \text{ kW m}^{-2}$ ermittelt. In neuesten internationalen Großversuchen wurden Werte in gleicher Größenordnung gemessen. Diese Gesamtwärmestromdichten übertreffen die Prüfungsbedingungen der HuPF. Auf der dem Lüfter zugewandten Seite wurden wesentlich geringere Messwerte erzielt. In den Großversuchen wurden auch dort in der Nähe des Brandes höhere Werte ermittelt. Aus der Literatur wurden Abschätzungen der zu erwartenden Energiefreisetzungsraten und der benötigten Löschwasservolumenströme abgeleitet. Es wurde ein Kurzüberblick zum international kontrovers diskutiertem Einsatz von Brandunterdrückungsanlagen gegeben. Die Tunnelbrandbekämpfung erfordert sowohl für die Bestimmung der Mittel der Feuerwehr als auch des Einsatzes von Druckbelüftungs und Abschottungsmaßnahmen den Einsatz von ingenieurtechnischen Methoden. Mit dem Programmsystem FLUENT, das auf der Lösung der Feldmodellgleichungen mit dem Finite Volumen Verfahren basiert, wurden Simulationsrechnungen durchgeführt. Die Simulationsrechnungen wurden mit den Experimenten verglichen und die Ergebnisse der Vergleiche in Grafiken dargestellt.</p>			
Schlagwörter:			
Tunnelbrand, Berechnung, Feldmodell, Experiment, Messdaten, Verifizierung			

*) 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	STAND DER ERKENNTNISSE UND LITERATURAUSWERTUNG	3
2.1	Brandverlauf in Tunnelanlagen	3
2.1.1	Energiefreisetzungsraten	3
2.1.2	Gesamtwärmestromdichten	7
2.1.3	Temperaturen	8
2.1.4	Freigesetzte Rauchgasmengen	8
2.1.5	Möglichkeiten der mobilen Brandbekämpfung der Feuerwehr	9
2.2	Die Beeinflussung des Brandverlaufs in Tunneln	13
2.2.1	Belüftung und Abschottung von Tunneln im Brandfall	13
2.2.2	Löschanlagen in Tunneln	15
3	VERSUCHE	17
3.1	Versuchsaufbau und Sensorik	17
3.2	Versuchsdurchführung	20
3.3	Ergebnisse der Versuche	21
3.3.1	Brandversuche ohne Abschottung	21
3.3.1.1	Abbrandraten	21
3.3.1.2	Gesamtwärmestromdichten	24
3.3.1.3	Gaskonzentrationen	25
3.3.1.4	Temperaturen	27
3.3.2	Brandversuche mit Abschottung	31
3.3.2.1	Abbrandraten	33
3.3.2.2	Gesamtwärmestromdichten	34
3.3.2.3	Gaskonzentrationen	35

3.3.2.4	Temperaturen	37
3.3.3	Brandversuche mit Gegenlüftung	39
3.3.3.1	Abbrandraten	40
3.3.3.2	Gesamtwärmestromdichten	41
3.3.3.3	Gaskonzentrationen	42
3.3.3.4	Temperaturen	44
3.3.4	Brandversuche mit Hydroschild	46
3.3.4.1	Abbrandraten	48
3.3.4.2	Gesamtwärmestromdichten	49
3.3.4.3	Gaskonzentrationen	50
3.3.4.4	Temperaturen	52
4	SIMULATIONSRECHNUNGEN	55
4.1	Problembeschreibung	55
4.2	Brandausbreitung ohne Abschottungsmaßnahmen	56
4.2.1	Geometrie, Rand- und Anfangsbedingungen	56
4.2.2	Berechnungsergebnisse	59
4.3	Brandausbreitung bei Abschottung	66
4.3.1	Geometrie, Rand- und Anfangsbedingungen	66
4.3.2	Berechnungsergebnisse	66
4.4	Brandausbreitung bei Gegenlüftung	71
4.4.1	Geometrie, Rand- und Anfangsbedingungen	71
4.4.2	Berechnungsergebnisse	72
5	ZUSAMMENFASSUNG	77
	LITERATUR	82

VERZEICHNIS DER BILDER

- 2.1 Zur Löschung benötigte Wasservolumenströme als Funktion der Bodenfläche
- 3.1 Prinzipskizze der Messstellenanordnung in einem Längsschnitt
- 3.2 Anordnung der bidirektionalen Sonden in den Querschnitten A und B
- 3.3 Anordnung der Messstellen am Messständer D
- 3.4 Installation der bidirektionalen Sonden am Messständer D (links) und der Messebene B (rechts)
- 3.5 Anordnung der Thermoelemente in Ebene C
- 3.6 Restmassekurve der Versuche ohne Abschottung
- 3.7 Gegenüberstellung des Abbrandes der Versuche HB01 und BV08
- 3.8 Gemessene Wärmestromdichten für die Versuche HB01 und HB02
- 3.9 Gemessene Gesamtwärmestromdichten für die Versuche HB01 und HB09
- 3.10 Sauerstoffkonzentration für die Versuche ohne Abschottung
- 3.11 Kohlenmonoxidkonzentration für die Versuche ohne Abschottung
- 3.12 Kohlendioxidkonzentration für die Versuche ohne Abschottung
- 3.13 Temperaturprofile an den Messständen AII, D und BV für den Brandversuch HB01 nach 60 s, 180 s und 210 s
- 3.14 Temperaturprofile an den Messständen AII, D und BV für den Brandversuch HB02 nach 60 s, 180 s und 300 s
- 3.15 Temperaturprofile an den Messständen AII, D und BV für den Brandversuch HB09 nach 60 s, 180 s und 240 s
- 3.16 Skizze zur Anordnung der Abschottungswände im Brandkanal
- 3.17 Torseitig montierte Abschottungswand mit geöffneter Klappe
- 3.18 Restmassekurven der Versuche mit Abschottung
- 3.19 Gemessene Wärmestromdichten für die Abschottungsversuche HB05 und HB08

- 3.20 Sauerstoffkonzentration für die Abschottungsversuche HB05 und HB08
- 3.21 Kohlenmonoxidkonzentration für die Abschottungsversuche HB05 und HB08
- 3.22 Kohlendioxidkonzentration für die Abschottungsversuche HB05 und HB08
- 3.23 Temperaturentwicklung an den oberen Messstellen der Ständer AII (T06, T07), BV (T21, T22), und D (T41, T42) für den Abschottungsversuch HB08
- 3.24 Temperaturprofile am Messständer AII, D und BV nach der Branddauer von 180 s, 240 s, 300 s und 540 s für den Abschottungsversuch HB08
- 3.25 Außenansicht des Brandkanals mit Anordnung des Gegenlüfters
- 3.26 Prinzipskizze der Versuchsanordnung für den Brandversuch mit Gegenlüftung
- 3.27 Restmassekurven für den Versuch mit Gegenlüftung HB03 im Vergleich zum Brandversuch HB09 (ohne Gegenlüftung)
- 3.28 Gemessene Wärmestromdichten für den Versuch mit Gegenlüftung HB03 im Vergleich zum Brandversuch HB09 (ohne Gegenlüftung)
- 3.29 Temperaturprofile am Messständer AII, D und BV nach der Sauerstoffkonzentration für den Versuch mit Gegenlüftung HB03 im Vergleich zum Brandversuch HB09 (ohne Gegenlüftung)
- 3.30 Kohlendioxidkonzentration für den Versuch mit Gegenlüftung HB03 im Vergleich zum Brandversuch HB09 (ohne Gegenlüftung)
- 3.31 Kohlenmonoxidkonzentration für den Versuch mit Gegenlüftung HB03 im Vergleich zum Brandversuch HB09 (ohne Gegenlüftung)
- 3.32 Temperaturentwicklung an ausgewählten Messstellen der Ständer AII (T06, T07), BV (T21, T22), und D (T41, T42, T48) für den Versuch mit Gegenlüftung HB03
- 3.33 Temperaturprofile an den Messständern AII, D und BV vor (60s und 120s) und nach (240s) Aktivierung des Gegenluftstromes
- 3.34 Skizze der Versuchsanordnung für den Brandversuch mit Hydroschild HB04
- 3.35 Anordnung des Hydroschildes im Brandkanal
- 3.36 Sprühbild des Hydroschildes im Brandkanal bei verschiedenen Durchsätzen

- 3.37 Restmassekurven für den Versuch mit Hydroschild HB04 im Vergleich zum Brandversuch HB09
- 3.38 Gemessene Wärmestromdichten für den Versuch mit Hydroschild HB04
- 3.39 Sauerstoffkonzentration für den Versuch mit Hydroschild HB04 im Vergleich zum Brandversuch HB09
- 3.40 Kohlendioxidkonzentration für den Versuch mit Hydroschild HB04 im Vergleich zum Brandversuch HB09
- 3.41 Kohlenmonoxidkonzentration für den Versuch mit Hydroschild HB04 im Vergleich zum Brandversuch HB09
- 3.42 Temperaturentwicklung an ausgewählten Messstellen der Ständer AII (T06, T07), BV (T21, T22), und D (T41, T42) für den Hydroschildversuch HB04
- 3.43 Temperaturprofile an den Messständen AII, BV und D für den Brandversuch HB04 vor (180 s) und nach (240 s) Einsatz des Hydroschildes
- 4.1 Geometrie des betrachteten Systems
- 4.2 Ränder des Berechnungsgebietes
- 4.3 Berechnete Temperaturverteilungen (angegeben in K) nach 10 s, 20 s und 40 s in Tunnelmitte
- 4.4 Berechnete Temperaturprofile an den Messständen AII, D, und BV nach 20 s und 40 s im Vergleich zu den Messwerten aus Versuch HB01
- 4.5 Berechnete Geschwindigkeitskomponenten sowie Resultierende an den Messständen AII, D und BV für das Strömungsfeld nach 20 s im Vergleich zum Messwert nach 60 s
- 4.6 Berechnete Geschwindigkeitsprofile an den Messständen AII, D und BV nach 20 s und 40 s im Vergleich zu den Messwerten aus Versuch HB01
- 4.7 Berechnete Konzentrationsverteilungen von CO₂ und O₂ nach 20 s im Messquerschnitt der Gasmessung (5,75 m von der Quelle entfernt)
- 4.8 Modellgebiet für die Berechnungen mit Abschottung
- 4.9 Berechnete Temperaturverteilungen in Tunnelmitte 10 s und 40 s sowie nach vollständiger Abschottung (Schnitt durch die Tunnellängsachse)
- 4.10 Berechnete Temperaturverteilungen in den Querschnitten D und B ohne Abschottung, mit Teilabschottung (geöffnete Klappe) und voller Abschottung

- 4.11 Berechnete Temperaturprofile nach 20 s an den Messständen AII, D und BV im Vergleich zu den Messwerten aus dem Versuch HB08 nach 150 s und 300 s
- 4.12 Berechnete Geschwindigkeitsprofile an den Messständen AII, D und BV nach 20 s im Vergleich zu den Messwerten aus Versuch HB08
- 4.13 Berechnete Temperaturverteilungen nach 20 s sowie 20 s und 40 s nach Einsetzen der Gegenlüftung (Tunnellängsschnitt bei $y=0$)
- 4.14 Berechnete Temperaturverteilungen in den Querschnitten D und B ohne Gegenlüftung und mit Gegenlüftung
- 4.15 Berechnete Temperaturprofile vor und nach Gegenlüftung an den Messständen AII, D und BV im Vergleich zu den Messwerten aus Versuch HB03
- 4.16 Berechnete Geschwindigkeitsprofile vor und nach Gegenlüftung an den Messständen AII, D und BV im Vergleich zu den Messwerten aus Versuch HB03

VERZEICHNIS DER TABELLEN

- 2.1 Experimentell ermittelte maximale Energiefreisetzungsraten E_{\max} sowie die ermittelte Zeit $t_{E_{\max}}$ bis zum Erreichen der maximalen Energiefreisetzungsrates für Tunnelbrände
- 2.2 Abschätzungen maximaler Energiefreisetzungsraten E_{\max} sowie der Zeit $t_{E_{\max}}$ bis zum Erreichen der maximalen Energiefreisetzungsrates für Tunnelbrände
- 2.3 Experimentell ermittelte, maximale Energiefreisetzungsraten für herkömmliche Brandobjekte der Feuerwehr
- 2.4 Funktioneller Zusammenhang des Löschwasservolumenstroms von der Brandfläche
- 2.5 Zur Löschung benötigte Wasservolumenströme
- 3.1 Versuchsplan
- 3.2 Gegenüberstellung der brandcharakterisierenden Größen von natürlich belüfteten und zwangsbelüfteten Brandversuchen
- 3.3 Maximalwerte der brandcharakterisierenden Größen in den Versuchen ohne Abschottung
- 4.1 Gaskonzentrationen in Volumenprozent für die Versuche ohne Abschottung im Stadium des Vollbrandes im Vergleich zu den Simulationsergebnissen

VERZEICHNIS DER ABKÜRZUNGEN UND SYMBOLIK

Abkürzung	Bedeutung
BFRL	Building and Fire Research Laboratory
CFD	Computational Fluid Dynamics
CTF	Catastrophic Tunnel Fires
EUREKA	EUropean REsearch Cooperation Agency
HGV	Heavy Goods Vehicle
IdF LSA	Institut der Feuerwehr Sachsen-Anhalt
NIST	National Institute of Standards and Technology
PIARC	World Road Association
TBK	Tunnelbrandkatastrophen

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
E	Energiefreisetzungsrate	$L^2 T^{-3} M^2$
T	Absolute Temperatur	Θ
V	Volumen	L^3
\dot{V}	Volumenstrom	$L^3 T^{-1}$
c_i	Massenbruch der i-ten Komponente	-
k	mittlere turbulente kinetische Energie	$L^2 T^{-2} M$
m	Masse	M
\dot{m}	Massestrom, Abbrandrate	$T^{-1} M$
\dot{m}''	Abbrandgeschwindigkeit	$L^{-2} T^{-1} M$

p	hydrostatischer Druck	$L^{-1} T^{-2} M$
t	Zeit	T
v	Geschwindigkeit	$L T^{-1}$
ε	Dissipationsrate	$L^2 T^{-3}$
Δ	Differenz	

Indizes

Index	Bedeutung
i, j, k	Komponente
x, y, z	Koordinatenrichtung

1 EINLEITUNG

Ein Brand stellt eine vom Menschen ungewollte, ungesteuerte Verbrennung dar. Er bildet ein selbstorganisiertes System. Die Überführung der ungesteuerten Verbrennung in eine gesteuerte Verbrennung stellt die Hauptaufgabe der Brandbekämpfung dar, um die Rettung von Menschen, die Verhinderung von Umweltschäden und Schäden am Eigentum zu ermöglichen. Zwei mögliche Zustände dieser gesteuerten Verbrennung können das kontrollierte Abbrennen oder das Löschen sein. Tunnelanlagen sind technische Systeme. Brände in Tunnelanlagen besitzen ihre eigene, nichtlineare Dynamik. Je nach vorhandener Luftzuführung und vorhandener Brandlast gestaltet sich der Brandverlauf. Das bedeutet auch, dass sich Tunnel beim Brand im Extremfall in „technische Verbrennungsöfen“ verwandeln können. Dies muss jedem Einsatzleiter und jeder Einsatzkraft klar sein! Menschenrettung und Brandbekämpfung können sich unter diesen Umständen als extrem schwierig oder unmöglich erweisen. Das gedankliche Vorausbestimmen der Handlungen der Feuerwehr ist gerade in diesem Fall unabdingbar und erhebt die Forderung nach ingenieur-technischen bzw. ingenieur-wissenschaftlichen Methoden auf diesem Gebiet. Ein Ansatzpunkt für ingenieur-technische Auffassungen lieferte [Särdqvist 96] in seiner Arbeit über die Feuerwehrtaktik. Diese Arbeiten müssen auf das Gebiet der Brandbekämpfung von Tunnelbränden übertragen werden.

Obwohl sich schon seit Jahrzehnten mit Tunnelbränden beschäftigt wird, sind auch heute noch viele Fragen offen und es bedarf der Forschung, um eine Klärung herbeizuführen. Die Forschung auf diesem Gebiet wird heute von der Europäischen Union durch verschiedene Programme bzw. Initiativen vorangetrieben. Dies sind vor allem:

- Das thematische Netzwerk Fire in Tunnels (FIT), das das Ziel hat, die Europäische Forschung im Bereich des Brandschutzes in Tunneln zu optimieren [FIT],
- UPTUN; ein Projekt mit dem Ziel innovative Technologien zur Verbesserung der Sicherheit von vorhandenen Tunneln zu entwickeln [UPTUN],
- DARTS; Ein Projekt mit dem Ziel, Methoden für einen kostenoptimalen Tunneltyp und Herstellungsverfahren zu entwickeln [DARTS].

Durch diese Forschungsarbeiten wurden Erkenntnisse über die zu erwartenden Energiefreisetzungsraten bei Tunnelbränden gewonnen. Es wurden Einflüsse der Ventilation betrachtet. Diese Fragen sind aber weiterhin Gegenstand internationaler Forschung. Das gilt ebenfalls für den Einsatz von Brandunterdrückungsanlagen .

Leider muss festgestellt werden, dass deutsche Brandschutzforschungseinrichtungen nicht an diesen Vorhaben beteiligt sind, obwohl in der Vergangenheit erfolgreiche Arbeit [FIRETUN 95] geleistet wurde. Völlig unbeachtet in der Forschung sind bisher die Einsatzmöglichkeiten und -grenzen der Feuerwehren. Wird die Wirksamkeit von Brandunterdrückungs- bzw. Löschanlagen in [UPTUN] vor allem bei großen Tunnelbränden untersucht, existiert kein Äquivalent zu Fragen, die die Feuerwehren betreffen, obwohl Einzelprobleme, wie z. B. die Belastung der Feuerwehr durch „Wärme“, in den einzelnen Arbeiten mit aufgegriffen wurden. Die Frage, unter welchen Bedingungen eine Feuerwehr überhaupt in der Lage ist, derartige Brände zu löschen, spielt keine Rolle. Sie spielt aber eine zentrale Rolle, wenn auf den Einsatz einer Feuerwehr vertraut wird. Ein kleiner Beitrag zur Lösung von Teilproblemen sollen die Arbeiten im Rahmen dieses Forschungsprojektes sein. Es ist völlig klar, dass weitere Forschungsarbeiten erforderlich sind, um Antworten auf die Fragen eines Feuerwehreinsatzes zu geben.

2 STAND DER ERKENNTNISSE UND LITERATURAUSWERTUNG

2.1 Brandverlauf in Tunnelanlagen

Im Folgenden sollen kurz einige bisher bekannte Eckdaten zusammengestellt werden, um den Einsatzleitern und Einsatzkräften zumindest Anhaltspunkte zur Einschätzung möglicher Gefahren zu geben.

2.1.1 Energiefreisetzungsraten

Seit Anfang der neunziger Jahre wurden verschiedene Untersuchungen zu den Energiefreisetzungsraten bei Bränden in Tunneln in Europa im Rahmen eines EUREKA-Projekts durchgeführt [FIRETUN 95], [Ingason et al. 94], [INGASON 94], [Steinert 94, 95, 96]. Diese Arbeiten wurden im Rahmen der Forschungsarbeiten der EU fortgesetzt. Einen zusammenfassenden Überblick wurde durch Ingason in [INGASON 01] sowie unter Einbeziehung der letzten Versuche im Runehamar Tunnel in Norwegen in [INGASON 04] gegeben. Auf diesen Ergebnissen basieren in der Regel die baulichen Auslegungen der Tunnelanlagen. In Tabelle 2.1 sind die experimentell bestimmten Maximalwerte der Energiefreisetzungsraten aufgeführt. Weiterhin sind in Tabelle 2.2 die auf Grund der letzten internationalen Forschungsergebnisse zu erwartenden Größenordnungen von möglichen Energiefreisetzungsraten bei Tunnelbränden bzw. die daraus resultierenden Abschätzungen für die in den letzten Jahren aufgetretenen großen Tunnelbrandkatastrophen dargestellt. Um einen Eindruck über die Größenordnungen zu vermitteln, wurden zum Vergleich in Tabelle 2.3 einige Energiefreisetzungsraten aufgenommen, die vom Building and Fire Research Laboratory (BFRL) des National Institute of Standards and Technology (NIST) in den USA ermittelt wurden, und die in herkömmlichen Bränden auftreten, die durch die Feuerwehr zu bekämpfen sind.

Tabelle 2.1: Experimentell ermittelte maximale Energiefreisetzungsraten E_{\max} sowie die ermittelte Zeit $t_{E_{\max}}$ bis zum Erreichen der maximalen Energiefreisetzungsrate für Tunnelbrände

Tunnelbrandobjekt	$t_{E_{\max}}$ in min	E_{\max} in MW	Quelle
Van	8	6	[Steinert 94]
Bus	8	29	[INGASON et al. 94]
Bus	15	34	[Steinert 94]
Schwerlastkraft- fahrzeug (HGV)	18	100	[Steinert 94]
Schwerlastkraft- fahrzeug (HGV)	18	128	[Grant and Drysdale 97]
Schwerlastkraft- fahrzeuganhänger mit 10,9 t Holz- und Plastepaletten	18	203 (gemittelt)	[Ingason 04a]
IC-Wagen	25	13	[Ingason 04a], [INGASON et al. 94]
ICE-Wagen	80	19	[Steinert 94]
2 halbe zusammen- gesetzte ICE-Wagen	53	43	[Steinert 94]
U-Bahnwagen	5	35	[Ingason 04a], [INGASON et al. 94]

Für PKW-Brände in Garagenanordnung gibt [Steinert 00] je nach Fahrzeugtyp Energiefreisetzungsraten von 1,7 - 10 MW an. [Zhao and Kruppa 04] untersuchten PKW-Brände in offenen Garagenanordnung und ermittelten Energiefreisetzungsraten von 2 und 8 MW für Fahrzeuge, die in die Europäische Kategorie 3 eingestuft sind, aber unterschiedliche Baujahre aufweisen. Dies sind Fahrzeuge wie z. B. der Opel Vectra oder der VW Passat, die

eine brennbare Masse von 320 kg und einen entsprechenden Energieinhalt von 9500 MJ besitzen. Sie stellten fest, dass infolge der zunehmenden Anteile brennbarer Materialien, neuere Fahrzeuge mit 90ziger Baujahr höhere maximale Energiefreisetzungsraten (8 MW) als ältere Fahrzeuge (2 MW) aus den 70/80iger Jahren erreichen. Auch die Zeit bis zum Erreichen der maximalen Energiefreisetzungsrates verkürzte sich von ca. 28 min für die Fahrzeuge älteren Baujahrs auf 22 min für die neueren Baujahrs.

Tabelle 2.2: Abschätzungen maximaler Energiefreisetzungsraten E_{\max} sowie der Zeit $t_{E_{\max}}$ bis zum Erreichen der maximalen Energiefreisetzungsrates für Tunnelbrände

Tunnelbrandobjekt	$t_{E_{\max}}$ in min	E_{\max} in MW	Quelle
Benzintanker mit Lachenbrand	-	200-300	[INGASON 94]
theoretisch maximale Energiefreisetzungsrates in einem 50 m ² -Tunnel	-	900	[Opstad 03]
Entwurfsbrand für DB-Zug mit 9 Wagen	70	180	[Schneider 03]
Tunnelbrand Kaprun 2001	15-20	15-20	[Ingason 04a]
Tauerntunnelbrand 1999	120-180	300-400	[Ingason 04a]
Mont-Blanc-Tunnelbrand 1999	120-180	300-380	[Ingason 04a]
Kanaltunnelbrand	60	370	[Ingason 04a]
1 Kendalkohle-kraftwerksblock		686	[Kendal]

Wie aus Tabelle 2.2 zu entnehmen ist, erreichten die letzten Tunnelbrände Energiefreisetzungsraten, die ca. die Hälfte eines Kohlekraftwerkblocks des größten Kohlekraftwerkes der Welt betragen. Diese Brände werden als Tunnelbrandkatastrophen (TBK) oder international als „Catastrophic Tunnel Fires (CTF)“ bezeichnet. Nach **[Ingason 04]** sind die Energiefreisetzungsraten der TBK wesentlich größer, als die zur Auslegung der Tunnelanlagen bisher verwendeten Entwurfsbrände.

Werden die Energiefreisetzungsraten der TBK mit denen, die in Tabelle 2.3 angegeben sind, verglichen, so liegen die Energiefreisetzungsraten weit über den Freisetzungen, die in herkömmlichen Wohnungsbränden oder bei Fahrzeugbränden von der Feuerwehr zu erwarten sind. Die Zeiten bis zum Erreichen der maximalen Energiefreisetzungsraten betragen 8 - 20 min (14 min arithmetisches Mittel) für die Straßenfahrzeugbrände in Tunneln. Für Schienenfahrzeuge wurden diese Zeiten im Bereich von 5 - 80 min bestimmt (40 min arithmetisches Mittel). Die Abschätzungen der TBK ergeben ein Mittel von ca. 64 min. Wird der ungünstigste Fall zu Grunde gelegt, ist davon auszugehen, dass der Entwicklungsbrand nach 5 - 8 Minuten abgeschlossen ist und die Vollbrandphase erreicht wird. Zu ähnlichen Ergebnissen kommen **[Both and Haack 04]**, die als Ergebnis von Brandversuchen im EUREKA-Projekt und einer Testreihe von Arup für Personeneisenbahnwagen das Eintreten der Vollbrandphase (Flashover) im Bereich von 7 - 10 min angeben. Dies liegt ebenfalls in der schon vor 14 Jahren von **[Heins and Kordina 90]** angegebenen Größenordnung von 10 Minuten. (Im Allgemeinen bedeutet dies, dass die Selbstrettungsphase dann abgeschlossen ist.) Bei all diesen Angaben ist zu beachten, dass sich diese nicht auf Brände von Gefahrstoffgütern beziehen. Die in diesem Bericht beschriebenen Siedegrenzenbenzinbrände erreichen Temperaturfelder mit Maximaltemperaturen von ca. 1367 K nach ca. 3 bis 4 min (s. Punkt 3.3.1.4).

Tabelle 2.3: Experimentell ermittelte, maximale Energiefreisetzungsraten für herkömmliche Brandobjekte der Feuerwehr

Brandobjekt	maximale Energiefreisetzungsraten in MW	Quelle
Sofa	3,5	[NIST]
2 Holzpaletten	1,8	[NIST]
Doppelstockbett aus Kiefernholz	4,5	[NIST]

2.1.2 Gesamtwärmestromdichten

Bei den Versuchen im Runehamar Tunnel in Norwegen wurden in der Nähe des Brandherdes Spitzenwerte der Gesamtwärmestromdichte¹⁾ von 250 kW m^{-2} für den Versuch mit der größten Energiefreisetzungsraten (203 MW) gemessen. Erst in einer Entfernung von 20 m wurden Werte unter 4 kW m^{-2} gemessen [Lemaire 04]. In einer Entfernung von 5 m in Richtung des Lüfters betrugen die gemessenen Werte $50 - 80 \text{ kW m}^{-2}$ [Ingason 04b]. In diesem Forschungsvorhaben wurden auf der dem Lüfter abgewandten Seite Gesamtwärmestromdichten von ca. 160 kW m^{-2} ermittelt. Ein Backlayering²⁾ konnte nicht beobachtet werden, so dass die gemessenen Gesamtwärmestromdichten in Richtung des Lüfters im Bereich von 5 kW m^{-2} lagen (siehe Punkt 3.3.1.2). Zum Vergleich sollen die Testbedingungen der Feuerwehr-Einsatzkleidung nach HuPF aufgeführt werden. Das Material für Feuerwehr-Einsatzkleidung wird danach mit 40 kW m^{-2} getestet. Kurzfristige Belastungen (80 kW m^{-2} für 8 s) werden im Beflammungstest erreicht [HuPF 99]. Diese Tests sagen aber

¹⁾ Aus der Literatur konnte nicht genau entnommen werden, ob die gemessenen Wärmestromdichten die Summe aus den konvektiven Anteilen und Strahlungsanteilen darstellen (Gesamtwärmestromdichte) oder sich nur auf den Strahlungsanteil beziehen. Da für die Belastung des Feuerwehrmannes nur die gesamte an die Schutzkleidung übertragene Energie ausschlaggebend ist, wurden die Angaben als Gesamtwärmestromdichten interpretiert.

²⁾ Als Backlayering wird die Ausbreitung der Flamme und der heißen Brandgase entgegengesetzt zur Strömungsrichtung der Seitenlüftung bezeichnet. Ab einer Geschwindigkeit von ca. $2,0 \text{ ms}^{-1}$ wird i. A. davon ausgegangen, dass diese Rückströmung vermieden werden kann.

natürlich nichts über die physische Belastung des Feuerwehrmannes aus. [Lönnermark and Ingason 04] geben an, dass ein Belastungswert von 5 kW m^{-2} über 5 min bei den Einsatzkräften der Feuerwehr nach [Persson 90] Schmerzen hervorruft und dass dieser Wert in 10 m Entfernung vom Brand in Richtung der Lüftung überschritten wurde. [Bergqvist 04] geht davon aus, dass die Belastung eines Feuerwehrmannes nicht mehr als 2 kW m^{-2} betragen soll, wenn er diese über 20 min ertragen muss. Interessant sind in diesem Zusammenhang die Ergebnisse der physischen Belastungen in der Einsatzsimulation von [Finteis et al. 02]. Leider konnten die medizinischen Parameter nicht in Bezug zu physikalischen Belastungsparametern gesetzt werden. Hier ist zukünftig unbedingt Forschungsbedarf anzumelden.

2.1.3 Temperaturen

Die Versuche des vorliegenden Forschungsvorhabens ergaben maximale Temperaturen in einer Höhe von 1367 K (s. Punkt 3.3.1.4). In den Großversuchen im Runehamar Tunnel konnten maximale Gastemperaturen zwischen ca. 1554 K und 1639 K (Versuch mit der höchsten Energiefreisetzungsrate von 203 MW) direkt unter der Tunneldecke gemessen werden. Selbst in 100 m Entfernung in Richtung der Seitenlüftung, d. h. auf der dem „Wind“ zugewandten Seite, wurden noch 373 K gemessen [Lönnermark and Ingason 04]. Die Autoren gehen davon aus, dass die niederländische Rijkswaterstaat-Kurve den gemessenen Temperaturverlauf als Auslegungskurve am besten widerspiegelt. Außerdem konnten neben Felsgesteinabplatzungen der ungeschützten Tunneldecke in Richtung der Strömung, infolge des trotz der Lüftung auftretenden Backlayerings, auch entgegengesetzt zur Strömungsrichtung Abplatzungen beobachtet werden. Diese Abplatzungen können entsprechende Gefährdungen für die Einsatzkräfte hervorrufen. In diesem Zusammenhang sind die schwedischen Forschungsergebnisse bezüglich des Abplatzverhaltens von modernen Hochleistungsbetonarten interessant. Es konnte nachgewiesen werden, dass diese zu wesentlich mehr Abplatzungen neigen, sofern sie nicht geschützt oder unter Zusatz von z. B. Polypropylenfasern hergestellt wurden [Boström 04].

2.1.4 Freigesetzte Rauchgasmengen

Wird von der allgemein anerkannten Tatsache ausgegangen, dass eine Energie von ca. 13,1 MJ pro kg O_2 bei der vollständigen Verbrennung von organischen Stoffen freigesetzt wird [Walters et al. 00], so kann über die Energiefreisetzungsraten der Sauerstoffverbrauch

und damit der Luftverbrauch abgeschätzt werden. Es ergibt sich zum Beispiel für einen 100 MW Brand ein Massestrom an Sauerstoff von ca. $7,6 \text{ kg s}^{-1}$ oder an Luft von $33,0 \text{ kg s}^{-1}$, bezogen auf 0,23 Masseprozent Sauerstoff in der Luft.

[Almbauer et al. 04] gingen davon aus, dass zur vollständigen Verbrennung von Plaste oder Treibstoffen die zur Verbrennung notwendige Luftmasse ca. 15-mal größer als die Masse des Kohlenstoffs und des Wasserstoffs ist. Sie schätzten unter der Voraussetzung eines Heizwertes von 40 MJ kg^{-1} eine benötigte Verbrennungsluft von ca. 40 kg s^{-1} ab. Dieser Wert liegt in der gleichen Größenordnung wie der erstgenannte. Als grober Orientierungswert kann vom (arithmetischen) Mittel von ca. 37 kg s^{-1} ausgegangen werden. Wird die Verdampfungsrate bzw. Pyrolyserate der Brandstoffe vernachlässigt, so muss mindestens dieser Luftmassenstrom aus dem Tunnel entfernt werden. Besitzt der Tunnel eine technische Belüftung, dann wird der abgesaugte Luftmassenstrom durch diese bedingt.

2.1.5 Möglichkeiten der mobilen Brandbekämpfung der Feuerwehr

Die Brandbekämpfung in Tunnelanlagen kann sich als schwierig und kompliziert erweisen. Zur Zeit existieren die meisten praktischen Erfahrungen bei Entstehungsbränden. So geht [Wolschendorf 02] davon aus, dass die in den letzten Jahren im Hamburger Elbtunnel aufgetretenen Brände in der Entstehungsphase bekämpft wurden. Dabei war die Vornahme eines C-Rohres und eine Gesamtlöschwassermenge von 2000 l zur Brandbekämpfung ausreichend. Leider spezifiziert diese Angabe nicht den tatsächlich eingesetzten Wasservolumenstrom, so dass sich ein Vergleich mit den internationalen Erfahrungen schwierig gestaltet. Aussagen über die Möglichkeiten der Feuerwehr bei Löschangriffen in der Vollbrandphase wurden nicht gemacht. [Bergqvist 04] stellte fest, dass Brände in der Vollbrandphase mit hohen Energie-freisetzungsraten ein ernstes Problem für die Brandbekämpfung durch die Feuerwehr sein können. Weitere Ergebnisse systematischer Forschungen auf dem Gebiet der mobilen Brandbekämpfung in Tunneln wurden den Autoren nicht bekannt. [INGASON et al. 01] gaben eine Abschätzung der Löschmöglichkeiten in Tunnelbränden mit Wasser, die vor allem auf den Arbeiten von [Särdqvist 00] beruhen. An diese Betrachtungen soll angeknüpft werden. Hauptpunkt ist die Abschätzung des zum Löschen benötigten Wasservolumenstroms und daraus die Ableitung der entsprechenden Kräfte und Mittel, die durch die Feuerwehr eingesetzt werden müssen.

Eine der ersten theoretischen Abschätzungen zur benötigten Löschwassermenge wurde in Deutschland von [Lode und Dettmar 56] durchgeführt. Die Arbeiten wurden von [Fuchs 76, Fuchs and Seeger 81] fortgeführt. In der ehemaligen SU wurden durch [Abduragimov et al. 79], in den USA durch [Royer and Nelson 65] und [Pietrzak and Patterson 79] Berechnungen zum benötigten Wasserbedarf vorgenommen. Diese Arbeiten von [Pietrzak and Patterson 79] mündeten in dem Fire Demand Computerprogramm. Auf einer empirischen Ableitung basierend, wurde in den 80ziger Jahren am Institut der Feuerwehr eine Berechnungsmethode zur Bestimmung der Kräfte und Mittel entwickelt [Pleß et al. 85]. Diese Arbeiten wurden später ebenfalls in ein Berechnungsprogramm überführt. Hauptgegenstand aller Arbeiten war es, entweder konkrete Richtwerte für den benötigten Wasservolumenstrom zu ermitteln oder ihn als Funktion der Brandfläche darzustellen. Die Verwendung der geometrischen Größe „Brandfläche“ wurde nicht einheitlich benutzt. Es wurde auch die Bodenfläche [Pietrzak and Patterson 79] oder das Volumen des Brandraums [Royer and Nelson 65] benutzt. Ebenso wurde entweder unter der Brandfläche die Grundfläche des Brandobjekts oder die „innere“ Oberfläche verstanden [Fuchs 76]. Die aufgeführten Arbeiten beziehen sich auf die von der Feuerwehr eingesetzten Wassermengen und nicht auf die von anderen Wissenschaftlern oft experimentell im Labormaßstab ermittelten Löschmittelmengen, die zum Teil erheblich niedrigere Werte ermittelten. Einen zusammenfassenden Überblick über die international heute üblichen Berechnungsmethoden für die Feuerwehr wurde durch [Davis 00] gegeben.

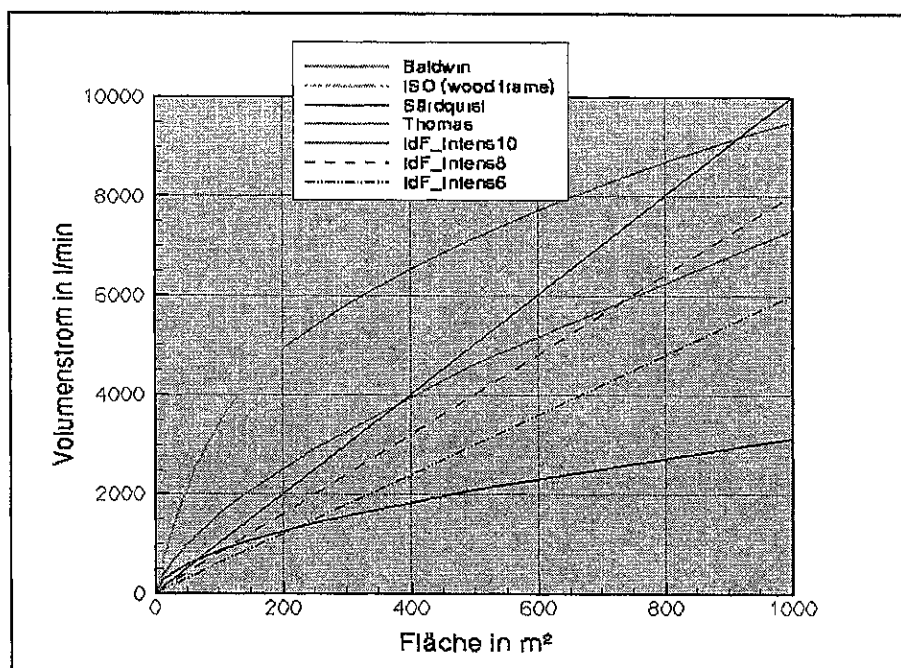


Bild 2.1: Zur Löschung benötigte Wasservolumenströme als Funktion der Bodenfläche

Im Bild 2.1 sind die grafischen Ergebnisse aus [Pietrzak and Patterson 79] sowie die Ergebnisse der einzelnen Berechnungsmethoden aus [Davis 00] und [Pleß et al. 85] dargestellt, wobei zur besseren Vergleichbarkeit die Bodenfläche als Brandfläche gewählt wurde.

In Tabelle 2.4 sind die dazugehörigen Funktionen angegeben, soweit sie aus der Literatur ermittelt werden konnten. Die Funktionen für die ersten drei Autoren wurden [Davis 00] entnommen.

Tabelle 2.4: Funktioneller Zusammenhang des Löschwasservolumenstroms von der Brandfläche

Autor	Brandfläche A in m ²	Wasservolumenstrom V' in l min ⁻¹
Thomas	> 200	$V' = 560 A^{0,41}$
Baldwin	> 20	$V' = 74 A^{0,66}$
Särdqvist	0,1- 1000	$V' = 61 A^{0,57}$
IdF- Vollstrahl	<1000	$V' = 10 A^1$
IdF- Sprühstrahl	<1000	$V' = 8 A^1$
IdF- Sprühstrahl-Netzmittel	<1000	$V' = 6 A^1$

Im Bild 2.1 konnten einzelne Funktionen nicht in allen Wertebereichen dargestellt werden, da sie in den Quellen für diese Bereiche nicht angegeben waren. Die Funktionen nach Särdqvist, der amerikanischen Versicherung (ISO) und Thomas bilden die Einhüllenden. Die vereinfachten, linearen Kurven des Instituts der Feuerwehr liegen im mittleren Bereich, wobei im Bereich unter 200 m² eine Unterschätzung auftritt.

Aus diesen Ergebnissen können wie in [INGASON et al. 01] einfache Abschätzungen der benötigten Löschwasservolumenströme ermittelt werden. In Tabelle 2.5 wurden einige Werte dargestellt.

Tabelle 2.5: Zur Löschung benötigte Wasservolumenströme

Brandobjekt	Brandfläche A in m ²	Energiefrei- setzungsrate in MW	Wasservo- lumenstrom V' in l min ⁻¹	Strahlrohr- anzahl bei 360 l min ⁻¹ je Rohr
PKW	ca. 10	10	227	1
Schwerlastkraft- fahrzeug	ca. 200	100	1250-4916	4-14
Schwerlastkraft- fahrzeug- anhänger	ca. 400	200	1856-6532	5-18
Doppelstockbett aus Kiefernholz	ca. 4	5	134	1

Die Werte der Tabelle 2.5 verstehen sich als Orientierungswerte, die unter Benutzung der funktionellen Zusammenhänge von Särqvist (niedriger Wert) und Thomas (hoher Wert), die die Einhüllenden darstellen, ermittelt wurden. Die Brandfläche der ersten beiden Brandobjekte wurde aus [INGASON et al. 01] entnommen. Zur Vereinfachung wurde die Brandfläche für den Schwerlastkraftfahrzeuganhänger verdoppelt, um die doppelte Energiefreisetzungsrates zu erhalten. Die Brandfläche des Doppelstockbetts wurde mit zweimal der Grundfläche angenommen. Die benutzten Abhängigkeiten wurden nicht für Tunnelbrände oder Raumbrände ermittelt. Da zur Zeit keine weiteren wissenschaftlich oder praktisch fundierten Zusammenhänge für Tunnelbrände bekannt sind, können sie nur als Anhaltswerte gelten. Als völlig unklar sind auch die Grenzen der Löscharkeit anzusehen. Bisher existieren weder für Freibrände noch für Raumbrände oder Tunnelbrände Aussagen darüber, ab welcher Brandfläche oder welchem Brandvolumen es nicht mehr möglich ist, eine Löschung durchzuführen. Auch hier ist dringend Forschungsbedarf anzumelden. In den bisherigen Betrachtungen wurde auch nicht darauf eingegangen, ob das Löschmittel überhaupt bis zum Brandherd transportiert werden kann, d. h. ob die Wurfweite ausreicht, um den Brandherd zu erreichen und ohne dass die Einsatzkräfte einer zu hohen Gesamtwärmestromdichte ausgesetzt sind. Zur Abschätzung der Einsatzzeit, die bis zum Erreichen der Kontrolle des Brandes benötigt wird, sei auf [INGASON et al. 01] verwiesen.

2.2 Die Beeinflussung des Brandverlaufs in Tunneln

Aus den bisherigen Auswertungen ist zu entnehmen, dass die Feuerwehr nach Möglichkeit zum Eingreifen in der Vorbrandphase kommen muss, um eine eventuelle Menschenrettung und Brandbekämpfung vornehmen zu können. Diese dauert im ungünstigen Fall nicht länger als 5 - 10 Minuten, siehe Tabelle 2.1 und 2.2 . Kann die Feuerwehr nicht in dieser Phase wirksam werden, ist mit erheblichen Schwierigkeiten bei der Brandbekämpfung und Rettung vor allem bei den Bränden, die sich zu TBKs entwickelt haben, zu rechnen. Prinzipiell gibt es zur Zeit die Möglichkeiten den Brandverlauf mittels Belüftungsmaßnahmen oder Löschanlagen zu beeinflussen, um der Feuerwehr eine Angriffsmöglichkeit zu schaffen. Auch Abschottungsmaßnahmen sind eine denkbare Variante. All diese Maßnahmen sollen vor allem unter dem Gesichtspunkt der Schaffung von Einsatzmöglichkeiten der Feuerwehr verstanden werden, obwohl natürlich die Dauer der Selbstrettungsphase durch Löschanlagen oder Belüftungsmaßnahmen ebenfalls beeinflusst werden kann.

2.2.1 Belüftung und Abschottung von Tunneln im Brandfall

Bei der Belüftung im Brandfall sind grundsätzlich zwei Varianten zu unterscheiden. Handelt es sich um einen Brand in einem Tunnel, der keine Lüftungstechnische Anlage besitzt, so wird der Brand infolge des Auftriebs der Brandgase und der Umgebungsbedingungen wie z. B. der Druck und Windverhältnisse, ein natürliches Lüftungsregime einstellen. Es kommt in der Nähe des Brandes zur Ausbildung einer Strömungsgrenzschicht an der Decke, die z. B in Abhängigkeit von der Tunnelneigung mehr oder weniger symmetrisch ist. Nachdem die Brandgase sich abgekühlt haben, sinken sie zu Boden [Pucher 00]. Die Umgebungsbedingungen und die Neigung des Tunnels sind unter entsprechenden Bedingungen (Schornsteinwirkung) in der Lage eine Grundströmung in Richtung der Längsachse vorzugeben. Die Ausbildung einer Deckengrenzschicht wird in der Selbstrettungsphase als Voraussetzung für die Fluchtmöglichkeiten von Personen angesehen [Pucher 00].

Besitzt der Tunnel eine technische Entlüftung so wird der Brandverlauf durch diese beeinflusst. Bei einer technischen Lüftung werden im Tunnel ebenfalls Luftgeschwindigkeiten induziert. Technisch sind dabei die Längslüftung und Querlüftung zu unterscheiden. Entsprechend der Verhältnisse der Impulse der Strömung und des Brandes kommt es zu Ausbildung des s.g. Backlayerings. Da im mobilen Einsatz der Feuerwehr vor allem die Längslüftung mittels Ventilatoren oder Turbinen zum Einsatz kommt, soll sich hier auf die Längslüftung bezogen und ansonsten auf die entsprechende zahlreiche Fachliteratur

verwiesen werden [Pucher 00]. Die Überdruckbelüftung dient zur mobilen Rauch- und Wärmefreihaltung der Angriffs- und Rettungswege der Feuerwehr in Gebäuden. Sie kann ein effektives Mittel sein, vorausgesetzt sie wird richtig genutzt, so dass die Intensivierung der Brand- und Rauchausbreitung verhindert wird [Tuomisaari 97], [Ingason and Fahlberg 02a]. Bei der Tunnelbrandbekämpfung, insbesondere in älteren Tunnelanlagen, die keine Lüftungstechnischen Einrichtungen zur Brandgasabsaugung aufweisen, ist der Einsatz dieser Methode zu prüfen, wenn ein Angriff ohne Atemschutz notwendig ist. Auch die Arbeiten von [Grabski et al. 99], bei denen Versuche im Hamburger Elbtunnel durchgeführt und Längsgeschwindigkeiten von ca. 7 m s^{-1} erreicht wurden und von [Ingason and Romanov 02b], bei denen ebenfalls Belüftungsversuche in Tunneln durchgeführt und Geschwindigkeiten von ca. 4 m s^{-1} und 2 m s^{-1} erreicht wurden, bestätigen diese Einsatzvariante. Strömungsmechanisch gesehen wird dabei in einer „verallgemeinerten“ Rohrleitung (z. B. Haus oder Tunnel, U-Bahnnetz etc.) mittels einer technischen Einrichtung (Ventilator, Turbine etc.) eine Strömung erzeugt. Die Flamme wird danach in Richtung der Längsströmung abgelenkt, so dass ein Rückströmen der Brandgase im günstigsten Fall verhindert wird. Wie bei der Löschwasserversorgung mittels einer Pumpe und Feuerwehrschräuchen besitzen die technische Einrichtung und die Rohrleitung je ein Kennlinienfeld bzw. eine Kennlinie. Die Kennlinie der technischen Einrichtung ist durch die Arbeitsweise und Auslegung vorgegeben. Die Kennlinie der Rohrleitung wird durch die Strömungswiderstände der Wände, Einbauten einschließlich der Fahrzeuge etc. und des Brandes bestimmt. Der Schnittpunkt der aktuellen Kennlinien bestimmt den Arbeitspunkt des Systems. [Lee et al. 79] untersuchten in einem Modellkanal den strömungsmechanischen Einfluss von Holzbränden auf eine Zwangsbelüftung. Sie stellten fest, dass ein Brand wesentlich den Strömungswiderstand erhöht und zur Verringerung der Lüftungsgeschwindigkeit führt. Auch [Ingason and Romanov 02b] bestätigten eine Erhöhung des Widerstandes. Diese Erhöhung des Strömungswiderstandes wirkt sich entsprechend auf die Kennlinie der Rohrleitung aus. Der Wirksamkeit des Einsatzes eines Lüfters etc. hängt damit von der strömungstechnischen Auslegung ab. Dies gilt insbesondere auch, wenn schon ein technisches Lüftungssystem vorhanden ist. Neben der Rückwirkung des Brandes auf die Tunnelströmung existiert aber auch eine Wirkung der Strömung und der Tunnelgeometrie auf den Brand, wie die Arbeiten von [Carvel et al. 01], [Carvel et al. 04] nachweisen. So ermittelten [Carvel et al. 01] auf einer Wahrscheinlichkeitsmethode basierend, dass z. B. in der Brandentwicklungsphase eine Luftgeschwindigkeit von 3 m s^{-1} eine Verfünffachung der Brandgröße bei Schwerlastkraftfahrzeugen hervorruft und in der

Vollbrandphase zu einer Vervierfachung führt. Infolge des unzureichenden experimentellen Datenbestandes werden weitere Versuche gefordert [Carvel et al. 04]

Die Unterteilung von Tunnelanlagen durch Längs- und/oder Querschotten ist im Tunnelbau und in der Montanindustrie bekannt. In der Montanindustrie wurde diese Technologie auch zur Brandbekämpfung eingesetzt. In den letzten Jahren sind Vorschläge zum mobilen Einsatz von aufblasbaren Tunnelplugs erfolgt. Auch im EU-Forschungsprogramm UPTUN wird diese Idee verfolgt [Khoury and Majorana 04]. Über die Wirksamkeit bei der Brandbekämpfung bzw. Sicherung der Angriffswege ist bisher kaum etwas bekannt. Ziel dieser Abschottungsmaßnahmen ist es, entweder die Luftzufuhr zu unterbrechen und/oder den Transport von toxischen Gasen in Tunnelabschnitte zu unterbinden. Abschottungen durch Luftvorhänge sind ebenfalls bekannt. Für die Schaffung von Angriffswegen der Feuerwehr dürfte der Einsatz von Hydroschilden interessant sein, wobei bisher ebenfalls keine Erkenntnisse über die Wirksamkeit dieser Maßnahmen bekannt sind.

2.2.2 Löschanlagen in Tunneln

Besteht die Gefahr einer TBK, so ist der Einsatz von Lösch- bzw. Brandunterdrückungsanlagen eine wesentliche Voraussetzung, die Brandentwicklung zu verringern und die Brandbekämpfung in der Brandentwicklungsphase zu ermöglichen. Dabei ist die Art der Anlage unerheblich, ob es sich z. B. um eine Sprinkler-, Wassernebel- oder Schaumanlage handelt; solange die Wirksamkeit nachgewiesen ist. Prinzipiell existieren zwei Möglichkeiten, die Brandausbreitung zu verhindern bzw. eine Löschung zu erreichen:

- die Installation einer stationären Anlage und
- Anlagen an Bord von Fahrzeugen, die die Brände direkt bekämpfen.

Für beide Systeme existieren prominente Beispiele. So wurde der Kanaltunnel nach dem Brand 1996 mit einem an Bord der Shuttlezüge befindlichem System ausgerüstet [Brandverhütung und Feuersicherheit 02]. Der Øresund Tunnel wurde mit einer stationären Anlage geschützt.

Der Einsatz von Brandunterdrückungsanlagen wird international stark diskutiert. Das liegt an den noch zum Teil offenen wissenschaftlichen Fragen, die auch Gegenstand des Europäischen UPTUN Forschungsprogramms sind [Opstad and Wighus 04]. [Pucher 00] gibt an, dass es durch den Einsatz von Sprinkleranlagen zum Zerstören der Rauchgasschichtung kommen kann, die die Selbstrettungsphase beeinträchtigt und deshalb auch von der PIRAC abgelehnt wird. Im gleichen Artikel wird vom Autor aber als Ergebnis des EUREKA-Projekts

festgestellt, dass infolge der kalten Wände die Rauchgase unmittelbar zum Boden strömten und den Querschnitt des Tunnels füllten. [Cooper 95] vermutete als Ergebnis seiner Modellrechnungen, dass nicht in jedem Fall die Schichtung durch einen Sprinkler beeinflusst werden muss. Wird die Aussage von [Pucher 00] unter der Berücksichtigung betrachtet, dass eine zusätzliche Seitenströmung bei der Überdruckbelüftung erfolgt, so ist die Frage zu stellen, wie groß die Ausdehnung der Deckengrenzschicht in der Höhe, aber vor allem in der Längsrichtung ist. Es erhebt sich die Frage, unter welchen Bedingungen eine Schichtung beim Brand erzeugt wird und unter welchen Bedingungen diese Schichtung erhalten bleibt.

In Japan werden Sprinkleranlagen zur Unterstützung der Feuerwehr eingesetzt [Mashimo 02].

In den Niederlanden wurde bisher auf die Installation von Löschanlagen verzichtet. Jetzt werden Überlegungen zum Einsatz unter bestimmten Bedingungen vorgenommen, obwohl Löschanlagen teuer sind. Sind Tunnel uneingeschränkt zum Transport gefährlicher Güter zugelassen, so wird die Meinung vertreten, dass Löschanlagen keine Wirkung haben [Rigter 02].

In den australischen Brandschutzrichtlinien für Straßentunnel wird dringend die Installation eines Sprinklersystems empfohlen [AFAC 01]. Ebenso empfiehlt die vfdb und der vds in Deutschland den Einsatz von Sprinkleranlagen. Die Kosten werden dabei auf ca. 1 Million Euro je Tunnelkilometer geschätzt [vds/vfdb 99].

Aus dem Überblick ist zu entnehmen, dass der Einsatz entsprechender Löschsysteme dringend zu empfehlen ist. Diese müssen mit dem Lüftungssystem des Tunnels und den Lüftungs- und Löschmaßnahmen der Feuerwehr abgestimmt sein.

Forschungsarbeiten in Norwegen zeigen, dass Hoch- und Niederdruckwassernebelanlagen in der Lage sind, zumindest die Brandausbreitung zu verhindern [SINTEF 04]. Diese Systeme wurden speziell für Tunnelanlagen angepasst. Auch sind Explosionsunterdrückungsmöglichkeiten denkbar, wie die Arbeiten von [Grabski et al. 02] zeigen. Um mit den Worten von [Zerberli 02] zu sprechen:

„ Es braucht ein Gesamtkonzept “.

3 VERSUCHE

Die im vorliegenden zweiten Teil des Vorhabens durchgeführten Versuche stellen eine Fortführung der im Teil 1 [Kohl et al. 03] begonnenen Versuchsserie dar. Es sind ausschließlich Poolbrandversuche unter erzwungener Konvektion. In das Versuchsprogramm wurden Versuche zur gezielten Beeinflussung des kontinuierlich zwangsbelüfteten Brandverlaufes aufgenommen.

3.1 Versuchsaufbau und Sensorik

Für die Versuche im Brandkanal des IdF LSA wurde der Versuchsaufbau bis auf wenige Änderungen in gleicher Anordnung wiederhergestellt. Eine Prinzipskizze der Messanordnung ist in Bild 3.1 gezeigt.

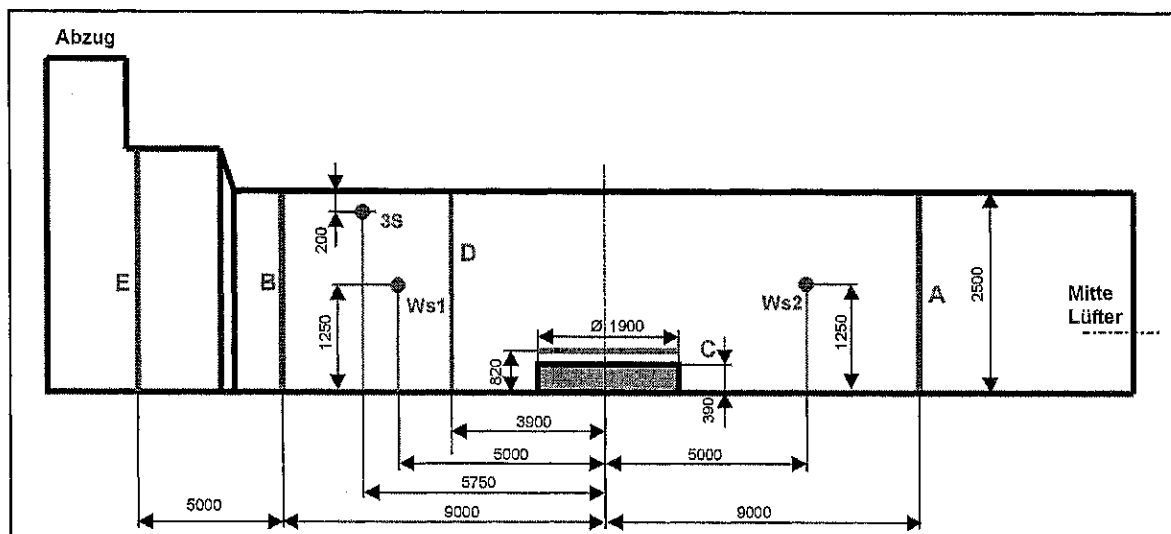


Bild 3.1: Prinzipskizze der Messstellenanordnung in einem Längsschnitt

Als physikalische Größen wurden die Temperaturen und Geschwindigkeiten in zwei Messebenen A und B und an einem vertikalen Messständer D erfasst. Zur Geschwindigkeitsmessung wurden ausschließlich bidirektionale Sonden verwendet, so dass auch die Strömungsrichtung erfasst werden konnte. Die Lage der Messstellen in den Ebenen wurde so wie in der ersten Versuchsserie beibehalten. Zur Vervollständigung sind die Messstellen in den Ebenen A bis C und dem Messständer D noch einmal dargestellt. Bild 3.2 zeigt die Anordnung der bidirektionalen Sonden innerhalb der Ebene A und B. An den

gleichen Stellen befinden sich Thermoelemente, die mit T01 bis T15 für Ebene A und T16 bis T30 für Ebene B bezeichnet wurden.

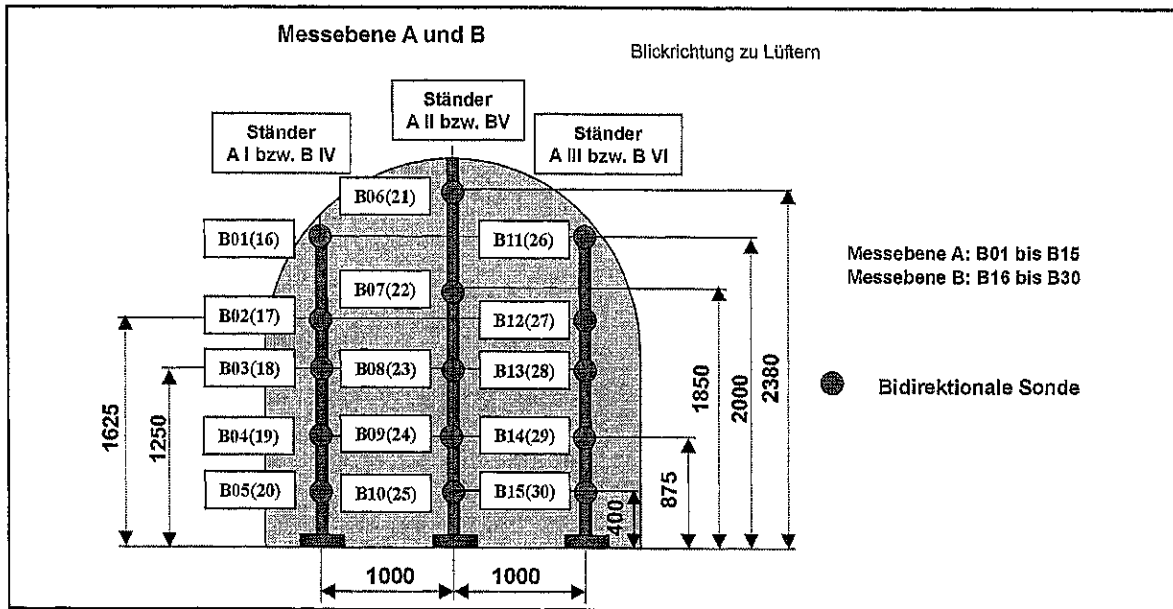


Bild 3.2: Anordnung der bidirektionalen Sonden in den Querschnitten A und B

Am Messständer D wurden zusätzlich zur Temperaturmessung, Strömungsgeschwindigkeiten mittels bidirektionaler Sonden erfasst. In Bild 3.3 wird die Lage der am Ständer D installierten Messstellen zusammenfassend gezeigt.

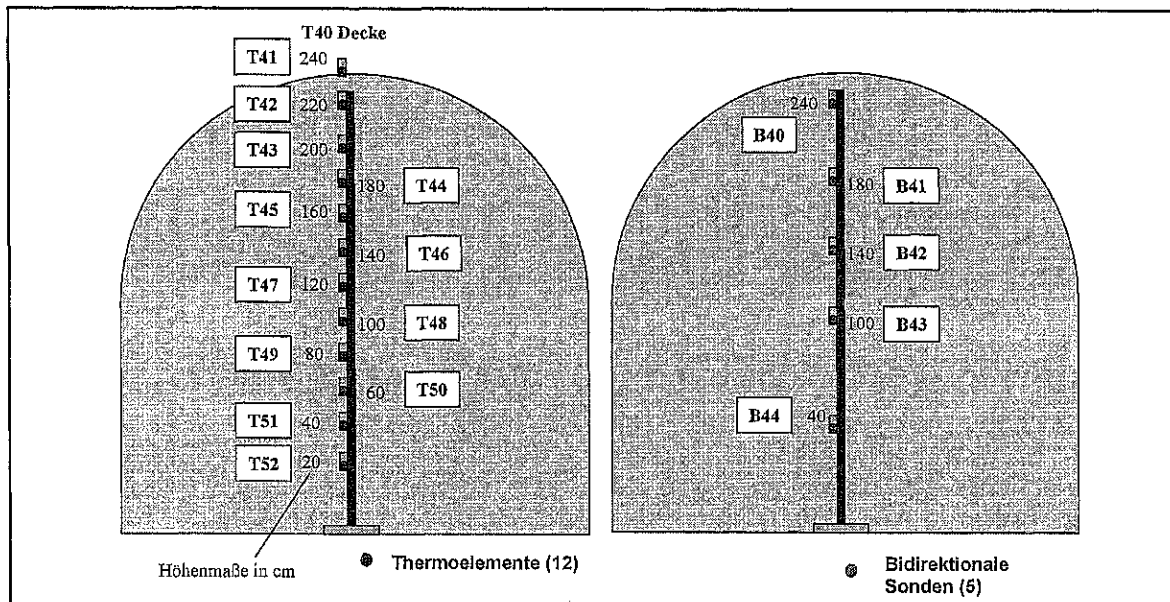


Bild 3.3: Anordnung der Messstellen am Messständer D

Im Bild 3.4 sind die Installationen der bidirektionalen Sonden im Brandkanal für die Messebene B und den Messständer D fotografisch dokumentiert.

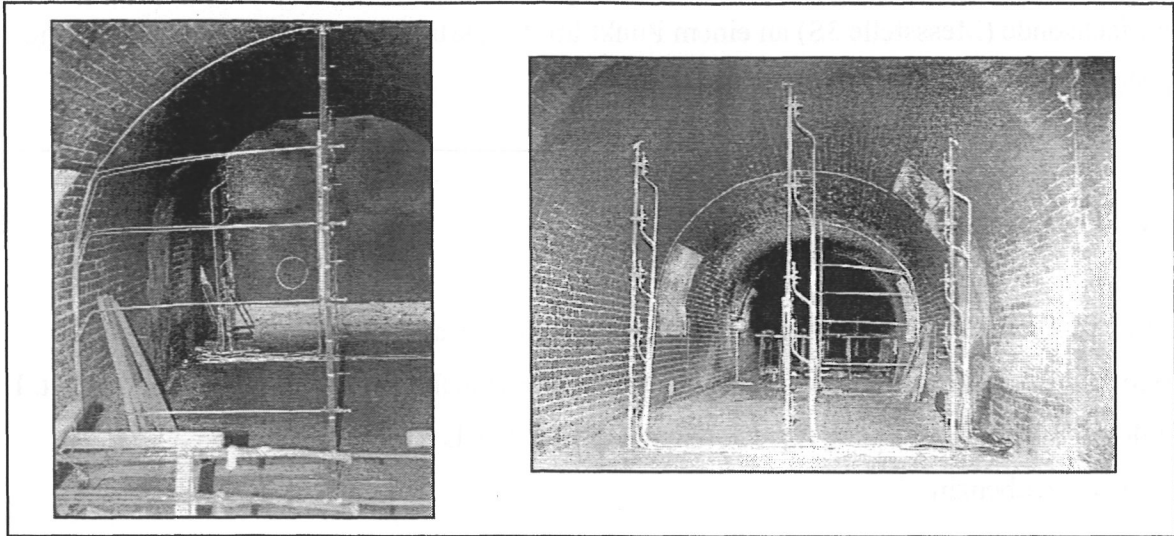


Bild 3.4: Installation der bidirektionalen Sonden am Messständer D (links) und der Messebene B (rechts)

In der Messebene C wurden nur Thermoelemente für die Temperaturmessung angebracht. Bild 3.5 zeigt die Anordnung der Thermoelemente in Ebene C. Auf die Geschwindigkeitsmessung in Ebene C wurde zugunsten der Geschwindigkeitsmessung an den Querschnitten A und B verzichtet.

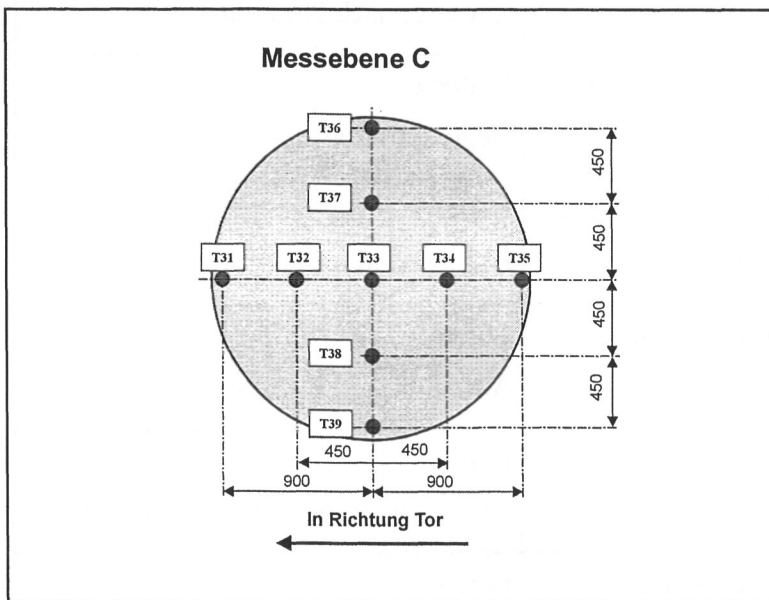


Bild 3.5: Anordnung der Thermoelemente in Ebene C

Die Gesamtwärmestromdichte wurde in jedem Versuch an einem Messort (Ws1) im Abluftstrom erfasst. In einem Versuch wurde ein zweiter Sensor zur Messung der Gesamtwärmestromdichte auf der dem Brandgasstrom abgewandten Seite eingesetzt (Messstelle Ws2). Die Messung der Gaskonzentrationen erfolgte wie im Teil 1 mit der

Dreifachsonde (Messstelle 3S) an einem Punkt im Abgasstrom und auch die Massewägung erfolgte mittels Kraftmessdosen wie bisher.

3.2 Versuchsdurchführung

Tabelle 3.1 zeigt eine Übersicht zu den durchgeführten Brandversuchen. Für die kontinuierliche Zwangslüftung wurde in jedem der Versuche ein Lüfter (Lüfter 1) benutzt. Es ist der in Strömungsrichtung links angeordnete Lüfter. Als Brennstoff diente Siedegrenzenbenzin.

Tabelle 3.1: Versuchsplan

Versuch	Masse des Brennstoffs	Versuchsablauf	
HB01	56 kg	Ohne Abschottung	Lüfter 1
HB02	80 kg	Ohne Abschottung	Lüfter 1 Lüfter 2: nach 2min dazu
HB03	68 kg	Ohne Abschottung, mit Gegenluft	Lüfter 1 Gegenlüfter: ab 125s bis Ende
HB04	68 kg	Ohne Abschottung, mit Hydroschild	Lüfter 1 Hydroschild nach 3min dazu
HB05	68 kg	Abschottung	Lüfter 1 Abschottung: geschlossen nach 3min
HB06	70 kg	Abschottung	Lüfter 1 Abschottung: geschlossen nach 3min
HB07	85 kg	Abschottung	Lüfter 1 Abschottung: geschlossen nach 3min
HB08	85 kg	Abschottung	Lüfter 1 Abschottung: geschlossen nach 3min
HB09	70 kg	Ohne Abschottung	Lüfter 1

3.3 Ergebnisse der Versuche

Nachfolgend werden die Ergebnisse der verschiedenen Versuche anhand der Messwertkurven dokumentiert.

3.3.1 Brandversuche ohne Abschottung

Die Versuche HB01 und HB09 wurden als Referenzversuche für einen Poolbrand in einem konstant zwangsbelüfteten Kanal durchgeführt. Der Kanalquerschnitt wurde dabei nicht mit Einbauten (ausgenommen den Messständen) versehen, so dass eine ungehinderte Durchströmung des Kanals erfolgte. Das bauseitig vorhandene Gleichrichtergitter, das sich innerhalb des Strömungskanals in ca. 6 m Entfernung vom Lüfter befindet [Kohl et al. 03], sei dabei als Hindernis vernachlässigt. Im Versuch HB02 wurde zusätzlich zur kontinuierlichen Zwangsbelüftung nach 2 min ein zweiter Lüfter zugeschaltet.

3.3.1.1 Abbrandraten

Die erzielten mittleren Abbrandraten, die anhand der in Bild 3.6 dargestellten Restmasse-Zeitkurven ermittelt wurden, lagen bei allen drei Versuchen in der gleichen Größenordnung. Sie betragen 0,22 bis 0,23 kg s⁻¹, bezogen auf die Brandfläche sind das 0,08 kg m⁻² s⁻¹.

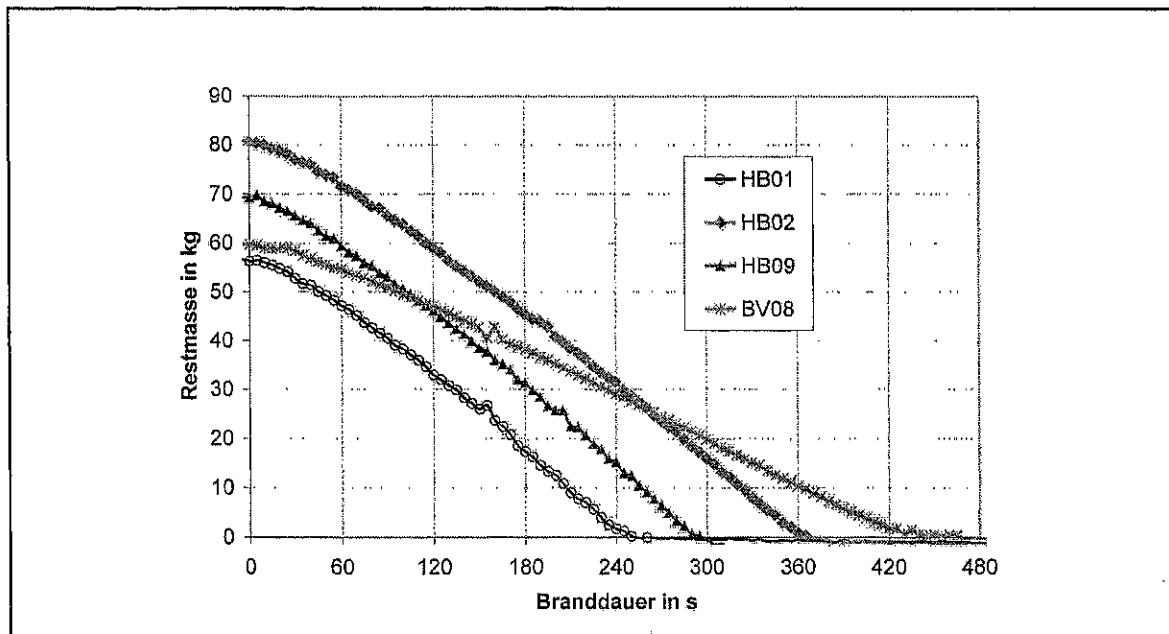


Bild 3.6: Restmassekurve der Versuche ohne Abschottung

Auch der mit größerer Zuluft durchgeführte Versuch HB02 wies keine größere Abbrandrate auf. Der Brand verlief in allen drei Versuchen unter ausreichender hoher Sauerstoffzufuhr. Im Unterschied dazu weist ein ohne zusätzliche Belüftung ablaufender Brand eine geringere Abbrandrate auf, wie am Beispiel des Versuchs BV08 aus dem vorangegangenen Versuchsprogramm, das in [Kohl et al. 03] beschrieben wurde, zu sehen ist. Eine Gegenüberstellung der Abbrandraten eines Versuchs mit Zwangslüftung und eines Versuchs mit natürlicher Belüftung zeigt Bild 3.7 am Beispiel der Versuche HB01 und BV08, die mit nahezu der gleichen Brennstoffmasse durchgeführt wurden.

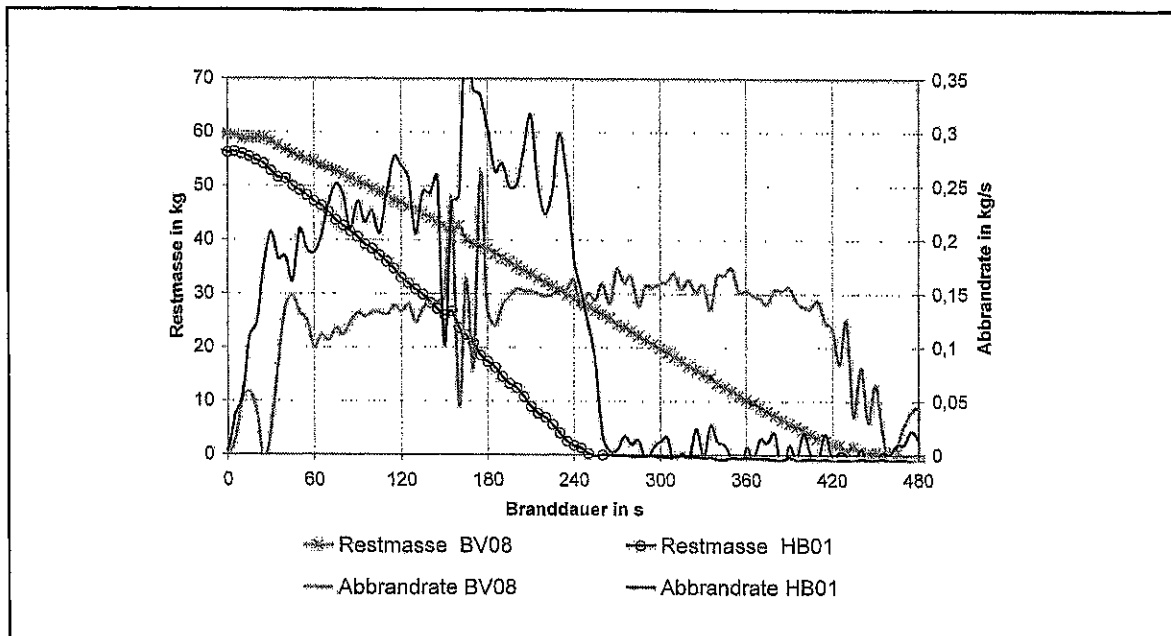


Bild 3.7: Gegenüberstellung des Abbrandes der Versuche HB01 und BV08

Tabelle 3.2 zeigt eine Übersicht der in den zwangsbelüfteten Brandversuchen ermittelten mittleren Abbrandgeschwindigkeiten im Vergleich zu den Abbrandgeschwindigkeiten aus den Brandversuchen mit Siedegrenzenbenzin bei natürlicher Belüftung. Mit dem Versuch BV12 ist einer der zwangsbelüfteten Brandversuche mit dem Brennstoff Siedegrenzenbenzin aus dem ersten Teil des Vorhabens mit in die Tabelle aufgenommen worden. Im Vergleich zu den neueren zwangsbelüfteten Versuchen, in denen mittlere Abbrandgeschwindigkeiten von ca. $0,08 \text{ kg s}^{-1} \text{ m}^{-2}$ bei Maximalwerten bis zu $0,106 \text{ kg s}^{-1} \text{ m}^{-2}$ in der Vollbrandphase erzielt wurden, weist Versuch BV12 mit einer mittleren Abbrandgeschwindigkeit von $0,065 \text{ kg s}^{-1} \text{ m}^{-2}$ einen deutlich kleineren Wert auf. Diese Ergebnisse passen sich in die Ergebnisse von [Beard et al. 03] ein, die für Brände in Tunneln mit Längslüftung eine Steigerung der Energiefreisetzungsrate gegenüber der von Bränden in natürlich belüfteten Tunneln in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit der Zwangsströmung feststellten. Das

Verhältnis der mittleren Abbrandrate vom zwangsbelüfteten Brand zum Brand bei natürlicher Belüftung beträgt bei den Versuchen aus Teil 1 ca. 1,6 bis 1,8. Geschwindigkeitsmessungen der kalten Strömung im Brandkanal ergaben Maximalgeschwindigkeiten von $1,7 \text{ m s}^{-1}$ für die Zwangsströmung infolge des Betriebs von Lüfter 1 und 3 m s^{-1} bei Betrieb beider Lüfter.

Aus der Darstellung der Abbrandrate in Bild 3.7 wird besser als in der Restmasse-Zeitkurve, die bei Vorhandensein einer konstanten Abbrandrate einen linearen Verlauf aufweisen müsste, deutlich, dass der freigesetzte Massestrom eine veränderliche Funktion der Zeit ist. Insbesondere in den Brandversuchen unter Zwangsbelüftung wurden starke Schwankungen der Abbrandrate registriert. Sie stieg dabei über einen Zeitraum von 3 min auf einen maximalen Wert an, der bis zum Verbrauch des Restbrennstoffes mit starken Schwankungen im Bereich von $0,25$ bis $0,3 \text{ kg s}^{-1}$ erhalten blieb. Im Gegensatz dazu wurde bei dem Versuch mit natürlicher Belüftung nach 3 min eine nahezu konstante, wenig schwankende Abbrandrate von $0,15 \text{ kg s}^{-1}$ erzielt.

Tabelle 3.2: Gegenüberstellung der brandcharakterisierenden Größen von natürlich belüfteten und zwangsbelüfteten Brandversuchen

Brand mit natürlicher Belüftung				Brand unter Zwangslüftung			
Versuch	Brand-dauer	Max. Ge-schwin-digkeit	Abbrand-geschwin-digkeit	Versuch	Brand-dauer	Max. Ge-schwin-digkeit	Abbrand-geschwin-digkeit
	s	m s^{-1}	$\text{kg s}^{-1} \text{ m}^{-2}$		s	m s^{-1}	$\text{kg s}^{-1} \text{ m}^{-2}$
BV07	470	7,6	0,044	BV12	120	11,2	0,065
BV08	440	6,5	0,048	HB01	240	8	0,081
				HB02	360	10	0,078
				HB09	300	8	0,081

Schattierte Felder markieren die Ergebnisse der Versuche aus Teil 1

3.3.1.2 Gesamtwärmestromdichten

Die Messung der Gesamtwärmestromdichten erfolgte in der Entfernung von 5 m von der Brandwanne in Richtung des Abgasstromes, wobei der Sensorkopf in der Höhe von 1,25 m montiert wurde (vgl. Messstelle Ws1 in Bild 3.1). Im Versuch HB09 wurde ein zweiter Wärmestromdichtesensor in der selben Höhe in 5 m Entfernung von der Brandwanne in Richtung des Lüfters, d. h. auf der nicht von den Brandgasen angeströmten Seite, angeordnet (vgl. Messstelle Ws2 in Bild 3.1). In Bild 3.8 sind die Messwerte für die Gesamtwärmestromdichten aus den Brandversuchen HB01 und HB02 als Funktion der Zeit dargestellt. In beiden Versuchen ist bis zur Branddauer von 120 s ein Ansteigen der Gesamtwärmestromdichte auf Werte von 8 - 10 W cm^{-2} ($80 - 100 \text{ kW m}^{-2}$) zu verzeichnen. Danach, mit Zuschalten eines weiteren Lüfters nach 120 s, sank die Wärmestromdichte in Versuch HB02 zunächst auf ca. 6 W cm^{-2} (60 kW m^{-2}) ab, wogegen im Versuch HB01, der mit konstant beibehaltener Belüftung weitergeführt wurde, die Wärmestromdichte bis auf Maximalwerte von 16 W cm^{-2} (160 kW m^{-2}) anstieg. In der Brandphase, in der die maximalen Abbrandgeschwindigkeiten erzielt wurden, waren ebenfalls maximale Gesamtwärmestromdichten vorhanden. Im Versuch HB02 erreichte der Brand nach ca. 240 s eine maximale Abbrandgeschwindigkeit, die bis zum Brandende erhalten blieb. In dieser Phase wurden maximale Gesamtwärmestromdichten bis 12 W cm^{-2} (120 kW m^{-2}) gemessen.

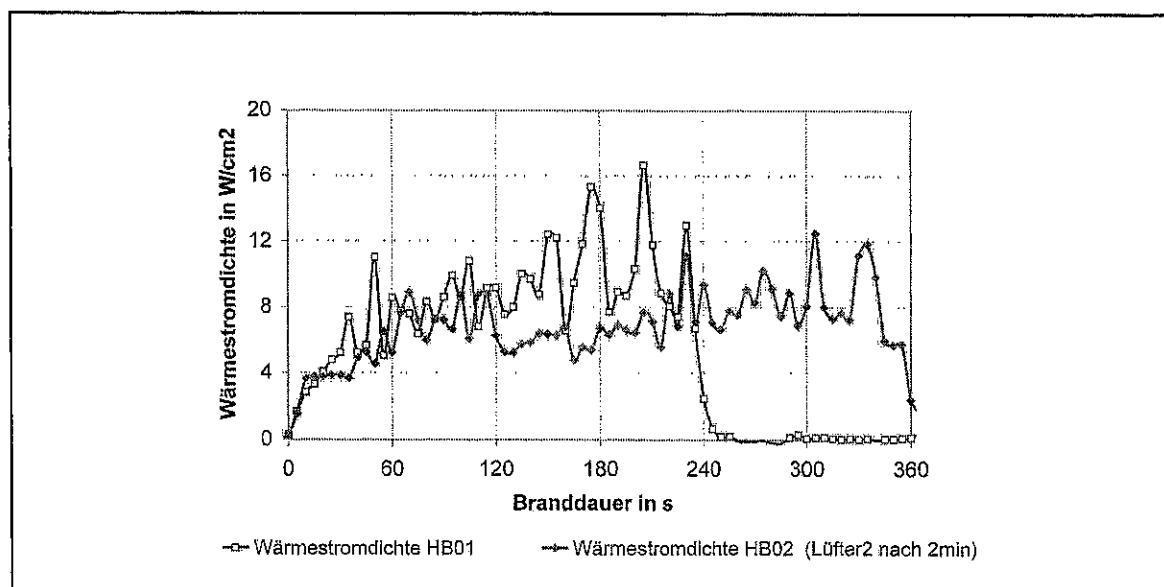


Bild 3.8: Gemessene Wärmestromdichten für die Versuche HB01 und HB02

In Bild 3.9 sind die Gesamtwärmestromdichten aus den Versuchen HB01 und HB09, die mit konstanter Zuluft über die gesamte Branddauer durchgeführt wurden, gegenübergestellt. In

beiden Versuchen wurden Maximalwerte von $16\text{-}18\text{ W cm}^{-2}$ ($160\text{ - }180\text{ kW m}^{-2}$) erzielt. Beide Brandversuche wiesen trotz unterschiedlicher Branddauer, die aus den unterschiedlichen Ausgangsbrennstoffmassen resultierte, Abbrandgeschwindigkeiten in gleicher Größenordnung auf, so dass auch die erzielten Wärmestromdichten auf der Abluftseite in gleicher Höhe vorlagen. Die für den letzten Versuch HB09 vorgenommene zuluftseitige Messung zeigte nur geringe Werte für die Wärmestromdichte von unter $0,5\text{ W cm}^{-2}$ (5 kW m^{-2}). Die Werte der Wärmestromdichte an der Messstelle Ws2 sind als zusätzliche Kurve in Bild 3.9 zu sehen.

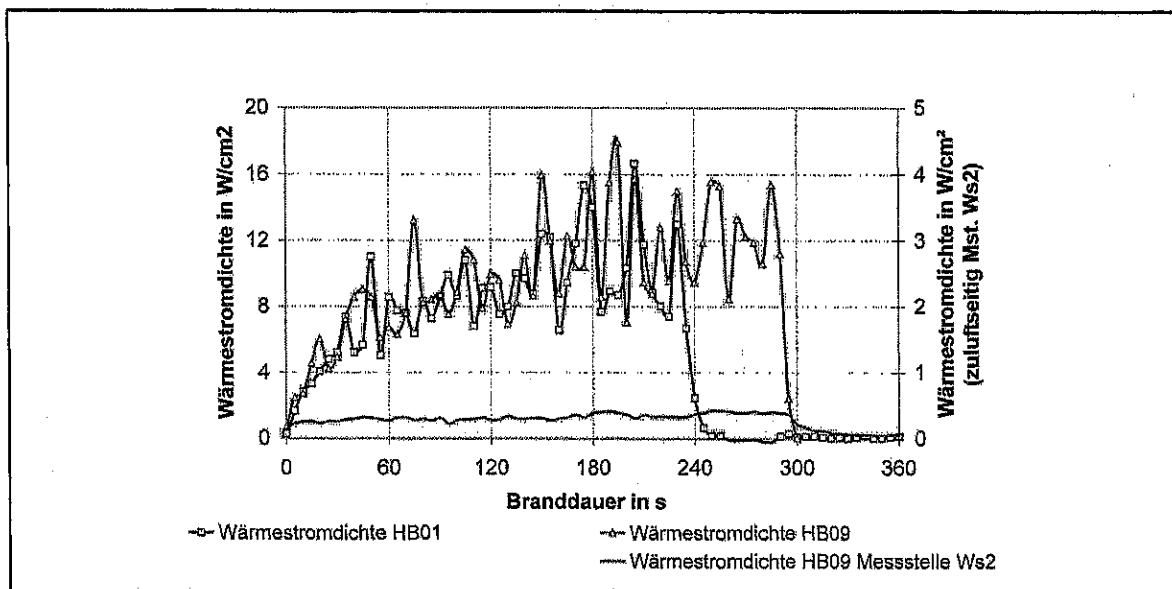


Bild 3.9: Gemessene Gesamtwärmestromdichten für die Versuche HB01 und HB09

In den 3 Heißversuchen zeigte sich, dass Maximalwerte der Wärmestromdichten in der Phase des Brandes erzielt wurden, in der auch maximale Abbrandgeschwindigkeiten vorlagen. Durch zusätzliche Belüftung konnte die Wärmestromdichte gesenkt werden.

3.3.1.3 Gaskonzentrationen

Die in 5,75 m Entfernung von der Brandwannenmitte an einer Messstelle im Abluftstrom ermittelten Gaskonzentrationen für die Versuche ohne Abschottung zeigen die folgenden Bilder 3.10 bis 3.12.

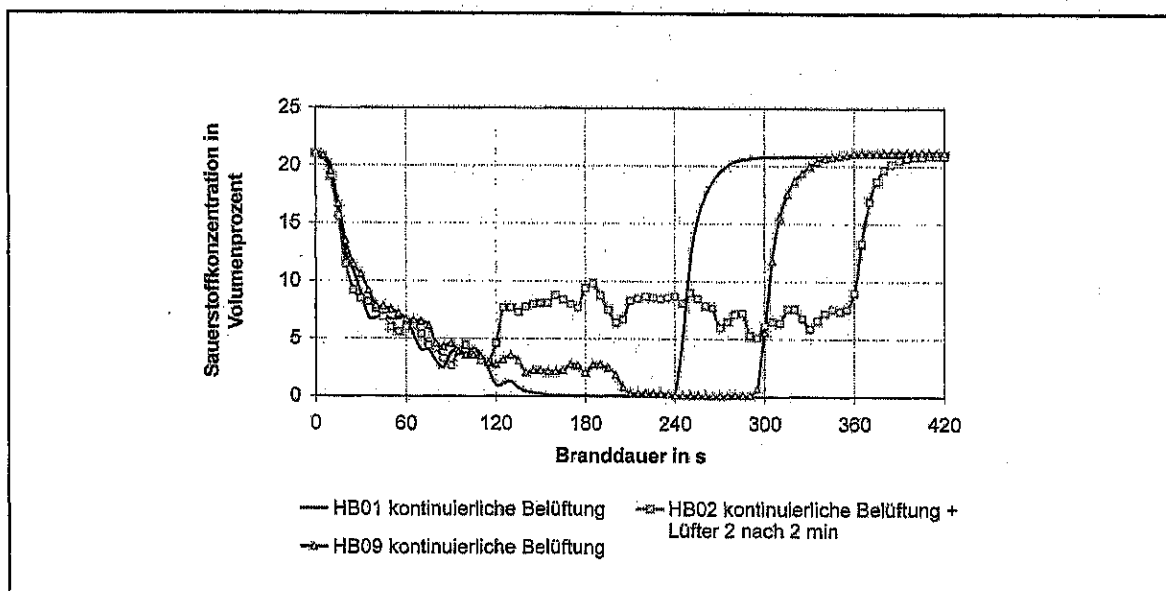


Bild 3.10: Sauerstoffkonzentration für die Versuche ohne Abschottung

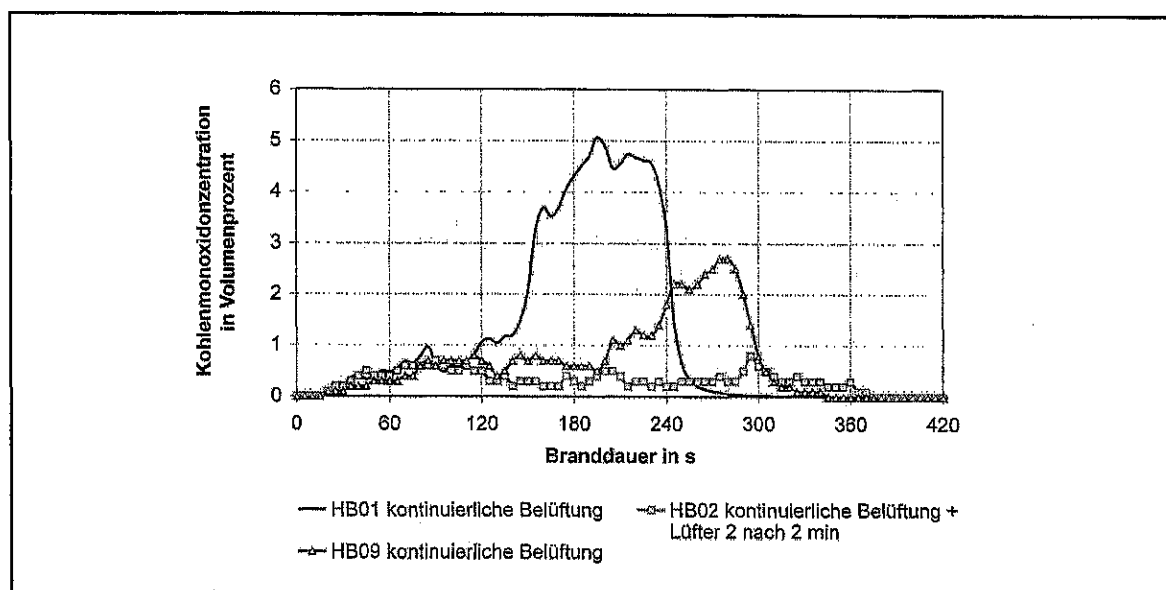


Bild 3.11: Kohlenmonoxidkonzentration für die Versuche ohne Abschottung

Im Versuch HB01 wurden nach ca. 150 s sehr hohe CO-Konzentrationen erzielt, die schnell bis auf 5 Volumenprozent anstiegen. Der Verlauf der O₂-Konzentration zeigt, dass zu diesem Zeitpunkt kein Sauerstoff im Abgasstrom enthalten war. Die Reaktion verschob sich zugunsten der CO-Bildung bei gleichzeitiger Reduzierung des CO₂, d. h. zum Ende des Brandes überwog die unvollständige Verbrennung. Bei dem mit gleicher Zwangslüftung gefahrenen Versuch HB09 war dieses Verhalten etwas später zu beobachten und nicht so ausgeprägt. Die CO-Konzentration blieb unter 3 Volumenprozent. Bei den Versuchen mit einfacher Belüftung (nur Lüfter 1) ist der Zeitpunkt, an dem ein starker Anstieg der CO-

Konzentration bei gleichzeitigem Absinken der O₂-Konzentration auf Null zu beobachten war, identisch mit dem Zeitpunkt des Erreichens der maximalen Abbrandgeschwindigkeit.

Durch das Einschalten einer zusätzlichen Belüftung beim Versuch HB02 war ein Ansteigen der O₂-Konzentration nach 2 min wie erwartet zu verzeichnen. Infolge der vollständigeren Verbrennung betrug der Kohlenmonoxidanteil im Abgasstrom weniger als 0,5 Volumenprozent.

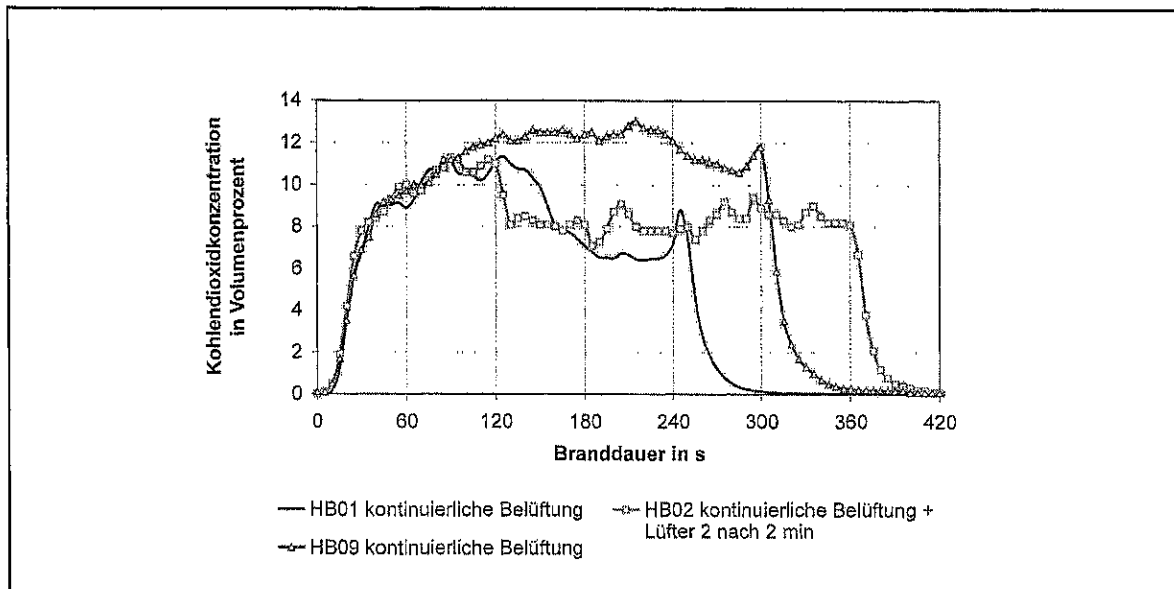


Bild 3.12: Kohlendioxidkonzentration für die Versuche ohne Abschottung

3.3.1.4 Temperaturen

Die Dokumentation der an 60 Messstellen ermittelten Temperaturen soll nachfolgend für die in Tunnelmitte angeordneten Messstände AII, BV und D vorgenommen werden. Die im Brandversuch HB01 gemessenen Temperaturprofile sind in Bild 3.13 für 3 verschiedene Zeitpunkte innerhalb der Gesamtbranddauer von 240 s dargestellt.

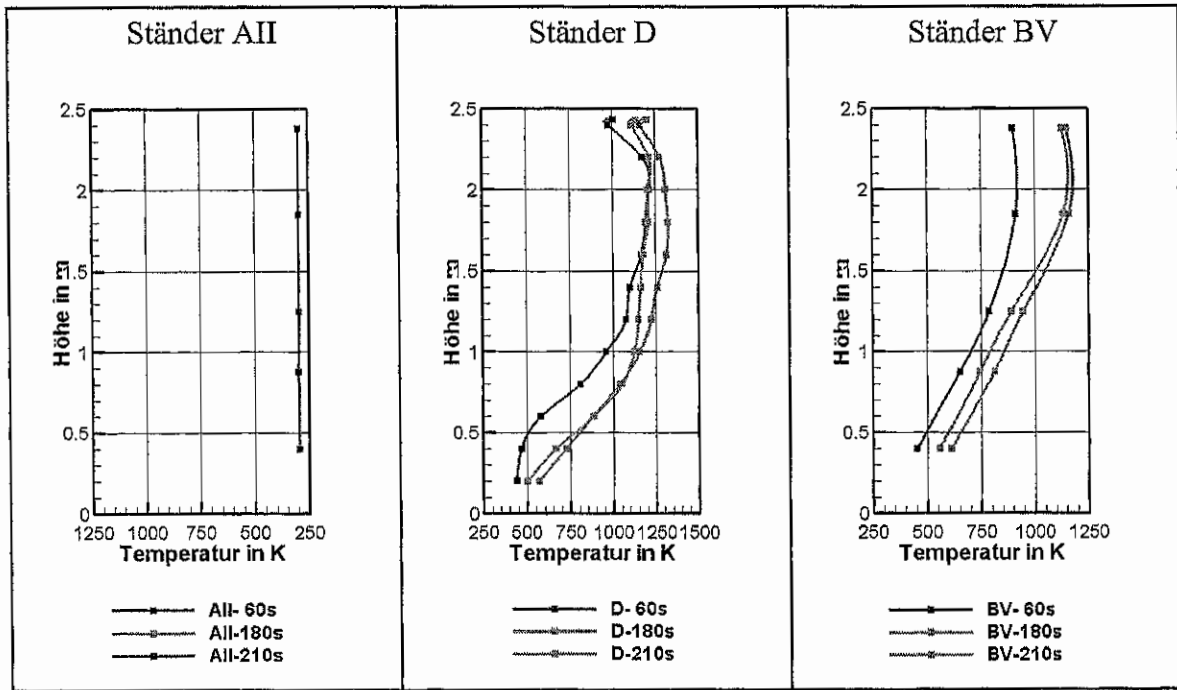


Bild 3.13: Temperaturprofile an den Messständen AII, D und BV für den Brandversuch HB01 nach 60 s, 180 s und 210 s

Es wurden zu den dargestellten Zeiten, von denen die Zeitpunkte 180 s und 210 s innerhalb der Phase des vollentwickelten Brandes liegen, Maximaltemperaturen von ca. 1325 K am Ständer D ermittelt. Das Profil am Ständer D zeigt eine Schicht fast gleichbleibender hoher Temperatur im Bereich oberhalb von 1100 K, die sich von der Decke bis zur Höhe von 1 m vom Boden erstreckt. Am Ständer BV, der sich in 9 m Entfernung von der Quelle befindet, wurden niedrigere Maximaltemperaturen gemessen. Betrachtet man auch hier den Temperaturbereich oberhalb von 1100 K als Heißgasschicht, so ist in 9 m Entfernung von der Brandquelle eine Abnahme der Mächtigkeit der Schicht auf ca. 70 cm zu verzeichnen. Zum Boden hin fallen die Temperaturen fast linear ab.

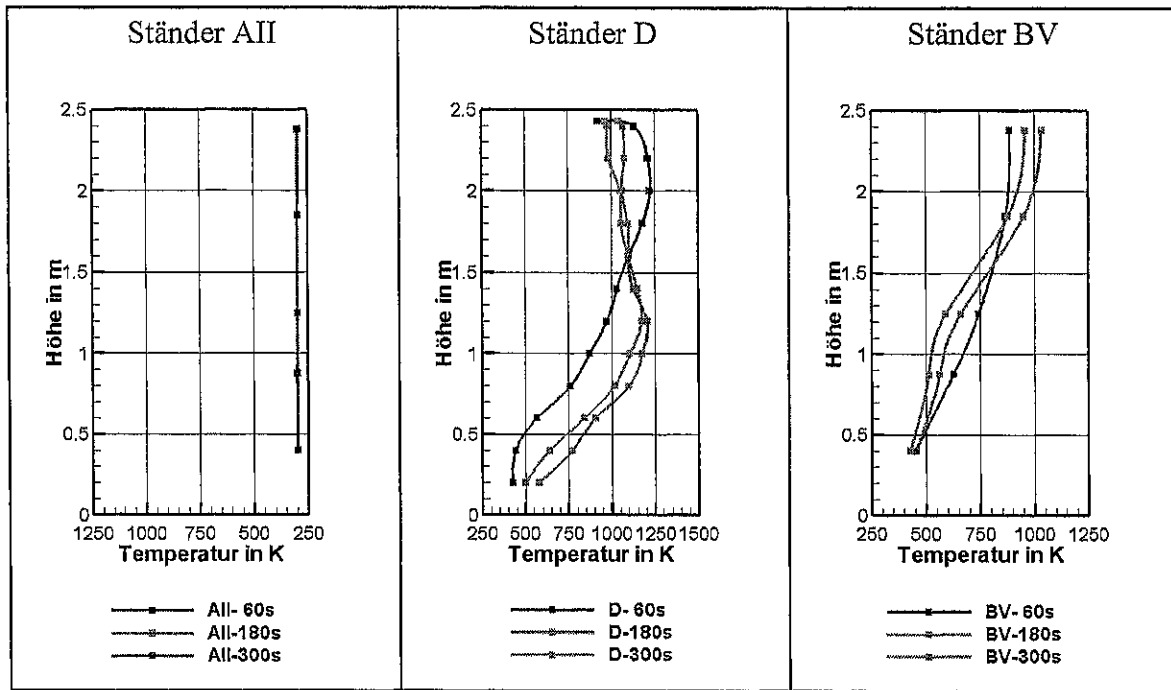


Bild 3.14: Temperaturprofile an den Messständen AII, D und BV für den Brandversuch HB02 nach 60 s, 180 s und 300 s

Im Bild 3.14 sind die Temperaturprofile an den Mittelständen für den Brandversuch HB02 abgebildet. Dieser Brandversuch, bei dem zusätzlich belüftet wird, zeigt nach Zuschalten des zweiten Lüfters (Zuschalten nach 120 s) im Stadium des Vollbrandes eine andere Profilform als der einfach belüftete Brand im Versuch HB01. Vom Boden bis zur Höhe von 1,2 m ist ein Ansteigen der Temperatur bis auf den Maximalwert von ca. 1200 K zu verzeichnen. In Richtung der Tunneldecke sinkt die Temperatur wieder ab. Im Vergleich zum Versuch ohne zusätzliche Belüftung (nur 1 Lüfter) sind die Gastemperaturen an der Tunneldecke am Ständer D um ca. 100 bis 150 Grad geringer. Am Ständer BV (in 9 m Entfernung von der Brandquelle) sind um ca. 200 Grad geringere Deckentemperaturen vorhanden.

Die in Bild 3.15 dargestellten Temperaturprofile für den Brandversuch HB09, der wie Versuch HB01 mit nur einem Lüfter gefahren wurde, zeigen am Ständer D, der sich in 3,9 m Entfernung von der Brandquelle befindet, einen ausgedehnten Bereich nahezu konstanter Temperatur von ca. 1250 K. Diese Schicht, in der die Gastemperaturen nur geringe Änderungen (1100 K – 1250 K) erfahren, erstreckt sich, beginnend in der Höhe von der 1 m, bis zur Decke. In 9 m Entfernung von der Brandquelle ist diese Schicht weiterhin vorhanden, jedoch mit geringerer Mächtigkeit von ca. 70 cm.

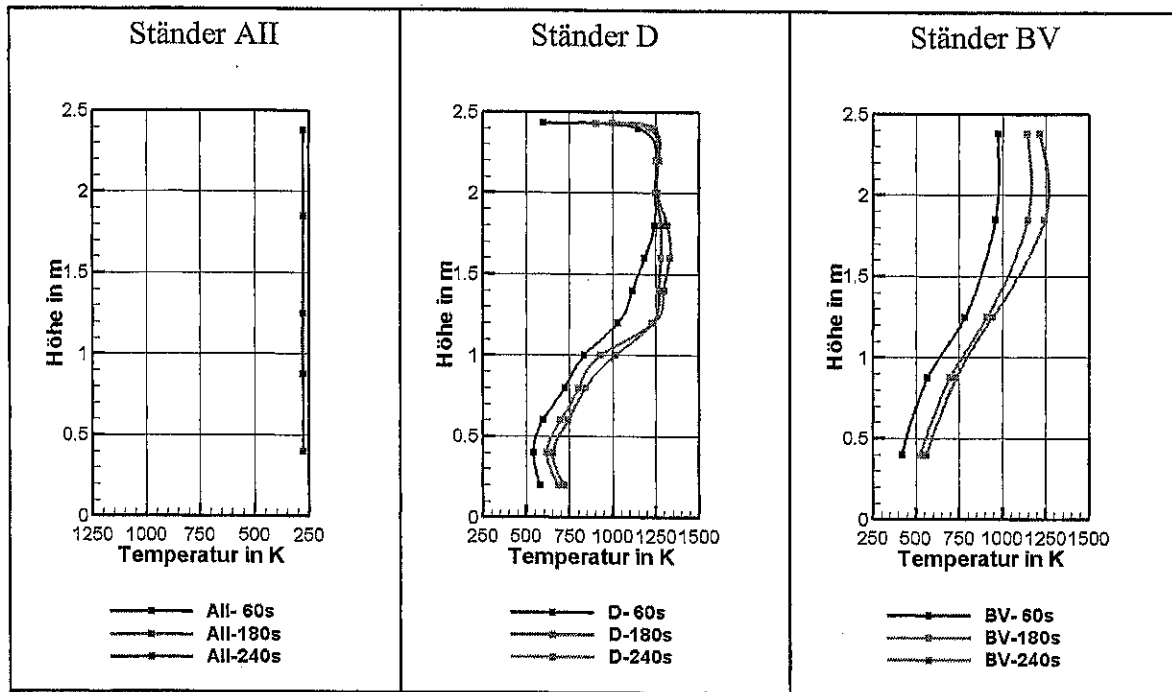


Bild 3.15: Temperaturprofile an den Mesständen AII, D und BV für den Brandversuch HB09 nach 60 s, 180 s und 240 s

In den Versuchen mit verschiedenen Zuluftverhältnissen im nicht abgeschotteten Brandkanal zeigte sich, dass durch zusätzliche Belüftung die Ausprägung einer Temperaturschichtung mit maximalen Temperaturen an der Tunneldecke verhindert werden kann. Die maximalen Deckentemperaturen waren bei dem Versuch mit zusätzlicher Zuluft am Ständer D um ca. 150 Grad, am Ständer BV um ca. 200 Grad niedriger als in den Versuchen mit kontinuierlicher Ventilation.

Eine erhöhte Abbrandgeschwindigkeit war bei dem Brandversuch mit zusätzlicher Belüftung im Vergleich zu den beiden Versuchen mit nur einem Lüfter nicht zu verzeichnen. Die zusätzliche Belüftung wirkte sich in den Gaskonzentrationen durch einen geringeren CO-Gehalt im Abgasstrom aus, der jedoch mit 3 Volumenprozent CO für den Menschen eine tödliche Konzentration darstellt.

In Tabelle 3.3 wurden die in den zwangsbelüfteten Brandversuchen erzielten maximalen Werte der brandcharakterisierenden Größen zusammengefasst.

Tabelle 3.3: Maximalwerte der brandcharakterisierenden Größen in den Versuchen ohne Abschottung

Versuch	Branddauer	Maximale Geschwindigkeit	Maximale Abbrandgeschwindigkeit	Maximale Temperaturen
	s	m s^{-1}	$\text{kg s}^{-1} \text{m}^{-2}$	K
HB01	240	8	0,106	1325 (in 1,8 m Höhe)
HB02	360	10	0,095	1284 (in 1,2 m Höhe)
HB09	300	8	0,106	1367 (in 1,6 m Höhe)

3.3.2 Brandversuche mit Abschottung

Zur Untersuchung des Einflusses von Abschottungsmaßnahmen auf den Brandverlauf wurden in zwei Querschnitten des Brandkanals jeweils ca. 11 m von der Brandwanne entfernt Abschottungswände installiert. Bild 3.16 zeigt eine Skizze, aus der die Lage der Abschottungswände in Bezug zur Messanordnung erkennbar ist.

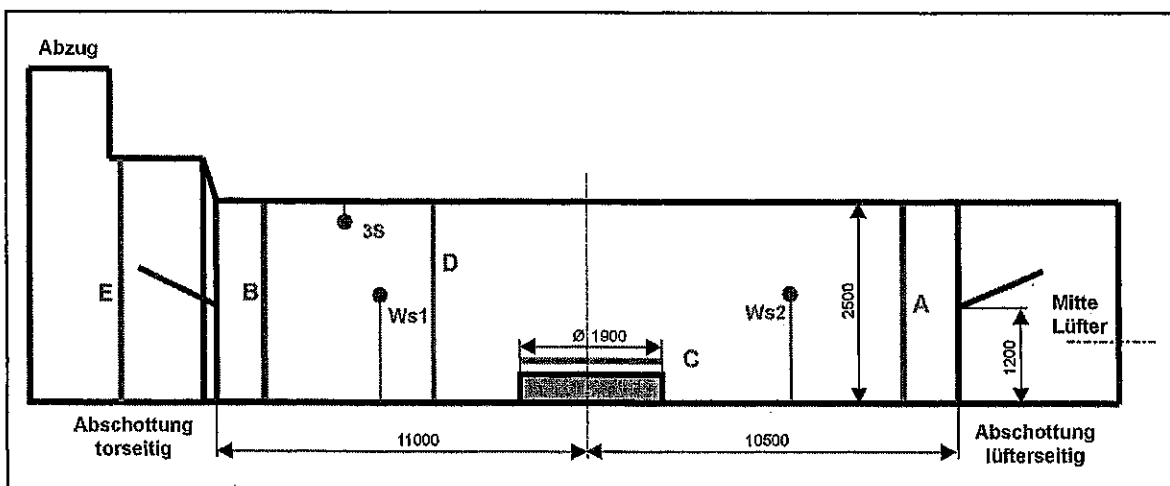


Bild 3.16: Skizze zur Anordnung der Abschottungswände im Brandkanal

Jede Abschottungswand wurde mit einer Klappe versehen, die ein vollständiges Schließen des Querschnittes ermöglichte. Bei geöffneter Klappe ist eine offene Querschnittsfläche von 2,45 m Breite und 1,2 m Höhe vorhanden. Bild 3.17 zeigt ein Foto der torseitig montierten Abschottungswand mit geöffneter Klappe.

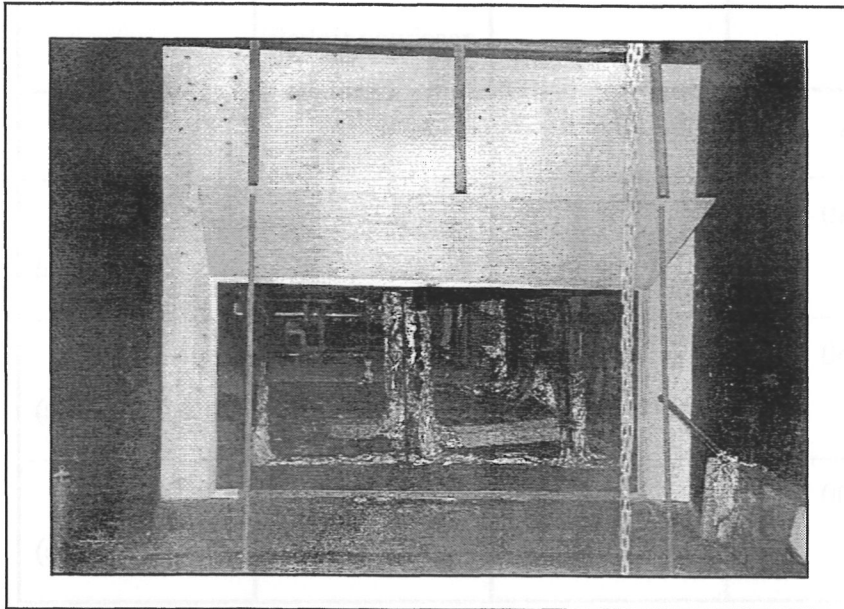


Bild 3.17: Torseitig montierte Abschottungswand mit geöffneter Klappe

Der Ablauf der Abschottungsbrandversuche gestaltete sich so, dass innerhalb eines Versuches zunächst der Brandverlauf mit beidseitig geöffneter Klappe und Zwangslüftung durch den Lüfter 1 und nachfolgend durch Schließen der Abschottungsklappen der Brandverlauf bei vollständiger Abschottung experimentell untersucht wurde. Die erste Phase des Versuches wurde über ca. 3 min aufrechterhalten. In dieser Zeit erreichte der Brand noch nicht das Stadium des Vollbrandes, wie sich aus den Abbrandgeschwindigkeiten der Versuche ohne Abschottung ersehen lässt. Eine Verlängerung dieser ersten Brandphase (offene Abschottungsklappe) wurde verworfen, da in diesem Fall die vorzeitige Zerstörung der beweglichen Einbauten zu befürchten war. Es wurden insgesamt 4 Brandversuche mit Abschottung der Querschnitte durchgeführt, von denen jedoch nur in einem, dem Versuch HB08, eine vollständige Abschottung erzielt wurde. In den übrigen drei Abschottungsversuchen war die Konstruktion der Abschottungswände infolge des Brandeinflusses bereits in den ersten 3 min beschädigt, so dass unterschiedliche und nur unvollständige Abschottungen der Querschnitte vorlagen.

Die gemessenen physikalischen Größen sind nachfolgend dargestellt.

3.3.2.1 Abbrandraten

Für drei verschiedenartige Abschottungsversuche ist in Bild 3.18 der Restmasse-Zeit-Verlauf abgebildet, aus dem sich für die ersten 3 min des Brandes mittlere Abbrandgeschwindigkeiten in gleicher Größenordnung im Bereich von $0,064$ bis $0,071 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ ermitteln lassen

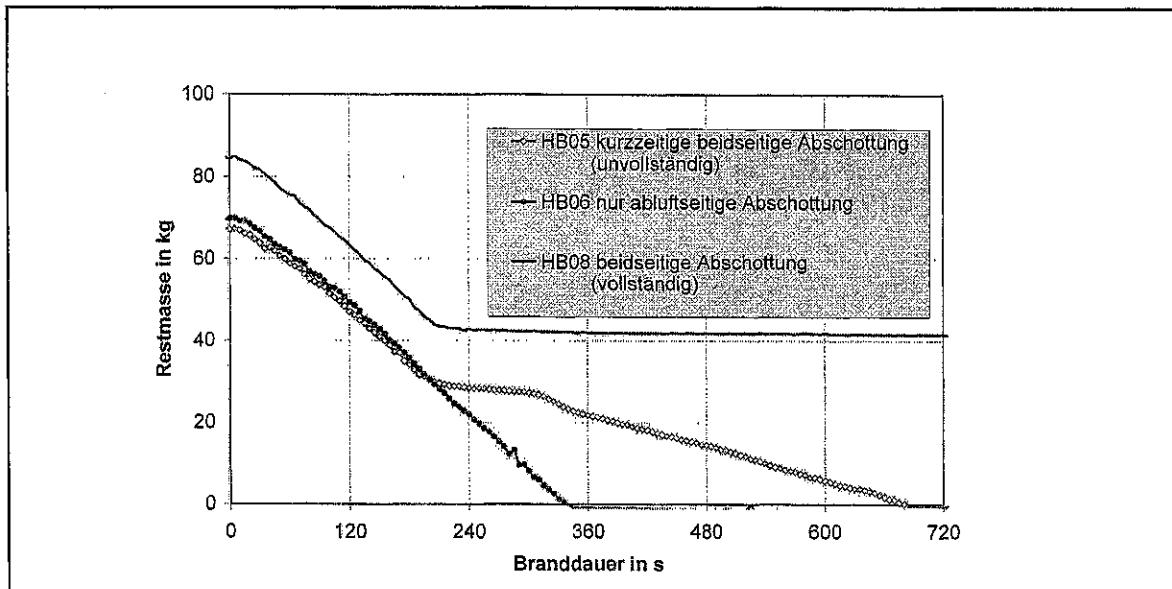


Bild 3.18: Restmassekurven der Versuche mit Abschottung

Innerhalb der ersten 3 min konnte die Zuluft vom Lüfter 1 über einen offenen Querschnitt von $2,9 \text{ m}^2$ an die Brandquelle gelangen. Innerhalb dieser Zeit stieg die Abbrandgeschwindigkeit kontinuierlich an, wobei die maximale Abbrandgeschwindigkeit, bzw. die Phase des Vollbrandes offensichtlich noch nicht erreicht wurde. Nach 60 s lagen die Momentanwerte der Abbrandgeschwindigkeit höher als die mittlere Abbrandgeschwindigkeit. Die Abbrandgeschwindigkeiten in der ersten Phase der Abschottungsversuche ist größenmäßig mit der Abbrandrate aus den Versuchen ohne Abschottungsbauteile (HB01, HB02 und HB09) vergleichbar.

Der Verlauf der Restmasse-Zeitkurve nach 3 min (Zeitpunkt des Schließens der Klappe) verdeutlicht, ob der Vorgang der Abschottung des Brandabschnittes um die Brandwanne erfolgreich war.

Im Brandversuch HB05 gelang es nur über einen kurzen Zeitraum (ca. 2 min) die Abschottung zu schließen. Es ist eine deutliche Verringerung der Abbrandrate in den ersten zwei Minuten nach Schließen der Abschottung zu erkennen. Danach stieg die Abbrandgeschwindigkeit wieder, jedoch erreichte nicht mehr die ursprüngliche Größe von

$0,064 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$. Der weitere Abbrand vollzog sich entsprechend der offenen Fläche am Abschottungsquerschnitt mit einer mittleren Abbrandgeschwindigkeit von nur $0,025 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$. Nach dem Brandversuch konnte man an beiden Abschottungswänden Zerstörungen feststellen, die eine Zuluftzufuhr und damit die Fortsetzung des Brandes ermöglichten. Im Brandversuch HB06 wurde lüfterseitig keine Abschottung verwirklicht, so dass sich der Abbrand ungehindert fortsetzte. In den Brandversuchen HB07 und HB08 wurde die Abschottung nach 3 min an beiden Seiten und dauerhaft realisiert. Der Abbrand im Versuch HB08 kam zum Erliegen. Erst nach Öffnen der Klappe und Neuzündung wurde der restliche Brennstoff verbrannt.

3.3.2.2 Gesamtwärmestromdichten

Auch bei den Abschottungsversuchen erfolgte die Messung der Gesamtwärmestromdichten in der Entfernung von 5 m von der Brandwanne in Richtung des Abgasstromes in der Höhe von 1,25 m. Es war nur eine Messstelle vorhanden. Im Vergleich zu den Versuchen ohne Abschottung wurden geringere Wärmestromdichten gemessen. Innerhalb der Abschottungsversuche lieferten die Versuche HB07 und HB08 die größten Messwerte. Es wurden bis zum Schließen der Abschottungsklappen maximale Gesamtwärmestromdichten bis 14 W cm^{-2} (140 kW m^{-2}) gemessen. Beide Versuche lieferten ähnliche Ergebnisse, so dass nachfolgend nur einer der Versuche, der Versuch HB08, in den Vergleichen genannt wird.

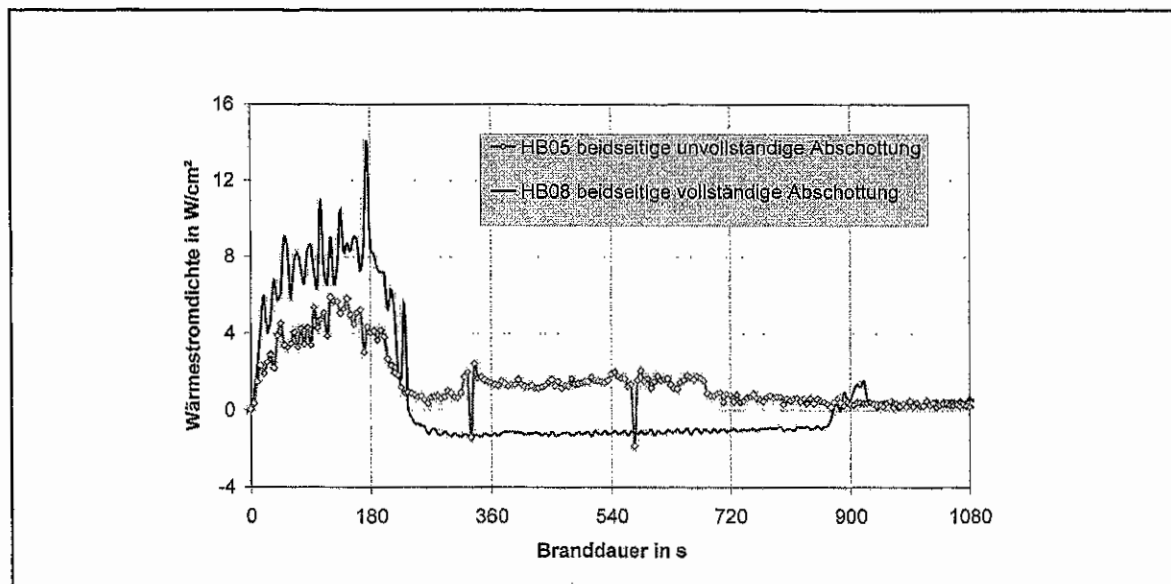


Bild 3.19: Gemessene Wärmestromdichten für die Abschottungsversuche HB05 und HB08

Nach beidseitigem Schließen der Abschottung sank die Gesamtwärmestromdichte auf vernachlässigbare Werte. Dabei war eine Zeitverzögerung von ca. 1 min vorhanden. Die Wärmestromdichten wurden unter Berücksichtigung dieser Zeitverzögerung in den Zeitintervallen gemessen, in denen auch der Abbrand stattfand (vgl. Bild 3.18).

Im Brandversuch HB05, in dem die Abschottung nur 2 min lang dem Brand standhielt, wurden in der darauffolgenden Phase des reduzierten Abbrandes Messwerte für die Wärmestromdichte von ca. $1,5 \text{ W cm}^{-2}$ (15 kW m^{-2}) registriert.

Im Versuch HB08 erfolgte ein Verlöschen des Brandes nach 240 s. Nach Verlöschen des Brandes wurde ein negativer Wert der Gesamtwärmestromdichte angezeigt, der nicht interpretiert werden konnte. Als mögliche Ursache dieser Messwertanzeige wurde eine Erwärmung der Vergleichsmessstelle infolge der Zerstörung von Abschirmungen an den Messleitungen vermutet. Diese Annahme wurde dadurch gestützt, dass die Messwertanzeige nach ca. 12 min wieder den Wert Null annahm, d. h. ein Ausgleich erfolgte, wie sich auch aus Bild 3.19 erkennen lässt.

3.3.2.3 Gaskonzentrationen

Die in den Abschottungsversuchen ermittelten Gaskonzentrationen sind in den Bildern 3.20 bis 3.22 dargestellt. Der Versuch HB06, in dem keine Abschottung erzielt wurde, ist dabei nicht mit aufgeführt.

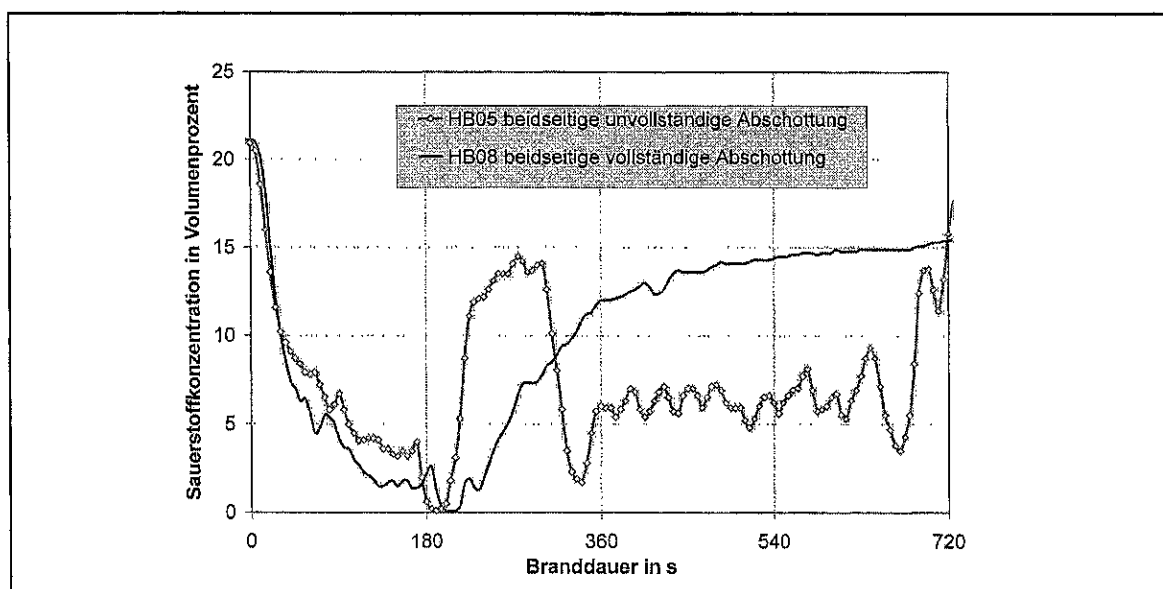


Bild 3.20: Sauerstoffkonzentration für die Abschottungsversuche HB05 und HB08

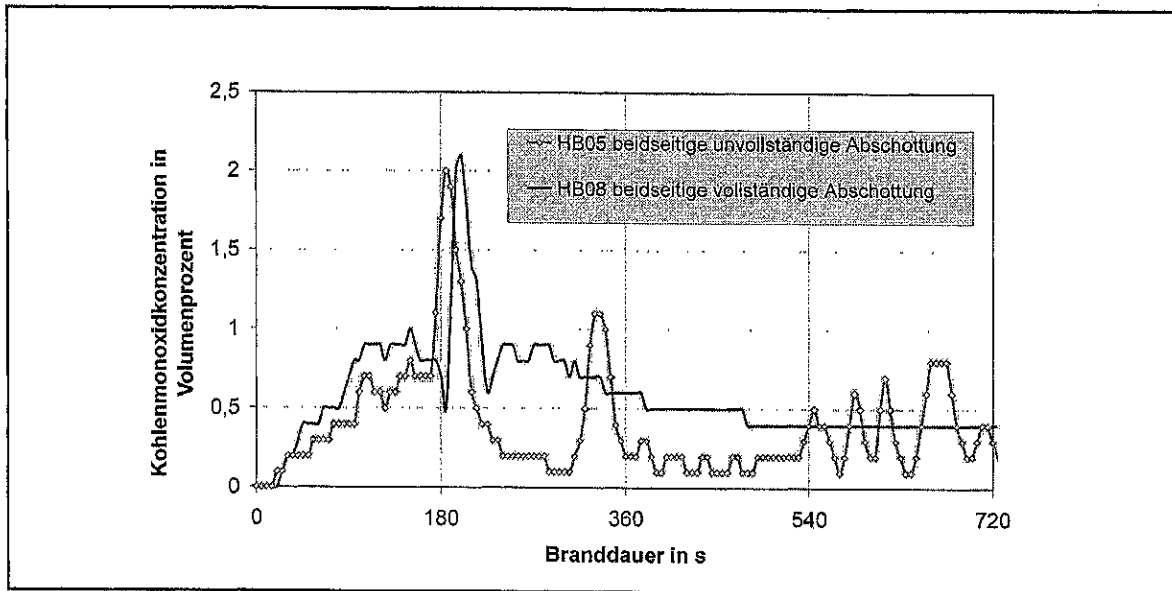


Bild 3.21: Kohlenmonoxidkonzentration für die Abschottungsversuche HB05 und HB08

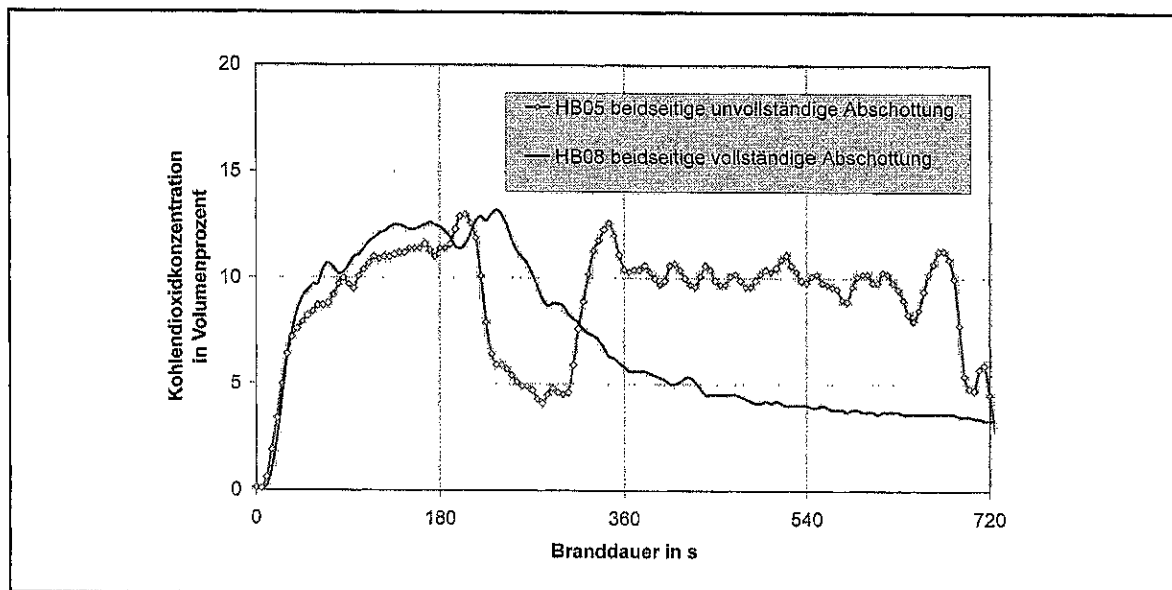


Bild 3.22: Kohlendioxidkonzentration für die Abschottungsversuche HB05 und HB08

Nach Schließen der Klappen ist sowohl bei unvollständiger und zeitweiser Abschottung als auch bei vollständiger Abschottung kurzzeitig (30 s) eine intensive Verbrennung anhand ansteigender Produkt- und fallender O_2 -Konzentrationen zu erkennen. Danach steigt die O_2 -Konzentration kontinuierlich an bei gleichzeitigem Absinken der Produktkonzentrationen (CO und CO_2). Die absinkenden Produktkonzentrationen bei vollständiger Abschottung (Versuch HB08) dokumentieren, dass die Reaktion zum Erliegen kommt. Dagegen wird beim Versuch HB05, infolge der teilweisen Zerstörung der Abschottung, die Verbrennung fortgesetzt, wobei CO_2 -Konzentrationen von 10 Volumenprozent zu verzeichnen sind bei einem Anteil von ca. 6 Volumenprozent überschüssigen Sauerstoffs. Unterschiede in den Konzentrationsverläufen in der ersten Phase (3 min) der Abschottungsversuche, in denen der

offene Zu- und Abluftquerschnitt auf 2,9 m² reduziert wurde, und den Versuchen ohne Abschottung in den ersten 3 min sind nicht erkennbar.

3.3.2.4 Temperaturen

Die Temperaturentwicklung für den Versuch mit beidseitiger vollständiger Abschottung, den Versuch HB08, ist im Bild 3.23 anhand der beiden oberen Messstellen (Höhe der Messstelle in der Legende angegeben) der drei Mittelständler AII, BV und D dargestellt.

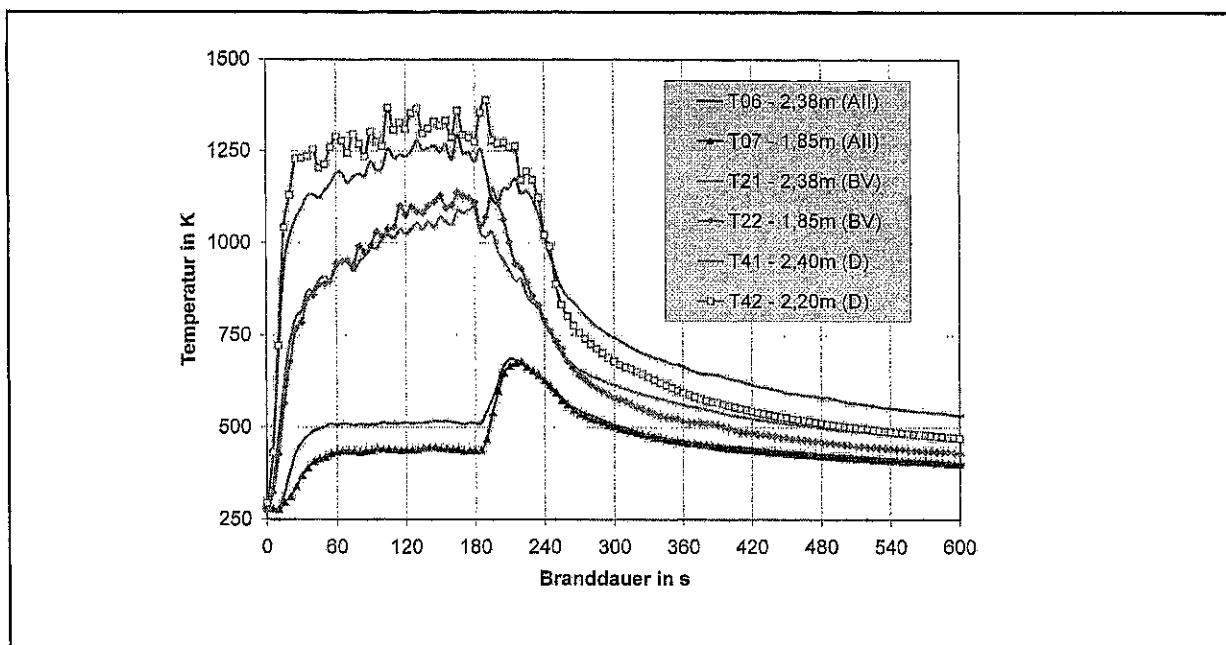


Bild 3.23: Temperaturentwicklung an den oberen Messstellen der Ständer AII (T06, T07), BV (T21, T22), und D (T41, T42) für den Abschottungsversuch HB08

Die beiden rot gekennzeichneten Kurven zeigen die Temperaturentwicklung am Ständer AII (T06 und T07). Dort ist nach Abschottung ein Anstieg der Temperatur vorhanden. Infolge der fehlenden Zuluftströmung wird die Plume nicht mehr einseitig abgelenkt und die noch freigesetzten Brandgase können sich nach beiden Seiten ausbreiten. Das bereits vor Schließen der Klappen vorhandene Backlayering verstärkt sich, doch da die Reaktion im weiteren Verlauf des Versuches zum Erliegen kommt, sinken die Temperaturen wieder ab. Die teilweise kurzzeitige Erhöhung der Temperatur an einzelnen Messstellen am Ständer BV und D ist ebenfalls auf das Aufrichten der Plume zurückzuführen. Danach wird auch an den Mittelständern BV (T21 und T22) und D (T41 und T42) eine deutliche und schnelle Abkühlung erzielt. Eine Darstellung der Temperaturprofile zu verschiedenen Zeiten ist im Bild 3.24 zu sehen. Es wurden die Profile vor der Abschottung zum Zeitpunkt 180 s und nach der Abschottung für die Zeitpunkte 240 s, 300 s und 540 s ausgewählt.

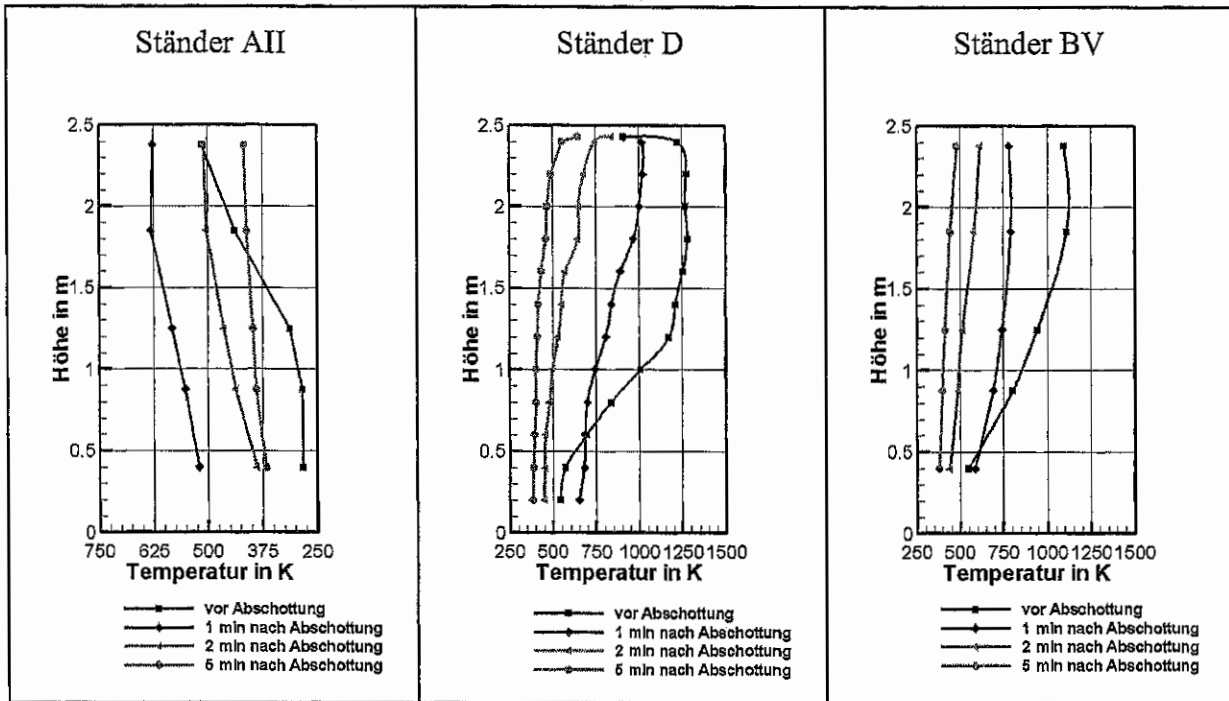


Bild 3.24: Temperaturprofile am Messständer AII, D und BV nach der Branddauer von 180 s, 240 s, 300 s und 540 s für den Abschottungsversuch HB08

Das Temperaturprofil vor Schließen der Klappen zeigt am Ständer D eine ausgeprägte Schicht fast konstanter hoher Temperatur von 1250 K, die von der Decke bis zur Höhe von ca. 1,2 m reicht. Das entspricht der Höhe der Abschottungsklappe. Am Ständer BV ist ebenfalls eine Temperaturschichtung erkennbar. Anhand der Messwerte lässt sich unter der Tunneldecke eine Heißgasschicht mit der Temperatur von 1100 K und einer Dicke von 70 cm erkennen. Die Messwerte am Ständer AII zeigen ein Backlayering mit Temperaturen bis 500 K an der Messstelle in 2,4 m Höhe. Der Temperaturanstieg am Ständer AII ist erst ab der Höhe von 1,2 m zu beobachten. Dieser Bereich ist der Zuluftströmung durch den Lüfter nicht direkt ausgesetzt.

Nach Schließen der Abschottung sinken die Temperaturen auf der (ehemaligen) Abluftseite sehr schnell ab. Ausnahmen bilden 1 min nach Abschottung einige Messstellen im unteren Bereich, in dem die Seitenlüftung fehlt. Die ausgeprägte Temperaturschichtung am Ständer D und die Temperaturschichtung am Ständer BV sind 2 min nach Abschottung nicht mehr vorhanden. Dagegen sind auf der ehemaligen Zuluftseite, am Ständer AII, Temperaturerhöhungen zu verzeichnen. Als Folge des verstärkten Backlayering sind vom Zeitpunkt des Schließens bis ca. 1 min danach sehr starke Temperaturerhöhungen bis 300

Grad an den unteren Messstellen zu erkennen. Da der Brand jedoch verlischt, erfolgt auch hier die Abkühlung. 5 min nach Schließen der Klappen sind innerhalb des abgeschotteten Bereiches an jedem der Messstände Temperaturen von max. 420 K an der Decke und 400 K in Mannhöhe vorhanden.

Die beidseitige Abschottung des Bereiches um den Brandherd ermöglicht durch die schnell absinkenden Temperaturen innerhalb des abgeschotteten Abschnitts, die Standfestigkeit des Bauwerkes zu erhalten.

3.3.3 Brandversuche mit Gegenlüftung

Die Gegenlüftung stellt eine Möglichkeit der Begrenzung der Rauchausbreitung dar. Sie kann damit als strömungstechnische Abschottungsmaßnahme angesehen werden. Bei dem Versuch mit Gegenlüftung wurde dem durch Lüfter 1 zwangsbelüfteten Brand nach ca. 2 min ein Gegenluftstrom zugeschaltet. Dieser Gegenluftstrom wurde durch einen zweiten mobilen Lüfter erzeugt, der außerhalb des Brandkanals aufgestellt wurde.

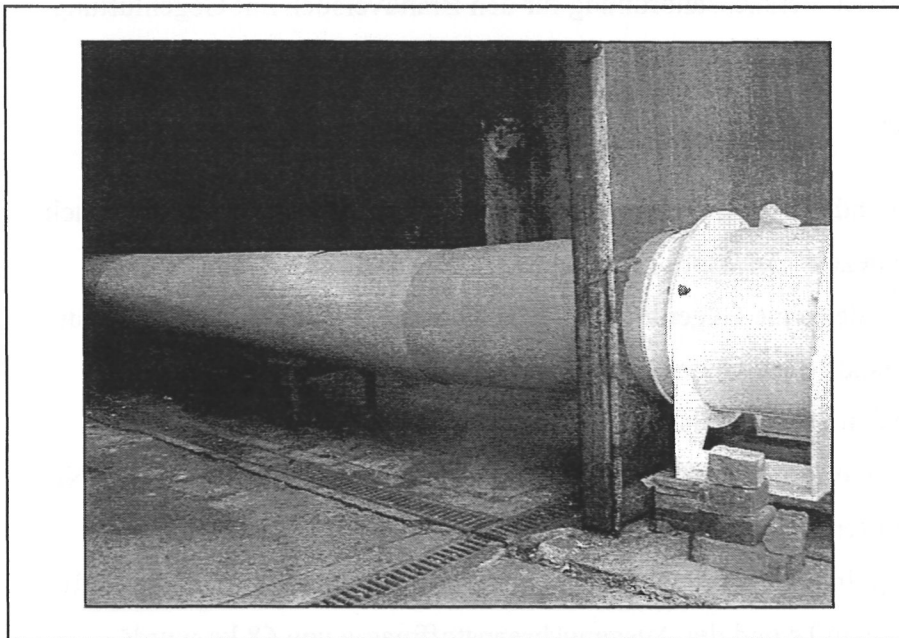


Bild 3.25: Außenansicht des Brandkanals mit Anordnung des Gegenlüfters

Der vom Lüfter erzeugte Gegenluftstrom wurde dann über ein ca. 6 m langes Verlängerungsrohr mit einem Durchmesser von 0,5 m in den Tunnelquerschnitt eingeleitet. Das Foto in Bild 3.25 erlaubt einen Blick durch das geöffnete Tor in den Brandkanal. Es ist der außerhalb aufgestellte Lüfter, sowie das Verlängerungsrohr, mit dem der Gegenluftstrom

in den Tunnel eingeleitet wird, erkennbar. Der Standort außerhalb des Kanals wurde gewählt, um eine Zerstörung des Lüfters infolge der zu erwartenden Temperaturbelastung zu vermeiden. Das Verlängerungsrohr mündete in Kanalmitte in der Höhe von 1,06 m und 1,6 m von der Messebene B entfernt. In Bild 3.26 ist diese Versuchsanordnung in einer Draufsicht skizziert.

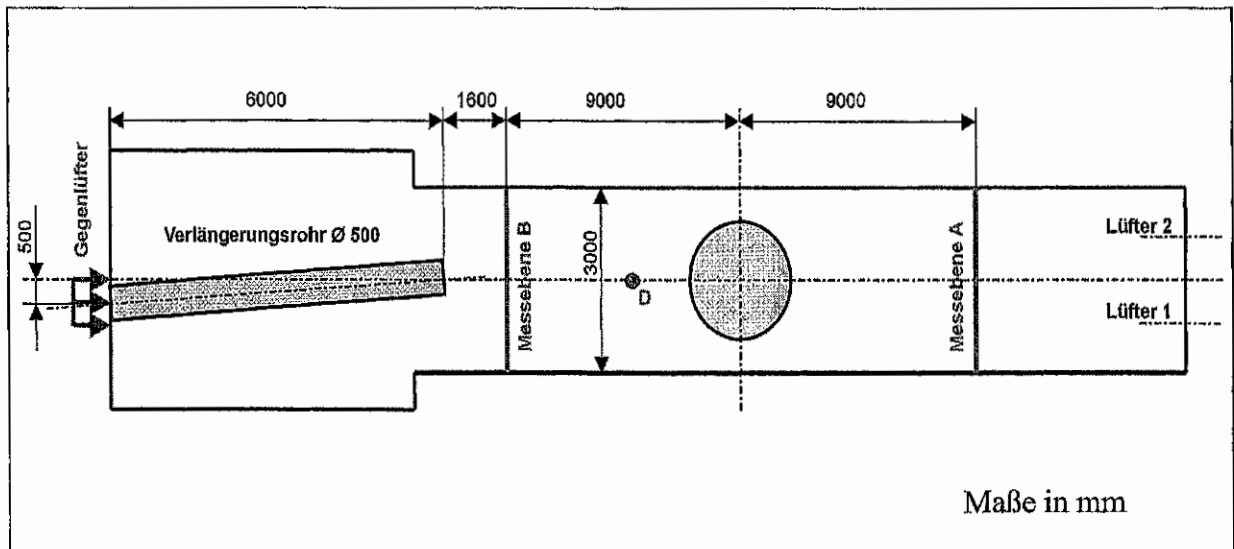


Bild 3.26: Prinzipskizze der Versuchsanordnung für den Brandversuch mit Gegenlüftung

3.3.3.1 Abbrandraten

In Bild 3.27 ist die Abbrandkurve des Brandversuches mit Gegenlüftung, der mit Versuch HB03 im Versuchsplan bezeichnet wurde, abgebildet. Zum Vergleich wurde die Abbrandkurve eines Brandes ohne Gegenlüftung (Brandversuch HB09) in das Diagramm eingefügt. Der Brandversuch ohne Gegenlüftung weist eine größere Abbrandrate auf. Allerdings ist bereits in den ersten 125 s, in denen beide Versuche noch unter gleichen Bedingungen ablaufen, eine kleinere Abbrandrate des Gegenluftversuches vorhanden. Nach Einschalten des Gegenlüfters werden die Unterschiede deutlicher. Die Abbrandrate des Gegenluftversuches steigt in geringerem Maße an als die des Versuches ohne Gegenlüftung. Bei einer Branddauer von 340 s und der Ausgangsbrennstoffmasse von 68 kg wurde eine mittlere Abbrandgeschwindigkeit von $0,07 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ erzielt, die kleiner als die des kontinuierlich belüfteten Brandes war.

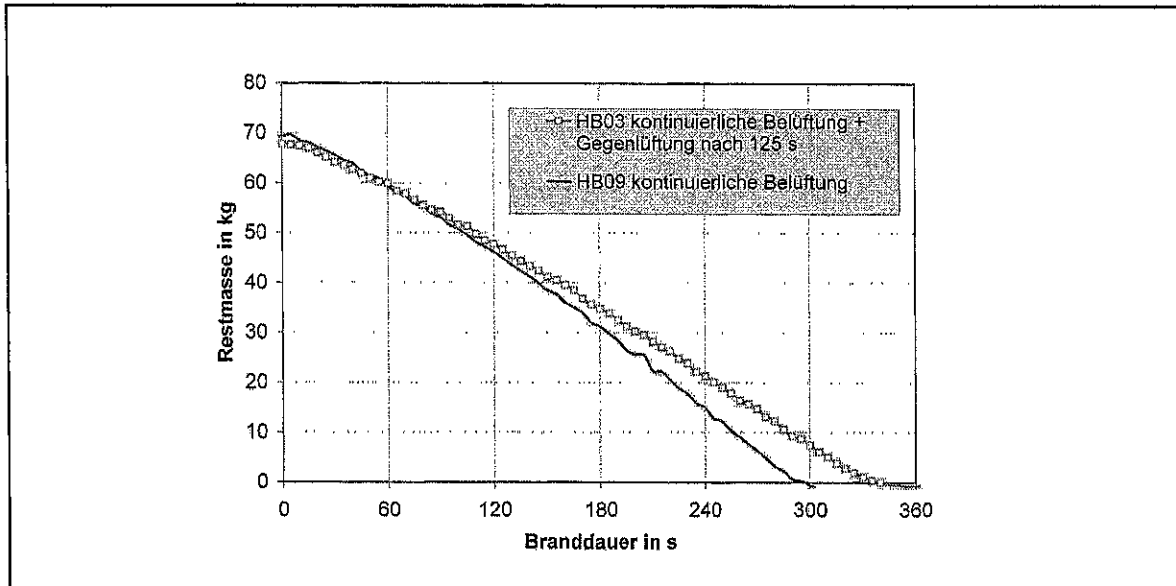


Bild 3.27: Restmassekurven für den Versuch mit Gegenlüftung HB03 im Vergleich zum Brandversuch HB09 (ohne Gegenlüftung)

3.3.3.2 Gesamtwärmestromdichten

Die Wärmestromdichte für den Versuch mit Gegenlüftung, gemessen im Abluftstrom in der Höhe von 1,25 m und 5 m Entfernung von der Brandwannenmitte (vgl. Messanordnung), ist geringer als die in einem Versuch ohne Gegenlüftung. Zum Vergleich wurde wieder der Versuch HB09 ausgewählt, wobei auch Versuch HB01 für den Vergleich genutzt werden könnte, da er den selben Verlauf zeigt (vgl. Bild 3.9 in Abschnitt 3.3.1.2).

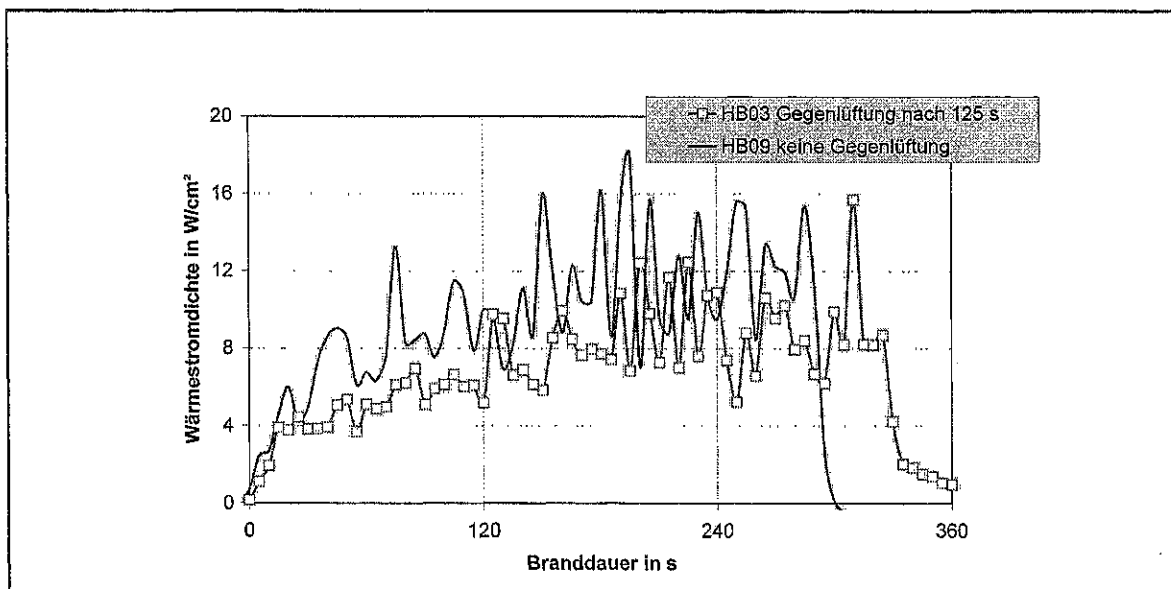


Bild 3.28: Gemessene Wärmestromdichten für den Versuch mit Gegenlüftung HB03 im Vergleich zum Brandversuch HB09 (ohne Gegenlüftung)

Wie schon bei der Abbrandgeschwindigkeit festzustellen war, sind die geringeren Wärmestromdichten gegenüber dem Referenzversuch bereits vor Einsetzen der Gegenlüftung vorhanden. Ob die geringeren Gesamtwärmestromdichte im Gegenluftversuch nur auf die Wirkung des Gegenlüfters zurückzuführen ist, lässt sich nicht eindeutig sagen.

3.3.3.3 Gaskonzentrationen

Die Messwerte der Gaskonzentration sind für den Brandversuch mit Gegenlüftung für die Brandgaskomponenten CO_2 und O_2 wieder im Vergleich zu einem unbeeinflussten Brandverlauf dargestellt. Der Verlauf der Sauerstoffkonzentration in Bild 3.29 zeigt ein leichtes Ansteigen zeitgleich mit der Zuführung von Gegenluft.

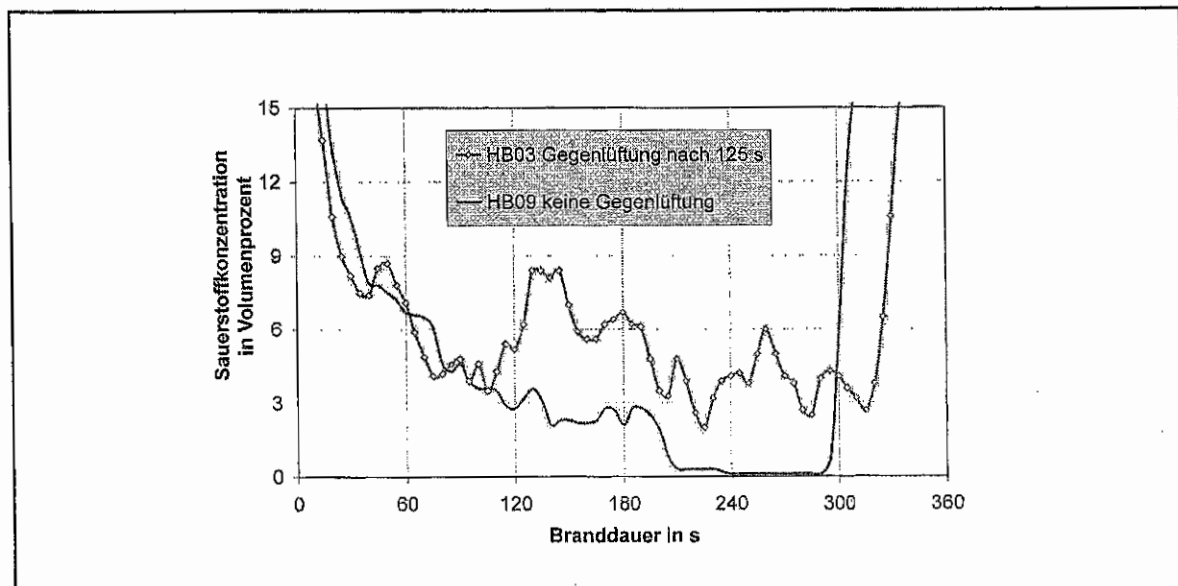


Bild 3.29: Sauerstoffkonzentration für den Versuch mit Gegenlüftung HB03 im Vergleich zum Brandversuch HB09 (ohne Gegenlüftung)

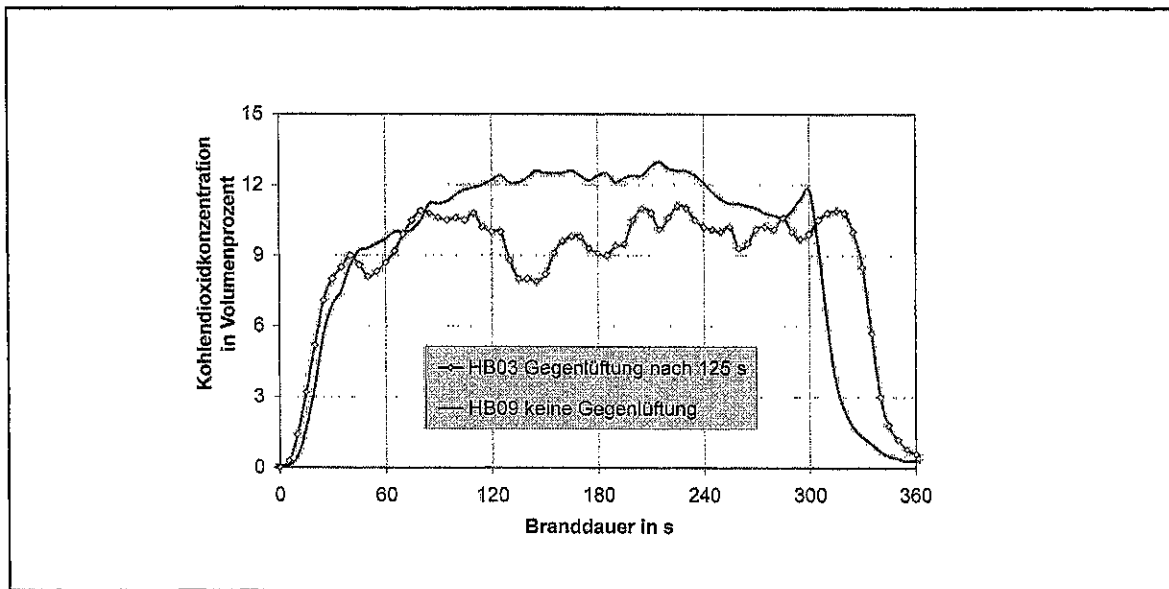


Bild 3.30: Kohlendioxidkonzentration für den Versuch mit Gegenlüftung HB03 im Vergleich zum Brandversuch HB09 (ohne Gegenlüftung)

Die Konzentration des CO₂ sinkt zu diesem Zeitpunkt zwar geringfügig ab, bleibt jedoch während des weiteren Brandverlaufes im Bereich von 10 Volumenprozent. Das ist nur geringfügig weniger als beim unbeeinflussten Brandverlauf.

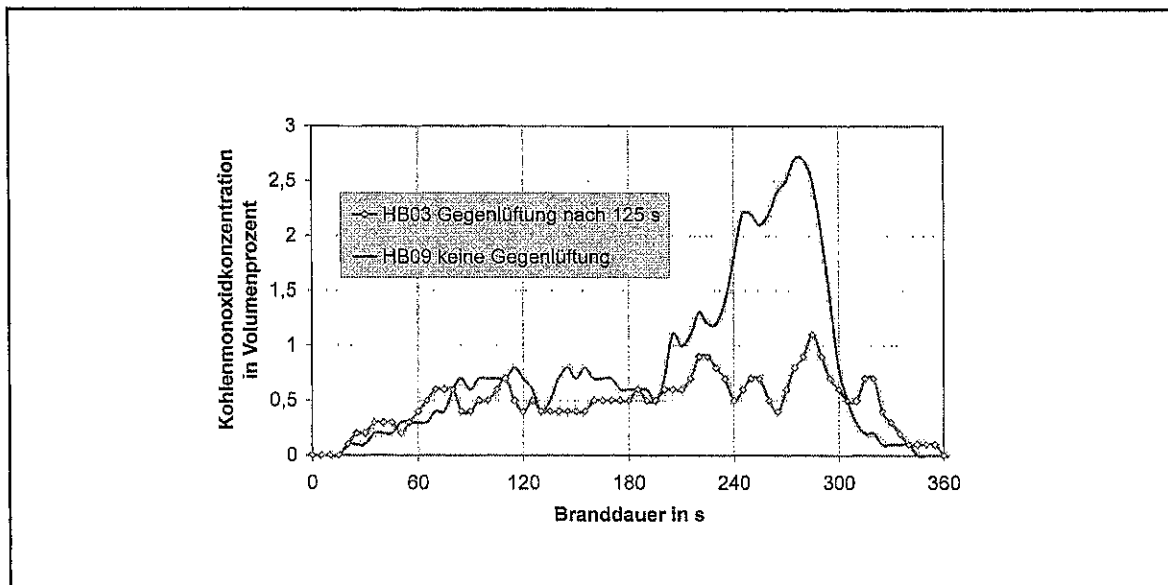


Bild 3.31: Kohlenmonoxidkonzentration für den Versuch mit Gegenlüftung HB03 im Vergleich zum Brandversuch HB09 (ohne Gegenlüftung)

Die CO-Konzentration steigt beim Versuch mit Gegenluft auf 1 Volumenprozent zum Ende des Brandverlaufes an. Das ist geringer als im Vergleich ohne Gegenlüftung. Allerdings sollte bedacht werden, dass sich der Messpunkt für die Gasmessung innerhalb des Gegenluftstromes

befand, so dass die Konzentrationen Resultate der Vermischung und nicht die einer veränderten chemischen Reaktion sein könnten.

3.3.3.4 Temperaturen

Den Einfluss der Gegenlüftung auf die Temperaturentwicklung ist in Bild 3.32 für ausgewählte Messstellen an den Mittelständern AII, BV und D dargestellt.

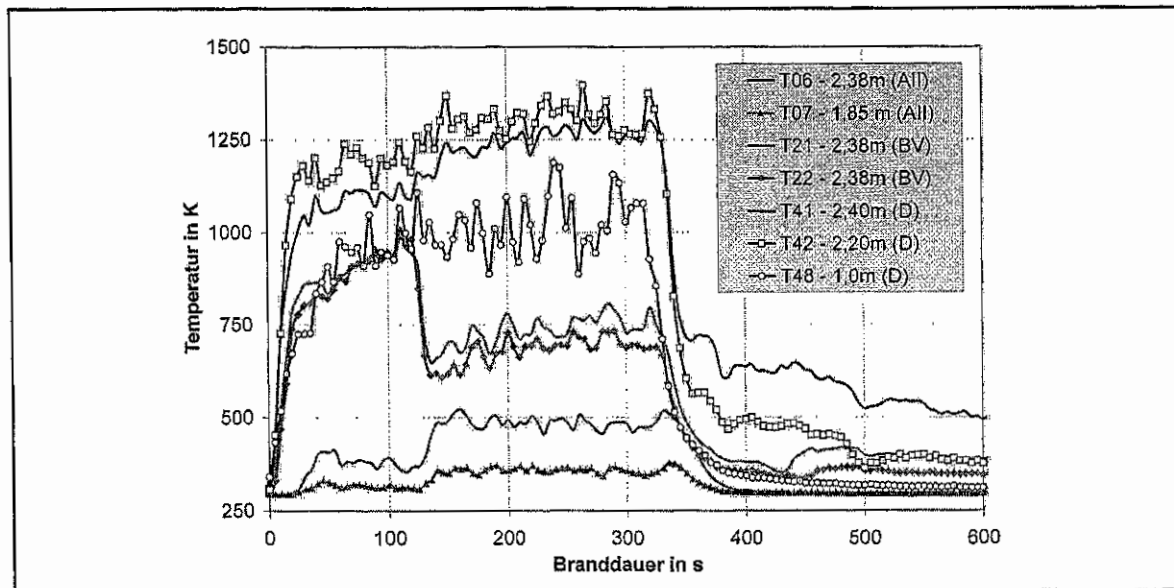


Bild 3.32: Temperaturentwicklung an ausgewählten Messstellen der Ständer AII (T06, T07), BV (T21, T22), und D (T41, T42, T48) für den Versuch mit Gegenlüftung HB03

Für die Messstände AII und BV wurden die beiden oberen Messstellen ausgewählt, die sich in der Höhe von 2,38 m und 1,85 m befinden. Am Ständer D wurde neben den oberen Messstellen in der Höhe von 2,4 m (T41) und 2,2 m (T42) das Thermoelement T48 in der Höhe von 1 m betrachtet. Im Ergebnis der Gegenlüftung nach 125 s wird das Backlayering verstärkt. Das zeigt sich durch eine Temperaturerhöhung in Deckennähe. An der Messstelle T06 in der Höhe von 2,38 m steigt die Temperatur auf 500 K. Am Messstander BV ist eine deutliche Temperaturerniedrigung zu beobachten. Infolge des Gegenluftstromes sinken die Temperaturen um ca. 300 Grad. Der Abstand der Messebene von der Einströmstelle beträgt dabei nur 1,6 m (vgl. Bild 3.26) und auch die Thermoelemente T21 und T22 befinden sich in der Höhe der Kaltluftströmung (vgl. Versuchsanordnung Bild 3.26). Am Messstander D zeigen die erzielten Temperaturen zum Zeitpunkt des Zuschaltens von Gegenluft keine wesentliche Änderung. Dies trifft für alle Temperaturmessstellen am Ständer D zu, wie anhand der in 1m Höhe gelegenen Messstelle T48 gezeigt wird. Der Abstand des Ständers D

von der Stelle der Einströmung der Gegenluft beträgt 5,7 m. Der Gegenluftstrom erreicht diese Messebene nicht.

Die Temperaturprofile an den Mittelständern in Bild 3.33 zeigen die Temperaturverteilung über die Tunnelhöhe für zwei Zeitpunkte vor Beginn der Gegenlüftung (60 s und 120 s) und nach Zuschalten der Gegenlüftung (240 s). Zum Vergleich sind die Temperaturprofile eingezeichnet, die bei einem Versuch ohne weitere Beeinflussung, dem Versuch HB09, nach 240 s gemessen wurden.

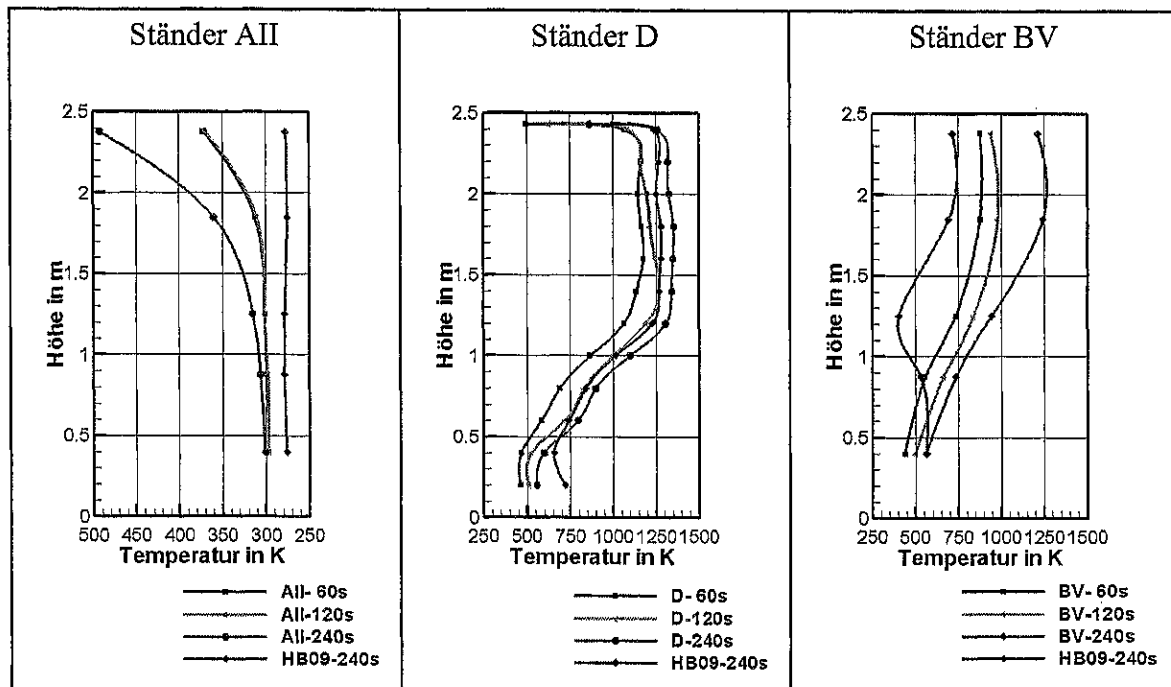


Bild 3.33: Temperaturprofile an den Messständen AII, D und BV vor (60s und 120s) und nach (240s) Aktivierung des Gegenluftstromes

Bei dem Gegenluftversuch war bereits vor Zuschalten des Gegenlüfters ein Backlayering vorhanden im Gegensatz zu dem nur durch Zuluft beeinflussten Vergleichsversuch HB09. Nach Zuschalten des Gegenlüfters verstärkte sich dieses Backlayering, so dass die Temperatur am Ständer AII unter der Decke auf ca. 500 K anstieg. Am Ständer D ist eine Temperaturschichtung zu erkennen. Die Schicht heißer Gase gleicher Temperatur erstreckt sich von der Höhe von 1,2 m bis zur Decke. Mit zunehmender Branddauer war ein Ansteigen der Temperatur dieser Schicht zu verzeichnen, woran sich auch nach Zuschalten des Gegenlüfters (nach 125 s) nichts änderte. Die Schichtung blieb erhalten. Im Vergleich zum Referenzversuch HB09 wurden im Gegenluftversuch nach der Branddauer von 240 s am Ständer D um ca. 80 Grad höhere Temperaturen erzielt. In unmittelbarer Nähe des Einbringens von Gegenluft, im Querschnitt B zeigte sich der Einfluss der Gegenlüftung direkt

durch örtlich sinkende Temperaturen. Das Profil am Mittelständer zeigt deutlich niedrigere Temperaturen nach Einschalten des Lüfters und im Vergleich zum unbeeinflussten belüfteten Brand. Die Messstelle in Höhe von 1,2 m liegt dabei direkt in Anströmrichtung des Gegenluftstromes.

Trotz geringerer Abbrandrate und niedrigeren Gesamtwärmestromdichten wurden im Gegenluftversuch in Brandnähe höhere Temperaturen erzielt als bei dem nur unter Zuluft ablaufenden Brandversuch HB09. Messungen der Gaskonzentrationen zeigten sowohl überschüssigen Sauerstoff als auch hohe Konzentrationen an CO und CO₂.

In unmittelbarer Nähe des Gegenlüfters konnte eine Abkühlung erzielt werden. In der Nähe der Brandquelle trat eine Temperaturerhöhung auf, bei der die Vermutung nahe liegt, dass sie auf die veränderten Strömungsverhältnisse infolge der Gegenluftströmung zurückzuführen ist, die eine zusätzliche turbulente Vermischung der freigesetzten Gase und des Sauerstoffs ermöglicht. Weitergehende Schlussfolgerungen sind anhand von nur einem Gegenluftversuch nicht möglich, sondern erfordern weitere experimentelle Untersuchungen.

3.3.4 Brandversuch mit Hydroschild

Hydroschilde werden von der Feuerwehr z. B. zur Konsequenzminderung bei Schwergasausbreitungen eingesetzt. Sie bilden Wasservorhänge, die Möglichkeiten einer Abschottung bieten. Bei dem Brandversuch mit Hydroschild HB04 wurde während des Brandes, der wie bisher kontinuierlich durch den Lüfter 1 zwangsbelüftet wurde, nach ca. 3 min ein Hydroschild entgegengesetzt zum Brandgasstrom eingesetzt. Eine Prinzipskizze des Versuchsaufbaus ist in Bild 3.34 zu sehen.

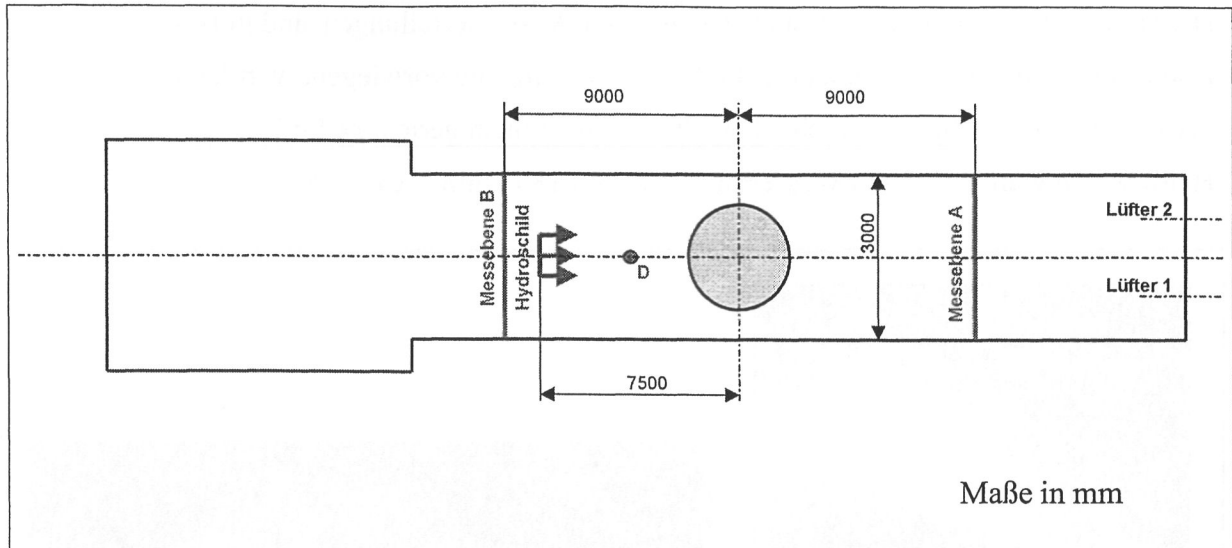


Bild 3.34: Skizze der Versuchsanordnung für den Brandversuch mit Hydroschild HB04

Das Hydroschild wurde ebenerdig befestigt, so dass eine strahlförmige Verteilung des Wasser über den Querschnitt des Brandkanal realisiert wurde. Bild 3.35 zeigt den Installationsort des Hydroschildes im Brandkanal. Es wurde ein Hydroschild C verwendet. Das Hydroschild wurde so modifiziert (Verringerung des Abstandes zwischen Austrittsdüse und Prallplatte), dass eine relativ gleichmäßige Verteilung über den Tunnelquerschnitt von $6,5 \text{ m}^2$ bei reduziertem Wasserdurchsatz erzielt wurde.

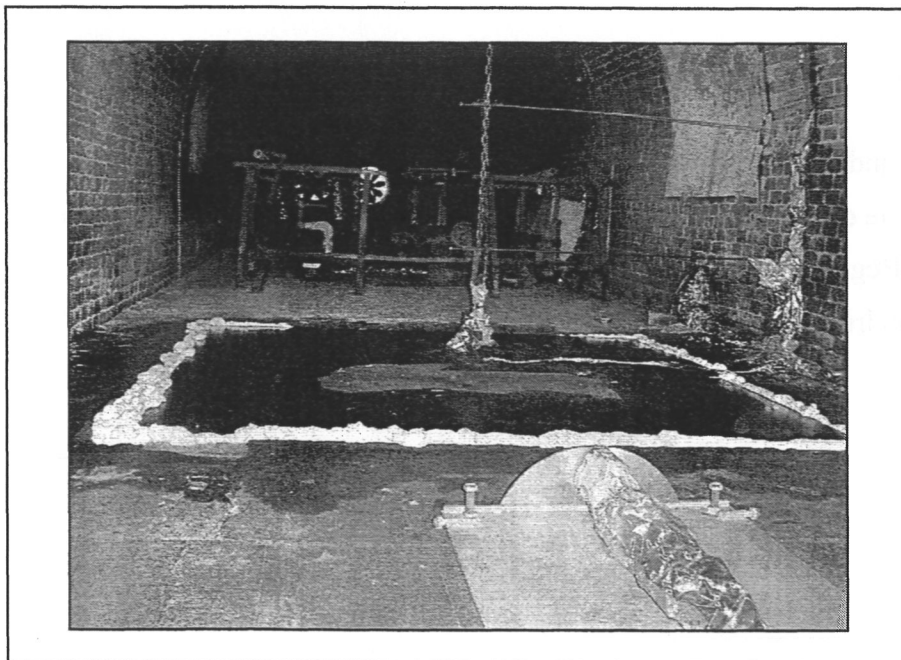


Bild 3.35: Anordnung des Hydroschildes im Brandkanal

Die vom Hydroschild in Kaltversuchen erzeugten Wasserverteilungen sind in Bild 3.36 festgehalten. Die Fotos zeigen, dass die Wasserausbringung vorwiegend vertikal als Wasservorhang erfolgte und nicht als in den Tunnel hinein gerichtete Strömung. Im Heißversuch wurde dann ein Wasserdurchsatz von 180 l min^{-1} realisiert.

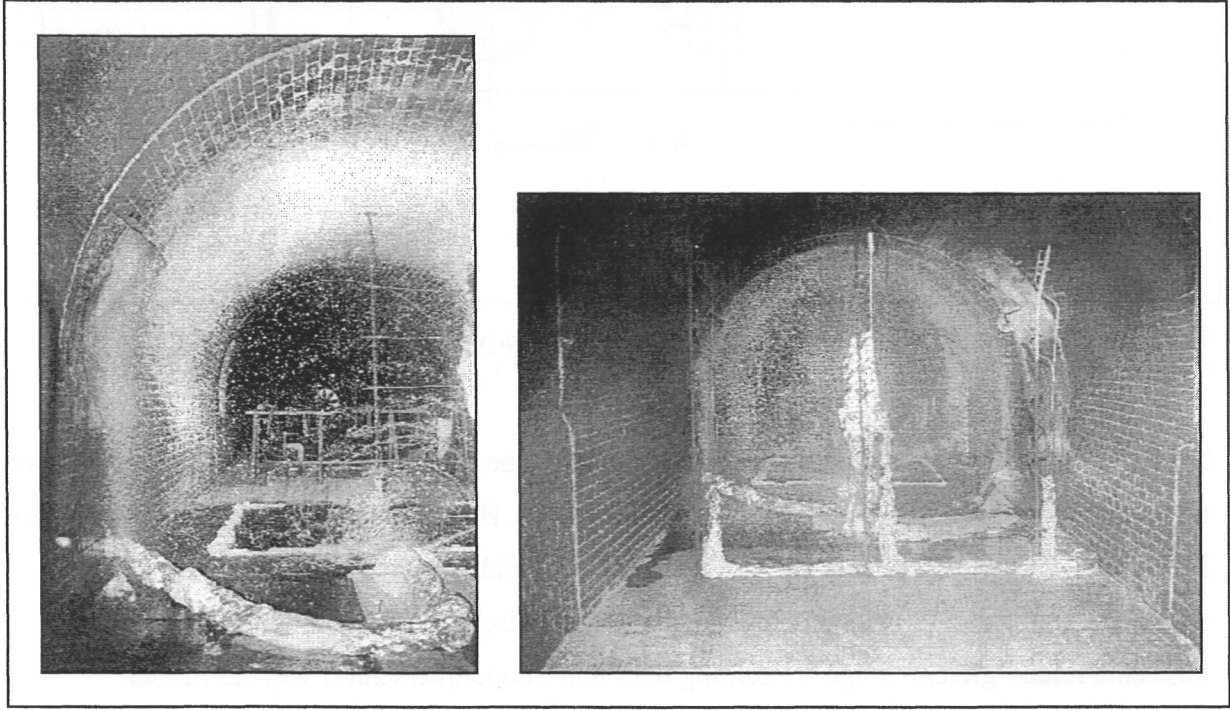


Bild 3.36: Sprühbild des Hydroschildes im Brandkanal bei verschiedenen Durchsätzen

3.3.4.1 Abbrandraten

In Bild 3.37 ist die Abbrandkurve des Brandversuches mit Hydroschild dargestellt. Im Vergleich zur Abbrandrate des unbeeinflussten Brandes, die als rote durchgehende Kurve abgebildet ist, wird mit Beginn des Hydroschildeinsatzes nach 180 s eine geringfügige Verringerung der Abbrandrate registriert.

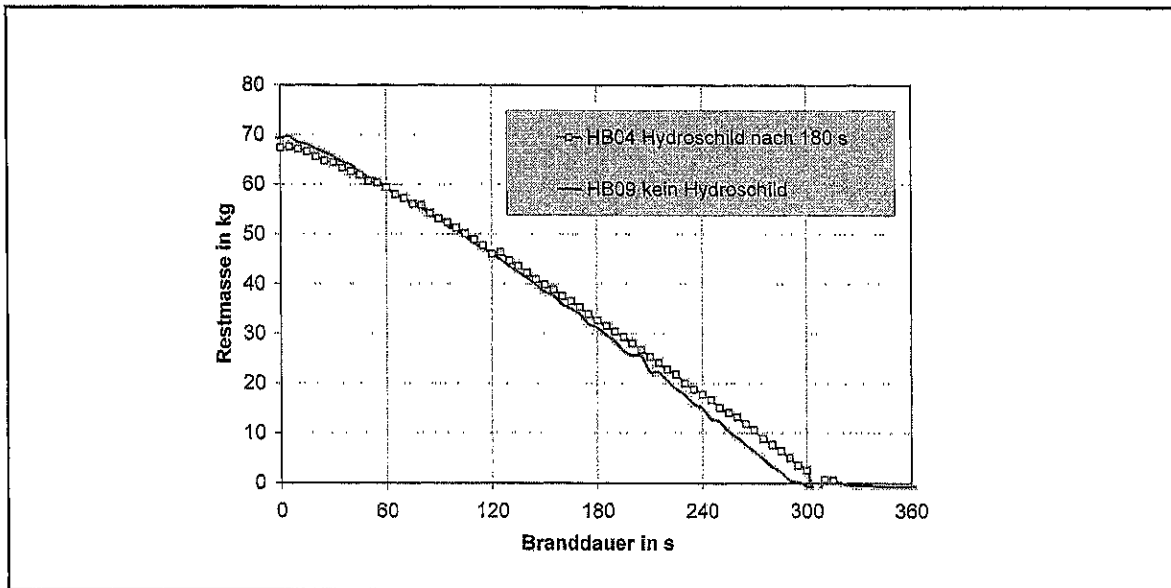


Bild 3.37: Restmassekurven für den Versuch mit Hydroschild HB04 im Vergleich zum Brandversuch HB09

3.3.4.2 Gesamtwärmestromdichte

Im Bild 3.38 ist die abluftseitig gemessene Gesamtwärmestromdichte für den Brandversuch unter Einsatz eines Hydroschildes als Funktion der Branddauer dargestellt.

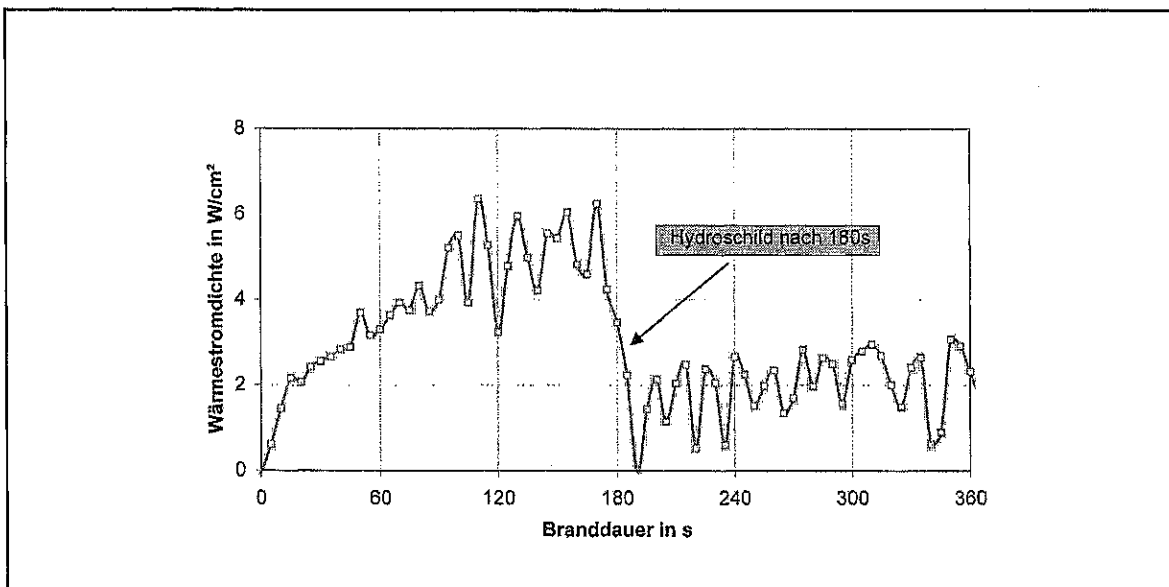


Bild 3.38: Gemessene Wärmestromdichten für den Versuch mit Hydroschild HB04

Auf den Vergleich mit dem unbeeinflussten Brand soll hier verzichtet werden, da in den Versuchen ohne Beeinflussung des Brandes (HB01, HB02 und HB09) bereits in der Anfangsphase wesentlich höhere Werte für die Wärmestromdichte gemessen wurden, als im

Versuch HB04 vor dem Hydroschildeinsatz. Das deutet darauf hin, dass infolge der vor dem Heißversuch durchgeführten Nassversuche, die zur Kontrolle der Wasserzuführung und der Befestigung des Hydroschildes durchgeführt wurden, andere Brandbedingungen vorlagen als bei den reinen Heißversuchen. Der Verlauf der Wärmestromdichte für den Hydroschildversuch zeigt ein Ansteigen der Wärmestromdichte auf den maximalen Wert von ca. 6 W cm^{-2} (60 kW m^{-2}), also deutlich geringer als beim unbeeinflussten Brand (Werte bis 180 kW m^{-2}). Dieser Wert bleibt zunächst erhalten. Mit Einsatz des Hydroschildes nach 180 s Branddauer sinkt die Wärmestromdichte innerhalb weniger Sekunden auf Werte unter $2,5 \text{ W/cm}^2$ ab, was einer Reduzierung um mehr als 50 % entspricht.

3.3.4.3 Gaskonzentrationen

Die Messwerte der Gaskonzentration sind für den Brandversuch mit Hydroschild für die Brandgaskomponenten CO_2 und O_2 im Vergleich zum unbeeinflussten Brandverlauf dargestellt. Wie bereits bei der Wärmestromdichte zu beobachten war, zeigen auch die Gaskonzentrationen bereits in der Anfangsphase deutliche Unterschiede zwischen beiden Brandverläufen. Im Versuch HB04 war in der noch nicht durch das Hydroschild beeinflussten Phase ein schwächeres Absinken der Sauerstoffkonzentrationen auf einen Minimalwert von 5 Volumenprozent nach 150 s zu beobachten.

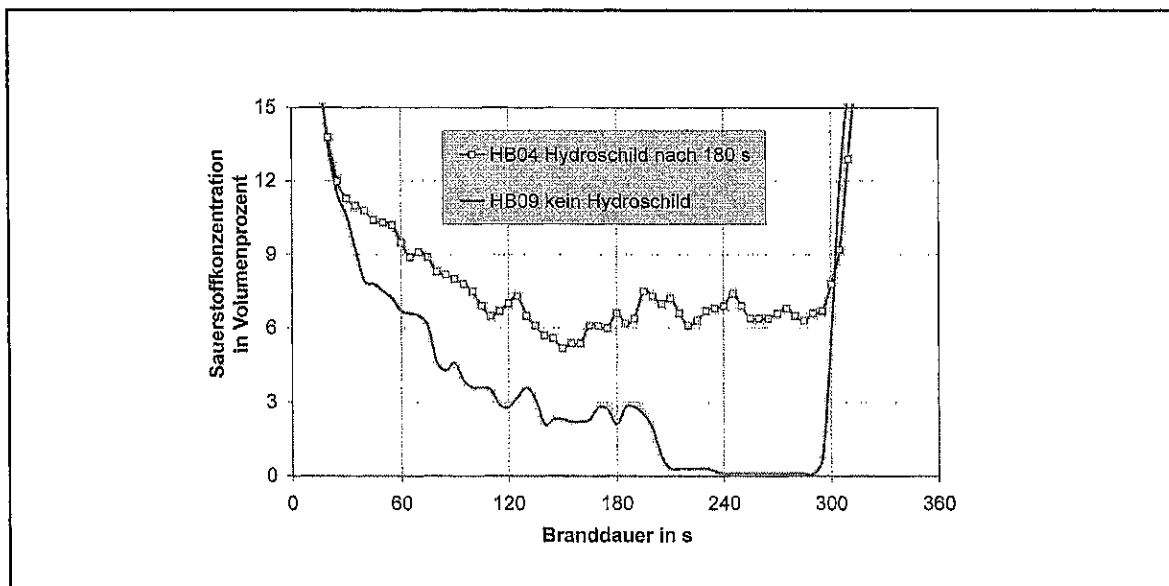


Bild 3.39: Sauerstoffkonzentration für den Versuch mit Hydroschild HB04 im Vergleich zum Brandversuch HB09

Nach Wirksamwerden des Hydroschildes nach 180 s, unmittelbar nach Realisierung der Wasserzufuhr, fiel die Sauerstoffkonzentration nicht wie im unbeeinflussten Brandversuch

HB09 weiter kontinuierlich ab, sondern stieg sogar geringfügig auf 7 Volumenprozent an. In dieser Größe blieb die Konzentration des Sauerstoffs bis zum Ende des Brandes erhalten. Es ist anzunehmen, dass der Sauerstoff mit dem vom Hydroschild induzierten Luftstrom in den Abgasstrom eingebracht wurde und für die Verbrennung nicht nutzbar war.

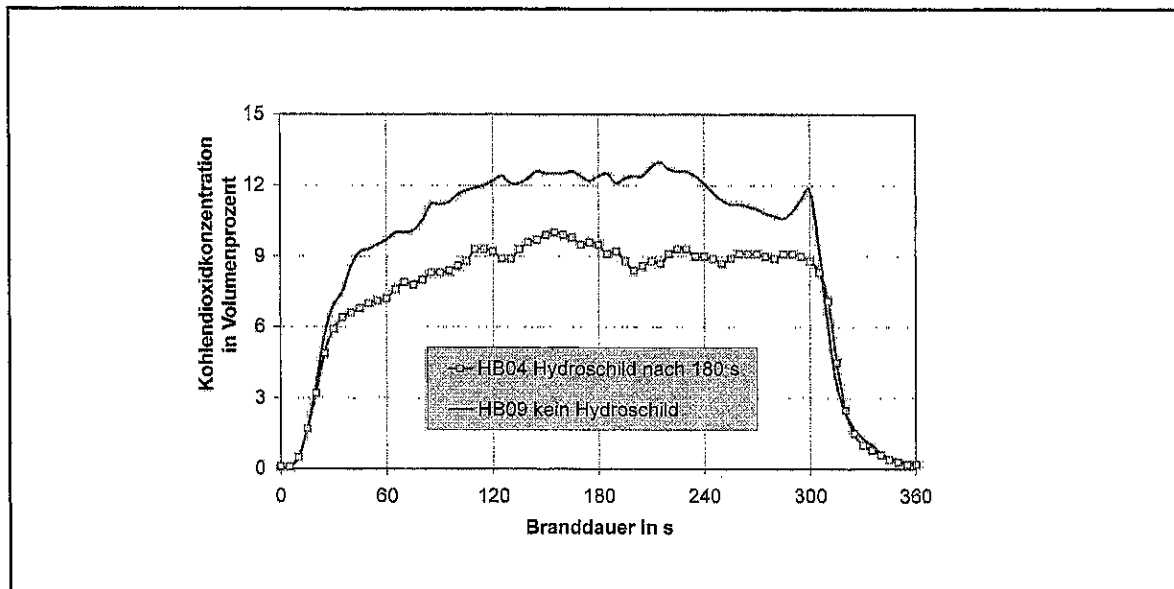


Bild 3.40: Kohlendioxidkonzentration für den Versuch mit Hydroschild HB04 im Vergleich zum Brandversuch HB09

Der CO₂-Gehalt im Abgasstrom, dargestellt in Bild 3.40, verringerte sich nach Zuschalten des Hydroschildes nur geringfügig und betrug bis zum Versuchsende gleichbleibend 9 Volumenprozent. Zeitgleich erreichte die CO-Konzentration (vgl. Bild 3.41) nach dem Hydroschildeinsatz ihren Maximalwert von 0,5 Volumenprozent, der jedoch nur unwesentlich höher ist als vor dem Zuschalten des Hydroschildes. Im Vergleichsversuch HB09 wurde zu diesem Zeitpunkt die 5-fache CO-Konzentration gemessen. In ihrer Wirkung auf den Menschen (ohne Atemschutz) sind beide Konzentrationen tödlich.

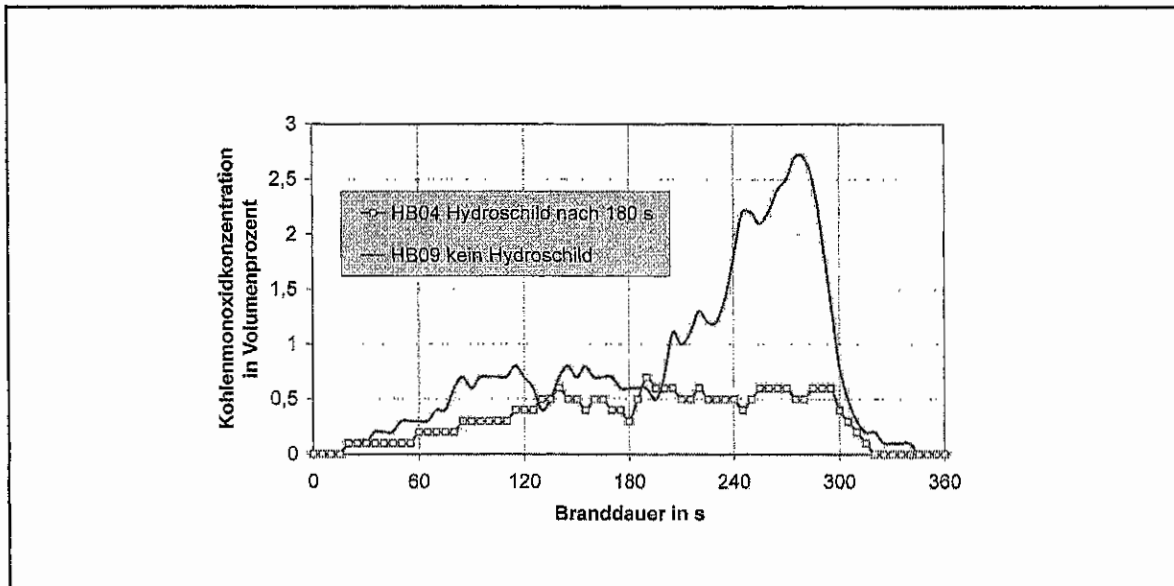


Bild 3.41: Kohlenmonoxidkonzentration für den Versuch mit Hydroschild HB04 im Vergleich zum Brandversuch HB09

3.3.4.4 Temperaturen

Für den Brandversuch mit Einsatz des Hydroschildes ist der Temperaturverlauf als Funktion der Branddauer in Bild 3.42 für die oberen Messstellen der Mittelständer dargestellt. Am Ständer D als auch in der Messebene A wurden keine Beeinflussungen der Temperatur festgestellt. In Messebene B ist ein Einfluss erkennbar. Die Temperatur des Abgasstromes, verminderte sich während des Hydroschildeinsatzes gegenüber der unbeeinflussten Brandphase um ca. 200 Grad, betrachtet man die beiden oberen Messstellen T21 und T22 des Mittelständers BV. Der Abgasstrom erreicht die Messebene B erst nach Durchdringung des Wasservorhanges, so dass die erzielte Temperaturemniedrigung das Ergebnis der Kühlung des Abgasstromes durch das Wasser ist.

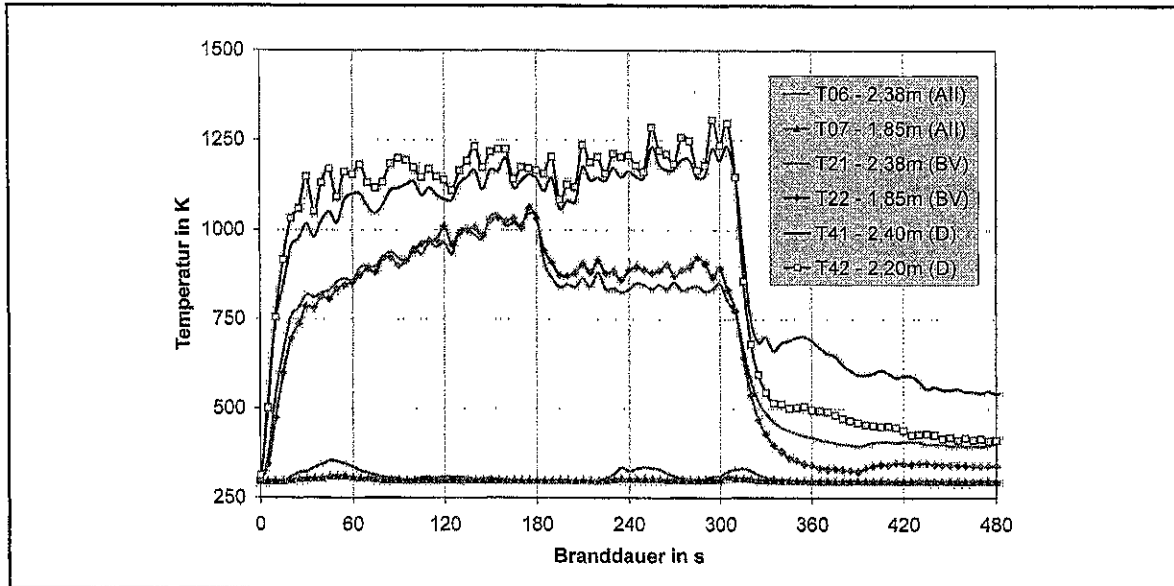


Bild 3.42: Temperaturentwicklung an ausgewählten Messstellen der Ständer AII (T06, T07), BV (T21, T22), und D (T41, T42) für den Hydroschildversuch HB04

Anhand der Temperaturprofile, die in Bild 3.43 für einen Zeitpunkt unmittelbar vor Einsatz des Hydroschildes (180 s) und 1 min danach (240 s) im Vergleich zum Brandversuch HB09 nach 240 s Branddauer dargestellt sind, lassen sich wesentliche Beeinflussungen nur in Messebene B erkennen.

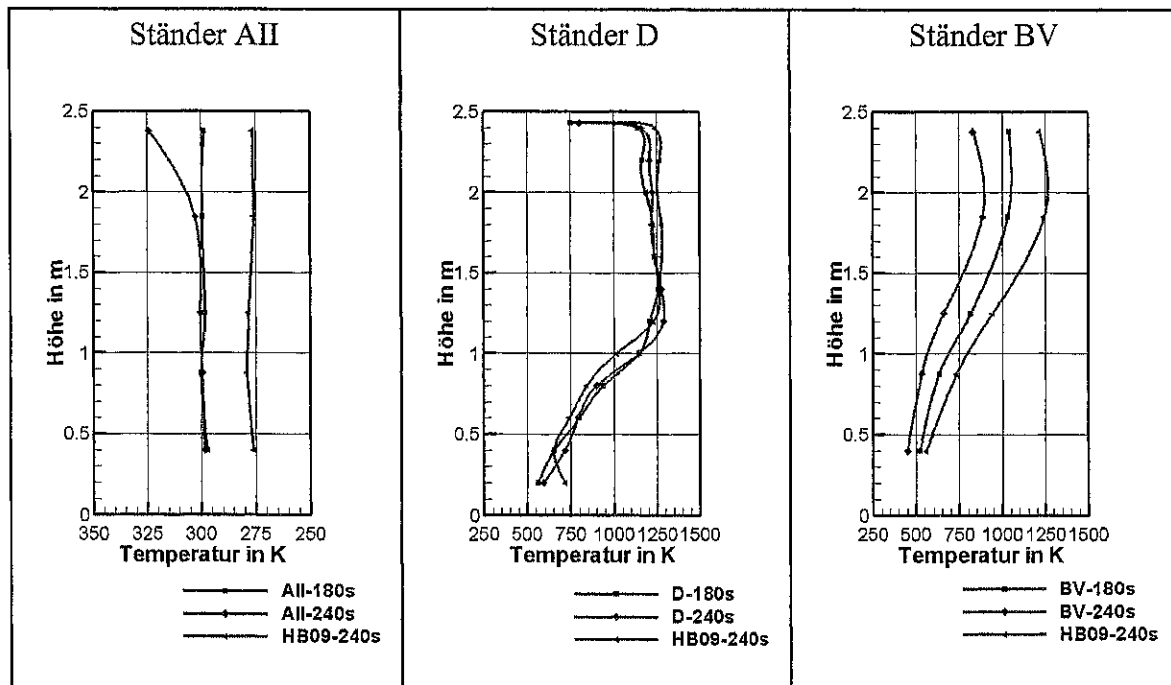


Bild 3.43: Temperaturprofile an den Messständen AII, BV und D für den Brandversuch HB04 vor (180 s) und nach (240 s) Einsatz des Hydroschildes

Am Ständer AII war nach 240 s ein Backlayering zu registrieren, das jedoch im unkritischen Temperaturbereich bis 325 K lag, bei einer Anfangstemperatur von 300 K. Der Vergleichsversuch HB09 wies an dieser Stelle nur deshalb geringere Temperaturen auf, weil er im Winterhalbjahr bei einer Anfangstemperatur von ca. 275 K stattfand. Die Temperaturen am Mittelständer der Messebene B verdeutlichen die durch das Hydroschild erzielte Abkühlung des Abgasstromes. Infolge des Hydroschildes wurden im Deckenbereich um 200 Grad geringere Temperaturen gemessen als ohne Wasserbeeinflussung. Im Brandversuch HB09 (ohne Hydroschild) lagen die Temperaturen in der Ebene B nach einer Branddauer von 240 s um etwa 350 Grad höher. Zu bemerken ist dabei, dass an Messständer D zur selben Zeit keine Temperaturunterschiede erkennbar waren.

4 SIMULATIONSRECHNUNGEN

Nach Simulationsrechnungen zur Brandausbreitung unter seitlicher Belüftung ohne zusätzliche Brandbeeinflussungsmaßnahmen (Simulation unter Zwangsbelüftung ohne Abschottung) wurden Simulationsrechnungen durchgeführt, bei denen eine Brandbeeinflussung durch Abschottung und durch Gegenlüftung vorgenommen wurde. Die numerischen Berechnungen wurden mit dem CFD-Tool FLUENT unter Nutzung der im Teil 1 des Vorhabens verwendeten Modellannahmen und Modellgleichungen vorgenommen. Die bei den Brandversuchen mit Abschottung und ohne Abschottung sowie für den Brandversuch mit Gegenlüftung ermittelten Messwerte der Geschwindigkeit, Temperatur und Konzentrationen wurden mit denen der jeweiligen Simulationsrechnungen verglichen. Messwerte aus den Versuchen, wie Masseabbrandraten oder Druckdifferenzen am Lüfterquerschnitt fließen in die Randbedingungen mit ein. In Parameterrechnungen wurde der Einfluss der Stärke der Zwangsbelüftung untersucht.

4.1 Problembeschreibung

Im vorliegenden Teil 2 werden ausschließlich Versuche mit erzwungener Ventilation untersucht. Im Gegensatz zu den vorangegangenen Simulationsrechnungen wurden zur Modellierung der Zwangslüftung veränderte Randbedingung an den stirnseitig angeordneten Lüftern verwendet sowie die Lüfterkammer in das Berechnungsgebiet einbezogen. Als betrachtetes System wurde der im Inneren des Brandkanals liegende Gaskörper definiert, dessen Grenzen durch die bauliche Hülle des Brandkanals einschließlich der Lüfterkammer gegeben sind. Das System ist offen, d. h. es wird sowohl Energie als auch Masse über die Systemgrenzen mit der Umgebung ausgetauscht. Der Gaskörper wird als ideales Gasgemisch, bestehend aus den Einzelkomponenten Luft (N_2 und O_2) und Heptandampf (C_7H_{16}) sowie Wasserdampf (H_2O) und Kohlendioxid (CO_2) aufgefasst. Zwischen den Einzelkomponenten findet eine exotherme chemische Reaktion, die eigentliche Verbrennung, statt. Die Verbrennung wird als Einschritt-Gesamtreaktion beschrieben.

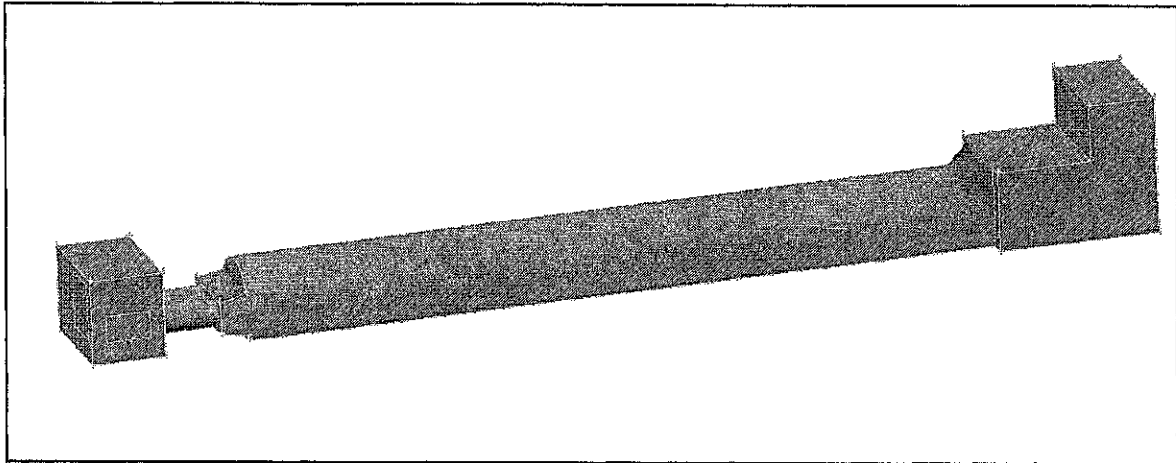


Bild 4.1: Geometrie des betrachteten Systems

Im Bild 4.1 ist das betrachtete Modellgebiet für das Beispiel der Brandgasausbreitung ohne Abschottung zu sehen. Für dieses Modellgebiet wurde ein Berechnungsgitter mit ca. 600 000 Volumenelementen konstruiert. Der Masseaustausch mit der Umgebung erfolgte über die zwei Ansaugöffnungen der Lüfterkammer und den Abgasschlot.

4.2 Brandausbreitung ohne Abschottungsmaßnahmen

Bei den Versuchen im Brandkanal wurde das normale Belüftungsregime durch den kontinuierlichen Betrieb eines Lüfters an der Stirnseite des Kanals nachgebildet. Die dazu durchgeführten Simulationsrechnungen dienten der numerischen Simulation dieses Normalzustandes und der Simulation einer Brandausbreitung unter diesen beibehaltenen Bedingungen ohne zusätzliche Beeinflussung des Brandverlaufes. Die Ergebnisse dieser Simulationsrechnungen werden nachfolgend dargestellt.

4.2.1 Geometrie, Rand- und Anfangsbedingungen

Die Geometrie wurde unter Verwendung eines kartesischen Koordinatensystems beschrieben. Die für die Berechnungen zugrundegelegte Orientierung der Koordinatenachsen sowie die Lage der Ränder, an denen Randbedingungen vorzugeben sind, verdeutlicht Bild 4.2 .

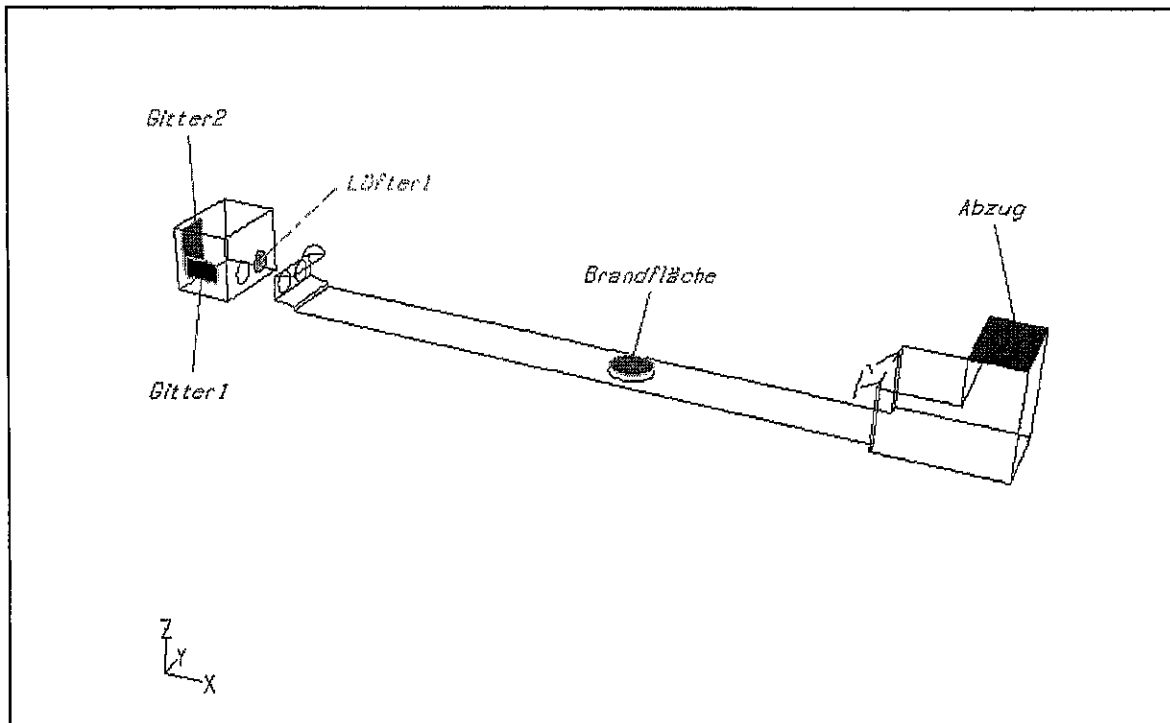


Bild 4.2: Ränder des Berechnungsgebietes

Als Ränder, über die das System Stoff und Energie mit der Umgebung austauschen kann, wurden Gitter1 und Gitter2, die Brandfläche und der Abzugsquerschnitt und die Umfassungswände sowie der Lüfter1 definiert. Für diese Modellgebietsränder werden die Randbedingungen nachfolgend angegeben.

- *Gitter1 und Gitter2*

Die als Gitter1 bezeichnete Austauschfläche wurde als Pressure-Inlet definiert, das die Bedingung $p_a - p_i = 0$ (Differenz zwischen Innen- und Außendruck gleich null) realisiert und damit das freie Ein- bzw. Ausströmen ermöglichte. Über die als Gitter2 bezeichnete Fläche erfolgt eine Lufteinströmung entsprechend Größe und Richtung des Außenwindfeldes. Es wurden die Komponenten der Geschwindigkeit $v_x = 2 \text{ m s}^{-1}$ und $v_y = v_z = 0$ vorgegeben. Die Temperatur an den Rändern Gitter1 und Gitter2 betrug $T = 300 \text{ K}$ und für die in Masseanteilen angegebene Zusammensetzung des einströmenden Gasgemischs (Luft) wurden $c_{O_2} = 0,21$ und $c_{N_2} = 0,79$ vorausgesetzt. Für k und ϵ wurden die Standardwerte aus FLUENT beibehalten.

- *Abzug*

Analog zum Rand „Gitter1“ wird zur Realisierung des freien Aus- bzw. Einströmens über den Abzugsquerschnitt ein Pressure-Outlet definiert, bei dem im Falle der Einströmung (infolge $p_a > p_i$) die Zusammensetzung des Gasgemischs aus 0,21 Masseanteilen O_2 und 0,79 Masseanteilen N_2 vorausgesetzt wird sowie die Temperatur $T = 300$ K für die Rückströmung.

- *Brandfläche*

An der Brandfläche erfolgte die Vorgabe des freigesetzten Gasmassstromes, abgeleitet aus den gemessenen mittleren Abbrandraten der Versuche HB01, HB02 und HB09, mit $\dot{m} = 0,2 \text{ kg s}^{-1}$. Für den Gasmassstrom wurde ein Masseanteil von eins für Heptan gesetzt.

Die Freisetzung des Gasstromes erfolgte normal zur Freisetzungsfläche, so dass die Komponenten der Geschwindigkeiten in x- und in y-Richtung null waren. Als Freisetzungstemperatur des Heptans wurde $T = 1200$ K definiert. Für die turbulente kinetische Energie k und deren Dissipation ε an der Brandgasfreisetzungsfläche sowie die einfallende Strahlung G wurden Standardwerte verwendet.

- *Lüfter1*

Zur Modellierung des über den Lüfter1 eingebrachten Impulsstromes wurde eine Druckdifferenz von $\Delta p = 80$ Pa vorgegeben. Dieser Wert wurde mittels Messung der Druckdifferenz am Lüfter bestimmt.

Als Anfangsbedingungen für die Berechnung der Brandausbreitung wurden die physikalischen Größen gesetzt, die sich für die kalte Strömung infolge der Belüftung einstellen. Diese Berechnungen ohne die Randbedingung für die Brandfläche wurden instationär über eine Dauer von 30 s bei einer Zeitschrittweite von $\Delta t = 0,2$ s durchgeführt.

4.2.2 Berechnungsergebnisse

Die instationären Berechnungen unter Berücksichtigung der chemischen Reaktion wurden mit einer Zeitschrittweite von $\Delta t = 0,1$ s durchgeführt. In Bild 4.3 sind die nach 10 s, 20 s und 40 s berechneten Temperaturverteilungen in einem Längsschnitt des Tunnels in Tunnelmitte dargestellt.

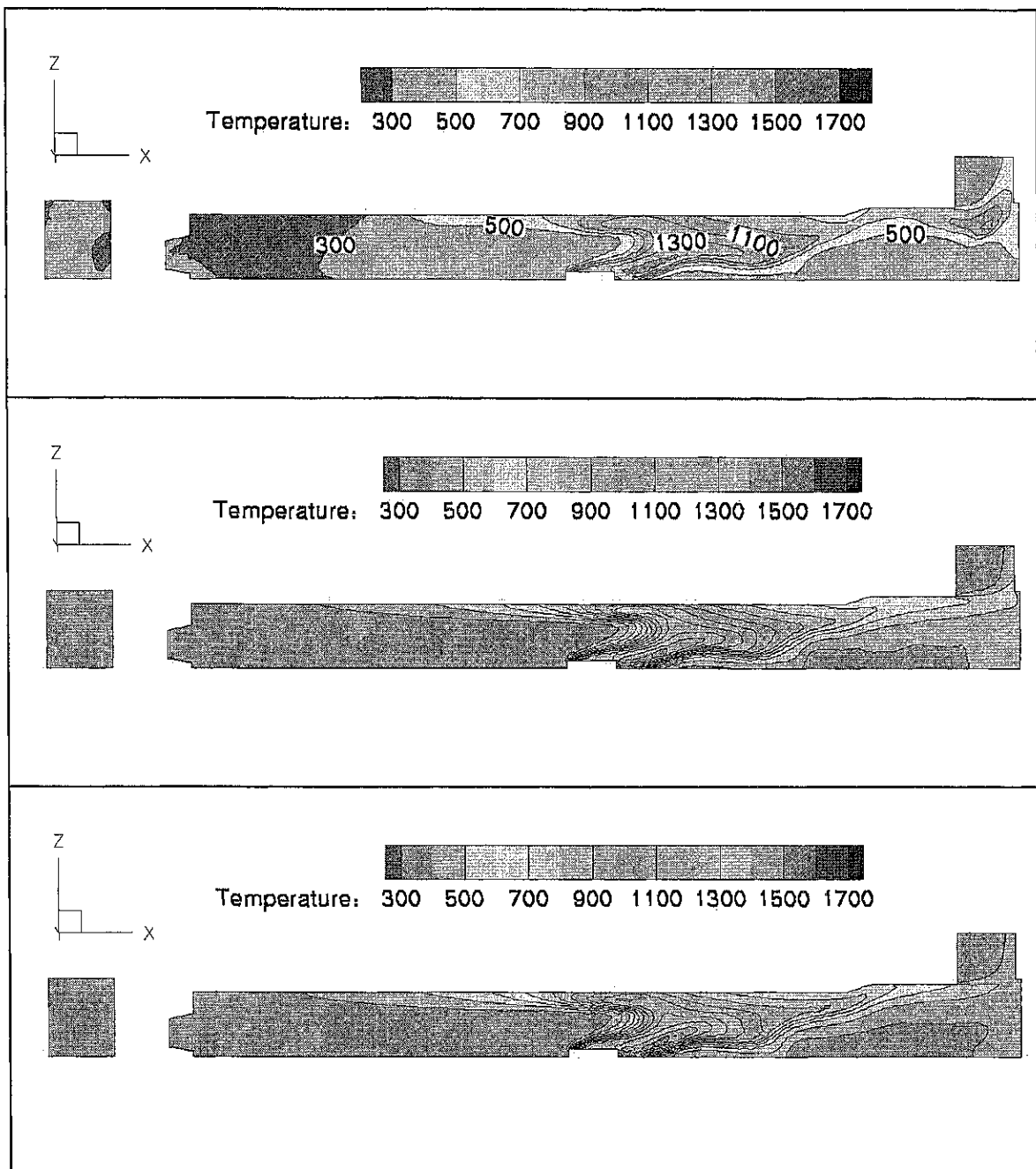


Bild 4.3: Berechnete Temperaturverteilungen (angegeben in K) nach 10 s, 20 s und 40 s in Tunnelmitte

In den Darstellungen markiert eine Farbe einen Temperaturbereich. Die Grenzen des Temperaturbereiches sind in der Legende bezeichnet. Die obere Darstellung verwendet eine Unterteilung in 9 Temperaturbereiche. Zur Verdeutlichung sind dort die Begrenzungslinien bezeichnet. In den beiden anderen Darstellungen wurde in jeweils 100 K große Temperaturbereiche unterteilt ohne weitere Benennungen. Die grafischen Darstellungen der Temperaturverteilung zeigen eine stark in Richtung der Zwangsbelüftung geneigte Plume. In der Mittelebene wurden maximale Temperaturen von ca. 1500 - 1600 K in der Nähe der Brandquelle berechnet. Zu Beginn der Ausbreitung (nach 10 s) sind entgegengesetzt zur Strömungsrichtung auch in Bodennähe Temperaturen im Bereich von 300 - 500 K zu verzeichnen. Zu späteren Zeitpunkten wurden diese Temperaturen nur noch in Deckennähe ermittelt. Auskunft über die Profilform der Temperaturverteilungen im direkten Vergleich mit gemessenen Werten geben die Diagramme in Bild 4.4.

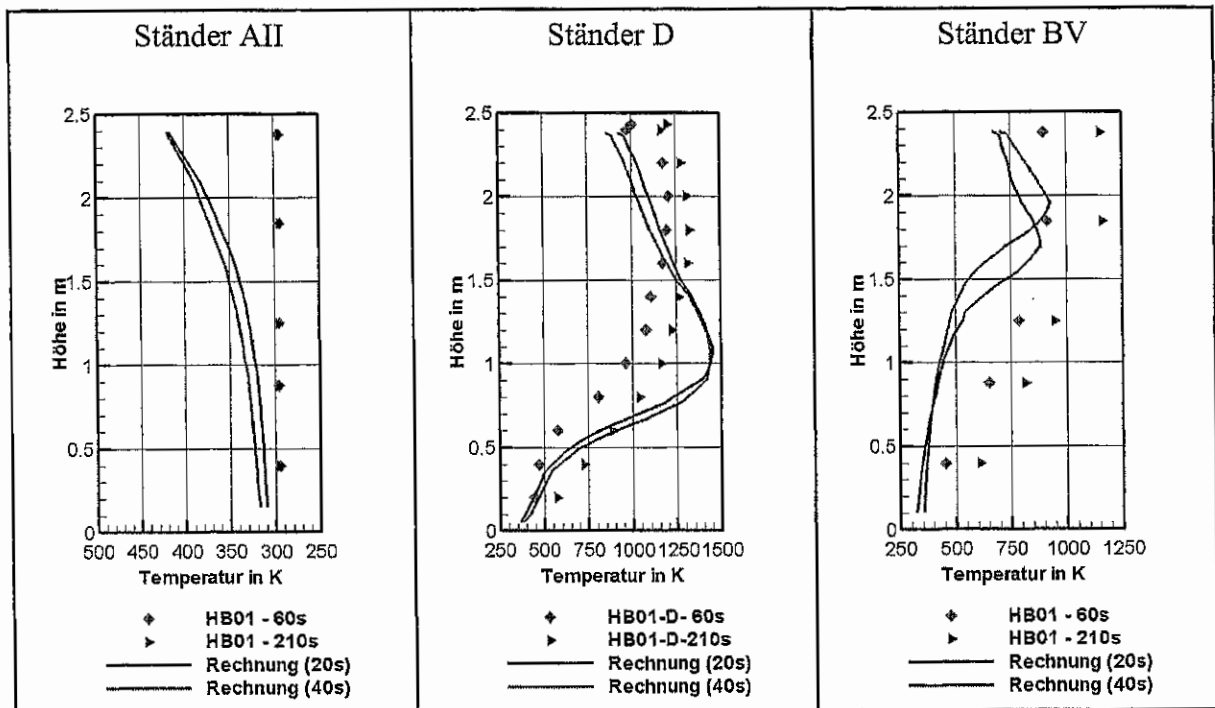


Bild 4.4: Berechnete Temperaturprofile an den Messständen AII, D, und BV nach 20 s und 40 s im Vergleich zu den Messwerten aus Versuch HB01

Die berechneten Temperaturprofile an den Mittelständen der Ebenen A und B sowie am Ständer D wurden für die Branddauer von 20 s und 40 s dargestellt. Als Messwerte wurden die im Brandversuch HB01 ermittelten Temperaturen gewählt. Bei den Messwerten aus dem Versuch HB01 repräsentiert der nach 60 s einen Zeitpunkt, bei dem noch ein Ansteigen der Temperatur zu verzeichnen ist, und der nach 210 s einen Zeitpunkt, bei dem bereits die Maximaltemperatur vorliegt. Es wurden deutliche Unterschiede zwischen Messwert und

Berechnungswert deutlich. Am Ständer D fällt besonders die unterschiedliche Profilform auf. Bei den Berechnungen änderten sich die nach 20 s Ausbreitungszeit am Ständer D berechneten Profile in folgenden Zeitschritten nicht mehr. Während bei den Messwerten am Ständer D im Stadium des Vollbrandes (210 s) ein Bereich konstanter hoher Temperatur von ca. 1250 K in der gesamten oberen Tunnelhälfte vorhanden war, zeigten die berechneten Temperaturprofile vom Boden bis zur Höhe von 1 m schnell ansteigende Temperaturen bis zu einem Maximalwert von 1450 K. Zur Decke hin klangen diese Werte dann kontinuierlich ab. Am Ständer BV ergaben sich große Abweichungen. Die Simulation zeigt ein Aufrichten der Plume mit zunehmender Branddauer mit einer Maximaltemperatur von 930K für die Ausbreitungszeit von 40 s. Bei den Messwerten wurden Maximaltemperaturen in der gleichen Größenordnung (915 K) nur in der Anfangsphase des Brandes erzielt. Die Messwerte zeigen ein mit zunehmender Ausbreitungszeit fülliger werdendes Temperaturprofil mit ausgeprägter Schichtung an der Decke, was durch die Simulation nicht wiedergegeben wird. Zum Zeitpunkt des Vollbrandes wurden Maximaltemperaturen von 1160 K gemessen. Am Ständer AII zeigen die Messwerte im Gegensatz zu den Berechnungen kein Backlayering.

Der Vergleich der Geschwindigkeiten zwischen Mess- und Berechnungswerten wurde anhand der Geschwindigkeitsprofile an den Mittelständern vorgenommen. Für die Gegenüberstellung wurden die berechnete x-Komponente der Geschwindigkeit und der mittels bidirektionaler Sonde ermittelte Messwert der Geschwindigkeit verwendet. Durch Verwendung der x-Komponente der Geschwindigkeit wurde auch die Richtung der Geschwindigkeit in den Vergleich einbezogen. Die Richtung der Geschwindigkeit wurde dabei in Übereinstimmung mit der Richtung der Koordinatenachsen gewählt (vgl. Bild 4.2). Eine positive x-Komponente der Geschwindigkeit liegt damit in Richtung der Zuluftströmung vor. Um abzuschätzen, welchen Fehler man beim Vergleich der x-Komponente mit dem Messwert der Geschwindigkeit in Kauf nimmt, wurden die y- und z-Komponenten hinsichtlich ihrer Größe analysiert.

In Bild 4.5 sind alle 3 Komponenten im Vergleich zum Betrag der resultierenden Geschwindigkeit für das Strömungsfeld nach 20 s dargestellt. Es ist zu erkennen, dass am Ständer AII und BV die y- und die z-Komponente der Geschwindigkeit eine vernachlässigbare Größe annehmen. Am Ständer D liefert die z-Komponente in Folge des dort vorhandenen starken Auftriebs einen wesentlichen Beitrag, so dass der Betrag der resultierenden Geschwindigkeit größer als die x-Komponente ist.

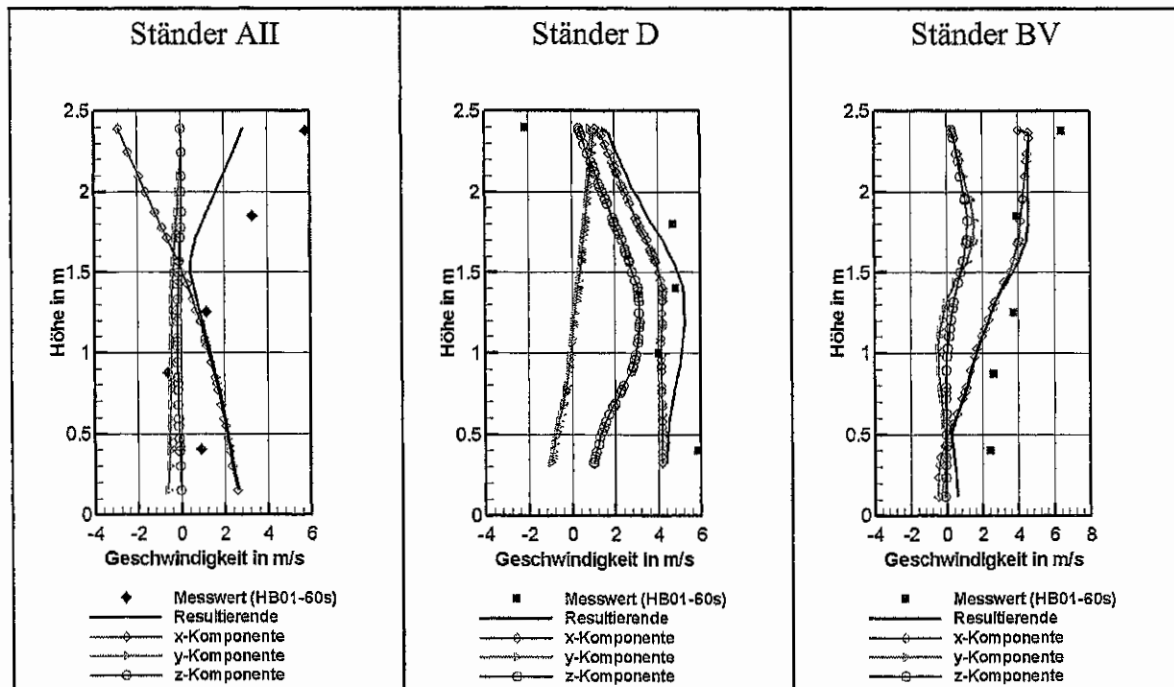


Bild 4.5: Berechnete Geschwindigkeitskomponenten sowie Resultierende an den Messständen AII, D und BV für das Strömungsfeld nach 20 s im Vergleich zum Messwert nach 60 s

Ein Vergleich des Messwertes nach 60 s mit den berechneten Geschwindigkeiten, insbesondere der resultierenden Geschwindigkeit, nach 20 s Simulationszeit zeigte für die Ständer D und BV eine mit einzelnen Ausnahmen gute Übereinstimmung.

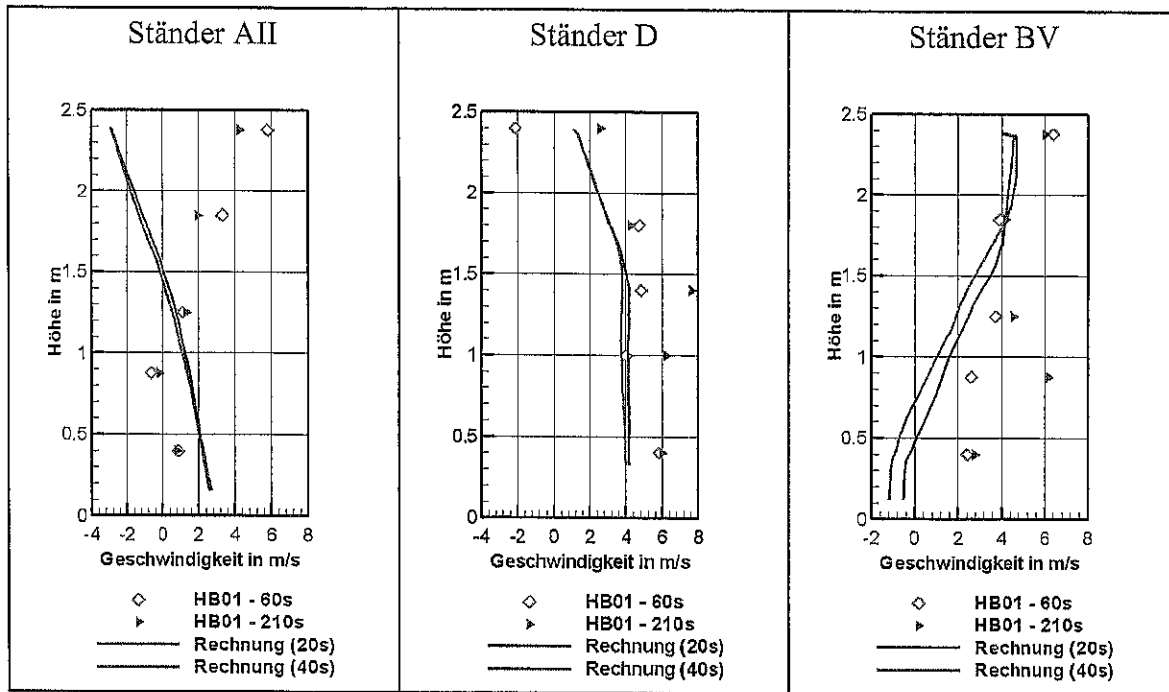


Bild 4.6: Berechnete Geschwindigkeitsprofile an den Messständen AII, D und BV nach 20 s und 40 s im Vergleich zu den Messwerten aus Versuch HB01

Der Vergleich von Messwert und Berechnungswert der x-Komponente für die Geschwindigkeiten in Bild 4.6 erfolgte für die selben Zeitpunkte wie der Temperaturvergleich. Somit sieht man bei den Simulationsergebnissen zwischen den Profilen für die Zeitschritte 200 (20 s) und 400 (40 s) kaum noch Unterschiede. Das Backlayering in der Simulation äußerte sich am Ständer AII oberhalb der Tunnelhöhe von 1,5 m mit Rückströmungsgeschwindigkeiten, die zur Decke hin auf 3 m s^{-1} anstiegen. Dagegen zeigten die Messwerte eine Strömung in Richtung der Zuluftströmung, deren Geschwindigkeit, beginnend in der Höhe von ca. 1,2 m, in Richtung Tunneldecke auf maximal 6 m s^{-1} anwuchs. Am Ständer D sind beim Vergleich von Messung und Rechnung zum Teil große Abweichungen in der Größe der Geschwindigkeit zu verzeichnen. Die Richtung der Strömung wurde in Rechnung und Messung übereinstimmend in Richtung des Abzuges ermittelt (mit Ausnahme des Messwertes nach 60 s unter der Decke) mit Maximalwerten in Mitte Tunnelhöhe und zur Decke hin abfallend. Bei den Messwerten nach 60 s und 210 s wurden an einzelnen Messstellen große Unterschiede registriert, wobei erwähnt werden muss, dass die als Funktion der Zeit erfassten Messwerte der Geschwindigkeit sehr große Schwankungen aufwiesen. Differenzen der Geschwindigkeit zu aufeinanderfolgenden Messzeiten betragen bis zu 3 m s^{-1} , wobei auch Vorzeichenwechsel zu verzeichnen waren. Am Ständer BV wurde in der Simulation eine geringe Rückströmung in Bodennähe ermittelt, die sich in der Höhe von 50 – 70 cm umkehrte und kontinuierlich zur Decke hin auf die Geschwindigkeit von

4,5 m s⁻¹ anwuchs. Die Messwerte zeigten eine starke vertikale Strömung mit zur Decke hin ansteigenden Geschwindigkeiten bis 6 m s⁻¹. Die gemessenen Werte waren größer als die berechneten, wobei die größeren Abweichungen in Bodennähe vorlagen.

Die in den Experimenten vorliegenden Strömungsverhältnisse werden von den Simulationsrechnungen nicht zufriedenstellend wiedergespiegelt. Die horizontale Strömung erwies sich im Versuch stärker als in den Berechnungen, was in den Vertikalprofilen von Geschwindigkeit und Temperatur am Ständer AII und BV deutlich wurde. In Nähe der Brandquelle ergaben die Simulationen eine stärkere Neigung der Plume als die Experimente, woraus die unterschiedliche Form des Temperaturprofils folgte. Die berechneten Maximaltemperaturen lagen mit 1450 K höher als die Messwerte von maximal 1367 K.

Die in den Simulationsrechnungen ermittelten Konzentrationsverteilungen wurden für die Brandgasbestandteile CO₂ und O₂ dargestellt. Bild 4.7 zeigt die berechneten Verteilungen in der Ebene der Gasmesssonde (5,75 m von der Quelle entfernt).

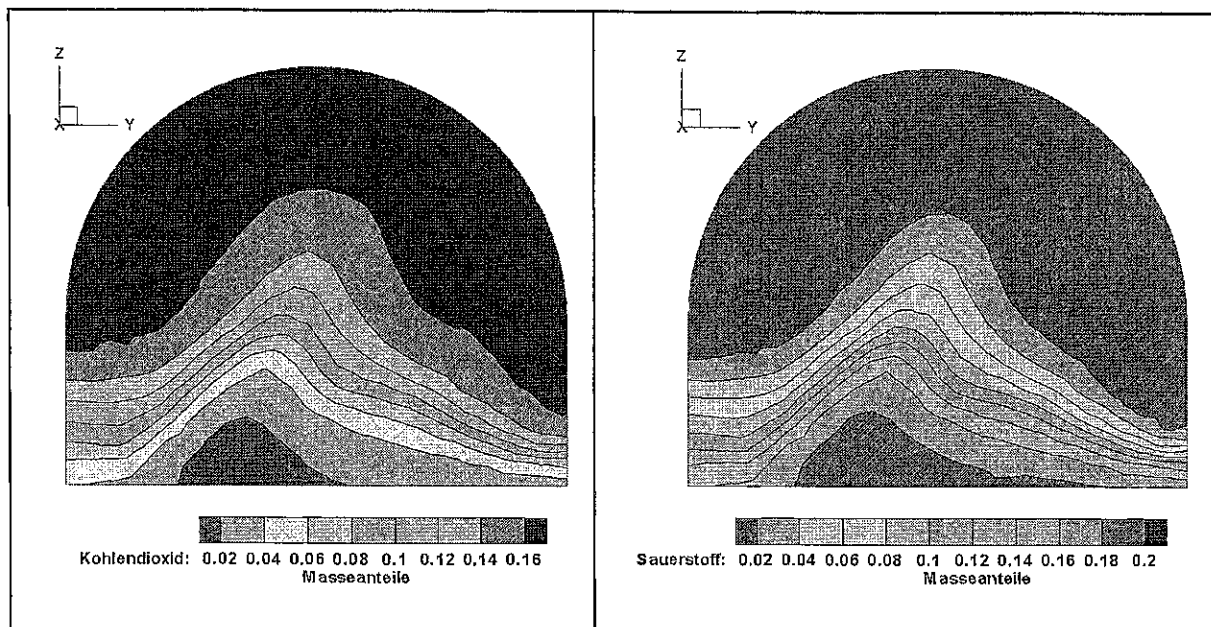


Bild 4.7: Berechnete Konzentrationsverteilungen von CO₂ und O₂ nach 20 s im Messquerschnitt der Gasmessung (5,75 m von der Quelle entfernt)

Die Berechnungsergebnisse ergaben ein ausgedehntes Gebiet, in dem maximale CO₂-Konzentrationen im Bereich von 0,16 bis 0,18 Masseanteilen und minimale O₂-Konzentrationen von weniger als 0,02 Masseanteilen vorliegen. In diesem Gebiet war auch die Gasmesssonde angeordnet, mit der im Vergleichsversuch HB01 nach 30 s, in der Phase des noch nicht voll entwickelten Brandes 6,7 Volumenprozent CO₂ und 9 Volumenprozent O₂

gemessen wurden. Nach insgesamt 90 s Branddauer lagen die Konzentrationen bei 11 Volumenprozent CO₂ und 3,8 Volumenprozent O₂. Im Versuch HB09 wurden nur bis zur Branddauer von 90 s Ergebnisse in gleicher Größenordnung erzielt (vgl. auch Bilder 3.9 bis 3.11). Mess- und Berechnungswert sind jedoch nicht direkt vergleichbar, da das vereinfachte Reaktionsmodell eine vollständige Verbrennung in die Reaktionsprodukte CO₂ und H₂O voraussetzt und bei der Messung eine Analyse des trockenen Gasgemischs aus CO, CO₂ und O₂ erfolgte. Zur Herstellung der Vergleichbarkeit wurden die gemessenen Konzentrationen aus den Versuchen auf ein nasses Gas sowie eine vollständige Verbrennung umgerechnet [Pleß 03]. Tabelle 4.1 zeigt die umgerechneten Messwerte der Gaskonzentrationen zu verschiedenen Zeiten aus den Versuchen HB01 und HB09 im Vergleich zu den berechneten Werten zur Simulationszeit von 20 s, einem Zeitpunkt zu dem der Vollbrand in den Berechnungen abgebildet wird.

Tabelle 4.1: Gaskonzentrationen in Volumenprozent für die Versuche ohne Abschottung im Stadium des Vollbrandes im Vergleich zu den Simulationsergebnissen

Versuch/ Rechnung	Zeitpunkt	Konzentrationen in Volumenprozent			
		O ₂	CO ₂	H ₂ O	N ₂
HB01	90 s	3,07	10,43	11,92	74,57
	120 s	0,41	10,73	12,26	76,6
	150 s	0	10,98	12,55	76,6
HB09	90 s	3,8	10,43	11,92	73,86
	120 s	2,14	11,28	12,89	73,69
	210 s	0	11,97	13,68	74,52
Simulation	20 s	0,38	10,92	12,61	74,58

Die Messwerte in Versuch HB01 stimmen mit den Simulationsergebnissen gut überein. Zwischen beiden Versuchen bestehen Unterschiede in den Messwerten der Gaskonzentrationen. Im Versuch HB09 wurde der Sauerstoff erst zum Ende des Brandverlaufes, nach 210 s verbraucht. Bei ansonsten gleicher Gestaltung der Versuchsablaufes, waren bei den beiden Versuchen unterschiedliche Anfangs- und Zulufttemperaturen vorhanden. Bei den Simulationen wurden die Rand- und Anfangsbedingungen aus Versuch HB01 verwendet.

4.3 Brandausbreitung bei Abschottung

Die Simulation der Brandausbreitung bei Abschottung und Zwangsbelüftung durch einen Lüfter wurde analog zu den Ausbreitungsberechnungen im freien Brandkanal vorgenommen.

4.3.1 Geometrie, Rand- und Anfangsbedingungen

Das den Berechnungen zugrundeliegende Geometriefile beinhaltet die speziellen baulichen Gegebenheiten an den Abschottungsquerschnitten. Die Abschottungsbauteile (Wand und Klappe) stellen dabei zusätzliche Ränder dar, für die Randbedingungen zu definieren sind. Sie wurden vereinfacht als adiabate Wand modelliert. Die übrigen Randbedingungen sind identisch mit den in Kapitel 4.2.1 beschriebenen für den Fall des nichtabgeschotteten Querschnitts. Im Bild 4.8 ist das Modellgebiet mit Abschottung, wie es aus dem Gittergenerator in das Berechnungsprogramm eingelesen wurde, dargestellt.

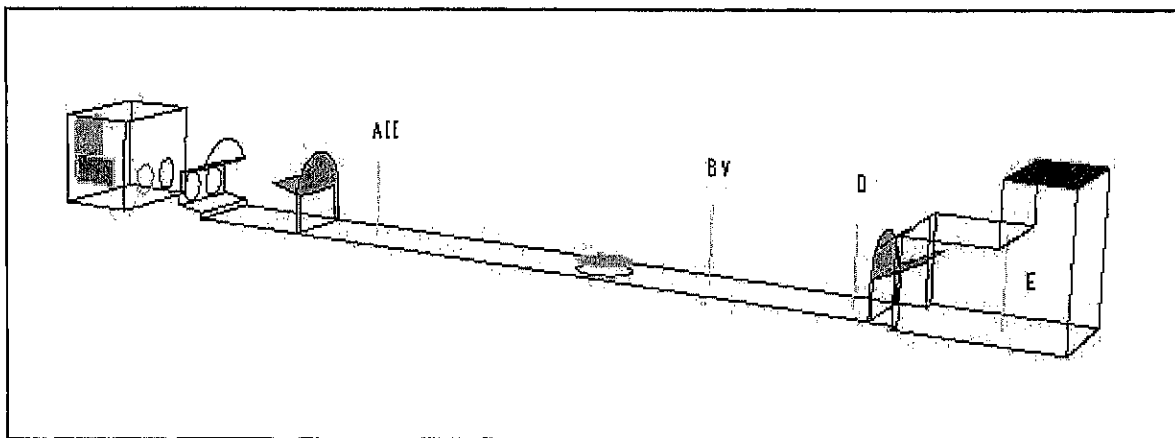


Bild 4.8: Modellgebiet für die Berechnungen mit Abschottung

4.3.2 Berechnungsergebnisse

Die instationären Berechnungen wurden analog zu den Berechnungen ohne Abschottung mit einer Zeitschrittweite von $\Delta t = 0,1$ s durchgeführt. In Bild 4.9 sind die nach 10 s, 40 s sowie nach vollständigem Schließen der Abschottung berechneten Temperaturverteilungen in einem Längsschnitt des Tunnels in Tunnelmitte dargestellt.

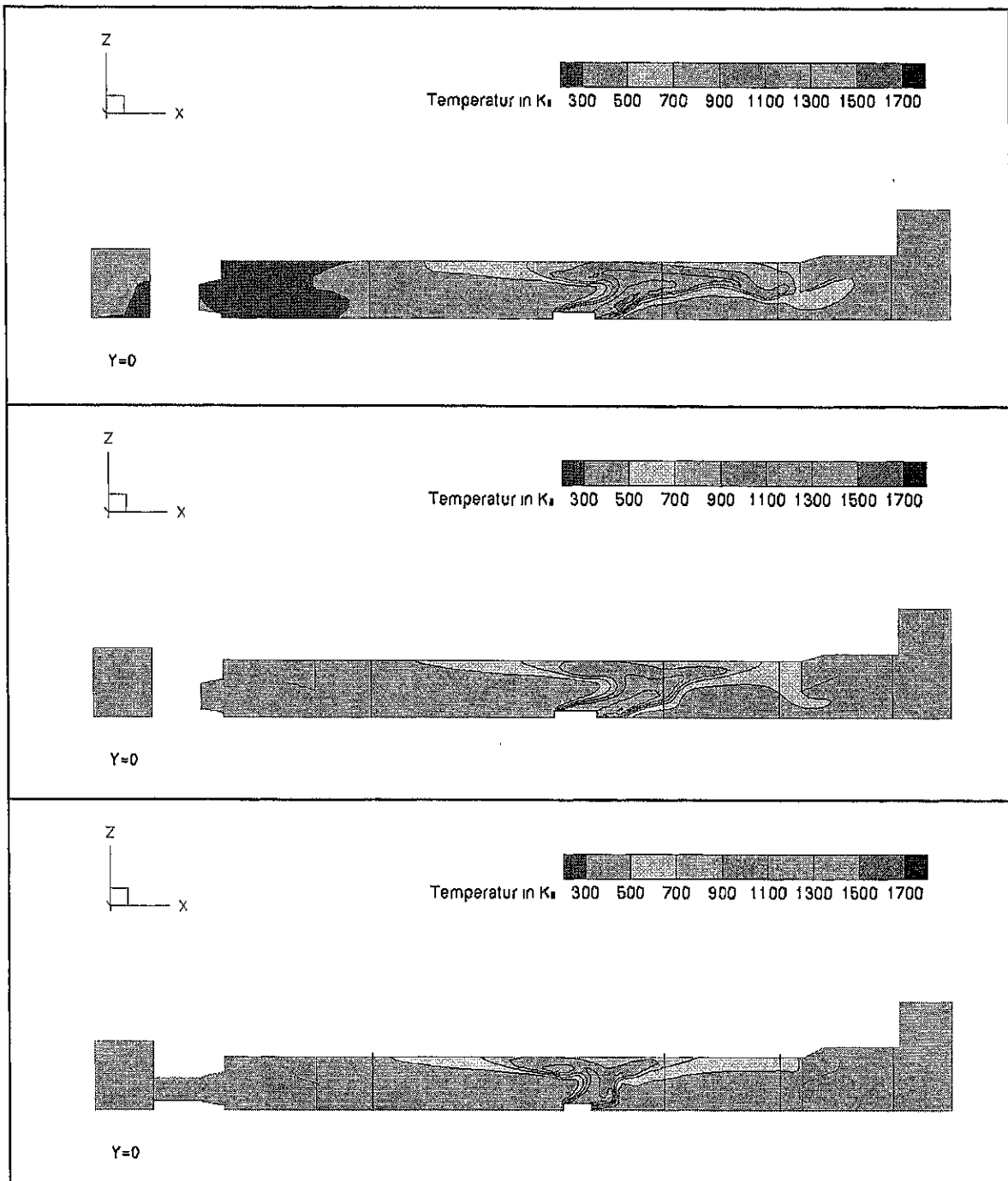


Bild 4.9: Berechnete Temperaturverteilungen in Tunnelmitte 10 s und 40 s sowie nach vollständiger Abschottung (Schnitt durch die Tunnellängsachse)

In Bild 4.10 sind die Temperaturverteilungen innerhalb des abgeschotteten Kanalabschnittes in den Querschnitten D ($x = 3,9$ m) und B ($x = 9$ m) zu einem Zeitpunkt vor und einem Zeitpunkt nach der vollständigen Abschottung dargestellt. Zum Vergleich wurden mit den beiden oberen Darstellungen in Bild 4.10 die Temperaturverteilungen eingefügt, die sich in den Berechnungen ohne Abschottung ergeben.

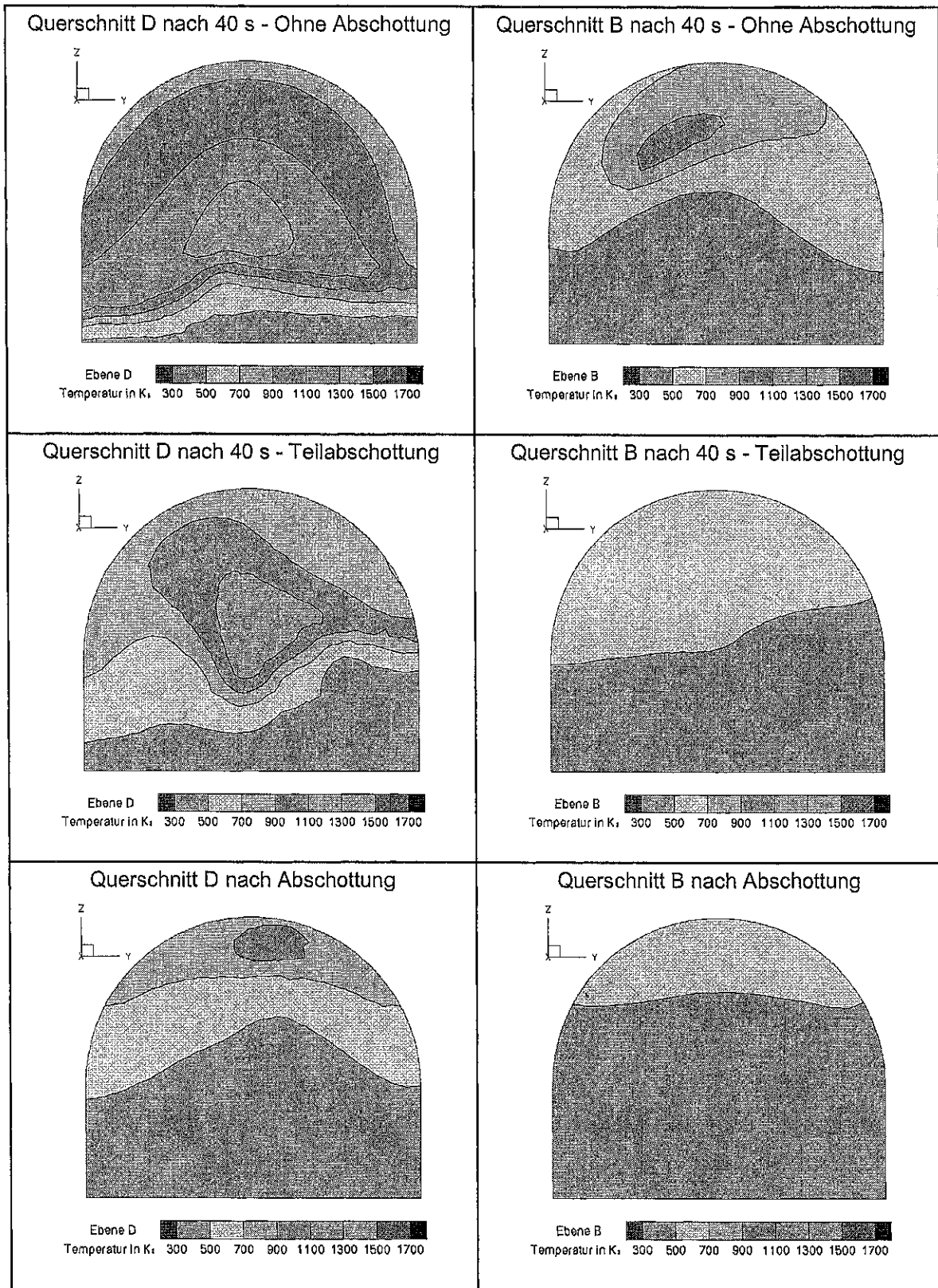


Bild 4.10: Berechnete Temperaturverteilungen in den Querschnitten D und B ohne Abschottung, mit Teilabschottung (geöffnete Klappe) und voller Abschottung

Die Wirkung der Abschottung wird im Querschnitt D, der sich nur 3,9 m von der Brandquelle entfernt befindet (3,9 m von Mitte der Wanne), sehr deutlich. Gegenüber dem nicht abgeschotteten Querschnitt waren die Maximaltemperaturen bereits bei Teilabschottung um 200 K geringer. Bei vollständiger Abschottung sank die Maximaltemperatur infolge der zum Erliegen kommenden Reaktion weiter ab. In weiterer Entfernung war die Temperaturenniedrigung nicht so stark ausgeprägt, jedoch vorhanden. Bei Teilabschottung stiegen die Maximaltemperaturen im Querschnitt B nicht über 700 K an, während im nichtabgeschotteten Fall maximale Temperaturen im Bereich von 900 bis 1100 K erreicht wurden. Bei vollständiger Abschottung betragen die Temperaturen im Querschnitt B maximal 700 K in Deckennähe, bei Teilabschottung erstreckte sich dieser Temperaturbereich bis Mitte Tunnelhöhe.

Zum Vergleich der Berechnungsergebnisse mit den experimentellen Daten wurde der Brandversuch HB08 verwendet, da in diesem Versuch eine vollständige Abschottung des Tunnelabschnittes erreicht wurde. Im Bild 4.11 sind die berechneten Temperaturprofile an den Messständen AII, D und BV im Vergleich zu den Messwerten dargestellt.

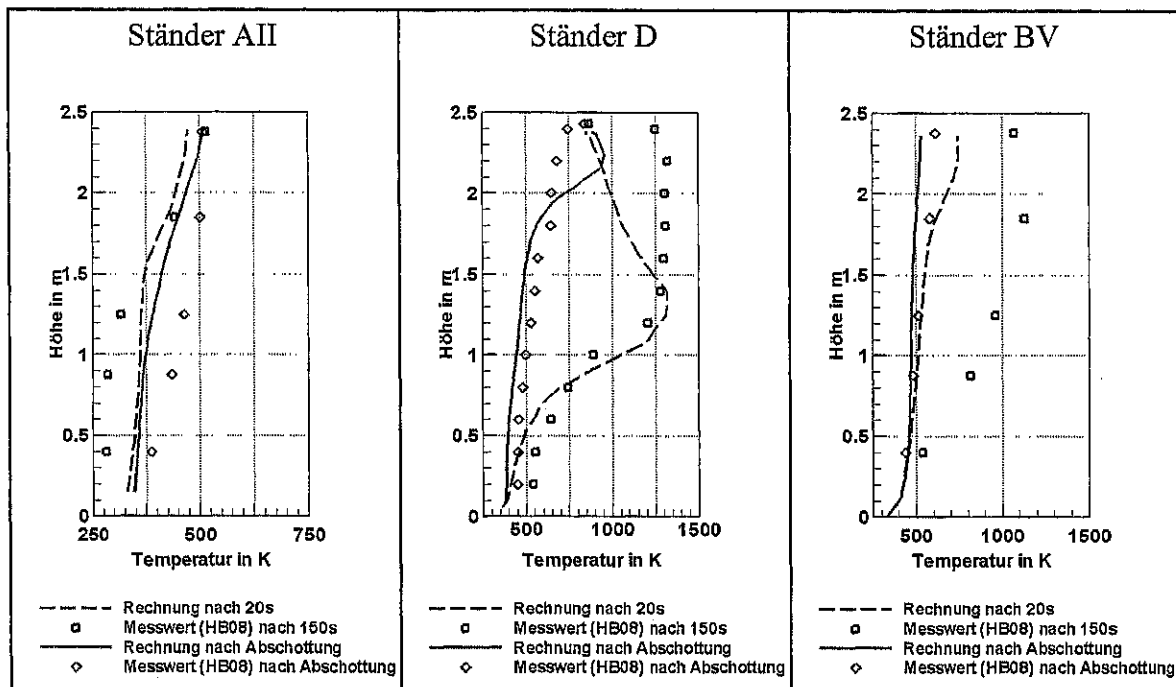


Bild 4.11: Berechnete Temperaturprofile nach 20 s an den Messständen AII, D und BV im Vergleich zu den Messwerten aus dem Versuch HB08 nach 150 s und 300 s

Es wurden zwei Messwerte zum Vergleich ausgewählt, von denen der nach 150 s die Temperatur bei nicht vollständiger Abschottung (offene Klappe) und der nach 300 s die

Temperatur zu einem Zeitpunkt nach vollständiger Abschottung des Querschnitts darstellt. In der Simulation und bei den Messwerten wurde in den Querschnitten B und D übereinstimmend nach Schließen der Abschottungsklappen ein Absinken der Temperaturen beobachtet, im Querschnitt A eine Temperaturerhöhung. Am Ständer BV lagen die berechneten Temperaturen vor Schließen der Abschottung deutlich unter den gemessenen. Am Ständer D wurden wie bereits bei den Versuchen ohne Abschottung maximale Temperaturen in mittlerer Höhe (1,5 m) registriert, wogegen die Messwerte eine ausgeprägte Schichtung an der Decke mit einer Mächtigkeit von 1,5 m zeigten.

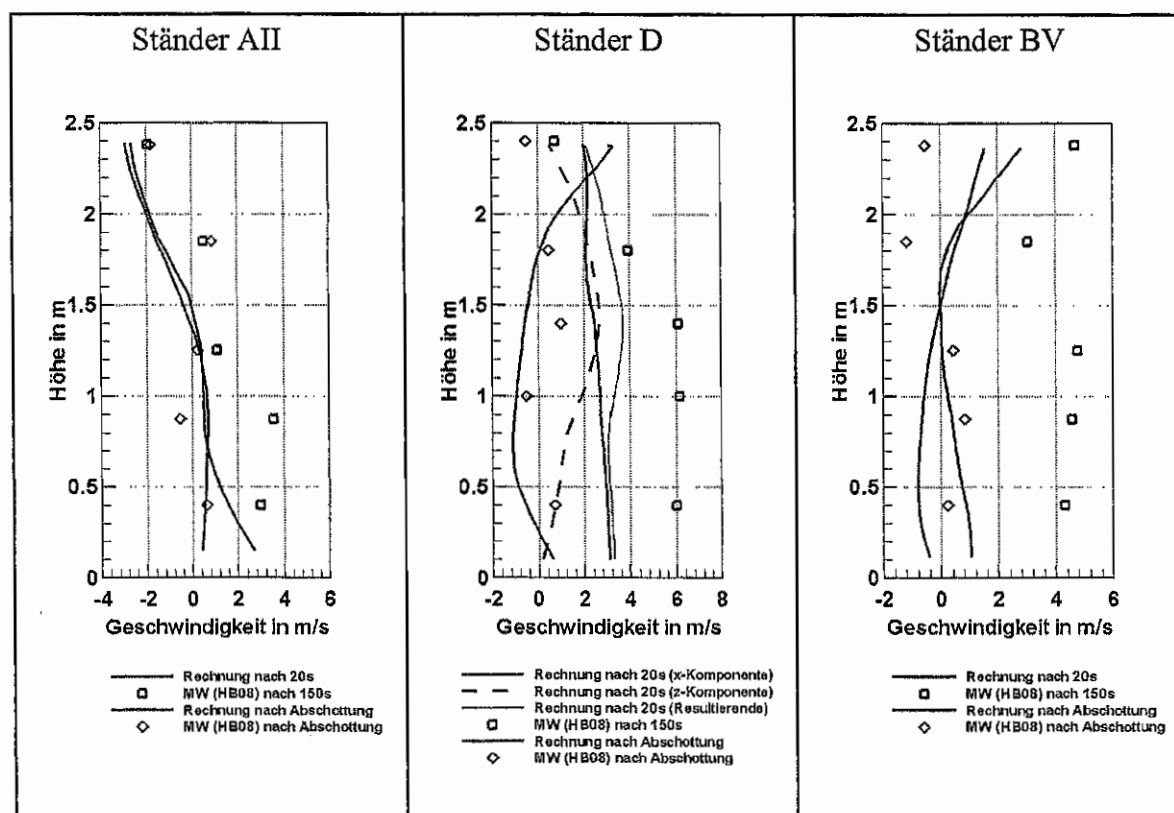


Bild 4.12: Berechnete Geschwindigkeitsprofile an den Messständen AII, D und BV nach 20 s im Vergleich zu den Messwerten aus Versuch HB08

Für die selben Zeitpunkte wurde auch der Vergleich der gemessenen und berechneten Geschwindigkeitsprofile an den Mittelständen AII, D und BV vorgenommen und im Bild 4.12 grafisch dargestellt. Wie im Falle des nichtabgeschotteten Querschnitts wurde bei den Berechnungswerten die x-Komponente der Geschwindigkeit verwendet, um die Strömungsrichtung in den Vergleich einzubeziehen. Am Ständer D wurde zusätzlich die berechnete resultierende Geschwindigkeit eingetragen, da dort die z-Komponente infolge des Auftriebs einen nicht vernachlässigbaren Anteil an der Resultierenden liefert.

Das Absinken der Geschwindigkeiten nach vollständigem Schließen der Klappen wird von Simulation und Messung gleichermaßen wiedergegeben. Am Ständer BV waren bei noch geöffneten Klappen (Teilabschottung) auch bei den Geschwindigkeiten zu große Abweichungen von Berechnungs- und Messwerten vorhanden. Am Ständer D wurden zur selben Zeit geringere Abweichungen festgestellt, jedoch liegen die Berechnungswerte um bis zu 3 m s^{-1} unter den gemessenen. Am Ständer AII wurde das Backlayering von Rechnung und Experiment gleichermaßen wiedergegeben. Die berechneten Geschwindigkeiten im Bereich der Abschottungsklappen (1,2 m hoch) sind wiederum zu gering. Insbesondere die Abweichungen von Mess- und Berechnungswert im Bereich des Bodens bis zur Höhen von 1,2 m deutet darauf hin, dass in den Simulationen der Einfluss der Seitenströmung in unzureichendem Maße berücksichtigt wurde.

4.4 Brandausbreitung bei Gegenlüftung

Ziel der Simulation der Brandausbreitung mit Gegenlüftung war es, den Einfluss einer Gegenluftströmung auf das Brandausbreitungsverhalten in einem Tunnelbauwerk zu untersuchen. Dazu wurde der in Kapitel 4.2 beschriebenen Brandausbreitung unter Zwangsbelüftung im Stadium des Vollbrandes ein Gegenluftstrom zugeschaltet.

4.4.1 Geometrie, Rand- und Anfangsbedingungen

Die spezielle Versuchsanordnung wird durch das Geometriefile wiedergegeben, das im Vergleich zum Geometriefile des nicht abgeschotteten Brandkanals nur um ein Verlängerungsrohr zur Einleitung des Gegenluftstromes erweitert wurde. Die Randbedingungen wurden analog zum Berechnungsfall in Kapitel 4.2 gewählt. Eine Ausnahme bildete der Modellgebietsrand, an dem sich Lüfter und Verlängerungsrohr befinden. Am Gegenlüfter wurde analog zum Lüfter 1 eine Druckdifferenz als Randbedingung gesetzt. Das Verlängerungsrohr selbst stellt eine adiabate Wand des Berechnungsgebietes dar.

4.4.2 Berechnungsergebnisse

Da das Berechnungsgebiet neu vernetzt wurde, mussten die instationären Berechnungen der Brandausbreitung unter Zwangsbelüftung erneut durchgeführt werden. Die Simulation des normal zwangsbelüfteten Brandes erfolgte über eine Dauer von 25 s. Mit Einsetzen des Gegenluftstromes zu diesem Zeitpunkt wurden die Randbedingungen am Gegenlüfter geändert und die Berechnungen mit gleicher Zeitschrittweite von $\Delta t = 0,1$ s weitergeführt.

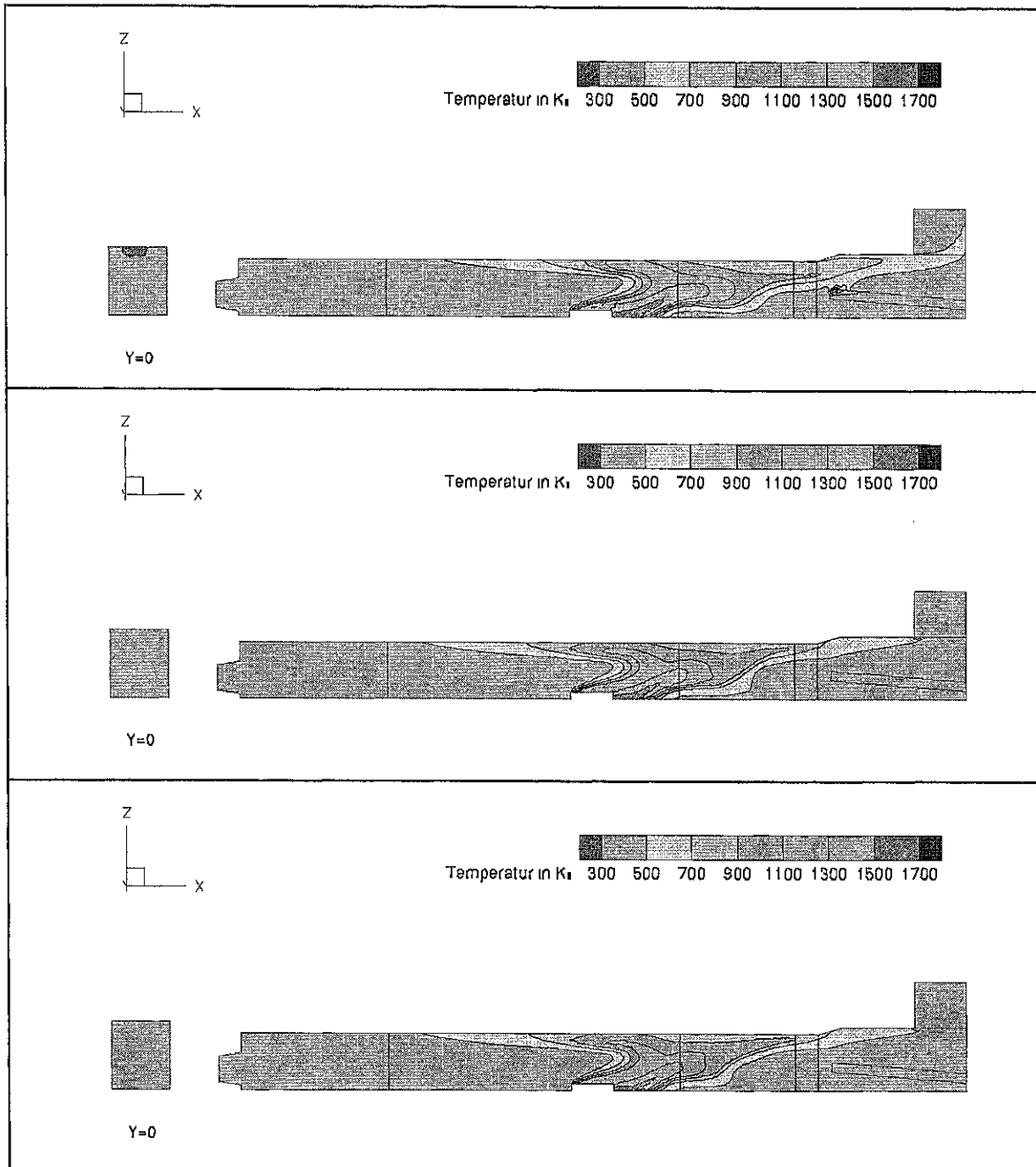


Bild 4.13: Berechnete Temperaturverteilungen nach 20 s sowie 20 s und 40 s nach Einsetzen der Gegenlüftung (Tunnellängsschnitt bei $y=0$)

In Bild 4.13 sind die nach 20 s Branddauer sowie 20 s und 40 s nach Einsetzen der Gegenlüftung berechneten Temperaturverteilungen in einem Längsschnitt des Tunnels in Tunnelmitte ($y=0$) dargestellt. Eine Darstellung der berechneten Temperaturverteilungen in den Querschnitten B und D vor und nach Einsetzen der Gegenlüftung wurde in Bild 4.14 dargestellt. In direkter Nähe der Einströmstelle des Gegenluftstromes, im Querschnitt B, lässt sich eine Temperaturverringering erkennen. In weiterer Entfernung von der Einmündung der Gegenluft ist in den Außenbereichen (Wandbereich) des Querschnittes eine geringere Temperatur vorhanden. Es zeigt sich eine Ummantelung des Kernbereiches hoher Temperatur mit vergleichsweise kühleren Brandgasen infolge der Vermischung mit Gegenluft.

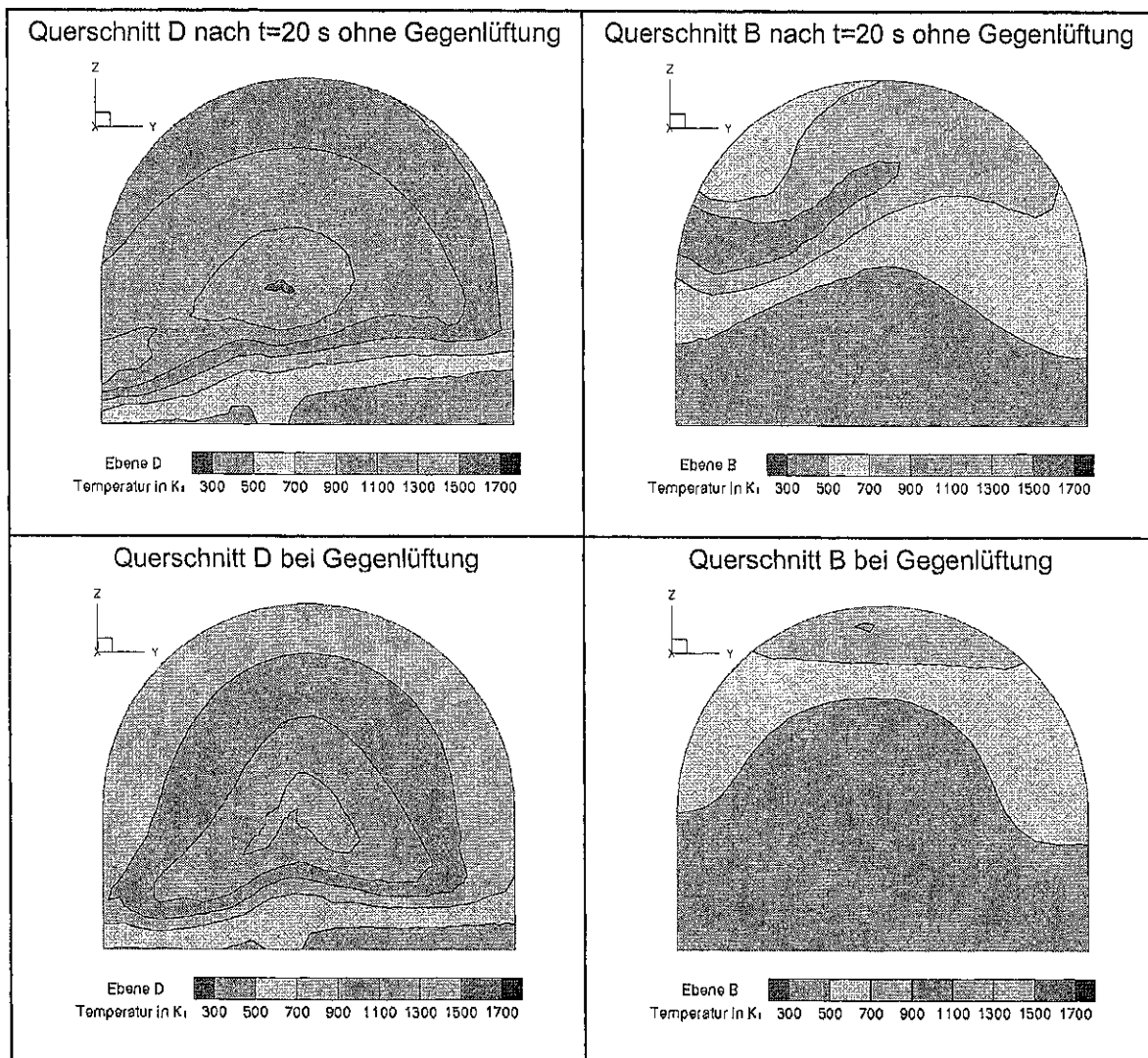


Bild 4.14: Berechnete Temperaturverteilungen in den Querschnitten D und B ohne Gegenlüftung und mit Gegenlüftung

Der Vergleich der Berechnungswerte mit den Messwerten aus dem Gegenlüftungsversuch HB03 wurde anhand der Profile für Temperatur und Geschwindigkeit an den Mittelständern AII, BV und D vorgenommen. Aus dem Gegenluftversuch HB03 wurden die Messwerte nach 120 s und 240 s zum Vergleich gewählt. Nach 120 s war ein vollentwickelter zwangsbelüfteter Brand vorhanden und zum Zeitpunkt $t = 240$ s war der Einfluss der Gegenluftströmung ausgeprägt (vgl. Temperatur-Zeit-Verläufe in Kapitel 3.3). Bei den Simulationen wurden die Profile zu drei verschiedenen Zeiten dargestellt, nach 20 s des zwangsbelüfteten Brandes ohne Gegenluft sowie nach 20 s und 40 s andauernder Gegenlüftung.

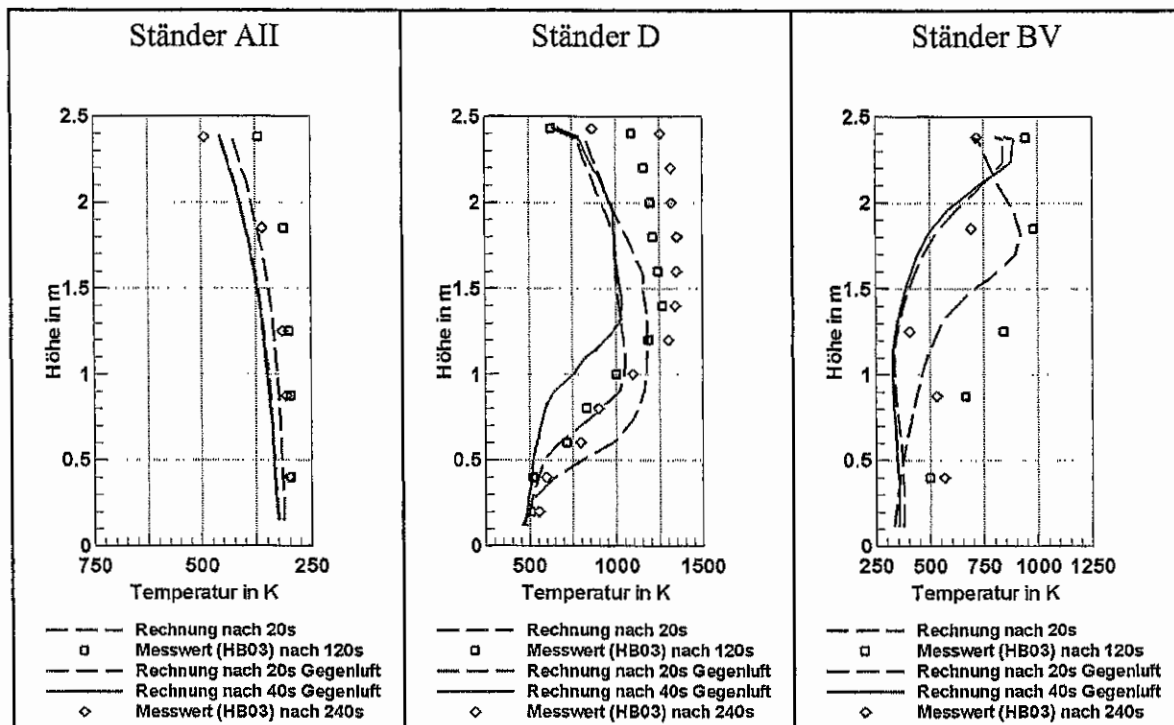


Bild 4.15: Berechnete Temperaturprofile vor und nach Gegenlüftung an den Messständen AII, D und BV im Vergleich zu den Messwerten aus Versuch HB03

Die Temperaturprofile in Bild 4.15 zeigen am Ständer AII übereinstimmend in Rechnung und Messung ein Backlayering sowie eine Temperaturerhöhung nach Einsatz der Gegenlüftung. Der Brandversuch HB03 ist insofern interessant, da er in den ersten 2 min als reiner Brand unter Zuluft ablief, aber im Vergleich zu den übrigen Zuluftbrandversuchen (HB01 und HB09) als einziger ein Backlayering aufwies. Am Ständer D wurde in den Simulationen eine Temperaturverringerung nach Einsatz der Gegenlüftung ermittelt sowie ein Aufrichten der Plume mit fortschreitender Simulationszeit. Die gemessenen Temperaturen bestätigten dies nicht. Anhand der Messwerte wurde eine Temperaturerhöhung deutlich (vgl. Abschnitt 3.3.3).

Am Ständer BV, der sich am nächsten am Gegenlüfter befand, zeigten sowohl die Simulationen als auch die Messwerte das Absinken der Temperatur infolge der Gegenlüftung. Der Höhenbereich, in dem die größten Temperaturabsenkungen erzielt wurden, entspricht dem Ort, an dem der Gegenluftstrom eingebracht wurde.

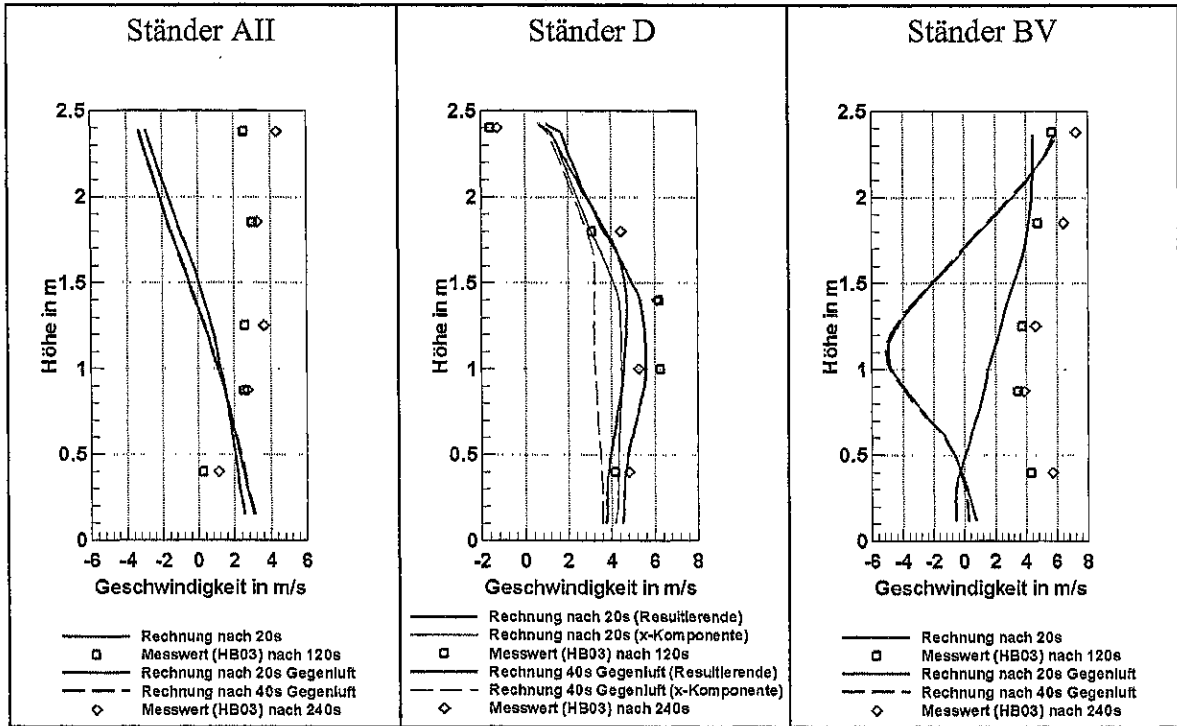


Bild 4.16: Berechnete Geschwindigkeitsprofile vor und nach Gegenlüftung an den Messständen AII, D und BV im Vergleich zu den Messwerten aus Versuch HB03

Der Vergleich der Geschwindigkeitsprofile erfolgt in Bild 4.16. Die in den Simulationsrechnungen ermittelten Geschwindigkeitsprofile spiegeln eine ausgeprägte Gegenströmung am Ständer BV wider. In größerer Entfernung (6,5 m) vom Gegenlüfter, am Ständer D, wurde nur noch ein geringer Einfluss der Gegenströmung in den Berechnungen ermittelt. Dagegen war anhand der Messwerte eine Beeinflussung des Strömungsfeldes kaum erkennbar. Die berechneten Geschwindigkeitsverteilungen am Ständer AII sind charakteristisch für ein Backlayering. Die Messwerte der Geschwindigkeit belegten das nicht. Dabei stehen die gemessenen Geschwindigkeiten im Widerspruch zu den Temperaturmessungen, so dass ein Fehler bei der Erfassung der Richtung der Geschwindigkeiten nicht ausgeschlossen werden kann.

In den Brandsimulationsrechnungen mit Gegenluftströmung wurde gezeigt, dass sich durch Gegenlüftung eine Abkühlung des Abgasstromes erzielen lässt, die das Aufheizen der Umfassungswände vermindert. Diese Simulationsrechnungen konnten durch die Messwerte

nicht bestätigt werden. Einer der Gründe dafür ist, dass die gewählten Randbedingungen für die Gegenluftströmung nicht mit den Versuchsparametern übereinstimmten. Die Ergebnisse weisen darauf hin, dass eine zu starke Gegenströmung als Randbedingung gewählt wurde.

5 ZUSAMMENFASSUNG

Tunnelanlagen sind technische Systeme. Brände in Tunnelanlagen besitzen ihre eigene, Dynamik. Der Brandverlauf gestaltet sich nach vorhandener Luftzuführung, Brandlast und den Umweltbedingungen. Energiefreisetzungsraten bei Einzelkraftfahrzeugbränden sind nach heutigem Erkenntnisstand bis ca. 10 MW zu erwarten. Schienenfahrzeuge erreichen eine Energiefreisetzungsraten bis maximal 45 MW, Schwerlastkraftfahrzeugbrände zwischen 100 und 200 MW. Abschätzungen der letzten Tunnelbrandkatastrophen zeigen, dass Energiefreisetzungsraten zwischen 300 und 400 MW zu erwarten sind. In der Regel sind die heutigen Tunnelanlagen bautechnisch nicht für diese Größenordnung ausgelegt. Bei diesen Bränden werden Temperaturen weit über 1300 K erreicht. Im ungünstigsten Fall ist nach 10 min mit der Vollbrandphase zu rechnen. In Abhängigkeit vom auftretenden Backlayering sind Abplatzungen zu erwarten, die zur Gefährdung von Einsatzkräften führen können. In der Nähe der Brände werden hohe Gesamtwärmestromdichten ermittelt, die die Testbedingungen, unter denen die Feuerwehreinsatzkleidung geprüft wird, überschreiten. Es existieren unzureichende Erkenntnisse über den Zusammenhang von physischer Leistungsfähigkeit der Feuerwehrleute und den physikalischen Belastungsparametern beim Tunnelbrand. Hier ist zukünftig Forschung notwendig.

Einfache Abschätzungen der zur Löschung notwendigen Wasservolumenströme zeigen, dass für PKW ca. 200 l min^{-1} und für Schwerlastkraftfahrzeuge bis zu max. 6500 l min^{-1} benötigt werden. Diese Abschätzungen basieren auf Erkenntnissen, die bei offenen Brände gewonnen wurden. Auch hier besteht dringender Forschungsbedarf. Bisherige Praxiserkenntnisse zeigen, dass Tunnelbrände in der Entstehungsphase unter Einsatz eines C-Rohres [Wolschendorf 02] beherrscht werden. Es existieren keine Aussagen bis zu welcher Größenordnung Tunnelbrände überhaupt löschar sind.

Es besteht die Möglichkeit, den Brandverlauf durch Lösch- bzw. Brandunterdrückungsanlagen zu beeinflussen und in der Entstehungsphase zu halten. Auch durch Belüftungs- und Abschottungsmaßnahmen ist eine Beeinflussung möglich. Die Belüftungsmaßnahmen können die Angriffswege der Feuerwehr weitestgehend rauch- und wärmefrei halten. Sie müssen durch ingenieur-technische Methoden in das vorhandene Lüftungsregime eingepasst werden. Ein Brand stellt einen zusätzlichen strömungsmechanischen Widerstand dar. Ein Backlayering muss vermieden werden. Es ist zu beachten dass die Abbrandgeschwindigkeiten

durch Lüftungstechnische Maßnahmen gesteigert werden können. Sowohl die Planung der Brandbekämpfung als auch das Zusammenspiel zwischen Druckbelüftung und der Wirkung von Brandunterdrückungsanlagen machen es erforderlich, ingenieurmäßige Methoden bei der Feuerwehr zur Anwendung zu bringen und sie in das Sicherheitskonzept einer Tunnelanlage einzupassen. Auch hier besteht Forschungsbedarf.

In den Versuchen wurde festgestellt, dass durch Seitenlüftung die Abbrandgeschwindigkeit um den Faktor von 1,6 bis 1,8 gesteigert wird. Bei Erhöhung des Volumenstroms durch einen zweiten Lüfter wurde die Abbrandgeschwindigkeit nicht weiter gesteigert. Die gemessenen Werte lassen eine Verringerung der Abbrandgeschwindigkeit vermuten. Maximale Wärmestromdichten von $160 - 180 \text{ kW m}^{-2}$ wurden auf der dem Lüfter abgewandten Seite gemessen. Auf der Lüfterseite betragen die Werte 5 kW m^{-2} . Die Maximaltemperaturen betragen 1367 K .

Durch vollständige Abschottung konnte in den Versuchen ein Verlöschen des Brandes erzielt werden. Die Gesamtwärmestromdichten sanken dementsprechend auf vernachlässigbare Werte. Die Gasmessungen zeigten direkt nach der Abschottung vor Verlöschen des Brandes eine kurzfristige Intensivierung der Verbrennung. 5 min nach Schließen der Abschottungsklappen wurden nur noch Maximaltemperaturen von 420 K gemessen. Die beidseitige Abschottung des Bereiches um den Brandherd ermöglicht durch die schnell absinkenden Temperaturen, die Standfestigkeit des Bauwerkes zu erhalten.

Gegenlüftung wurde als strömungstechnische Abschottungsmaßnahme angesehen. Die Abbrandgeschwindigkeit des Gegenluftversuches stieg in geringerem Maße an als in den Versuchen ohne Gegenlüftung zu verzeichnen war. Das gleiche Verhalten war bei der Gesamtwärmestromdichte vorhanden. Da bereits in der Anfangsphase die Versuche ohne Gegenlüftung keine Übereinstimmung mit den Gegenluftversuchen aufwiesen, ist eine weitere experimentelle Bestätigung notwendig. In Brandnähe wurden an den Messständen höhere Temperaturen gemessen.

Der Einsatz von Hydroschilden ist eine taktische Möglichkeit der Feuerwehr, Schutzvorhänge durch Wasserschleier zu bilden. In einem Orientierungsversuch wurde die Wirkung eines modifizierten Hydroschildes auf den Verlauf eines Brandes im Tunnel untersucht. Im Versuch wurde mit Beginn des Hydroschildeinsatzes eine geringfügig verminderte Abbrandgeschwindigkeit festgestellt sowie eine deutliche Verringerung der Gesamtwärmestromdichte.

Die Sauerstoffmessungen deuten darauf hin, dass mit dem Einsatz des Hydroschildes Sauerstoff in den Abgasstrom eingebracht wurde, der in der Verbrennung nicht umgesetzt wurde. In der Nähe des Hydroschildes konnten Temperaturverringerungen der heißen Brandgase um ca. 200 Grad nachgewiesen werden. Geht man davon aus, dass das Hydroschild nicht optimal an die Tunnelgeometrie angepasst war, so könnte der Einsatz eines optimierten Hydroschildes eine sinnvolle Maßnahme zum Schutz der Feuerwehrleute sein. Dies muss in weiteren Forschungsarbeiten bestätigt werden.

Es wurden Simulationsrechnungen mit FLUENT durchgeführt und mit Versuchsergebnissen verglichen. Bei den Simulationen des zwangsbelüfteten Brandes ohne Abschottung wurde ebenso wie im Teil 1 auf der Lüfterseite ein Backlayering vorhergesagt, was sich messtechnisch nicht bestätigte. Die Profilformen der Temperaturen wurde ebenfalls nicht übereinstimmend berechnet. Die größten Abweichungen wurden am Ständer B festgestellt. Die Geschwindigkeitsprofile an den Mittelständern der Ebenen B und D zeigten eine gute Übereinstimmung mit den Messwerten, während infolge des durch die Simulationen vorhergesagten Backlayerings eine größere Abweichung in Ebene A zu verzeichnen war, so dass die Strömungsverhältnisse am Ständer A ungenügend wiedergegeben wurden. Die gemessenen Gaskonzentrationen in der Vollbrandphase werden von der Simulationsrechnungen gut widerspiegelt.

In den Simulationen zu den Abschottungsversuchen konnte das in den Experimenten festgestellte Absinken der Temperaturen nach Schließen der Klappen an den Ständern B und D sowie das Steigen am Ständer A wiedergegeben werden. Größere Abweichungen in der Profilform gab es an den Ständern D und B vor der Abschottung. Die Geschwindigkeiten konnten durch die Simulationen nicht übereinstimmend mit den Messwerten erfasst werden.

In den Gegenluftsimulationen wurde die messtechnisch erfasste Verstärkung des Backlayering in Ständer A bei übereinstimmender Profilform wiedergegeben. Am Ständer B wurde übereinstimmend mit dem Experiment eine Abkühlung infolge der Gegenluft ermittelt. Die Profilformen weisen Abweichungen im Deckenbereich vor der Gegenlüftung auf. Am Ständer D werden im Gegensatz zu den Experimenten Abkühlungen berechnet. Die Geschwindigkeitsverteilungen wurden an den Ständern A und B unzureichend vorhergesagt. Am Ständer D war eine gute Übereinstimmung zu verzeichnen.

Es ist festzustellen, dass die Simulationsrechnungen bei natürlicher Belüftung wesentlich besser mit den Experimenten übereinstimmen. Bei zwangsbelüfteten Bränden sind weitere Verbesserungen in der Modellierung erforderlich.

Schlussfolgerungen:

- Tunnelbrände in der Entstehungsphase sind wahrscheinlich löschar. Es sind keine Grenzen bekannt, bis zu welcher Größe z. B. der Energiefreisetzungsrate, die Brände löschar sind.
- Bei Erreichen der Vollbrandphase ist zumindest bei Tunnelbrandkatastrophen mit erheblichen Schwierigkeiten in der Tunnelbrandbekämpfung zu rechnen. Diese Brände müssen auf die Entstehungsphase begrenzt werden. Das macht ein ingenieur-technisches Gesamtkonzept des Einsatzes von Lüftungs- und Brandunterdrückungsmaßnahmen notwendig.
- Durch Anwendung ingenieur-technischer Methoden bei der Brandbekämpfung sind für die jeweilige Tunnelanlage Konzepte zu erarbeiten, die sich in dieses Gesamtkonzept eingliedern. Darin sind die Gefährdungen und Einsatzgrenzen für die Feuerwehr zu beachten.
- Es besteht dringender Forschungsbedarf auf folgenden Gebieten:
 - ◆ Bestimmung der erforderlichen Volumenströme an Löschmittel zur Löschung von Tunnelbränden,
 - ◆ Ermittlung der Grenzen der Löscharkeit von Tunnelbränden,
 - ◆ Entwicklung ingenieur-technischer Methoden bei der Brandbekämpfung der Feuerwehr in Tunneln,
 - ◆ Untersuchung des Hydroschildeinsatzes zur Brandbeeinflussung und dem Schutz der Einsatzkräfte bei der Tunnelbrandbekämpfung,

- ◆ Überprüfung der Einsatzgrenzen der Schutzkleidung der Feuerwehr bei der Tunnelbrandbekämpfung,
- ◆ Feststellung des Zusammenhanges zwischen physischer Leistungsfähigkeit der Feuerwehrleute und den physikalisch-chemischen Belastungsparametern bei Tunnelbränden,
- ◆ Untersuchung zu den Grenzen der physischen Belastbarkeit der Einsatzkräfte beim Tunnelbrand,
- ◆ Modellentwicklung zur Verbesserung der Vorhersage von Brandverläufen in Tunneln mit Zwangsbelüftung.

LITERATUR

[Abduragimov et al. 79]

Abduragimov, I., M.; Andronov, A., S., Rinkov, 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

[AFAC 01]

Australien Fires Authorities Council: Fire Safty Guidelines for Road Tunnels. Victoria, 2001

[Almbauer et al. 04]

Almbauer, R.A.; Sturm, P., J., Bacher, M., Pretterhofer, G.: Simulation of Ventilation and Smoke Movement, Proceedings of the International Conference Tunnel Safety and Ventilation- New Developments in Tunnel Safety, Graz University of Technology, Graz, 2004, pp. 32-38

[Barber et al. 94]

Barber, Ch.; Gardiner, A.; Law, M.: Structural Fire Design of the Øresund Tunnel, Proceedings of the International Conference on Fires in Tunnels, SP Report 1994:54, Borås, 1994, pp. 295-316

[Beard et al. 03]

Beard, A. N., Carvel, R. O., Jowitt, P.W.: Factors affecting Tunnel Fire Size, J. Applied Fire Science, Vol. 11(1) 41-52, 2002-2003

[Bergqvist 04]

Bergqvist, A.: What can the Fire Brigade do about Catastrophic Tunnel Fires? Proceedings of the International Symposium on Catastrophic Tunnel Fires, 20-21 November 2003, Borås, SP Report 2004:05, pp.161-175

[Both and Haack 04]

Both, K.; Haack, A.: Present-Day Design Fire Scenarios and Comparison with Test Results and Real Fires: Structures and Equipment, Proceedings of The First International Symposium Safe & Reliable Tunnels, Praque, 2004, pp.73-86

[Boström 04]

Spalling of Tunnel Structure Linings-New Swedish results, Proceedings of the International Symposium on Catastrophic Tunnel Fires, 20-21 November 2003, Borås, SP Report 2004:05, pp .69-79

[Brandverhütung und Feuersicherheit 02]

Brandverhütung und Feuersicherheit, 1(2002), S. 18-19

[Carvel et al. 01]

Carvel, R., O.; Beard, A., N.; Jowitt, P., W.; Drysdale, D.,D.: Variation of heat release rate with forced longitudinal ventilation for Vehicle fires in tunnels, Fire Safety Journal, 36(2001), pp. 569-596

[Carvel et al. 04]

Carvel, R., O.; Beard, A., N.; Jowitt, P., W.; Drysdale, D.,D.: The Influence of the Tunnel Geometry and Ventilation on the Heat Release of a Fire, Fire Technology, 40(2004), pp.5-26

[Cooper 95]

Cooper, L. Y.: The Interaction of an Isolated Sprinkler Spray and a Two-layer Compartment Fire Environment. Int. J. Heat Mass Transfer, 38(1995)4, pp.679-690

[DARTS]

<http://www.dartsproject.net/>

[Davis 00]

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

[Finteis et al. 02]

Finteis, Th.; Oehler, J.-C.; Genzwürker, H.; Hinkelbein, J.; Demple, C.-E.; Becker, H.; Ellinger, K.: Stressbelastung von Atemschutzgeräteträgern bei der Einsatzsimulation im Feuerwehr-Übungshaus Bruchsal der Feuerweherschule Baden-Württemberg, Mannheim, 2002

[FIT]

<http://www.etnfit.net/>

[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

[Grabski et al. 99]

Grabski, R.; Pleß, G.; Thon, W., Mummert, P.: Druckbelüftung im Hamburger Elbtunnel mit dem Turbolöcher, vfdb-Zeitschrift für Forschung, Technik und Management im Brandschutz 48 (1999) 4, S. 151-158

[Grabski et al. 02]

Grabski, R., Kutz, M., Ihme, U.: Simulation zur Brandunterdrückung mit Wasserdampf (LOEWE II), Simulation zum Löschen mit Wasserdampf in Einsatzsituationen – Teil 2: Realsimulation, Institutsbericht Nr. 412, Institut der Feuerwehr Sachsen-Anhalt, Heyrothsberge, 2002

[Grant and Drysdale 97]

Grant, G.B.; Drysdale, D.: Estimating Heat Release Rates from Large-scale Tunnel Fires, Proceedings of the Fifth International Symposium on Fire Science, 1997, Melbourne, pp. 1213-1224

[Heins and Kordina 90]

Heins, Th.; Kordina, K.: Untersuchung der Brand- und Rauchentwicklung in unterirdischen Verkehrsanlagen – Katastrophenschutz in Verkehrstunneln. Abschlussbericht des Forschungsvorhabens Az. BI7-810787-14 des Bundesministeriums für Raumordnung, Bauwesen und Städtebau, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Carolo-Wilhelmina, Braunschweig, 1990

[HuPF 99]

Herstellungs- und Prüfungsbeschreibung für eine universelle Feuerwehrschutzkleidung, 1999

[INGASON et al. 94]

Ingason, H.; Gustavson, H.; Dahlberg, M.: Heat Release Rate Measurements in Tunnel Fires, SP Report 1994:08, Borås

[INGASON 94]

Ingason, H.: Small Scale Test of a Road Tanker Fire, Proceedings of the International Conference on Fires in Tunnels, SP Report 1994:54, Borås, 1994, pp. 238-248

[INGASON 95]

Ingason, H.: Effects of Ventilation on Heat Release Rate of Pool Fires in a Model Tunnel Report 1995:5, Borås

[INGASON 01]

Ingason, H.: An Overview of Vehicle Fires in Tunnels. Int. Conf. on Tunnel Fires and Escape from Tunnels, Madrid, 2001 pp.425-434

[INGASON et al. 01]

Ingason, H.; Bergqvist, A.; Frantzich, H.; Hasselrot, K.; Lundström, S.: Planning Manual Fire Fighting and Rescue in Tunnels. Proceedings 4th International Conference on Safety in Road and Rail tunnels, Madrid 2-6 April 2001, p. 595-604

[Ingason and Fahlberg 02a]

Ingason, H.; Fahlberg, R.: Positive Pressure Ventilation in a Single Medium-Sized Premises, Fire Technology. 38(2002), pp.213-230

[Ingason and Romanov 02b]

Ingason, H.; Romanov, L.: Use of Mobile Fans in Tunnels. SP Swedish National Testing and Research Institute, Fire Technology, SP Report 2002:06, 2002, Borås

[INGASON 04a]

Ingason, H.: Fire development in catastrophic fires. Proceedings of the International Symposium on Catastrophic Tunnel Fires, 20-21 November 2003, Borås, SP Report 2004:05, pp. 31-48

[Ingason 04b]

Ingason, H: Private Kommunikation, 2004

[Kendal]

<http://www.eskom.co.za/about/providingelectricity/powerstations/kendalpowerstationcontent.html>

[Khoury and Majorana 04]

Khoury, G., A.; Majorana C.: European Action on Fire Safety in Tunnels, World Tunneling, 4/2/04, p.18

[Kohl et al. 03]

Kohl, K.-J., Kutz, M., Seliger, U., Starke, H., Wienecke, F.: Die Wirkung von mobilen Abschottungs- und Belüftungsmaßnahmen bei der Rettung und Brandbekämpfung bei Tunnelbränden – Teil 1, Forschungsbericht Nr. 131 AGF, Heyrothsberge, Mai 2003

[Lee et al. 79]

Lee, C., K.; Chaiken, R., F.; Singer, J., S.: Interaction between Duct Fires and Ventilation Flow: An Experimental Study, Combustion Science and Technology 20 (1979), pp. 59-72

[Lemaire 04]

Lemaire, T.: Runehamar Tunnel Fire Tests: Radiation, Fire Spread and Back Layering. Proceedings of the International Symposium on Catastrophic Tunnel Fires, 20-21 November 2003, Borås, pp. 105-115

[Lode und Dettmar 56]

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

[Lönnermark and INGASON 04]

Lönnermark, A.; Ingason, H.: Large Scale Fire Tests in the Runehamar tunnel - Gas temperature and radiation. Proceedings of the International Symposium on Catastrophic Tunnel Fires, 20-21 November 2003, Borås, SP Report 2004:05 pp. 93-103

[Mashimo 02]

Mashimo, H.: 28th ITA General Assembly and World Tunnel Congress (AITES-ITA DOWNUNDER 2002), 2002.3

[NIST]

<http://fire.nist.gov/fire/fires/fires.html>

[Opstad 03]

Opstad, K.: Fire Hazards in Tunnels and Underground Installations, International Symposium on the Fusion Technology of Geosystem Engineering, Rock Engineering and Geophysical Exploration, Seoul, Nov. 18-19, 2003

[Opstad 97]

Opstad, K., : Fire Emergency Ventilation Capacity for Road Tunnels with Considerable Slope. 9th International Symposium on Aerodynamics and Ventilation of Vehicle Tunnels, Italy 1997

[OPSTAD and WIGHUS 04]

Opstad, K.; Wighus, R.: Fire Suppression Systems for Road Tunnels. Proceedings of the International Symposium on Catastrophic Tunnel Fires, 20-21 November 2003, Borås, SP Report 2004:05, pp. 213-221

[Persson 90]

Persson, H: SP Rapport 1990:36, Borås, 1990, zitiert in [Lönnermark and INGASON 04]

[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

[Pleiß et al. 85]

Pleiß, G.; Kohl, K.-J.: „Löschintensität, ihre Bedeutung und Berechnung“ und „Neue Berechnungsgrundlagen für das Wasserlöschverfahren“ Unser Brandschutz (1985) 11, S. 3-8, Berlin, 1985

[Pleiß 03]

Pleiß, G.: Umrechnung gemessener Gaskonzentrationen, Arbeitshinweise (unveröffentlicht), 2003

[Pucher 00]

Pucher, K.: Die Belüftung eines Tunnels im Brandfall. Straßenforschung; Brand im Tunnel, Wien, 2000, S. 62-75

[Rigter 02]

Rigter, B.,P.: Konzept für automatische Löschsysteme im Tunneleinsatz, Auslegung und Erfahrungen. Fachgespräch Tunnelsicherheit 04.07.2002, Essen, 2002

[Royer and Nelson 65]

Royer, K., Nelson, F.W.: Water for Fire Fighting- Rate of Flow Formula, IOWA State University Bulletin 18, Ames, 1965

[Särdqvist 00]

Särdqvist, St.: Demand for Extinguishing Media in Manual Fire Fighting, PhD Thesis, Lund, 2000

[Schneider 03]

Schneider, U: Brandstatistiken und Simulationen von Bränden in U-Bahnen. Vortrag Technische Akademie Esslingen, 2003

[SINTEF 04]

Sintef Press Release October 2004, www.sintef.no

[Steinert 94]

Steinert,C.: Proceedings of the International Conference on Fires in Tunnels, SP Report 1994:54, Borås,1994, pp.123-146

[Steinert 95]

Steinert, C.: Rechnerische Brandsimulation auf der Grundlage der Norwegenversuche Proceedings Brandschutz in Verkehrstunneln, Internationale Konferenz mit Ausstellung, 1995, Dresden

[Steinert 96]

Steinert, C.: Messung und Simulation von Fahrzeugbränden in Tunneln. Dissertation, TU Carolo-Wilhelmina, Braunschweig, 1996

[Steinert 00]

Steinert, C.: Experimentelle Untersuchungen zum Abbrand und Feuerübersprungsverhalten von Personenkraftwagen. vfdb-Zeitschrift, (2000)4, S.163-172

[Tuomisaari 97]

Tuomisaari, M.: Smoke Ventilation in Operational Fire Fighting. VTT Publications 326, Kivimichentico, 1997

[UPTUN]

<http://www.uptun.net/index.asp>

[vds/vfdb 99]

vds/vfdb: Wirksamer Brandschutz in Tunneln, vds 5456, 199-07-01

[Walters et al. 00]

Walters, R., N.; Hackett, S. M.; Lyon, R.E.: Heats of Combustion of High Temperature Polymers, Fire and Materials, 24 (2000), pp. 245-252

[Wolschendorf 02]

Wolschendorf, Heinz: Erfahrungen bei der Brandbekämpfung im Elbtunnel Hamburg, Fachgespräch Tunnelsicherheit, 04.07.2002, Essen

[Zerberli 02]

Zerberli, W.: Ventilation versus Löschanlagen. Dokumentation des CTIF Kongresses 2002 „Sind Tunnel sicher genug?“, Regensdorf, 2002

[Zhao and Kruppa 04]

Zhao, B.; Kruppa, J.: Structural Behavior of an open car park under real fire scenarios, Fire and Materials, 28 (2004), pp. 269-268