

2700-0313

INSTITUT FÜR BAUSTOFFE, MASSIVBAU UND BRANDSCHUTZ

AMTLICHE MATERIALPRÜFANSTALT FÜR DAS BAUWESEN

IBMB

TU BRAUNSCHWEIG

**SIMULATIONSMODELL ZUR SICHERHEITSTECHNISCHEN
BEURTEILUNG DER RAUCHAUSBREITUNG
BEI BRÄNDEN IN AUSGEDEHNTEN RÄUMEN**

von
Thomas Heins

Heft 92 · BRAUNSCHWEIG · 1991

ISBN 3-89288-066-2
ISSN 0178-5796

F. R. + T. d. (Inst. Baustoffe mole. - Fallstudie)

699.81

K
BA
N
601
(92)



Diese Arbeit ist die vom Fachbereich für Bauingenieur- und Vermessungswesen der Technischen Universität Braunschweig genehmigte Dissertation des Verfassers

Eingereicht am: 5.10.1990

Mündliche Prüfung am: 5.4.1991

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. K. Kordina
Prof. Dr.-Ing. D. Hossler
Prof. Dr.-Ing. J. Buxmann

Vorwort

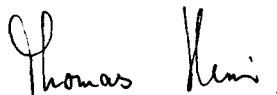
Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig. Die finanzielle Förderung der Arbeit erfolgte dankenswerterweise vom Bundesminister für Raumordnung, Bauwesen und Städtebau in Bonn.

Mein besonderer Dank gilt dem langjährigen, geschäftsführenden Leiter des Instituts Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. K. Kordina für die großzügig gewährte Unterstützung. Den Herren Prof. Dr.-Ing. D. Hosser und Prof. Dr.-Ing. J. Buxmann danke ich für das Interesse an meiner Arbeit und die Übernahme der Korreferate.

Für die stete Diskussionsbereitschaft und die wertvollen Hinweise danke ich Herrn Dr.-Ing. R. Dobbernack. Herrn B. Müller ist für die umfangreichen Programmierarbeiten zu danken. Das gilt auch für alle Mitarbeiter der Brandschutzabteilung für die kollegiale und freundliche Zusammenarbeit.

Mein Dank gilt nicht zuletzt meiner Familie, die mich mit Geduld und Verständnis unterstützte. Meine Eltern legten durch ihre Erziehung und Förderung meiner Ausbildung den Grundstein für diese Arbeit.

Braunschweig, im April 1991

Handwritten signature of Thomas Kemi in cursive script.

Inhaltsverzeichnis	I
---------------------------	----------

Formelverzeichnis	IV
--------------------------	-----------

1	Einleitung.....	1
1.1	Allgemeines.....	1
1.2	Problemstellung und Ziel der Arbeit.....	2
2	Stand der Kenntnisse.....	5
2.1	Das Feldmodell.....	6
2.2	Das Zonenmodell.....	7
3	Das Modell.....	13
3.1	Allgemeine Beschreibung des Problems.....	13
3.2	Der Brandherd.....	16
3.2.1	Die Abbrandrate.....	16
3.2.2	Die Energiefreisetzungsrate.....	17
3.3	Der Plume.....	20
3.3.1	Plume-Modelle für den natürlichen Brand.....	20
3.3.2	Bestimmung der Brandleistung aus der Pyrolyserate und dem in den Plume eingemischten Sauerstoff.....	28
3.4	Die Heißgas- und Kaltgasschicht.....	30
3.4.1	Die Bilanzierung der Heißgasschicht.....	31
3.4.2	Die Bilanzierung der Kaltgasschicht.....	33
3.5	Die Umfassungsbauteile.....	35
3.6	Die Ventilationsöffnungen.....	37
3.6.1	Gasströmungen durch vertikale Ventilationsöffnungen.....	38
3.6.2	Gasströmungen durch horizontale Ventilationsöffnungen.....	46
3.6.2.1	Rauch- und Wärmeabzug durch Dachöffnungen.....	46
3.6.2.2	Abzug der Brandgase über einen Abluftschacht.....	48

3.6.3	Rauch- und Wärmeabzug durch maschinelle Absaugung.....	52
3.6.4	Bestimmung der Drücke in den Räumen aus den Massenbilanzen....	52
3.7	Transport zwischen Heiß- und Kaltgasschicht.....	54
3.7.1	Vermischungen bei geschichteten Strömungen.....	55
3.7.2	Mischprozesse bei lokalen Änderungen der Gasschichthöhen.....	58
3.7.3	Strömungen durch Auftriebskräfte an den Wänden.....	60
3.8	Wärmeübertragung durch Konvektion und Strahlung.....	62
3.8.1	Der konvektive Energietransport in die Umfassungsbauteile....	62
3.8.2	Der Energietransport durch Strahlung.....	64
3.9	Die Entstehung und Ausbreitung toxischer und sichtbehindernder Brandgase.....	69
3.9.1	Bestimmung der Gaskonzentration in den Verbrennungsgasen.....	69
3.9.2	Berechnung der Rauchbildung.....	74
3.9.3	Verteilung der Gaskomponenten und des Rauches in den Gasschichten.....	76
3.10	Programmablauf.....	79
4	Vergleich von Simulationsrechnungen mit Messungen aus Brandversuchen.....	81
4.1	Versuchsbeschreibung.....	82
4.2	Nachrechnung der Tunnelbrandversuche.....	83
5	Anwendung des Modells.....	92
5.1	Grenzwerte für eine erfolgreiche Flucht im Brandfall.....	92
5.2	Anwendung des Modells auf Tunnelbrände.....	96
5.2.1	Vorgaben für die Simulation der Rauchausbreitung im Straßentunnel.....	96
5.2.2	Darstellung und Diskussion der Ergebnisse.....	97
5.3	Anwendung des Simulationsprogrammes auf Industriehallen.....	103
5.3.1	Anmerkungen zur DIN 18 232.....	103
5.3.2	Vorgabe für die Brandsimulation.....	104
5.3.3	Darstellung der Ergebnisse.....	107
5.3.4	Vergleich der Modellrechnung mit der DIN 18 232 Teil 2.....	111
5.3.5	Schlußfolgerungen aus der Parameterstudie.....	114

III

6	Zusammenfassung und Ausblick.....	115
7	Anhang.....	118
8	Literaturliste.....	133

Formelverzeichnis

Große lateinische Buchstaben:

<u>Symbol</u>	<u>Bedeutung</u>	<u>Dimension</u>
A	Fläche	m ²
A _R	Rauchabschnittsfläche	m ²
A _T	Teilfläche des Rauchabschnittes	m ²
B	Breite	m
D _h	hydraulischer Durchmesser	m
D _L	Diffusionskoeffizient für Luft	m ² /s
E	Energie	kJ
\dot{E}	Brandleistung	kW
Gr	Grashof-Zahl	-
H	Höhe	m
H _u	unterer Heizwert	kJ/kg
\dot{H}	Enthalpiestrom	kW
J(λ)	Intensität (Licht)	cd/m ²
K	Abkühlzahl	-
K	Gleichgewichtskonstante	-
L	Länge	m
M	Masse	kg
\dot{M}	Massenstrom	kg/s
M	Molekulargewicht	kg/kmol
Pr	Prandtl-Zahl	-
\dot{Q}	Wärmestrom	kW
\dot{R}	Pyrolyserate	kg/s
Re	Reynolds-Zahl	-
Ri	Richardson-Zahl	-
T	Temperatur	K
U _{Br}	Umfang des Brandherdes	m
V	Volumen	m ³
V	molares Volumen	m ³ /kmol
\dot{V}_{Lu}	Förderleistung der Lüftungsanlage	m ³ /s
X _k	Bildungsraten der Gaskomponente k	kg/kg
X _R	spez. Rauchpotential des Brandgutes	m ² /kg

Kleine lateinische Buchstaben:

<u>Symbol</u>	<u>Bedeutung</u>	<u>Dimension</u>
\bar{a}	Absorptionskonstante	-
a	Temperaturleitzahl	m ² /s
c	Konstante	-
c	spez. Wärmekapazität	kJ/kgK
c _p	spez. Wärmekapazität bei konst. Druck	kJ/kgK
c _s	Strahlungskoeff. des schwarzen Strahlers	kW/m ² K ⁴
e	Entrainmentkoeff. bei Schichtenströmung	-
\dot{e}	flächenspez. Wärmestrom (Strahlung)	kW/m ²
f	Entrainmentkoeffizient (Plume)	-
f _k	stöchiometrische Koeffizienten	-
f _s	Strahlungsanteil der Verbrennungswärme	-
g	Erdbeschleunigung	m/s ²
h	variable Höhe	m
k	Wärmedurchgangskoeffizient	kW/m ² K
l	variable Länge	m
m	Mol.-Anteil im Brennstoff (Wasserstoff)	-
\dot{m}	spez. Massenstrom	kg/sm
n	Mol.-Anteil im Brennstoff (Kohlenstoff)	-
o	Mol.-Anteil im Brennstoff (Sauerstoff)	-
p	Druck	pa
p _k	Partialdruck der Gaskomponente k	pa
\dot{q}	flächenspez. Wärmestrom	kW/m ²
r	Strahlungsabstand	m
\dot{r}	flächenspez. Pyrolyserate	kg/m ² h
s	Sichtweite	m
s _{g1}	gleichwertige Schichtdicke	m
s _L	stöchiometrischer Luftbedarf	kg/kg
s _{O2}	stöchiometrischer Sauerstoffbedarf	kg/kg
t	Zeitvariable	s
v	Strömungsgeschwindigkeit	m/s
v _k	Volumenkonzentration der Gaskomponente k	%
x	Längenkoordinate	m
x _k	Massenkonzentration der Gaskomponente k	-
x _R	Massenrauchdichte	m ² /kg
z	Höhenkoordinate	m

Griechische Buchstaben:

<u>Symbol</u>	<u>Bedeutung</u>	<u>Dimension</u>
$\bar{\alpha}$	Absorptionskoeffizient	-
α	Wärmeübergangskoeffizient	$\text{kW/m}^2\text{K}$
β	Strahlungswinkel	-
Δ	Differenz	-
δ	Wandstärke	m
$\delta(x)$	Dicke der Mischungsschicht als Fkt. (x)	m
ε	Emissionskoeffizient	-
ζ	Widerstandsbeiwert	-
η	dynamische Viskosität	kg/ms
θ	Übertemperatur ($T - T_0$)	K
ϑ	Temperatur	$^{\circ}\text{C}$
λ	Wärmeleitfähigkeit	kW/mK
μ	Iterationsgrenzwert	kg/s
ξ	Beiwert des Strömungswiderstandes	-
ρ	Gasdichte	kg/m^3
σ	Extinktionskoeffizient	m^{-1}
ϕ	Kontraktionszahl	-
φ	Ventilationszahl	-
$\varphi_{i \rightarrow j}$	Absorptionszahl (Strahlung)	-

Indizes:

<u>Symbol</u>	<u>Bedeutung</u>
O	Bezugsgröße (Umgebungszustand)
A	den Rauchabzugskanal betreffend
B	den Boden betreffend
CO	das Kohlenmonoxid betreffend
CO ₂	das Kohlendioxid betreffend
D ²	die Decke, Deckenöffnung betreffend
F	die Flamme betreffend
G	die Heißgasschicht betreffend
GG	Austausch zwischen Heißgasschichten
GL	Austausch von der Heiß- in die Kaltgasschicht
H ₂	den Wasserstoff betreffend
H ₂ O	den Wasserdampf betreffend
K ²	Konvektion
L	die (Luft-) Kaltgasschicht betreffend
LG	Austausch von der Kalt- in die Heißgasschicht
LL	Austausch zwischen Kaltgasschichten
N	die neutrale Ebene betreffend
O ₂	den Sauerstoff betreffend
P ²	den Plume betreffend
S	Strahlung
V	der vertikalen Ventilationsöffnung zugeordnet
Verl.	den Strömungsverlust betreffend
aus	austretend
auß.	außen
br	brennend
e	eingemischt (Plume)
ein	eintretend
h	charakt. Länge (Schichthöhe)
i, j, k, l	Zählindizes
ij	Austausch von Raum i nach Raum j
in.	innen
ji	Austausch von Raum j nach Raum i
krit	kritisch
lam	laminar
max	maximal
n	in Normalenrichtung
res	resultierend
sch	schwelend
turb	turbulent
u	auf das Bodenniveau bezogen
z	zwangsventiliert
'	Teilstrom aus Heißgasschicht

1 Einleitung

1.1 Allgemeines

Die Schaffung eines umfangreichen Regelwerkes zum Baulichen Brandschutz hat in der Vergangenheit zu einem deutlichen Rückgang des Brandrisikos geführt. Ausnahmen bilden einige Sonderbauwerke wie unterirdische Verkehrsanlagen und große Lagerhallen, in denen in den letzten Jahren verstärkt Großbrände aufgetreten sind /64,66/. Ursächlich dafür sind die zunehmende Verkehrsführung in langen Tunnelstrecken und der Bau immer größerer Industriebauten, wo steigende Brandlasten in Form von Fabrikations- und Lagergütern die Brandgefahr erhöhen.

Brände in diesen Bauwerken sind nicht nur durch ein erhebliches Ausmaß an Sachschäden gekennzeichnet, sondern sie stellen auch eine große Gefährdung der betroffenen Personen dar. Die langen Fluchtwege und der behinderte Rauchabzug besonders in den unterirdischen Verkehrsanlagen wirken sich nachteilig auf die Rettungsmöglichkeiten aus.

Daher richtet sich die Entwicklung des Katastrophenschutzes u.a. auf die Gestaltung von Fluchtwegen und auf die Beeinflussung der Rauchausbreitung durch verschiedene Lüftungskonzepte und Brandschutzeinrichtungen wie Rauch- und Wärmeabzüge.

Unterstützt wird die sicherheitstechnische Beurteilung von Gebäuden heute zunehmend durch sogenannte Wärmebilanzrechnungen, mit denen das komplexe Wechselspiel der verschiedenen Brandphänomene beschreibbar ist. Ihre Durchführung erfolgt in leistungsfähigen Simulationsprogrammen, die neben der thermischen Belastung von Konstruktionselementen auch die Verteilung der Rauchgase im Brandgebäude zeitabhängig beschreiben können. Dadurch besteht z. B. im Rahmen von Gutachten die Möglichkeit, Sicherheitskonzepte bereits in der Planungsphase eines Bauvorhabens den gegebenen Verhältnissen angemessen und damit wirtschaftlich zu erarbeiten.

Wegen der Vielfalt der Gebäudearten und -nutzung sowie der unterschiedlichen Anforderungen an die Simulationsprogramme bleibt ihre Anwendung auf einige Problemfälle begrenzt. Die Beschreibung der Brandphänomene in der Nähe des Feuers stand bislang im Vordergrund.

Bedarf für weitere Untersuchungen besteht in der modellmäßigen Darstellung der Rauchausbreitung in größerer Entfernung zum Brand, um die Chancen einer erfolgreichen Flucht und die Einsatzmöglichkeiten der Lösch- und Rettungsmannschaften beurteilen zu können. Unter diesen Aspekten sind besonders die in Kopfhöhe herrschenden Zustände, die von den Bestandteilen toxischer und sichtbehindernder Brandprodukte in der Luft gekennzeichnet sind, interessant. Das gilt auch für die Wirkung unterschiedlicher Lüftungssysteme sowie von Rauchabzügen und -schürzen auf die Ausbreitung der Rauchgase im Brandgebäude.

1.2 Problemstellung und Ziel der Arbeit

Untersuchungen der Rauchausbreitung in ausgedehnten Raumgeometrien erfolgten bisher fast ausschließlich experimentell in stillgelegten Tunnelanlagen /52,62/. Unterschiedliche Aspekte des natürlichen Brandes wie das Abbrandverhalten, die thermische Beanspruchung der Bauteile und die Wirkung verschiedener Lüftungssysteme auf das Brandgeschehen wurden untersucht.

Dabei zeigte sich, daß eine einheitliche Darstellung der Ergebnisse bis heute nicht möglich ist, da das Phänomen "Brand" durch zu viele Parameter beeinflusst wird. Eine systematische Auswertung der Versuchsdaten kann durch mathematisch-physikalische Modelle erleichtert werden, zumal die hohen Kosten realistischer Brandversuche und die aus ökologischen Gründen aus Teilen der Bevölkerung angebrachte Kritik den Umfang der Versuchsprogramme beschränken.

In den letzten Jahren entstanden eine Reihe interessanter Brandmodelle, in die die vorhandenen experimentellen Ergebnisse eingebracht wurden. Sie unterscheiden sich in der Darstellung des Brandablaufes, der Erfassung des Energie- und Massentransportes im Gebäude und den getroffenen Vereinfachungen und Vernachlässigungen.

International haben sich in der Brandmodellierung die sogenannten Feld- und Zonenmodelle durchgesetzt. Die in den Feldmodellen praktizierte Beschreibung der Rauchausbreitung durch Lösung der Navier-Stokesschen Gleichungen verlangt jedoch einen außerordentlich hohen rechentechnischen

Aufwand, so daß ausführliche Parameterstudien, wie sie in der Brandforschung notwendig sind, aus Zeit- und Kostengründen kaum durchführbar sind.

Vorteile bieten hier die Zonenmodelle. Durch die Aufteilung des betrachteten Raumes in größere Zonen wie die Heißgasschicht, die untere Luftschicht, den Brandherd und Plume werden wesentlich geringere Rechenzeiten erreicht als dies bei Feldmodellen möglich ist. Bei modularer Programmstruktur sind die Zonenmodelle an nahezu beliebige Raumkonfigurationen anpaßbar.

Problematisch ist jedoch die Anwendung dieses Modelltyps auf die Beschreibung der Rauchausbreitung in großen Räumen, da in den Gasschichten eines Raumes homogene Zustände bezüglich Schichtdicke, -temperatur und -zusammensetzung vorausgesetzt werden. Trifft diese Vereinfachung noch für kleine Räume zu, so kann für Verkehrstunnel oder große Industriehallen die Homogenität in den Luft- und Gasschichten nicht mehr unterstellt werden. Der Energieaustausch mit den Umfassungsbauteilen und der Stofftransport zwischen ab- und zuströmenden Gasen führen in Strömungsrichtung zu nicht vernachlässigbaren Änderungen der Temperaturen, Gaskonzentrationen und Sichtverhältnisse.

Um eine Brandsituation unter dem Aspekt günstiger Fluchtverhältnisse bewerten zu können, muß die Kontamination der Luft mit toxischen und die Sicht behindernden Brandprodukten bekannt sein. Dafür ist die Beschreibung der Transportphänomene zwischen der oberen Heißgas- und der unteren Luftschicht nötig.

Fast alle Zonenmodelle beschränken sich auf die Einmischung von Luft in die über dem Brandherd aufsteigenden Verbrennungsgase und den Eintrag von Brandgasen in die Luftschicht bei der Strömung durch Türen und Fenster. Das heißt, daß von einer scharfen Abgrenzung zwischen beiden Schichten ausgegangen wird. Diese Bedingung dürfte aber bei der Strömung geschichteter Gase mit unterschiedlicher Geschwindigkeit nicht erfüllt sein.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Entwicklung eines Zonenmodells, das auch auf Tunnel und Industriehallen anwendbar ist. Zu diesem Zweck ist eine Segmentierung des betrachteten "Großraumes" in kleinere Einheiten notwendig, für die weiterhin homogene Zustände in den Heißgas- und Luft-

schichten vorausgesetzt werden können. So lassen sich unter Berücksichtigung des Energie- und Massenaustausches zwischen den Segmenten diese Gebäude wie eine Mehrraumordnung behandeln.

Durch die Segmentierung und die Aufnahme weiterer Austauschvorgänge zwischen den Gasschichten in die Bilanzierung sind die für die Beschreibung der Flucht- und Rettungsmöglichkeiten charakteristischen Zustandsgrößen zu bestimmen. Auf diese Weise kann auch das lokale Ansprechverhalten von automatisch gesteuerten, sicherheitstechnischen Einrichtungen wie z.B. von Rauch- und Wärmeabzügen simuliert werden.

Ein Vergleich von Rechenwerten mit experimentell ermittelten Meßdaten soll zeigen, inwieweit das entwickelte Modell den realen Vorgängen folgen kann. Ferner sollen Anwendungsmöglichkeiten für die praktische Untersuchung der Rauchausbreitung in Tunnelanlagen und Industriehallen aufgezeigt werden.

2 Stand der Kenntnisse

Bis zur Entwicklung leistungsfähiger, elektronischer Rechenanlagen stützten sich die Erkenntnisse zur Brandentwicklung und -ausbreitung überwiegend auf experimentelle Arbeiten und Erfahrungen aus realen Bränden. Theoretische Untersuchungen beschränkten sich auf einzelne Phänomene wie z.B. das Aufsteigen heißer Gase in einem Plume /81/.

Die ersten grundlegenden Arbeiten in Richtung auf ein Brandmodell wurden von KAWAGOE /61/ durchgeführt. Basierend auf einer Vielzahl von Holzkripfenbränden stellte der Autor bei vollentwickeltem Brand eine lineare Abhängigkeit der Abbrandrate von dem Ventilationsfaktor $A_V \sqrt{H_V}$ fest. Dabei gibt die Größe A_V die Fläche der Ventilationsöffnungen und H_V ihre Höhe an. Obwohl diese Beziehung für große Räume nicht uneingeschränkt anwendbar ist, kommt ihr doch eine historische Bedeutung zu.

Die mathematische Formulierung der für die Brandsimulation bedeutsamen physikalischen Prozesse, für die die Thermodynamik und Strömungsmechanik die wesentlichen Gesetzmäßigkeiten bereitstellen, führt auf umfangreiche Gleichungssysteme, die nur noch numerisch auf leistungsfähigen Rechenanlagen behandelt werden können.

Die Verknüpfung der mathematischen Beziehungen kann zu grundsätzlich verschiedenen Modelltypen führen, die als Feld- und Zonenmodelle bezeichnet werden /14/. HAKSEVER /41/ gibt im Rahmen des Sonderforschungsbereiches 148 an der Technischen Universität Braunschweig einen Überblick der interessantesten Rechenmodelle zur Simulation von Bränden in Ein- und Mehrraumkonfigurationen.

2.1 Das Feldmodell

Grundsätzlich erscheint die mathematische Beschreibung von Strömungsvorgängen in komplexen Raumgeometrien unter wissenschaftlichen Aspekten mit einem Feldmodell am reizvollsten zu sein. Durch Aufteilung des Raumvolumens in eine Vielzahl kleinerer Einheiten lassen sich die Felder für die Gastemperaturen, die Strömungsgeschwindigkeiten und Konzentrationen der Gaskomponenten darstellen. Dieses Problem wird mathematisch mit den folgenden Gleichungen behandelt:

1. Navier-Stokesschen Bewegungsgleichung
2. Energiegleichung
3. Kontinuitätsgleichung

Zu diesem Gleichungssystem treten noch eine Reihe von Grenzbedingungen. In ihnen sind die Randwerte der Temperatur und Geschwindigkeit an den Systemgrenzen festgelegt.

Die Lösung der Bewegungsgleichungen ist bis heute selbst für isotherme, laminare Strömungen nur für einige Sonderfälle gelungen, von denen SCHLICHTING einige Beispiele aufzeigt /94/. Noch problematischer ist ihre Anwendung für turbulente Strömungen. Hier muß unter Anwendung geeigneter Modelle die Viskosität des Fluids durch die "scheinbare Zähigkeit" ersetzt werden /67/. Schwierigkeiten bereitet auch die im Brandnahbereich auftretende Wärmestrahlung. Nachteilig ist ferner der bereits erwähnte sehr hohe Rechenzeitbedarf.

Vorteile verspricht dieser Modelltyp insbesondere für große Brandräume wie z.B. für Industriehallen. Ein Beispiel ist das von COX und MARKATOS /15/ sowie MARKATOS und PERICLEOUS /73/ verwendete Modell JASMINE. Ein Vergleich von Rechendaten mit Meßergebnissen aus Brandversuchen im Zwenberg-Tunnel /68/ ergab eine gute Übereinstimmung im brandfernen Bereich. Im Brandnahbereich dagegen traten größere Abweichungen zu den Messungen auf.

Um eine Verbreitung des Feldmodells in der Praxis zu erreichen, versuchen HÖNIG und KLAUS /50/ durch semi-analytische Lösungsansätze die Rechenzeit zu verkürzen. Eine weitere Beschleunigung der Bearbeitung wollen die

Autoren durch eine zweidimensionale Betrachtung, wie sie auch in dem Modell "MOSIE 2" (for Movement of Smoke in Enclosures - 2-dimensional) /72/ praktiziert wird, erzielen.

2.2 Das Zonenmodell

Der gegenüber den Feldmodellen geringere Bedarf an Rechnerkapazitäten und die größere Anwenderfreundlichkeit hat zur Entwicklung einer Vielzahl von Zonenmodellen geführt, die in der Lage sind, die thermischen und strömungstechnischen Phänomene des Brandes zu beschreiben. Da diese Modellart aber in größerem Umfang auf empirische Ansätze angewiesen ist als die Feldmodelle, ist ihre Anwendung an bestimmte Voraussetzungen geknüpft und nur für eine eingeschränkte Zahl von Problemfällen geeignet.

Grundsätzlich wird bei einem Zonenmodell der betrachtete Brandraum in mehrere Zonen unterteilt, für die die Energie- und Massenbilanzen durchgeführt werden. Je nachdem, ob das im Raum befindliche Gasvolumen in eine obere heiße Gas- und eine untere kühlere Luftschicht unterteilt wird oder das gesamte Volumen als gut durchmischt mit homogener Temperaturverteilung angenommen wird, wird nach Zwei-Schicht- und Ein-Schichtmodellen unterschieden (Bild 1).

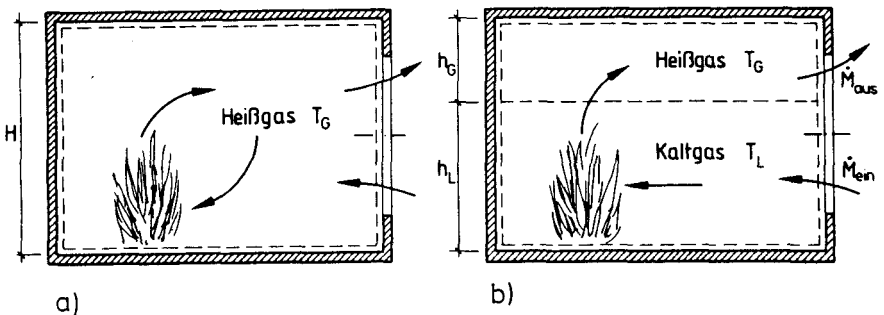


Bild 1: Brandsimulation mit dem Ein- (a) und Zwei-Schichtmodell (b)

Die Voraussetzungen für das Ein-Schichtmodell sind in der Vollbrandphase nach dem Feuerübersprung (Flashover) wegen der auftretenden, heftigen Turbulenzen zutreffend. In dieser Phase des Brandes ist die Energiefreisetzung an die Ventilationsbedingungen gekoppelt, die von der Größe der Öffnungsflächen abhängen.

Ein typisches Ein-Schichtmodell ist das von BABRAUSKAS /2/ entwickelte Simulationsprogramm COMPF2 (Computation of Post-Flashover Model), das die Verbrennung von Holz, flüssigen Brennstoffen und Thermoplasten in einem Raum mit einer vertikalen Ventilationsöffnung (Türen und Fenster) simuliert. Strömungen durch Dach- und Wandöffnungen können mit dem an der Technischen Universität Braunschweig von SCHNEIDER und HAKSEVER /96/ entwickelten Vollbrandmodell AYSN berechnet werden. Dieses Modell wurde nach Integration entsprechender Abbrandmodelle auch zur Berechnung der äquivalenten Brandauer nach DIN 4102 /16/ bei Kabel- und Ölbränden sowie bei unterschiedlichen Belüftungen des Brandraumes herangezogen /97/.

BÖHM /8/ legte bei seinem Simulationsmodell den Schwerpunkt auf die Beurteilung der Bauteilbeanspruchung bei Kunststoff- und Holzkrippenbränden und stellte die Unterschiede des Bauteilverhaltens bei realem und Normbrand heraus.

Zur Beschreibung des Brandes in seiner Entstehungsphase und für die Mehrraummodellierung haben sich in den letzten Jahren die Zwei-Schichtmodelle durchgesetzt. International am bekanntesten sind hier die von MITLER und EMMONS /75,76/ entwickelten Harvard-Codes, für die sowohl Versionen zur Ein-Raum- als auch Mehr-Raummodellierung vorliegen.

Diese aufwendigen Modelle beschreiben den Brand in Räumen mit bis zu fünf Ventilationsöffnungen. Durch eine detaillierte Erfassung der Strahlung ist auch die Berechnung der Entzündung anderer brennbarer Objekte im Raum möglich. Die Vorgabe brennstoffspezifischer Entstehungsraten von CO_2 , CO und H_2O erlaubt die Bestimmung der Partialdrücke der Gaskomponenten in den Brandgasen. Den derzeit letzten Entwicklungsstand dieser Modelle stellt der Code FIRST (Fire Simulation Technique) dar /77/.

TANAKA /107/ gelang mit dem Zwei-Schichtmodell die Simulation der Rauchausbreitung in Mehrraumkonfigurationen. Besonders detailliert beschreibt der Autor die verschiedenen Bewegungen von Luft- und Gasmassenströmen

durch Türen und Fenster. Mit Ausnahme des Plumes werden jedoch keine Energie- und Massenströme zwischen Heißgas- und Luftschicht behandelt.

Basierend auf dieser Arbeit entwickelte JONES /59,60/ das Mehrraum-Modell FAST (Fire and Smoke Transport), wobei jedoch auch für die untere Luftschicht eine Bilanzierung vorgenommen wird. JONES verwendet dabei in seinem Modell von QUINTIERE et al. /85/ vorgeschlagene Mischungsansätze, die Verwirbelungen zwischen Luft- und Gasschicht in den vertikalen Ventilationsöffnungen beschreiben.

HÄGGLUND /38,39/ untersuchte mit seinem Einraummodell DSLAY1 die Entwicklung von Temperatur, Schichtdicke und Rauchdichte der Heißgasschicht. Dabei können die Einflüsse von horizontalen und vertikalen Ventilationsöffnungen sowie von Zwangsventilationen untersucht werden. Für mehrgeschossige Gebäude untersuchen BODART und CURTAT /7/ die Auswirkungen von Lüftungssystemen auf die Rauchausbreitung.

In der Bundesrepublik Deutschland wurden zwei interessante Modelle zur Brandsimulation in Mehrraumanordnungen entwickelt. An der Technischen Universität Braunschweig entstand der von DOBBERNACK /20/ vorgestellte Code DOB, an der Gesamthochschule Kassel erstellten SCHNEIDER und MAX /99/ das Programm MRFC (Multi Room Fire Code).

Das Modell von DOBBERNACK zeichnet sich durch eine umfassende Beschreibung der Strahlungsvorgänge zwischen den Zonen aus. Der Autor wendet ein statistisches Berechnungsverfahren zur Ermittlung der Absorptionszahlen /23/ des Plumes, der Heißgasschicht und der Umfassungsbauteile in Abhängigkeit von der Schichtdicke der Brandgase an. Das Programm MRFC beinhaltet unterschiedliche Abbrandmodelle zur Simulation der Energiefreisetzung. Bemerkenswert an diesem Code ist, daß das gesamte Volumen des Brandraumes als eine gut durchmischte, homogene Gasschicht betrachtet wird, sobald die Rauchgasschicht den Boden berührt.

Versuchsbegleitende Berechnungen von Brandexperimenten im Reaktorgebäude eines stillgelegten Kernkraftwerkes /10/ führten bei den Codes DOB und MRFC zu ähnlichen Ergebnissen in der Modellbildung. Freiventilierte Öl- und Holzkrippenbrände wurden ebenso zur Verifikation herangezogen wie zwangsventilierte Gasbrände. Dabei wurden Ansätze zur Rauchausbreitung in angrenzenden Räumen, das Abzugsverhalten eines Abgaskanals und Beziehun-

gen für die Zirkulation der Luft bzw. Brandgase im Containment integriert.

x

Das Simulationsmodell MRFC wird auch zur Beschreibung von Hallenbränden eingesetzt. In Abhängigkeit von den Ventilationsbedingungen und dem Brandverlauf berechnet das Programm die Brandbeanspruchung der Bauteile /101/. Aus der zeitabhängigen Entwicklung der Heißgasschicht werden in einer weiteren Studie /98/ über die Fluchtweglängen die zur Verfügung stehenden Fluchtzeiten ermittelt. In diesen Arbeiten wird die Halle als ein Raum abgebildet. Das mit zunehmender Entfernung vom Brandherd verzögerte Einsetzen thermisch gesteuerter Rauchabzüge wird durch gestaffelte Ansprechtemperaturen simuliert.

Eine ortsabhängige Darstellung von Gastemperaturen, -konzentrationen und -schichtdicken in ausgedehnten Räumen mit einem Zwei-Schichtmodell verlangt neben der Segmentierung des Brandraumes in kleinere Raumeinheiten die Erfassung möglicher Stoffströme zwischen oberer Heißgas- und unterer Kaltgasschicht. Für diese Massenströme werden in der Literatur im wesentlichen vier Phänomene genannt:

1. Der Plume über dem Brandherd transportiert den größten Massenstrom aus der Kaltgasschicht und prägt entscheidend die Höhe der Rauchschicht, ihre Zusammensetzung und auch die Strömungsvorgänge. In der internationalen Literatur wird eine Vielzahl von theoretisch und empirisch abgeleiteten Plume-Modellen vorgestellt /49,74,80,106,109,116/.
2. Vermischungen von Brandgasen und Luft treten in verengten Strömungsquerschnitten wie in Türen, Fenstern und bei Rauchschrägen auf, da hier die Geschwindigkeitsdifferenz zwischen ein- und austretenden Massenströmen am größten ist. QUINTIERE et al. /85/ entwickelten für diese Problemstellung einen Ansatz, der auf der Theorie von Kelvin-Helmholtz für Scherströmungen beruht. ZUKOSKI et al. /117/ geben eine von der auf den gesamten Strömungsquerschnitt bezogene Richardson-Zahl abhängige Beziehung für die Einmischung aus der Heißgasschicht an.
3. Auch bei geschichteten Strömungen in Tunneln oder Korridoren treten unter bestimmten Umständen verstärkt Vermischungen auf, wobei wieder die dimensionslose Richardson-Zahl als Stabilitätskriterium gilt /94/.

ELLISON und TURNER /28/ schlagen nach Auswertung von Salzwasser-
versuchen einen von dieser Kenngröße abhängigen Entrainmentkoeffi-
zienten vor, der die Einmischung von Heißgasen in die untere Luft-
schicht ausdrückt.

4. Der Wärmeaustausch mit den Wänden führt in den sich ausbildenden
Grenzschichten zwischen Wand und Heiß- bzw. Kaltgasschicht zu einem
Stofftransport in vertikaler Richtung. JALURIA et al. /53,54,55/
schlagen Ansätze zur Berechnung dieser Massenströme in Abhängig-
keit von der Grashof- und Prandtl-Zahl vor. Wenn die Stoffströme in
die Heiß- bzw. Kaltgasschicht eintauchen, treten nach den Untersuchen-
gen Rückströmungen auf, die durch gegen die Strömung gerichtete Auf-
triebskräfte verursacht werden. Dabei entstehen weitere Vermischungen.

Eine Vielzahl von Forschungsarbeiten behandeln die Ausbreitung geschich-
teter Fluide in Kanälen /5,11,47,48/. Während BENJAMIN /5/ sich auf die
Untersuchung adiabater Strömungen beschränkt, wird z.B. in den Arbeiten
von CHOBOTOV et al./11/ sowie HESKESTAD und HILL /47/ ein Wärmeaustausch
mit den Umfassungsbauteilen berücksichtigt.

HWANG und WARGO /51/ untersuchten die Rauchausbreitung in einem Tun-
nelmodell in Abhängigkeit von der Steigung und Ventilation. Dabei fanden
sie heraus, daß die Rauchfront auch gegen eine Grundströmung mit nahezu
konstanter Schichtdicke voranschreitet, um dann plötzlich stehen zu blei-
ben. An der Front beobachteten die Autoren eine verstärkte Rückströmung
von Brandgasen in der Luftschicht.

Eine Reflexion der Rauchfront wird in Korridoren beobachtet, die am Ende
verschlossen sind oder über einen größeren Türsturz zum Folgeraum ver-
fügen. Geeignete theoretische Ansätze zur Beschreibung dieser Vorgänge
sind dem Autor jedoch nicht bekannt.

Wesentlich für die Beurteilung der Flucht- und Rettungsmöglichkeiten ist
die Bildung toxischer und sichtbehindernder Brandprodukte. Nach EINBRODT
/26/ geht die größte Gefahr für Leib und Leben vom Kohlenmonoxid aus.
Während bei überstöchiometrischer Verbrennung die Bildung von Wasserdampf
und Kohlendioxid sowie der Abnahme des Sauerstoffs in der Luft relativ
einfach aus der chemischen Summenformel des Brandgutes berechnet werden
kann, sind die Bildungsmechanismen für das toxische CO komplexer.

BAEHR und SCHMIDT /4/ stellten der Öffentlichkeit die Berechnung der Zusammensetzung von Verbrennungsgasen bestehend aus zwölf Komponenten unter Berücksichtigung der temperaturabhängigen chemischen Gleichgewichte vor. GÜNTHER /34/ beschränkt sich bei ausreichendem Sauerstoffangebot auf die entsprechende Summenformel. Im Falle einer unzureichenden Luftzufuhr schlägt dieser Verfasser eine brennstoffspezifische Gleichgewichtsreaktion (z.B. die homogene Wassergasreaktion) zur Bestimmung der Rauchgaszusammensetzung vor.

Die bekanntesten Arbeiten zur Rauchbildung stammen von RASBASH et al. /86,87/. Die Autoren befaßten sich mit der von der chemischen Struktur abhängigen Rußentstehung und stellten aus einem Testverfahren des National Bureau of Standards in den USA die spezifischen Rauchpotentiale einiger typischer Baustoffe zusammen. LEE und TIEN /70/ untersuchten die optischen Eigenschaften des Rußes, und JIN /56/ stellte den Zusammenhang von Extinktionskoeffizienten und Sichtweite bei verschiedenen Belichtungsverhältnissen dar. Dieser Autor untersuchte auch unter Beteiligung verschiedener Personengruppen das Verhalten in Abhängigkeit von der Verqualmung /57/.

Zur Ablagerung von Aerosolen und Kondensaten aus den Brandgasen an den Umfassungsbauteilen in Abhängigkeit von den Strömungsverhältnissen und der Oberflächenbeschaffenheit liegen zur Zeit keine Forschungsergebnisse vor. Unter Flucht- und Rettungsaspekten dürften diese Vorgänge jedoch eine untergeordnete Rolle spielen.

Neben dem hier aufgezeigten und für die Zielsetzung dieser Arbeit besonders interessierenden Kenntnisstand liegt eine breite Palette von Literatur vor, die die Wechselwirkungen zwischen den Zonen beschreibt. Erwähnt seien exemplarisch die Wärmeübergangsbedingungen an den Umfassungsbauteilen und die Strömungsvorgänge in den horizontalen und vertikalen Ventilationsöffnungen. Auf diese für die Brandsimulation mit dem Zonenmodell typische Vorgehensweise wird in der Modellbeschreibung an entsprechender Stelle näher eingegangen.

3 Das Modell

3.1 Allgemeine Beschreibung des Problems

Für die systematische Untersuchung der physikalischen Vorgänge des natürlichen Brandes in Modellen ist eine mathematische Formulierung der Probleme notwendig, die dabei nur vereinfacht wiedergegeben werden können. Die Anforderungen an ein Rechenmodell bestimmen den Umfang der zu behandelnden Phänomene und den Aufwand für deren rechnerische Behandlung. Dadurch treten Fehler und Abweichungen zu den realen Prozessen auf. Wesentlich ist, daß das komplexe Verhalten des natürlichen Brandes mit hinreichender Genauigkeit beschrieben und erklärt werden kann.

Im folgenden sollen die Zonen eines typischen Zwei-Schichtmodells skizziert und die in ihnen ablaufenden Prozesse beschrieben werden. In dem hier vorgestellten Modell FIGARO (Fire and Gas Movements in Rooms) werden alle behandelten Räume quaderförmig abgebildet. Die Systemgrenzen eines Raumes sind durch die Umfassungsbauteile und die Ventilationsöffnungen gegeben. Bei der Segmentierung großer Räume stellen die Schnittflächen zwischen den entstehenden, kleineren Einheiten offene Systemgrenzen dar (Bild 2).

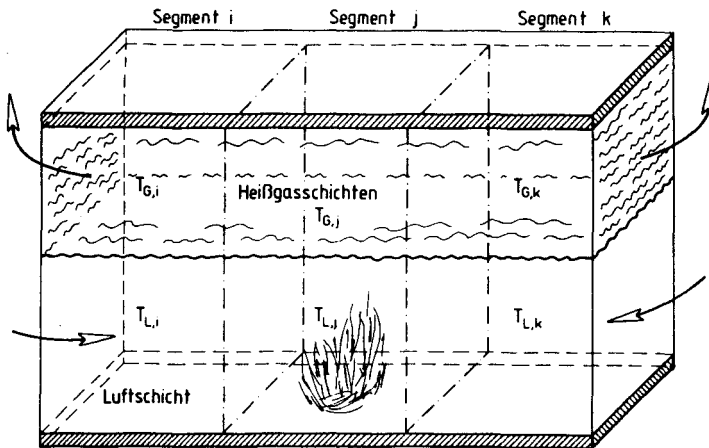


Bild 2: Segmentierung großer Räume

In jedem Raum bzw. Raumsegment (im folgenden kurz: "Raum") sollen Quellterme für Massenströme berücksichtigt werden können. Die Existenz eines Brandherdes bleibt auf einen Raum, den Brandraum, beschränkt. Über die offenen Systemgrenzen (Türen, Fenster usw.) treten Transportvorgänge von Energie und Masse, über die geschlossenen (die Umfassungsbauteile) nur die von Wärme auf.

In der Wahl und Festlegung der Zonen ähneln sich die aufwendigen Modelle prinzipiell. Bei diesem Modell wird die Zonenaufteilung wie in dem Mehrraummodell DOB /23/ vorgenommen (Bild 3).

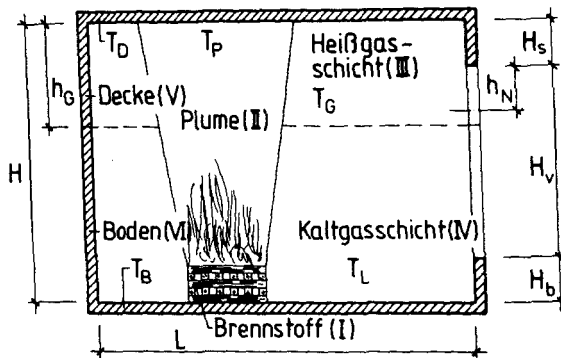


Bild 3: Zonenaufteilung im Zwei-Schichtmodell

Daraus ergeben sich bis zu sechs Zonen, die sich folgendermaßen darstellen lassen:

- I. Der Brandherd setzt unter Zufuhr von Wärme Pyrolysegase frei, die anschließend im Plume aufsteigen.
- II. Der Plume wird im Brandraum von den aufsteigenden Verbrennungsgasen gebildet. Bei ausreichender Einmischung von Sauerstoff aus der Umgebung verbrennen hier die Pyrolysegase vollständig. Mit zunehmender Höhe nimmt der transportierte Massenstrom zu, oberhalb der Verbrennungszone sinken die Temperaturen. Beim Überströmen von Brandgasen in hohe Folgeräume (z.B. Treppenhäuser) entstehen reine Auf-

triebs-Plumes, die durch Verdünnung der Heißgase das Rauchvolumen beträchtlich vergrößern.

- III. Unter der Raumdecke bildet sich die Heißgasschicht. Die Brandgase werden entweder vom Plume oder durch die Ventilationsöffnungen aus angrenzenden Räumen herangeführt. Ihre gegenüber der unteren Luftschicht deutlich höhere Temperatur bewirkt eine stabile Schichtung. Temperatur und Zusammensetzung sind in der Heißgasschicht eines Raumes gleichmäßig verteilt.
- IV. Diese Voraussetzung gilt auch für die darunterliegende Luftschicht. Wegen der möglichen Beladung der Luft mit Brandprodukten wird diese Zone auch Kaltgasschicht genannt. Aus ihr wird der Brand im wesentlichen mit Sauerstoff versorgt. Deshalb ist im Brandraum die Höhe der Luftschicht und der O_2 -Partialdruck für die Energiefreisetzung von Bedeutung. Der Zustrom stammt aus dem Freien und aus benachbarten Räumen.
- V. Als Decke wird die Zone bezeichnet, die die Heißgasschicht nach oben und zu den Seiten hin begrenzt. Sie steht durch Strahlung und/oder Konvektion im Energieaustausch mit dem Plume, der Heißgasschicht und dem Boden. Einen Teil der Energie gibt die Decke durch Wärmeleitung an die Umgebung ab.
- VI. Der Boden umfaßt die Luftschicht unten und an den Seiten. Mit ihr wird Wärme nur konvektiv ausgetauscht, da in der Kaltgasschicht die Partialdrücke von CO_2 und H_2O im Gegensatz zu denen in der Heißgasschicht gering sind. Radiativ wird Energie von der Decke, der Heißgasschicht und dem Plume zum Boden übertragen.

Für die Gesamtdarstellung des beschriebenen Modells müssen die Prozesse in den einzelnen Zonen und ihre Wechselwirkungen erfaßt werden. Bei der Mehrraummodellierung sind auch die gegenseitigen Einflüsse der einzelnen Räume bzw. Raumsegmente zu untersuchen. Dafür ist die Bilanzierung jeder Zone in allen vom Brand betroffenen Räumen notwendig. Ebenso sind die Übergangsvorgänge der Stoff- und Wärmeströme an den Systemgrenzen zu beschreiben.

Bei kleineren Räumen sind die Systemgrenzen eindeutig durch die Umgebungsbauteile, Türen und Fenster festgelegt. Um bei ausgedehnten Räumen möglichst eine beliebige Segmentierung zuzulassen, müssen die Gleichungen für den Energie- und Massentransport über die Segmentgrenzen so formuliert werden, daß eine andere Wahl der Schnittflächen nicht zu grundsätzlich abweichenden Resultaten führt. Da die lokalen Änderungen der meisten Zustandsgrößen, die den Brand charakterisieren, mit zunehmender Entfernung vom Brandherd abnehmen, sollte im Nahbereich des Feuers die Rasterung enger gefaßt werden.

3.2 Der Brandherd

3.2.1 Die Abbrandrate

Für den Abbrand in einem Raum mit bekannten Ventilationsöffnungen stellte KAWAGOE /61/ nach Auswertung einer Vielzahl von Brandversuchen für die maximal zu erwartende Abbrandrate die Beziehung

$$\dot{R}_{max} = \frac{0,52}{s_L} A_V \sqrt{H_V} \quad (3.2-1)$$

auf. Den stöchiometrischen Luftbedarf des Brandgutes gibt der Wert s_L an. Das Produkt $A_V \sqrt{H_V}$, das die Fläche und Höhe vertikaler Ventilationsöffnungen beinhaltet, ist noch heute eine Grundlage zur Bauteilbemessung nach DIN V 18 230 /18/.

Die Gl. (3.2-1) berücksichtigt ausschließlich den Gasaustausch durch Türen und Fenster zur Abschätzung der Abbrandrate. HAGEN /40/ wies in einem umfangreichen Versuchsprogramm in Räumen mit unterschiedlichen geometrischen Abmessungen nach, daß im wesentlichen die Strömungsverhältnisse in Brandherdnähe von Einfluß auf die Abbrandrate sind. Der Ansatz KAWAGOE's liefert nach diesen Untersuchungen zu hohe Werte für die Abbrandrate in großen Räumen.

In Simulationsprogrammen, die neben mehreren Ventilationsöffnungen auch Dachöffnungen, maschinelle Abzüge und Zuluftgebläse darstellen sollen, ist ein anderes Kriterium für die Begrenzung der Abbrandrate angebracht. Da die Verbrennung der aus dem Brandherd aufsteigenden Pyrolysegase im Plume erfolgt, sollte der hier eingemischte Sauerstoff zur Bestimmung der Abbrandrate in der Vollbrandphase herangezogen werden.

In der Brandentstehungsphase hängt der zeitliche Verlauf des Abbrandes von der Verteilung und Zusammenstellung der Brandmaterialien ab. Seine Bestimmung erfordert u.a. genaue Kenntnisse über den Strahlungsaustausch zwischen den brennbaren Objekten und den zur Pyrolyse notwendigen Energien. Diese sehr aufwendige Vorgehensweise wird beispielsweise in den Harvard-Codes /75/ praktiziert.

Bei der Vielfalt der eingesetzten Baustoffe und gelagerten Güter ist die Berechnung der Abbrandfunktion derzeit kaum möglich. Deshalb wird in den meisten Simulationsprogrammen auf Erfahrungen der Feuerwehren und empirisch entwickelte Abbrandmodelle zurückgegriffen. In dem hier vorgestellten Modell ist entweder die Eingabe einer zeitabhängigen Funktion oder die Interpolation der Abbrandrate aus vorgegebenen Versuchsdaten möglich. Das Programm nimmt während des Rechenlaufes eine an die Ventilationsbedingungen geknüpfte Korrektur vor.

3.2.2 Die Energiefreisetzungsrate

Die bei der Verbrennung frei werdende Energie läßt sich unter der Voraussetzung einer vollständigen Verbrennung aus der Abbrandrate nach der aus der Brennstofftechnik bekannten Gleichung

$$\dot{E} = \dot{R} H_u \quad (3.2-2)$$

berechnen. Ihre Anwendung ist auf den Zustand eines ausreichenden Sauerstoffangebotes im Brandnahbereich beschränkt; andernfalls findet eine unvollständige Verbrennung mit verstärkter Kohlenmonoxidbildung statt. Zur

Charakterisierung des Grenzfalltes der stöchiometrischen Reaktion wurde in der Brandforschung die Ventilationszahl φ eingeführt, die das Verhältnis von stöchiometrischem Luftbedarf zu zugeführter Luftmenge angibt:

$$\varphi = \frac{s_L \dot{R}}{\dot{M}_L} = \frac{s_{O_2} \dot{R}}{x_{O_2} \dot{M}_L} . \quad (3.2-3)$$

Die zweite Darstellung der Gl. (3.2-3) wird gewählt, um den Einfluß eines sich ändernden O_2 -Partialdruckes in der Kaltgasschicht auf die Energiefreisetzung zu erfassen. Der stöchiometrische Sauerstoffbedarf für die Verbrennung wird durch den Wert s_{O_2} angegeben. Er läßt sich aus der chemischen Zusammensetzung des Brandgutes berechnen oder experimentell ermitteln; \dot{M}_L stellt den zugeführten Luftmassenstrom, x_{O_2} seinen massenbezogenen Sauerstoffgehalt (für reine Luft: $x_{O_2} = 0,23$) dar.

Entsprechend der Definition nach Gl. (3.2-3) liegt bei $\varphi < 1$ ein brandlastgesteuerter Brand vor; für die Energiefreisetzungsrates gilt unter diesen Bedingungen Gl. (3.2-2). Bei einer Ventilationszahl von $\varphi \geq 1$ befindet sich der Brand in der ventilationsgesteuerten Phase. Die Verknüpfung der Gln. (3.2-2) und (3.2-3) führt auf die unter diesen Umständen gültige Beziehung:

$$\dot{E} = H_u \dot{M}_L \frac{x_{O_2}}{s_{O_2}} . \quad (3.2-4)$$

Beim ventilationsgesteuerten Brand ist nur ein unvollständiger Ausbrand der aus dem Brandherd aufsteigenden Pyrolysegase möglich; ein Teil zieht mit den Rauchgasen ab und trägt nicht weiter zur Energiebilanz bei. Deshalb ist die Bezeichnung "Pyrolyserate" für die Größe \dot{R} treffender; der Begriff Abbrandrate sollte dem tatsächlich verbrannten Anteil der Pyrolysegase vorbehalten sein.

Der zur Berechnung der Brandleistung nach Gl. (3.2-4) notwendige Massenstrom \dot{M}_L wird im Plume mit den aufsteigenden Verbrennungsgasen vermischt. Dafür ist die Plume-Höhe die bestimmende Größe.

In Bild 4 sind am Beispiel der Benzinbrandversuche im Zwenbergtunnel /52/ die Abbrandraten und Ventilationszahlen dargestellt; die Pyrolyserate wurde aus dem Temperaturverlauf über dem Brandherd und der Branddauer ermittelt. Deutlich wird die Abhängigkeit der Abbrandrate von der Tunnelventilation, die das Sauerstoffangebot in der Nähe des Brandherdes bestimmt. Bei zwangsventiliierten Bränden (Versuch 203 und 205) ist mit höheren Energiefreisetzungsraten zu rechnen als im Tunnel ohne Belüftungsanlage (Versuch 214).

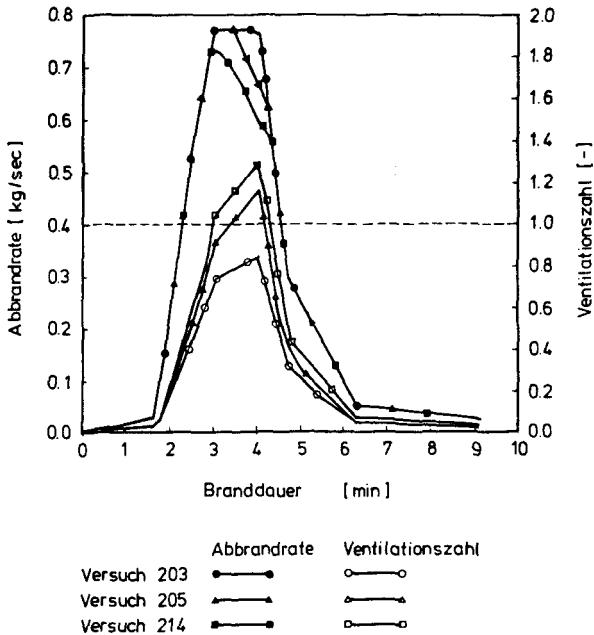


Bild 4: Abbrandrate und Ventilationszahl am Beispiel von Benzinbrandversuchen im Zwenbergtunnel

3.3 Der Plume

Dem Plume kommt bei der Simulation des natürlichen Brandes mit dem Zweischichtmodell eine herausragende Bedeutung zu, weil hier die größten Transportvorgänge zwischen der Kalt- und der darüber befindlichen Heißgasschicht stattfinden. Wie in Abschnitt 3.1 dargelegt wurde, vollzieht sich hier auch die Oxidation der Pyrolysegase und damit die Freisetzung der Wärmeenergie.

Zur physikalisch mathematischen Darstellung dieses Problems liegen in der internationalen Literatur viele Modelle vor. Die ersten theoretischen Überlegungen führten SCHMIDT /95/ sowie MORTON, TAYLER und TURNER /81/ durch. Basierend auf den Bilanzgleichungen für die Energie, die Masse und den Impuls und unter Berücksichtigung des Prandtl'schen Mischungswegansatzes beschreiben diese Modelle die Temperaturen und Strömungsgeschwindigkeiten in Abhängigkeit von der Höhe über einer Wärmequelle. Vorausgesetzt wird dabei, daß die Dichtedifferenzen zwischen den Plume-Gasen und der Umgebungsluft gering sind und vom punktförmigen Plume-Ursprung kein Massenstrom ausgeht.

3.3.1 Plume-Modelle für den natürlichen Brand

Die notwendige Anpassung der theoretisch hergeleiteten Lösungen an die realen Gegebenheiten des natürlichen Brandes hat zur Entwicklung einer Vielzahl von empirischen und halbempirischen Plume-Modellen geführt. In der vorliegenden Arbeit werden drei Ansätze zur Berechnung der transportierten Massenströme und Temperaturen im Plume näher beleuchtet. Ziel ist die Bestimmung der höchsten Energiefreisetzungsrates aus dem eingemischten Sauerstoffstrom.

Ausgewählt wird das in seiner Handhabung besonders einfache Plume-Modell von HINKLEY /49/, das vielfach auch für die Bemessung von Rauchabzügen eingesetzt wird. Der in die Heißgasschicht transportierte Massenstrom wird hier nur aus zwei geometrischen Größen, dem Brandherdumfang U_{Br} und der Plume-Höhe h_p , d.h. dem Abstand des Brandherdes von der Heißgasschicht, berechnet:

$$\dot{M}_P = 0,188 U_B r h_P^{1,5} \quad (3.3-1)$$

Weit verbreitet ist die Anwendung des Plume-Modells von MC CAFFREY /74/. In Versuchen mit Methanbrennern unterschiedlichen Durchmessers ermittelte dieser Autor drei charakteristische Bereiche des Plumes, deren Höhen von der freigesetzten Verbrennungswärme abhängen (Bild 5). Kennzeichnend sind für die verschiedenen Bereiche die unterschiedlichen Strömungsverhältnisse und die höhenabhängige Temperaturentwicklung. Die Umgebungstemperaturen werden bei diesem Plume-Modell nicht berücksichtigt.

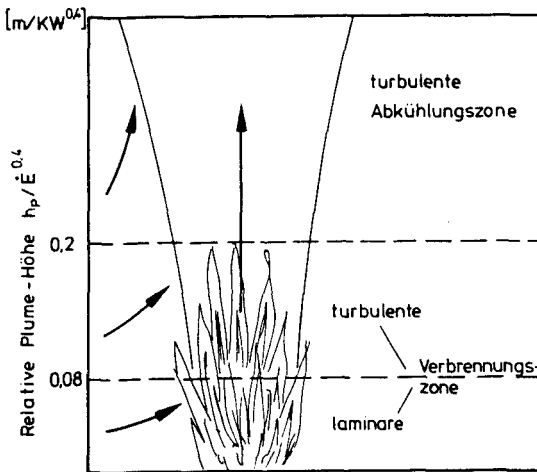


Bild 5: Darstellung der Plume-Bereiche

Der transportierte Plume-Massenstrom berechnet sich nach der Gleichung:

$$\dot{M}_P = c \dot{E} \left(\frac{h_P}{E^{0,4}} \right)^n \quad (3.3-2)$$

Dabei sind in Abhängigkeit von den in Bild 5 skizzierten Plume-Bereichen für die Konstante c und den Exponenten n die in Tabelle 1 aufgeführten Werte zu verwenden.

Tabelle 1: Daten zur Berechnung des Plume nach Gl. (3.3-2)

$h_p/E^{0,4}$ [m/kW ^{0,4}]	< 0,08	0,08.....0,2	> 0,2
c	0,011	0,026	0,124
n	0,566	0,909	1,895

ZUKOSKI /114/ entwickelte eine Gleichung für den Plume-Massenstrom, die die Brandleistung indirekt über die temperaturabhängige Dichte ρ_p der Plume-Gase und der Dichte ρ_L der umgebenden Luft berücksichtigt. Danach gilt:

$$\dot{M}_{P,turb} = f \rho_L \sqrt{\frac{\rho_L - \rho_P}{\rho_L} g} h_P^{2,5} . \quad (3.3-3)$$

Die Geometrie des Brandherdes spielt in diesem Modell keine Rolle. Den sog. Entrainmentkoeffizienten geben die Autoren mit $f = 0,08$ an.

Während die Anwendung von Gl. (3.3-3) auf kleine Brandherde gute Resultate liefert, wird bei großflächigen Bränden ein zu geringer Stofftransport im Plume ermittelt. Deshalb stellten ZUKOSKI et al. /116/ in einer folgenden Arbeit vergleichbar mit dem Vorgehen MC CAFFREYS die bereichsweise Beschreibung des Plumes vor. Danach läßt sich der Massenstrom in der laminaren Verbrennungszone (s. auch Bild 5) aus dem Brandherdumfang U_{br} und dem Diffusionskoeffizienten für Luft in heiße Verbrennungsgase ($D_L = 0,15 \text{ cm}^2/\text{s}$) berechnen:

$$\dot{M}_{P,lam} = \frac{63}{\pi} \rho_L U_{Br} \sqrt{D_L \sqrt{g}} h_P^{0,76} . \quad (3.3-4)$$

Für den Bereich der turbulenten Flammen führen die Autoren eine Gleichung an, die aus Gl. (3.3-3) unter Annahme einer konstanten Plume-Temperatur von 1000 °C abgeleitet wurde. Da sich in diesem Temperaturbereich die Dichte ρ_p und damit der Wurzelausdruck kaum ändert, wird in dem Simulationsprogramm FIGARO auf eine dritte Beziehung verzichtet. Die Grenzhöhe, oberhalb der die Gl. (3.3-3) bzw. unterhalb der die Gl. (3.3-4) zu verwenden ist, ist durch die Stetigkeitsbedingung $\dot{M}_{p,lam} = \dot{M}_{p,turb}$ gegeben.

Aus der Brandleistung \dot{E} und dem vom Plume transportierten Massenstrom lassen sich für die vorgestellten Modelle die Plume-Temperaturen aus der Energiebilanz

$$\dot{E}(1 - f_S) + (\dot{M}_P - \dot{R}) c_{pL} \Theta_L = \dot{M}_P c_{pP} \Theta_P \quad (3.3-5)$$

$$\text{mit } \Theta = T - T_0; \quad T_0 = 288 \text{ K}$$

berechnen. Dabei wird vorausgesetzt, daß 40% /75,82/ der freiwerdenden Verbrennungswärme als Strahlungswärme an die Umgebung abgegeben werden. Das Rechenprogramm arbeitet mit einem temperaturabhängigen Strahlungsanteil, der mit steigenden Brandraumtemperaturen sinkt:

$$f_S = 0,4 \left(1 - \left(\frac{T_B}{T_F} \right)^4 \right) . \quad (3.3-6)$$

In Gl. (3.3-6) gibt T_B die Oberflächentemperatur der Bodenstrukturen an. Dieser Wert wird gewählt, da zwischen dieser Zone und dem Plume der größte Wärmeaustausch durch Strahlung erfolgt (s.a. Abschnitt 3.8.2). Die

Temperatur in der Flamme, die bei genauer Betrachtung von dem Brennstoff und der Verbrennung abhängt, wird konstant mit $T_f = 1270 \text{ K}$ /75/ angenommen. Durch diesen Ansatz werden die verringerten Strahlungsverluste des Brandgutes bei steigenden Wandtemperaturen berücksichtigt.

Ein Vergleich der vorgestellten Plume-Modelle zeigt teilweise erhebliche Unterschiede in den berechneten Plume-Massenströmen \dot{M}_p (Bild 6) und Temperaturen T_p (Bild 7). Das von MC CAFFREY vorgeschlagene Verfahren ermittelt bei kleinen Plume-Höhen wesentlich größere Massenströme als die beiden anderen Modelle; aber die Aufnahme der Lufteinmischung in die Verbrennungszone nach Gl. (3.3-4) führt zu einer Annäherung des Modells von ZUKOSKI an das MC CAFFREYs. Bei geringeren Brandleistungen mit zunehmender Höhe weisen die Beziehungen von ZUKOSKI und HINKLEY dagegen höhere Lufteinmischungen und damit niedrigere Plume-Temperaturen aus.

Da die Formel von HINKLEY ausschließlich geometrische Größen berücksichtigt, wirken sich ändernde auf den Brandherdumfang bezogene Brandleistungen auf den Massentransport im Plume nicht aus. Die in den Bildern 6 und 7 dargestellten Ergebnisse wurden für ein Verhältnis $\dot{E}/U_{Br} = 1,1 \text{ MW/m}$, das bei Öl- bzw. Benzinbränden festgestellt wurde /10,52/, erstellt. Bei Abweichungen davon ergibt die Formel HINKLEYS völlig andere Plume-Massenströme und Temperaturen.

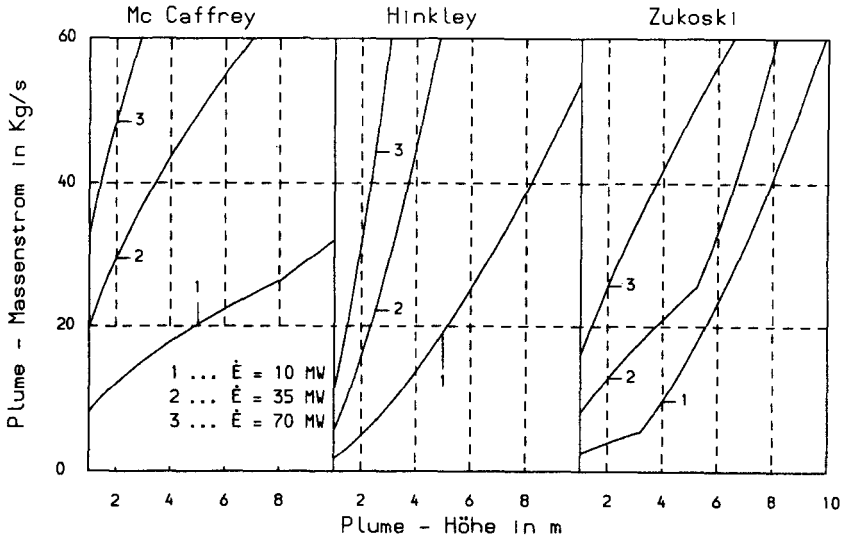


Bild 6: Plume-Massenströme in Abhängigkeit von der Plume-Höhe für die Modelle nach Mc Caffrey, Hinkley und Zukoski

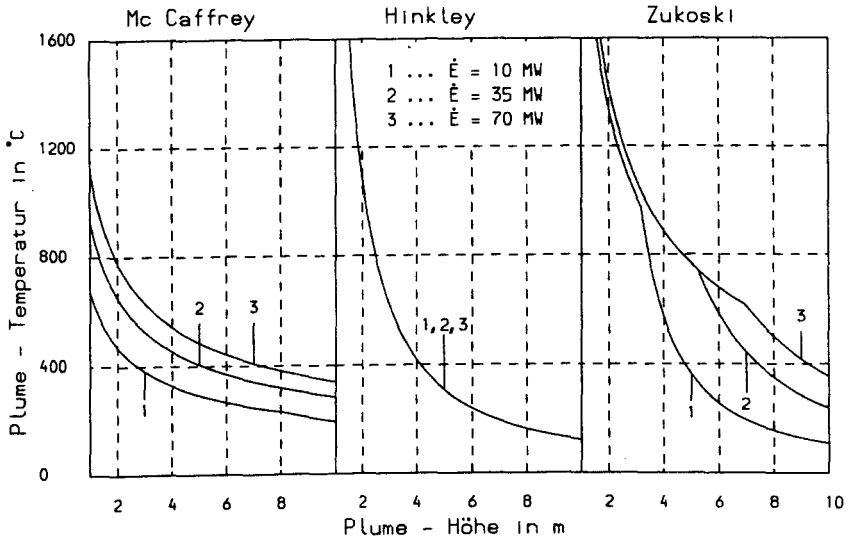


Bild 7: Plume-Temperaturen als Funktion von der Plume-Höhe

Die in den Bildern 6 und 7 dargestellten Plume-Massenströme und Temperaturen liegen bei Eintritt der Verbrennungsgase in die Heißgasschicht vor. Eine Berechnung des Plumes auch in der Heißgasschicht eröffnet die Möglichkeit, die thermische Belastung der Raumdecke oder z.B. das Ansprechverhalten von Sprinklern direkt über dem Brandherd beschreiben zu können /12/.

Für diese Problemstellung bietet sich ZUKOSKIs Modell nach Gl. (3.3-3) für den aus der Umgebung eingemischten Massenstrom in der Darstellung

$$\dot{M}_{e,i} = f \rho_i \sqrt{\frac{\rho_i - \rho_{p,i}}{\rho_i} g (z_i^{2,5} - z_{i-1}^{2,5})} \quad (3.3-7)$$

an, da es den Einfluß der Umgebungstemperatur (durch die Dichte ρ_i) einbezieht. Dazu wird der Abstand Brandherd-Raumdecke in mindestens zwei Segmente unterteilt (Bild 8). Je nach Höhe der Segmentgrenzen z_i ist für ρ_i die Dichte der Kalt- bzw. Heißgasschicht und für $\rho_{p,i}$ die der Plume-Gase im Segment i zu verwenden. Der gesamte vom Plume transportierte Massenstrom ergibt sich aus der Summe der Einzelwerte aus Gl. (3.3-7).

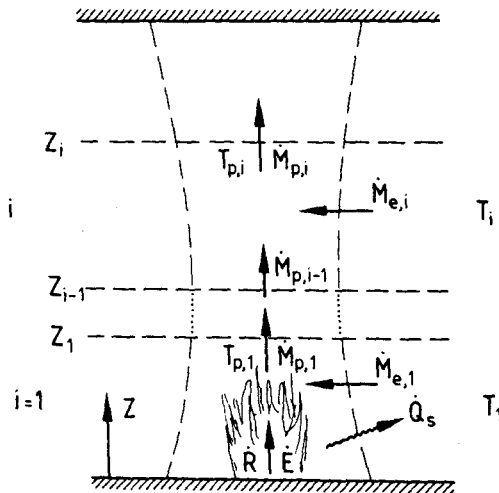


Bild 8: Plume-Segmentierung zur höhenabhängigen Darstellung des Plumes

Für das unmittelbar über dem Brandherd befindliche Segment ($i = 1$) führt die Energiebilanz (Gl. 3.3-5) auf die Plume-Temperatur in der Höhe z_1 (statt h_p), für die darüberliegenden Plume-Segmente lautet die Gleichung:

$$(\dot{M} c_p \Theta)_{P,i-1} + \dot{M}_{e,i} c_{p,i} \Theta_i = (\dot{M} c_p \Theta)_{P,i} \quad (3.3-8)$$

Bild 9 zeigt beispielhaft für einen 10 MW-Brand die mit dieser Vorgehensweise berechneten Plume-Temperaturen und -Massenströme in Abhängigkeit von der Höhe in der Kalt- und Heißgasschicht. Für die Berechnung wurden eine Raumhöhe von 10 m und eine Schichtdicke der Brandgase von 4 m vorgegeben. Die Temperaturen im Heißgas wurden mit 100 °C bzw. 200 °C, die in der darunterliegenden Luft mit 50 °C angenommen. Deutlich wird bei steigenden Temperaturen der umgebenden Gase die verminderte Einmischung.

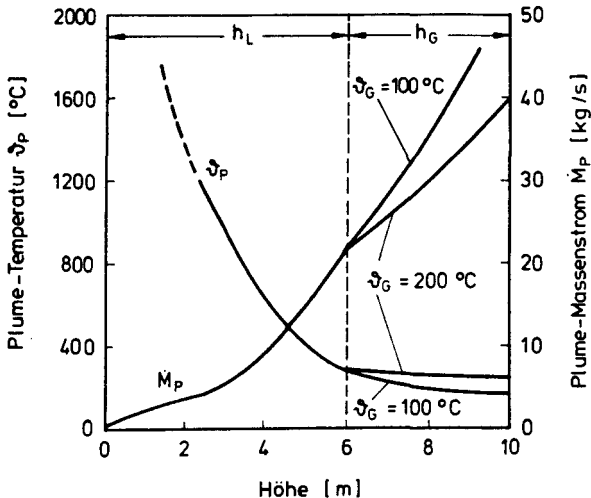


Bild 9: Darstellung der Plume-Temperaturen und -Massenströme ($\dot{E} = 10$ MW) in Abhängigkeit von der Höhe bei variiertem Temperatur in der Heißgasschicht

3.3.2 Bestimmung der Brandleistung aus der Pyrolyserate und dem in den Plume eingemischten Sauerstoff

Unter der Annahme, daß bei ventilationsgesteuertem Brandablauf die in den Plume eingemischte Luft ($\dot{M}_e = \dot{M}_p - \dot{R}$) vollständig für die stöchiometrische Verbrennung benötigt wird, führt die Verknüpfung der Gl. (3.2-4) mit einer der Beziehungen für den im Plume transportierten Gasmassenstrom auf die maximale Brandleistung. Nach HINKLEYS Modell gilt demzufolge für die Energiefreisetzungsrate:

$$\dot{E}_{max} = 0,188 \frac{H_u U_{Br}}{s_L + 1} h_P^{1,5} \quad (3.3-9)$$

Wendet man das Plume-Modell von ZUKOSKI et al. an und setzt eine realistische Plume-Temperatur von 1000 °C in der Verbrennungszone und Umgebungszustände in der Luftschicht voraus, läßt sich die größte Brandleistung entsprechend der Gleichung

$$\dot{E}_{max} = \max \left(0,275 \frac{H_u}{s_L + 1} h_P^{2,5} ; 0,162 \frac{H_u U_{Br}}{s_L + 1} h_P^{0,76} \right) \quad (3.3-10)$$

abschätzen. Bei kleinen Plume-Höhen berücksichtigt dieser Ansatz wie der von HINKLEY auch den Durchmesser des Brandherdes. Das Modell Mc CAFFREYS liefert in der Form (für $h_p/\dot{E} < 0,08$)

$$\dot{E}_{max} = \left[(0,011 \frac{H_u}{s_L + 1})^{1,77} h_P \right]^{2,5} \quad (3.3-11)$$

schon bei kleinen Plume-Höhen sehr hohe Werte, die durch Versuche nicht bestätigt werden können. Sie resultieren aus der hohen Einmischung, die bereits in Bild 6 deutlich wurde.

In Bild 10 sind die bei stöchiometrischer Verbrennung höchstmöglichen Abbrandraten in Abhängigkeit von der Plume-Höhe für die Modelle von ZUKOSKI und HINKLEY dargestellt. Um \dot{E}_{\max} für große Brandräume abschätzen zu können, kann für die Plume-Höhe h_p die Deckenhöhe des Bauwerkes angesetzt werden. Anzumerken ist, daß diese Betrachtung eine ausreichende Entwicklung von Pyrolysegasen, die vom Brandgut und seiner Verteilung abhängt, unterstellt. Für die Benzinbrände im Zwenbergtunnel und die Ölbrandversuche in Karlstein /10,52/ wird eine gute Übereinstimmung der Versuchsdaten mit den Rechenwerten der Modelle nach HINKLEY und ZUKOSKI erreicht.

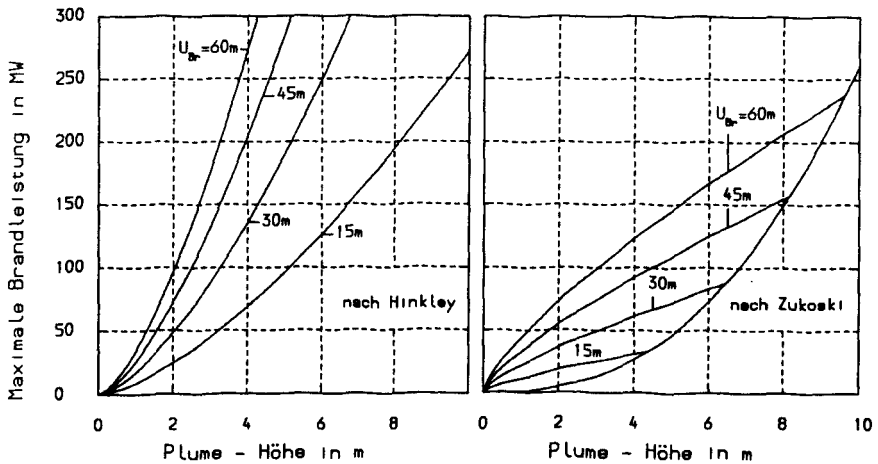


Bild 10: Maximale Brandleistung in Abhängigkeit von der Plume-Höhe bei variiertem Umfang des Brandherdes

Eine weitere Behinderung des Abbrandes ist bei langen Räumen und Raumketten in der sich einstellenden Rückströmung von Rauchgasen zum Brandherd zu sehen. Dadurch verringert sich das Sauerstoffangebot für den Brand mit der Folge einer reduzierten Energiefreisetzung. Das komplexe Zusammenwirken von O_2 -Gehalt, Temperaturen und der Gasschichthöhe ist jedoch nur in einer umfassenden rechnergestützten Wärmebilanzrechnung zu erfassen. Hierauf wird in den folgenden Kapiteln eingegangen.

3.4 Die Heißgas- und Kaltgasschicht

Wie in Abschnitt 3.1 angeführt, wird in den Zwei-Schichtmodellen das Raumvolumen in zwei horizontale Schichten, die Heiß- und die darunterliegende Kaltgasschicht unterteilt. Die charakteristischen Zustände dieser Zonen werden durch die Temperaturen, die herrschenden Drücke, die Schichtdicken und Partialdrücke der Gaskomponenten bestimmt.

Zur Beschreibung ihrer zeitlichen Zustandsänderungen sind Energie- und Massenbilanzen erforderlich, die Strömungen, Quellen und Senken einbeziehen. Bild 11 gibt einen schematischen Überblick über die Transportphänomene in einem Raum bzw. Raumsegment und über seine Grenzen, wobei nicht alle skizzierten Massenströme in jedem Fall vorhanden sein müssen.

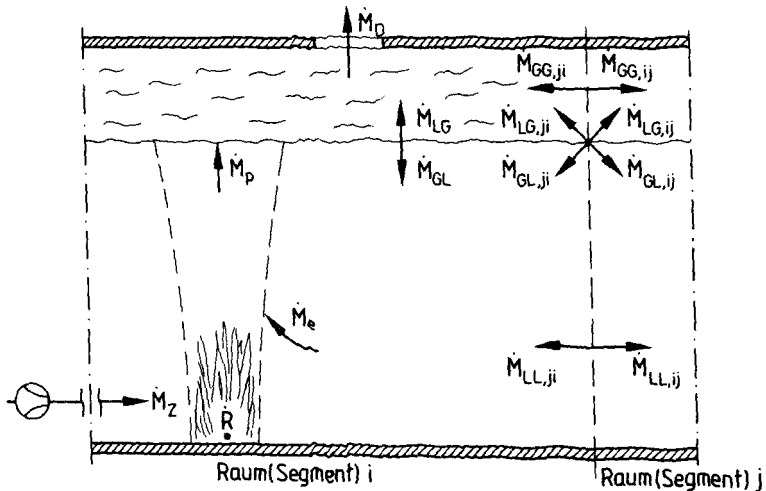


Bild 11: Massenströme in einem Raumsegment

Die Pfeilspitzen kennzeichnen die mögliche Richtung der Stoffströme. Die Indizes "GG", "LL" usw. geben an, zwischen welchen Schichten die Transportvorgänge stattfinden. Der aktuelle Raum wird mit "i", der hinter einer vertikalen Ventilationsöffnung oder Schnittfläche befindliche Raum wird mit "j" bezeichnet. \dot{M}_D stellt den abgeführten Heißgasmassenstrom durch eine Dachöffnung dar.

Die Massenströme durch die Ventilationsöffnungen hängen von ihren Geometrien, den Temperaturen, Schichtdicken und Drücken beidseitig der Öffnungen ab. Dieser komplexe Zusammenhang wird später diskutiert werden. Im folgenden werden die Energie- und Massenbilanzen unter Annahme bekannter Massenströme für beide Gasschichten aufgestellt.

3.4.1 Die Bilanzierung der Heißgasschicht

In der Heißgasschicht unter der Decke sammeln sich die gasförmigen Verbrennungsrückstände. Im Brandraum gelangen sie im wesentlichen durch den Plume (\dot{M}_P), in den Folgeräumen durch die verbindenden Ventilationsöffnungen ($\dot{M}_{GG,ij}$ und $\dot{M}_{LG,ij}$) dorthin. In Abhängigkeit von den Druckdifferenzen, Temperaturen und Schichtdicken können auch Rückströmungen auftreten (z.B. $\dot{M}_{GG,ji}$). Durch Instabilitäten der Gasschichtung und Auftriebskräfte an den Wänden treten Massenströme auf, die nach oben (\dot{M}_{LG}) oder unten (\dot{M}_{GL}) gerichtet sind.

Aus der unteren Schicht mischt sich Luft in die Heißgasschicht des Folge-raumes ($\dot{M}_{LG,ij}$) (in Strömungsrichtung der Brandgase gesehen), wenn zwischen den angrenzenden Räumen Differenzen der einzelnen Schichtdicken und -temperaturen bestehen. Zusammengefaßt und allgemeingültig für alle Räume lautet die Massenbilanz:

$$\frac{dM_G}{dt} = \dot{M}_P + \dot{M}_{LG} - \dot{M}_{GL} - \dot{M}_D + \sum_j [(\dot{M}_{GG} + \dot{M}_{LG})_{ji} - (\dot{M}_{GG} + \dot{M}_{GL})_{ij}] \quad (3.4-1)$$

mit $\frac{dM_G}{dt} = \frac{d(\rho_G h_G)}{dt} A$.

Mit den Massenströmen sind entsprechende Enthalpieströme verbunden. Sie berechnen sich aus:

$$\dot{H} = \dot{M} \tau \theta. \quad (3.4-2)$$

Dabei sind den Massenströmen die Temperaturen der Zonen zuzuordnen, aus denen sie stammen. Für die temperaturabhängigen spezifischen Wärmekapazitäten \bar{c}_p werden entweder die Daten für Luft oder die für Verbrennungsgase (Annahme: Gemische idealer Gase) verwendet /3/, die auf die mittlere Temperatur $\theta/2$ bezogen werden. Zusammenfassend gilt für den resultierenden Enthalpiestrom in die Heißgasschicht:

$$\begin{aligned} \dot{H}_{G, res} = & (\dot{M} c_p \theta)_P + \dot{M}_{LG} (c_p \theta)_{L,i} \\ & + \sum_j [\dot{M}_{GG,j,i} (c_p \theta)_{G,i} + \dot{M}_{LG,j,i} (c_p \theta)_{L,j}] \\ & - \{ \sum_j [\dot{M}_{GG} + \dot{M}_{GL}]_{j,i} + \dot{M}_{GL} + \dot{M}_D \} (c_p \theta)_{G,i} . \end{aligned} \quad (3.4-3)$$

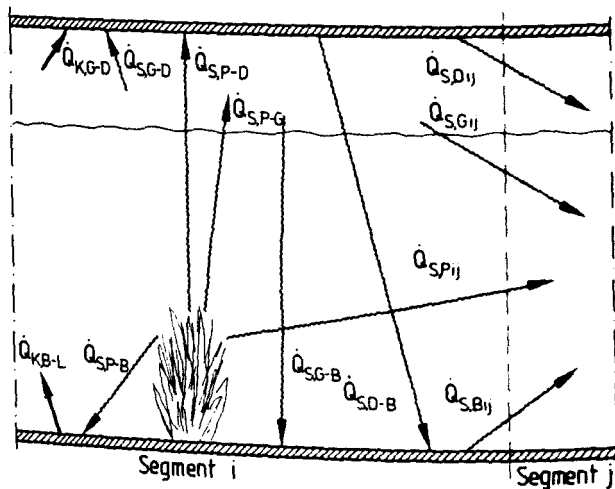


Bild 12: Wärmeströme in einem Raumsegment durch Strahlung und Konvektion

Zu den Enthalpieströmen kommen Wärmeströme, die durch Konvektion und Strahlung übertragen werden. In Bild 12 sind die auftretenden Nettowärmeströme in einem Raumsegment dargestellt. Die Richtung der Pfeile trifft überwiegend während der Brandentstehungs- und Vollbrandphase zu.

Aus der Summe aller Energieströme errechnet sich der zeitlich abhängige Energieinhalt der Heißgasschicht im Raum nach der Gleichung:

$$\frac{dE_G}{dt} = \dot{H}_{G,ree} + \dot{Q}_{S,P-G} - \sum_j \dot{Q}_{S,G;jj} - \dot{Q}_{S,G-B} - \dot{Q}_{S,G-D} - \dot{Q}_{K,G-D} \quad (3.4-4)$$

mit
$$\frac{dE_G}{dt} = \frac{d(\rho_G h_G c_{pG} \Theta_G)}{dt} A .$$

Der erste Term der rechten Seite in Gl.(3.4-4) stellt die aus Gl.(3.4-2) bekannte Summe aller ein- und austretenden Enthalpieströme dar. Die nächsten vier Ausdrücke geben die Energieströme durch Wärmestrahlung (Index S) an. Die Kennzeichnung "P-G" usw. bezeichnet die Austauschpartner (hier: Plume - Heißgasschicht). Das Summenzeichen faßt die von der Heißgasschicht durch die Ventilationsöffnungen emittierte Strahlung zusammen. Die letzte Größe drückt den konvektiv mit den Deckenstrukturen ausgetauschten Wärmestrom aus.

3.4.2 Die Bilanzierung der Kaltgasschicht

Die unterhalb der Heißgasschicht liegende Schicht ist erheblich weniger mit gasförmigen Brandprodukten und Rauch belastet. Im wesentlichen stammt der Zustrom durch die Ventilationsöffnungen aus den Luftschichten benachbarter Räume oder aus der freien Umgebung. Die Luftschicht verlassende Massenströme treten im Brandraum auf, wo durch den Plume (\dot{M}_e) Luft in die Heißgasschicht eingemischt wird. In brandfernen Bereichen fließen Luftmassenströme in der Regel entgegengesetzt zu den Brandgasen durch Ventilationsöffnungen in den Brandnahbereich ab.

Basierend auf den Bezeichnungen in Bild 11 lautet die Massenbilanz für diese Zone:

$$\frac{dM_L}{dt} = \dot{M}_z - \dot{M}_e + \dot{M}_{GL} - \dot{M}_{LG} + \sum_j [(\dot{M}_{LL} + \dot{M}_{GL})_{ji} - (\dot{M}_{LL} + \dot{M}_{LG})_{ij}] \quad (3.4-5)$$

mit
$$\frac{dM_L}{dt} = \frac{d(\rho_L h_L)}{dt} A.$$

Analog zu den Vorgängen in der Heißgasschicht werden auch für die Kaltgasschicht die mit den Massenbewegungen verbundenen Enthalpieströme berücksichtigt. Für sie gilt entsprechend:

$$\begin{aligned} \dot{H}_{L,ree} = & (\dot{M} c_p \Theta)_Z + \dot{M}_{GL} (c_p \Theta)_{G,i} + \sum_j [\dot{M}_{LL,ji} (c_p \Theta)_{L,j} + \dot{M}_{GL,ji} (c_p \Theta)_{G,j}] \\ & - \{ \sum_j [\dot{M}_{LL} + \dot{M}_{LG}]_{ij} + \dot{M}_e + \dot{M}_{LG} \} (c_p \Theta)_{L,i}. \end{aligned} \quad (3.4-6)$$

Hinzu kommt die konvektiv mit der Zone "Boden" ausgetauschte Wärme ($\dot{Q}_{K,B-L}$). Auf die Berücksichtigung des Strahlungsaustausches wird für die Kaltgasschicht verzichtet, da sie für die Wärmestrahlung nahezu durchlässig ist. So lautet ihre Energiebilanz :

$$\frac{dE_L}{dt} = \dot{H}_{L,ree} + \dot{Q}_{K,B-L} \quad (3.4-7)$$

mit
$$\frac{dE_L}{dt} = \frac{d(\rho_L h_L c_{pL} \Theta_L)}{dt} A.$$

Die Bilanzgleichungen für die Heißgas- und Kaltgasschichten sind nicht einzeln zu bestimmen, da ein gegenseitiges Wechselspiel zwischen den

Zonen stattfindet. Neben den Schichtdicken und den Temperaturen resultiert aus den Bilanzen auch der sich in jedem Raum einstellende Druck.

Übliche Gebäude können wie offene Systeme behandelt werden. Die zeitlichen Druckänderungen sind bei Bränden (Ausnahme: Verpuffungen) so gering, daß für die Energiebilanz isobare Zustandsänderungen vorausgesetzt werden können. Die Druckdifferenzen zur freien Umgebung und zu den angrenzenden Räumen bestimmen aber entscheidend die Größe und Richtung der durch die Ventilationsöffnungen ausgetauschten Massenströme.

3.5 Die Umfassungsbauteile

Bei einem Schadenfeuer findet ein erheblicher Wärmeaustausch mit den Umfassungsbauteilen statt, der sowohl die Temperaturen in den Gasschichten und damit das Strömungsverhalten als auch die Standfestigkeit des Bauwerkes im Verlauf des Brandes beeinflusst.

Wie in der Zonenbeschreibung in Kapitel 3.1 dargestellt, werden die Decke, die Wände und der Boden in zwei Zonen aufgeteilt, für die separat Wärmebilanzen aufgestellt werden (Bild 3).

Für die vom Brand beanspruchte Seite der Umfassungsbauteile läßt sich die gesamte thermische Belastung aus der Summe der Einzelterme, die durch Konvektion (\dot{Q}_K) und Strahlung (\dot{Q}_S) verursacht werden, berechnen. So gilt für die Deckenzone:

$$\dot{Q}_{D,rs} = \dot{Q}_{S,P-D} + \dot{Q}_{S,G-D} + \dot{Q}_{K,G-D} - \dot{Q}_{S,D-B} - \sum_j \dot{Q}_{S,D,ij} . \quad (3.5-1)$$

Für den Boden lautet die Beziehung:

$$\dot{Q}_{B,rs} = \dot{Q}_{S,P-B} + \dot{Q}_{S,G-B} + \dot{Q}_{S,D-B} - \dot{Q}_{K,B-L} - \sum_j \dot{Q}_{S,B,ij} . \quad (3.5-2)$$

Ein Teil der zugeführten Energie wird auf der Außenseite wieder abgegeben. Bei frei stehenden Gebäuden erfolgt dieser Wärmeaustausch durch Konvektion, bei unterirdischen Tunnelanlagen durch Wärmeleitung in das umgebende Erdreich bzw. Deckgebirge. Die Temperaturerhöhung an den Außenflächen ist aber wegen der thermischen Stoffdaten der Baustoffe und der üblichen Wandstärken sehr gering.

Bei oberirdischen Bauwerken wird der in die Umgebung abgeführte Wärmestrom nach dem Newtonschen Abkühlungsgesetz

$$\dot{Q}_{\text{aus}} = \alpha A \Theta_{\text{aus}} \quad (3.5-3)$$

berechnet. Für die Oberfläche A und die Temperatur Θ_{aus} sind die Werte auf der Außenseite von Boden bzw. Decke einzusetzen. Dabei kann nach MITLER /75/ mit hinreichender Genauigkeit mit einem konstanten Wärmeübergangskoeffizienten von $5 \text{ W/m}^2\text{K}$ gearbeitet werden. Bei unterirdischen Bauten wird das Problem der instationären Wärmeleitung für zweischichtige Wände gelöst, wobei die außenliegende Schicht (das Erdreich) als einseitig, unendlich ausgedehnter Körper dargestellt wird /110/.

Der Energietransport innerhalb dieser Zonen erfolgt ausschließlich durch die Wärmeleitung. Die thermischen Stoffdaten der üblichen Baustoffe und die Wandstärken verlangen die Behandlung als instationäres Problem. Grundlage hierfür ist die Fourier-Gleichung der Wärmeleitung:

$$c \rho \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} . \quad (3.5-4)$$

Die Fourier-Gleichung in der dargestellten Form beschreibt das eindimensionale Temperaturfeld in einer ebenen Wand. Die Koordinate x zeigt in Richtung der Normalen zur Wandoberfläche. Die thermischen Stoffwerte für die Wärmekapazität c , die Dichte ρ und die Wärmeleitfähigkeit λ sind bei genauer Betrachtung temperaturabhängig.

Die Lösung der Fourier-Gleichung erfolgt mit dem Differenzenverfahren /31/. Dazu wird die Decke oder der Boden in mehrere (n), gleichstarke Segmente mit den unbekanntenen Segmenttemperaturen $T_n(t)$ aufgeteilt. In Matrix-Schreibweise stellt sich das Gleichungssystem folgendermaßen dar:

$$\begin{pmatrix} 1 - A_1 & A_1 & & & \\ A_2 & 1 - 2A_2 & A_2 & & \\ & & \ddots & & \\ & & & A_n & 1 - A_n \end{pmatrix} * \begin{pmatrix} T_1 \\ T_2 \\ \vdots \\ T_n \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} T'_1 + B_1 \dot{q}_{ein} \\ T'_2 \\ \vdots \\ T'_n + B_n \dot{q}_{aus} \end{pmatrix}; \quad (3.5-5)$$

$$A_i = -a_i \frac{\Delta t}{\Delta x^2}, \quad B_i = -\frac{\Delta t}{\Delta x} \frac{1}{\rho_i c_i}.$$

T_i : Temperatur des Segmentes i

T'_i : Temperatur des Segmentes i vor dem Zeitschritt Δt

In der Größe a_i sind die thermischen Stoffdaten der Baustoffe zur Temperaturleitzahl zusammengefaßt. Die Segmentdicke der Wände wird durch Δx und die Zeitschrittweite durch Δt berücksichtigt. Die flächenspezifischen Wärmeströme \dot{q}_{ein} und \dot{q}_{aus} ergeben sich aus den Gln. (3.5-1) bis (3.5-3), die die Randbedingungen der Differentialgleichung (3.5-4) beschreiben.

3.6 Die Ventilationsöffnungen

Als Ventilationsöffnungen werden Durchbrüche in Wänden und Decken bezeichnet, durch die der Stoff- und Wärmeaustausch eines Raumes mit der Umgebung oder den angrenzenden Räumen erfolgt. Die Größe und Anordnung der Öffnungen prägen die Strömungsverhältnisse in einem Brandgebäude und beeinflussen maßgeblich die sich einstellenden Temperaturen, Gasschichthöhen und den Brandablauf.

Es wird unterschieden nach vertikalen und horizontalen Ventilationsöffnungen. Bei ersteren handelt es sich um Türen und Fenster; auch die Schnittflächen, die bei der Segmentierung ausgedehnter Räume in kleinere Einheiten entstehen, gehören dazu. Rauch- und Wärmeabzüge sowie andere Deckenfenster werden als horizontale Ventilationsöffnungen bezeichnet. Für die rechnerische Simulation des Rauchabzuges besteht der wesentliche Unterschied darin, daß bei Dachöffnungen kein gleichzeitiger Luftein- und Gasaustritt möglich ist.

3.6.1 Gasströmungen durch vertikale Ventilationsöffnungen

Die unterschiedlichen Temperaturen sowohl in Heiß- und Kaltgasschicht als auch in den angrenzenden Räumen verursachen in einem vertikalen Strömungsquerschnitt einen von der Höhe abhängigen Druckgradienten, der den Gaswechsel zwischen den benachbarten Räumen und mit der Außenwelt bestimmt (Bild 13). Sind die Drücke in den einzelnen Räumen aus den Energie- und Massenbilanzen bekannt, lassen sich nach der Stromfadentheorie von Bernoulli die Massenströme zwischen einem Raum i und dem angrenzenden Raum j berechnen.

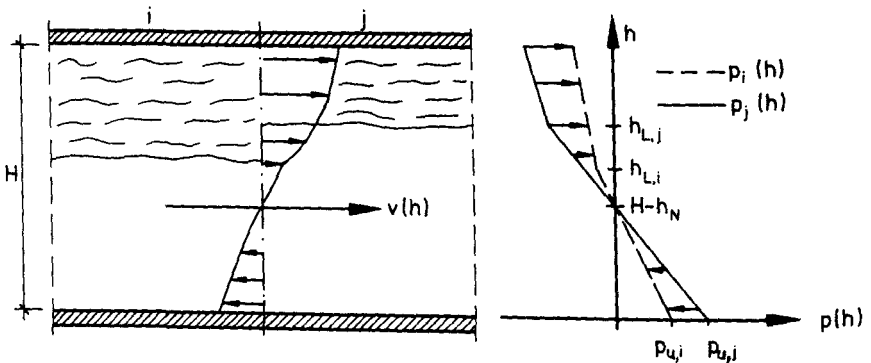


Bild 13: Druckdifferenz und Geschwindigkeitsprofil in einer vertikalen Ventilationsöffnung in Abhängigkeit von der Höhe

Für die von der Höhe abhängige Druckdifferenz in einer Ventilationsöffnung läßt sich die Beziehung

$$\Delta p_{ij}(h) = \Delta p_u + g \int^h (\rho_j(h) - \rho_i(h)) dh$$

mit $\Delta p_u = p_{u,i} - p_{u,j}$ (3.6-1)

aufstellen. Die Drücke $p_{u,i}$ und $p_{u,j}$ können auf eine beliebige Höhe im Raum bezogen werden. In dem Modell FIGARO wird als Bezugsniveau der Fußboden des aktuellen Raumes gewählt. Von besonderer Bedeutung für den Gaswechsel ist die Lage der neutralen Ebene. In ihrer Höhe herrscht Druckgleichgewicht.

Die Zwei-Schichtmodelle gehen von homogenen Zuständen innerhalb der Gasschichten aus. Das führt zu einer Vereinfachung der Gl. (3.6-1), da die Dichten innerhalb der Heiß- und Kaltgasschichten von der Höhe h unabhängig sind. Wegen der unterschiedlichen Temperaturen und Schichthöhen auf beiden Seiten der Ventilationsöffnung weist die Funktion $\Delta p_{ij}(h)$ die in Bild 13 skizzierten Knicke auf.

Da sich die Schichtdicke der Rauchgase mit zunehmender Entfernung vom Brandherd sowohl verringern als auch vergrößern kann, müssen für die Bestimmung von $\Delta p_{ij}(h)$ zwei Fallunterscheidungen getroffen werden:

Fall I: Die Gasschichthöhe $h_{G,i}$ ist größer als die Gasschichthöhe $h_{G,j}$ (siehe Bild 14a). Dieser Zustand ist im Brandnahbereich zu erwarten. Die noch heißen Brandgase strömen rasch ab. Dies kann durch eine Längslüftung (Gebläse, Windeinfluß) in Richtung der abzuführenden Brandgase unterstützt werden. Ein Zurückströmen von Brandgasen ist in diesem Fall nicht zu erwarten.

Fall II: Die Gasschichthöhe $h_{G,i}$ ist kleiner als die im Folgeraum ($h_{G,j}$), (Bild 14b). Diese Konstellation kann im Brandfernereich auftreten. Die Brandgase kühlen sich ab, damit verringern sich auch die Auftriebskräfte und Strömungsgeschwindigkeiten. Der Kontinuitätsbeziehung folgend steigt die Höhe der Heißgasschicht an. Bei Unterschreiten der neutralen Ebene strömen die Brandgase zum Feuer zurück und verqualmen die Luftschicht.

Für diese zwei Fälle muß die Funktion $\Delta p_{ij}(h)$ für jeweils drei Intervalle aufgestellt werden, deren Grenzen durch die Geometrie der Öffnung und die Schichthöhen in den angrenzenden Räumen festgelegt sind. So erstreckt sich im Fall I das untere Intervall I von der Unterkante der Ventilationsöffnung bzw. dem Boden bis an die Heißgasschicht des Raumes i; dem schließt sich das Intervall II bis zur Brandgasschicht des Raumes j an. Es folgt das Intervall III, das nach oben durch die Decke oder Oberkante der vertikalen Öffnung begrenzt wird.

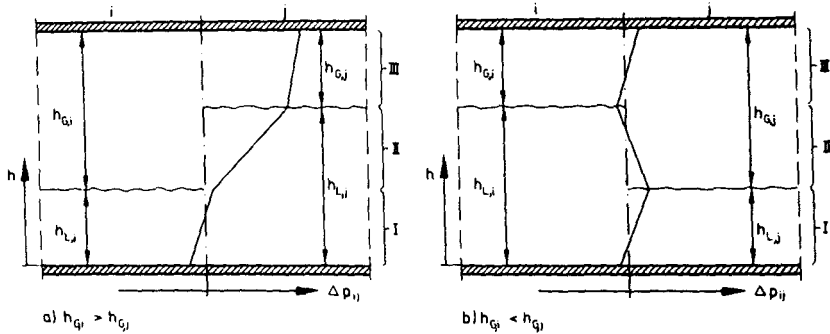


Bild 14: Intervallgrenzen für die Berechnung von $\Delta p_{ij}(h)$ bei unterschiedlicher Konstellation der Gasschichthöhen

Die Gleichungen für $\Delta p_{ij}(h)$ lauten entsprechend:

$$\text{Intervall I: } \Delta p_{ij}(h) = \Delta p_u + g(\rho_{L,j} - \rho_{L,i})h, \quad (3.6-2a)$$

$$\text{Intervall II: } \Delta p_{ij}(h) = \Delta p_u + g[(\rho_{G,i} - \rho_{L,i})h_{L,i} + (\rho_{L,j} - \rho_{G,i})h], \quad (3.6-2b)$$

$$\text{Intervall III: } \Delta p_{ij}(h) = \Delta p_u + g[(\rho_{G,i} - \rho_{L,i})h_{L,i} + (\rho_{L,j} - \rho_{G,j})h_{L,j} + (\rho_{G,j} - \rho_{G,i})h]. \quad (3.6-2c)$$

Für den Fall einer größeren Gasschichthöhe $h_{G,j}$ im folgenden Raum j vertauschen sich entsprechend die Intervallgrenzen. Unter diesen Umständen berechnet sich die höhenabhängige Druckdifferenz folgendermaßen:

$$\text{Intervall I: } \Delta p_{ij}(h) = \Delta p_u + g(\rho_{L,j} - \rho_{L,i})h, \quad (3.6-2d)$$

$$\text{Intervall II: } \Delta p_{ij}(h) = \Delta p_u + g[(\rho_{G,i} - \rho_{L,i})h_{L,i} + (\rho_{L,j} - \rho_{G,i})h], \quad (3.6-2e)$$

$$\text{Intervall III: } \Delta p_{ij}(h) = \Delta p_u + g[(\rho_{G,i} - \rho_{L,i})h_{L,i} + (\rho_{L,j} - \rho_{G,j})h_{L,j} + (\rho_{G,j} - \rho_{G,i})h]. \quad (3.6-2f)$$

Von Interesse ist hier, daß die Druckdifferenz bis zu dreimal den Wert "Null" annehmen kann, d.h., daß bis zu drei neutrale Ebenen in der Ventilationsöffnung auftreten können.

Ein Sonderfall liegt vor, wenn die Temperaturen auf beiden Seiten der Ventilationsöffnung gleich hoch sind. Beispielsweise führt die rasche Erwärmung in der Brandentstehungsphase zu einer Ausdehnung der Gase im Brandnahbereich. Dadurch wird in brandfernen Bereichen, wo noch Umgebungstemperaturen herrschen, die Luft wie durch einen Kolben nach außen geschoben. Diese Kolbenströmung tritt auch bei Zwangsventilation und bei Winddruck auf eine nach außenführende Ventilationsöffnung auf. Der Ausdruck $\Delta p_{ij}(h)$ ist in diesen Fällen von der Höhe unabhängig:

$$\Delta p_{ij}(h) = p_{u,i} - p_{u,j}. \quad (3.6-2g)$$

Ist die Druckdifferenz bekannt, läßt sich für jeden Stromfaden in der Höhe h die Strömungsgeschwindigkeit berechnen. Grundlage hierfür ist die Bernoulli-Gleichung. Angewandt auf die Gasströmung durch eine Ventilationsöffnung hat sie die Form:

$$\Delta p_{ij}(h) = \frac{1}{2} \rho v^2 + p_{verl}. \quad (3.6-3)$$

Bei positiver Druckdifferenz (oberhalb der neutralen Ebene) verlassen die Luft- und Heißgasmassenströme mit der Geschwindigkeit v den Raum i ; in diesem Fall bezieht sich ρ auf die entsprechende Luft- bzw. Gasdichte im Raum i ; Massenströme aus dem Raum j mit der Dichte ρ_j bewegen sich unterhalb der neutralen Ebene in den Raum i (Bild 13).

Der Ausdruck $p_{\text{Verl.}}$ berücksichtigt den von der Strömung verursachten Druckverlust durch Turbulenzen und Reibung an den Wänden sowie vorhandenen Einbauten und Hindernissen. Aus der Strömungsmechanik ist die Beziehung

$$p_{\text{Verl.}} = \frac{1}{2} \zeta \rho v^2 \quad \text{mit} \quad \zeta = \xi \frac{L}{D_h} \quad (3.6-4)$$

für die Berechnung des Reibungsdruckverlustes bekannt /111/. Der von der Reynolds-Zahl abhängige Einfluß der Wandreibung ξ , die Länge des Strömungsweges L im Raum und der hydraulische Durchmesser des Strömungsquerschnittes D_h gehen in diese Betrachtung ein.

Bei kleinen Räumen sind die Strömungsverluste grundsätzlich vernachlässigbar. Die Anwendung dieser aus der Behandlung der Rohrströmungen bekannten Formeln auf Rauchgasbewegungen in langen Tunneln /44/ hat gezeigt, daß die Berücksichtigung der Druckverluste zu geringeren Strömungsgeschwindigkeiten bei größeren Schichtdicken der Heißgase führt. Wegen der längeren Verweilzeit der Brandgase im Bauwerk sinken ihre Temperaturen. Insgesamt ist der Einfluß im Rahmen der übrigen Vereinfachungen und Annahmen aber von untergeordneter Bedeutung für die Brandsimulation.

Die Verknüpfung der Gln. (3.6-3) und (3.6-4) führt auf die Strömungsgeschwindigkeit eines Stromfadens ij in der Höhe h der Ventilationsöffnung:

$$v(h) = \sqrt{\frac{2 |\Delta p_{ij}(h)|}{\rho (1 + \zeta)}} \quad (3.6-5)$$

Durch Integration der Gl. (3.6-5) läßt sich der Massenstrom bestimmen:

$$\dot{M} = \rho \Phi B_V \int_1^2 v(h) dh . \quad (3.6-6)$$

B_V gibt in Gl. (3.6-6) die Breite des Strömungsquerschnittes an. Die Kontraktionszahl ϕ berücksichtigt die Einschnürung der Strömung beim Durchtritt durch Türen und Fenster. PRAHL und EMMONS /83/ ermittelten in ihren Arbeiten einen Mittelwert für die ein- und austretenden Massenströme von $\phi = 0,67$. Eine geringe Abhängigkeit der Kontraktionszahl von der Breite der Ventilationsöffnung wiesen STECKLER et al. /105/ nach. ROCKETT et al. /92/ schlagen einen Wert von $\phi = 1$ vor, wenn die Türbreite der der folgenden Raumbreite entspricht. Dies trifft auch bei der Segmentierung von Tunneln, Hallen und Korridoren zu.

Die oberen (2) und unteren (1) Integrationsgrenzen sind die in Bild 14 skizzierten Intervallgrenzen. Hinzu kommt die neutrale Ebene, die für die austretenden Massenströme die unterste Integrationsgrenze (Ausnahme: die neutrale Ebene liegt unter der Unterkante der Ventilationsöffnung), für die eintretenden Massenströme die oberste Integrationsgrenze (Ausnahme: die neutrale Ebene liegt über dem Sturz der Ventilationsöffnung) darstellt.

Da auf dem Niveau der neutralen Ebene die Druckdifferenz $\Delta p_{ij}(h)$ verschwindet, läßt sich ihre Höhe aus den Gln. (3.6-2a) bis (3.6-2e) berechnen.

Anzumerken ist, daß die neutralen Ebenen in den Öffnungen eines Raumes unterschiedlich hoch liegen können. Herrschen in den benachbarten Räumen verschiedene Drücke oder bläst der Wind auf eine nach außen führende Öffnung, stellen sich in den einzelnen Ventilationsöffnungen verschiedene Strömungen ein (Bild 15).

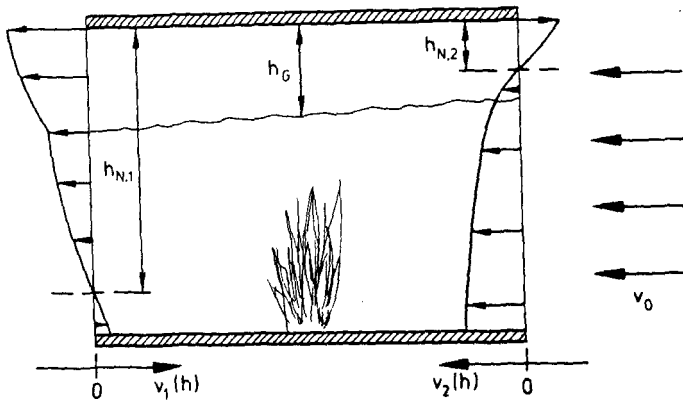


Bild 15: Einfluß von Wind oder Zwangsventilation (Längslüftung) auf die Lage der neutralen Ebene

TANAKA /107/ schildert das Auftreten von bis zu acht verschiedenen Massenströmen, die auch im Modell FIGARO zur Bilanzierung der Gasschichten sowie der Beschreibung der Rauchausbreitung herangezogen werden. Dabei lassen sich für die Berechnung sechs sinnvolle Fallunterscheidungen von Schichthöhen und neutralen Ebenen zusammenstellen (Bild 16).

Von besonderem Interesse sind dabei die zwischen den Heiß- und Kaltgaschichten stattfindenden Transportvorgänge, die bei größeren Differenzen der Schichtdicken auftreten. Das trifft z.B. bei Einschnürungen der Strömung in Türen und Fenstern und beim Überströmen von Rauchschürzen, wie sie in Industriehallen eingesetzt werden, zu. Sind die einzelnen Massenströme bekannt, lassen sich Raucheinmischungen in die untere Gasschicht und damit die Beeinträchtigung der Flucht- und Rettungsmöglichkeiten beschreiben (s. Kap. 3.7.2).

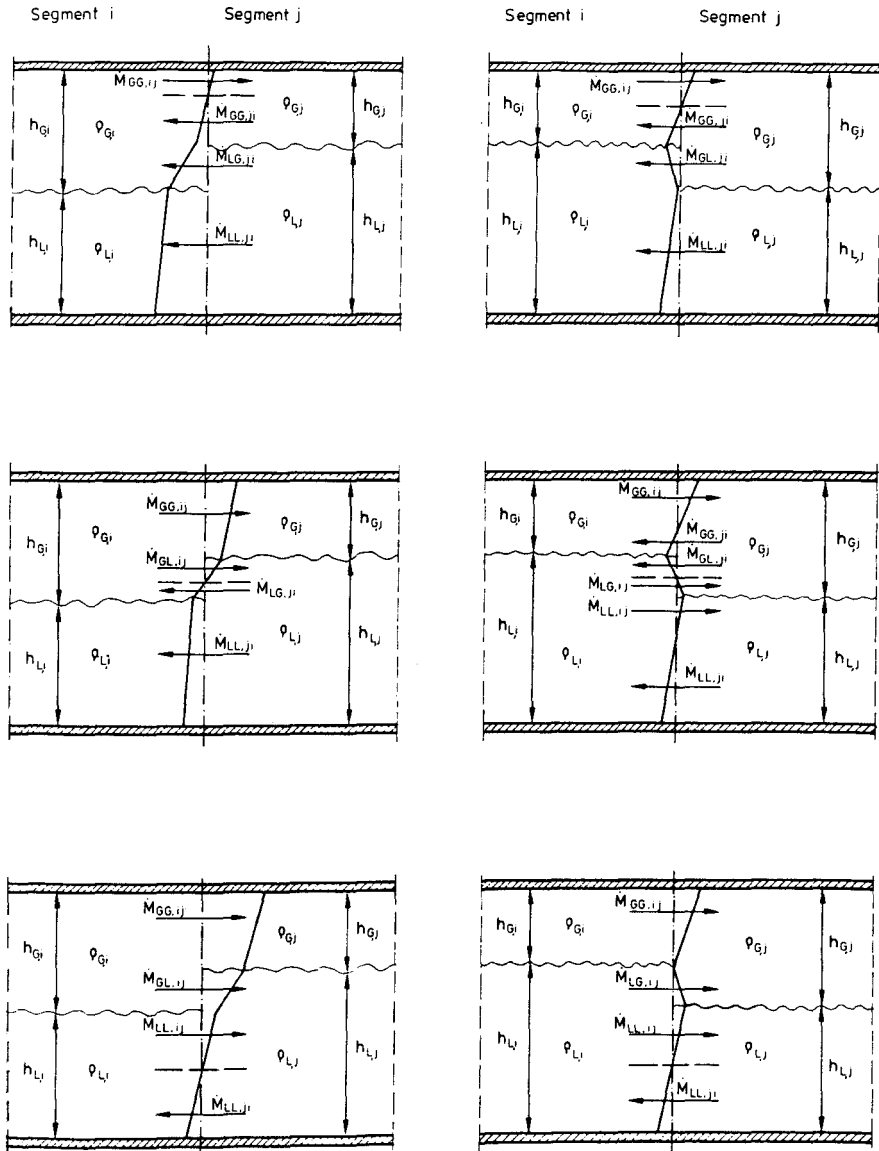


Bild 16: Mögliche Massenströme zwischen zwei Räumen in Abhängigkeit von den Gasschichthöhen und der Lage der neutralen Ebene

3.6.2 Gasströmungen durch horizontale Ventilationsöffnungen

Deckenfenster sowie Rauch- und Wärmeabzüge werden bei waagerechter Einbauweise als horizontale Ventilationsöffnungen bezeichnet. Diese Einrichtungen vermindern bei ausreichender Bemessung durch das Abführen des Brandrauches die Verqualmung der Luftschicht und erhöhen dadurch die Chancen zur Rettung von Personen. Die mit den Brandgasen abgeführte Energie reduziert die Temperaturen im Brandabschnitt und verzögert so die Brandausbreitung /63,65/.

Die Funktion dieser Anlagen beruht auf dem thermischen Auftrieb der erwärmten Gase. Die DIN 18 232 Teil 2 /19/, die die Aufgaben und die Bemessung von Rauch- und Wärmeabzügen (RWA) festlegt, schreibt deshalb in Abhängigkeit von der geforderten Höhe der rauchfreien Schicht die Größe der wirksamen Öffnungsfläche vor.

In einigen Anwendungsfällen ist der Rauchabzug nur über einen längeren Abluftschacht möglich. Dies gilt beispielsweise für unterirdische Verkehrsanlagen und bei Räumen, bei denen die Decke nicht das Dach des Gebäudes bildet. Ferner ist in den Fällen ein kontrollierter Abzug über ein Abluftsystem notwendig, wo schwerwiegende Auswirkungen der Brandgase auf Umwelt und Bevölkerung möglich sind und die Rauchgase über geeignete Filtersysteme geleitet werden müssen.

3.6.2.1 Rauch- und Wärmeabzug durch Dachöffnungen

Im Gegensatz zu den vertikalen Öffnungen ist bei horizontalem Einbau die Druckdifferenz Δp_D auf dem ganzen Strömungsquerschnitt konstant (Bild 17). Er wird bestimmt durch die Höhe der Heiß- und Kaltgasschicht, ihren Temperaturen und dem Druck über dem Boden des Raumes:

$$\Delta p_D = (p_{wi} - p_0) + g (\rho_0 H - \rho_L h_L - \rho_G h_G) . \quad (3.6-7)$$

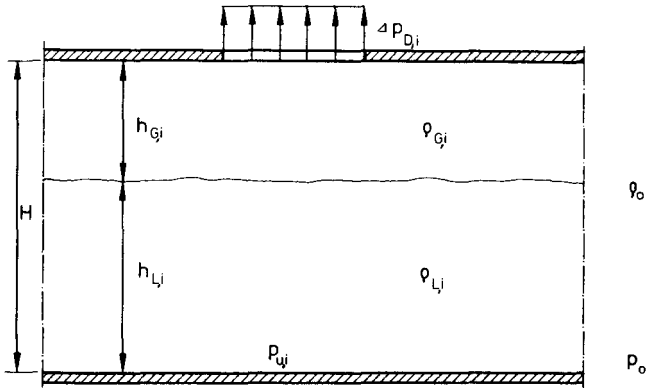


Bild 17: Druckverteilung über der Fläche einer Dachöffnung

Beim Ansatz der Energiegleichung läßt sich über die Beziehung

$$v_D = \sqrt{\frac{2 \Delta p_D}{\rho_G (1 + \zeta_A)}} \quad (3.6-8)$$

bei bekannter Querschnittsfläche A_D der Massenstrom in der Dachöffnung

$$\dot{M}_D = \Phi_D A_D v_D \rho_G \quad (3.6-9)$$

berechnen. Für den Kontraktionskoeffizienten ϕ_0 nennt COOPER /13/ einen Wert von 0,7; der Strömungswiderstandsbeiwert ζ_A wird nur beim Anschluß eines längeren Abluftsystem an den Rauchabzug berechnet.

In den brandfernen Bereichen kann bei ungenügender Luftzufuhr durch Türen und Fenster ein Unterdruck entstehen, so daß durch bereits geöffnete Dachluken Luft in das Brandgebäude eintreten kann. In den Gln. (3.6-8) und (3.6-9) ist in diesem Fall die Dichte der Außenluft einzusetzen.

Die ganze Öffnungsfläche A_D in Gl. (3.6-9) steht nur bei sogenannten überkritischen Abmessungen der RWAs für den Rauchabzug zur Verfügung. Bei zu geringer Stärke der Heißgasschicht und großen Öffnungsflächen tritt beim Abströmen auch ein Abzug aus der Kaltgasschicht ein /79/, wodurch die Wirksamkeit von Rauchabzügen herabgesetzt wird. Diese Problematik erkannten auch SPRATT und HESELDEN /104/. Nach ihren Untersuchungen ist bei einem Strömungsquerschnitt der Dachöffnung

$$A_D \leq 3,4 h_G^2 \quad (3.6-10)$$

ein überkritisches Verhalten des Rauchabzuges zu erwarten. Der angegebene Zahlenwert gilt bei freiem Zustrom der Brandgase aus allen Richtungen. Bei Abzügen in Wandnähe ist ein geringerer Wert ($\approx 2,4$) anzusetzen.

Die Differenz zur gesamten Öffnungsfläche steht dem Massenstrom aus der unteren Kaltgasschicht zur Verfügung, für den die gleichen Beziehungen (3.6-7) bis (3.6-9) Gültigkeit haben, wenn anstelle der Dichte der Heißgase die der unteren Luftschicht verwendet wird.

Die oben beschriebene Bestimmung der einströmenden Umgebungsluft und des austretenden Kaltgasstromes wirken sich am meisten in der Brandentstehungsphase auf die Energie- und Massenbilanzen aus. Darüberhinaus bietet diese Vorgehensweise Vorteile bei der iterativen Lösung der Gleichungssysteme, da Unstetigkeiten der Massenströme bei niedrigen Höhen der Heißgasschicht nicht auftreten und Stabilitätsprobleme vermieden werden.

3.6.2.2 Abzug der Brandgase über einen Abluftschacht

Die Führung der Brandgase durch längere Abzugskamine und die Auswirkungen auf das Brandgeschehen wurden experimentell an zwangsventiliierten Gasbränden und freiventiliierten Holzkrippenbränden untersucht /10,43/. Anhand dieser Resultate erfolgte die Verifikation der im Modell FIGARO verwendeten Ansätze, die in ähnlicher Form auch zur Berechnung von Schornsteinabmessungen nach DIN 4705 Teil 1 /17/ eingesetzt werden.

Ausgehend von Gl. (3.6-7) gilt für die statische Druckdifferenz zwischen Abzugsmündung und dem Bezugsniveau (Raumboden):

$$\Delta p_A = \Delta p_D + g H_A (\rho_0 - \bar{\rho}_A), \quad (3.6-11)$$

H_A gibt dabei die geodätische Höhendifferenz zwischen Ein- und Austritt des Abzuges an; ρ_A stellt die mittlere Dichte der Gase im Kamin dar. Diesen Wert erhält man über das ideale Gasgesetz aus der Temperatur

$$\bar{T}_A = T_0 + \frac{T_A - T_0}{K} (1 - e^K). \quad (3.6-12)$$

Sie gibt die mittlere Temperatur im Abzug und T_A die der eintretenden Brandgase an. Bei überkritischer Öffnungsfläche ist dieser Wert mit dem der Heißgase identisch, andernfalls ist die Mischtemperatur aus abgezogenem Heiß- und Kaltgasmassenstrom anzusetzen. Die Abkühlzahl K , die ein Maß für die Wärmeverluste durch die Abzugswand darstellt, errechnet sich aus der Gleichung

$$K = \frac{U_A k L_A}{M_D \bar{c}_p}. \quad (3.6-13)$$

Hierin bedeuten U_A den Umfang, L_A die gesamte Länge des Kamins und k den Wärmedurchgangskoeffizienten der Abzugswand. Da der abgeführte Massenstrom \dot{M}_D bereits in Gl. (3.6-13) enthalten ist, ist seine Berechnung nur iterativ möglich. Der Wärmedurchgangskoeffizient k berechnet sich aus der Beziehung:

$$k = \left(\frac{1}{\alpha_{\text{auß.}}} + \frac{\delta_A}{\lambda_A} + \frac{1}{\alpha_{\text{in.}}} \right)^{-1}. \quad (3.6-14)$$

In Gl. (3.6-14) werden die Wärmeübergangskoeffizienten an der Kamininnenwand durch den Wert $\alpha_{in.}$ und von der Außenwand an die Umgebung durch $\alpha_{auß.}$ erfaßt. Der Wärmedurchgang durch die Abzugswand wird durch den Quotienten λ_A/δ_A beschrieben.

Die Abzugsleitungen werden zur Vermeidung sekundärer Brandherde mit einer Wärmedämmung ausgestattet. Da der Wärmedurchgang maßgeblich von den kleineren Termen in Gl. (3.6-14) bestimmt wird, kann auf die Bestimmung der Wärmeübergänge meistens verzichtet und der Wärmedurchgangskoeffizient auf $k = \lambda_A/\delta_A$ gesetzt werden (Bild 18).

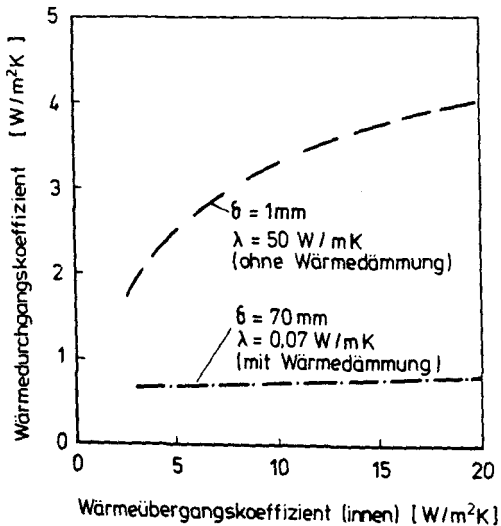


Bild 18: Wärmedurchgangskoeffizient durch eine dünnwandige Abzugswand ohne und mit Wärmedämmung (70 mm starke Mineralwolle) in Abhängigkeit von $\alpha_{in.}$ ($\alpha_{auß.} = 5\text{ W/m}^2\text{K}$)

Gl. (3.6-14) gilt streng genommen nur für ebene Wände, sie kann mit hinreichender Genauigkeit jedoch auch für dünnwandige Rohrquerschnitte angesetzt werden. Andernfalls und bei mehrschichtigem Wandaufbau sei auf die Grundlagen der Wärmeübertragung verwiesen /31/.

Der in Gl. (3.6-11) angegebene Differenzdruck führt unter Anwendung der Gln. (3.6-8) und (3.6-9) auf den durch die Dachöffnung abgezogenen Massenstrom. Der Strömungswiderstand ζ_A der gesamten Abzugsanlage läßt sich unter Beachtung des Blasius'schen Widerstandsgesetzes bestimmen /111/.

In Bild 19 ist am Beispiel eines 20 m langen und 6 m hohen Abluftschachtes /43/ der abgeführte Gasmassenstrom im Kamin in Abhängigkeit von der mittleren Temperatur auf der Grundlage der gezeigten Gleichungen dargestellt. Der Strömungsquerschnitt beträgt $0,24 \text{ m}^2$. Als Parameter wird die Höhe der Heißgasschicht im 3 m hohen Brandraum variiert. Typisch für thermische Rauchabzüge ist der Verlauf der Kurve, die ihr Maximum bei ca. $300 \text{ }^\circ\text{C}$ erreicht.

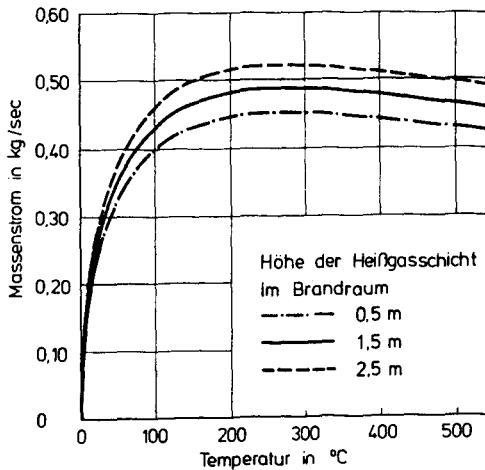


Bild 19: Massenstrom in einem Abzugsschacht in Abhängigkeit von der Temperatur bei verschiedenen Höhen der Heißgasschicht im Brandraum

3.6.3 Rauch- und Wärmeabzug durch maschinelle Absaugung

In mehrgeschossigen Gebäuden und in Tunnelanlagen lassen sich die in der DIN 18 232 Teil 2 geforderten Öffnungsflächen für Rauch- und Wärmeabzüge durch thermischen Auftrieb meistens nicht wirtschaftlich realisieren. Unter diesen Umständen bietet sich der Einsatz von maschinellen Abzugsanlagen (MA) an. Nachteilig bei diesen Einrichtungen mit rauchgasseitig angeordneten Ventilatoren ist der starke Rückgang des abgeführten Massenstromes bei steigenden Temperaturen in der Heißgasschicht.

Problematisch ist bei den maschinellen Anlagen auch der Erhalt der Funktionsfähigkeit bei den zu erwartenden Temperaturen der Brandgase. Deshalb schlägt ZITZELBERGER /113/ aus Sicherheitsgründen nur die Normung der MA's als Entrauchungsanlagen vor, für die nach DIN 18 232 Teil 1 das Einsatzgebiet auf Temperaturen unter 300°C beschränkt ist.

Für die Simulation des Rauchabzuges mit dem Modell FIGARO bedeutet die Absaugung der Brandgase mit maschineller Unterstützung, daß der abgeführte Volumenstrom aus den einzelnen Räumen unabhängig von dem Brandgeschehen ist und nur von der Leistungsfähigkeit des Lüftungssystems bestimmt wird. Die Durchführung der Energie- und Massenbilanzen erfordert jedoch die Umrechnung der üblicherweise in Volumenströmen angegebenen Lüfterleistung in die Massenströme:

$$\dot{M}_D = \dot{V}_{Lü} \rho_G, \quad (3.6-15)$$

3.6.4 Bestimmung der Drücke in den Räumen aus den Massenbilanzen

Die Massenströme durch die Ventilationsöffnungen berechnen sich aus der Druckdifferenz zwischen den miteinander verbundenen Räumen bzw. zur freien Umgebung. Wie in den Abschnitten (3.6.1) und (3.6.2) gezeigt wurde, ist die Abhängigkeit des Druckes von der Höhe durch die herrschenden Temperaturen und Schichtdicken gegeben.

Der Druck p_u am Boden eines Raumes wird von allen zu- und abströmenden Massen und den zeitlichen Volumenänderungen der Gasschichten durch Erwärmung oder Abkühlung bestimmt. Der Zusammenhang wird in der vereinfacht dargestellten Massenbilanz für das ganze Raumvolumen deutlich:

$$A \frac{d(\rho_L h_L + \rho_G h_G)}{dt} + \sum_{k=1}^n \dot{M}_k(p_u) + \sum_{l=1}^n \dot{M}_l = \Delta \dot{M} \leq \mu . \quad (3.6-16)$$

Der erste Ausdruck berücksichtigt die Änderungen der Höhen und Dichten von Heiß- und Kaltgasschicht im Raum mit der Grundfläche A ; das erste Summenzeichen faßt alle druckabhängigen Massenströme zusammen. Dazu gehören alle Massenströme durch horizontale und vertikale Ventilationsöffnungen. Hinter dem zweiten Summenzeichen stehen die druckunabhängigen Massenströme wie die Pyrolyserate des Brandherdes und mögliche Massentransporte durch Zwangsventilation. Beispiele sind Einblasungen von Luft und der maschinelle Abzug von Brandgasen.

Die gegenseitige Abhängigkeit von Temperaturen, Schichthöhen und Massenströmen erfordert die gleichzeitige Lösung der Massenbilanz für den ganzen Raum und der Energiebilanz für die Heißgasschicht. Dies wird durch zwei verschachtelte Iterationen erreicht. Vorgegeben werden zunächst die Temperaturen der Gasschichten und der Druck p_u . Die Schichthöhe der Brandgase h_G im Raum mit der Höhe H resultiert aus dem idealen Gasgesetz:

$$h_G = H \frac{M_G T_G}{M_G T_G + M_L T_L} . \quad (3.6-17)$$

Die Massenbilanz gilt als erfüllt, wenn $\Delta \dot{M}$ den Grenzwert μ unterschreitet. Die anschließend durchgeführte Energiebilanz für die Heißgasschicht (Gl. 3.4-4) liefert die Temperatur T_G . Entspricht der Wert der Vorgabe, ist das Berechnungsverfahren abgeschlossen; andernfalls werden beide Bilanzen mit einem neuen Startwert wiederholt.

Als Iteration wird die Rechenvorschrift von Newton-Raphson eingesetzt /69/. Ihr Vorteil ist die hohe Konvergenzordnung ($\kappa = 2$). Anwenden läßt sich dieses Verfahren aber nur, wenn die Funktion $\Delta M = f(p_v)$ im untersuchten Intervall zweimal stetig differenzierbar ist. Bei sehr kleinen Temperaturdifferenzen zwischen den Gasschichten zu Brandbeginn und in weiter vom Feuer entfernten Regionen ist diese Bedingung nicht immer erfüllt. In den Fällen führt das Pegasus-Verfahren /29/ zum Erfolg. Diese Iterationsvorschrift ist eine Variante der Regula falsi, der sie wegen der höheren Konvergenz ($\kappa = 1,64$) vorzuziehen ist.

3.7 Transport zwischen Heiß- und Kaltgasschicht

Die ersten Entwicklungen der Zwei-Schichtmodelle behandeln im wesentlichen nur den Plume als Transportphänomen zwischen beiden Gasschichten. Die Zusammensetzung der Heißgas- bzw. der Kaltgasschicht entspricht unter diesen vereinfachenden Annahmen der der Plume-Gase bzw. der der Umgebungsluft. Diese Voraussetzungen gelten in der Brandentstehungsphase und bei ungestörter Strömung.

Bei realen Bränden wird jedoch eine Verqualmung der Luftschicht beobachtet. Deshalb ist zur Beurteilung der Flucht- und Rettungsmöglichkeiten die Aufnahme weiterer Austauschprozesse in die Bilanzrechnung nötig. JONES /60/ stellte der Öffentlichkeit Lösungen für die Raucheinmischung in die untere Gasschicht vor. In die aufwendigeren Mehrraummodelle (MRFC, FAST, FIRST) wurden diese Ansätze integriert.

Das Simulationsmodell FIGARO behandelt zusätzlich Stofftransporte, die ihre Ursache in der mit zunehmender Entfernung zum Brandherd wachsenden Instabilität der Gasschichtung haben. Ebenso werden Massenströme an den Wänden berücksichtigt, die zusammen mit dem konvektiven Wärmeaustausch zwischen den Umfassungsbauteilen und der Luft bzw. den Brandgasen auftreten.

3.7.1 Vermischungen bei geschichteten Strömungen

Die besonders in der Brandentstehungsphase zu beobachtende Schichtung der heißen Brandgase über der Luft hängt von dem Dichtegradienten $d\rho/dh$ und dem Geschwindigkeitsprofil der Strömung in der Lotrechten ab. Diese Einflußgrößen lassen sich zur dimensionslosen Schichtungsgröße, der Richardson-Zahl

$$Ri = -\frac{g \frac{d\rho}{dh}}{\rho \left(\frac{dv}{dh}\right)^2} \quad (3.7-1a)$$

zusammenfassen /94/. Diese Zahl ist ein Kriterium für die Stabilität geschichteter Strömungen. Dabei bedeutet ρ die Dichte und v die von der Höhe h abhängige Strömungsgeschwindigkeit. Die differenzielle Darstellung der Gl. (3.7-1a) ist aber für das Zonenmodell nicht anwendbar, da in beiden Gasschichten homogene Zustände angenommen werden. Deshalb operieren verschiedene Autoren mit einer Ri -Zahl, die sich auf den ganzen Strömungsquerschnitt in der Heiß- /48/ oder Kaltgasschicht /117/ bezieht:

$$Ri_h = -\frac{g h_G (\rho_G - \rho_L)}{\rho_G (v_G - v_L)^2} \quad (3.7-1b)$$

In dieser Darstellung bezieht sich Gl. (3.7-1b) auf die obere Gasschicht. Bei Unterschreiten einer kritischen Schichtungsgröße $Ri < Ri_{krit}$ treten Instabilitäten mit verstärktem Stoffaustausch zwischen beiden Schichten auf. SCHLICHTING /94/ gibt für die differentielle Größe einen Wert von $Ri_{krit} = 0,25$ an, ELLISON und TURNER /28/ ermittelten in ihren Untersuchungen mit Salzwasserströmungen für $Ri_{h,krit}$ einen Grenzwert von 0,8.

ZUKOSKI et al. /117/ beschreiben ein Modell für die Einmischung von Rauchgasen in die Luftschicht. Nach Aussagen der Autoren bildet sich zwischen Heiß- und Kaltgasschicht eine Mischungszone, die solange anwächst, bis die Stabilität der Strömungen hergestellt ist und die vertikalen Mischbewegungen unterdrückt werden (Bild 20).

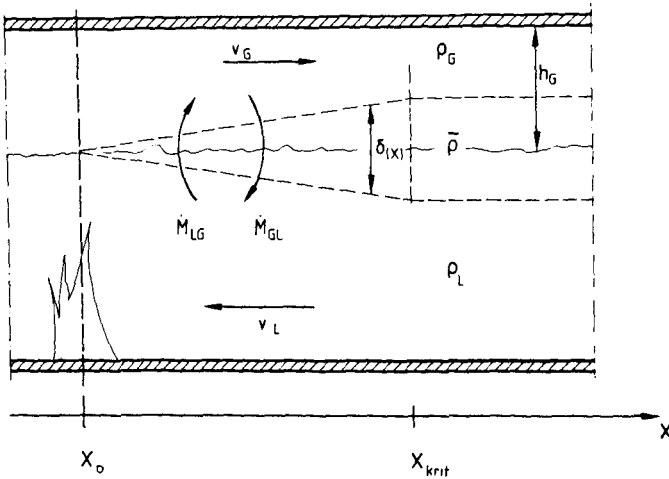


Bild 20: Bildung der Mischungszone zwischen Heiß- und Kaltgasschicht

Dieser Vorschlag wird in der vorliegenden Arbeit aufgegriffen, um die Austauschvorgänge beschreiben zu können. Abweichend werden die Dichte- und Geschwindigkeitsgradienten in der Ri-Zahl aus der Dicke $\delta(x)$ der sich bildenden Mischungszone bestimmt. Danach gilt:

$$Ri_{\delta} = -\frac{g \delta(x) (\rho_G - \rho_L)}{\bar{\rho} (v_G - v_L)^2} \quad (3.7-1c)$$

Der Massenaustausch ergibt sich über einen von der Ri-Zahl abhängigen Entrainment-Koeffizienten (Bild 21), für den mit guter Näherung der Ansatz

$$e(Ri) = e_0 \left[1 - \frac{Ri}{Ri_{krit}} \right]^2 \quad (3.7-2)$$

erfüllt ist. In Bild 21 wurde die normierte Darstellung gewählt, da in der Literatur für e_0 und Ri_{krit} unterschiedliche Werte genannt werden;

ihre Abhängigkeit voneinander läßt sich aber prinzipiell wie in dem Bild skizziert darstellen /28/. Im Modell FIGARO wird mit $e_0 = 0,036$ und $Ri_{krit} = 0,25$ gearbeitet.

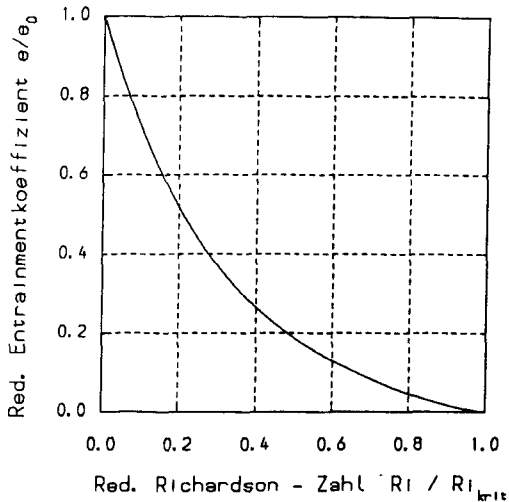


Bild 21: Der Entrainmentkoeffizient als Funktion von der Richardson-Zahl (aus /28/)

Für das Dickenwachstum der Mischungszone nehmen ZUKOSKI et al. /117/ eine lineare Abhängigkeit vom Mischungsweg x an:

$$\delta = 0,23 x . \quad (3.7-3)$$

Um die Vorteile der übersichtlichen Handhabung des Zwei-Schichtmodells zu erhalten, wird die Mischungszone zu gleichen Teilen der Heiß- und Kaltgasschicht zugeordnet und in der Bilanzierung nicht weiter berücksichtigt.

Aus der Definition des Entrainment-Koeffizienten $e(Ri)$ ergibt sich für die ausgetauschten, gleichzeitig nach oben und unten gerichteten, massengleichen Stoffströme die Formel:

$$d\dot{M}_{LG} = d\dot{M}_{GL} = e(Ri) \bar{\rho} B_V (v_G - v_L) dx . \quad (3.7-4)$$

Der gesamte ausgetauschte Massenstrom resultiert aus der Integration über den Mischungsweg der Breite B_V (Bild 20), bis die Schichtdicke δ_{krit} erreicht und die Stabilität der Schichtung hergestellt ist.

3.7.2 Mischprozesse bei lokalen Änderungen der Gasschichthöhen

Eine erhebliche Verqualmung der Luftschicht kann auftreten, wenn sich die Brandgase mit zunehmender Entfernung vom Brandherd abkühlen. Die Verringerung der Auftriebskräfte hat eine Verminderung der Strömungsgeschwindigkeit und ein Aufstauen der Rauchgase zur Folge. Sobald die Heißgase unter die neutrale Ebene absinken, werden sie mit der Luft zum Brandort zurückgeführt.

Die Berechnung der Rückströmung erfolgt prinzipiell nach den im Abschnitt (3.6.1) dargestellten Beziehungen für die vertikalen Ventilationsöffnungen. Da die Temperatur $T_{G,j}$ dieses Massenstromes zwischen den Werten $T_{L,i}$ und $T_{G,i}$ liegt, wird nach JONES /60/ der Teilstrom

$$\dot{M}'_{GG,ji} = \frac{T_{G,j} - T_{L,i}}{T_{G,i} - T_{L,i}} \dot{M}_{GL,ji} \quad (3.7-5)$$

den Heißgasen im Raum i zugeteilt (Bild 22). Der Rest vermischt sich mit der dem Brandherd zuströmenden Luft.

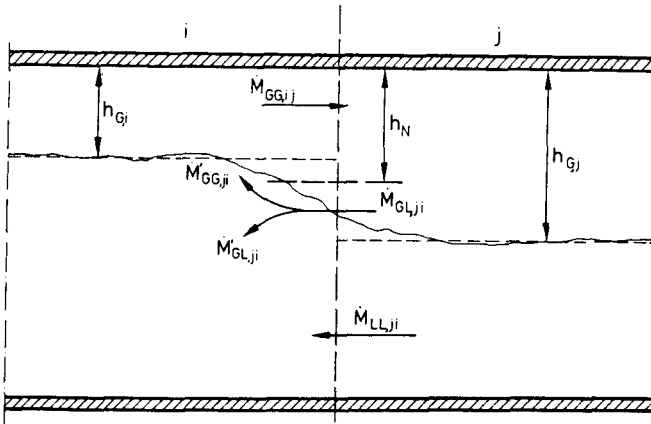


Bild 22: Rückstrom von Rauchgasen in die Luftschicht

Schmale Türen und Fenster, Rauchschürzen in Industriehallen sowie andere, größere Hindernisse im Strömungsweg (z.B. liegengebliebene Lastkraftwagen in Verkehrstunneln) führen zu einer plötzlichen Abnahme der Schichtdicke der Brandgase (Bild 23). Die auftretenden hohen Geschwindigkeitsdifferenzen zwischen den zu- und abströmenden Gasen verursachen durch entstehende Turbulenzen einen Massenaustausch in vertikaler Richtung, für dessen Berechnung JONES /60/ und ROCKETT /91/ eine Beziehung vorschlagen, die aus Stabilitätsbetrachtungen der Gasströmungen abgeleitet wurde. Für den eingemischten Massenstrom $\dot{M}_{GL,i}$ gilt:

$$\dot{M}_{GL,i} = 0,5 \dot{M}_{LG,i} \frac{T_{L,i} (h_{G,i} - h_N)}{T_{G,i} (H - h_N)} \quad (3.7-6)$$

und analog für $\dot{M}_{LG,j}$:

$$\dot{M}_{LG,j} = 0,5 \dot{M}_{GL,i} \frac{T_{G,i} (h_N - h_{G,j})}{T_{L,j} h_N} \quad (3.7-7)$$

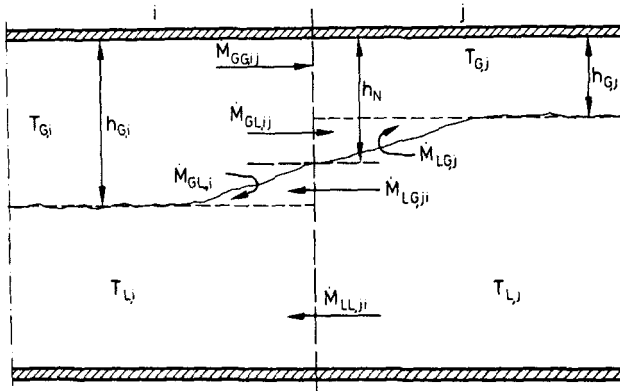


Bild 23: Mischungsprozesse in verengten Strömungsquerschnitten

3.7.3 Strömungen durch Auftriebskräfte an den Wänden

Gasströmungen an den senkrechten Oberflächen sind darauf zurückzuführen, daß die Wände mit den angrenzenden Gasen in konvektivem Wärmeaustausch stehen, der mit einem Massentransport verbunden ist. An den Oberflächen der Strukturen bildet sich eine Grenzschicht aus, deren Temperatur zwischen der der Kalt- bzw. Heißgasschicht und der entsprechenden Oberflächentemperatur liegt. In der Brandentstehungs- und Vollbrandphase entsteht im Bereich der Rauchgasschicht das in Bild 24 gezeigte Temperaturprofil. Die Wandtemperatur über dem Boden liegt meistens über der der Kaltgasschicht.

Die auftretenden Temperatur- und Dichteänderungen in der Grenzschicht rufen Auf- bzw. Abtriebskräfte hervor, aus denen Massenströme von der Heißgas- in die Luftschicht und umgekehrt resultieren. Dieser Stoffaustausch ist relativ gering und wirkt sich in der Energie- und Massenbilanz der Schichten kaum aus. Er hat aber einen großen Einfluß auf den Extinktionskoeffizienten, da bereits geringe Einmischungen von Brandgasen in die Luftschicht die Sichtverhältnisse erheblich verschlechtern.

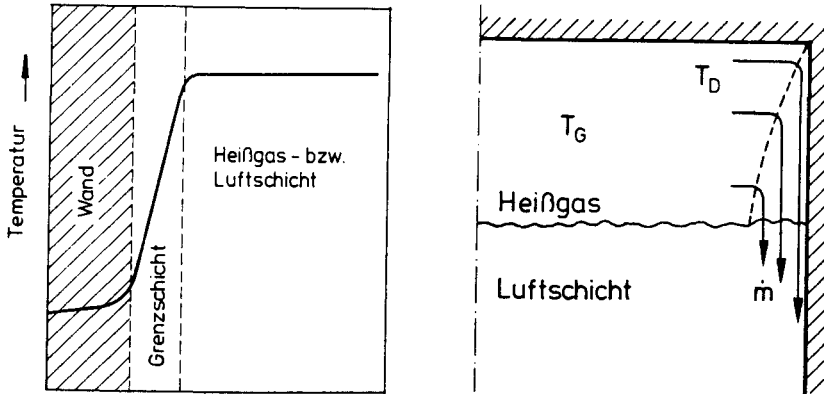


Bild 24: Temperaturprofil an der Wand und daraus resultierende Strömungen in der Grenzschicht

JALURIA und COOPER /54/ stellen Gleichungen für diese Massenströme vor, die aus Kräfte-, Energie- und Massenbilanzen in der Grenzschicht abgeleitet wurden. Dabei wenden die Autoren Ähnlichkeitsbetrachtungen an und erhalten so eine von der Grashof- und Prandtl-Zahl abhängige Beziehung für den Fall einer laminaren und turbulenten Grenzschicht.

Da die Pr-Zahl als nahezu temperaturunabhängige Stoffgröße ($Pr \approx 0,7$) des Fluids (Luft bzw. Brandgas) betrachtet werden kann, lassen sich die Gleichungen für den Massenstrom zusammenfassend in der Form

$$\dot{m} = 1,755 \eta Gr_h^{0,25} \quad \text{laminar} \quad Gr_h < 10^9, \quad (3.7-8a)$$

$$\dot{m} = 0,101 \eta Gr_h^{0,4} \quad \text{turbulent} \quad Gr_h \geq 10^9 \quad (3.7-8b)$$

anschreiben. Als charakteristische Längen sind in der Gr-Zahl die jeweiligen Schichthöhen anzusetzen. Die Gl. (3.7-8a bzw. 3.7-8b) gibt den auf eine Längeneinheit bezogenen spezifischen Massenstrom an. Durch Multi-

plikation mit dem Umfang des Raumes in Höhe der Grenzschicht zwischen Luft- und Rauchgas, von dem die Breiten vorhandener Ventilationsöffnungen abzuziehen sind, erhält man schließlich den gesamten ausgetauschten Massenstrom.

Die Richtung des Massentransportes hängt von der Größe der Auf- bzw. Abtriebskräfte in der an der Wand liegenden Grenzschicht ab. Die Autoren beschreiben auch das gleichzeitige Auftreten von nach oben und unten gerichteten Bewegungen mit der Bildung einer Mischzone zwischen beiden Gasschichten. Lösungen für die gegenseitige Beeinflussung der Transportvorgänge werden jedoch nicht angeboten.

3.8 Wärmeübertragung durch Konvektion und Strahlung

Für die Berechnung der Temperaturen in den verschiedenen Zonen werden neben den Enthalpieströmen auch die radiativ und konvektiv ausgetauschten Wärmeenergien berücksichtigt. Die konvektive Wärmeübertragung tritt beim natürlichen Brand zwischen den Gasschichten und den mit ihnen in direktem Kontakt stehenden Umfassungsbauteilen auf.

Die Übertragung durch Wärmestrahlung erfolgt berührungslos durch elektromagnetische Wellen. Feste Körper und verschiedenatomige Gase sind in der Lage, Wärme auf diese Art zu übertragen. Bei der Brandmodellierung trifft dies für die Decke, den Boden, den Brandherd und die Rauchgasschicht zu. In der unteren Gasschicht sind trotz auftretender Vermischung die Partialdrücke von CO_2 und Wasserdampf so gering, daß für diese Zone die Wärmestrahlung vernachlässigbar ist.

3.8.1 Der konvektive Energietransport in die Umfassungsbauteile

Wie in Abschnitt 3.1 dargestellt wurde, werden alle mit der Luftschicht in Kontakt stehenden Oberflächen als Boden und die darüberliegenden als Decke bezeichnet. Die für den Wärmeaustausch bedeutsamen Oberflächen sind also neben den Raumabmessungen (H, B, L) auch von der zeitvarianten Gasschichthöhe h_g abhängig. Es gilt:

$$A_B = L B + 2 L (H - h_G), \quad (3.8-1a)$$

$$A_D = L B + 2 L h_G. \quad (3.8-1b)$$

Der konvektive Wärmeübergang wird allgemein durch das Newtonsche Abkühlungsgesetz beschrieben:

$$\dot{Q}_{K,L-B} = \alpha_B A_B (T_L - T_B), \quad (3.8-2a)$$

$$\dot{Q}_{K,G-D} = \alpha_D A_D (T_G - T_D). \quad (3.8-2b)$$

Schwierigkeiten bereitet der in Gl. (3.8-2) enthaltene Wärmeübergangskoeffizient α . Diese Größe hängt von den herrschenden Temperaturverhältnissen, den Strömungsbedingungen im Raum und der Lage der wärmeübertragenden Flächen ab, die sowohl horizontal als auch vertikal angeordnet sein können.

Der Wärmeübergang bei Bränden wird gleichzeitig durch freie und erzwungene Konvektion, die sich gegenseitig beeinflussen, verursacht. Die Anwendung der aus den Grundlagen der Wärmeübertragung /31/ bekannten Beziehungen führt beim natürlichen Brand mit ständig wechselnden Strömungsverhältnissen zu unrealistischen Ergebnissen.

So ergab z.B. eine thermodynamische Untersuchung von Tunnelbränden nach SCHWEIGER /102/ unter der Anwendung der Regeln für die erzwungene Konvektion in Rohren einen Wärmeübergangskoeffizienten von $2 \text{ W/m}^2\text{K}$. Dieser Wert muß als zu klein angesehen werden. Bereits für ruhende Atmosphären schlägt MITLER /75/ einen Übergangskoeffizienten von $\alpha_{\min} = 5 \text{ W/m}^2\text{K}$ vor, der mit steigender Temperaturdifferenz linear bis zu $\alpha_{\max} = 50 \text{ W/m}^2\text{K}$ zunimmt. SCHNEIDER und HAKSEVER /96/ entwickelten aus Brandversuchen eine

empirische Gleichung, die neben einem geringen Einfluß der Fluidtemperatur die Strömungsgeschwindigkeit an der Bauteiloberfläche als Parameter berücksichtigt. BABRAUSKAS /2/ verwendet in seinem Modell eine Beziehung, die aus der Berechnung des Wärmeübergangs für die freie, turbulente Konvektion abgeleitet wurde:

$$\alpha = 5,0 (\Delta T)^{\frac{1}{3}}. \quad (3.8-3)$$

In Gl. (3.8-3) gibt ΔT die Temperaturdifferenz zwischen den Strukturoberflächen und den mit ihnen in Kontakt stehenden Gasschichten an. Bei Anwendung dieser Gleichung sollte ein Wärmeübergangskoeffizient von $5 \text{ W/m}^2\text{K}$ als unterer Grenzwert betrachtet werden. Nach dieser Vorgehensweise werden mit dem Modell FIGARO für den konvektiven Wärmeübergang Werte zwischen 5 und $35 \text{ W/m}^2\text{K}$ ermittelt.

3.8.2 Der Energietransport durch Strahlung

In dem Rechenprogramm FIGARO erfolgt die Beschreibung des Wärmestrahlungsaustausches zwischen festen Materialien nach Gesetzen, die für ideale Strahler gelten. Unter Anwendung dieser Gesetze kann der Strahlungsaustausch für reale Flächen hinreichend genau berechnet werden.

Der Ausgangspunkt für die mathematische Formulierung ist das Stefan-Boltzmannsche Gesetz, das streng genommen nur für schwarze und graue Strahler gültig ist. Mit genügender Annäherung gilt dieses Gesetz auch für technische Oberflächen. Abweichungen vom Verhalten schwarzer Strahler werden durch Einführung des Emissionsgrades ϵ berücksichtigt. Die je Flächeneinheit emittierte Energie berechnet sich nach der Formel:

$$e = \epsilon c_s T^4. \quad (3.8-4)$$

Für den Strahlungswärmeaustausch muß nicht nur die emittierte, sondern auch die absorbierte Energie einer Fläche bestimmbar sein. Der Zusammenhang zwischen Absorptionsgrad α und dem Emissionsgrad ϵ bei gleicher Temperatur wird durch das Kirchhoffsche Gesetz beschrieben, das nur für monochromatische Strahlung gilt. Für graue Strahler gilt jedoch die Annahme, daß der Absorptionsgrad $\bar{\alpha}$ unabhängig von der Wellenlänge ist:

$$\epsilon = \bar{\alpha} . \quad (3.8-5)$$

Neben Absorptions- und Emissionsgrad ist für den Strahlungswärmeaustausch der Winkel β zwischen der Flächennormalen und der Strahlungsrichtung entscheidend und wird durch das Cosinus-Gesetz von Lambert beschrieben. Die Abstrahlung, die ein Flächenelement dA insgesamt in den Halbraum aussendet, ergibt sich zu

$$\dot{e} = \pi \dot{e}_n \quad (3.8-6)$$

und ist damit das π -fache der Strahlungsintensität in Richtung der Flächennormalen.

Für den von der Fläche A_i zur Fläche A_j ausgesandten Energiestrom läßt sich unter Berücksichtigung des quadratischen Abstandsgesetzes die Gleichung

$$\dot{Q}_{S,i \rightarrow j} = \dot{e}_n \int_{A_j} \int_{A_i} \frac{\cos \beta_i \cos \beta_j}{r^2} dA_i dA_j \quad (3.8-7)$$

aufstellen. Hierin sind β_i und β_j die Winkel zwischen der Verbindungslinie der Länge r zwischen den zwei Flächenelementen dA_i und dA_j und deren Flächennormalen (Bild 25).

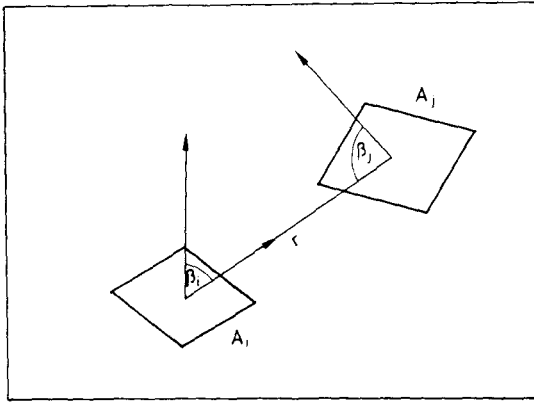


Bild 25: Strahlungsaustausch zwischen zwei Flächen (aus /94/)

Die Lösung des Doppelintegrals gestaltet sich von einigen einfachen Sonderfällen abgesehen als umständlich und schwierig. Dies gilt besonders für die Anwendung auf unterschiedliche Raumgeometrien, bei denen mehr als zwei Körper miteinander im Strahlungsaustausch stehen.

Deshalb entwickelte DOBBERNACK /21/ im Rahmen seiner Dissertation für die mathematische Beschreibung der Wärmestrahlung in Wärmeaustauschern ein statistisches Berechnungsverfahren zur Ermittlung sogenannter Absorptionsszahlen, die durch die Gleichung

$$\varphi_{i \rightarrow j} = \frac{\dot{Q}_{S, i \rightarrow j}}{\epsilon_i A_i c_S T_i^4} \quad (3.8-8)$$

definiert sind und den Strahlungsaustausch zwischen zwei Flächen A_i und A_j charakterisieren. Der in Gl. (3.8-8) enthaltene Ausdruck $\dot{Q}_{S, i \rightarrow j}$ gibt den insgesamt von der Fläche A_i abgestrahlten Wärmestrom (durch Emission und Reflexion von Strahlung der übrigen im Raum befindlichen Körper) an, der dann von der Fläche A_j absorbiert wird. Für die Netto-Abstrahlung der Oberfläche A_i gilt die Beziehung:

$$\dot{Q}_{S,i} = \dot{e}_i A_i - \sum_j \varphi_{j \rightarrow i} \dot{e}_i A_i \quad (3.8-9)$$

Dieses Modell, daß die Absorptionszahlen mit der Monte-Carlo-Methode bestimmt, wird von DOBBERNACK /23/ auch mit Erfolg auf die Beschreibung der Strahlung in Brandräumen mit variabler Gasschichthöhe angewandt. Neben dem Strahlungsverhalten der festen Flächen (Decke und Boden) wird auch das des Plume und der Heißgasschicht erfaßt.

Ein Energiebündel auf dem Weg durch Verbrennungsgase wird längs des Weges einen Intensitätsverlust erleiden. Diese absorbierte Energie wird nach dem BEERschen Gesetz durch den Absorptionsgrad

$$\bar{\alpha} = 1 - e^{-\bar{\alpha} l} \quad (3.8-10)$$

erfaßt. Die Absorptionskonstante $\bar{\alpha}$ in Gl. (3.8-10) drückt die Abhängigkeit der Gasstrahlung von der Temperatur und der Zusammensetzung des Gases aus. In dem Modell FIGARO wird der Einfluß der CO_2 - und H_2O -Partialdrücke auf das Absorptionsverhalten berücksichtigt /94/. Für die Weglänge l , die die Strahlung in der Heißgasschicht zurücklegt, wird eine von der Schichthöhe h_G und der Absorptionskonstanten $\bar{\alpha}$ abhängige gleichwertige Schichtdicke verwendet /23/. Die angegebene Beziehung, die für Heißgasschichten bis zu einer Höhe von 10 m gilt, lautet:

$$s_{gl} = 2 h_G e^{-0,2744 h_G \bar{\alpha}} \quad (3.8-11)$$

Bild 26 zeigt die mit dem Monte-Carlo-Verfahren ermittelten Absorptionszahlen für den Plume, die Heiß- und Kaltgasschicht sowie die Boden- und Deckenzone als Funktion der Schichthöhe h_G . Die Angaben beziehen sich auf einen Raum mit den Abmessungen $H \times B \times L = 4,5 \text{ m} \times 10,0 \text{ m} \times 100,0 \text{ m}$ und einen Emissionskoeffizienten der Baustoffe von 0,8.

Der Strahlungsaustausch durch eine Ventilationsöffnung wird erfaßt, indem der ausgetauschte Wärmestrom aufgeteilt wird. Auf den oberen Teil der Öffnung, der von den Heißgasen eingenommen wird, trifft der gleiche spezifische Wärmestrom wie auf die Decke. Entsprechend wird durch den unteren Bereich dieselbe flächenbezogene Strahlung emittiert, die den Boden erreicht. Als Temperatur hinter der Öffnung wird entweder die Umgebungstemperatur oder bei folgenden Räumen bzw. Segmenten die Temperatur des Bodens gewählt, da mit ihm der größte Teil des Strahlungswärmeaustausches erfolgt.

Raumgeometrie : Höhe : 4.5 m Breite : 10.0 m
Länge : 100.0 m

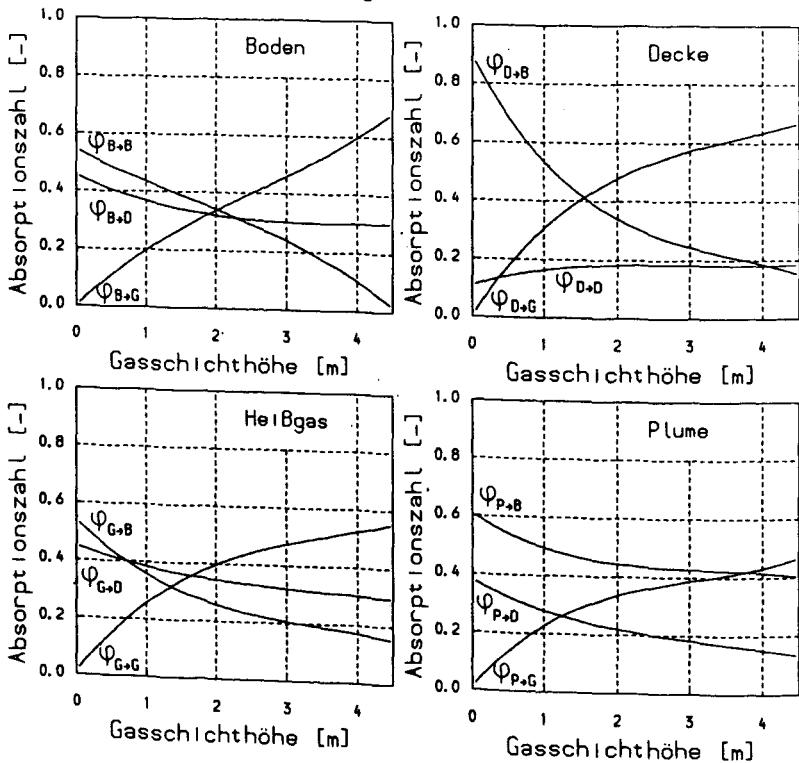


Bild 26: Absorptionszahlen als Funktion von der Höhe der Heißgasschicht

3.9 Die Entstehung und Ausbreitung toxischer und sichtbehindernder Brandgase

Im Brandfall stellt nach EINBRODT /26,27/ die Entstehung toxischer Brandgase die größte Gefahr für die betroffenen Menschen dar, während die Verletzungen durch Hautverbrennungen in der Statistik erst an zweiter Stelle stehen. Sie werden im wesentlichen durch die sogenannten Brandnebenscheinungen wie das brennende Abtropfen oder Herunterfallen von Baustoffen in unmittelbarer Nähe des Brandherdes verursacht.

Bei Rauchvergiftungen spielt das hochgiftige Kohlenmonoxid die schwerwiegendste Rolle. Dieses geruchlose Gas entsteht besonders in der Schmelz- und Vollbrandphase bei ventilationsgesteuertem Brandablauf. Daneben können eine Vielzahl von Kohlenwasserstoffen und bei der Verbrennung von Polyvinylchlorid (PVC) und verwandten Kunststoffen Salzsäure (HCL) entstehen. Die sehr giftige Blausäure (HCN) wird bei der thermischen Zersetzung von stickstoffhaltigen Materialien (Wolle, Polyamide, Polyacrylnitril-Typen) frei /24,84/. Durch Kombinationswirkung (z.B. CO-CO₂ und HCN-CO) erhöht sich die toxische Wirkung der einzelnen Gaskomponenten /71,42, 103/.

Neben der Art und Konzentration der toxischen Brandprodukte in der Atemluft ist die Expositionsdauer für die biologischen Wirkungen auf den Organismus von Belang. Sie läßt sich z.B. durch kürzere Fluchtwege und deren optimierte Kennzeichnung sowie die Verwendung von Baustoffen reduzieren, die bei der thermischen Zersetzung zu geringer Rauchentwicklung neigen. Die Verqualmung im Brandfall erschwert erheblich das schnelle Auffinden der Flucht- und Rettungswege und kann zu panikartigen Zuständen bei den eingeschlossenen Personen führen.

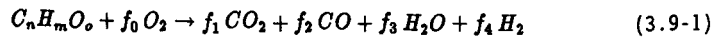
3.9.1 Bestimmung der Gaskonzentrationen in den Verbrennungsgasen

In dem vorgestellten Simulationsmodell wird vorausgesetzt, daß sich das Brandgut als Kohlenwasserstoff in der Form C_nH_mO_o darstellen läßt. Tabelle 2 gibt für einige typische Stoffe die Atomverhältnisse an:

Tabelle 2: Mol.-Anteile verschiedener Brandmaterialien ($C_nH_mO_o$)

Brandgut	Molekulare Anteile		
	n	m	o
Holz	6	10	5
Dieselöl	7	13	0
Benzin	7	15	0
Polyethylen } Polypropylen }	2	4	0
Polystyrol	8	8	0

Die Verbrennungsreaktion läßt sich für Kohlenwasserstoffe allgemein durch die chemische Formel



ausdrücken. Die Verbrauchsrate bzw. die Entstehungsraten für die einzelnen Komponenten lassen sich mit der Beziehung

$$X_k = f_k \frac{M_k}{M_{Br}} \quad (3.9-2)$$

bestimmen. Das Molekulargewicht M_k der Reaktionsteilnehmer ergibt sich aus den Atommassenzahlen und -verhältnissen. Für das Brandgut errechnet sich das Molekulargewicht M_{Br} nach der Gleichung:

$$M_{Br} = 12,0 n + 1,01 m + 16,0 o \quad (3.9-3)$$

Sind bei Mischbrandlasten oder komplexen Verbindungen nur die Atomverhältnisse, nicht jedoch die genauen Atomzahlen der Moleküle bekannt, stellt M_{Br} nicht das Molekulargewicht dar. Die Vorgehensweise nach den vorgestellten Formeln ist dennoch anwendbar, da sich die zu berechnenden Bildungs-raten auf die Masseneinheit des pyrolysierten Brennstoffes beziehen.

In der brandlastgesteuerten Phase ist bei ausreichendem Sauerstoffangebot mit der vollständigen Verbrennung der Pyrolyseprodukte zu CO_2 und H_2O zu rechnen, so daß kein Kohlenmonoxid ($f_2, f_4 = 0$) frei wird. Unter dieser Voraussetzung lassen sich für den zur Verbrennung notwendigen Sauerstoff die Verbrauchsrate X_{O_2} und die Entstehungsraten für CO_2 und H_2O (X_{CO_2}, X_{H_2O}) aus obiger Reaktionsgleichung bestimmen.

Bei unzureichender Ventilation ist die Verbrennung mit der CO-Bildung begleitet. Unter der Annahme, daß überwiegend die gasförmigen Pyrolyse-gase den Verbrennungsprozeß bestimmen, liegt dem Bildungsmechanismus für Kohlenmonoxid die homogene Wassergasreaktion



zugrunde /34/. Das Gleichgewicht dieser Reaktion hängt von den Partialdrücken der Reaktionspartner in den Brandgasen und ihren Temperaturen ab und wird durch das Massenwirkungsgesetz /30/ beschrieben. Es lautet:

$$K = \frac{[p_{CO}][p_{H_2O}]}{[p_{CO_2}][p_{H_2}]} \quad (3.9-5)$$

Aus Messungen und Rechnungen verschiedener Autoren /34/ liegen die Gleichgewichtskonstanten für den interessanten Temperaturbereich von 500 bis 1500 °C vor (Tabelle 3). Zwischenwerte lassen sich bei der Darstellung $\ln(K) = F(1/T)$ linear interpolieren.

Tabelle 3: Gleichgewichtskonstanten für die homogene Wassergasreaktion (aus /34/)

Temperatur [°C]	Gleichgewichtskonstante [-]
500	0,20462
600	0,39172
700	0,64548
800	0,95954
900	1,32400
1000	1,72624
1100	2,15199
1200	2,58422
1300	3,00440
1400	3,39248
1500	3,73127

Um die Zusammensetzung der in die Heißgasschicht des Brandraumes eintretenden Plume-Gase zu bestimmen, genügt die Reaktionsgl. (3.9-1) und das homogene Wassergasgleichgewicht (3.9-5). Die Verknüpfung dieser Gleichungen liefert für den ventilationsgesteuerten Brand die Entstehungsraten für CO_2 , H_2O , CO und H_2 . Der verbrauchte Sauerstoff ergibt sich in diesem Fall aus dem vom Plume in die Pyrolysegase eingemischten Massenstrom \dot{M}_e und der massenbezogenen Sauerstoffkonzentration x_{L,O_2} in der Luftschicht des Brandnahbereiches.

In Tabelle 4 sind die Gleichungen für die Berechnung der Verbrauchs- und Bildungsraten nach Gl. (3.9-2) für den brandlast- und ventilationsgesteuerten Brandablauf sowie die Molekulargewichte der einzelnen Komponenten aufgelistet.

Tabelle 4: Werte zur Berechnung der chemischen Zusammensetzung der Brandgase

	k	M_k kg/kmol	f_k	
			brandlastgesteuert	ventilationsgesteuert
O_2	0	32,0	$n + \frac{1}{4}m - \frac{1}{2}o$	$x_{O_2,L} \frac{\dot{M}_L}{R} \frac{M_{Br}}{M_{O_2}}$
CO_2	1	44,01	n	$\sqrt{\frac{u}{r} + \left(\frac{s}{2r}\right)^2} - \frac{s}{2r}$
CO	2	28,01	0	$n - f_1$
H_2O	3	18,02	$\frac{1}{2}m$	$o + 2(f_0 - f_1) - f_2$
H_2	4	2,02	0	$\frac{1}{2}m - f_3$

$$\begin{aligned} \text{mit } u &= Kn(o + 2f_0 - n), \\ r &= 1 - K, \\ s &= n + \frac{1}{2}m - r(o + 2f_0). \end{aligned}$$

In Bild 27 sind die Bildungsraten von CO_2 , CO und O_2 beispielhaft für die Brennstoffe Holz und Polystyrol in Abhängigkeit von der Ventilationszahl φ bei Plume-Temperaturen von 800 °C und 1200 °C dargestellt. Wie erwartet nimmt die Bildung von Kohlenmonoxid unter ventilationsgesteuerten Bedingungen zu. Höhere Temperaturen unterstützen seine Entwicklung durch die einsetzende Dissoziation.

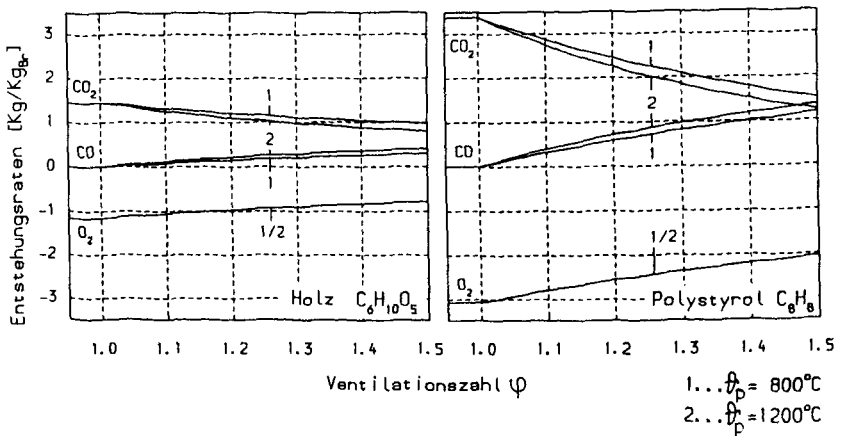


Bild 27: Massenbezogene Bildungsraten für CO₂, CO und O₂ bei der Verbrennung von Holz und Polystyrol

3.9.2 Berechnung der Rauchbildung

Die Sichtverhältnisse in einem Brandgebäude werden bestimmt von der Belastung der Luft mit Rußpartikeln und Kondensaten, deren Bildung von der chemischen Beschaffenheit der Brandlasten und dem Brandverlauf selbst abhängt. Ungesättigte Kohlenwasserstoffe oder solche mit Ringstruktur neigen zu stärkerer Rußbildung als solche mit Einfachbindung, während das H/C-Verhältnis von untergeordneter Bedeutung ist /86/. Für die Sichtweite in einer mit Brandgasen belasteten Atmosphäre spielt ferner die Wellenlänge des Lichtes /56,70/ eine Rolle. Bei langwelligem, rotem Licht liegen die Sichtweiten um 20-40 % höher als bei kurzwelligem, blauem. Die Sehfähigkeit wird auch erheblich durch die Reizwirkung des Rauches auf die Augen beeinträchtigt.

Wegen der Vielzahl der möglichen Parameter sind im Rahmen eines mathematischen Simulationsmodells nur die optischen Eigenschaften der Brandgase zu beschreiben. Als Bewertungsmaßstab ist hierfür der Extinktionskoeffizient gebräuchlich, der durch das BEERSche Gesetz

$$\sigma(\lambda) = -\frac{dJ(\lambda)}{J(\lambda) dx} \quad (3.9-6)$$

definiert ist. Danach wird ein Strom monochromatischen Lichtes der Wellenlänge λ , der ein absorbierendes Gas durchläuft, um einen konstanten Anteil $dJ(\lambda)$ seiner Intensität $J(\lambda)$ geschwächt.

Aus dem Extinktionskoeffizienten der Brandgase läßt sich nach RASBASH und DRYSDALE /86/ die materialtypische Rauchentwicklung bestimmen. Die Autoren schildern u.a. ein Testverfahren des National Bureau of Standards in den USA /1/, in dem eine Probe mit definierter Masse M in einer Brennkammer verbrannt wird. Der gemessene Extinktionskoeffizient σ des eingeschlossenen Gasvolumens V führt auf die Größe X_R , die als "spez. Rauchpotential" der Probe bezeichnet wird:

$$X_R = \sigma \frac{V}{M} . \quad (3.9-7)$$

Nach der Definition in Gl. (3.9-7) kann das Produkt $M \cdot X_R$ als ein Maß für die Rauchentstehung interpretiert werden. Deshalb wird im Rechenmodell analog zu den Bildungsraten für die Gaskomponenten die Größe X_R als Entstehungsrate für den Rauch verwendet, so daß für seine Verteilung die gleichen Beziehungen benutzt werden können. Auf diese Weise erhält man für die Gasschichten "Massenrauchdichten" x_R , aus denen durch Multiplikation mit der entsprechenden Gasdichte ρ die Extinktionskoeffizienten σ berechnet werden:

$$\sigma = \rho x_R . \quad (3.9-8)$$

Für eine Reihe von Baustoffen liegen die materialspezifischen Rauchpotentiale für Verschwelung ($X_{R, sch}$) und Verbrennung ($X_{R, br}$) vor (Tabelle 5). Diese Vorgehensweise hat den Vorteil, unabhängig von der Zusammensetzung des Brandgutes den resultierenden Extinktionskoeffizienten der Verbrennungsgase bestimmen zu können.

Tabelle 5: Rauchpotentiale verschiedener Baustoffe

	Rauchpotential [m^2/g]	
	Verbrennung	Verschmelzung
Faserdämmplatte	0,6	1,8
Spanplatte	0,37	1,9
Hartfaserplatte	0,35	1,7
Birken-Sperrholz	0,17	1,7
Zellulose	0,22	2,4
PVC	1,7	1,8
gespritztes ABS	3,3	4,2
fester PU-Schaum	4,2	1,7
weicher PU-Schaum	0,96	5,1
Gipsplatte	0,042	0,39

Während bei der Anwendung der aufgeführten Daten für kleine Brände eine gute Übereinstimmung und Reproduzierbarkeit erzielt wird, werden beim Vollbrand höhere Rauchpotentiale gemessen /86/. Deshalb wird in dem Modell FIGARO für den ventilationsgesteuerten Brand ein resultierendes X_R angewandt, das sich aus den Werten für die Verbrennung und Verschmelzung berechnet und so die bei Luftmangel nur verschmelzenden Anteile der Pyrolysegase miteinbezieht. Danach gilt:

$$X_R = \frac{X_{R,br} + (\varphi - 1) X_{R,sch}}{\varphi} \quad \text{für} \quad \varphi > 1. \quad (3.9-9)$$

Da die verschmelzenden Anteile die Sichtverhältnisse meistens stärker beeinträchtigen, wird durch diesen Ansatz der größeren Rauchbildung beim Vollbrand Rechnung getragen.

3.9.3 Verteilung der Gaskomponenten und des Rauches in den Gasschichten

Sind die Bildungsraten für die einzelnen Gaskomponenten und den Rauch bekannt, läßt sich ihre Verteilung in allen vom Brand betroffenen Bereichen des Bauwerkes berechnen. Dabei wird unterstellt, daß mit Ausnahme des Brandherdes keine Senken und Quellen vorhanden sind und sich keine Brandprodukte an den Oberflächen der Bauteile ablagern.

Die Vielzahl der Einflußparameter, die das Absinken der festen und kondensierenden Teilchen und ihre Adsorption an den Strukturen beschreiben, läßt eine zuverlässige Abschätzung derzeit nicht zu. Für die Beurteilung der optischen Verhältnisse sind dies die ungünstigsten Voraussetzungen, die vornehmlich im Brandnahbereich bei großen Turbulenzen der Strömung und hohen Gastemperaturen erfüllt sind.

Unter Berücksichtigung aller auftretenden Massenströme in jedem Raum (Bild 11) können nach Bestimmung der Bildungs- und Verbrauchsdaten die Konzentrationen der einzelnen Bestandteile x_k und analog die Massenrauchdichten x_R in den Heißgasschichten berechnet werden:

$$\begin{aligned} \frac{d(x_{k,G} M_G)}{dt} = & X_k \dot{R} + x_{k,L} (\dot{M}_e + \dot{M}_{LG}) + \sum_j [\dot{M}_{GG,ji} (x_k)_{G,j} \\ & + \dot{M}_{LG,ji} (x_k)_{L,j}] - \{ \sum_j [\dot{M}_{GG} + \dot{M}_{GL}]_{ij} + \dot{M}_{GL} + \dot{M}_D \} x_{k,G} . \end{aligned} \quad (3.9-10)$$

Für die unteren Luftschichten läßt sich die Gleichung

$$\begin{aligned} \frac{d(x_{k,L} M_L)}{dt} = & x_{k,G} \dot{M}_{GL} + \sum_j [\dot{M}_{LL,ji} (x_k)_{L,j} + \dot{M}_{GL,ji} (x_k)_{G,j}] \\ & - \{ \sum_j [\dot{M}_{LL} + \dot{M}_{LG}]_{ij} + \dot{M}_e + \dot{M}_{LG} \} x_{k,L} \end{aligned} \quad (3.9-11)$$

aufstellen. Wie schon in Abschnitt 3.4 angeführt, müssen nicht alle in den Gln. (3.9-10) und (3.9-11) enthaltenen Massenströme in jedem Raum auftreten.

Die Gaskonzentrationen werden üblicherweise in Vol.-% angegeben und beziehen sich dabei auf das trockene Gas. Die Umrechnung erfolgt nach der Beziehung:

$$v_k = x_k \frac{M_{tr}}{M_k} 100 . \quad (3.9-12)$$

Zwischen der Sichtweite s und dem Extinktionskoeffizienten σ liegt nach JIN /56/ ein linearer Zusammenhang vor:

$$\sigma s = c . \quad (3.9-13)$$

Die Konstante c hängt von der Raumbelichtung und dem Reflexionsgrad der Objekte ab. Für reflektierende Hinweisschilder liegt der Wert zwischen 2 und 4, für selbstleuchtende Schilder wurden in Abhängigkeit von der Leuchtdichte Werte zwischen 5 und 10 ermittelt (Bild 28). Zur Abschätzung der Sichtweite mit dem Rechenprogramm müssen für die Konstante c die den Lichtverhältnissen im Bauwerk entsprechenden Werte eingegeben werden.

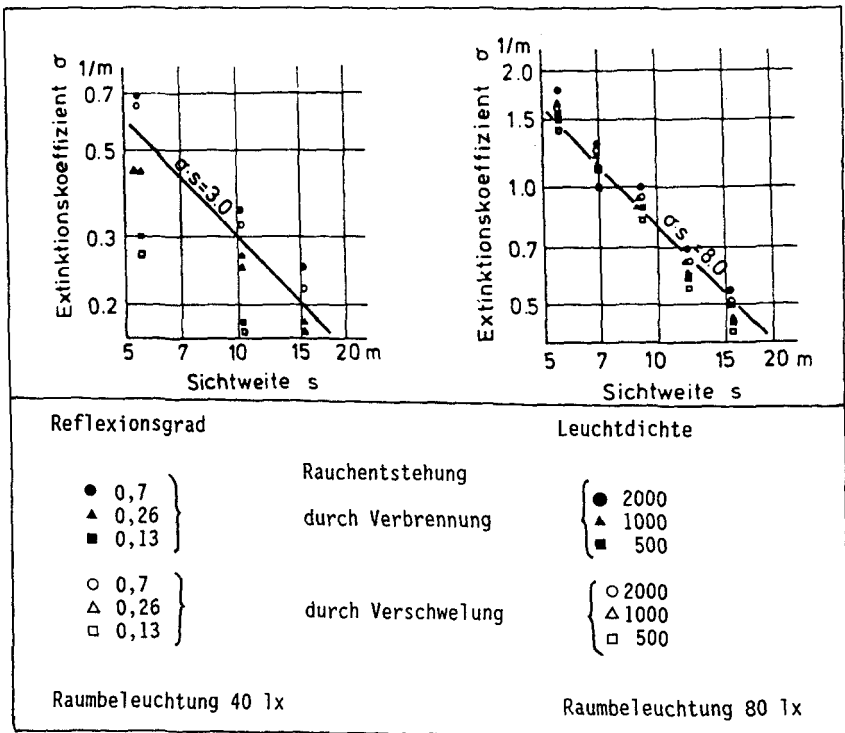


Bild 28: Beziehung zwischen Extinktionskoeffizient und Sichtweite (aus /58/)

3.10 Programmablauf

Basierend auf den dargestellten Grundlagen wurde ein Rechenmodell zur Beschreibung der Rauchausbreitung in Industriehallen, Verkehrstunneln und Mehrraumanordnungen erarbeitet. Vor einer Simulationsrechnung werden die Abmessungen der Räume bzw. Raumsegmente sowie die Größe und Anordnung der Ventilationsöffnungen eingegeben. Ferner müssen die thermischen Stoffdaten der Umfassungsbauteile bekannt sein. Zur Beschreibung des Wärmeaustausches durch Strahlung sind mit einem separaten Rechenprogramm die Absorptionszahlen als Funktion der Gasschichthöhe für jeden Raum zu bestimmen.

Für die Energiefreisetzung wird eine Abbrandfunktion, wie sie sich aus Versuchen oder Brandbeobachtungen ergibt, vorgegeben. Vom Brandgut müssen der Heizwert und die Atomverhältnisse ($C_n H_m O_o$) bekannt sein. Bei unbekanntem Stoffen oder Mischbrandlasten bedarf es mindestens der zur stöchiometrischen Verbrennung erforderlichen Luftmenge, aus der der Heizwert abgeschätzt werden kann. Der Quotient H_u/s_L liegt für die meisten Brennstoffe in der gleichen Größenordnung und hat ungefähr den Wert von $3 \text{ MJ/kg}_{\text{Luft}} / 3,25/$.

Die die Brandereignisse charakterisierenden Gleichungen sind zeitabhängig, so daß mit Zeitschritten Δt gerechnet werden muß. Damit die Iterationsverfahren zur Lösung der Energie- und Massenbilanzen konvergieren, muß die Zeitschrittweite den Raumgrößen und der Brandsituation angepaßt sein. Für die Brandsimulation in Tunnelanlagen und Industriehallen haben sich Zeitschritte zwischen 2 und 10 sec bewährt.

Bild 29 stellt vereinfacht den Programmablauf des Simulationsmodells FIGARO dar. Das Programm wurde in der Programmiersprache FORTRAN 77 erstellt und sowohl auf der Großrechenanlage der TU-Braunschweig als auch auf einem Personal-Computer (IBM PS2/8550) bearbeitet. Die Rechenzeit wird von der Anzahl der Räume bzw. Raumsegmente, der Branddauer und der Zeitschrittweite Δt bestimmt.

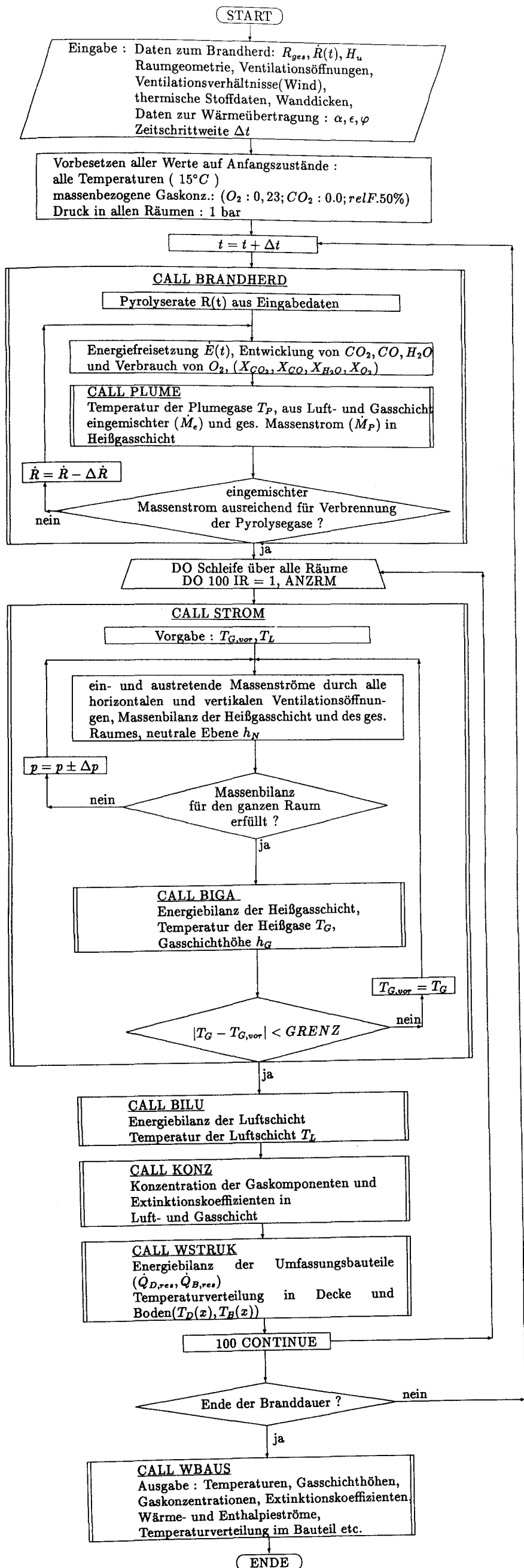


Bild 29: Programmablaufplan

4 Vergleich von Simulationsrechnungen mit Messungen aus Brandversuchen

Der Sinn von Brandversuchen liegt nicht nur in der meßtechnischen Erfassung der Phänomene beim natürlichen Brand, sondern darüberhinaus in der Stützung und Bewertung theoretischer Modelle. Dafür stehen in diesem Fall Meßdaten aus den Experimenten im österreichischen Zwenbergtunnel /52/ zur Verfügung, die die Untersuchung der Brandentwicklung und Rauchausbreitung bei verschiedenen Lüftungssystemen zum Ziel hatten. Die später durchgeführten Tunnelbrandversuche in Finnland (1986) /62/ wurden leider durch massive Gesteinsabplatzungen gestört, so daß ein Großteil der Meßwerte unbrauchbar ist.

Die Auswahl der Meßwerte, die zur Bewertung des mathematischen Modells herangezogen werden, orientiert sich daran, ob die Daten zur Bewertung des Modells angebracht sind und sich meßtechnisch zuverlässig erfassen lassen.

Hierfür geeignete Größen sind:

- die Temperaturen in den Heiß- und Kaltgasschichten
- die Konzentrationen der Gaskomponenten (z.B. CO₂)
- die Strömungsgeschwindigkeiten
- die Dicke der Heißgasschicht

Diese Größen sind charakteristisch für die in einem Raumsegment befindlichen Gasschichten und resultieren aus den im Modell verwendeten Bilanzgleichungen. Die Liste ließe sich umfangreicher gestalten, wobei jedoch der versuchstechnische Aufwand bei praxismgerechten Experimenten erheblich erweitert werden müßte.

Die Qualität einer Wärmebilanzrechnung ist unter Berücksichtigung der Tatsache zu bewerten, daß Zonenmodelle nur Mittelwerte liefern, so daß zwangsläufig Abweichungen zu den lokal gemessenen Versuchsdaten auftreten. Hinzu kommt die eingeschränkte Reproduzierbarkeit realitätsnaher Brandversuche. So stellten DOBBERNACK und MÜLLER /22/ nach der Auswertung umfangreicher Brandversuche bei Temperaturmessungen und der Erfassung der Gaskonzentrationen eine Schwankungsbreite von 10-15 % innerhalb einer Zone und zwischen vergleichbaren Versuchen fest.

4.1 Versuchsbeschreibung

Bei dem Zwenbergtunnel handelt es sich um einen 390 m langen, stillgelegten Eisenbahntunnel. Um die Wirkungen der im Tunnelbetrieb üblichen Belüftungssysteme auf das Brandgeschehen zu beurteilen, wurde eine Zwischendecke eingezogen. Darüber konnten in zwei getrennten Kanälen Frischluft zu- und Brandgase abgeführt werden. Durch den Einbau der Decke entstand ein nahezu rechteckiger Querschnitt (H x B: 3,8 m x 5,2 m). Zur Unterdrückung nicht kontrollierbarer Windeinflüsse wurde das Südportal verschlossen.

Der Brandherd war ca. 282 m vom geöffneten Nordportal entfernt. Als Brandgut dienten 200 l Benzin, die vor Versuchsbeginn in eine flache, auf dem Boden liegende Wanne (L x B: 4 m x 1,7 m) gefüllt wurden.

Zur Aufnahme der Temperaturen, Gasanalysen und Strömungsgeschwindigkeiten wurden auf der ganzen Tunnellänge sieben Meßquerschnitte installiert, von denen sich fünf im interessanten Bereich zwischen Brandherd und Nordportal befanden.

Für die Vergleichsrechnung werden aus dem umfangreichen Versuchsprogramm Brandversuche mit verschiedenen Belüftungssystemen ausgewählt. Da das Simulationsmodell die Existenz von zwei Gasschichten voraussetzt, werden die Meßwerte aus den Experimenten herangezogen, in denen die Lüftungsanlage die thermisch bedingte Schichtung nicht zerstört.

1) Querlüftung (Versuch 203)

Bei diesem Lüftungssystem werden verteilt auf der Tunnellänge die Rauchgase unter der Decke des Verkehrsraumes abgesaugt und über dem Boden Frischluft zugeführt. Dieses Lüftungssystem findet in modernen, langen Straßentunneln wie z.B. dem Elbtunnel /45/ Anwendung.

2) Halbquerlüftung (Versuch 205)

Bei der Halbquerlüftung kommt im Brandfall nur die Absaugung der Brandgase unter der Tunneldecke und die Frischluftzufuhr durch die Portale in Frage. Dieses System wurde z.B. im Gubristunnel /6/ realisiert und soll auch die geplante 4. Röhre des Hamburger Elbtunnels /33,37/ bei einem Feuer belüften.

3) Ohne Belüftung (Versuch 214)

Kurze Straßentunnel und Anlagen für den Schienenverkehr müssen auf eine Belüftungsanlage verzichten. Der Gasaustausch kann nur über die Portale erfolgen und wird durch thermische Auftriebskräfte und Windinflüsse verursacht.

In den Versuchen 203 und 205 betragen die ab- bzw. zugeführten Volumenströme jeweils $V = 30 \text{ m}^3/\text{s}$. Bei einer Tunnellänge von 390 Metern bedeutet dies einen spezifischen Wert von $77 \text{ m}^3/\text{s km}$. Nach HAERTER /36/ müssen für eine ausreichende Belüftung im Brandfall $80 \text{ m}^3/\text{s km}$ abgesaugt werden, so daß unter Berücksichtigung des relativ kleinen Tunnelquerschnitts von etwa 20 m^2 die Lüftungsanlage ausreichend bemessen sein müßte.

4.2 Nachrechnung der Tunnelbrandversuche

Für die Nachrechnung der Versuche 203, 205 und 214 wird der Tunnel in fünf Segmente unterteilt, deren Längen zum Portal hin größer gewählt werden, weil die Gradienten mit zunehmender Entfernung zum Brandherd abnehmen. Die Aufteilung des Tunnels erfolgt nach Möglichkeit so, daß die Meßquerschnitte dicht an der Segmentmitte liegen. Damit sind Meß- und Rechenwerte besser vergleichbar. Weil der Tunnel einseitig verschlossen war, wird die Rauchausbreitung vom Brandherd bis zum geöffneten Nordportal betrachtet. In den Bildern 30-32 sind die Segmente und Meßquerschnitte dargestellt.

Die Brandversuche wurden ohne Abbrandwaage durchgeführt, so daß die Pyrolyserate aus der Branddauer, der Benzinmenge und dem zeitlichen Temperaturverlauf unmittelbar über dem Brandherd (Meßquerschnitt 5) abgeschätzt werden muß (Bild 4, Versuch 203).

Für den Programmlauf muß die Größe des Brandherdes und der Heizwert des Brandgutes eingegeben werden. Die thermischen Stoffdaten der Umfassungsbauteile sind für die Berechnung der Wärmeverluste in die Strukturen notwendig. In Tabelle 6 sind die wichtigsten Eingabedaten für die Nachrechnung der Zwenbergversuche zusammengestellt.

Tabelle 6: Vorgaben für die Vergleichsrechnungen zu den Brandversuchen im Zwenbergtunnel

Brandherd:		
Brandlast (Benzin)	R	= 200 l
Brandfläche	A	= 1,7 m x 4,0 m
Heizwert	H _u	= 42 500 kJ/kg
Atomverhältnis (C _n H _m)	n : m	= 7 : 15
Tunnel:		
Geometrie		
Höhe:	H	= 3,8 m
Breite:	B	= 5,2 m
Länge:	L	= 390 m
thermische Stoffwerte der Tunnelwand (Sandstein)		
Wärmeleitfähigkeit:	λ	= 1,8 W/mK
spez. Gewicht:	ρ	= 2200 kg/m ³
Wärmekapazität:	c	= 800 J/kgK
Segmentierung zwischen Brandherd und Nordportal (282 m)		
5 Segmente: (s. Bild 30-32)	L ₁ = 10,0 m; L ₃ = 40 m; L ₅ = 122 m	L ₂ = 15,0 m; L ₄ = 100 m
Ventilation:		
Vers.-Nr.	Abluft (oben)	Zuluft (unten)
203	30 m ³ /s	30 m ³ /s
205	30 m ³ /s	--
214	--	--

Die Bilder 30 bis 32 zeigen das Temperaturprofil in der oberen und unteren Gasschicht und den Verlauf der CO₂-Konzentration über dem Boden. Da nur die im Versuch erreichten Maximalwerte tabellarisch vorliegen, lassen

sich die Meß- und Rechenaten am besten in Ortsdarstellungen zum Zeitpunkt der Vollbrandphase darstellen. Durch Verbinden der berechneten und gemessenen Punkte ist eine bessere Vergleichbarkeit gegeben.

Die geringen Differenzen zwischen den gemessenen Gastemperaturen der verschiedenen Versuche sind darauf zurückzuführen, daß die Abkühlung der Brandgase durch den Wärmeaustausch mit den Umfassungsbauteilen verursacht wird. Die Einflüsse der Halbquer- und Querlüftung auf die Strömung werden in der verringerten CO_2 -Konzentration in der Luftschicht deutlich. Die gute Übereinstimmung der Meß- und Rechenwerte weist auf die Anwendbarkeit der im Modell eingesetzten Gleichungen für die Beschreibung der Mischvorgänge zwischen oberer und unterer Gasschicht hin.

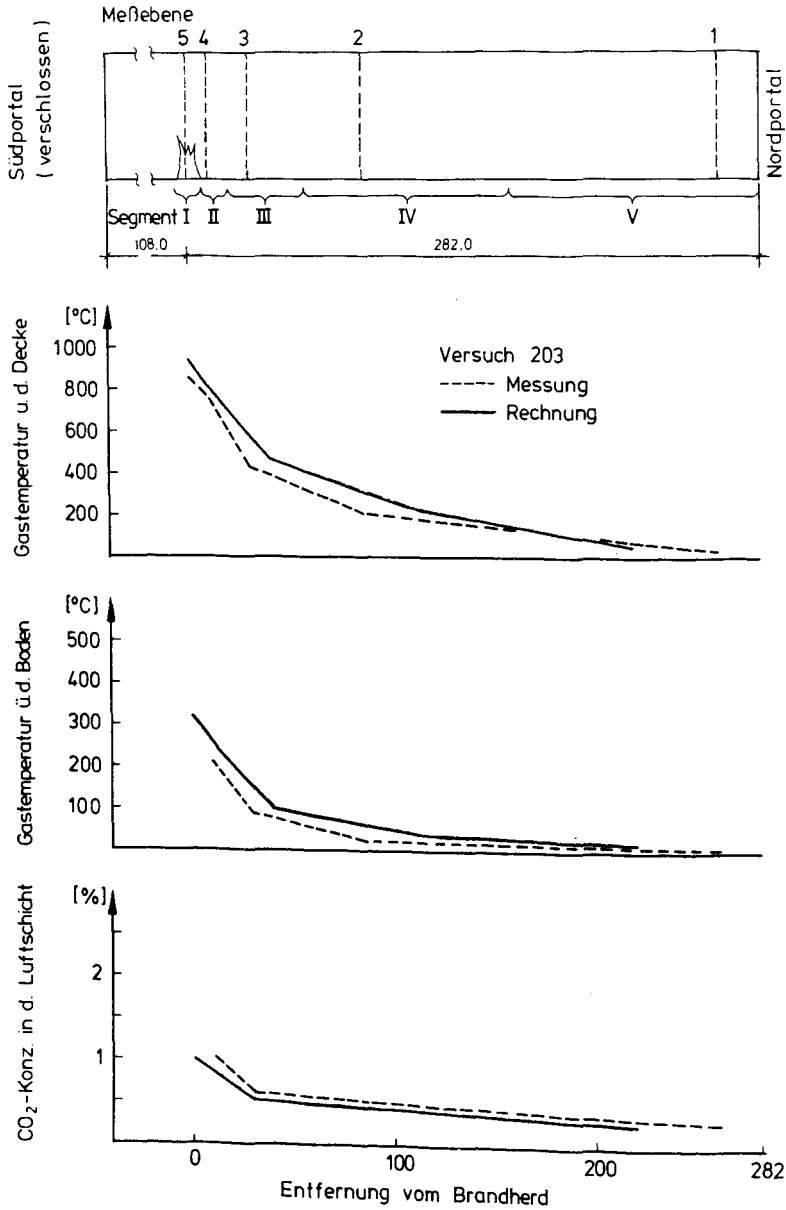


Bild 30: Verlauf der Temperaturen und der CO₂-Konzentration im Tunnel bei Querlüftung

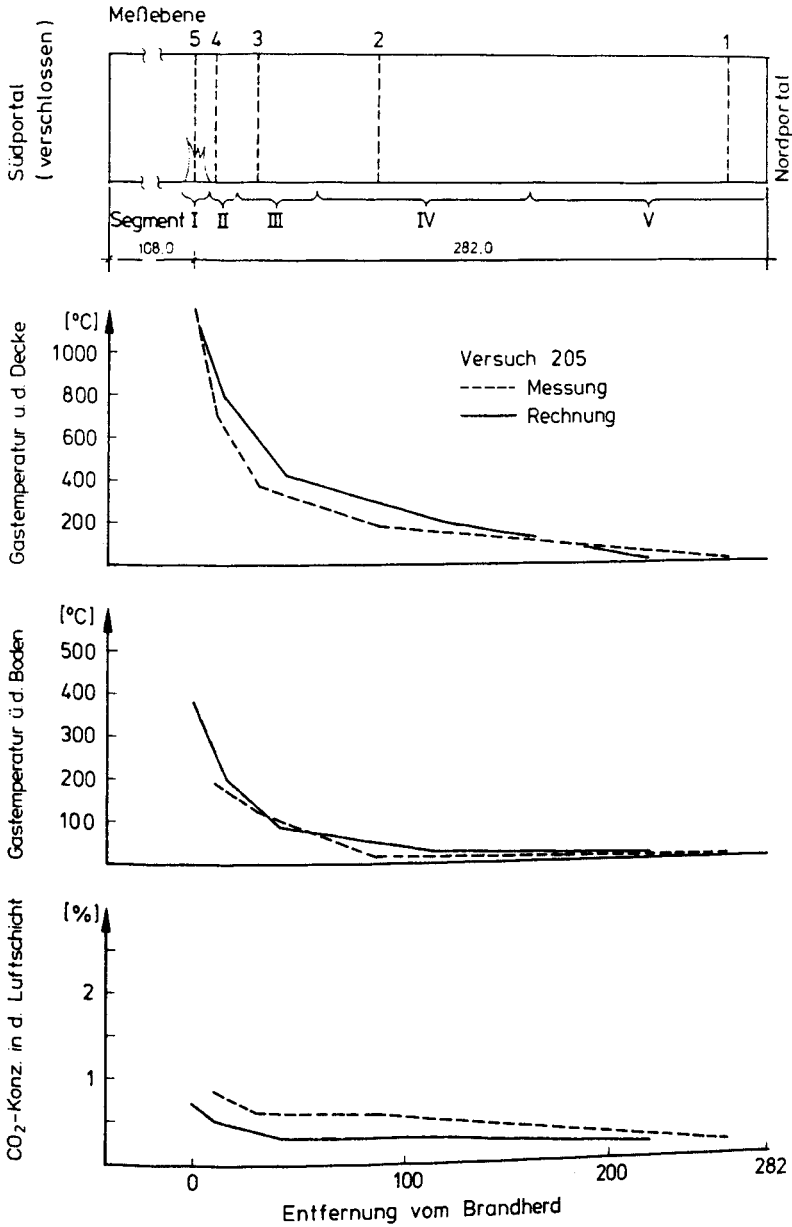


Bild 31: Verlauf der Temperaturen und der CO₂-Konzentration im Tunnel bei Halbquerlüftung

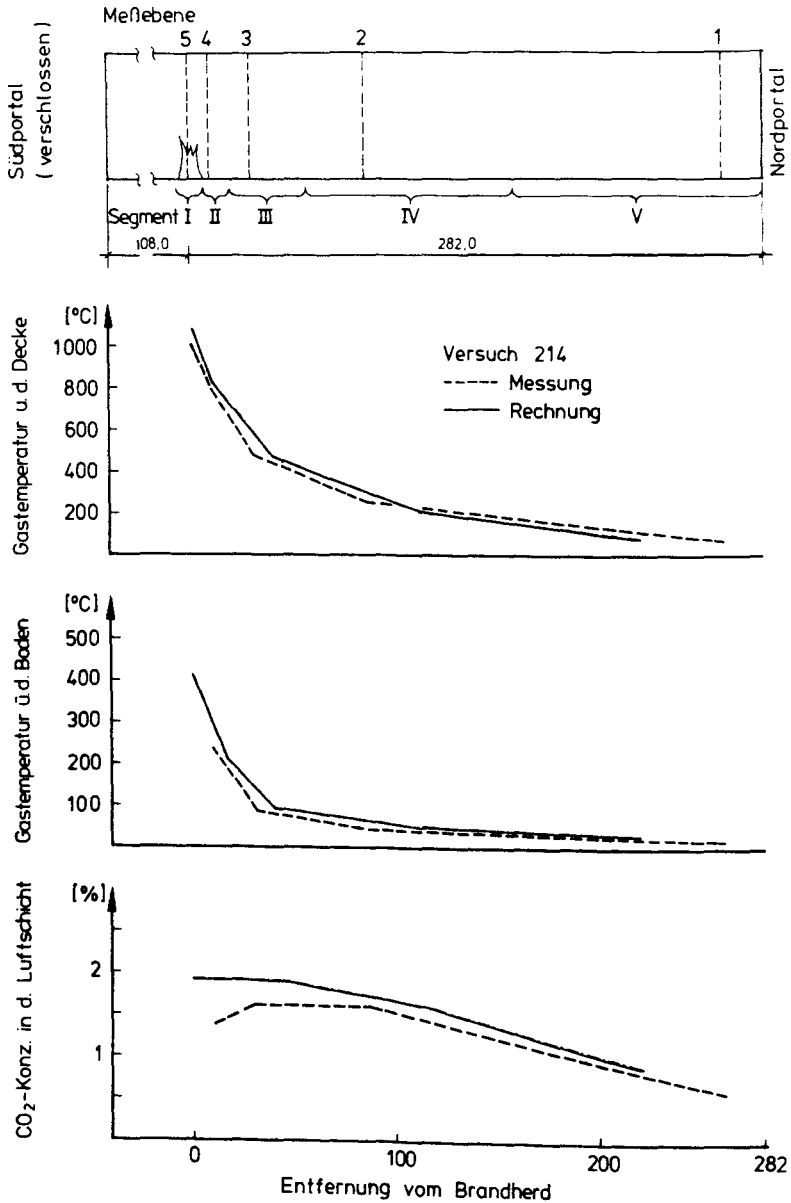


Bild 32: Verlauf der Temperaturen und der CO₂-Konzentration im Tunnel bei freier Ventilation

Die Höhe der Heißgas- bzw. Luftschicht läßt sich versuchstechnisch entweder aus dem Temperaturprofil in einem Meßquerschnitt oder durch die Brandbeobachtung bestimmen. Beide Verfahren sind mit hohen Unsicherheiten behaftet, weil die auftretenden Turbulenzen eine scharfe Abgrenzung von der Heiß- und Kaltgasschicht verhindern. Die Ermittlung aus der Temperaturmessung scheidet bei diesen Versuchen wegen der geringen Besetzung der Querschnitte mit Thermoelementen aus.

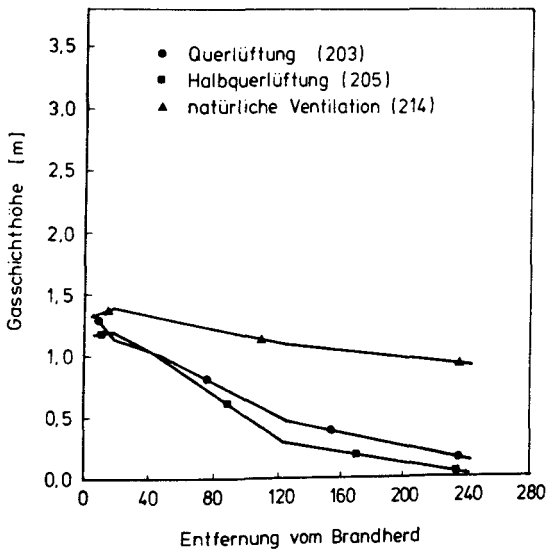


Bild 33: Berechnete Höhe der Heißgasschicht bei verschiedenen Tunnelventilationen

Während des Versuches 214 mit freier Ventilation wurde trotz des notwendigen Zustroms von Frischluft eine nahezu vollständige Verqualmung des Nordportals beobachtet. Ursache war der teilweise Rückstrom von Brandgasen. Dagegen blieb in den Experimenten mit Quer- (203) und Halbquerlüftung (205) der geöffnete Tunnelzugang rauchfrei. Die Simulationsrechnung dieser Brände gibt in Übereinstimmung mit den Versuchen

eine mit zunehmender Entfernung zum Brandherd dünner werdende Heißgas-schicht aus, die bis zum Nordportal vollständig abgesaugt ist (Bild 33).

Die Abhängigkeit der Rauchausbreitung von der Ventilation drückt sich in den Strömungsgeschwindigkeiten im Tunnel aus. In Bild 34 sind die berechneten Geschwindigkeiten am Nordportal in Heiß- und Kaltgasschicht skizziert. Da die neutrale Ebene h_N unterhalb der Heißgase liegt, verläßt in den Versuchen 203 und 214 auch ein Massenstrom aus der unteren Luftschicht das Bauwerk. Im Fall der Halbquerlüftung liegt die neutrale Ebene oberhalb der Tunneldecke, das heißt, Frischluft strömt im ganzen Querschnitt zu. Zum Vergleich liegen leider keine Meßwerte vor. Die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Brandgase ließ sich nur aus dem Abstand aufgestellter Markierungen und der Zeit bis zu ihrem Verdecken durch den eintreffenden Rauch abschätzen. Demnach breitete sich die Rauchfront im Versuch 203 mit 1,5 m/s und im Versuch 214 mit 1,9 m/s aus. Für den Versuch 205 fehlen die Angaben.

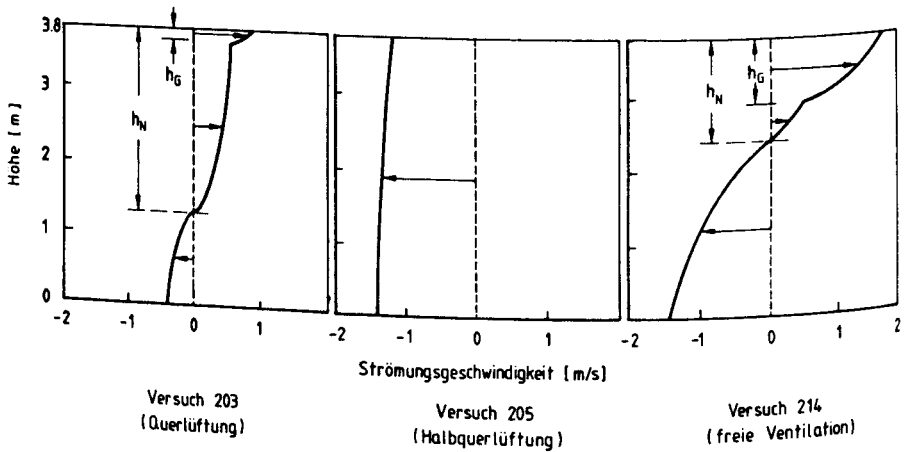


Bild 34: Berechnete Strömungsgeschwindigkeiten am Tunnelportal bei freier Ventilation, Querlüftung und Halbquerlüftung

Bild 35 zeigt die berechnete Entwicklung des Kohlenmonoxids in der Kaltgasschicht während der Brandversuche mit Halbquerlüftung (Versuch 205) und mit freier Ventilation (Versuch 214). Bei Einsatz der Querlüftung ist nach den vorgestellten Beziehungen (Kap. 3.9.1) nicht mit der CO-Bildung zu rechnen, da das ausreichende Sauerstoffangebot zu einem brandlastgesteuerten Brandablauf führt. Abweichend davon wurden in allen hier vorgestellten Experimenten CO-Konzentrationen von ca. 2500 ppm gemessen.

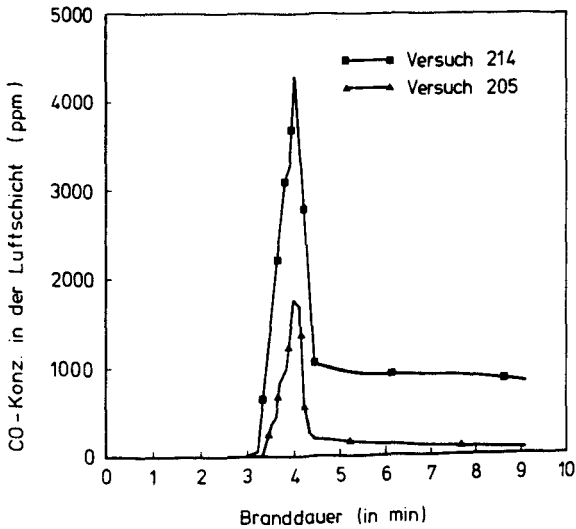


Bild 35: CO-Konzentration in der Kaltgasschicht im Segment II

5 Anwendung des Modells

Im folgenden wird mit dem entwickelten Modell FIGARO die Rauchausbreitung in großflächigen Brandabschnitten simuliert. Ziel ist, die Fluchtmöglichkeiten anhand der Zustände in der Kaltgasschicht zu untersuchen. Die Wirkung von Lüftungssystemen in Tunnelanlagen und von Rauchabzügen und -schürzen in Industriehallen auf die Rauchausbreitung stehen dabei im Vordergrund.

5.1 Grenzwerte für eine erfolgreiche Flucht im Brandfall

Um Art und Umfang der Gefährdung von Menschen durch ein Brandereignis beurteilen zu können, müssen zuerst die Kriterien, unter denen eine erfolgreiche Flucht möglich ist, aufgestellt werden. Dazu gehören

- die Höhe der Heiß- bzw. Kaltgasschicht
- die Luftschichttemperatur
- der Gehalt toxischer Gase und von Sauerstoff in der Atemluft
- die Sichtverhältnisse

Eine ausreichende Höhe der unteren Gasschicht ist unbedingte Voraussetzung, da die Zustände in der Heißgasschicht auch noch in weiterer Entfernung vom Brandherd ohne Schutzkleidung und Atemschutzgerät eine große Gefahr darstellen. Bei Tunnelbränden gibt RÖDER /93/ für die Kaltgasschicht eine Mindesthöhe von 2 m an. SCHNEIDER et al. /98/ halten unter Hinweis auf entstehende Verwirbelungen durch Fliehende in Industriehallen einen Grenzwert von 3 m für erforderlich.

Für die Temperatur wird in der Literatur /89,98,112/ ein Grenzwert von 100 °C genannt. Bei höheren Werten ist in bewegter Atmosphäre die körperliche Belastbarkeit stark herabgesetzt. In Brandortnähe ist wegen der hohen Wärmestrahlung die Luftschichttemperatur als Beurteilungskriterium unzureichend, da für die thermische Belastung die auf den Menschen einwirkende Wärmestromdichte maßgebend ist. Spezifische Wärmeströme über 0,2 - 0,3 W/cm² führen nach RICHTER /89/ zu ersten Verbrennungen ungeschützter Hautpartien. Da Fliehende den Bereich hoher Wärmestrahlung

üblicherweise rasch verlassen, ist die Benutzung eines Temperaturgrenzwertes jedoch sinnvoll.

Die Bildung des toxischen Kohlenmonoxids und das sich verringemde Sauerstoffangebot in der Atemluft reduzieren die Flucht- und Überlebenschancen erheblich. Die Festlegung von zulässigen Grenzwerten ist wegen der Kombinationswirkung der einzelnen Gaskomponenten jedoch problematisch, so daß die hier vorgestellten Angaben als Diskussionsgrundlage verstanden werden sollen.

Die letalen Grenzkonzentrationen von CO_2 und O_2 für den menschlichen Organismus sind durch die Gaskonzentrationen der ausgeatmeten Luft (O_2 : 16 Vol.%; CO_2 : 4 Vol.%) gegeben /84/. Werden diese Werte geringfügig unter- bzw. überschritten, tritt nach wenigen Minuten der Tod durch Ersticken ein.

Die Wirkung des Kohlenmonoxids auf den menschlichen Organismus zeigt Bild 36 in Abhängigkeit von der Expositionsdauer bei schwerer körperlicher Anstrengung, wie sie bei fliehenden Menschen unterstellt werden kann. Unter diesen Umständen treten bei einer CO-Konzentration von 1000 ppm nach 15 Minuten erste Vergiftungserscheinungen auf. Da für die gleiche biologische Wirkung das Produkt von CO-Partialdruck und Einwirkungszeit konstant ist /88/, lassen sich in Abhängigkeit von der zu erwartenden Fluchtdauer gebäudespezifische Grenzwerte aufstellen. In Bild 37 ist dieser Zusammenhang für das Produkt 250 ppm h (erste Vergiftungserscheinungen) dargestellt. Danach ist z.B. in Tunnelanlagen des Öffentlichen Nahverkehrs, wo nach Untersuchungen der Hamburger Feuerwehr /9/ mit Evakuierungszeiten von bis zu 30 Minuten gerechnet werden muß, die Fluchtfähigkeit bereits bei einem CO-Gehalt von 500 ppm in der Atemluft nicht mehr gewährleistet.

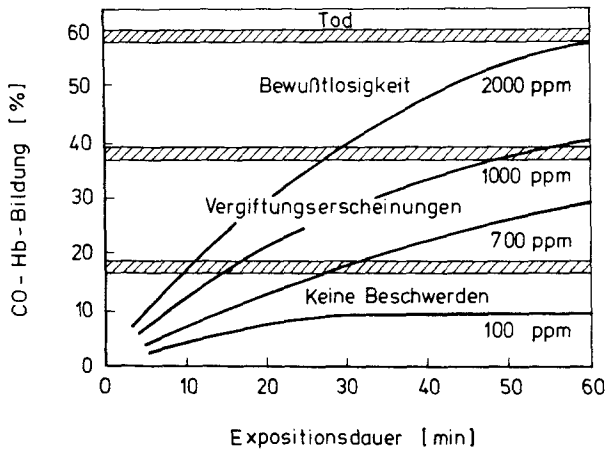


Bild 36: Darstellung der pathophysiologischen Grenzbereiche der CO-Intoxikation bei schwerer körperlicher Anstrengung (aus /88/)

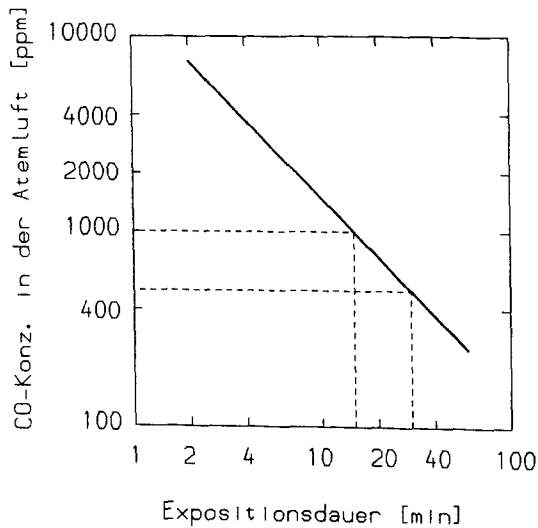


Bild 37: Zulässige CO-Grenzkonzentration in Abhängigkeit von der erwarteten Expositionsdauer

Für den Extinktionskoeffizienten σ stellte JOHN /58/ aus Literaturangaben verschiedene Grenzwerte zusammen. Dabei setzte der Autor eine Sichtweite von 25 m voraus. Um auf diese Entfernung ein reflektierendes Hinweisschild erkennen zu können, darf danach der Extinktionskoeffizient von $0,12 \text{ m}^{-1}$ nicht überschritten werden, während für ein selbstleuchtendes Schild mit einer Leuchtdichte von 1000 cd/m^2 die zulässige Grenze bei $0,32 \text{ m}^{-1}$ liegt (s. Bild 28).

Nach den Experimenten JIN's /57/ an Versuchspersonen tritt bei Extinktionskoeffizienten von über $0,15 \text{ m}^{-1}$ ein erhöhter Pulsschlag und ein Rückgang des Konzentrationsvermögens auf. Dies ist als Maximalwert anzusehen, auch wenn bezüglich der Sichtverhältnisse im Einzelfall ein höherer Wert zulässig wäre.

Fluchtunfähigkeit und ein gesteigertes Risiko für Leib und Leben müssen erwartet werden, wenn einer der vorgestellten Grenzwerte, die in Tabelle 7 zusammengestellt sind, erreicht wird.

Tabelle 7: Grenzwerte für die Kaltgasschicht

Höhe der Kaltgasschicht:	h_L	>	2,5 - 3 m
O ₂ -Konzentration:	v_{O_2}	>	16 Vol.-%
CO ₂ -Konzentration:	v_{CO_2}	<	4 Vol.-%
Lufttemperatur:	T_L	<	100 °C
CO-Konzentration:	v_{CO}	<	500 - 1000 ppm
Extinktionskoeffizient:	σ	<	$0,15 \text{ m}^{-1}$

Bei niedrigen Räumen läßt sich eine Höhe der Kaltgasschicht von über 3 m nicht erreichen, so daß etwas kleinere Werte angesetzt werden müssen. Die langen Evakuierungszeiten von Tunnelstrecken lassen für den CO-Gehalt in der unteren Gasschicht höchstens 500 ppm zu, während bei überirdischen Bauwerken mit gut ausgebauten Fluchtwegen ein Grenzwert von 1000 ppm toleriert werden kann.

5.2 Anwendung des Modells auf Tunnelbrände

5.2.1 Vorgaben für die Simulation der Rauchausbreitung im Straßentunnel

Ausgangspunkt für die Untersuchung der Fluchtmöglichkeiten ist die Brandentwicklung in Abhängigkeit von der Zeit. Während Pkw-Brände wegen ihrer geringen Brandlast für die übrigen Tunnelbenutzer und das Bauwerk keine ernsthafte Gefahr darstellen, gehen von Lastkraftwagen im Brandfall schwerwiegende Risiken aus /32,45,46/.

Nach Auswertung verschiedener Lkw-Brände in Verkehrstunneln und der Untersuchung der aufgetretenen Schäden am Bauwerk weicht die Temperaturentwicklung im Brandnahbereich erheblich von der Temperatur-Zeit-Beziehung nach DIN 4102 Teil 2 ab. Deshalb schlägt KORDINA /64/ für die brandschutztechnische Untersuchung von Tunnelbauwerken die Einführung einer individuellen Temperaturkurve für den Brandfall vor (Bild 38).

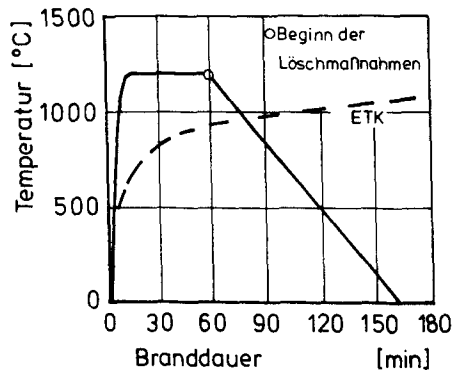


Bild 38: Temperaturzeitkurve bei Lkw-Bränden in Verkehrstunneln /64/ im Vergleich zur Einheitstemperaturkurve nach DIN 4102 Teil 2

Für die Simulationsrechnungen zur Untersuchung verschiedener Lüftungssysteme auf die Flucht- und Rettungsmöglichkeiten wird ein trapezförmiger Abbrandverlauf vorgegeben, dessen Eckpunkte aus der in Bild 38 gezeigten Temperaturentwicklung für einen Lkw-Brand resultieren. In Anlehnung an den Tunnelbrand in Hamburg-Moorfleet /35/ wird als Brandgut Polyethylen

mit einem Heizwert von 44 MJ/kg angesetzt, das 15 min nach der Brandentstehung mit einer maximalen Pyrolyserate von 1,3 kg/s ($E_{\max} = 57 \text{ MW}$) abrennt.

Gegenstand der Untersuchung ist ein in Ost-West-Richtung liegender, 1050 m langer Tunnel, der nach den Richtlinien für die Ausstattung und den Betrieb von Straßentunneln (RABT) /90/ einen Querschnitt von H x B: 4,5 m x 10 m aufweist. Der Brand ereignet sich in 300 bzw. 750 m Entfernung von den Portalen. Als Bewetterungssysteme werden eine vom West- zum Ostportal gerichtete Längslüftung mit einer Strömungsgeschwindigkeit von 6 m/s, die flächige Rauchgasabsaugung auf ganzer Tunnellänge mit einer spez. Förderleistung von 80 m³/skm und die Absaugung durch einen Abluftschacht im Bereich der Tunnelmitte mit der Abluftmenge von 200 m³/s /36/ untersucht.

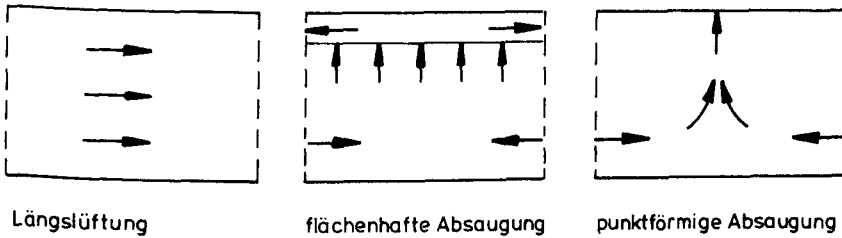


Bild 39: Tunnellüftungen im Brandfall

5.2.2 Darstellung und Diskussion der Ergebnisse

In Bild 40 ist der Tunnel mit der Lage des Brandherdes und der Unterteilung in zehn Segmente skizziert. Darunter ist der lokale Verlauf der Grenzschicht zwischen Heiß- und Kaltgasschicht, der Temperatur, der CO₂-Konzentration und des Extinktionskoeffizienten in der Luftschicht dargestellt. Die Kurven stellen eine Momentaufnahme nach einer Branddauer von 15 Minuten dar. Ein Eingreifen der Feuerwehr ist vorher auch in innerstädtischen Bereichen nicht wahrscheinlich; der Brand hat nach dieser Zeit gerade die Vollbrandphase erreicht.

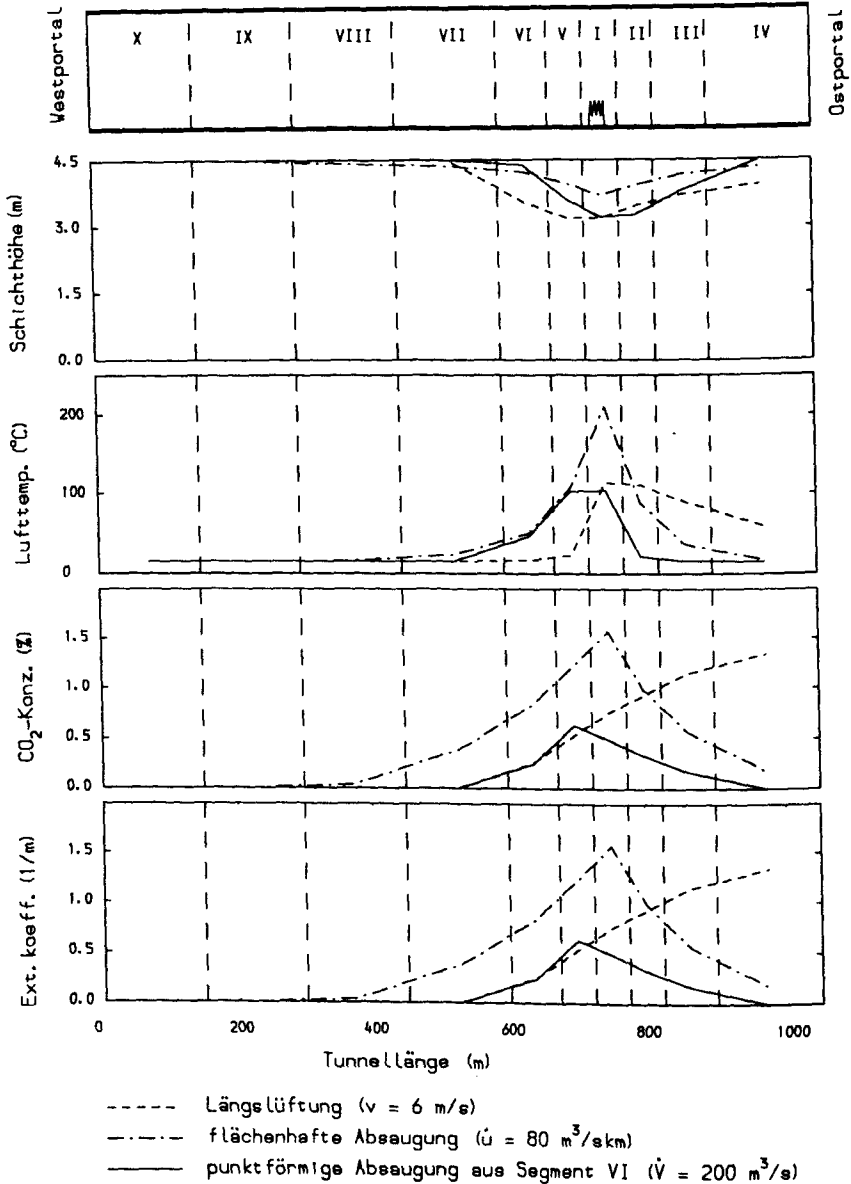


Bild 40: Zustände der unteren Luftschicht im Tunnel nach 15 Minuten Branddauer

Die Längslüftung:

Bei einer vom West- zum Ostportal gerichteten Längslüftung breiten sich die Brandgase gegen die Strömung nur bis in das vor dem Brandherd liegende Segment VI aus (ca. 150 m), so daß Personen durch das Westportal fliehen und Lösch- und Rettungsmannschaften von hier aus angreifen können. Die bereits in den Tunnelsegmenten V und VI einsetzende Verqualmung der Luftschicht ist auf die hohen Geschwindigkeitsdifferenzen zwischen den Brandgasen und der zuströmenden Luft zurückzuführen (Bild 40).

Eine Flucht in Richtung des Ostportals ist kaum möglich. Die Sichtweite beträgt bei den berechneten Extinktionskoeffizienten ($\sigma = 1 \text{ m}^{-1}$) nur wenige Meter. Ferner führt die gleichgerichtete Strömung wegen des Energieaustausches auf der dem Brand abgewandten Seite zu Luftschichttemperaturen von über 100 °C, so daß ein Aufenthalt ohne Schutzkleidung in dem Bereich Brandherd - Ostportal nicht möglich ist.

Die punktförmige Rauchgasabsaugung über einen Abluftschacht:

Mit diesem Lüftungssystem wird der Verkehrstunnel in zwei Brandabschnitte unterteilt, in denen bei ausreichender Absaugung die gleichen Verhältnisse wie bei längsbelüfteten Anlagen auftreten. In der Simulationsrechnung stellt sich der abgezogene Volumenstrom von 200 m³/s (aus Segment VI) als ausreichend heraus. Die Rauchgase breiten sich wegen des Zustroms der Außenluft von zwei Seiten nur etwa 150 m nach Osten aus; zwischen Westportal und Absaugstelle bleibt der Tunnel praktisch rauchfrei.

In den Tunnelsegmenten V und VI sieht das Bild wie für die Längslüftung in den Segmenten II und III aus. Mit zunehmender Entfernung der Absaugstelle vom Feuer verschlechtern sich in diesem Abschnitt die Bedingungen für die Fluchtmöglichkeiten.

Die flächenhafte Absaugung unter der Decke:

Bei der gleichmäßig auf ganzer Tunnellänge installierten Rauchgasabsaugung breiten sich die Brandgase beidseitig weit aus (ca. 300 m). Dieses System führt zu geringeren Luftwechselraten, die weiter abnehmen, je mehr man sich der Tunnelmitte nähert. Deshalb werden für die Temperaturen, CO₂-Konzentrationen und den Extinktionskoeffizienten in Brandnähe ungünstigere Werte erreicht als bei den anderen Tunnelbewetterungen. Andererseits sind hier Flucht und Angriff durch beide Portale am ehesten möglich.

In Tabelle 8 sind die Zeiten (in Minuten) nach Brandbeginn eingetragen, von denen an eine Gefährdung der im Tunnel befindlichen Menschen eintritt oder eine eigenständige Flucht nicht mehr erwartet werden kann. Die Angaben beruhen auf den in Abschnitt 5.1 aufgestellten Grenzwerten. Relevant sind in diesen Fällen nur der Extinktionskoeffizient, die Temperatur und der CO-Partialdruck in der Kaltgasschicht. Ein ungenügendes Sauerstoffangebot bzw. die CO₂-Konzentration in der Atemluft stellen zu keiner Zeit eine Gefahr dar. Die Rauchsichtdicke bleibt in den untersuchten Fällen unter 1,5 m.

Nach den Berechnungen verschlechtern sich die Fluchtchancen bereits nach wenigen Minuten durch die starke Verqualmung des Verkehrsraumes. Auf der Abluftseite der Unglücksstelle wird bei Einsatz der Längslüftung der Grenzwert für den Extinktionskoeffizienten nach 3-4 Minuten überschritten. Daher ist ein Angriff der Feuerwehr bei dieser Lüftungsart nur vom Westportal aus möglich.

Mit Ausnahme des Brandnahbereiches besteht die Gefahr von Hautverbrennungen nur bei Längslüftungen auf der Abluftseite der Unglücksstelle. Dagegen wird die Bildung von Kohlenmonoxid wegen der großen Frischluftzufuhr bei dieser Lüftungsart und der punktförmigen Absaugung der Brandgase unterdrückt. Der geringere Luftwechsel beim verteilten Rauchgasabzug unter der Tunneldecke führt nach ca. 15 Minuten zu einem ventilationsgesteuerten Brandablauf und damit zur Entstehung dieses toxischen Gases.

Tabelle 8: Zur Verfügung stehende Fluchtzeiten (in Minuten) im Brandfall bei unterschiedlichen Tunnelbelüftungen

Flucht- weg in m		400	300	200	100	0	100	200	300
		VIII	VII	VI	V	I	II	III	IV
1	$\sigma_L \geq 0,15m^{-1}$	-	-	11,0	7,3	3,3	3,0	3,3	4,3
	$\vartheta_L \geq 100^\circ C$	-	-	-	-	14,7	14,7	16,3	24,0
	CO $\geq 500ppm$	-	-	-	-	-	-	-	-
2	$\sigma_L \geq 0,15m^{-1}$	17,0	9,0	5,0	3,7	3,3	5,0	7,0	12,3
	$\vartheta_L \geq 100^\circ C$	-	-	-	15,0	11,7	16,3	-	-
	CO $\geq 500ppm$	-	25,0	22,3	20,3	18,7	21,0	25,0	-
3	$\sigma_L \geq 0,15m^{-1}$	-	-	7,3	3,7	6,0	8,3	13,3	-
	$\vartheta_L \geq 100^\circ C$	-	-	-	15,3	15,0	-	-	-
	CO $\geq 500ppm$	-	-	-	-	-	-	-	-

- 1 ... Längslüftung
- 2 ... flächenhafte Absaugung
- 3 ... pktf. Absaugung aus Segment VI

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß die Längslüftung auf der Zuluftseite des Brandes für die Flucht- und Rettungsmöglichkeiten die günstigsten Voraussetzungen gewährleistet. Der Tunnelabschnitt bis zum Brandherd bleibt praktisch rauchfrei. Im Gegensatz dazu treten auf der Abluftseite die ungünstigsten Verhältnisse bezüglich der Temperaturen und Sichtverhältnisse auf, die sich wegen der Vermischungen längs des Strömungsweges mit größerer Entfernung zum Brandherd weiter verschlechtern.

Die Längslüftung sollte nur in kurzen, im Richtungsverkehr befahrenen Tunnelanlagen eingesetzt werden. Andernfalls empfiehlt sich die Aufteilung des Bauwerkes in zwei Brandabschnitte durch die Absaugung der Brandgase über einen Abluftschacht im Bereich der Tunnelmitte. Bei ausreichender Absaugleistung breitet sich der Rauch nur einseitig aus, so daß die Brandbekämpfung vom Portal her möglich ist. Zwischen der Absaugstelle und dem Brandherd stellen sich vergleichbare Verhältnisse ein wie bei der Längslüftung. Die Flucht- und Rettungsmöglichkeiten sind um so günstiger, je näher die Unglücksstelle an der Absaugstelle liegt.

Längere, im Gegenverkehr betriebene Straßentunnel sollten im Brandfall mit einer unter der Decke verteilten Rauchgasabsaugung ausgestattet sein. Die Brandgase breiten sich zwar weit aus, die thermisch bedingte Schichtung wird aber nur wenig gestört. Deshalb stehen für die Flucht beide Richtungen zur Verfügung. Die geringen Luftwechselraten in Tunnelmitte können aber früher zur Bildung von Kohlenmonoxid führen als bei den anderen vorgestellten Lüftungssystemen.

5.3 Anwendung des Simulationsprogrammes auf Industriehallen

5.3.1 Anmerkungen zur DIN 18 232

Die DIN 18 232 /19/ behandelt Anlagen zum Rauch- und Wärmeabzug (RWA), deren Aufgabe es ist, im Brandfall die Chancen zur Rettung von Menschen zu erhöhen und die Sachschäden zu vermindern. Durch das Abführen der heißen Brandgase

- bleiben Rettungs- und Angriffswege länger rauchfrei,
- wird der Feuerübersprung verzögert,
- werden Einrichtungen und gelagerte Güter vor den Brandgasen geschützt
- und die thermische Belastung der Bauteile reduziert.

Um diese Ziele im Industriebau zu erreichen, sind in der DIN 18 232 Teil 2 für Rauchabzüge die Bemessungsgrundlagen festgelegt, die von der Brandfläche und der angestrebten Höhe der sog. rauchfreien Schicht abhängig sind. Die Brandfläche ergibt sich aus der Ausbreitungsgeschwindigkeit des Feuers und der Brandentwicklungsdauer, die die Zeit von der Brandentstehung bis zum Beginn wirksamer Löschmaßnahmen umfaßt. Die geforderte Höhe der rauchfreien Schicht muß mindestens der halben Raumhöhe entsprechen, darf jedoch nicht kleiner als 2 m sein.

Die Vorgaben haben für Industriehallen Gültigkeit, deren Grundflächen kleiner als 1600 m² sind. Andernfalls sollen die Hallen durch Rauchschrzen der Höhe $H_s \geq 0,5 H$ an der Decke in Rauchabschnittsflächen von $A_R \leq 1600 \text{ m}^2$ unterteilt werden. Lassen sich diese Forderungen nicht erfüllen, verlangt die Norm die Einhaltung höherer, rauchfreier Schichten.

Aus der ermittelten Brandfläche, die einer Bemessungsgruppe entspricht, und der geforderten Dicke der rauchfreien Schicht resultiert die Öffnungsfläche der Rauchabzüge. Um ihre Wirksamkeit zu gewährleisten sind im unteren Bereich der Halle Zuluftöffnungen vorzusehen, die mindestens doppelt so groß wie die Flächen der Rauchabzüge des Rauchabschnittes mit dem größten wirksamen Öffnungsquerschnitt im Dach sind.

Die in der Norm aufgestellten Forderungen sind bei modernen Industriehallen selten erfüllt. Das trifft besonders für die Rauchschrzen zu, da im Deckenbereich oft Kranbahnen und Versorgungsleitungen verlegt sind.

Fehlen die Rauchschürzen oder werden solche mit geringerer Höhe eingebaut, müssen größere Rauchabzugsflächen installiert werden. Diese geforderte Erhöhung der Abzugsfläche basiert auf Intuition und Erfahrungswerten und wird in der Praxis kritisch beurteilt.

5.3.2 Vorgabe für die Brandsimulation

Um die Wirkungen von Rauchabzügen und -schürzen auf die Ausbreitung der Brandgase in Industriehallen zu untersuchen, wird mit dem in Abschnitt 3 beschriebenen Rechenprogramm der Brand in einer Industriehalle simuliert. Die kennzeichnenden Größen für die Rauchausbreitung und Verqualmung der Luftschicht sind die Schichthöhen und Extinktionskoeffizienten, deren Abhängigkeit von den Öffnungsflächen der Rauchabzüge und den Höhen vorhandener Rauchschürzen dargestellt wird.

Grundlage ist eine Halle mit den Maßen $H \times B \times L = 10 \text{ m} \times 40 \text{ m} \times 160 \text{ m}$, für die nach DIN 18 232 Teil 2 eine Unterteilung in vier Rauchabschnittsflächen A_R ($H_S = 5 \text{ m}$) bzw. Teilflächen A_T ($H_S < 5 \text{ m}$) erforderlich ist. Deshalb wird in der Berechnung eine Segmentierung der Halle in vier Räume ($B \times L = 40 \text{ m} \times 40 \text{ m}$) vorgenommen. Die Segmentgrenzen sind durch die Lage möglicher Rauchschürzen gegeben.

Die Dachöffnungen mit einem wirksamen Strömungsquerschnitt von je 1 m^2 sind gleichmäßig auf dem Hallendach verteilt. Die gesamte Öffnungsfläche wird durch die Anzahl der Rauchabzüge variiert. Zu Brandbeginn in Raum I wird unterstellt, daß alle Öffnungen an der Decke geschlossen sind. Sobald eine Heißgastemperatur von $100 \text{ }^\circ\text{C}$ erreicht wird, öffnen sich die Rauchabzüge in dem betreffenden Segment. Als zweite Variante wird das gleichzeitige Öffnen der Rauchabzüge in allen Hallensegmenten fünf Minuten nach Brandbeginn simuliert.

Zur Berechnung der Wärmeströme in die Umfassungsbauteile werden für die Zone "Decke" die thermischen Stoffdaten von Leichtbeton und für den "Boden" die Werte für Normalbeton /66/ herangezogen. In Tabelle 9 sind die wesentlichen Daten der Halle zusammengefaßt.

Tabelle 9 : Vorgaben für die Brandsimulation in einer Industriehalle

1. Abmessung der Halle	H x B x L: 10 m x 40 m x 160 m		
2. Anzahl und Größe der Raumsegmente	n x B x L: 4 x 40 m x 40 m		
3. Thermische Stoffdaten a) Deckenbereich b) Bodenbereich	ρ [kg/m ³]	λ [W/mK]	c [J/kgK]
	600 2300	0,142 1,75	960 880
4. Höhe der Rauchschrüzen	0	2,5 m	5,0 m
5. relative Fläche der Dachöffnungen A_D/A_R	0,5 %	1 %	1,5 % 2 % 2,5 %
6. Anteil vertikaler Öffnungsflächen A_V/A_D	1,0		
7. Öffnung der RWA	bei Heißgastemperaturen von $\vartheta_G \geq 100$ °C nach einer Branddauer von $t \geq 5$ min		

Abweichend von der Norm wird mit kleineren vertikalen Öffnungsflächen (Fenster und Tore im unteren Hallenbereich) gerechnet. Eine vorab durchgeführte Parameterstudie für eine Halle mit einer Grundfläche von 1600 m² hat ergeben, daß erst bei Verhältnissen von $A_V/A_D \leq 0,5$ ein deutlicher Rückgang des durch die Dachöffnung abgeführten Massenstromes zu erwarten ist. Bild 41 zeigt den relativen Massenstrom durch die Rauchabzugsflächen bezogen auf den Wert $M_D^{(2)}$, der sich bei einem Öffnungsverhältnis von $A_V/A_D = 2$ einstellt. Danach ist die Forderung der DIN 18 232 Teil 2 für die Größe der vertikalen Öffnungsflächen zu hoch. Für einen ungehinderten Rauchabzug genügt ein Verhältnis von $A_V/A_D = 1$.

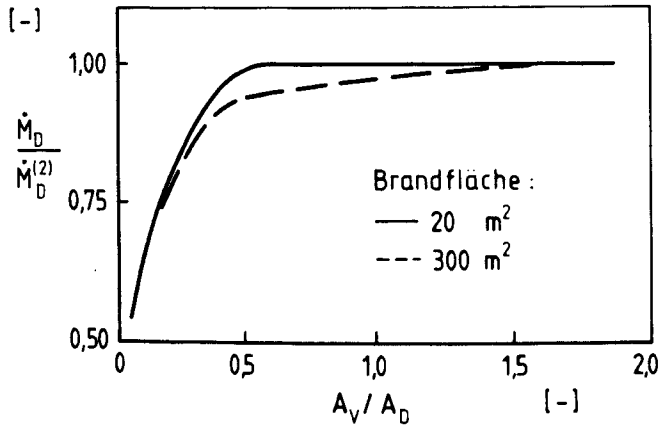


Bild 41: Abhängigkeit des Massenstromes \dot{M}_D vom Verhältnis A_V/A_D

Als Brandgut wird Holz mit einem Heizwert von $H_u = 17,3 \text{ MJ/kg}$ /18/ gewählt, das mit einer flächenspezifischen Abbrandrate von $40 \text{ kg/m}^2\text{h}$ abrennt. Bei einer Ausbreitungsgeschwindigkeit von $0,5 \text{ m/min}$ bedeutet dies nach einer Branddauer von 20 min eine Brandleistung von 60 MW . Der Verlauf der zeitabhängigen Abbrandrate ist in Bild A1 (s. Anhang) wiedergegeben.

Für die Bestimmung des Extinktionskoeffizienten wird das für Hartfaser- bzw. Spanplatten ermittelte spez. Rauchpotential (s. Tab. 5) verwendet.

Tabelle 10: Daten zum Brandherd

Heizwert (Holz):	17,3 MJ/kg
Ausbreitungsgeschwindigkeit:	0,5 m/min
flächenspez. Abbrandrate:	40,0 kg/m ² h
spez. Rauchpotential:	0,35 m ² /g

Den Einfluß der Abbrandrate auf die Entwicklung der Heißgasschicht und die Verqualmung der Luftschicht zeigt ein Vergleich der Rechenergebnisse, die mit der einfachen und doppelten flächenspez. Abbrandrate für zwei Schürzenhöhen (H_S : 0 m; 5 m) erstellt wurden. Danach sind mit Ausnahme der Temperaturen in der Heißgasschicht die Unterschiede in der Entwicklung der Schichtdicken und Extinktionskoeffizienten gering (Bild A2, A3 und A7, A8). Den folgenden Beispielen liegt einheitlich eine spez. Abbrandrate von $40 \text{ kg/m}^2\text{h}$ zugrunde.

5.3.3 Darstellung der Ergebnisse

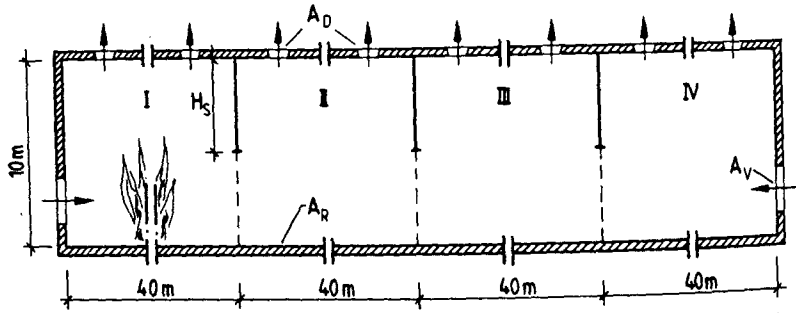
Die Ergebnisse der Parameterstudie sind in der Tabelle 11 und dem Bild 42 zusammengefaßt. Zur Übersicht ist darüber die Industriehalle mit vier Raumsegmenten und dem Brandherd im Abschnitt I skizziert. Die Höhen der Kaltgasschicht (nach DIN 18 232: rauchfreie Schicht) sind in Abhängigkeit von der relativen Öffnungsfläche der RWA's und der Rauchschrzenhöhe für die einzelnen Segmente aufgelistet. Die Extinktionskoeffizienten in Bild 42 beziehen sich auf die Kaltgasschichten.

Die Daten spiegeln die Situation nach einer Brandentwicklungszeit von 20 min bei Eintreffen der Feuerwehr wider. Auf die Darstellung der Temperaturen und Gaskonzentrationen in der Luftschicht wird verzichtet, da ihre in Abschnitt 5.1 aufgestellten Grenzwerte nicht erreicht werden (s. auch die Bilder im Anhang).

Entwicklung der Schichthöhen:

Bei fehlenden Rauchschrzen ($H_S = 0$) breiten sich die Brandgase unter der Hallendecke gleichmäßig aus. Dabei stellen sich erwartungsgemäß bei den größeren Rauchabzugsflächen höhere rauchfreie Schichten ein. So liegen die Schichthöhen bei einem Öffnungsverhältnis A_D/A_R von 0,5 % zwischen 6,6 m und 7,1 m, während bei 2,5 % die rauchfreie Schicht um 2 m steigt.

Tabelle 11: Höhe der Kaltgasschicht in den Rauchabschnitten nach einer Branddauer von 20 Minuten in Abhängigkeit von der Rauchabzugsfläche und Rauchschürzenhöhe



	Höhe der Rauchschürze [m]																
	0			2,5			5			0			2,5			5	
A_r/A_R [%]	Höhe der rauchfreien Schicht [m] bei thermischer Auslösung der RWA																
0,5	7,1	5,7	4,0	7,0	5,8	4,5	6,9	5,8	5	6,6	5,3	10					
1,5	8,2	6,5	4,6	8,4	7,3	7,8	8,5	7,4	10	8,3	8,5	10					
2,5	9,2	7,0	5,7	9,6	8,3	8,4	9,3	7,5	10	8,8	10	10					
A_r/A_R [%]	Höhe der rauchfreien Schicht [m] bei manueller Auslösung der RWA																
0,5	7,1	5,7	4,0	7,0	6,4	4,5	6,9	6,1	7,4	6,6	5,8	10					
1,5	8,2	6,5	4,6	8,5	7,3	9,4	8,6	9,9	10	8,4	10	10					
2,5	8,6	6,9	5,8	9,0	9,5	10	9,2	10	10	8,8	10	10					

Rauchschürzen können die Rauchausbreitung nur verhindern, wenn ausreichend bemessene Abzugsöffnungen vorhanden sind. Bei einer Schürzenhöhe von 2,5 m und einer kleinen relativen Rauchabzugsfläche von 0,5 % stellen sich sogar ungünstigere Verhältnisse ein als bei einer Halle ohne Rauch-

schürzen, weil die Rauchabzüge später erreicht werden. Besonders ausgeprägt ist dies bei thermischer Auslösung der RWA. Durch den behinderten Energie- und Massenaustausch werden in den Hallensegmenten III und IV die Auslösetemperaturen in der Heißgasschicht von 100 °C nicht erreicht, so daß die Rauchabzüge geschlossen bleiben.

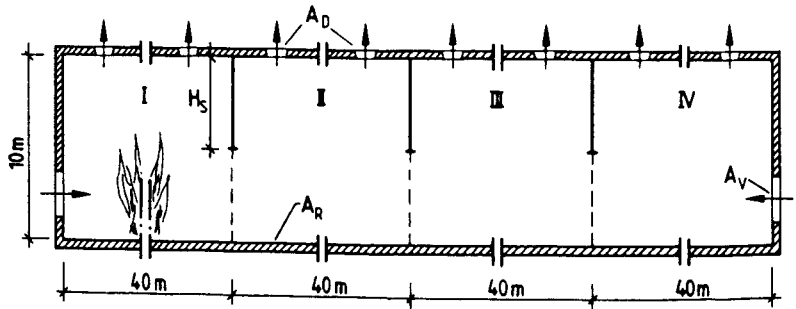
Eine Beschränkung der Rauchausbreitung auf das Brandsegment ist unter den getroffenen Voraussetzungen nur durch 5 m hohe Rauchschrüzen und einen Anteil der Abzugsflächen von über 2 % zu erreichen. Wichtig ist dabei die frühzeitige Öffnung der RWA, um ein Überströmen der Brandgase in das benachbarte Hallensegment zu vermeiden (s. Bild A15).

Entwicklung des Extinktionskoeffizienten in der "rauchfreien" Schicht:

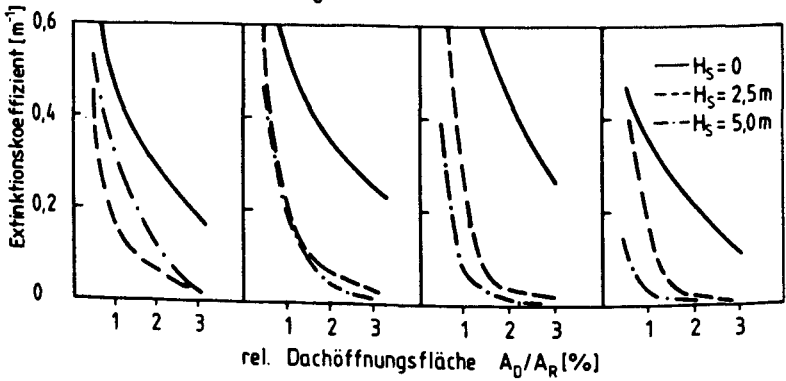
Die DIN 18 232 geht von einer scharfen Abgrenzung zwischen Heiß- und Kaltgasschicht aus und ignoriert daher mögliche Verwirbelungen, die die Sichtverhältnisse in einer Industriehalle auch bei geringen Schichtdicken der Brandgase beeinträchtigen können.

Bild 42 zeigt den Extinktionskoeffizienten in der unteren Schicht nach 20 Minuten Branddauer in Abhängigkeit von der Größe der Dachöffnungen. Danach führen kleinere Strömungsquerschnitte eindeutig zu einer stärkeren Verqualmung der sog. rauchfreien Schicht. Ursächlich sind der reduzierte Luftwechsel im Brandgebäude und die höheren Heißgasschichten, durch die ein größerer Stoffaustausch mit der unteren Schicht entsteht.

Ohne Rauchschrüzen tritt eine gleichmäßige Verqualmung der ganzen Halle auf (Bild A2-A4). Die große Austauschfläche zwischen Heiß- und Kaltgasschicht und die hohen Strömungsgeschwindigkeiten der Brandgase unter der Hallendecke führen zu Vermischungen der Gasschichten. So muß unter den gegebenen Voraussetzungen z.B. bei einer relativen Öffnungsfläche im Dach von 2 % und thermisch ausgelösten RWA's mit einem Extinktionskoeffizienten zwischen 0,2 und 0,5 m⁻¹ gerechnet werden. Das bedeutet in Abhängigkeit von den Lichtverhältnissen eine Sichtweite von etwa 5 bis 15 m (Bild 28).



Öffnung der RWA bei $\vartheta_G = 100^\circ\text{C}$



Manuelle Öffnung der RWA nach 5 Minuten Branddauer

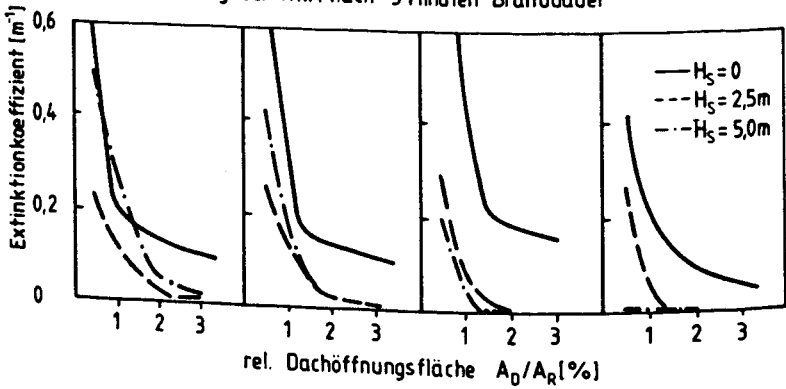


Bild 42: Der Extinktionskoeffizient in der Luftschicht in Abhängigkeit von der Rauchabzugsfläche bei verschiedenen Rauchschürzenhöhen

Deutliche Verbesserungen der Sichtverhältnisse werden mit Rauchschürzen erzielt. Wichtig sind ausreichend große Öffnungsflächen im Dach, um die Ausbreitung der Brandgase in der Halle zu begrenzen. Bleiben Hallenabschnitte bei abgestimmter Bemessung der Rauchschürzen und -abzüge rauchfrei, tritt hier keine nennenswerte Sichtbehinderung mehr auf. So ergibt die Berechnung für das Segment III bei einer Schürzenhöhe von 5 m und thermisch gesteuerten Rauchabzügen ($A_p/A_R = 2 \%$) einen Extinktionskoeffizienten von unter $0,05 \text{ m}^{-1}$ (Bild A9). Die geringe Verqualmung ist auf die Strömungen innerhalb der Kaltgasschicht zurückzuführen, die oberhalb der neutralen Ebene Rauchpartikel aus den davorliegenden Segmenten heranführen.

Durch frühzeitiges Öffnen der Rauchabzüge lassen sich die Sichtverhältnisse beim Brand verbessern. Dies wird beim Vergleich der berechneten Extinktionskoeffizienten deutlich, die sich bei manueller und thermischer Auslösung der Dachöffnungen ergeben (Bild 42).

5.3.4 Vergleich der Modellrechnung mit der DIN 18 232 Teil 2

Zum Vergleich der mit dem Rechenmodell erstellten Daten mit den Forderungen der DIN 18 232 Teil 2 muß zunächst die untersuchte Halle einer Bemessungsgruppe (BMG) zugeordnet werden, die der rechnerischen Brandfläche entspricht. Nach den Grundlagen der Norm erfolgt bei einer Brandausbreitungsgeschwindigkeit von $0,5 \text{ m/s}$ und der erwarteten Brandentwicklungsdauer von 20 min die Einstufung in die BMG 5 /78/.

Für diese Bemessungsgruppe und eine 10 m hohe Halle sind in Tabelle 12 die in der Norm geforderten Dicken der rauchfreien Schicht (Spalte 2) für die untersuchten Größen der Rauchschürzen (Spalte 1) zusammengestellt. Um die Schichthöhen im Brandfall nicht zu unterschreiten, werden die in Spalte 3 aufgeführten Dachöffnungsflächen vorgeschrieben.

Tabelle 12: Die DIN 18 232 Teil 2 im Vergleich zur Simulationsrechnung

1	2	3	4		5		6	
Höhe H_s der Rauchschürze	Angaben nach DIN 18232 Teil 2		Rechenwerte mit "FIGARO"					
	Höhe h_L der rauchfreien Schicht	Anteil der Dachöffnung Λ_D/Λ_R	h_L bei Λ_D/Λ_R nach Spalte 3		erford. Anteil Λ_D/Λ_R für h_L nach Spalte 2		$\sigma_L < 0,15 \text{ m}^{-1}$	
[m]	[m]	[%]	[m]	[m]	[%]	[%]	[%]	[%]
			man.	therm.	man.	therm.	man.	therm.
5,0	5,0	1,0	4,3	4,3	2,0	2,0	2,0	2,0
2,5	6,5	1,8	6,6	6,6	1,5	1,5	1,5	1,8
0,0	7,5	2,6	8,6	9,2	1,0	1,0	2,0	2,5

Werden diese Öffnungsflächen in der Simulationsrechnung zugrunde gelegt, ergibt sich im Vergleich zur Norm ein gegensätzliches Bild. Bei einer Schürzenhöhe von 5 m stellen sich etwas niedrigere und bei fehlenden Schürzen höhere Kaltgasschichten ein (Spalte 4), so daß die relativen Rauchabzugsflächen zur Einhaltung der geforderten Schichtdicke vergrößert bzw. verkleinert werden müßten (Spalte 5). Offensichtlich wird in der Norm der verstärkende Einfluß einer höheren Heißgasschicht auf die Auftriebskräfte und damit den Abzug der Brandgase überschätzt.

Die Beschränkung der Rauchausbreitung auf das Segment I, wie sie nach DIN 18 232 Teil 2 bei Rauchschürzen von $H_s \geq 0,5 H$ beabsichtigt ist, läßt sich mit der relativen Dachöffnung von 1 % für die BMG 5 nicht realisieren. Erst bei einem Verhältnis $A_p/A_r \geq 2 \%$ bleibt bei manueller Öffnung der Abzüge der benachbarte Abschnitt II rauchfrei (Bild A15). Werden die Rauchabzüge thermisch ausgelöst, strömen die Rauchgase kurzfristig in das zweite Segment über (Bild A9) .

Ist die Halle mit Schürzen der Höhe $H_s = 2,5 \text{ m}$ ausgestattet, stimmen die Angaben der Norm mit den Rechenwerten gut überein. Wegen des Überströmens der Brandgase in das folgende Segment II können mehr Rauchabzüge wirksam werden. Bei fehlenden Schürzen bildet sich unter der ganzen Hallendecke eine Heißgasschicht aus, so daß hier der größte Strömungsquerschnitt für den Rauchabzug zur Verfügung steht. Die berechneten Dicken der Kaltgasschicht liegen hier über denen der rauchfreien Schicht nach DIN 18 232 Teil 2 (vergl. Spalte 2 u. 4 in Tab. 12).

Verbindet man mit dem in DIN 18 232 Teil 2 benutzten Begriff "rauchfreie Schicht" auch die Forderung nach guten Sichtverhältnissen, muß die Verqualmung der Luft bei der Bemessung von Rauch- und Wärmeabzügen einbezogen werden. In der Spalte 6 der Tabelle 12 sind die Abzugsflächen aufgeführt, die zur Einhaltung der Schichthöhen und eines Extinktionskoeffizienten von $0,15 \text{ m}^{-1}$ in der Kaltgasschicht notwendig sind.

Unter dieser Voraussetzung ergeben sich für eine Halle, die ohne bzw. mit einer 2,5 m hohen Rauchschürze ausgestattet ist, Abzugsquerschnitte in der Größe, wie sie in der Norm angegeben werden. Ist die gleichzeitige Öffnung aller RWA nach spätestens 5 min Branddauer gewährleistet, kann der erforderliche Anteil A_p/A_r etwas verringert werden. Die von der Norm

beabsichtigte Beschränkung der Ausbreitung der Brandgase auf einen Rauchabschnitt mit Rauchschürzen, deren Höhe mindestens der halben Raumhöhe entspricht (hier: $H_S = 5 \text{ m}$), ist nur bei einem Öffnungsverhältnis von $A_D/A_R \geq 2 \%$ möglich.

5.3.5 Schlußfolgerungen aus der Parameterstudie

Die Parameterstudie hat gezeigt, daß Rauchschürzen in Bezug auf die Rauchausbreitung Vorteile bringen, wenn ausreichend bemessene Abzugsflächen im Dach vorhanden sind. Die in der DIN 18 232 Teil 2 gewährte Verminderung der wirksamen Öffnungsflächen beim Einbau von Rauchschürzen ist jedoch zu großzügig. Das gilt besonders, wenn die Brandgase auf einen Rauchabschnitt begrenzt bleiben sollen.

Bei Hallen mit Rauchschürzen ist es besonders wichtig, die rechtzeitige Öffnung der RWA in den nicht direkt vom Brand betroffenen Rauchabschnitts- (A_R) bzw. Teilflächen (A_T) sicherzustellen. Der behinderte Energie- und Massenaustausch führen hier zu einem verzögerten Ansprechen thermisch gesteuerter Rauchabzüge. Die Folgen sind geringere Höhen der unteren Gasschicht und ihre größere Verqualmung.

Sind die Rauchabzugsflächen und -schürzen so aufeinander abgestimmt, daß einige Hallensegmente rauchfrei bleiben, werden deutliche Verbesserungen der Sichtverhältnisse in der ganzen Halle erreicht.

Die in der Norm geforderten Zuluftöffnungen, die einen ungehinderten Lufteintritt in das Brandgebäude und damit die volle Wirkung der Rauchabzüge gewährleisten sollen, sind unnötig groß. Die kalte und damit dichtere Außenluft beansprucht einen geringeren Strömungsquerschnitt als die heißen Brandgase. Ein Öffnungsverhältnis von $A_V/A_0 = 1$ ist ausreichend.

6 Zusammenfassung und Ausblick

In der vorliegenden Arbeit werden der Brandauswirkungen in ausgedehnten Räumen mit einem Zonenmodell beschrieben. Der Schwerpunkt liegt dabei auf der Entstehung und Ausbreitung der Brandgase in Abhängigkeit von der Brandlast, der Ventilation und der Raumgeometrie. Mit dem erstellten Modell soll untersucht werden, wie sich die Flucht- und Rettungsmöglichkeiten im Verlauf des Brandes entwickeln und welche brandschutztechnischen Möglichkeiten zu ihrer Optimierung bestehen.

Das verwendete Zwei-Schichtmodell unterteilt das Volumen der betrachteten Räume in eine obere Heiß- und eine untere Kaltgasschicht, für die die Energie- und Massenbilanzen aufgestellt werden. Dabei werden homogene Zustände in den Gasschichten angenommen. Weil diese Voraussetzung nur für kleine Räume Gültigkeit hat, müssen ausgedehnte Räume wie Tunnel, lange Korridore und Hallen in kleinere Segmente unterteilt werden. Die Aufstellung der Bilanzen und die Berechnung der Massenströme über die Segmentgrenzen und durch vertikale und horizontale Ventilationsöffnungen werden ausführlich beschrieben.

Für die Darstellung des Brandes ist der Plume von großer Bedeutung. In dieser Zone vollzieht sich die Verbrennung; die dabei freiwerdende Energie läßt sich bei ventilationsgesteuertem Brandablauf aus dem aus der Kaltgasschicht eingemischten Sauerstoff berechnen. Drei verschiedene Plume-Modelle werden vorgestellt und verglichen.

Die in den Kaltgasschichten herrschenden Temperaturen, die Schichtdicken, die Partialdrücke der Gaskomponenten und die Verqualmung sind für die Flucht- und Rettungsmöglichkeiten von herausragender Bedeutung. Ihre Darstellung erfordert die Bestimmung der Gaskomponenten in den Brandgasen und der Rauchbildung sowie die Beschreibung des Stoffaustausches zwischen den Heiß- und Kaltgasschichten. Als Ursachen für die Vermischungen werden Rückströmungen von Rauchgasen zum Brandherd, Instabilitäten der Gasschichtung und Auftriebskräfte an den Wänden infolge des Wärmeaustausches behandelt.

Die Aussagefähigkeit des Modells wird anhand von experimentellen Ergebnissen aus den Brandversuchen im 390 m langen Zwenbergtunnel geprüft. Nach Anpassung der Pyrolyserate für die Rechnung zeigen die Ergebnisse,

daß das mathematische Modell die auftretenden Vorgänge für die Tunnelbelüftungen gut wiedergibt, die die thermisch bedingte Schichtung der Brandgase nicht zerstören. Für Ventilationssysteme, die im Deckenbereich Luft einblasen, sind in Zukunft weitere Forschungsarbeiten notwendig.

Im zweiten Teil der Arbeit werden Anwendungsbeispiele für das Modell aufgezeigt. Die Simulation eines Tunnelbrandes zeigt den Einfluß verschiedener Bewetterungssysteme auf die Rauchausbreitung im Bauwerk. Zur Beurteilung der Flucht- und Rettungsmöglichkeiten dienen die Höhe der unteren Kaltgasschicht, die hier herrschenden Temperaturen, die CO-, CO₂- und O₂-Konzentration in der Atemluft sowie der Extinktionskoeffizient. Anhand der aufgestellten, zulässigen Grenzwerte können ortsabhängig die zur Verfügung stehenden Fluchtzeiten angegeben werden.

Die Rechenergebnisse bestätigen die Erfahrungen aus Tunnelbränden, daß längsbelüftete Anlagen auf der Zuluftseite des Brandes die günstigsten Fluchtmöglichkeiten bieten. Auf der anderen Seite sind dagegen der Fluchtweg und der Zugang für Lösch- und Rettungsmannschaften wegen der intensiven Verqualmung versperrt. Deshalb ist die Längslüftung nur für kürzere Tunnel geeignet, die im Richtungsverkehr befahren werden. Längere Bauwerke sollten durch die Absaugung der Brandgase im Bereich der Tunnelmitte in zwei kürzere Brandabschnitte unterteilt werden.

Bei Tunneln mit einer verteilten Absaugung der Brandgase breiten sich die Verbrennungsgase zwar weitläufig aus, dafür ist eine Flucht aber in beide Richtungen möglich. Der geringere Luftwechsel führt im Brandnahbereich zu ungünstigeren Verhältnissen. Dieses Belüftungssystem bietet sich für lange, im Gegenverkehr betriebene Tunnel an.

Nach den Berechnungen wird die Flucht aus unterirdischen Verkehrsanlagen zuerst durch die sich rasch verschlechternden Sichtverhältnisse erschwert. Hohe Temperaturen und toxische Brandgase gefährden die Menschen erst später. In zukünftigen Arbeiten sollte daher die materialspezifische Rauchbildung der häufig verwendeten Baustoffe erforscht werden. Daneben wäre die experimentelle Untersuchung des Einflusses verschiedener Lüftungssysteme auf die Schichtung der Brandgase von besonderem Interesse.

Ein weiteres Anwendungsgebiet liegt in der Beschreibung der Rauchausbreitung im Industriebau. Am Beispiel einer 10 m hohen Halle mit einer Grundfläche von 6400 m² werden in einer Parameterstudie die Einflüsse von Rauchabzügen und -schürzen auf die Rauchausbreitung und die Höhe der Kaltgasschicht dargestellt.

Dabei zeigt die Simulationsrechnung erwartungsgemäß, daß die Höhe der Kaltgasschicht mit der Öffnungsfläche im Dach zunimmt. Ebenso verbessern sich die Sichtverhältnisse.

Der Einbau von Rauchschürzen schränkt die Ausbreitung der Brandgase unter der Raumdecke ein, so daß in den Teilflächen in Brandherdnähe höhere und in den entfernteren Abschnitten niedrigere Schichtdicken der Brandgase auftreten. In Hallen ohne Rauchschürzen ergeben sich über der Brandstelle wegen der großflächigen Ausbreitung die dünnsten Heißgasschichten, es muß aber mit einer hohen Verqualmung der Kaltgasschicht gerechnet werden.

Beim Vergleich der Rechenergebnisse mit der DIN 18 232 Teil 2 wird deutlich, daß in der Norm die einschränkende Wirkung von Rauchschürzen auf die Rauchausbreitung überschätzt wird. Die Begrenzung der Brandgase auf eine Rauchabschnittsfläche durch eine Rauchschürze mit einer Höhe, die der halben Hallenhöhe entspricht, ist mit den angegebenen Abzugsflächen nicht möglich. Bei fehlenden Schürzen stellen sich dagegen höhere "rauchfreie" Schichten ein, als sie die Norm vorschreibt. Wegen der auftretenden Einmischung von Brandgasen in die untere Schicht, sollten die geforderten Dachöffnungen in diesem Fall aber nicht unterschritten werden.

Bei der Überarbeitung der DIN 18 232 Teil 2 sollten bei vorhandenen Rauchschürzen größere Abzugsflächen gefordert werden. Das gilt besonders dann, wenn die Brandgase auf einen Rauchabschnitt begrenzt sein sollen. Daneben sollte auch geprüft werden, inwieweit die Einmischung von Brandgasen in die untere Schicht und damit die Sichtverhältnisse in die Diskussionen zur Überarbeitung der Norm einbezogen werden können.

7 Anhang

Die folgenden Bilder A2 bis A15 geben einen Überblick über die Rechenergebnisse der Hallenberechnung. Sie zeigen im Kopf die Halle im Längsschnitt mit der Lage des Brandherdes und den möglichen Rauchschrüzen. Höhen- und Längenmaßstab sind aus Gründen der Übersichtlichkeit verschieden. Darunter sind für jedes Hallensegment zeitabhängig die Höhe und Temperatur der Heißgasschicht sowie die Temperatur und der Extinktionskoeffizient in der unteren Schicht dargestellt.

Den zeitabhängigen Verlauf der Abbrandrate zeigt für eine flächenspezifische Abbrandrate von $\dot{r} = 40 \text{ kg/m}^2\text{h}$ Bild A1. In den Fällen, in denen mit $\dot{r} = 80 \text{ kg/m}^2\text{h}$ gerechnet wird, ist der zeitabhängige Verlauf der Kurve ähnlich. Die ebenfalls abgebildete Ventilationszahl φ , die sich bei einer Rauchschrüzenhöhe von 5 m ergibt, ist bei diesen Berechnungen nicht von Belang, da der Brand in allen Fällen brandlastgesteuert abläuft.

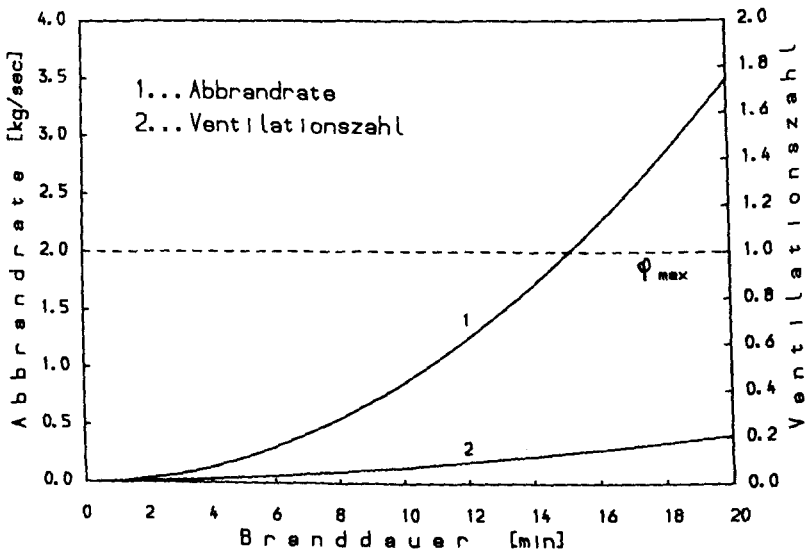
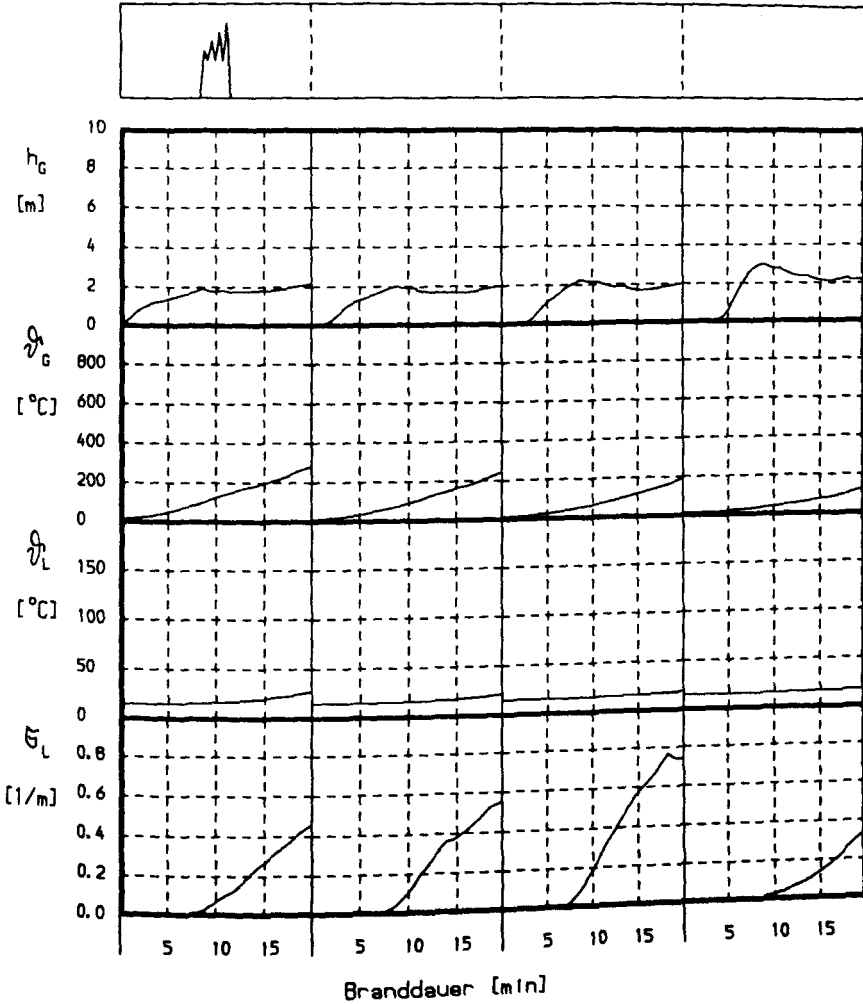
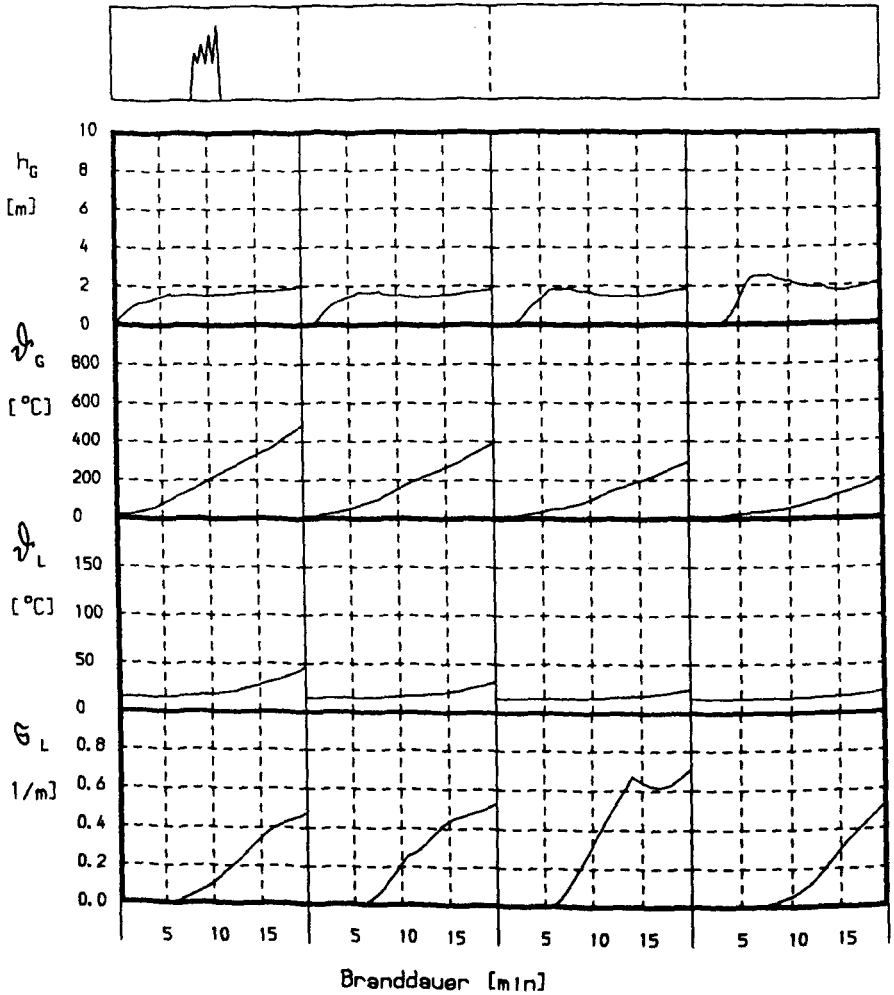


Bild A1: Abbrandrate und Ventilationszahl in einer 10 m hohen Halle bei einem spezifischen Abbrand von $40 \text{ kg/m}^2\text{h}$



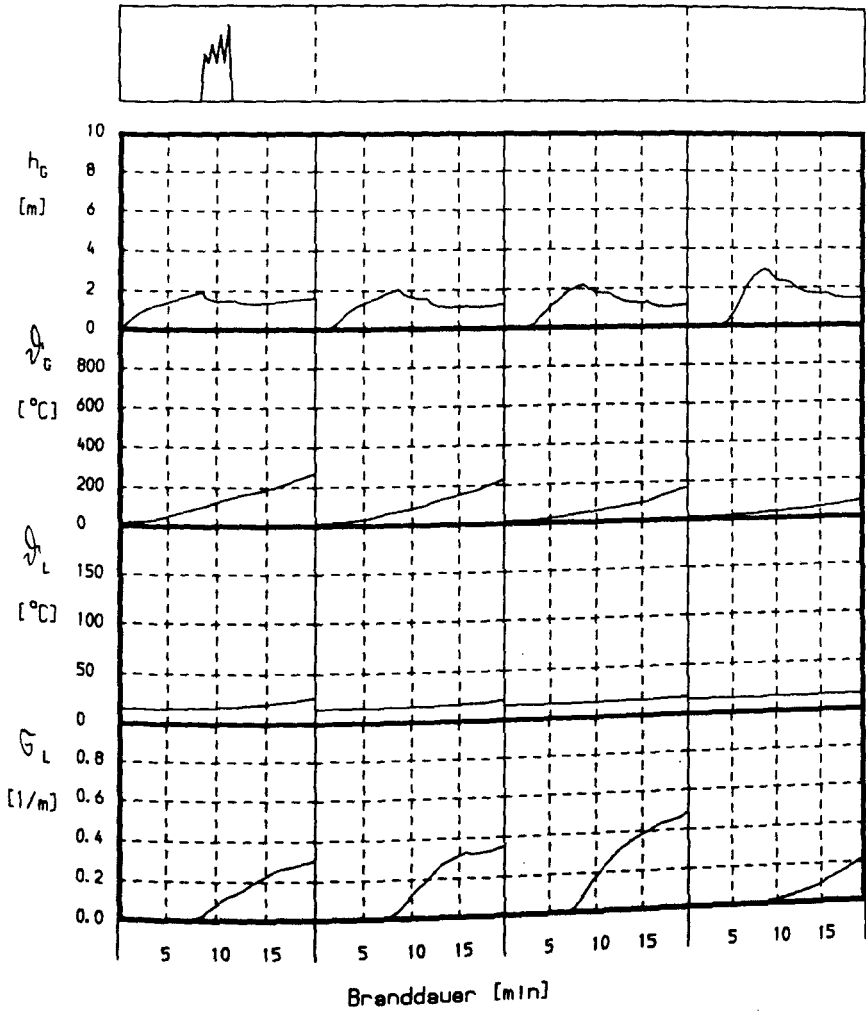
Spezifische Abbrandrate : $40 \text{ kg/m}^2\text{h}$
 Höhe der Rauchschürze : 0.0 m
 Relative Dachöffnung : 1%
 Auslösung : thermisch ($\theta_G = 100^\circ\text{C}$)

Bild A2



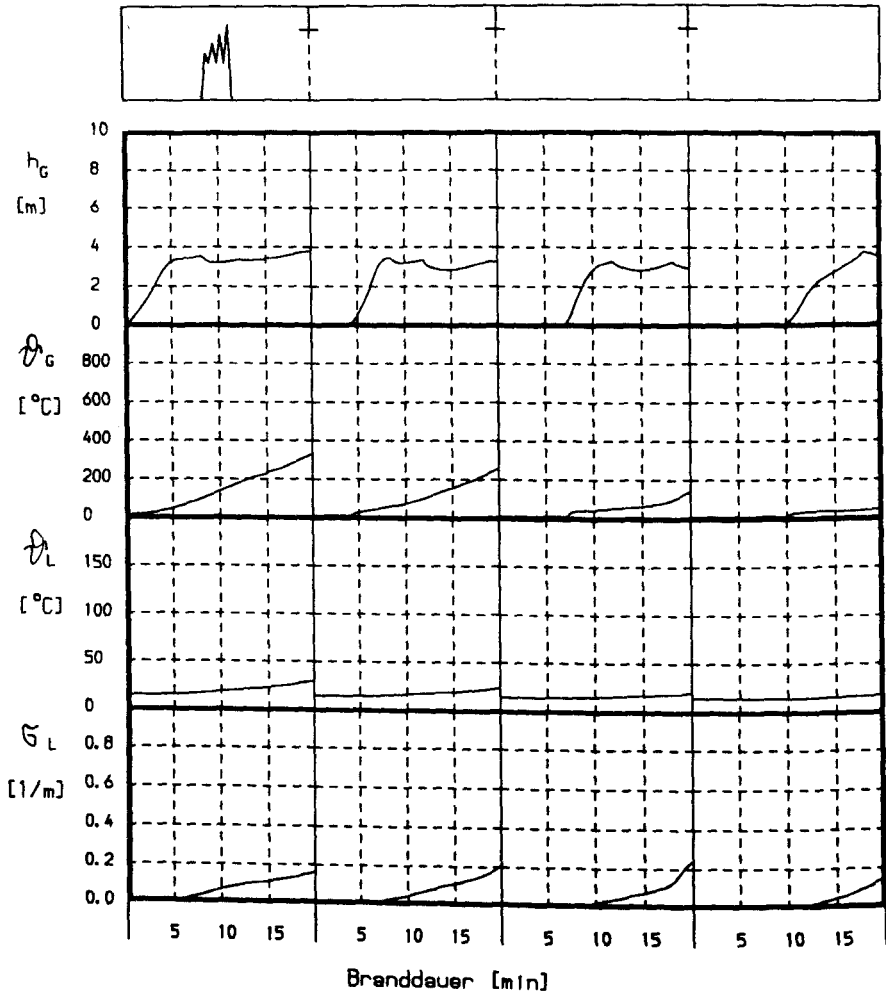
Spezifische Abbrandrate : $80 \text{ kg/m}^2\text{h}$
 Höhe der Rauchschrnze : 0.0 m
 Relative Dachöffnung : 1%
 Auslösung : thermisch ($\theta_G = 100^\circ\text{C}$)

Bild A3



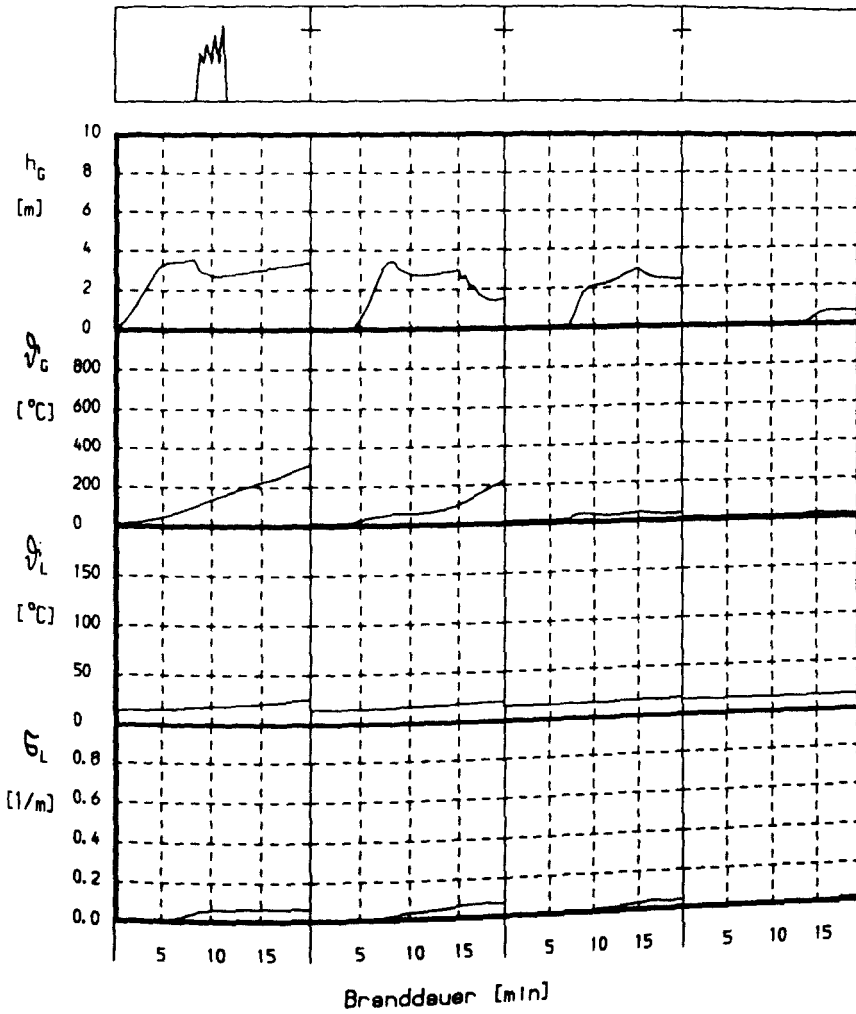
- Spezifische Abbrandrate : 40 kg/m²h
- Höhe der Rauchschürze : 0.0 m
- Relative Dachöffnung : 2 %
- Auslösung : thermisch ($\theta_G = 100^\circ\text{C}$)

Bild A4



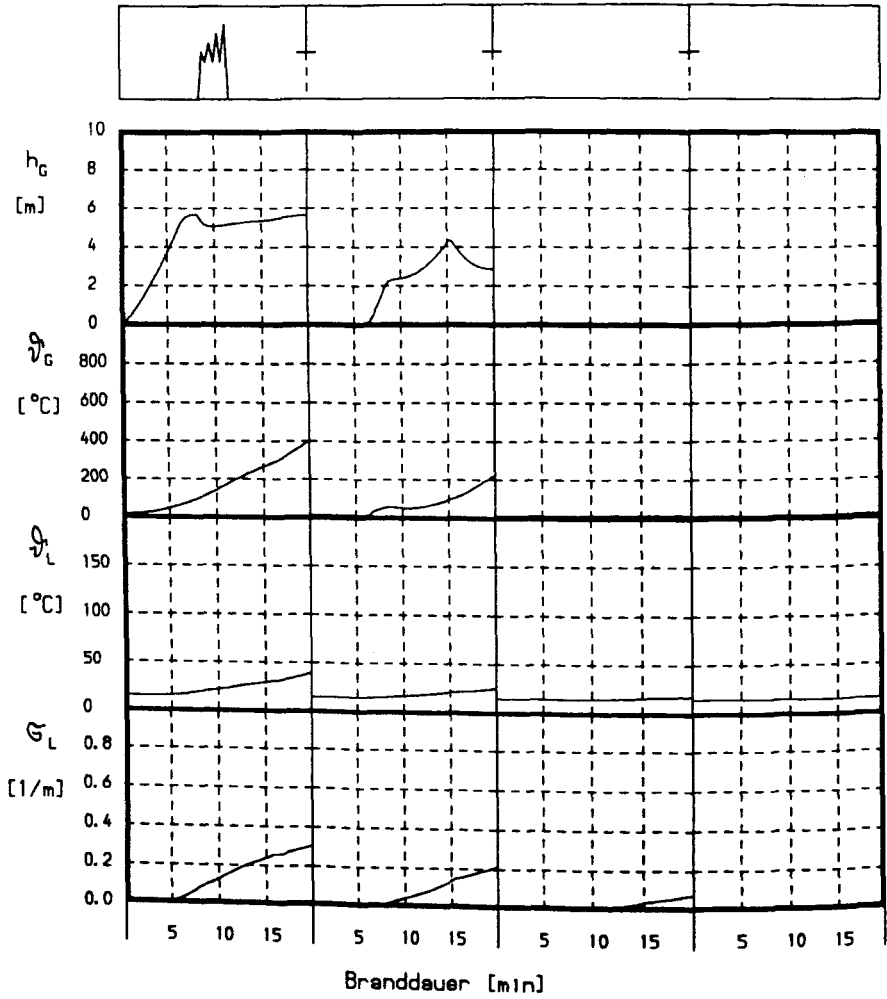
Spezifische Abbrandrate : 40 kg/m²h
 Höhe der Rauchschürze : 2.5 m
 Relative Dachöffnung : 1 %
 Auslösung : thermisch ($\vartheta_G = 100^\circ\text{C}$)

Bild A5



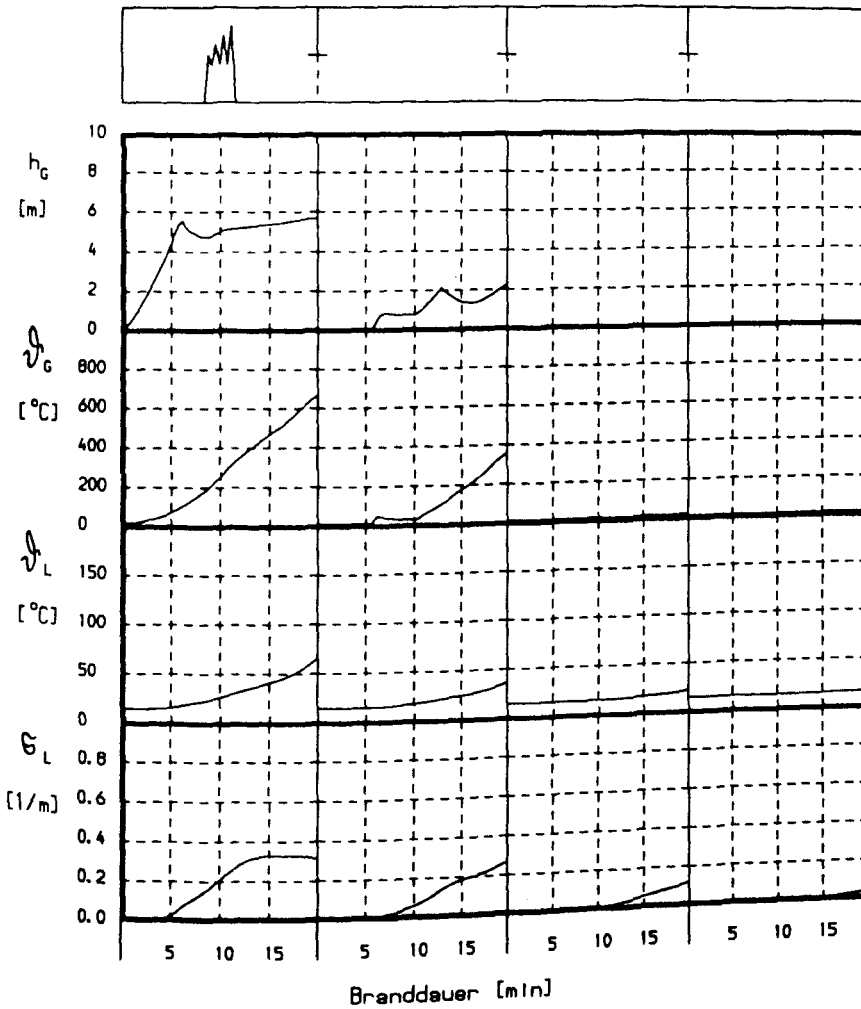
Spezifische Abbrandrate : $40 \text{ kg/m}^2\text{h}$
 Höhe der Rauchschürze : 2.5 m
 Relative Dachöffnung : 2%
 Auslösung : thermisch ($\theta_G = 100^\circ\text{C}$)

Bild A6



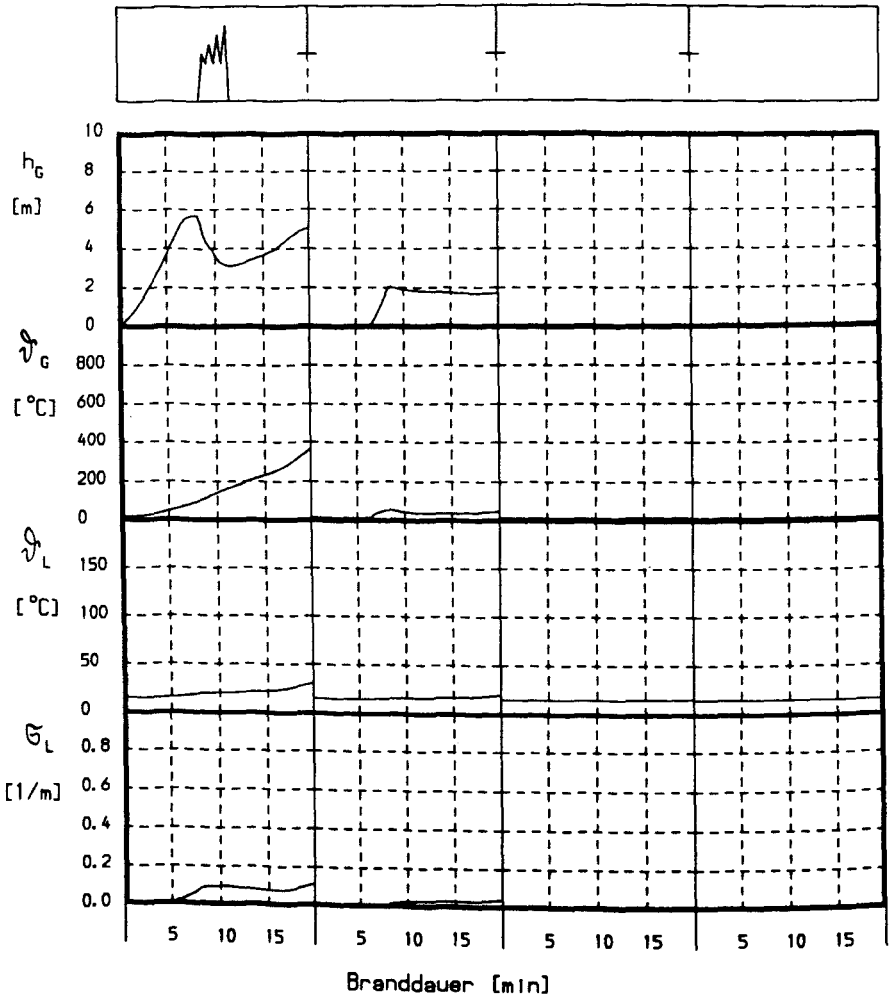
Spezifische Abbrandrate : $40 \text{ kg/m}^2\text{h}$
 Höhe der Rauchschränke : 5.0 m
 Relative Dachöffnung : 1%
 Auslösung : thermisch ($\vartheta_G = 100^\circ\text{C}$)

Bild A7



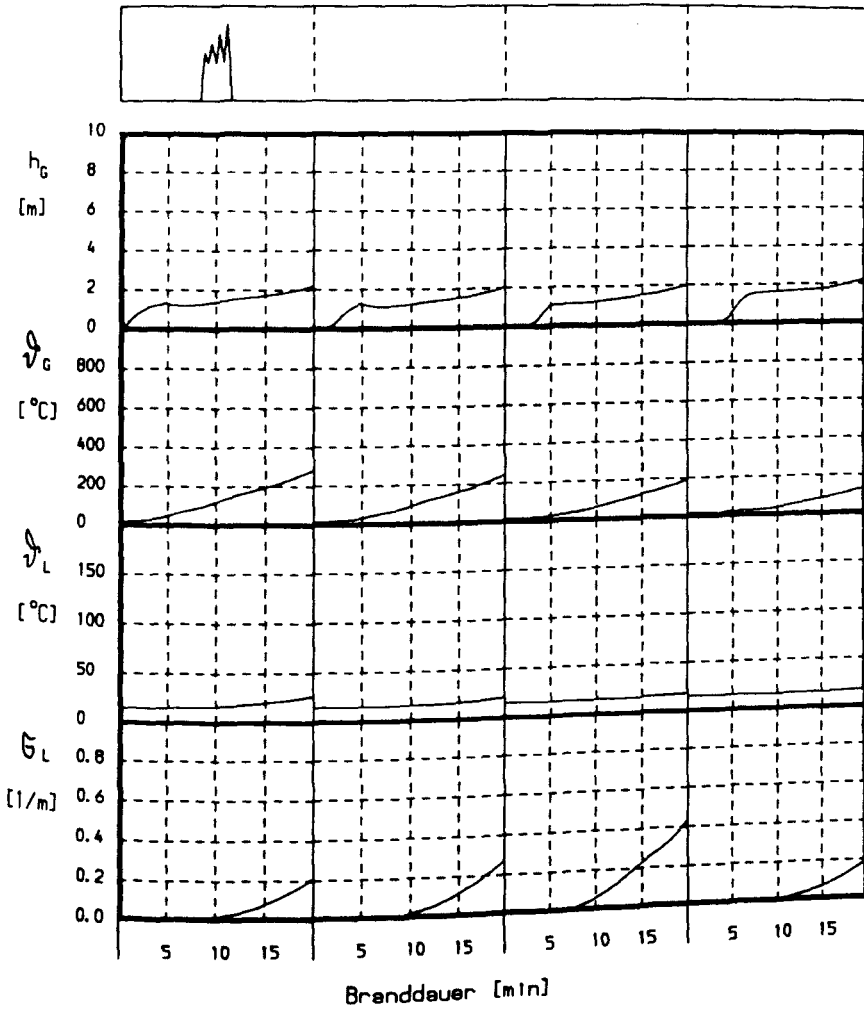
Spezifische Abbrandrate : $80 \text{ kg/m}^2\text{h}$
 Höhe der Rauchschürze : 5.0 m
 Relative Dachöffnung : 1%
 Auslösung : thermisch ($\dot{Q}_G = 100^\circ\text{C}$)

Bild A8



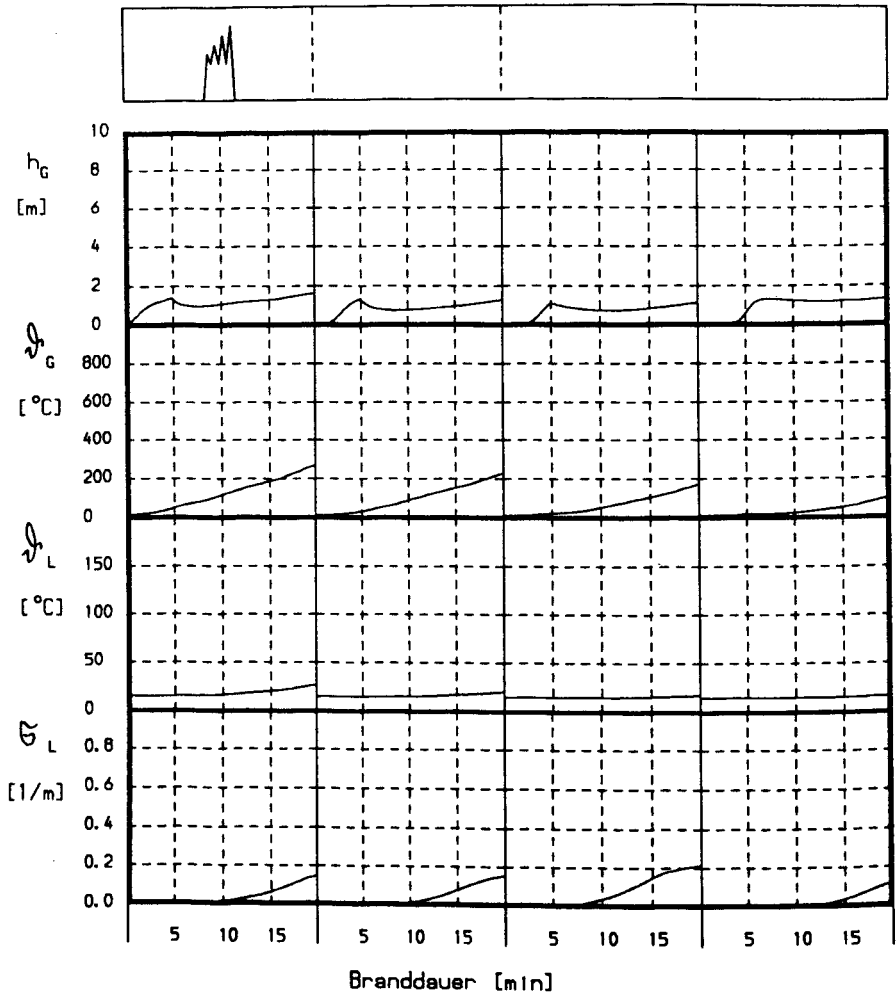
Spezifische Abbrandrate : 40 kg/m²h
 Höhe der Rauchschränke : 5.0 m
 Relative Dachöffnung : 2 %
 Auslösung : thermisch ($\vartheta_G = 100^\circ\text{C}$)

Bild A9



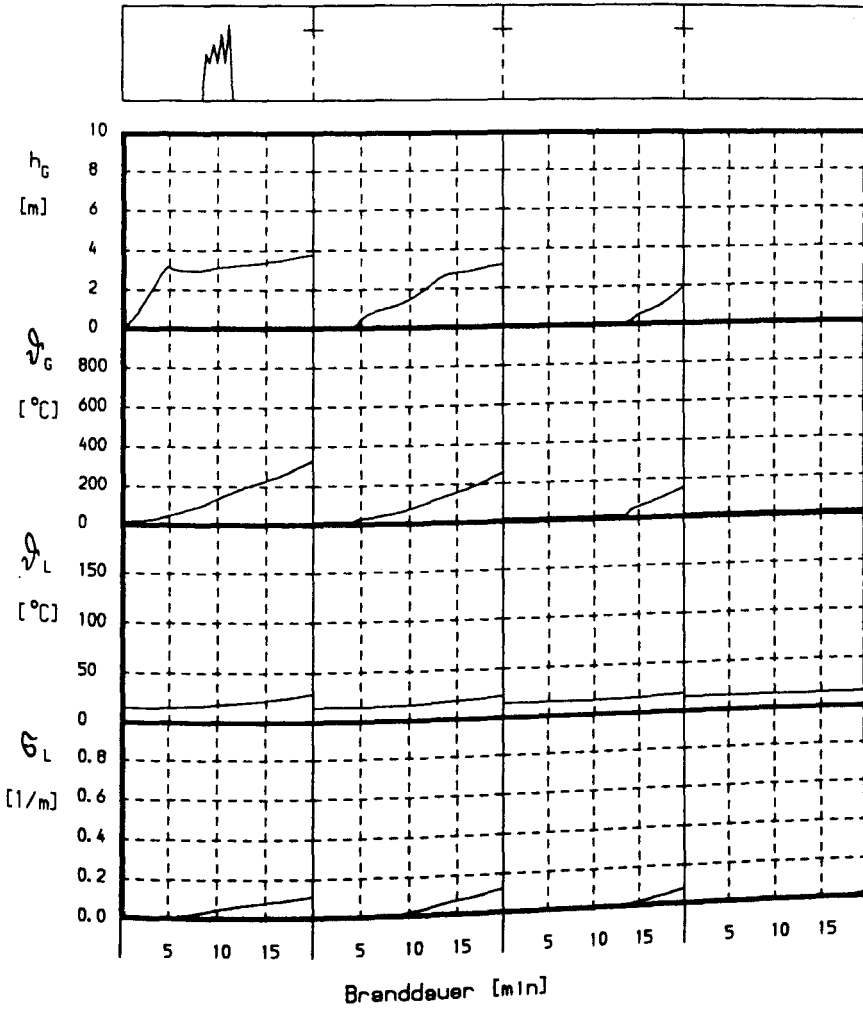
Spezifische Abbrandrate : 40 kg/m²h
 Höhe der Rauchschräge : 0.0 m
 Relative Dachöffnung : 1 Z
 Auslösung : manuell ($\tau = 5$ min)

Bild A10



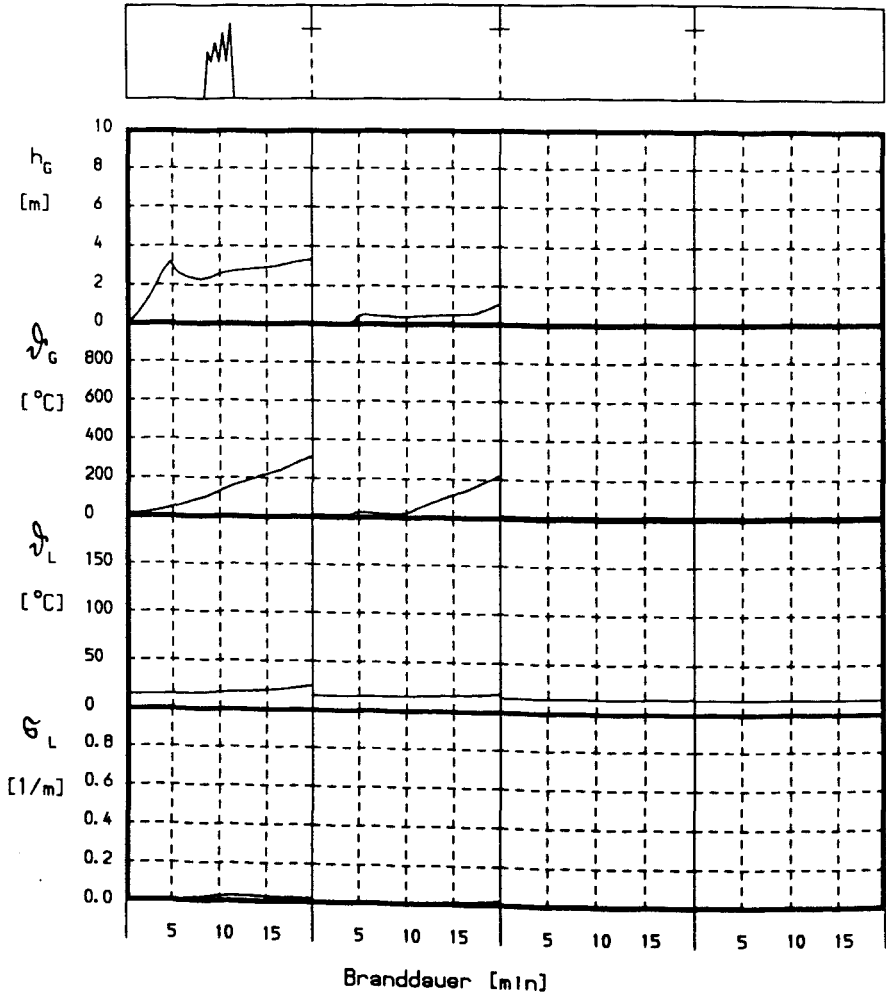
Spezifische Abbrandrate : 40 kg/m²h
 Höhe der Rauchschrürze : 0.0 m
 Relative Dachöffnung : 2 %
 Auslösung : manuell ($\tau = 5$ min)

Bild A11



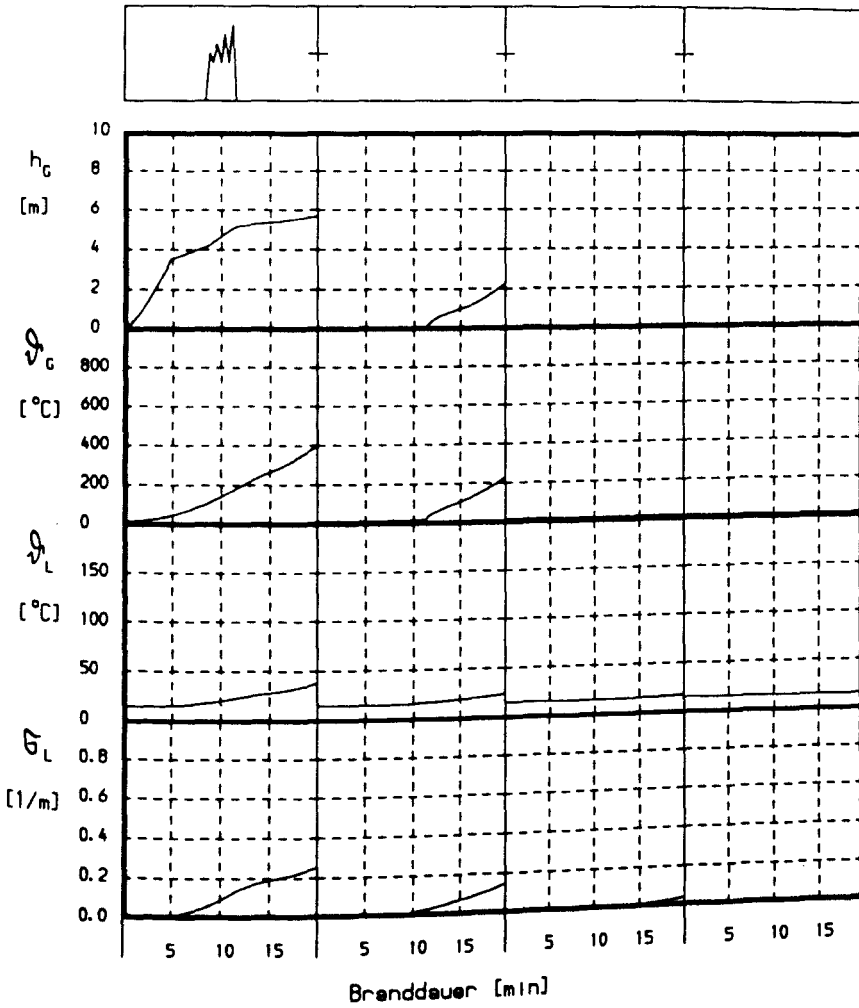
Spezifische Abbrandrate : 40 kg/m²h
 Höhe der Rauchschränke : 2.5 m
 Relative Dachöffnung : 1 %
 Auslösung : manuell ($\tau = 5$ min)

Bild A12



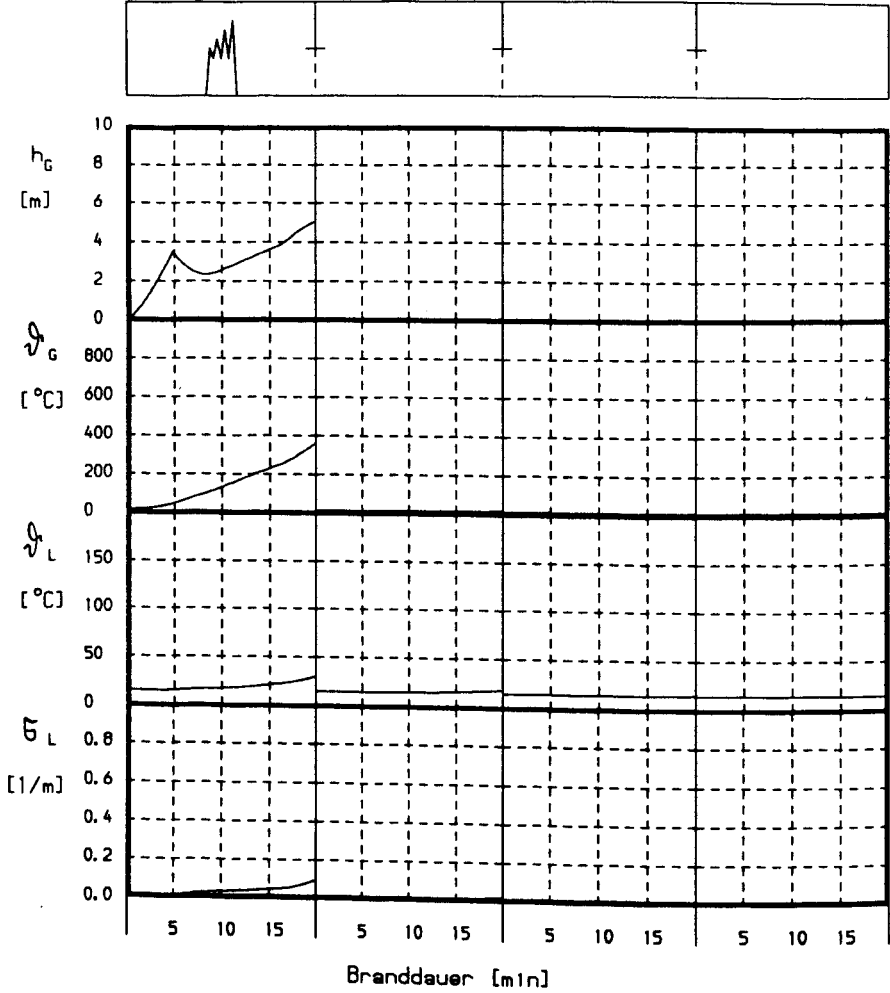
Spezifische Abbrandrate : 40 kg/m²h
 Höhe der Rauchschürze : 2.5 m
 Relative Dachöffnung : 2 %
 Auslösung : manuell ($\tau = 5$ min)

Bild A13



Spezifische Abbrandrate : $40 \text{ kg/m}^2\text{h}$
 Höhe der Rauchschränke : 5.0 m
 Relative Decköffnung : 1%
 Auslösung : manuell ($\tau = 5 \text{ min}$)

Bild A14



Spezifische Abbrandrate : 40 kg/m²h
 Höhe der Rauchschürze : 5.0 m
 Relative Dachöffnung : 2 %
 Auslösung : manuell ($\tau = 5$ min)

Bild A15

8 Literaturliste

- /1/ American Society for Testing and Materials. Standard test method for specific optical density of smoke generated by solid materials, ANSI/ASTM E662-79, 1979.
- /2/ Babrauskas, V.: COMPF2 - A program for calculating post-flashover fire temperatures. National Bureau of Standards, Technical Note 991, 1979.
- /3/ Baehr, H.D.: Thermodynamik. 5. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1981.
- /4/ Baehr, H.D.; Schmidt, E.F.: Die Berechnung der Gleichgewichtszusammensetzung chemisch reagierender Gasgemische, insbesondere dissozierender Verbrennungsgase. Brennstoff, Wärme, Kraft 16/1, 1964, S. 8-16.
- /5/ Benjamin, T.B.: Gravity currents and related phenomena. J. Fluid Mech., Vol. 31, Part 2, 1968, S. 209-248.
- /6/ Berner, M.: Die Lüftung des Gubristunnels. Tunnelbau - Schweizer Ingenieur und Architekt 23, 1985, S. 547-550.
- /7/ Bodart, X.E.; Curtat, M.R.: The CIFI Computer Code. Air and smoke movement during a fire in a building with ventilation ducts networks equipment. CIB W14 Workshop, Berlin, 1987.
- /8/ Boehm, B: Fully developed polyethylene and wood compartment fires. Technical University of Denmark, Lyngby, 1977.
- /9/ Brandschutzabteilung der Hamburger Feuerwehr: Brandschutz bei der Hamburger U-Bahn, Hamburg 1983, unveröffentlicht.
- /10/ Brandversuche am HDR; Versuchsprotokolle der Versuche T51.11-15 (zwangsventilierte Gasbrände), T51.16-19 (Holzkrippenbrände), T51.21-25 (zwangsventilierte Gasbrände mit einem 2.Abgaskanal) E41.1-4 (große Ölbrände); Kernforschungszentrum Karlsruhe, 1985 - 1988.
- /11/ Chobotov, M.V.; Zukoski, E.E., Kubota, T.: Gravity currents with heat transfer effects. NBS-GCR-87-522, National Bureau of Standards, USA, 1986.
- /12/ Cooper, L.Y.: Convective heat transfer to ceilings above enclosure fires. 19th Symposium (International) on Combustion, Combustion Institute, USA, 1982, S. 933-939.
- /13/ Cooper, L.Y.: Calculation of the flow through a horizontal ceiling/floor vent. National Bureau of Standards, USA, 1989.
- /14/ Cox, G.: Simulating fires in buildings by computer - the state of the art. Journal of the Forensic Science Society 27, 1987, S. 175-188.

- /15/ Cox, G.; Markatos, N.C.: Hydrodynamics and heat transfer in enclosures containing a fire source. Physicochemical Hydrodynamics, Vol. 2, No. 53, 1984.
- /16/ DIN 4102: Brandverhalten von Bauteilen, Teil 2: Bauteile, Begriffe, Anforderungen und Prüfungen.
- /17/ DIN 4705 Teil 1: Berechnung von Schornsteinabmessungen: Begriffe, ausführliches Berechnungsverfahren. Normenausschuß Heiz- und Raumlufttechnik im DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 1979.
- /18/ DIN V 18 230: Baulicher Brandschutz im Industriebau. Normenausschuß Bauwesen im DIN Deutschen Institut für Normung e.V., 1984.
- /19/ DIN 18232: Baulicher Brandschutz: Rauch- und Wärmeabzugsanlagen. Normenausschuß Bauwesen im DIN Deutschen Institut für Normung e.V., 1984.
- /20/ Dobbernack, R.: Erste Rechenergebnisse zu den Versuchen T52.14 mit dem Rechenprogramm "DOB". Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, Braunschweig, 1987.
- /21/ Dobbernack, R.: Untersuchung des instationären Wärmeübergangs an parallelen Rohrbündeln nach der Monte-Carlo-Methode. Dissertation - Technische Universität Braunschweig, 1979.
- /22/ Dobbernack, R.; Müller, K.: Development and verification of fire codes in natural fire experiments in a real containment - fire protection and fire fighting in nuclear installations. Proceedings of a symposium; International Atomic Energy Agency, Vienna, 1989.
- /23/ Dobbernack, R.; Schneider, U.: Wärmebilanzrechnungen Teil III. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, Heft 59, Braunschweig, 1979.
- /24/ Drasch, G.; Kauert, G.; von Meyer, L.: Zur Bedeutung der Bildung von Cyanwasserstoffen bei Bränden. Zeitschrift für Rechtsmedizin 84, 1979, S. 69-73.
- /25/ Drysdale, D.: An introduction to fire dynamics. John Wiley & Sons, Chichester, New York, Brisbane, Toronto, Singapore, 1985.
- /26/ Einbrodt, H.-J.: Zur Toxikologie von Brandgasen, Brände und ihre Vermeidung. Chemie + Fortschritt; Herausgeber: Verband der Chemischen Industrie e. V., 1987.
- /27/ Einbrodt, H.J.; Jesse, H.: Über die Toxizität der Brand- und Schwelgase bei Kabelbränden. GAK 12, 1983, S. 648-652.
- /28/ Ellison, T.H.; Turner, J.S.: Turbulent entrainment in stratified flows. Department of the Mechanics of Fluids. University of Manchester, 1959.

- /29/ Engeln-Müllges, G.; Reuther, F.: Formelsammlung zur numerischen Mathematik mit Standard-FORTRAN-Programmen, 4. Auflage, Mannheim, Wien, Zürich, 1984.
- /30/ Grassmann, P.; Widmer, F.: Einführung in die thermische Verfahrenstechnik, 2. Aufl., Verlag Walter de Gruyter, Berlin/New York, 1974.
- /31/ Grigull, U.: Grundlagen der Wärmeübertragung. 3. Auflage/ 3. Neudruck, Springer-Verlag, Berlin, 1981.
- /32/ Günther, K.P.: Bauliche und betriebliche Brandschutzmaßnahmen in unterirdischen Verkehrsanlagen. Korreferat zum Symposium des CTIF, Vöklabruck, 1985.
- /33/ Günther, K.P.; Burrichter, F.: Brandschutzkonzept für die 4. Röhre des Bundesautobahn-Elbtunnels in Hamburg. Braunschweiger Brandschutztage '88, 2. Fachseminar "Brandschutz - Forschung und Praxis", Braunschweig, 1988.
- /34/ Günther, R.: Verbrennung und Feuerungen, Springer Verlag, Berlin, 1984.
- /35/ Gutachtliche Stellungnahme Nr. I 69 2935 vom 02.05.1969 zum Brandschaden des Autobahntunnels K12 "Moorfleet" der Bundesautobahn. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1969.
- /36/ Haerter, A.: Neue Erkenntnisse und Empfehlungen zu Frischluftbedarf und Lüftungskonzepten für Straßentunnel. Buchreihe "Forschung + Praxis" Nr. 29; Hersg. STUVA, Köln; Alba-Buchverlag, Düsseldorf, 1983.
- /37/ Haerter, A.: BAB Elbtunnel Hamburg - Lüftungssystem 4. Röhre, Längslüftung und Rauchabsaugkanal. Bericht 81-40-07, SHB Schindler Haerter AG - Beratende Ingenieure ASIC, SIA, Zürich, 1987.
- /38/ Hägglund, B.: Simulating fires in natural and forced ventilated enclosures. National Defence Research Institute, FOA Rapport C20637-2.4, Sweden, 1986.
- /39/ Hägglund, B.: A numerical simulation of fires in hospital rooms. National Defence Research Institute, FOA Report C20684-2.4, Stockholm, 1987.
- /40/ Hagen, E.: Experimentelle Untersuchungen über die einen Brandablauf bestimmenden Parameter, SFB 148 - Brandverhalten von Bauteilen - Teilprojekt C. Arbeitsbericht des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, Braunschweig, 1983.
- /41/ Haksever, A.; Hagen, E.: Natürlicher Brand, seine Einflußparameter in kleinen und großen Brandräumen. Schlußbericht, Teilprojekt C3, Sonderforschungsbereich 148 - Brandverhalten von Bauteilen, Technische Universität Braunschweig, Braunschweig, 1988.

- /42/ Hartzell, G.E.; Priest, D.N.; Switzer, W.G.: Modeling of toxicological effects of fire gases: II. Mathematical modeling of intoxication of rats by carbon monoxide and hydrogen cyanide. *Journal Fire Sciences* 3 (2), 1985, S. 115-128.
- /43/ Heins, Th.: Wärmeabfuhr aus Brandräumen über Abzugskanäle mit konvektiver und maschineller Absaugung. Braunschweiger Brandschutztag '88, 2. Fachseminar "Brandschutz - Forschung und Praxis, Braunschweig, 1988.
- /44/ Heins, Th.; Kordina, K.: Untersuchungen über die Brand- und Rauchentwicklung in unterirdischen Verkehrsanlagen - Katastrophenschutz in Verkehrstunneln. Abschlußbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, Braunschweig, 1990.
- /45/ Herzke, K.; Claussen, E.: Erfahrungen mit Lüftungen in Hamburger Straßentunneln. *Straße, Brücke und Tunnel*, Heft 1, 1982, S. 2-8.
- /46/ Heselden, A.J.M.: Studies of fire and smoke behaviour relevant to tunnels. Fire Research Station, Borehamwood, 1978.
- /47/ Heskestad, G.; Hill, J.P.: Propagation of fire smoke in a corridor. *CIB W14 / 88 / 15*, S. 371-379.
- /48/ Hinkley, P.L.: The flow of hot gases along an enclosed shopping mall - a tentative theory. Fire Research Note No. 807. Fire Research Station, Borehamwood, 1970.
- /49/ Hinkley, P.L.: Rates of production of hot gases in roof venting experiments. *Fire Safety Journal*, Vol. 10, No. 3, 1986, S. 57-65.
- /50/ Hönig, O.; Klaus, J.: Use of a field model in fire engineering. Compact for CIB W14 workshops on fire modelling, Berlin, 1987.
- /51/ Hwang, C.C.; Wargo, J.D.: Experimental study of thermally generated reverse stratified layers in a fire tunnel. *Combustion and Flame* 66, 1986.
- /52/ Ingenieurgesellschaft Lässer-Feizlmayr: Brandversuche in einem Tunnel. Bundesministerium für Bauten und Technik, Straßenforschung, Heft 50, Teil 1 und 2, Wien, 1976.
- /53/ Jaluria, Y.: Buoyancy-induced wall flow due to a fire in a room. National Bureau of Standards, NBSIR 84-2841, USA, 1984.
- /54/ Jaluria, Y.; Cooper, Y.: Negatively buoyant wall flows generated in enclosure fires. *Prog. Energy Combust. Sci.* Vol.15, 1989, S. 159-182.
- /55/ Jaluria, Y.; Kapoor, K.: Effect of wall flow at the early stages of fire growth on the mathematical modelling of enclosure fires. Department of Mechanical and Aerospace Engineering, New Jersey, 1987.

- /56/ Jin, T.: Visibility through fire smoke. *Journal of Fire and Flammability*, Vol. 9, 1978, S. 135-155.
- /57/ Jin, T.: Human behavior in fire smoke - Experiments on emotional instability under increasing smoke density. Preliminary Report; 4th Joint Meeting, U.S.-Japan Panel on Fire Research and Safety, UJNR, Tokyo, 1979.
- /58/ John, R.: Ermittlung der erforderlichen Luftvolumenströme zur Verdünnung von Rauchgasen auf ein die Gesundheit und Sichtbarkeit in Rettungswegen gewährleistendes Maß. *Forschungsberichte Nr.46 und 50*, Forschungsstelle für Brandschutztechnik der Technischen Hochschule Karlsruhe, Karlsruhe, 1982/83.
- /59/ Jones, W.W.: A model for the transport of fire, smoke and toxic gases (FAST). NBSIR 84-2934, National Bureau of Standards, USA, 1984.
- /60/ Jones, W.W.: A multicompartment model for the spread of fire, smoke and toxic gases. *Fire Safety Journal*, Vol. 9, No. 1, 1985, S. 55-79.
- /61/ Kawagoe, K.: Fire behavior in rooms. Report No. 27, Building Research Institute, Tokyo, 1958.
- /62/ Keski-Rahkonen, O.; Holmlund, C.; Loikanen, P.; Ludvigson, H.; Mikola, E.: Two full scale pilot fire experiments in a tunnel. VTT, Technical Research Centre of Finland, Research Reports 453, Finland, 1986.
- /63/ Klingelhöfer, H.-G.; Überall, Th.: Rauch- und Wärmeabzug bei Bränden (Teil 1). Staatliches Materialprüfungsamt Nordrhein-Westfalen, 1983.
- /64/ Kordina, K.: Baulicher Brandschutz in Straßen- und U-Bahn-Tunneln, *Bauingenieur* 56, 1981, S. 189-191.
- /65/ Kordina, K.; Dobbernack, R.: Rechnerische Untersuchungen zu Rauch- und Wärmeabzug bei Bränden (Teil 1). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, Braunschweig, 1983.
- /66/ Kordina, K.; Meyer-Ottens, C.: *Beton-Brandschutz-Handbuch*, Betonverlag Düsseldorf, 1981.
- /67/ Kumar, S.: Mathematical modelling of natural convection in fire - a state of the art review of the field modelling of variable density turbulent flow. *Fire and Materials*, Vol. 7, No.1, 1983, S. 1-24.
- /68/ Kumar, S.; Cox, G.: Mathematical modelling of fire in road tunnels - validation of JASMINE. Transport and Road Research Laboratory Contractor Report No. 28, 1985.
- /69/ Kuipers, L.; Timman, R.: *Handbuch der Mathematik*. Walter de Gruyter, Berlin 1968.

- /70/ Lee, S.C.; Tien, C.L.: Optical constants of soot in hydrocarbon flames. 18th Symposium on Combustion, Combustion Institute, 1981, S. 1159-1165.
- /71/ Levin, B.C.; Paabo, M.; Gurman, J.L.; Harris, S.E.; Braun, E.: Toxicological interactions between carbon monoxide and carbon dioxide, National Bureau of Standards, USA, 1986.
- /72/ Markatos, N.C.; Malin, M.R.; Cox, G.: Mathematical modelling of buoyancy-induced flow in enclosures. Fire Research Station, Borehamwood, 1980.
- /73/ Markatos, N.C.; Pericleous, K.A.: An investigation of three-dimensional fires in enclosures. ASME Heat Transfer Conference, Seattle, 1983.
- /74/ Mc Caffrey, B.J.: Momentum implications for buoyant diffusion flames. Combustion and Flame 52, 1983, S. 149.
- /75/ Mitler, H.E.: The physical basis for the Harvard Computer Fire Code. Home Fire Projekt Technical Report No. 34, 1978.
- /76/ Mitler, H.E.: The Harvard Fire Model. Fire Safety Journal, 9, 1985, S. 7-16.
- /77/ Mitler, H.E.; Rocket, J.A.: Users' guide to FIRST. A comprehensive single-room fire model. NBSIR 87-3539, National Bureau of Standards, USA, 1987.
- /78/ Mitteilungen des NABau-Arbeitsausschusses 12.02 "Rauch- und Wärmeabzug bei Bränden; unveröffentlicht, Berlin, 1990.
- /79/ Morgan, H.P.; Marshall, N.R.: Smoke hazards in covered, multi-level shopping malls: a method of extracting smoke from each level separately. Building Research Establishment Current Paper CP19/78, Building Research Station, Borehamwood, 1978.
- /80/ Morton, B.R.: Modelling fire plumes. 10th Symposium (Internation) of Combustion, the Combustion Institute, 1965, S. 973-982.
- /81/ Morton, B.R.; Tayler, G.; Turner, J.S.: Turbulent gravitational convection from maintained and instantaneous sources. University of Cambridge, Cambridge, 1955.
- /82/ Pape, R.; Waterman, T.E.: A study of the development of room fires, RFIRES. National Bureau of Standards, IITRI Project J 6367, USA, 1976.
- /83/ Prah1, J.; Emmons, H.W.: Fire induced flows through an opening. Combustion and Flame 25, 1975, S. 369-385.
- /84/ Pohl, K.D.; Schmidt, CH.: Experimentelle Untersuchungen zur Toxizität von Schwel- und Brandgasen verschiedener Materialien. Archiv für Kriminologie 156 Bd., 1975.

- /85/ Quintiere, I.G.; Steckler, K.; Mc Caffrey, B.J.: A model to predict the conditions in a room subject to crib fires. First Specialists Meeting of the Combustion Institute, Talence, France, NBS-CIB W14/82/22, USA, 1981.
- /86/ Rasbash, D.J.; Drysdale, D.D.: Fundamental of smoke production. Fire Safety Journal 5, 1982, S. 77-86.
- /87/ Rasbash, D.J.; Phillips, R.P.: Quantification of smoke produced at fires. Test methods for smoke and methods of expressing smoke evolution. Fire and Materials 2, 1978, S. 102-109.
- /88/ Rennoch, D.: Physikalisch-chemische Analyse sowie toxische Beurteilung der beim thermischen Zerfall organisch-chemischer Baustoffe entstehenden Brandgase. Forschungsbericht 123; Bundesanstalt für Materialforschung (BAM), Berlin, 1986.
- /89/ Richter, K.: Hitze-Biologische Wirkungen, arbeitshygienische Bedeutung und Schutzmöglichkeit, Staatsverlag der DDR, 1966.
- /90/ Richtlinien für die Ausstattung und den Betrieb von Straßentunneln RABT. Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, Köln, 1985
- /91/ Rockett, J.J.: Modelling of mattress tests with the Harvard Mark V Simulation. NBSIR 81-2440, National Bureau of Standards, USA, 1982.
- /92/ Rockett, J.A.; Morita, M.; Cooper, L.Y.: Comparisons of NBS/Harvard VI simulations and data from runs of a full-scale multi-room fire test program. Fire Safety Journal 15, 1989, S. 115-169.
- /93/ Röder, K: Brandschutzanforderungen an Straßentunnel. Buchreihe "Forschung + Praxis", Bd.27; Herausgeber: STUVA, Köln; Alba-Buchverlag, Düsseldorf, 1982.
- /94/ Schlichting, H.: Grenzschichttheorie. Verlag G. Braun, Karlsruhe, 1982.
- /95/ Schmidt, W.: Turbulente Ausbreitung eines Stromes erhitzter Luft. II. Teil; Z. angew. Math. Mech. 21, 1941, S. 351-363.
- /96/ Schneider, U.; Haksever, A.: Wärmebilanzrechnungen für Brandräume mit unterschiedlichen Randbedingungen (Teil 1). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Technische Universität Braunschweig, Braunschweig, 1980.
- /97/ Schneider, U.; Hosser, D.; Max, U.: Nachweisverfahren für den Brandschutz in Kernkraftwerken. Abschlußbericht, Gesamthochschule Kassel, Kassel, 1986.
- /98/ Schneider, U.; Kersken-Bradley, M.; Max, U.: Untersuchungsvorhaben: Flucht- und Rettungswege. Abschlußbericht, Arbeitsgemeinschaft Brandsicherheit, 1989.

- /99/ Schneider, U.; Max, U.: Abschlußbericht, versuchsbegleitende Wärmebilanzrechnungen zur Serie BRA-E T51.1, HDR Versuchsgruppe BRA-E, Kassel, 1986.
- /100/ Schneider, U.; Max, U.: Abschlußbericht, versuchsbegleitende Wärmebilanzrechnungen zur Serie BRA-E51.2 und BRA-E52.1, HDR Versuchsgruppe BRA-E, Kassel, 1987.
- /101/ Schneider, U.; Max, U.: Rechnerische Untersuchungen über die Anwendung von DIN 18230 in großen Hallen durch Wärmebilanzrechnung, Teil 1, Kassel, 1989.
- /102/ Schweiger, H.: Thermodynamische Untersuchungen von Tunnelbränden. Bundesministerium für Bauten und Technik, Straßenforschung, Heft 78, Wien, 1977.
- /103/ Sigrist, Th.; Dirnhofer, R.: Zur Entstehung der kombinierten inhalatorischen Blausäure-Kohlenmonoxid-Vergiftung. Archiv für Kriminologie, Bd. 163.
- /104/ Spratt, D.; Heselden, A.J.M.: Efficient extraction of smoke from a thin layer under a ceiling. Fire Research Note No. 1001, Fire Research Station, Borehamwood, 1974.
- /105/ Steckler, K.D.; Baum, H.R.; Quintiere, J.G.: Fire induced flows through room openings - flow coefficients. NBSIR 83-2801, National Bureau of Standards, USA, 1984
- /106/ Steward, P.R.: Prediction of the height of turbulent diffusion flames, Combustion Science Technology, Vol. 2, 1970, S.203-212.
- /107/ Tanaka, T.: A model on fire spread in small scale buildings. Building Research Institute, Japan, 1978.
- /108/ Thomas, P.H.; Hinkley, P.L.; Theobald, C. R.: Investigation into the flow of hot gases in roof venting. Fire Research Technical Paper No. 7, London, 1963.
- /109/ Turner, I.S.: Buoyant plumes and thermals. Department of Applied Mathematics and Theoretical Physics, University of Cambridge, England.
- /110/ Untersuchungsbericht über die Temperaturverteilung in hydraulischen Dichtungssystemen (gefüllertes Bitumen) und ihrer Umgebung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, Braunschweig, 1989.
- /111/ VDI-Wärmeatlas Berechnungsblätter für den Wärmeübergang. VDI-Verlag, 5. erweiterte Auflage, 1988.
- /112/ Verbesserung des Brandschutzes in Tunnelanlagen für Straßen-, Stadt- und U-Bahnen. STUVA-Forschungsberichte 18/84, Köln, 1984.

- /113/ Zitzelsberger, J.: Maschinelle Entrauchung. Fachtagung: Rauch- und Wärmeabzugsanlagen (RWA), Verband der Sachversicherer e.V., Köln 1982.
- /114/ Zukoski, E.E.: Convective flows associated with room fires. Semiannual Progress Report, Grant No. 31892XI, California Institute of Technology, Pasadena, 1975
- /115/ Zukoski, E.E, Kubota, T.: Experimental study of environment and heat transfer in a fire room. NBS-GSR-85-493, National Bureau of Standards, USA, 1985.
- /116/ Zukoski, E.E.; Kubota, T.; Cetegen, B.: Entrainment in the near-field of a fire plume, NBS-GCR-81-346, National Bureau of Standards, USA, 1981.
- /117/ Zukoski, E.E; Kubota, T.; Lim, C.S.: Experimental study of environment and heat transfer in a room fire. Mixing in doorway flows and entrainment in fire plumes. National Bureau of Standards, NBS-GCR-85-493, Gaithersburg, 1985.

Verzeichnis der bisher in der Schriftenreihe des iBMB erschienenen Hefte (ISSN 0178-5796)

In der Schriftenreihe "Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig - ISSN 0178-5796 (Heft 1 bis 16 als "Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig", Heft 17 bis 39 als "Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig") sind bisher die nachfolgend aufgeführten Hefte erschienen.

Sie können bezogen werden von:

Institut für Baustoffe, Massivbau
und Brandschutz der Technischen
Universität Braunschweig / Bibliothek
Beethovenstraße 52
3300 Braunschweig

oder über jede Buchhandlung.

Kosten: Je nach Umfang zwischen DM 10,- und DM 25,-.

Vergriffene Hefte (s. u.) können als Kopien gegen Erstattung der Kopierkosten bezogen werden.

Vergriffene Hefte:

1 - 4, 7 - 16, 19, 23, 27, 28, 30, 32 - 35, 42, 45, 55, 56

Heft 1:

Deters, R.: Über das Verdunstungsverhalten und den Nachweis öligler Holzschutzmittel. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1962; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1962

Heft 2:

Kordina, K.: Das Verhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbauteilen unter Feuerangriff. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1963; Sonderdruck aus: Beton 13(1962), S. 11-18, 81-84

Heft 3:

Eibl, J.: Zur Stabilitätsfrage des Zweigelenkbogens mit biegeweichem Zugband und schlaffen Hängestangen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1963; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1963

Heft 4:

Kordina, K.; Eibl, J.: Ein Verfahren zur Bestimmung des Vorspannverlustes infolge Schlupf in der Verankerung. Zur Frage der Temperaturbeanspruchung von kreisrunden Stahlbetonsilos. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1964; Sonderdruck aus: Beton- und Stahlbetonbau 58(1963), S. 265-268; 59(1964), S. 1-11

Heft 5:

Ertingshausen, H.: Über den Schalungsdruck von Frischbeton. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1965; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Hannover, 1965

Heft 6:

Waubke, N.V.: Transportphänomene in Betonporen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1966; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 7:

Ehm, H.: Ein Beitrag zur rechnerischen Bemessung von brandbeanspruchten balkenartigen Stahlbetonbauteilen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 8:

Steinert, J.: Möglichkeiten der Bestimmung der kritischen Last von Stab- und Flächentragwerken mit Hilfe ihrer Eigenfrequenz. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 9:

Lämmke, A.: Untersuchungen an dämmschichtbildenden Feuerschutzmitteln. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 10:

Rafila, K.: Beitrag zur Frage der Kippstabilität aufgehängter Träger. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 11:

Iványi, G.: Die Traglast von offenen, kreisförmigen Stahlbetonquerschnitten: Brazier-Effekt. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 12:

Meyer-Ottens, C.: Brandverhalten verschiedener Bauplatten aus Baustoffen der Klassen A und B. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1969

Heft 13:

Fuchs, G.: Zum Tragverhalten von kreisförmigen Doppelsilos unter Berücksichtigung der Eigensteifigkeit des Füllgutes. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 14:

Meyer-Ottens, C.: Wände aus Holz und Holzwerkstoffen unter Feuerangriff. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1970; Sonderdruck aus: Mitteilungen der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung, H.56(1969)

Heft 15:

Lewandowski, R.: Beurteilung von Bauwerksfestigkeiten anhand von Betongütekörpern und -bohrproben. Braunschweig. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1970; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1970

Heft 16:

Neubauer, F.-J.: Untersuchungen zur Frage der Rissesicherung von leichten Trennwänden aus Gips-Wandbauplatten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1970; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1969

Heft 17:

Meyer-Ottens, C.; Kordina, K.: Gutachten über das Brandverhalten von Bauteilen aus dampfgehärtetem Gasbeton: aufgestellt für den Fachverband Gasbetonindustrie. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1970

Heft 17:

Meyer-Ottens, C.; Kordina, K.: Gutachten über das Brandverhalten von Bauteilen aus dampfgehärtetem Gasbeton. Erw. Neuaufl. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974

Heft 18:

Bödeker, W.: Die Stahlblech-Holz-Nagelverbindung und ihre Anwendung. Grundlagen und Bemessungsvorschläge. Braunschweig. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1971; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1971, ISBN 3-89288-057-3

Heft 19:

Meyer-Ottens, C.: Bauaufsichtliche Brandschutzvorschriften: Beispiele für ihre Erfüllung bei Wänden, Brandwänden und Decken. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1971

Heft 20:

Liermann, K.: Das Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonbrückenpfeilern mit Rollenlagern. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972, ISBN 3-89288-056-5

Heft 22:

Nürnberg, U.: Zur Frage des Spannungsrißkorrosionsverhaltens kohlenstoffarmer Betonstähle in Nitratlösungen unter Berücksichtigung praxisnaher Verhältnisse. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972, ISBN 3-89288-054-9

Heft 23:

Meyer-Ottens, C.: Zur Frage der Abplatzungen an Betonbauteilen aus Normalbeton bei Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972

Heft 24:

El-Arousy, T.H.: Über die Steinkohlenflugasche und ihre Wirkung auf die Eigenschaften von Leichtbeton mit geschlossenem Gefüge im frischen und festen Zustand. Braunschweig. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973, ISBN 3-89288-053-0

Heft 25:

Rieche, G.: Mechanismen der Spannungskorrosion von Spannstählen im Hinblick auf ihr Verhalten in Spannbetonkonstruktionen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973, ISBN 3-89288-052-2

Heft 26:

Tennstedt, E.: Beitrag zur rechnerischen Ermittlung von Zwangsnrützgrößen unter Berücksichtigung des wirklichen Verformungsverhaltens des Stahlbetons. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-051-4

Heft 27:

Schneider, U.: Zur Kinetik festigkeitsmindernder Reaktionen in Normalbetonen bei hohen Temperaturen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973

Heft 28:

Neisecke, J.: Ein dreiparametrisches, komplexes Ultraschall-Prüfverfahren für die zerstörungsfreie Materialprüfung im Bauwesen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-050-6

Heft 29:

Kordina, K.; Maack, P.; Hjorth, O.: Traglastermittlung an Stahlbeton-Druckgliedern. Schlußbericht (AIF-Nr. 956). Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-048-4

Heft 30:

Eibl, J.; Ivanyi, G.: Berücksichtigung der Torsionssteifigkeit von Randbalken bei Stahlbetondecken. Schlußbericht, Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974

Heft 31:

Kordina, K.; Janko, B.: Stabilitätsnachweise von Rahmensystemen im Stahlbetonbau. Schlußbericht (AIF-Nr. 1388), Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-049-2

Heft 32:

Hjorth, O.: Ein Beitrag zur Frage der Festigkeiten und des Verbundverhaltens von Stahl und Beton bei hohen Beanspruchungsgeschwindigkeiten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1976; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1975

Heft 33:

Klingsch, W.: Traglastberechnung instationär thermisch belasteter schlanker Stahlbetondruckglieder mittels zwei- und dreidimensionaler Diskretisierung. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1976; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1976

Heft 34:

Djamous, F.: Thermische Zerstörung natürlicher Zuschlagstoffe im Beton. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977

Heft 35:

Haksever, A.: Zur Frage des Trag- und Verformungsverhaltens ebener Stahlbetonrahmen im Brandfall. Braunschweig. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977

Heft 36:

Storkebaum, K.-H.: Ein Beitrag zur Traglastermittlung von vierseitig gelagerten Stahlbetonwänden. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977, ISBN 3-89288-045-X

Heft 37:

Bechtold, R.: Zur thermischen Beanspruchung von Außenstützen im Brandfall. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977, ISBN 3-89288-046-8

Heft 38:

Steinert, J.: Bestimmung der Wasserdurchlässigkeit von Kiesbeton aus dem Wassereindringverhalten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Unveränderter Nachdruck der Erstveröffentlichung Bad Honnef, Osang, 1977 (Zivilschutzforschung, Bd. 7)

Heft 39:

Weiß, R.: Ein haufwerkstheoretisches Modell der Restfestigkeit geschädigter Betone. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1978; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1978, ISBN 3-89288-047-6

Heft 40:

Alda, W.: Zum Schwingkriechen von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1978; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1978, ISBN 3-89288-035-2

Heft 41:

Teutsch, M.: Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbalken mit rechteckigem Querschnitt unter kombinierter Beanspruchung aus Biegung, Querkraft und Torsion. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-036-0

Heft 42:

Schneider, U.: Ein Beitrag zur Frage des Kriechens und der Relaxation von Beton unter hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1979

Heft 43:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Veröffentlichungen 1967 bis 1979. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-037-9

Heft 44:

Kordina, K.; Fröning, H.: Druckmessungen in Silozellen mit einer neu entwickelten Sonde. Abschlußbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-038-7

Heft 45:

Henke, V.: Ein Beitrag zur Zuverlässigkeit frei gelagerter Stahlbetonstützen unter genormter Brandeinwirkung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1980; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1980

Heft 46:

Schneider, U.; Haksever, A.: Wärmebilanzrechnungen für Brandräume mit unterschiedlichen Randbedingungen (Teil 1). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1980

Heft 47:

Walter, R.: Partiell brandbeanspruchte Stahlbetondecken: Berechnung des inneren Zwanges mit einem Scheibenmodell. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1981, ISBN 3-89288-039-5

Heft 48:

Svensvik, B.: Zum Verformungsverhalten gerissener Stahlbetonbalken unter Einschluß der Mitwirkung des Betons auf Zug in Abhängigkeit von Last und Zeit. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1981, ISBN 3-89288-040-9

Heft 49:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Veröffentlichungen 1967 bis 1981. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981, ISBN 3-89288-041-7

Heft 50:

Ojha, S.K.: Die Steifigkeit und das Verformungsverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbalken unter kombinierter Beanspruchung aus Torsion, Biegemoment, Querkraft und Axialkraft. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-042-5

Heft 51:

Henke, V.: Zusammenstellung und Anwendung Bayes'scher Verfahren bei der Stichprobenbeurteilung. Projekt D1 des SFB 148. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-043-3

Heft 52:

Haksever, A.: Stahlbetonstützen mit Rechteckquerschnitten bei natürlichen Bränden. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Habil.-Schr., Technische Universität Istanbul, 1982, ISBN 3-89288-044-1

Heft 53:

Weber, V.: Untersuchung des Riß- und Verformungsverhaltens segmentärer Spannbetonbauteile. Braunschweig. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-017-4

Heft 54:

Ranis, E.-H.: Zur Tragfähigkeit von Verklebungen zwischen Baustahl und Beton: geklebte Bewehrung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982

Heft 54:

Ranis, E.-H.: Zur Tragfähigkeit von Verklebungen zwischen Baustahl und Beton: geklebte Bewehrung. Unveränderter Nachdruck der Ausgabe 1982. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-010-7

Heft 55:

Wiedemann, G.: Zum Einfluß tiefer Temperaturen auf Festigkeit und Verformung von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982

Heft 56:

Timm, R.: Ein geometrisch und physikalisch nichtlineares Rechenmodell zur optimalen Biegebemessung ebener Stahlbetonrahmen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-018-2

Heft 57:

Diederich, U.: Untersuchungen über den Verbund zwischen Stahl und Beton bei hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-019-0

Heft 58:

Schneider, U.: Wärmebilanzrechnungen in Verbindung mit Versuchen in Brandräumen (Teil 2). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-020-4

Heft 59:

Dobbernack, R.: Wärmebilanzrechnungen in Brandräumen unter Berücksichtigung der Mehrzonenmodellbildung (Teil 3). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-021-2

Heft 60:

Hillger, W.: Verbesserungen und Erweiterungen von Ultraschallprüfverfahren zur zerstörungsfreien Fehlstellen- und Qualitätskontrolle von Betonbauteilen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-014-X

Heft 61:

Blume, F.: Zur Wirklichkeitsnähe der Lastannahmen in Silovorschriften für Zellen aus Stahlbeton und Spannbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-013-1

Heft 62:

Nötling, D.: Das Durchstanzen von Platten aus Stahlbeton: Tragverhalten, Berechnung, Bemessung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-012-3

Heft 63:

Wesche, J.: Brandverhalten von Stahlbetonplatten im baupraktischen Einbauzustand. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-009-3

Heft 64:

Droese, S.: Untersuchungen zur Technologie des Gleitschalungsbaus. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-000-X

Heft 65:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Forschungsarbeiten 1978 - 1983. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-001-8

Heft 66:

Hegger, J.: Einfluß der Verbundart auf die Grenztragfähigkeit von Spannbetonbalken. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-002-6

Heft 67:

Kepp, B.: Zum Tragverhalten von Verankerungen für hochfeste Stäbe aus Glasfaserverbundwerkstoff als Bewehrung im Spannbetonbau. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-003-4

Heft 68:

Sager, H.: Zum Einfluß hoher Temperaturen auf das Verbundverhalten von einbetonierten Bewehrungsstäben. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-004-2

Heft 69:

Haß, R.: Zur praxisgerechten brandschutztechnischen Beurteilung von Stützen aus Stahl und Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-005-0

Heft 70:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: 17. Forschungskolloquium des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton, März 1986, Kurzfassungen der Beiträge. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-006-9

Heft 71:

Ehm, C.: Versuche zur Festigkeit und Verformung von Beton unter zweiachsender Beanspruchung und hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-007-7

Heft 72:

Hartwich, K.: Zum Reiß- und Verformungsverhalten von Stahlfaserverstärkten Stahlbetonstäben unter Längszug. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-008-5

Heft 73:

Scheuermann, J.: Zum Einfluß tiefer Temperaturen auf Verbund und Reißbildung von Stahlbetonbauteilen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-011-5

Heft 74:

Hinrichsmeyer, K.: Strukturorientierte Analyse und Modellbeschreibung der thermischen Schädigung von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-015-8

Heft 75:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Fachseminar Neue Bemessungsregeln durch Änderung der Stahlbeton- und Spannbetonvorschriften DIN 1045, DIN 4227, Juni 1986, Kurzfassungen der Beiträge. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-022-0

Heft 76:

Budelmann, H.: Zum Einfluß erhöhter Temperaturen auf Festigkeit und Verformung von Beton mit unterschiedlichen Feuchtegehalten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-016-6

Heft 77:

Großmann, F.: Spannungen und bruchmechanische Vorgänge im Normbeton unter Zugbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-023-9

Heft 78:

Rohling, A.: Zum Einfluß des Verbundkriechens auf die Reißbreitenentwicklung sowie auf die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-024-7

Heft 79:

Henning, W.: Zwangreißbildung und Bewehrung von Stahlbetonwänden auf steifen Unterbauten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-025-5

Heft 80:

Richter, E.: Zur Berechnung der Biegetragfähigkeit brandbeanspruchter Spannbetonbauteile unter Berücksichtigung geeigneter Vereinfachungen für die Materialgesetze. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-026-3

Heft 81:

Kiel, M.: Nichtlineare Berechnung ebener Stahlbetonflächentragwerke unter Einfluß von Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-027-1

Heft 82:

Konietzko, A.: Polymerspezifische Auswirkungen auf das Tragverhalten modifizierter zementgebundener Betone (PCC). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-028-X

Heft 83:

Grzeschkowitz, R.: Zum Trag- und Verformungsverhalten schräger Stahlbetonstützen unter besonderer Berücksichtigung der schiefen Biegung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-030-1

Heft 84:

Wiese, J.: Zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonplatten unter partieller Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-031-X

Heft 85:

Rudolph, K.: Traglastberechnung zweiachsig biegebeanspruchter Stahlbetonstützen unter Brandeinwirkung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-032-8

Heft 86:

Kordina, K.; Meyer-Ottens, C.; Noack, I.: Einfluß der Eigenbrandlast auf das Brandverhalten von Bauteilen aus brennbaren Baustoffen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989, in Vorbereitung, ISBN 3-89288-058-1

Heft 87:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Forschungsarbeiten 1984 - 1989. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989, ISBN 3-89288-034-4

Heft 88:

Grossert, E.: Untersuchungen zum Tragverhalten von Massivbrücken mit zweizelligem Kastenquerschnitt. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1989, ISBN 3-89288-059-X

Heft 89:

Weiterbildungsseminar "Bauen in Europa", 1990, ISBN 3-89288-063-8

Heft 90:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Claußen, T.; Voß, K.-U.: Vorspannung im Hochbau. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1991, ISBN 3-89288-064-6

Heft 91:

Fachtagung Spannbeton im Hoch- und Industriebau, Kurzreferate, 1991, ISBN 3-89288-065-4

Druck: Schmidt Buchbinderei & Druckerei
Hamburger Straße 267 · 3300 Braunschweig
Telefon: 05 31 / 33 75 89
Telefax: 05 31 / 34 44 49