

2707-904 0

INSTITUT FÜR BAUSTOFFE, MASSIVBAU UND BRANDSCHUTZ

AMTLICHE MATERIALPRÜFANSTALT FÜR DAS BAUWESEN

IBMB

TU BRAUNSCHWEIG

**Zur Prognose des
Gefährdungspotentials von
Raumbränden**

von
Eckhard Hagen

Heft 93 · BRAUNSCHWEIG · 1992

ISBN 3-89288-072-7

ISSN 0178-5796

~~V
BA
11
601~~



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

Eingereicht am: 08.10.1990

Mündliche Prüfung am: 05.04.1991

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. D. Hossler
Prof. Dr.-Ing. habil. U. Schneider

VORWORT

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig. Sie basiert auf den im Rahmen eines von der deutschen Forschungsgesellschaft geförderten Sonderforschungsbereiches erarbeiteten Ergebnissen.

Mein besonderer Dank gilt dem langjährigen Leiter des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. K. Kordina, der es mir ermöglichte, eine Stelle als wissenschaftlicher Mitarbeiter anzutreten und damit die Dissertation zu erarbeiten.

Herrn Prof. Dr.-Ing. D. Hossler danke ich für die Unterstützung, die besonders in der Endphase wesentlich zum Gelingen der Arbeit beitrug.

Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. U. Schneider danke ich für die Übernahme des Korreferats und Herrn Prof. Dr.-Ing. Ruge für die Bereitschaft, als Mitglied der Prüfungskommission der mündlichen Prüfung teilzunehmen.

Allen Mitarbeitern der Brandschutzabteilung, insbesondere auch den wissenschaftlichen Hilfskräften, danke ich für die kollegiale und freundliche Zusammenarbeit und die Unterstützung bei der Durchführung der Experimente und der Auswertung der experimentellen Resultate.

Die in der Arbeit zitierten Brandversuche wurden am Technical Research Center in Espoo, Finnland, durchgeführt. Für die stete Bereitschaft, den Ablauf der Experimente auch unter enormem Zeitdruck zu garantieren, gilt den Mitarbeitern des Technical Research Center mein besonderer Dank.

Braunschweig, im Mai 1992

INHALTSVERZEICHNIS

1.	Übersicht	
1.1	Einleitung	1
1.2	Ziel der Arbeit und Vorgehensweise	1
1.3	Stand des Wissens	2
1.3.1	Allgemeine Aussagen zum Brand	4
1.3.2	Brandablauf und Abbrandrate	4
1.3.3	Die Verbrennung als chemischer Vorgang	6
1.3.4	Die Verbrennung unter physikalischen Gesichtspunkten	10
1.3.4.1	Allgemeine Aussagen	10
1.3.4.2	Pyrolyse der Brandlast	11
1.3.4.3	Entzünden der Brandlast	13
1.3.4.4	Abbrandrate und Energiefreisetzung	17
1.3.5	Simulationsmodelle	19
1.3.5.1	Möglichkeiten der mathematischen Brandmodellierung	19
1.3.5.2	Die für die Arbeit verwendeten Simulationsmodelle	21
1.3.6	Beurteilung der Brandwirkung eines natürlichen Brandes	22
1.3.7	Brandschutztechnische Bemessung	25
2.	Spezialisierung der Gleichungen für die Energiefreisetzung	28
2.1	Vorbemerkung	28
2.2	Definition der Brandlast "Holzkrippe"	28
2.3	Herleitung eines Brandentwicklungsmodells für Holzkippen unter Einbeziehung der Vollbrandphase	29
2.3.1	Voraussetzungen und Randbedingungen	29
2.3.2	Die Zeitfunktion der Abbrandrate in der Brandentstehungsphase	30
2.3.3	Die maximal erreichbare Abbrandrate und die spezifische Abbrandrate	33
2.3.4	Das Zeitverhalten der Abbrandrate in der Abklingphase	35
2.4	Energiefreisetzungsraten für spezielle Brandlastkonfigurationen	37
2.4.1	Poolbrände	38
2.4.2	Brände an Oberflächen von kompakten Feststoffbrandlasten	39

3.	Experimente: Raumbrände in großen Brandabschnitten	41
3.1	Rahmenbedingungen für die experimentelle Arbeit	41
3.2	Aufbau des Versuchsstandes - Meßtechnik	42
3.2.1	Die Experimentierhalle	43
3.2.2	Die Meßtechnik	44
3.2.3	Bestimmung der Energiefreisetzungsrate	45
3.2.4	Bestimmung der Wärmeübergangskoeffizienten	48
3.3	Im Experiment variierte Parameter	50
4.	Versuchsergebnisse	52
4.1	Auswahl der Ergebnisse	52
4.2	Energiefreisetzungsraten	53
4.2.1	Qualitative Angaben	53
4.2.2	Die Maximalwerte der Abbrandraten	54
4.2.3	Diskussion der Differenzen zwischen den Meßresultaten und den Literaturwerten	63
4.2.4	Die Zeitfunktion der Abbrandrate	70
4.3	Brandraumtemperaturen	75
4.4	Zusammenfassende Bemerkungen	78
5.	Das Gefährdungspotential von Raumbränden	80
5.1	Berechnung des Zündzeitpunktes von Sekundärbrandlasten	80
5.2	Die Brandeinwirkung auf die Bauteile	91
5.2.1	Wahl eines Kriteriums für die experimentelle Bestimmung der Brandwirkung	91
5.2.2	Bewertung des natürlichen Brandes durch Bezug auf den Normbrand	92
5.2.2.1	Problematik der Definition einer praxisgerechten äquivalenten Branddauer	92
5.2.2.2	Experimentelles Verfahren zur Bestimmung der äquivalenten Branddauer	97
5.2.3	Diskussion verschiedener Bemessungsverfahren unter Ein-	98
5.2.3.1	Auflistung der Ergebnisse und Vergleich mit anderen Bemessungsverfahren	98

5.2.3.2	Diskussion des DIN-Verfahrens in Bezug auf experimentelle Resultate	102
5.2.3.3	Vergleich der äquivalenten Branddauern nach DIN V 18230 mit den Rechenwerten von Pettersson	113
5.2.4	Schlußfolgerungen	115
5.3	Vorschlag zur Vorgehensweise bei der Prognose des Gefährdungspotentials von Raumbränden	115
5.3.1	Anforderungen an ein Bemessungskonzept - Vorschlag zur Bewertung der Brandwirkung	115
5.3.2	Bestimmung der Energiefreisetzungsrates	117
5.3.3	Bestimmung der Gastemperaturen im Brandraum	118
5.3.4	Bestimmung der äquivalenten Branddauer	122
6.	Zusammenfassung	125
7.	Literaturverzeichnis	129
ANHANG: Übersicht der Brandversuche und Randbedingungen		133
A1.	Brandraumabmessungen 7,8·7,2·3,6 m ³	133
A2.	Brandraumabmessungen 14,4·7,2·3,6 m ³	135
A3.	Brandraumabmessungen 20,4·7,2·3,6 m ³	136

Symbolerläuterung

Lateinische Großbuchstaben

A	Fläche	[m ²]
C	Strömungsbeiwert	[1]
D	Durchmesser	[m]
E	Energie pro m ³ Sauerstoffverbrauch	[MJ / m ³]
H	Höhe	[m]
H	verallgemeinerte Wärmebelastung	[$\sqrt{S} \cdot K$]
L _v	Verdampfungsenthalpie	[J / kg]
N	Anzahl der Schichten	
Q	Energiestrom	[W]
R	Brandlast	[kg]
R	Abbrandrate	[kg / s]
T	Temperatur	[K]
V	Volumen	[m ³]

Lateinische Kleinbuchstaben

b	Dicke	[m]
b	Wärmeeindringzahl	[Wh ^{1/2} / m ² K]
c	Konzentration	Vol %
c	Umrechnungsfaktor	[min m ² / kWh]
c _p	spezifische Wärme	[kJ / kgK]
dx	Wegelement	[m]
g	Erdbeschleunigung	[m / s ²]
h	Höhe	[m]
h _u	Heizwert	[kJ / kg]
k	Faktor	[kg / s m ^{5/2}]
l	Länge	[m]
l _{min}	Luftbedarf	[kg _{Luft} / kg _{Brennstoff}]
m	Masse	[kg]
n	Anzahl der Stäbe pro Schicht	
n	Volumenstrom	[m ³ / s]
o _{min}	Sauerstoffbedarf	[kg _{Sauerstoff} / kg _{Brennstoff}]
q	Wärmestromdichte	[W / m ²]

q_R	rechnerische Brandbelastung	[kWh / m ²]
r	Radius	[m]
t	Zeit	[s]
t_A	äquivalente Branddauer	[min]
v	Geschwindigkeit	[m / s]
w	Wärmeabzugsfaktor	[1]
x	Ortskoordinate	[m]

Indizes

A	Analysegerät
B	Brand
B	Basis
BL	Brandlast
BR	Brandraum
C	Kohlenstoff
D	Decke
Exp	Experiment
F	Flamme, Feuer
G, g	Gas
K	Kamin
k	konvektiv
k_{kor}	korrigiert
L	Luft
max	maximal
min	minimal
N	Norm
0	Nullwert
Ofl	Oberfläche
Q	Quelle
R	Rest
r	Strahlung
res	resultierend
S	Oberfläche
S	schwarz
S	gespeichert
t	thermisch
t	innere Brandraumumfassung (Gl. 5.1)

V	Vergleich (Gl. 5.6)
V	Ventilationsöffnung
W	Wand
Z	Zünd-

Griechische Symbole

α	Wärmeübergangskoeffizient	[W / m ² K]
Δ	Differenz	
ϵ	Emissionsfaktor	[1]
λ	Wärmeleitfähigkeit	[W / m K]
ξ	Integrationsvariable	
π	Kreiszahl	
ρ	Dichte	[kg / m ³]
σ	Stefan Boltzmann Konstante	[W / m ² K ⁴]
τ	Zeitkonstante	[s]
ϕ	Porositätsfaktor	[cm ^{1,1}]
χ	Vollständigkeit der Verbrennung	

Exponenten

"	auf die Fläche bezogen
'''	auf das Volumen bezogen
O ₂ , O ₂	Sauerstoff
CO	Kohlenmonoxyd
N ₂ , N ₂	Stickstoff

1. Übersicht

1.1 Einleitung

Pro Jahr ereignen sich in der BRD etwa 400.000 Brände. Im Jahr 1987 wurden an die Feuerversicherer Schadensanträge in Höhe von rund 4,3 Milliarden DM gestellt /10/. 2,7 Milliarden DM davon entfielen auf die industrielle Feuerversicherung. Pro Jahr fordert die Katastrophe "Brand" in Deutschland circa 500 Menschenleben.

Bei weitem die größte Anzahl der Brände ereignet sich in Gebäuden. Die Tatsache, daß Brände nicht verhindert werden können, bedingt die Notwendigkeit, den potentiellen Schaden zu minimieren.

Zur Begrenzung des möglichen Schadens müssen geeignete, vorbeugende Maßnahmen ergriffen werden. Diese haben sowohl wirksam als auch wirtschaftlich vertretbar zu sein. Der notwendige Kompromiss zwischen Wirksamkeit und Wirtschaftlichkeit wird je nach Qualität des gefährdeten Objektes entweder mehr in die eine oder mehr in die andere Richtung tendieren.

Brandschutzmaßnahmen, die unter den genannten Gesichtspunkten optimal sind, erfordern eine Abschätzung der im Brandfall zu erwartenden Beeinträchtigung der Umgebung des Brandes. Zur Umgebung gehören die Personen im Brandabschnitt, die den Brandabschnitt begrenzenden Bauteile und unter Umständen auch Bereiche, die weiter entfernt vom Entstehungsort des Brandes sind.

Die Abschätzung des Gefährdungspotentials von Bränden erfordert sowohl eine Analyse des möglichen Brandablaufs als auch die Kenntnis der Wechselwirkung zwischen dem Brand und den Gebäudeteilen, die den Brandabschnitt umschließen. Der erstgenannte Punkt ist wichtig für eine Planung der bereits im Entstehungsbrand zu ergreifenden aktiven Brandschutzmaßnahmen wie Löschen, Entrauchen und Evakuierung des Brandabschnittes. Der zweite Punkt betrifft in erster Linie die passiven Brandschutzmaßnahmen. Diese müssen schon bei der Gebäudeplanung berücksichtigt werden. Durch vorbeugenden baulichen Brandschutz muß sichergestellt werden, daß ein Brand, der das Stadium des Vollbrandes erreicht hat, lokal begrenzt bleibt. Bauliche Maßnahmen müssen gewährleisten, daß die Begrenzungen eines Brandabschnittes nicht durch Temperatureinwirkung ihre Tragfähigkeit und ihre raumabschließende Wirkung verlieren. Zum Einsatz kommende Bauteile und Bauelemente müssen daher brandschutztechnisch bemessen werden.

1.2 Ziel der Arbeit und Vorgehensweise

Das Ziel der Arbeit ist, die Auswirkung von brandbeeinflussenden Parametern auf das Gefährdungspotential von Raumbränden abzuschätzen.

Hierzu ist die Frage zu klären, in welchem Maße die Parameter Ventilation, Brandlast und Material der Brandraumumfassungswände für das Schadenverhalten von Raumbränden verantwortlich sind. Eine schädigende Wirkung kann von allen Brandprodukten ausgehen. Brandprodukte sind die Zwischen- und Endstoffe der chemischen Umwandlungsreaktionen und die durch die Verbrennungsreaktion freigesetzte Energie.

In der vorliegenden Arbeit steht die thermische Brandwirkung im Vordergrund. Es ist daher zu untersuchen, unter welchen Brandbedingungen wieviel Energie freigesetzt wird und was für ein Gefährdungspotential dadurch aufgebaut wird.

Die Beantwortung beider Fragen hat in Abhängigkeit von dem Entwicklungsstadium, in dem sich der Brand befindet, zu erfolgen. Während der Entstehungsphase des Brandes steht die Gefahr der Brandausbreitung im Vordergrund. Nach dem Flashover, während des vollentwickelten Brandes, ist der Gefahr des Bauteilversagens Beachtung zu schenken.

Die Grundlage der Untersuchungen sind Brandversuche, die in Brandräumen unterschiedlicher Größe mit Holzkrippenbrandlasten durchgeführt wurden. In Anlehnung an die während der Versuche gemessenen Energiefreisetzungsrate werden unter Berücksichtigung der bei der Verbrennung stattfindenden chemischen und physikalischen Vorgänge Gleichungen angegeben, die die Zeitfunktion der Energiefreisetzungsrate beschreiben.

Die Energiefreisetzungsrate ist für eine rechnerische Betrachtung des natürlichen Brandes der wesentliche Energieterm. Es existieren verschiedene Computerprogramme, mit deren Hilfe bei Kenntnis der Energiefreisetzungsrate Gastemperaturen für spezielle Brandszenarien berechnet werden können. Die physikalischen Modelle basieren auf gewissen vereinfachenden Annahmen. Unter Ausnutzung der in den Raumbränden erzielten Meßresultate wird nachgeprüft, welches Modell geeignet ist, Temperaturverläufe für die vorliegenden Randbedingungen realitätsnah wiederzugeben.

Mit der Kenntnis des Temperaturzeitverlaufs ist es möglich, die Brandwirkung auf die Umfassungsbauteile des Brandabschnittes abzuschätzen. Eine realitätsnahe Abschätzung erfordert die Berücksichtigung der die Energieübertragung auf Bauteile bestimmenden Prozesse. Auf der Basis eines Temperaturkriteriums wird die dem speziellen Brandfall zuzuordnende äquivalente Branddauer bestimmt. Voraussetzung dafür ist die Auswahl eines repräsentativen Bauteils. Ferner muß innerhalb des Bauteils ein Meßquerschnitt gefunden werden, in dem die Temperaturerhöhung aufgrund der Brandeinwirkung eine zur Abschätzung der Brandwirkung aussagekräftige Größe ist.

Die Bestimmung der äquivalenten Branddauer erfordert zusätzlich die Kenntnis der Temperaturerhöhung im Bauteil bei Normbrandbeanspruchung nach DIN 4102. Derartige Versuche waren in der zur Verfügung stehenden Versuchsanlage nicht durchführbar, hier muß die Rechnung weiterhelfen. Die den Randbedingungen der Brandversuche entsprechenden äquivalenten Branddauern sind daher auf experimentell gewonnene Ergebnisse gestützte Rechenwerte.

In Anbetracht der Tatsache, daß bisher für natürliche Brände in der Größenordnung der dieser Arbeit zugrunde liegenden Brandversuche keine experimentell abgesicherten Ergebnisse vorliegen, sind diese Zahlenwerte für die Beurteilung derzeit existierender Bemessungsverfahren sehr wertvoll.

Die Schritte auf dem Wege zu einer äquivalenten Branddauer beschreiben die Teilaufgaben, die zur Abschätzung der Brandwirkung eines möglichen Schadenfeuers gelöst werden müssen:

- (1) Feststellen der Parameter, die den Ablauf des Schadenfeuers beeinflussen.
- (2) Abschätzen der Energiefreisetzung unter Berücksichtigung der Randbedingungen und der physikalischen und chemischen Vorgänge bei der Verbrennung.
- (3) Bestimmung der Gastemperaturen, die aus der Energiefreisetzung bei den vorherrschenden Randbedingungen resultieren.
- (4) Berechnung der Temperaturzeitfunktion in einem für die Brandwirkung repräsentativen Bauteil, das den in (3) ermittelten Temperaturen ausgesetzt ist.
- (5) Bestimmung der äquivalenten Branddauer als Maß für die Brandwirkung eines eventuellen Schadenfeuers für den vorliegenden speziellen Fall.

1.3 Stand des Wissens

1.3.1 Allgemeines

Die am Schluß des letzten Kapitels aufgelisteten Teilaufgaben legen den Rahmen der zu berücksichtigenden Forschungstätigkeiten aus dem Gebiet "natürlicher Brand" fest. Interessant sind Arbeiten, die der experimentellen Erforschung des natürlichen Brandes gewidmet sind. Weiterhin sind die theoretischen Untersuchungen und modellhaften Beschreibungen des Naturbrandes wichtig. In diesem Zusammenhang müssen auch die grundlegenden physikalischen und chemischen Zusammenhänge betrachtet werden, die für das Erscheinungsbild "Brand" verantwortlich sind. Auch diejenigen Arbeiten, die sich mit der Wirkung des Brandes auf Bauteile und mit der Frage der brandschutztechnischen Bemessung beschäftigen, sind zu erwähnen.

1.3.2 Brandablauf und Abbrandrate

Um einen natürlichen Brand vom Entstehen bis zum Erlöschen vollständig beschreiben zu können, müssen im wesentlichen zwei qualitativ unterschiedlich ablaufende Brandphasen untersucht werden. Dies sind die Preflashoverphase und die Postflashoverphase.

Die Preflashoverphase beinhaltet die Brandentstehung und die Brandausbreitung der Flammen. Die Postflashoverphase ist dadurch charakterisiert, daß sämtliche Brandlasten im Brandraum entzündet sind und der gesamte Brandraum in das Brandgeschehen einbezogen ist. Während dieser Brandphase kann ein weiteres Anwachsen der Energiefreisetzung entweder durch die vorhandenen Brandlasten begrenzt werden oder durch die in den Brandraum einströmende Menge an Frischluft. Im ersten Fall spricht man von einem brandlastgesteuerten Brand, im zweiten von einem ventilationsgesteuerten.

Der Übergang vom Entstehungsbrand zum vollentwickelten Brand wird mit "Flashover" bezeichnet. Für das Auftreten des Flashover werden von den Forschern unterschiedliche Voraussetzungen genannt, beispielsweise eine Wärmestrahlungsbelastung des Brandraumbodens von mindestens 2 W/cm^2 , eine Temperatur der Heißgase im Brandraum von circa 550°C oder das Auftauchen von Flammen außerhalb des Brandraumes. Damit es zum Flashover kommen kann, muß auf jeden Fall ab einem bestimmten Zeitpunkt die durch den Brand freigesetzte Energie schneller zunehmen als die Summe der Energieverlustterme. Dafür ist im wesentlichen der "Brandraum-Feedback" verantwortlich, womit die Rückwirkung des Brandraumes

auf das Brandgeschehen gemeint ist: Die Heißgasschicht und die heißen Teile der Brandraumwände und der Brandraumdecke erwärmen hauptsächlich durch Strahlungsenergie die Brandlasten im Brandraum, wodurch eine beschleunigte Pyrolyse der Brandlasten und damit eine Umsetzung in Energie erreicht wird.

Die systematische Erforschung von Raumbränden wird seit über 30 Jahren vorangetrieben. Im Jahre 1958 legte Kawagoe /28/ Gleichungen vor, die es gestatten, die Verbrennungsgeschwindigkeit bei Raumbränden in Abhängigkeit von den Zuluftöffnungen im Raum zu berechnen. Die entwickelten Zusammenhänge basieren auf Experimenten, die Aussagen über das Abbrandverhalten von Holzstäben in relativ kleinen Räumen mit Volumina bis zu 1 m³ erlauben. Kawagoe übertrug Gleichungen aus der Strömungsmechanik auf das Problem der Raumbrände. Er ging davon aus, daß der Gasaustausch zwischen dem erwärmten Brandraum und der Umgebung durch die unterschiedlichen Gasdichten innerhalb und außerhalb des Brandraums erzwungen wird.

Die Gleichung (1.1) stellt den von Kawagoe angegebenen Zusammenhang zwischen der bei einer bestimmten Fenstergröße maximal möglichen Abbrandrate \dot{R}_{\max} und den geometrischen Abmessungen der Fensteröffnung (Fläche A und Höhe H) her. Die Abbrandrate gibt die Massenabnahme des Brandgutes pro Zeiteinheit an.

$$\dot{R}_{\max} = k A \sqrt{H} \quad (1.1)$$

Wird die maximale Abbrandrate in kg/s angegeben, die Fläche der Ventilationsöffnung in m² und die Öffnungshöhe in m, dann ist laut /28/ der Zahlenwert von k durch die Gleichung (1.2) gegeben.

$$k = 0.09 \text{ kg/(s m}^{5/2}\text{)} \quad (1.2)$$

Die Gleichung (1.1) beschreibt die Abbrandrate nur zur Zeit des vollentwickelten Brandes. Kawagoe's Arbeit erlaubt keinerlei Rückschlüsse auf die Dynamik des Brandablaufs. Sie ist insofern von Bedeutung, als eine Gleichung angegeben wird, mit deren Hilfe die maximale Energiefreisetzungsrate abgeschätzt werden kann.

Der Untersuchung des vollentwickelten Brandes sind zahlreiche Forschungsarbeiten gewidmet. Experimentelle Arbeiten wurden u.a. von Nilsson /29/, Boehm und Hadvig /30/, Quintiere und Mc Caffrey /31/, Croce /32/, Salzberg und Watermann /33/, Saito /34/ und Harmathy /35/ durchgeführt. In den zitierten Arbeiten werden Experimente beschrieben, die die beim Brand frei werdende Energie und die daraus resultierenden Heißgastemperaturen in Abhängigkeit von den brandbeeinflussenden

Parametern klären sollen. Insbesondere wird der Frage nach der maximal möglichen Energiefreisetzung und damit der Gültigkeit der Gleichung (1.1) nachgegangen. Es zeigt sich, daß der in Gleichung (1.2) angegebene Proportionalitätsfaktor nicht für alle Randbedingungen die Realität richtig beschreibt: Bedingungen, die den Quotienten k aus der maximalen Abbrandrate und dem Ventilationsfaktor $A\sqrt{H}$ größer werden lassen, sind im Verhältnis zur Raumgröße relativ kleine Fensteröffnungen.

1.3.3 Die Verbrennung als chemischer Vorgang

Die Verbrennung als exotherme Reaktion ist ein chemischer Vorgang. Unter Wärmeabgabe wird der Brennstoff in die Brandprodukte umgewandelt. Zusätzlich zu dem Brennstoff wird Sauerstoff umgesetzt. Als Sauerstofflieferant steht im Normalfall die atmosphärische Luft zur Verfügung.

Die Gleichung (1.3) beschreibt als Beispiel für eine Verbrennungsreaktion die Kohlenstoffverbrennung.



Diese Gleichung ist eine Bilanzgleichung. Die Mengeneinheit ist das Mol.

Ein Verbrennungsvorgang, der - wie das in Gleichung (1.3) angegebene Beispiel - als Endprodukte ausschließlich unbrennbare Bestandteile aufweist, wird vollständige Verbrennung genannt. Im anderen Fall spricht man von einer unvollständigen Verbrennung. Die "Qualität" der Verbrennung wird im wesentlichen durch das vorhandene Sauerstoffangebot bestimmt. Daneben beeinflussen noch andere Umgebungsfaktoren, wie zum Beispiel die Verbrennungstemperatur, die Vollständigkeit der chemischen Reaktion.

Die während der Verbrennungsreaktion pro Mengeneinheit freigesetzte Wärme ist eine materialspezifische Größe, sie wird als Brennwert bezeichnet. Je nachdem, ob das Wasser in den Verbrennungsprodukten in flüssigem oder in gasförmigem Zustand vorliegt, wird entweder Energie entsprechend dem oberen Heizwert oder dem unteren Heizwert freigesetzt. Oberer und unterer Heizwert unterscheiden sich um die Verdampfungsenthalpie des in den Verbrennungsprodukten vorhandenen Wassers. Im Fall von vollentwickelten Raumbränden verlassen die Brandgase den Brandraum mit einer oberhalb des Taupunkts liegenden Temperatur. Für die im Brandraum freigesetzte Energie ist daher der untere Heizwert ausschlaggebend. Er wird,

entsprechend DIN 51900 /1/ als Heizwert h_u bezeichnet.

In der Tabelle 1.1 sind die Heizwerte einiger flüssiger und fester Brennstoffe angegeben. Es wurden die Stoffe in der Tabelle aufgelistet, die bei Schadenfeuern in Gebäuden eine dominierende Rolle spielen: Holz und Zellulose als am häufigsten vorkommende natürliche Brandlasten, Braunkohle, Heizöl und Benzin als Beispiel für Lagergüter mit einem relativ hohen Heizwert und einige weit verbreitete Kunststoffe.

(1) Brennstoff	(2) Heizwert [MJ/kg]	(3) Heizwert (bezogen auf Sauerstoffverbrauch) [MJ/kg]
Kohlenstoff	32,8	12,3
Polyethylen	43,3	12,6
PMMA	24,9	13,0
Zellulose	16,1	13,6
Holz (15% H ₂ O)	17,8	12,5
Braunkohle	24,8	13,1
Heizöl EL	42,7	-
Benzin	43,5	-

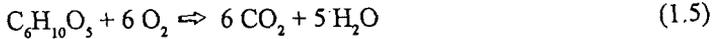
Tab.1.1 Thermodynamische Daten einiger Brennstoffe, Daten aus /2,3,4/

Interessant ist ein Vergleich der in Spalte 3 der Tabelle angegebenen Werte: Hier ist der Heizwert der Brennstoffe auf den Sauerstoffverbrauch bezogen. Bei der Berechnung dieser Werte wurde davon ausgegangen, daß als Verbrennungsprodukte CO₂ und H₂O auftreten, was gleichbedeutend mit einer vollständigen Verbrennung ist. Hugget /2/ stellte diesbezüglich einen Vergleich für zahlreiche konventionelle organische Brennstoffe an und stellte fest, daß deren Heizwerte mit einer Genauigkeit von ±4% 13,02 MJ pro Kilogramm Sauerstoffverbrauch betragen.

Diese quantitative Übereinstimmung beruht auf der Tatsache, daß in den Umwandlungsprozessen der untersuchten Stoffe stets die gleichen Prozesse ablaufen, nämlich die Oxydation von Kohlenstoff-Kohlenstoff- und von Kohlenstoff-Wasserstoff-Verbindungen. Die allgemeine Form einer Reaktion, die unter vollständiger Verbrennung abläuft, ist durch Gleichung (1.4) gegeben.



Werden beispielsweise $a = 6$, $b = 10$ und $c = 5$ gesetzt, erhält man die Reaktionsgleichung der vollständigen Zelluloseverbrennung.



Die soeben erläuterten Zusammenhänge sind in den der Arbeit zugrunde liegenden Experimenten zur Bestimmung der Energiefreisetzungsrate bei Bränden mit Holzbrandlasten genutzt worden. Es fehlt noch der Beleg, daß die Verwendung der Verbrennungsreaktion von Zellulose als Grundlage der Sauerstoffbilanzierung bei der Holzverbrennung berechtigt ist. Dieser Beweis wird im folgenden durch Vergleich der zur vollständigen Zelluloseverbrennung benötigten Luft mit dem Luftbedarf für die Verbrennung von Fichtenholz erbracht.

Für die vollständige Verbrennung eines Brennstoffes ist eine Mindestluftmenge l_{\min} pro Masseneinheit an Brennstoff erforderlich. Man spricht von einer stöchiometrischen Verbrennung, wenn gerade diese Mindestluftmenge für die Reaktion zur Verfügung gestellt und auch verbraucht wird. In der Praxis erweist es sich allerdings, daß ein gewisser Luftüberschuß erforderlich ist, um die stöchiometrische Verbrennung zu ermöglichen. Bei Raumbränden mit Holzkrippen als Brandlast ist beispielsweise ein Luftangebot von $1,2 \cdot l_{\min}$ notwendig. Verantwortlich hierfür ist die nicht völlig optimale Vermischung der Frischluft mit den brennbaren Gasen.

Bei chemisch einheitlichen Stoffen kann l_{\min} aus der chemischen Reaktionsgleichung berechnet werden. Diese ist als Grundlage einer Massenbilanz anwendbar. Der Reaktionsgleichung (1.3) kann daher die Information entnommen werden, daß zur vollständigen Oxydation von einem Mol Kohlenstoff, das sind 12 Gramm, 32 Gramm Sauerstoff - entsprechend einem Mol O_2 - erforderlich sind. Gemäß der Definition für den spezifischen Sauerstoffbedarf gilt daher im Falle der "Brandlast" Kohlenstoff:

$$o_{\min,C} = 32 \text{ g O}_2 / 12 \text{ g C} = 2,66 \quad (1.6)$$

Eine entsprechende Rechnung kann für den Brennstoff Zellulose nach der Reaktionsgleichung (1.5) durchgeführt werden: 6 Mol Sauerstoff reagieren mit einem Mol Zellulose.

$$o_{\min, \text{C}_6\text{H}_{10}\text{O}_5} = \frac{6 \cdot 32 \text{ g O}_2}{162 \text{ g C}_6\text{H}_{10}\text{O}_5} = 1,19 \quad (1.7)$$

Da der Massenanteil an Sauerstoff in der atmosphärischen Luft 23,2% beträgt, beträgt der spezifische Luftbedarf bei der vollständigen Verbrennung von Zellulose:

$$l_{\min, \text{C}_6\text{H}_{10}\text{O}_5} = o_{\min, \text{C}_6\text{H}_{10}\text{O}_5} \cdot \frac{1}{0,232} = 5,11 \quad (1.8)$$

Von Interesse für die vorliegende Arbeit ist der spezifische Luftbedarf von Holz. Holz kann nicht durch eine chemische Strukturformel beschrieben werden, da es kein einheitlicher Stoff ist. Daher kann auch keine Reaktionsgleichung angegeben werden, die die Holzverbrennung formelmäßig beschreibt.

Bei chemisch nicht einheitlichen Stoffen kann eine Elementaranalyse weiterhelfen. Nach Boehm /5/ setzt sich trockenes Fichtenholz aus Kohlenstoff, Wasserstoff, Stickstoff, Sauerstoff und unbrennbaren Ascheanteilen zusammen. Die Anteile, angegeben in Massenprozenten, sind in der Tabelle 1.2 aufgelistet. Zusätzlich, in der Spalte 3 der Tabelle, stehen die Werte für den Fall, daß die Wasserkonzentration im Holz 10% bezogen auf die Masseneinheit beträgt. Fichtenholz mit einem Feuchtegehalt von etwa 10% ist die für die hier durchgeführten Untersuchungen verwendete Brandlast. Setzt man wiederum eine vollständige Verbrennung voraus, dann sind in den Abgasen als Verbrennungsprodukte nur CO_2 und H_2O enthalten. Die Reaktionen, die die im Holz vorhandenen Ausgangsstoffe unter Sauerstoffverbrauch in diese Endprodukte umwandeln, sind in der Spalte 4 der Tabelle 1.2 angegeben. In der Spalte 5 steht jeweils der zu der Reaktion gehörende spezifische Sauerstoffverbrauch. Der Wert für die H_2O -Reaktion ist entsprechend dem durch Gleichung (1.6) erklärten Beispiel ermittelt worden.

(1) Bestandteil	(2) Massenanteil trockenes Holz	(3) [Gew.%] Gebrauchszustand	(4) Reaktion	(5) O_{\min} [kg O_2 / kg an Brennstoff]
C	0,473	0,426	$\text{C} + \text{O}_2 \Leftrightarrow \text{CO}_2$	2,66
O_2	0,457	0,411		
H_2	0,064	0,058	$\text{H}_2 + 1/2 \text{O}_2 \Leftrightarrow \text{H}_2\text{O}$	7,94
N_2	0,001	0,001		
unbrennbare Anteile	0,005	0,004		
H_2O	0,000	0,100		
Summe	1,000	1,000		

Tab.1.2 Zusammensetzung von trockenem und wasserhaltigen Fichtenholz

Der spezifische Sauerstoffverbrauch für die Holzverbrennung ergibt sich aus der Summe der σ_{\min} -Werte der Einzelreaktionen, wobei jeweils mit dem Massenanteil der Komponente zu wichten ist.

$$\sigma_{\min, \text{Holz}} = 0,426 \cdot 2,66 + 0,0588 \cdot 7,94 - 0,411 = 1,18 \quad (1.9)$$

Der letzte Term der Summe berücksichtigt den bei der Holzumwandlung freigesetzten Sauerstoff.

Ein Vergleich der Werte in Gleichungen (1.7) und (1.9) zeigt, daß zur Zelluloseverbrennung nahezu gleich viel Sauerstoff erforderlich ist wie zur Umwandlung des als Beispiel gewählten Fichtenholzes. Die Reaktion der Zelluloseverbrennung gibt daher bezüglich der Sauerstoffbilanz die Verhältnisse der Holzverbrennung wieder.

1.3.4 Die Verbrennung unter physikalischen Gesichtspunkten

1.3.4.1 Allgemeine Aussagen

Für die Dynamik des Brandgeschehens sind physikalische Prozesse wie Wärmeübertragung an das Brandgut, Aufbereitung des Brandgutes zu reaktionsfähigen Stoffen, Möglichkeiten der Versorgung der reaktionsfähigen Stoffe mit Luft, Abtransport der verbrannten und unbrennbaren Bestandteile vom Reaktionsort, Temperaturentwicklung in der unmittelbaren Brandumgebung und andere verantwortlich. Teilweise sind mikroskopische brandmaterialspezifische Betrachtungsweisen erforderlich und teilweise ist es notwendig, das gesamte Brandszenarium in Betracht zu ziehen.

Das letztgesagte soll am Beispiel der Flammenausbreitung verdeutlicht werden. Die Flammenausbreitung wird zum einen durch Materialeigenschaften des brennenden Stoffes beeinflusst. Wichtige Materialeigenschaften sind u. a. die Wärmeleitfähigkeit, die Massendichte, die spezifische Wärme, der Emissionsfaktor der Oberfläche und die Art der Kohlebildung. Neben den Materialeigenschaften sind noch andere integrale Größen für die Geschwindigkeit der Flammenausbreitung verantwortlich. Die integralen Größen beschreiben Zusammenhänge, die von dem gesamten, makroskopischen System des Brandgeschehens bestimmt werden. Dazu gehören u. a. die Orientierung des brennenden Materials (vertikal oder horizontal), die Wärmebelastung des Materials durch die Umgebung, der Sauerstoffgehalt der Umgebungsluft, die Flammenführung entlang räumlicher Hindernisse und die Luftströmungsverhältnisse am Ort der Verbrennung. In vielen Fällen sind die letztgenannten integralen

Größen für die Brandausbreitungsgeschwindigkeit die dominierenden Parameter.

1.3.4.2 Pyrolyse der Brandlast

Unter normalen Umgebungsbedingungen ist die Verbrennung gewöhnlich keine spontan exotherme Reaktion. Das bedeutet, daß dem Brennstoff vor Beginn des exothermen Ablaufs Energie zugeführt werden muß. Bei gasförmigen Brennstoffen ist nur die Erhöhung der Gastemperatur bis zur Zündtemperatur erforderlich. Bei flüssigen und festen Brennstoffen muß zunächst ein brennbares Gasgemisch erzeugt werden.

Die Brandlast besteht im Falle eines Schadenfeuers häufig aus Feststoffen auf Zellulose- oder Kunststoffbasis. Die Umwandlung der Feststoffe zu brennbaren Gasen ist fast immer mit Pyrolyse verbunden; ein Schmelzen und anschließendes Verdampfen ohne thermische Zersetzung kommt nur in sehr seltenen Fällen vor. Die Pyrolyse erfordert wesentlich mehr Energie als die Verdampfung.

Zur Einschätzung von Brandgefahren und zur Vorherbestimmung von Brandabläufen ist das Verständnis der Pyrolyse notwendig. Die Zusammensetzung der Pyrolysegase bestimmt die Zündtemperatur. Von der Pyrolyserate hängt es ab, ob nach Entzündung der Pyrolysegase die Verbrennung aufrechterhalten wird oder ob die Flamme wieder erlischt. Nicht nur die Ausgangsstoffe sind verantwortlich für die Zusammensetzung der Pyrolysegase, sondern auch in hohem Maße die vorliegende Temperatur. Durch die Temperatur wird festgelegt, ob die Pyrolyse endotherm oder exotherm erfolgt.

Die Pyrolyse zellulosehaltiger Produkte kann nur durch eine Anzahl komplexer Umwandlungsreaktionen beschrieben werden. Das Verständnis der Vorgänge in dicken Materialproben erfordert neben der Erforschung der Reaktionskinetik auch die Untersuchung des Massen- und Wärmetransportes im Material: Aufgrund der Wärmeleitung tritt eine Temperaturschichtung in der pyrolysierenden Probe auf. Je nach vorliegender Temperatur laufen unterschiedliche Prozesse ab, die Produkte werden nach außen transportiert und unterliegen auf ihrem Weg durch das Material in Schichten höherer Temperatur Sekundärpyrolyseprozessen /8/.

Bezüglich dieser Zusammenhänge gibt es erhebliche Kenntnislücken. Als Folge davon werden in der Literatur stark streuende Werte für die zum Pyrolyseprozess gehörende Umwandlungswärme angegeben. Ein Grund dafür ist, daß die Zusammensetzung der Folgeprodukte (brennbare und nicht brennbare Gase, Dämpfe, Teer-

produkte und Kohle) in einem weiten Rahmen von den Umgebungsbedingungen Druck, Temperatur und Geometrie der pyrolysierenden Materialien abhängt.

Auch die Pyrolysegeschwindigkeit, die ihrerseits von den genannten Größen abhängt, beeinflusst die Anteile von brennbaren und nichtbrennbaren Stoffen. Wenn Holz schnell aufgeheizt wird, bildet sich nur wenig Kohle. Ein großer Anteil wird zu brennbaren Teerstoffen und leicht entflammbaren Gasen umgesetzt. Ein langsames Aufheizen und damit ein Absenken der Pyrolysegeschwindigkeit resultiert in der Erzeugung von viel Wasser, Kohle und CO_2 . Der Anteil an brennbaren Gasen ist dann geringer.

Die quantitative Beschreibung der thermischen Zersetzung gelingt unter der Voraussetzung, daß die Änderung der Konzentration c der pyrolysierenden Komponente im Festkörper proportional zur Konzentration ist. Voraussetzung für die Proportionalität ist eine konstante Temperatur.

$$dc/dt = -k c \quad (1.10)$$

Ersetzt man die Konzentration durch die Masse m und berücksichtigt den nicht durch Pyrolyse umgewandelten Rest m_r (für Holz beispielsweise Kohle), dann erhält man eine Gleichung für die Abbrandrate des pyrolysierenden Materials.

$$dm/dt = -k (m - m_r) \quad (1.11)$$

Experimentelle Untersuchungen von Stamm /9/, der u.a. Nadelhölzer beheizte und die durch Pyrolyse verursachte Abbrandrate bestimmte, zeigen eine gute Übereinstimmung mit der durch Gleichung (1.11) beschriebenen Zersetzungsreaktion.

Speziell bei der Brandlast Holz sind die zur Pyrolyse führenden Prozesse äußerst komplex. Zu den bereits erwähnten Einflußgrößen kommen weitere hinzu, deren Wirkung auf die zur Pyrolyse notwendige Enthalpie und damit auf die Pyrolyserate bisher nicht geklärt sind. Holz ist bezüglich der Richtung anisotrop. Die Pyrolyse als von Transportphänomenen bestimmter Prozeß ist daher abhängig davon, ob die Faserrichtung des pyrolysierenden Materials parallel oder senkrecht zur Holzoberfläche liegt. Ferner werden Transportprozesse entscheidend durch Materialschwund, speziell in der verkohlten Oberfläche, beeinflusst. Auch die unterschiedlichen Holzzusammensetzungen (Hölzer verschiedener Baumarten unterscheiden sich hinsichtlich Dichte und Bestandteilen an Zellulose und Lignin) und eventuell vorhandene

anorganische Verunreinigungen verursachen thermische Eigenschaften, die für verschiedene Holzarten deutlich voneinander abweichen können.

1.3.4.3 Entzünden der Brandlast

Im Zusammenhang mit Schadenfeuern in Gebäuden ist sowohl der Mechanismus der Selbstentzündung als auch die Zündung durch eine Zündquelle relevant: die noch nicht in das Brandgeschehen einbezogenen Brandlasten können durch direkten Flammenkontakt oder durch Funkenflug entflammt werden. Außerdem können sie durch konvektive oder radiative Wärmeübertragung so weit aufgeheizt werden, daß sie sich von selbst entzünden. Bei Raumbränden spielt die radiative Aufheizung für das Erreichen des Flashover die dominierende Rolle. Die konvektive Wärmeübertragung an die Brandlast ist meist von untergeordneter Bedeutung, da die Brandlast sich auf dem Boden des Brandraumes und damit nicht im direkten Kontakt mit der aufgeheizten Luft oder den Brandprodukten befindet.

Eine Möglichkeit, das Phänomen "Selbstentzündung von Brandlasten" physikalisch zu beschreiben, besteht darin, die räumliche und zeitliche Temperaturverteilung im Material zu bestimmen. Das geschieht mit Hilfe der Wärmeleitungsgleichung und den für die spezielle Konfiguration zutreffenden Randbedingungen. Ein Ergebnis der partiellen Differentialgleichung der Wärmeleitung ist die Zeitfunktion der Oberflächentemperatur. Bei Kenntnis der Zündtemperatur kann der Zündzeitpunkt angegeben werden. In vielen Fällen reicht es aus, das Problem vereinfachend eindimensional zu betrachten. Die Gleichung (1.12) ist die eindimensionale Wärmeleitungsgleichung. In den Gleichungen (1.13) sind die Randbedingungen zusammengefaßt. Sie beschreiben den Fall, daß ein relativ dickes Stück Holz einseitig durch Strahlung aufgeheizt wird.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{\rho c_p}{\lambda} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1.12)$$

$$T = T_0 \quad \text{für } t = t_0 \quad (1.13)$$

$$\varepsilon \cdot \dot{q} - \alpha \cdot (T - T_0) = -\lambda \cdot dT / dx \quad \text{für } x = 0$$

Die erste der Gleichungen (1.13) besagt, daß zur Anfangszeit überall im Material die Ausgangstemperatur T_0 vorliegt. Die zweite Randbedingung stellt die Energiebilanz an der Oberfläche dar: Die von der Oberfläche in das Materialinnere geleitete Wär-

mestromdichte ist gleich der von der Oberfläche absorbierten Wärmestromdichte vermindert um den durch Konvektion verursachten Wärmestromverlust.

Die Wärmeabstrahlung von der Oberfläche wurde vernachlässigt, da die Oberflächentemperaturen unterhalb der Zündtemperatur so gering sind, daß der Konvektionsterm $\alpha \cdot (T - T_0)$ deutlich überwiegt.

Gleichung (1.14) beschreibt die Lösung des durch (1.12) und (1.13) definierten Problems für die Materialoberfläche, d.h. für den Wert $x = 0$:

$$T_{011} = T_0 + \frac{\varepsilon \dot{q}}{\alpha} \left[\left(1 - \exp\left(\frac{\alpha^2 t}{\lambda \rho c_p}\right) \right) \left(1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\frac{\alpha \sqrt{t}}{\sqrt{\lambda \rho c_p}}} e^{-\xi^2} d\xi \right) \right] \quad (1.14)$$

Die Oberflächentemperatur wird durch die thermischen Materialeigenschaften Wärmeleitfähigkeit (λ), konvektiver Wärmeübergangskoeffizient (α), spezifische Wärme (c_p) und Strahlungsemission (ε) sowie durch die auf die Oberfläche auftreffende Wärmestromdichte \dot{q} bestimmt. Das Integral in Gleichung (1.14) ist analytisch nicht lösbar. Die Lösungen sind in Abhängigkeit des Argumentes $\alpha \sqrt{t} / \sqrt{\lambda \rho c_p}$ in mathematischen Tabellenwerken angegeben. In der Abb. 1.1 ist die Gleichung (1.14) graphisch dargestellt. Der Scharparameter ist die Wärmestromdichte \dot{q} , mit der die Holzoberfläche beaufschlagt wird. Der Berechnung wurden die folgenden für Fichtenholz zutreffenden Materialwerte zugrunde gelegt /13, 14/:

$$\rho = 640 \text{ kg/m}^3$$

$$\lambda = 0,12 \text{ W/(m K)}$$

$$c_p = 2850 \text{ J/(kg K)}$$

$$\alpha = 18 \text{ W/(m}^2\text{K)}$$

$$\varepsilon = 0,85$$

Die durch Gleichung (1.14) beschriebene Oberflächentemperatur kann nur eine Näherung sein, da zahlreiche Oberflächen- und Volumeneffekte, die speziell bei der Holzverbrennung auftreten, nicht berücksichtigt sind. Dies sind zum Beispiel durch Material schrumpfung bedingte Rißbildung, Materialumwandlungen aufgrund der Pyrolyse, Verkohlung und Effekte, die durch die Oberflächenrauigkeit bestimmt werden. Die besonders bei langsamer Aufheizgeschwindigkeit des Holzes entste-

hende Kohleschicht an der Oberfläche verändert die Materialeigenschaften Wärmeleitfähigkeit und Dichte entscheidend. Somit wirkt sich die Kohleschicht hemmend bezüglich der weiteren Verbrennung aus.

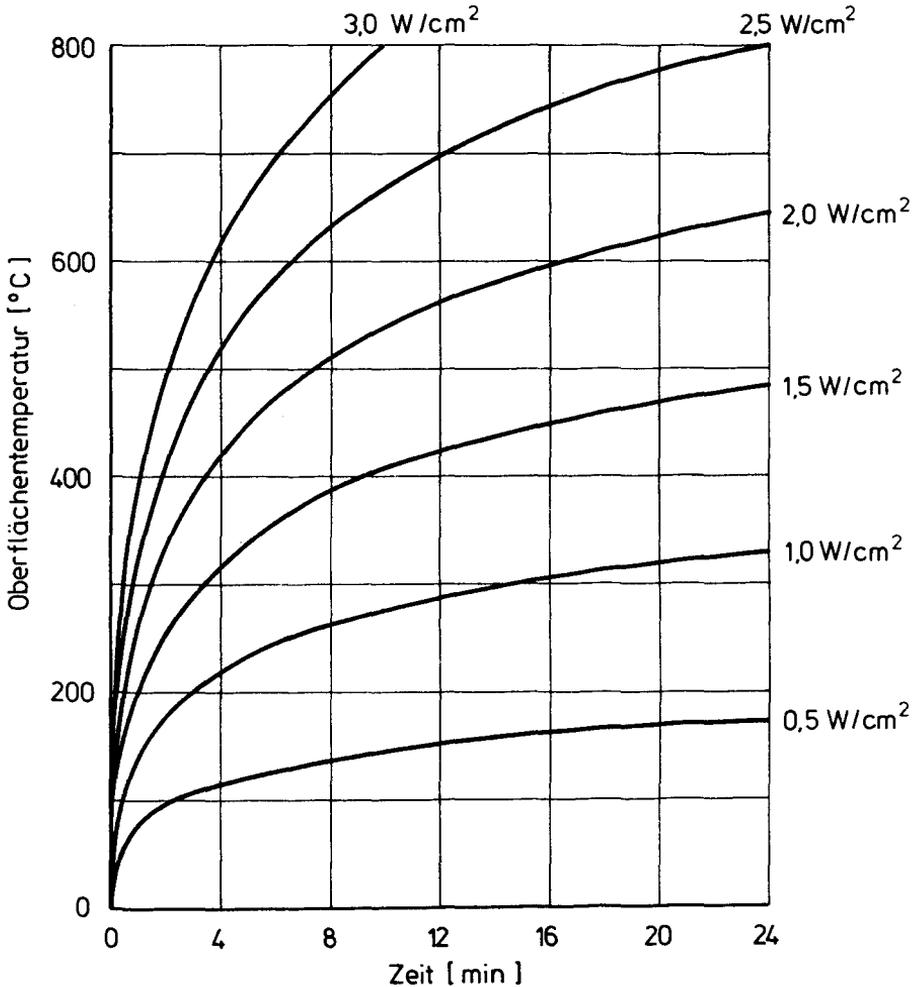


Abb.1.1 Oberflächentemperaturen von Fichtenholz in Abhängigkeit von der Zeit bei unterschiedlicher thermischer Beanspruchung.

Trotz der aufgezählten nicht berücksichtigten Einflußfaktoren liefern die in Abb. 1.1 gezeichneten Oberflächentemperaturen brauchbare quantitative Resultate. Das wird anhand der Abb. 1.2 deutlich. Dort ist eine Meßkurve von Atreya /16/ der Rechnung nach Gleichung (1.14) gegenübergestellt. Atreya bestimmte die Oberflächentemperatur einer mit $1,5 \text{ W/cm}^2$ bestrahlten Ahornholzprobe mit einem Thermoelement. In der frühen Brandphase sind die gemessenen Temperaturen um maximal 15 K niedriger als die Rechenwerte. Bei Temperaturen, die oberhalb 350°C liegen, liefert die Rechnung niedrigere Werte. Als Grund dafür kann angeführt werden, daß die in dem der Berechnung zugrunde liegenden Ansatz nicht berücksichtigte Abstrahlung von der Holzoberfläche bei hohen Temperaturen für einen meßbaren Effekt sorgt.

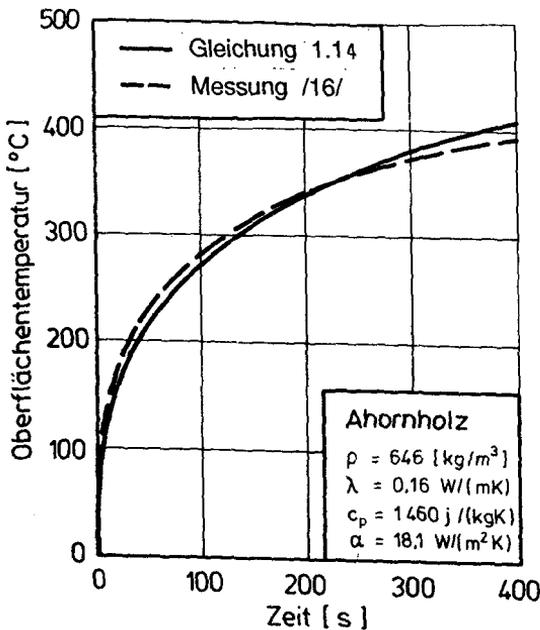


Abb.1.2 Gemessene und berechnete Holzoberflächentemperaturen bei einer Wärmestrombelastung von $1,5 \text{ W/cm}^2$

Die in der Literatur angegebenen Zahlenwerte bezüglich der zur Zündung von Holz erforderlichen Oberflächentemperaturen weisen aus genannten Gründen eine breite Streuung auf. Für die Zündung durch Flammenkontakt werden Temperaturen zwi-

schen 250°C und 350°C genannt, für Selbstentzündung Werte um 600°C. Unter gewissen Umständen, zum Beispiel nach einer lang andauernden Beaufschlagung der Oberfläche mit Strahlungswärme, kann eine Entzündung der pyrolysierten Gase auch bei deutlich niedrigeren Temperaturen erfolgen. Hadvig /12/ erwähnt die extrem niedrige Zündtemperatur von 80°C.

Erst ab 1 W/cm² sind laut Abbildung 1.1 Temperaturen über 300°C zu erwarten. Der für das Auftreten des Flashover kritische Wert liegt, wie Erfahrungswerte aus zahlreichen Brandversuchen zeigen, zwischen 1 W/cm² und 2 W/cm². Der genaue Wert ist von brandspezifischen Bedingungen abhängig. Ein Vergleich der Erfahrungswerte mit Abb. 1.1 zeigt, daß der durch die Gleichungen (1.12) und (1.13) beschriebene Ansatz die Realität gut wiedergibt. Bei 2 W/cm² ist bereits nach einhalb Minuten eine Temperatur von 300°C an der Holzoberfläche erreicht. Ein Brand kann sich bei derart aufgeheizten Oberflächen flashoverartig ausbreiten.

1.3.4.4 Abbrandrate und Energiefreisetzung

Um nach der Entzündung eines Materials die Verbrennung aufrecht zu erhalten, ist eine weitere Energiezufuhr zur Brandlastoberfläche erforderlich. Sie muß in der Lage sein, die Energieverluste der Oberfläche zu kompensieren und die zur Verdampfung oder zur Pyrolyse erforderliche Energie zu liefern. Energieverluste an der Oberfläche treten durch Wärmeleitung in das Material sowie durch konvektiven und radiativen Wärmeübergang an die Umgebung auf. Diesen Zusammenhang beschreibt die Gleichung (1.15).

$$\dot{R}'' \cdot L_v + \dot{Q}_v'' = \dot{Q}_F'' + \dot{Q}_Q'' \quad (1.15)$$

Auf der linken Seite der Gleichung stehen die der Brandlast entzogenen Energieterme, auf der rechten Seite die der Brandlast zugeführten. Striche im Exponenten bedeuten, daß die betreffende Größe auf die Fläche bezogen ist. \dot{R}'' ist die spezifische Abbrandrate, L_v die Verdampfungswärme und \dot{Q}_v'' der Verlustterm. \dot{Q}_F'' ist der Energiestrom, den die Oberfläche von der Flamme erfährt, \dot{Q}_Q'' kommt von einer eventuell vorhandenen externen Wärmequelle.

Im günstigsten Fall kann bei stationärer Verbrennung ohne externe Energiezufuhr die spezifische Abbrandrate den Wert \dot{R}_{\max}'' erreichen:

$$\dot{R}_{\max}'' = \dot{Q}_F'' / L_v \quad (1.16)$$

Bei bekannter spezifischer Abbrandrate und bekannter Oberfläche A_B der in Flammen stehenden Brandlast kann die Energiefreisetzungsrates aus Gleichung (1.17) berechnet werden:

$$\dot{Q} = \dot{R}'' \cdot A_B \cdot \chi \cdot h_u \quad (1.17)$$

χ ist eine Zahl zwischen 0 und 1, die die teilweise unvollständige Verbrennung und den Anteil des pyrolysierten Brennstoffs, der überhaupt nicht an der Verbrennung teilnimmt, berücksichtigt.

Die Gleichung (1.17) kann nur bei konstanter brennender Oberfläche und konstanter spezifischer Abbrandrate Anwendung finden. Diese Voraussetzungen treffen näherungsweise für Brände von Flüssigkeiten in Behältern zu.

1.3.5 Simulationsmodelle

1.3.5.1 Möglichkeiten der mathematischen Brandmodellierung

Im Rahmen der theoretischen Forschung auf dem Gebiet des natürlichen Raumbrandes sind einige auf bestimmten Brandablaufmodellen basierende Computerprogramme entwickelt worden.

Prinzipiell gibt es zwei verschiedene Wege, die zu dem Ziel führen können, ein Brandgeschehen mathematisch zu beschreiben und dadurch Vorhersagen bezüglich zu erwartender Brandwirkungen zu treffen. Zum einen können stochastische Methoden angewandt werden, zum anderen deterministische Methoden. Stochastische Modelle /38/ nutzen die Tatsache, daß ein Brandfall den Charakter einer Massenerscheinung hat. Bei der Anwendung von stochastischen Modellen kommt die mathematische Methode der Wahrscheinlichkeitsrechnung zum Einsatz. Die tatsächlichen physikalischen Zusammenhänge, die das System beschreiben, spielen nur eine untergeordnete Rolle.

Die auf deterministischen Methoden basierenden Feld- und Zonenmodelle beschreiben mit Hilfe physikalischer Gleichungen das Brandgeschehen. Diese können entweder streng physikalisch begründet oder halb empirisch hergeleitet sein, beispielsweise aus Brandversuchen oder aus problemnahen Analogien.

Die Feldmodelle /39/ gehen von den Bewegungs- und Erhaltungsgleichungen des Systems aus. Sie liefern durch Lösung der Navier-Stokes-Gleichungen lokale Vorhersagen der physikalischen Größen. Feldmodelle sind bisher nur für detailliert definierte Problemstellungen anwendbar, der Rechenaufwand ist erheblich. Die Brandmodellierung mit Feldmodellen befindet sich zur Zeit noch im Anfangsstadium, es sind zur Verifizierung und Skalierung Full-Scale-Brandversuche erforderlich.

Zonenmodelle basieren zum Teil auf empirisch ermittelten mit experimentellen Hilfsmitteln erstellten Daten. Dies zeigt schon, daß sie nur begrenzte Gültigkeitsbereiche haben können. Im einfachsten Fall wird vorausgesetzt, daß Brandraumtemperaturen und Gaszusammensetzungen an jeder Stelle des Brandraumes gleich sind. Eine derartig homogene Verteilung der physikalischen Größen ist nur in kleinen Räumen während des vollentwickelten Brandes zur Zeit der Postflashoverphase zu erwarten. Das bedeutet, daß ein sogenanntes Einzonenmodell den Brand auch nur in diesem Stadium realitätsnah beschreiben kann. Trotz der Einschränkung kann diese

Art der mathematischen Beschreibung für bestimmte Anwendungsziele durchaus erfolgreich sein.

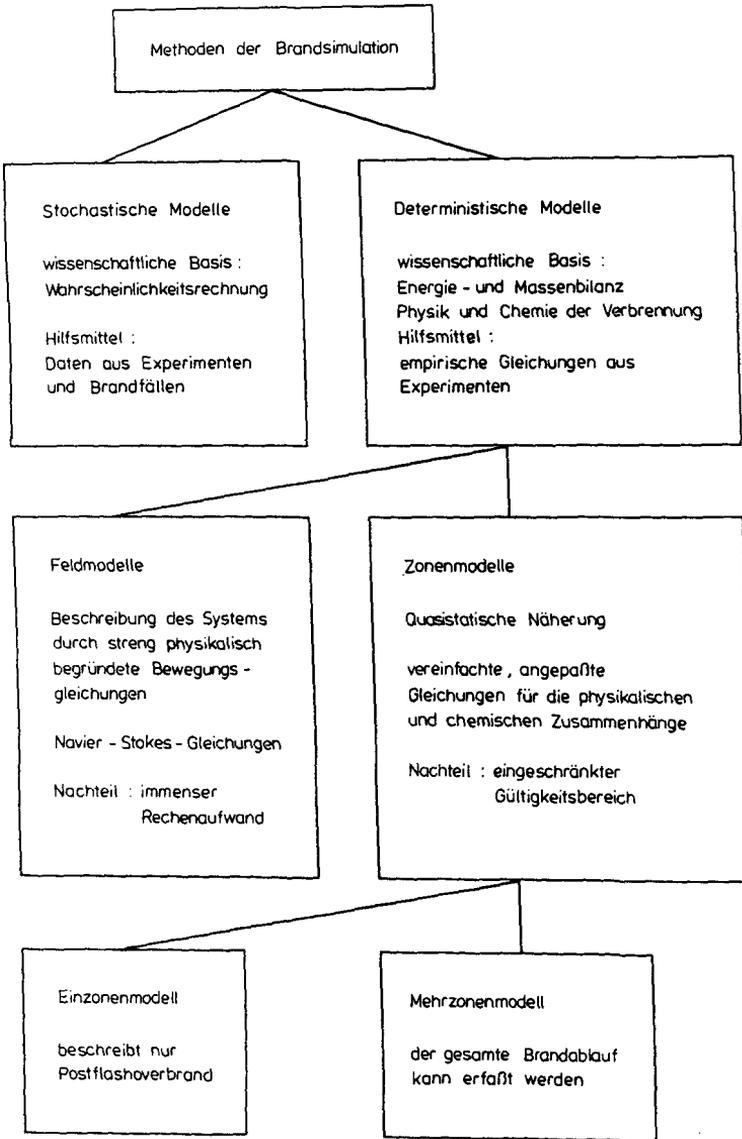


Abb. 1.3 Übersicht über die Brandmodellierungsarten

Bei den höher entwickelten Zonenmodellen /41,42/ wird der Brandraum in mehrere Untersysteme oder Segmente aufgeteilt, innerhalb derer jeweils homogene Bedingungen vorausgesetzt werden. Solche Segmente sind zum Beispiel Luftschichten gleicher Temperatur, Wandbereiche mit gleicher Temperatur, der Plume, die Brandlast oder andere als homogen zu betrachtende Bereiche.

In der Abbildung 1.3 sind die Möglichkeiten der mathematischen Beschreibung des natürlichen Brandes zusammengefaßt.

1.3.5.2 Die für die Arbeit verwendeten Simulationsmodelle

Die begrenzte Anzahl der zur Auswertung und zur Verfolgung der Zielsetzung dieser Arbeit verfügbaren Experimente macht die begleitende Anwendung von Computerprogrammen erforderlich. Hiermit sollen die aus den Meßdaten gewonnen Erkenntnisse auf Bedingungen, die während der Versuchsreihen nicht realisiert werden konnten, erweitert werden.

Um die Abschätzung der Auswirkung von brandbeeinflussenden Parametern auf das Gefährdungspotential von Raumbränden zu ermöglichen, müssen durch die Berechnungen mit Hilfe der Computerprogramme die folgenden Ergebnisse ermittelt werden:

- (1) Die Höhe der Heißgastemperaturen während der Phase des vollentwickelten Brandes,
- (2) das Temperaturprofil in Bauteilen, die diesen Heißgastemperaturen ausgesetzt sind und
- (3) zur rechnerischen Abschätzung der Brandgefahren während der Preflashoverphase des Brandes der Zündzeitpunkt von Brandlasten, die der Wirkung einer bereits gezündeten Primärbrandlast in einem Raum ausgesetzt sind.

Es sind mehrere Rechenprogramme im Hinblick auf diese Ansprüche untersucht worden. Dabei hat sich gezeigt, daß zur Berechnung der Heißgastemperaturen in der Postflashoverphase des Brandes ein sogenanntes Einzonenmodell genügt. Hier fiel die Entscheidung für das Programm COMPF2 /40/, das am National Bureau of Standards zur Simulation von Raumbränden entwickelt wurde.

Das Temperaturprofil innerhalb von Bauteilen, die einer Temperaturbeanspruchung ausgesetzt sind, kann mit einem Rechenprogramm bestimmt werden, das auf der Methode der finiten Elemente basiert. Hierfür stand das an der Universität California entwickelte Programmsystem FIRES-T /57/ zur Verfügung.

Der Zeitpunkt des Entzündens weiterer, nicht am Entstehungsbrand beteiligter Brandlasten ist von zahlreichen Einflußgrößen abhängig. Wichtige Parameter sind die Energiefreisetzungsrate der primären Brandlast, die relative geometrische Lage der sekundären Brandlast zur primären, die Größe der Ventilationsöffnung, die geometrischen Abmessungen des Brandraums und die thermodynamischen Daten des brennbaren Materials.

Das zur rechnerischen Erfassung dieser Zusammenhänge geeignete Simulationsmodell muß die Aufheizung der noch nicht entzündeten Brandlast durch Strahlungswärme beschreiben und es muß die lokalen Unterschiede der Strahlungsintensitäten im Brandraum in Betracht ziehen. Aus diesen Anforderungen folgt, daß ein Mehrzonenmodell eingesetzt werden muß, das zuvor den speziellen Gegebenheiten anzupassen ist. Der Harvard Computer Fire Code (HCFC) /6/ erfüllt diese Voraussetzungen.

Die erwähnten Programme werden dort näher erläutert, wo auf ihre Anwendung eingegangen wird. Bei der Berechnung gewisser physikalischer Größen mit Hilfe der Simulationsmodelle stellte sich heraus, daß die Programme zum Teil modifiziert werden mußten, um die vorliegende Problematik realitätsgetreu wiederzugeben. Die durchgeführten Programmänderungen werden in den entsprechenden Abschnitten erläutert.

1.3.6 Beurteilung der Brandwirkung eines natürlichen Brandes

Untersuchungen mit dem Ziel, die Brandwirkungen des natürlichen Brandes in Beziehung zu Normbrandwirkungen zu bringen, werden seit etwa 60 Jahren durchgeführt. Ingberg /43/ ging davon aus, daß zwei Brände dann als gleich wirksam anzusehen sind, wenn die Integrale aus den dazugehörigen Temperaturzeitfunktionen gleich sind. Durch den Vergleich der Fläche unter der Temperaturzeitkurve eines natürlichen Brandes mit der zeitabhängigen Fläche unter einer Normbrandkurve ist der Bezug des Naturbrandes zu einer Feuerwiderstandsdauer hergestellt.

Bei dem Konzept von Law /44/ wird das Temperaturmaximum in einem bestimmten Bauteil als Vergleichskriterium herangezogen. Die im Naturbrand erreichte maximale Temperaturerhöhung in einer isolierten Stütze wird mit Werten verglichen, die in derselben Stütze bei Standardbrandbeanspruchung erreicht werden (vgl. Abb. 1.4).

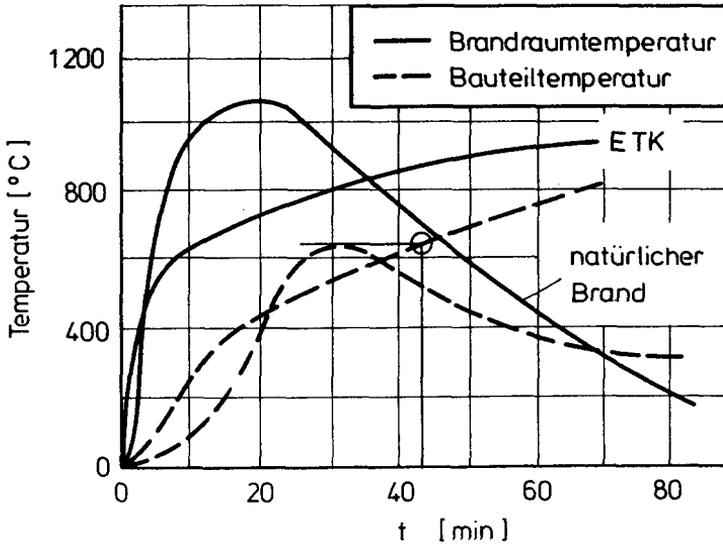


Abb. 1.4 Vergleich der Brandwirkungen

Law stützte sich dabei auf umfangreiches Datenmaterial, das von Thomas und Heselden /45/ im Rahmen einer CIB-Studie zusammengetragen worden war. In der durch Datenkorrelation entwickelten Gleichung (1.18) für die von Bauteilen zu fordernde Feuerwiderstandsdauer t_F bei definierten Naturbrandszenarien wird neben der Brandlast R auch die Fläche der Ventilationsöffnungen A_V sowie die Innenfläche der Wände A_w und der Brandraumdecke A_D berücksichtigt.

$$t_F \sim R / \sqrt{A_V (A_w + A_D + A_V)} \quad (1.18)$$

In Gleichung (1.18) ist der Tatsache nicht Rechnung getragen, daß das Wärmehaushaltvermögen vom Material der Brandraumumfassungsbauteile abhängt. Die vom Brand ausgehende schädigende Wirkung ist in Räumen, die aufgrund von Wandbekleidungsmaterialien gut isoliert sind, größer als bei geringer thermischer Isolierung. Das liegt daran, daß im ersten Fall durch die Wände weniger Wärmeenergie weggeleitet und damit dem Brandraum entzogen wird. Ein Maß für das Wärmehaushaltvermögen von Materialien ist deren Wärmeleitfähigkeit b :

$$b = \sqrt{\lambda \rho c_p} \quad (1.19)$$

Bei der rechnerischen Bestimmung der äquivalenten Normbranddauer t_a nach DIN 18 230 /27/ wird die Wärmeeindringzahl durch den Umrechnungsfaktor c berücksichtigt:

$$t_a = q_R c w \quad (1.20)$$

q_R ist die sogenannte rechnerische Brandbelastung, in die neben der Masse an Brandmaterial auch dessen Heizwert, Form, Verteilung im Brandraum, Lagerungsdichte und Feuchte einfließt. w ist der Wärmeabzugsfaktor, mit dessen Hilfe die zu erwartende Erhöhung oder Abminderung der Bauteilbeanspruchung aufgrund der unterschiedlichen Ventilationsbedingungen berücksichtigt wird. Der Umrechnungsfaktor c kann, je nach Wärmeeindringzahl der Umfassungsbauteile, die folgenden Werte annehmen:

$$\begin{aligned} c &= 0,15 \text{ min m}^2/(\text{kWh}) \quad \text{für} \quad b > 42 \text{ W h}^{1/2}\text{m}^{-2}\text{K}^{-1} \\ c &= 0,20 \text{ min m}^2/(\text{kWh}) \quad \text{für} \quad 12 \leq b \leq 42 \text{ W h}^{1/2}\text{m}^{-2}\text{K}^{-1} \\ c &= 0,25 \text{ min m}^2/(\text{kWh}) \quad \text{für} \quad b < 12 \text{ W h}^{1/2}\text{m}^{-2}\text{K}^{-1} \end{aligned} \quad (1.21)$$

Die niedrigen c -Werte beziehen sich beispielsweise auf Metalle (Stahl, Aluminium); Normalbeton und Leichtbeton besitzen Wärmeeindringzahlen, die einen Umrechnungsfaktor von $0,2 \text{ min m}^2/(\text{kWh})$ erfordern. Für Gasbeton, Holz, Faserdämmstoffe und Polyurethan ist der hohe c -Wert anzusetzen.

Ähnlich wie in DIN 18 230 werden Natur- und Normbrand von Pettersson /46/ zueinander in Beziehung gesetzt. Auch hier steigt die äquivalente Branddauer proportional zur Brandlast an.

Ein weiteres Beurteilungskriterium des natürlichen Brandes ist das Konzept der "verallgemeinerten Wärmebelastung" ("normalized heat load") von Harmathy /47/. Diese ist als Quotient aus der pro Einheitsfläche während des Brandes von den Brandraumbegrenzungen absorbierten Wärme und der Wärmeeindringzahl des Materials der Brandraumbegrenzung definiert:

$$H = \frac{1}{\sqrt{\lambda \rho c_p}} \int_0^{t_a} \dot{q}_w dt \quad (1.22)$$

Die verallgemeinerte Wärmebelastung H ist ein direktes Maß für die Brandwirkung auf die den Brand umgebenden Wände. Sie kann mit Hilfe von theoretischen Überlegungen, die durch Experimente unterstützt wurden, zur Berechnung einer äquivalenten Branddauer verwendet werden. Die äquivalente Branddauer beruht auf dem Kriterium der maximalen Temperaturerhöhung im Bauteil. Der Zusammenhang mit dem Normbrand wird durch die Gleichung (1.23) hergestellt:

$$t_N = 0,11 + 0,16 \cdot 10^{-4} \cdot H + 0,13 \cdot 10^{-9} \cdot H^2 \quad (1.23)$$

Diese Gleichung ist als Zahlenwertgleichung zu verstehen. Sie ist für einen Testofen des National Research Council Canada entwickelt worden. t_N ist die Normbranddauer in der Einheit Stunde; der Zahlenwert von H muß in $s^{1/2}K$ eingesetzt werden. Die noch fehlende Berechnungsmöglichkeit von H für den Naturbrand wird von Mehafey und Harmathy /48/ geliefert. Gleichung (1.24) ist eine auf iterativem Wege erzielte halb empirische Gleichung, die für natürliche Brände mit Brandlasten auf Zellulosebasis gilt.

$$H = 10^6 \frac{(11,0 \delta + 1,6) R}{At \sqrt{\lambda \rho c_p} + 935 \sqrt{\rho_L A_V \sqrt{h_V g} R}} \quad (1.24)$$
$$\text{mit } \delta = \min \left\{ 1; 1,79 \sqrt{\frac{h_{BR}^3}{\lambda \rho c_p}} \right\}$$

Auch diese Gleichung ist eine Zahlenwertgleichung. Es sind die Zahlenwerte der Größen in den Einheiten m, s, kg und K einzusetzen.

Die äquivalente Branddauer für ein bestimmtes Szenarium ist gleich der Normbranddauer t_N nach Gleichung (1.23) mit der dem Szenarium entsprechenden verallgemeinerten Wärmebelastung H aus der Gleichung (1.24).

1.3.7 Brandschutztechnische Bemessung

Die brandschutztechnische Bemessung von Bauteilen wird heute in der Regel aufgrund genormter Prüfverfahren durchgeführt, die u.a. in der DIN 4102 /23/ festgelegt sind. Dabei wird das Bauteil in einem praxisgerechten Versuchsaufbau einer Normbrandbeanspruchung, der sogenannten Einheitstemperaturzeitkurve (ETK), ausgesetzt. Je nachdem, wie lange während dieses Brandversuches gewisse Bauteilmindestanforderungen eingehalten werden, wird das Bauteil in bestimmte Feuerwiderstandsklassen eingestuft. Anforderungen an die Bauteile sind unter ande-

rem Verhinderung des Feuerdurchgangs, Maximaltemperaturen an der feuerabgewandten Seite und Erhaltung der Tragfähigkeit unter Gebrauchslast.

Kritik an dieser Vorgehensweise kann insofern geübt werden, daß die zeitliche Entwicklung und auch die Maximalwerte der Temperaturen während eines Brandfalles durch die ETK unter Umständen nicht realitätsnah wiedergegeben werden. Die tatsächlich auftretenden Temperaturen hängen jeweils von den speziellen Gegebenheiten ab. Sowohl die nachträgliche Rekonstruktion von Brandabläufen anhand von Schadensbildern als auch in verschiedenen Forschungslaboratorien durchgeführte Brandversuche /24,25/ haben gezeigt, daß deutlich höhere Temperaturen als die durch die ETK definierten möglich sind.

Um dieser Tatsache gerecht zu werden, sind andere Bemessungsmethoden für die Beurteilung von Bauteilen hinsichtlich ihres Verhaltens im Brand vorgeschlagen worden /26/. Ausgangspunkt ist der Naturbrand. Es wird aufgrund theoretischer Überlegungen die im Falle eines Schadenfeuers zu erwartende Temperaturzeitkurve abgeschätzt. Dies geschieht objektspezifisch unter Berücksichtigung der oben angegebenen Parameter. Der theoretische Hintergrund ist die Wärmebilanzrechnung, wobei die den Verbrennungsvorgang bestimmenden Energieterme mit Hilfe des Energieerhaltungssatzes verknüpft werden.

Bei der sogenannten indirekten Bemessungsmethode wird die Brandwirkung des zu erwartenden Schadenfeuers mit der Brandwirkung korreliert, die ein Normbrand nach DIN 4102 verursacht. Es wird die Zeitdauer bestimmt, die der Normbrand auf das zu bemessende Bauteil einwirken muß, um die gleiche Wirkung hervorzurufen wie der zuvor bestimmte Naturbrand. Das kann entweder experimentell oder theoretisch unter Berücksichtigung der Energieübertragungsmechanismen auf die Bauteile geschehen. Als Maß für die Brandwirkung können die Temperaturerhöhung im Bauteil, Festigkeitsänderungen und Traglastminderung oder auch Energieströme in das Bauteil dienen.

Der Vorteil der indirekten Bemessung liegt darin, daß einerseits die bei dem speziell betrachteten Objekt zu erwartenden Brandauswirkungen in die Bemessung eingehen und andererseits die für die Konzeption der DIN 4102 erarbeiteten Bemessungsgrundlagen weiter angewendet werden können. Die Problematik liegt in der realitätsnahen Vorherbestimmung des Brandablaufs und in der Wahl eines geeigneten Kriteriums für die Einwirkung des Brandes auf Bauteile.

Das Verfahren findet Anwendung beim baulichen Brandschutz im Industriebau. Mit Hilfe der Vornorm DIN V 18 230 kann den Bauteilen von Industriebauwerken unter Berücksichtigung des im Brandfall zu erwartenden Schadenfeuers und weiterer Bewertungs- und Sicherheitsfaktoren eine erforderliche Feuerwiderstandsdauer rechnerisch zugeordnet werden. Die Feuerwiderstandsdauern sind auf die Brandbeanspruchung nach der ETK bezogen. Somit kann die nach DIN 4102 für zahlreiche Standardbauteile durchgeführte Eingruppierung in Feuerwiderstandsklassen Verwendung finden.

Die Tatsache, daß die DIN V 18 230 bisher nur als Vornorm existiert, zeigt, daß es inhaltliche Vorbehalte gibt. Die Grundlagen dieser Norm, die 1964 zum ersten Mal als Gelbdruck erschien, sind nicht hinreichend geklärt. Diese Feststellung betrifft besonders die Bestimmung der äquivalenten Branddauer, mit deren Hilfe der Zusammenhang zwischen dem Naturbrand und dem Normbrand hergestellt wird. In DIN V 18 230 wird sie proportional der rechnerischen Brandbelastung angenommen. Neben der Brandbelastung werden die Wärmeabzugsverhältnisse und das Wärmeeindringverhalten der Umfassungsbauteile berücksichtigt. Unklarheit herrscht beispielsweise darüber, inwieweit das Wärmeeindringverhalten und damit die von den Umfassungsbauteilen aufgenommene Wärmemenge von der speziellen Brandraumgeometrie abhängt.

Zusammenfassend kann gesagt werden, daß für bestimmte Fälle ein den speziellen Gegebenheiten angepaßtes brandschutztechnisches Bemessungsverfahren erforderlich ist. Solche Fälle sind besonders im Industriebau zu finden, da hier die Gebäudetypen und die Brandbelastungen aufgrund der verschiedenen Nutzungsarten stark variieren. Einer objektspezifischen Bemessung jedoch muß eine wirklichkeitsnahe Beschreibung des Brandablaufs vorausgehen. Darüber hinaus muß ein Kriterium angegeben werden, das sowohl die Wirkung des Naturbrandes als auch die des Normbrandes auf die zu bemessenden Bauteile beschreiben kann.

Die im vorstehenden Kapitel zusammengestellte Übersicht zeigt, daß für beide Anforderungen, nämlich die Prognose eines möglichen Brandablaufs und die Bewertung der Wirkung des Brandes, durch zahlreiche Untersuchungen und Forschungsvorhaben brauchbare Lösungsansätze erarbeitet worden sind. Eine umfassende Klärung der Zusammenhänge ist jedoch derzeit nicht möglich. Durch die hier vorliegende wissenschaftliche Arbeit soll dazu ein Beitrag geleistet werden.

2. Spezialisierung der Gleichungen für die Energiefreisetzung

2.1 Vorbemerkung

Die in dem Kapitel "Stand des Wissens" zusammengefaßten Gleichungen sind zu allgemein gehalten, um quantitative Aussagen für spezielle Brandszenarien zu treffen. Das liegt daran, daß die physikalischen und chemischen Prozesse, insbesondere die Energieübertragung und die Energie- und Stoffumwandlung, in starkem Maße von der Umgebung und der Art der Brandlast geprägt werden.

Es ist daher erforderlich, die Gleichungen den vorliegenden Gegebenheiten anzupassen. Besonders die Anordnung der Brandlast muß berücksichtigt werden. Die für quantitative Aussagen notwendige starke Spezialisierung der Gleichungen erfordert für jede Brandlastanordnung eine eigene Entwicklung der Funktion der Energiefreisetzungsrates.

Für klar definierte Konfigurationen, wie zum Beispiel Brände von Flüssigkeiten mit konstanter Oberfläche (sogenannte "Poolfire"), sind derartige Funktionen bereits entwickelt und in der Fachliteratur dokumentiert. Beispiele hierzu werden im Abschnitt 2.4 angegeben.

Ausgehend von allgemeingültigen physikalischen und chemischen Zusammenhängen werden im folgenden Kapitel für die geometrische Konfiguration "Holzkrippe" Gleichungen entwickelt, die die Zeitfunktion der Energiefreisetzung beschreiben. Die Kenntnis der zeitlichen Entwicklung der Energiefreisetzungsrates ermöglicht Aussagen über den Brandablauf für Randbedingungen, die nicht experimentell untersucht worden sind.

2.2 Definition der Brandlast "Holzkrippe"

Holzkruppen sind regelmäßige Anordnungen von Holzstäben mit rechteckigem oder quadratischem Querschnitt. Sie werden in zahlreichen Testverfahren und in der Brandforschung als Brandlast verwendet, da sie - bedingt durch die regelmäßige Anordnung - die Realisierung eines bezüglich der Energiefreisetzungsrates und der Branddauer reproduzierbaren Brandes ermöglichen. Daher sind Holzkruppen als Brandlast für die dieser Arbeit zugrunde liegenden experimentellen Arbeiten ausgewählt worden.

Die Abbildung 2.1 zeigt die hier verwendete Krippengeometrie. Wesentliche

Größen für die mathematische Erfassung der Brandausbreitungsgeschwindigkeit und der Energiefreisetzung sind die Stablänge, der Stabquerschnitt, die Anzahl der Stäbe pro Schicht und die Gesamthöhe der Anordnung.

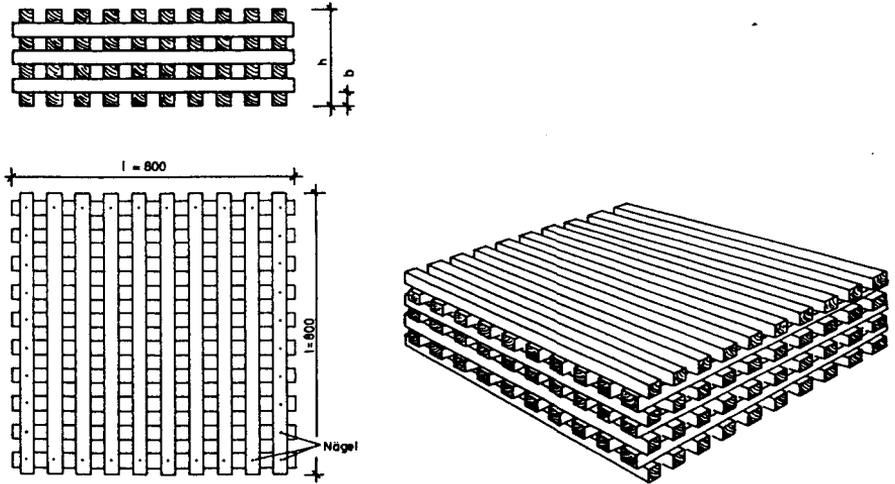


Abb.2.1 Brandlastkonfiguration aus Holzrippen

2.3 Herleitung eines Brandentwicklungsmodells für Holzrippen unter Einbeziehung der Vollbrandphase

2.3.1 Voraussetzungen und Randbedingungen

Der zeitliche Verlauf der Abbrandrate wird durch die Flammenausbreitungsgeschwindigkeit, die Dauer der Vollbrandphase und durch das Verhalten in der Abkühlungsphase geprägt. Damit besteht die Zeitfunktion der Abbrandrate aus drei charakteristischen Bereichen: Dies sind

- (1) die Brandentstehung,
- (2) der Bereich des vollentwickelten Brandes und
- (3) der Bereich, in dem die Abbrandrate oder auch die Energiefreisetzungsrate von ihrem Maximalwert wieder auf den Wert Null absinkt.

Es wird im folgenden von der Brandausbreitung in einem Stapel aus Holzrippen ausgegangen, der entsprechend der Abbildung 2.1. aufgebaut ist. Es wird vorausgesetzt, daß im Umfeld der Brandlastanordnung stets normale atmosphärische Luft

vorhanden ist und daß keine Windeffekte auf den Abbrand Einfluß nehmen. Weiterhin empfängt der Brandlaststapel keine radiative oder konvektive Wärme von anderen Wärmequellen als von der Verbrennungsreaktion, die beim Brand des Stapels selbst stattfindet.

Aufgrund der experimentellen Randbedingungen hat der Brandherd die geometrische Gestalt eines Zylinders. Der Zylinder breitet sich horizontal durch Vergrößerung des Zylinderradius aus. Die vertikale Ausbreitungsgeschwindigkeit ist wesentlich höher als die horizontale. Das bedeutet, daß die Flammen bereits die Oberfläche der Holzkrippe erreicht haben, wenn die Radiusvergrößerung des Zylinders einsetzt. Die horizontale Flammenausbreitungsgeschwindigkeit wird als konstant angenommen.

Eine weitere wesentliche Voraussetzung ist die Annahme einer zeitlich konstanten spezifischen Abbrandrate: Ein einmal entzündetes Brandlastelement brennt mit konstantem Massenverlust pro Zeiteinheit bis zum Erlöschen. Aufgrund von Ergebnissen aus experimentellen Untersuchungen /20,21/ ist diese Annahme gerechtfertigt. Bei Holzkrippen mit relativ dicken Holzstäben ist die Branddauer t_b eines Brandlastelements deutlich größer als die Zeit, die die Flammenfront bis zum Erreichen des Randes der Holzkrippe benötigt.

2.3.2 Die Zeitfunktion der Abbrandrate in der Brandentstehungsphase

Unter Voraussetzung der oben getroffenen Annahmen ist die Abbrandrate das Produkt aus der zeitlich konstanten spezifischen Abbrandrate \dot{R}'' und der sich zeitlich ändernden Oberfläche $A(t)$ der zur Zeit t brennenden Holzkrippenbestandteile:

$$\dot{R}(t) = \dot{R}'' A(t) \quad (2.1)$$

Die Fläche $A(t)$ kann aus der Gesamtoberfläche A_s berechnet werden, die innerhalb der Holzkrippe für die Pyrolyse zur Verfügung steht:

$$A(t) = A_s \pi r^2 h / (l^3 h) \quad (2.2)$$

$l^3 h$ ist das Volumen des gesamten Brandlaststapels und $\pi r^2 h$ das Volumen des zum Zeitpunkt t brennenden zylinderförmigen Brandlastsegments.

Für einen Brandlaststapel entsprechend der Abbildung 2.1 erhält man A_s aus geometrischen Überlegungen:

$$A_s = 2 n b^2 [(2 l/b + 1) N - n (N - 1)] \quad (2.3)$$

Unter Vernachlässigung einiger kleiner Flächenanteile erhält man aus den Gleichungen (2.2) und (2.3):

$$A(t) = 4 \pi r^2 h n/l \quad (2.4)$$

Die Zeitabhängigkeit in (2.4) steckt in dem Zylinderradius r , die zeitliche Änderung von r kann über die Flammenausbreitungsgeschwindigkeit v_f berechnet werden:

$$r(t) = \int v_f(t) dt = v_f t \quad (2.5)$$

Die treibende Kraft für die radial sich ausbreitenden Flammen ist die Strahlung, die von den Flammen und den brennenden Krippenteilen ausgeht. Durch die Strahlung werden die noch nicht brennenden Stäbe bis zur Zündtemperatur aufgeheizt. Zur Berechnung von v_f wird davon ausgegangen, daß von der Flammenfront die Wärmestromdichte \dot{Q}_f'' auf die noch nicht entzündeten Holzstäbe auftrifft. Die Wärmestromdichte muß die Temperatur des Holzes auf die Zündtemperatur erhöhen. Dazu ist die auf das Volumenelement bezogene Energie Q_z''' erforderlich. Unter der Annahme einer quasistationären Flammenausbreitung liefert der Energieerhaltungssatz eine Beziehung für die Ausbreitungsgeschwindigkeit v_f :

$$v_f Q_z''' = \dot{Q}_f'' \quad (2.6)$$

Die Energie Q_z''' kann unter der Annahme, daß in den Holzstäben eine homogene Temperaturverteilung vorliegt, aus der Gleichung (2.7) berechnet werden.

$$Q_z''' = \rho nb/l c_p (T_z - T_0) \quad (2.7)$$

$\rho nb/l$ ist die scheinbare Holzdicke der Brandlast. Die scheinbare Dichte ist die wahre Dichte multipliziert mit dem Verhältnis aus dem Volumen des Holzanteils in der Krippe und dem gesamten Krippenvolumen.

Die Verknüpfung der Gleichungen (2.6) und (2.7) liefert den gesuchten Zusammenhang zwischen der Flammenausbreitungsgeschwindigkeit und der Krippengeometrie.

$$v_F = \frac{\dot{Q}_F^*}{\rho c_p (T_Z - T_0)} \frac{l}{nb} \quad (2.8)$$

Der erste Quotient auf der rechten Seite von Gleichung (2.8) spiegelt die Materialeigenschaften der Brandlast wieder, der zweite deren geometrische Anordnung. Bei konstanter Stabdicke b ist die Flammenausbreitungsgeschwindigkeit dem Quotienten l/n proportional. Dieser Quotient verhält sich wie der Kehrwert der Stapeldichte. Je geringer die Stapeldichte, desto größer die radiale Ausbreitungsgeschwindigkeit. Die Stapeldichte gibt den Prozentsatz an Holz innerhalb der Holzkrippe an.

Die oben getroffene Annahme "homogene Temperaturverteilung" ist gleichbedeutend mit der Beschränkung auf dünne Brandlastelemente. Trifft das nicht zu, dann muß man davon ausgehen, daß bei Entzündung der Brandlastoberfläche die durch die Wärmestromdichte \dot{Q}_F^* erzeugte Temperaturerhöhung $(T_Z - T_0)$ nur bis zu einer Tiefe l_1 im Holz erfolgte. In tieferen Schichten liegt noch die Temperatur T_0 vor. l_1 hat die Bedeutung einer thermischen Länge, es ergibt sich aus den Gesetzen der Wärmeleitung. Eine derartige Betrachtungsweise ist von Delichatsios /22/ durchgeführt worden. Sie führt zu der Gleichung (2.9), die dieselbe Abhängigkeit von v_F zu dem Quotienten l/n zeigt wie die Gleichung (2.8).

$$v_F = \frac{\dot{Q}_F^{*2}}{2,5 \rho c_p \lambda (T_Z - T_0)^2} \frac{l}{n} \quad (2.9)$$

Die Berücksichtigung der Wärmeleitung im Holz bewirkt, daß als weitere Materialkonstante die Wärmeleitfähigkeit λ erscheint. Die Stabdicke b ist mit Hilfe einer geometrischen Betrachtung, bei der speziell die relative Lage der kreuzweise angeordneten Holzstäbe ausgenutzt wurde, eliminiert. Delichatsios /22/ verglich Versuchsergebnisse aus Abbrandexperimenten mit verschiedenen Krippenkonfigurationen mit der Gleichung (2.9); die Übereinstimmung war gut. Er ermittelte als Proportionalitätsfaktor zwischen v_F und l/n den Wert $0,045 \text{ s}^{-1}$. Das seinen Experimenten zugrunde liegende Brandmaterial war im Klimaschrank getrocknetes Kiefernholz.

Die Verknüpfung der Gleichungen (2.1), (2.4), (2.5) und (2.9) liefert die Zeitfunktion der Abbrandrate für die Brandentstehungsphase von Holzkruppenbränden:

$$\dot{R}(t) = \dot{R}'' \frac{4\pi}{6,25} \frac{hl}{n} \frac{\dot{Q}_F^{*4}}{(\rho c_p \lambda)^2 (T_Z - T_0)^4} t^2 \quad (2.10)$$

Die Abbrandrate steigt quadratisch mit der Zeit an. Der Proportionalitätsfaktor zwischen \dot{R} und t^2 besteht aus einem Teil, der die für die Brandlast Holz charakteristischen Materialgrößen enthält und einem anderen, in den die Krippengeometrie eingeht. Auf die spezifische Abbrandrate muß noch näher eingegangen werden, das geschieht im nächsten Unterkapitel. Für die Berechnung von $\dot{R}(t)$ kritische Größen sind wegen der vierten Potenz die Zündtemperatur und die Wärmestromdichte \dot{Q}_F ."

2.3.3 Die maximal erreichbare Abbrandrate und die spezifische Abbrandrate

Unter der Voraussetzung einer zeitlich konstanten spezifischen Abbrandrate ist die maximale Abbrandrate dann erreicht, wenn die sich ausbreitenden Flammen den Rand des Holzkrippenstapels erreicht haben. Die dafür benötigte Zeit wird im folgenden mit t_1 bezeichnet. Vernachlässigt man die Flammenausbreitung in den Ecken der quaderförmigen Brandlastkonfiguration, dann ist t_1 durch die Gleichung (2.11) gegeben.

$$t_1 = l/(2 v_F) \quad (2.11)$$

Ab dem Zeitpunkt t_1 bleibt die Abbrandrate solange konstant, wie die zu Beginn des Brandes entzündeten Brandlastelemente noch brennen.

Der konvektive und der radiative Wärmetransport zwischen den Oberflächen im Inneren des Stapels und die Diffusions- und Auftriebseffekte im Zusammenhang mit der Versorgung des Brandherdes mit Sauerstoff sind verantwortlich für den Zahlenwert der spezifischen Abbrandrate. Für den Zustrom von Sauerstoff sind die Seitenöffnungen und die innerhalb der Holzkrippen senkrecht nach oben verlaufenden kaminartigen Kanäle ausschlaggebend. Gross /20/ definierte den Porositätsfaktor ϕ , der eine gute Korrelation der an verschiedenen Krippenanordnungen experimentell bestimmten Abbrandraten erlaubte. ϕ ist ein Maß für das Verhältnis von Holz zu Luft innerhalb der Stapel; je kompakter die krippenförmige Brandlast ist, desto kleiner wird der durch Gleichung (2.12) definierte Faktor.

$$\phi = N^{0,5} b^{1,1} A_v/A_s \quad (2.12)$$

Im Sinne dieser Definition und im Zusammenhang mit den unten angegebenen Werten von ϕ muß b die Einheit cm haben; ϕ hat dann die Einheit $\text{cm}^{1,1}$. A_v ist die freie Oberfläche der senkrecht die Stapeloberfläche durchdringenden Kanäle und ergibt sich aus geometrischen Überlegungen:

$$A_v = (1 - n \cdot b)^2 \quad (2.13)$$

Gross /20/ bestimmte die Zeitfunktion der Restbrandlast von brennenden Krippenstapeln verschiedener Porosität. Das Ergebnis war jeweils eine Abbrandraten-Zeit-Kurve, die während der vollentwickelten Brandphase eine relativ konstante maximale Abbrandrate aufwies. Gross korrelierte die maximalen Abbrandraten mit den dazugehörigen Porositätsfaktoren und stellte fest, daß es bezüglich des Zusammenhangs zwischen \dot{R}_{\max} und dem Porositätsfaktor drei charakteristische Bereiche gibt:

- (1) Für sehr dicht gestapelte Holzkippen ($\phi < 0,08 \text{ cm}^{1.1}$) ist die maximale Abbrandrate dem Porositätsfaktor direkt proportional.
- (2) Bei sehr großer Krippenporosität ($\phi > 0,4 \text{ cm}^{1.1}$) ist die Wärmewechselwirkung zwischen den vorhandenen Oberflächen derart gering, daß ein stationärer Abbrand nicht zustande kommt.
- (3) In dem Bereich zwischen den in (1) und (2) angegebenen Grenzwerten ist die maximale Abbrandrate unabhängig von der Krippenporosität.

In dem Bereich (3) liegen die Krippenkonfigurationen, deren Abbrandverhalten im Rahmen dieser Arbeit diskutiert wird. Block /21/, der die experimentellen Arbeiten von Gross /20/ aufgriff und auch theoretisch analysierte, fand für den sogenannten Bereich des freien Abbrands die Beziehung (2.14):

$$\dot{R}_{\max} / A_s = C \cdot b^{0.5} \quad (2.14)$$

C ist eine materialcharakteristische, von der Stabdicke und der Geometrie der Brandlastanordnung unabhängige Konstante. Da \dot{R}_{\max} auf die entsprechende Fläche A_s bezogen ist, gibt Gleichung (2.14) neben der maximalen Abbrandrate auch die als konstant vorausgesetzte spezifische Abbrandrate an.

Die maximale Energiefreisetzungsrate für Holzkippenbrandlasten, deren Stapelart einen Porositätsfaktor innerhalb der oben angegebenen Grenzwerte ergibt, ist aus Gleichung (2.15) berechenbar.

$$\dot{Q} = A_s \cdot h_u \cdot C \cdot b^{0.5} \quad (2.15)$$

Mit einem Heizwert von $h_u = 15.3 \text{ MJ/kg}$ /4/ und dem experimentell ermittelten Wert $C = 1,05 \times 10^{-3} \text{ g cm}^{-3/2} \text{ s}^{-1} /21/$ ergibt sich für die Brandlastanordnung der Abb. 2.1 eine maximale Energiefreisetzungsrate von 580 kW.

Die durch Einsetzen von t_1 in die Gleichung (2.10) resultierende maximale Abbrandrate weicht wegen der Vernachlässigung der Ecken und wegen der Vereinfachungen, die bei der Herleitung von Gleichung (2.10) gemacht wurden, geringfügig von dem Wert ab, der sich bei Verwendung von Gleichung (2.14) ergibt. Für die in der Abbildung 2.1 gezeichnete Konfiguration beträgt die Abweichung weniger als 3%. Die relative Differenz der beiden unterschiedlichen Werte wird für \dot{R}_{\max} mit wachsender Höhe des Brandlaststapels kleiner.

2.3.4 Das Zeitverhalten der Abbrandrate in der Abklingphase

Ab dem Zeitpunkt t_1 bleibt die Abbrandrate solange konstant, wie die zu Beginn des Brandes entzündeten Brandlastelemente noch brennen.

Für Zeiten $t > t_2$ nimmt die Abbrandrate wieder ab. Die Auswertung zahlreicher Krippenbrandversuche zeigt, daß das in etwa dann der Fall ist, wenn 60% der ursprünglich vorhandenen Brandlast verbrannt sind. Für den abfallenden Bereich läßt sich eine mathematische Formulierung angeben, wenn man von dem Ansatz ausgeht, daß die noch vorhandene Restbrandlast exponentiell abfällt:

$$m(t) = m(t_2) \exp(-(t - t_2)/\tau) \quad \text{für } t \geq t_2 \quad (2.16)$$

Durch Bildung der Ableitung der Restbrandlast nach der Zeit erhält man die Gleichung, die die zeitliche Abhängigkeit der Abbrandrate für Zeiten größer oder gleich t_2 beschreibt:

$$\dot{R} = -\frac{dm}{dt} = \frac{1}{\tau} m(t_2) \exp\left(-\frac{t-t_2}{\tau}\right) \quad \text{für } t \geq t_2 \quad (2.17)$$

Die Zeitkonstante τ ergibt sich aus der Bedingung $R = \dot{R}_{\max}$ für $t=t_2$:

$$\tau = m(t_2)/\dot{R}_{\max} \sim 0,4 m_0/\dot{R}_{\max} \quad (2.18)$$

m_0 ist die Masse der Holzkrippe zu Beginn des Brandes.

Zusammenfassend für das Kapitel 2.3 sind in (2.19) die Gleichungen angegeben, die die Zeitfunktion der Abbrandrate für Holzkruppenbrände bestimmen. Bei der Anwendung ist zu beachten, daß die folgenden Annahmen getroffen wurden:

- (1) Die Holzkruppen sind "lose gepackt", so daß die Luftzufuhr zum Brandherd

nicht durch zu kleine Öffnungen beschränkt ist.

- (2) Die Dicke der verwendeten Holzstäbe ist so groß, daß die anfänglich entzündeten Stäbe noch brennen, wenn die Flammen den Krippenrand erreicht haben.
- (3) Die auf die Brandlastoberfläche bezogene spezifische Abbrandrate wird als konstant angenommen.
- (4) Bei Beginn des Abfalls der Abbrandrate sind noch 40% der ursprünglich vorhandenen Brandlast unverbrannt.
- (5) In der Brandentstehungsphase breiten sich die Flammen mit einer konstanten radialen Ausbreitungsgeschwindigkeit aus.

$$\dot{R}(t) = \begin{cases} C \cdot b^{0.5} \cdot \frac{4\pi}{6,25} \frac{hl}{n} \frac{\dot{Q}_F^4}{(\rho c_p \lambda)^2 (T_z - T_0)^4} t^2 & \text{für } 0 \leq t < t_1 \\ C \cdot b^{0.5} \cdot A_s & \text{für } t_1 \leq t < t_2 \\ C \cdot b^{0.5} \cdot A_s \exp\left(-\frac{C \cdot b^{0.5} A_s}{0,4 m_0} (t - t_2)\right) & \text{für } t > t_2 \end{cases} \quad (2.19)$$

Die Zeit t_2 ergibt sich aus der oben angegebenen Voraussetzung (4):

$$\int_0^{t_2} \dot{R}(t) dt = 0,4 m_0 \quad (2.20)$$

Unter Anwendung der Gleichungen (2.19) und (2.20) sind die Kurven der Abbildung 2.2 berechnet worden. Die Abbrandrate und die Restbrandlast (in Prozent der ursprünglich vorhandenen Brandlast) sind über der Zeit aufgetragen. Die geometrischen Randbedingungen sind die der Abbildung 2.1, als Materialdaten wurden die Werte für Fichtenholz verwendet.

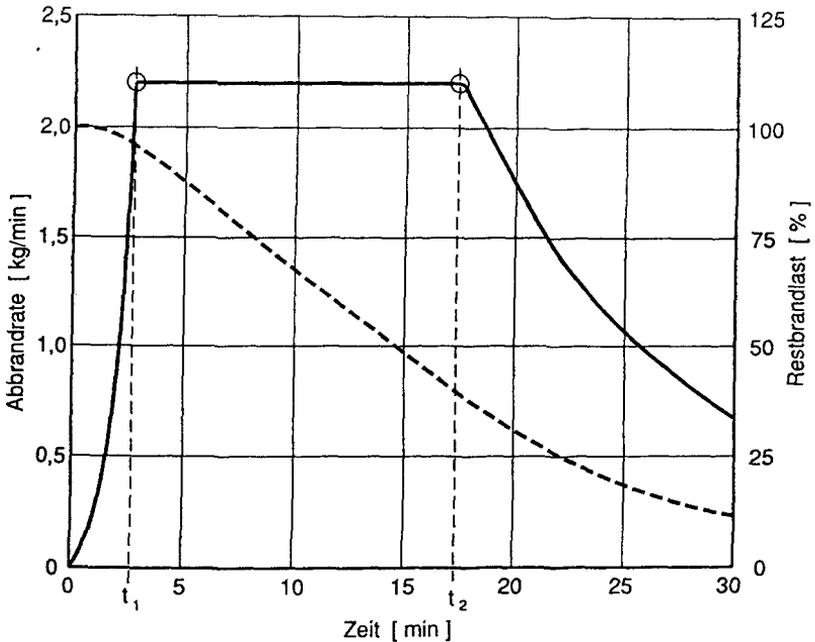


Abb.2.2 Zeitfunktion der Abbrandrate und der Restbrandlast für einen Holzrippenbrand, Krippengeometrie wie in Abb. 2.1

2.4 Energiefreisetzungsraten für spezielle Brandlastkonfigurationen

Mit der Formulierung der Gleichungen (2.19) und (2.20) ist es gelungen, für eine ganz spezielle Modellkonfiguration die Energiefreisetzungsraten als Funktion der Zeit qualitativ und quantitativ anzugeben. In Anbetracht der Wichtigkeit der Kenntnis der Energiefreisetzungsraten für die Abschätzung der von Bränden ausgehenden Gefährdung ist das sicherlich ein wertvolles Ergebnis. Es darf jedoch nicht übersehen werden, daß hier nur sowohl bezüglich der Brandlastanordnung als auch bezüglich des Materials genau definierte Bedingungen mit modellhaftem Charakter formelmäßig beschrieben worden sind. In realen Brandszenarien wird man derart definierte Verhältnisse nicht vorfinden. Dort überlagern sich die Auswirkungen der nicht bekannten Brandlasteneinflüsse den Auswirkungen der noch zu berücksichtigenden Brandraumeinflüsse. Mit der Brandlast "Holzrippe", deren Brandverhalten mit den getroffenen Annahmen ohne Brandraumeinfluß hinreichend bekannt ist, ist zumindest eine Entkopplung der Überlagerung möglich. Jedes Abweichen von dem

in der Gleichung (2.19) beschriebenen Abbrandverhalten ist anderen, zusätzlich hinzukommenden Einflußparametern zuzuschreiben. Dies sind im allgemeinsten Sinne durch die Umgebung der Holzkrippe verursachte Veränderungen der für die Physik und die Chemie des Brandes wichtigen Zustandsgrößen.

Eine für alle Brandlasten und Brandlastkonfigurationen allgemeingültige Funktion der Energiefreisetzungsrates kann es nicht geben. Der Grund dafür ist, daß für unterschiedliche Brandlastanordnungen verschiedene physikalische Grundannahmen zur Beschreibung der für die Energiefreisetzung wesentlichen Prozesse getroffen werden müssen. Die Erforschung der natürlichen Brände und deren Auswirkungen zielt daher zum Teil auf die Entwicklung von Funktionen, die die Energiefreisetzungsrates für spezielle, realitätsnahe Brandlasten und Brandlastanordnungen beschreiben.

Für einige ausgewählte Beispiele sind diese Funktionen im vorliegenden Abschnitt 2.4 angegeben.

2.4.1 Poolbrände

Beispiele für Poolbrände sind Brände von verflüssigten Gasen oder brennbaren Flüssigkeiten. Die Verbrennungsreaktion findet nur an der Oberfläche der Brandlast statt, da im Inneren der Flüssigkeit, unterhalb der Oberfläche, kein Sauerstoff zur Verfügung steht. Damit wird die theoretische Beschreibung der Energiefreisetzung wesentlich einfacher als bei der oben betrachteten Holzkrippe: Dort hatten die Diffusions- und Auftriebseffekte im Zusammenhang mit der Sauerstoffversorgung des Brandherdes die Einführung empirischer, aus Experimenten entnommener Gleichungen erfordert.

Auch das Problem der Flammenausbreitungsgeschwindigkeit ist für Poolbrände uninteressant. Im allgemeinen breitet sich das Feuer auf einer Flüssigkeit innerhalb weniger Sekunden über die gesamte Oberfläche aus. Es genügt daher, die Energiefreisetzungsrates für den vollentwickelten Brand anzugeben.

Das geschieht in Anlehnung an die Gleichungen (1.15) und (1.17). Geht man von einem runden Flüssigkeitsbehälter mit dem Radius r aus, dann kann entsprechend der Gleichung (1.15) die Abbrandrate angegeben werden:

$$\dot{R} = \pi r^2 \cdot (\sigma \varepsilon (T_F^4 - T_s^4) + \alpha(T_G - T_s) - \sigma \varepsilon (T_s^4 - T_o^4)) / L_v \quad (2.21)$$

Der erste Term auf dem Bruchstrich beschreibt den Energiegewinn der Brandlast durch Flammenstrahlung, der zweite Term den Energiegewinn durch Konvektion und der dritte den Energieverlust durch Abstrahlung an die Umgebung. Der Verlustterm kann vernachlässigt werden, da er wesentlich kleiner ist als die beiden anderen.

Babrauskas /7/ hat Poolbrände experimentell und theoretisch untersucht. Er kam zu dem Ergebnis, daß je nach Größe des Pools entweder der konvektive Term ($D < 0,2 \text{ m}$) oder der radiative Term ($D > 0,2 \text{ m}$) überwiegt. Bei Veränderung des Pooldurchmessers D verändert sich auch die Charakteristik des Abbrands und demzufolge liegen jeweils andere konvektive und radiative Wärmeübergangszahlen vor. Das Problem bei der quantitativen Berechnung der Energiefreisetzungsrate in Poolbränden ist daher die Bestimmung dieser Kennzahlen.

Weitere in dem einfachen Ansatz (2.21) nicht berücksichtigte Effekte sind das eventuelle Sieden der Flüssigkeit, die in die Flüssigkeit geleitete Wärmeenergie, Prozesse, die sich an den Behälterwandungen abspielen und Instabilitäten aufgrund sehr großer Pooldurchmesser. Dadurch bedingt weicht derzeit die theoretische Vorhersage der Energiefreisetzung bei Poolbränden oft um weit mehr als 100% von experimentellen Ergebnissen ab /7/.

2.4.2 Brände an Oberflächen von kompakten Feststoffbrandlasten

Bei der Berechnung der Energiefreisetzung von Bränden an Oberflächen kompakter Brandlasten treten gegenüber der Behandlung von Poolbränden zwei zusätzliche Schwierigkeiten auf: Die Größe der brennenden Oberfläche ist nicht konstant und die Oberfläche kann von der horizontalen Richtung abweichende Orientierungen aufweisen. Bei einer vertikalen Brandausbreitung dominieren unter Umständen andere Energieübertragungsmechanismen als bei der horizontalen. Zusätzlich zu der spezifischen Abbrandrate, die durch die Energiebilanz beschrieben wird, muß daher auch die Zeitfunktion der Größe der brennenden Oberfläche bekannt sein.

Ist die spezifische Abbrandrate bekannt, dann ist die Zeitfunktion der Energiefreisetzungsrate durch die Gleichung (2.1) gegeben.

$$\dot{R}(t) = \dot{R}'' A(t) \quad (2.1)$$

Die Funktion $A(t)$ ist für die jeweils vorliegende Brandlast und Brandlastanordnung zu bestimmen. Im allgemeinen ist das nur mit Hilfe von empirischen Gleichungen möglich, die aus Experimenten gewonnen werden. In verschiedenen Ländern sind

spezielle Testmethoden entwickelt worden, die für definierte Randbedingungen Aussagen über die Flammenausbreitung ermöglichen sollen. Diese standardisierten Tests liefern jedoch Ergebnisse, die zum Teil vom Testverfahren selbst abhängen /17/ und somit nicht allgemeingültig sein können. Für einige spezielle Brandlastkonfigurationen existieren auch theoretische Ansätze für die Beschreibung der Flammenausbreitung /19/.

Im Fall der oben beschriebenen Holzkrippenbrände findet die Brandreaktion überwiegend im Inneren der Krippe und dadurch weitgehend abgeschirmt von den Einflüssen der Umgebung statt. Das trifft für die nur an der Oberfläche brennenden Brandlasten nicht zu. Daher ist hier die Reaktionsgeschwindigkeit und damit die spezifische Abbrandrate infolge der sich ändernden Brandlastumgebungsbedingungen bezüglich der Strahlung, der Temperatur und des Sauerstoffanteils der Umgebungsluft zeitlichen Änderungen unterworfen. Bei der Bestimmung der Energiefreisetzungsrate muß deshalb sowohl die Zeitabhängigkeit der brennenden Oberfläche als auch die der spezifischen Abbrandrate berücksichtigt werden. Das geschieht durch die Überlagerung der beiden zeitabhängigen Funktionen $A(t)$ und $R''(t)$ in der mathematischen Schreibweise der Faltung zweier Funktionen:

$$\dot{Q}(t) = H_u \cdot \chi \int_0^t \dot{A}(t') \dot{R}''(t - t') dt' \quad (2.22)$$

$\dot{A}(t)$ ist die zeitliche Änderung der vom Feuer erfaßten Brandlastoberfläche und beschreibt somit die Brandausbreitungsgeschwindigkeit. Es wurde vorausgesetzt, daß der Faktor χ konstant bleibt. Dies trifft sicherlich nicht in jedem Fall zu, da zum Beispiel das Sauerstoffangebot die Effektivität der Verbrennung steuert.

Die Schwierigkeiten bei der Formulierung der Energiefreisetzungsrate in Abhängigkeit von der Zeit für genau definierte Brandlastbedingungen zeigten, daß diesbezüglich noch erhebliche Kenntnislücken bestehen. In Anbetracht der Bedeutung der Kenntnis der Energiefreisetzung für die theoretische Beschreibung des natürlichen Brandes und für die Abschätzung der vom Brand ausgehenden Risiken muß die Brandforschung künftig bestrebt sein, diese Kenntnislücken zu schließen.

3. Experimente: Raumbrände in großen Brandabschnitten

3.1 Rahmenbedingungen für die experimentelle Arbeit

Experimentelle Untersuchungen bezüglich des natürlichen Brandes haben das Ziel, die für die Brandwirkung verantwortlichen physikalischen Größen in Abhängigkeit der brandbeeinflussenden Parameter zu bestimmen. Als den Brandablauf bestimmend haben sich die Parameter Brandraum, Brandgut und die Zu- und Abluftverhältnisse herauskristallisiert.

Die experimentelle Aufgabe besteht darin, durch sinnvolle Variation der Randbedingungen ein möglichst breites Spektrum von Naturbränden zu verwirklichen. Es ist ein experimentelles Umfeld zu schaffen, das die Erfassung derjenigen physikalischen Größen erlaubt, die den Brand qualitativ und quantitativ beschreiben.

Hierzu sind die folgenden Anforderungen an eine Versuchsanlage zu stellen:

- (1) Es muß eine Halle vorhanden sein, in der Brandräume ausreichender Größe aufgebaut werden können.
- (2) Die brandbeeinflussenden Parameter müssen innerhalb gewisser der Realität entsprechender Bereiche variiert werden können. Das betrifft neben der Brandraumgröße die Größe und die Gestalt der Ventilationsöffnungen sowie die Masse der Brandlast.
- (3) Es müssen Meßsysteme zur Verfügung stehen, die unter den "rauen" Versuchsbedingungen ein sicheres Verfolgen des Brandablaufs gewährleisten. Insbesondere muß die pro Zeiteinheit freigesetzte Energie der Messung zugänglich gemacht werden.

Bezüglich der Parametervariation müssen Einschränkungen akzeptiert werden. Das gilt insbesondere für die Größe des Brandraumes. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit galt das Interesse erster Linie der Brandwirkung von Bränden in großen Brandräumen. "Großer Brandraum" ist ein relativer Begriff. Im Industriebau sind Brandabschnitte mit Grundflächen größer als 5000 m² keine Seltenheit. Umfassendes und experimentell abgesichertes Datenmaterial existiert mit Ausnahme der hier beschriebenen Versuche nur für Brandraumgrundflächen bis ca. 15 m².

Je größer das Experiment ist, desto schwieriger ist es, Einflüsse der Umgebung vom Experiment fernzuhalten. Natürliche Brände haben im Brandversuch die gleiche zerstörende Wirkung wie in der Realität. Davor sind die Meßgeräte und die Versuchsumgebung zu schützen.

Die von der Verbrennungsreaktion freigesetzte Leistung in der Größenordnung von einigen Megawatt muß meßtechnisch erfaßt werden. Es kommt erschwerend hinzu, daß die Energie teilweise innerhalb und teilweise außerhalb des eigentlichen Versuchsbrandraumes umgesetzt wird. Daher ist es notwendig, daß sich der Brandraum im Inneren eines bezüglich der Energiemeßmethode abgeschlossenen Systems, vergleichbar mit einem Kalorimeter, befindet.

Es stellt sich auch bei derart komplexen Systemen die Frage nach der Aussagekraft der Ergebnisse. Untersuchungen, die den Grad der Reproduzierbarkeit von Brandversuchen zeigen sollten, sind mehrfach durchgeführt worden. Fang /49/ stellte aufgrund von vier bezüglich der Randbedingungen identischen Brandversuchen in einem ca. 10 m² großen Brandraum fest, daß die Variationskoeffizienten der jeweils 4 Meßwerte einer bestimmten physikalischen Größe deutlich über 10% liegen können. Der Variationskoeffizient ist die auf den Mittelwert bezogene Standardabweichung.

Die von Fang erzielte Genauigkeit ist in den hier beschriebenen Brandversuchen aus verschiedenen Gründen nicht erreichbar. Terminbedingt mußten die Versuche zu allen Jahreszeiten stattfinden. Dadurch waren Umgebungstemperaturen im Bereich von -20°C und +30°C und Werte der relativen Luftfeuchtigkeit zwischen 30% und 90% in Kauf zu nehmen. Auch der Feuchtegehalt der Brandraumwände und besonders der Brandraumdecke war je nach Jahreszeit, Lagerort und Lagerdauer des Baumaterials vor den Versuchsserien unterschiedlich.

3.2 Aufbau des Versuchsstandes - Meßtechnik

In den nächsten Unterabschnitten werden die im Experiment variierten Parameter und die verwendeten Meßsysteme vorgestellt.

Ausführlich wird auf die experimentelle Bestimmung der Energiefreisetzungsrates eingegangen. Die auf der Meßmethode der Sauerstoffkalorimetrie basierende Vorgehensweise wird erläutert. Dabei auftretende systematische Fehler und die Möglichkeiten zu deren Korrektur werden diskutiert.

In einem weiteren Unterabschnitt werden die physikalischen Zusammenhänge aufgestellt, die zur Bestimmung der Koeffizienten des Wärmeübergangs angewendet werden. Die Kenntnis der Wärmeübergangszahlen ist für die rechnerische Analyse der Wirkung eines natürlichen Brandes erforderlich.

3.2.1 Die Experimentierhalle

Die Abbildung 3.1 zeigt den Brandraum. Die Versuchshalle ist nur als äußere Umhüllung angedeutet. Sie hat eine Höhe von etwa 15 m und eine Grundfläche von ca. 350 m². Sie schirmt zum einen den eigentlichen Versuchsbrandraum von den die Meßresultate störenden Witterungseinflüssen ab, zum anderen bildet sie das zur Bestimmung der Energiefreisetzung notwendige abgeschlossene System. Zu diesem Zweck wird mit Hilfe zweier Ventilatoren Unterdruck in der Halle erzeugt. Die Ventilatoren befinden sich im Abzugssystem auf dem Hallendach. Der Dachabzug ist bei Betrieb der Ventilatoren der einzige Ort, an dem Luft und Brandgase die Halle verlassen. Durch Bestimmung des Volumenstroms und der Gaszusammensetzung wird die Möglichkeit geschaffen, die Energiefreisetzung zu berechnen.

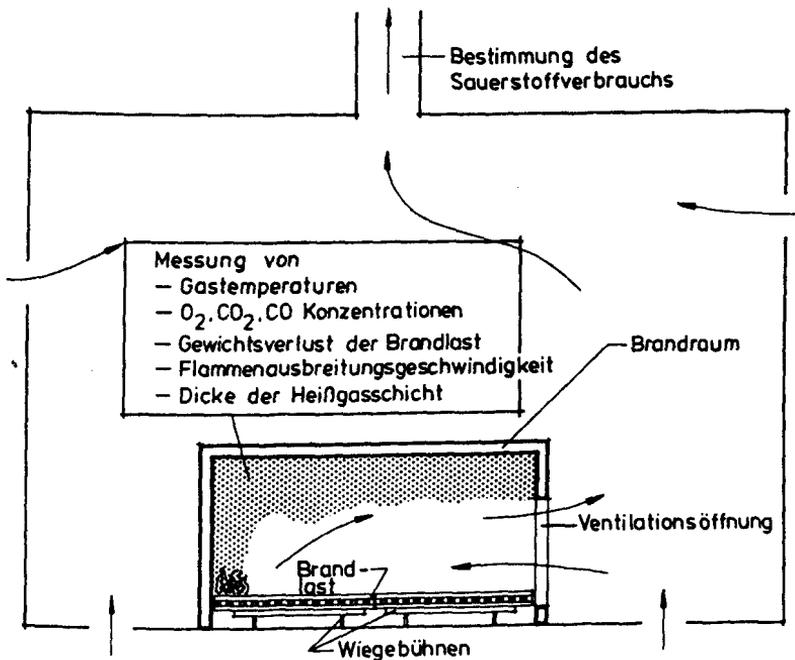


Abb. 3.1: Aufbau des Brandraumes in der Versuchshalle - schematisch

3.2.2 Die Meßtechnik

Der zentrale Knotenpunkt der Meßtechnik ist eine Vielstellenmeßanlage. Sie speichert die Signale der Meßgeräte zu bestimmten, durch ein Programm definierte Zeiten. Sie rechnet die Signale, die in Form einer Gleichspannung anliegen, in die entsprechenden physikalischen Größen um.

Die zum Einsatz gekommenen Meßverfahren werden nur andeutungsweise beschrieben, eine vollständige Beschreibung ist der Literaturstelle /36/ zu entnehmen. Nur auf die Methode zur Bestimmung der Energiefreisetzungsrates wird ausführlicher eingegangen, da diese speziell an die hier vorliegenden Versuchsrandbedingungen angepaßt werden mußte. Das Verfahren ist in Abschnitt 3.2.2 erläutert.

Zur Temperaturbestimmung wurden sowohl Thermoelemente als auch Absaugpyrometer eingesetzt. Die Absaugpyrometer sollten Fehler bei der Temperaturmessung verhindern, die durch Wärmestrahlung verursacht werden. Die Bauteil- und Wandoberflächentemperaturen wurden mit optischen Strahlungspyrometern bestimmt. Aus den pyrometrischen Messungen wurde auch auf die Emissionsfaktoren der Bauteile geschlossen (siehe Kapitel 3.2.4).

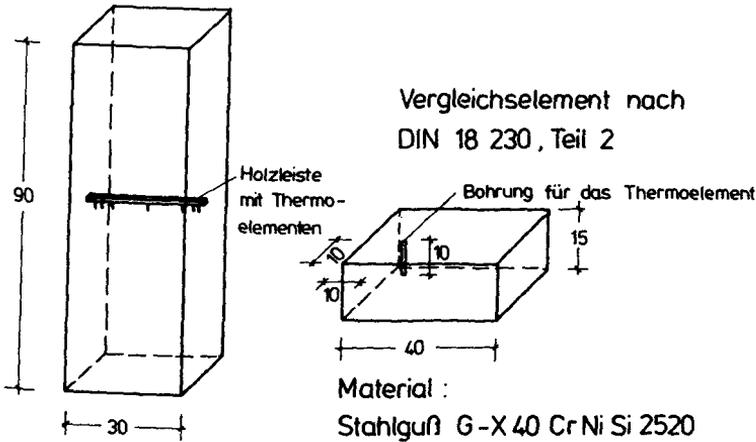
Zur Bestimmung des Energiestromes in die Brandraumwände und in die Decke wurden an den betreffenden Stellen Meßsteine aus Gasbeton oder aus Normalbeton eingebaut. In definierten Abständen von der dem Brandraum zugewandten Seite befanden sich innerhalb der Meßsteine Ni Cr-Ni Thermoelemente, die während der Brandversuche Auskunft über das Temperaturprofil in der Wand gaben. Mit Hilfe einer Energiebilanz für die Brandraumwand, in die sowohl die in der Wand gespeicherte Wärme als auch die durch die Wand geleitete Wärme berücksichtigt wird, kann der durch die Wandoberfläche fließende Wärmestrom berechnet werden. Diese Größe ist ein Maß für die Bauteilbelastung.

Neben der Messung von Temperaturprofilen innerhalb der Brandraumumfassungsbauwerke wurden auch Wärmebelastungen für andere, im Brandraum positionierte Bauteile registriert. Als Musterbauteile fanden Stahlbeton- und Verbundstützenabschnitte Verwendung sowie eine Stahlplatte, wie sie zur Ermittlung des Abbrandfaktors m nach DIN V 18230 Teil 2 definiert ist. Die Abbildung 3.2 zeigt als Beispiele einen mit Thermoelementen bestückten Stahlbetonstützenabschnitt und die Stahlplatte.

Beim Stahlbetonstützenstummel wurden sämtliche 4 Seitenflächen dem Brand

ausgesetzt. Die Stahlplatte wurde so unter der Brandraumdecke befestigt und teilweise gegen das Eindringen von Wärme isoliert, daß nur die Unterseite thermisch beansprucht wurde. Der in die Stahlplatte eindringende Wärmestrom ist daher ein Maß für die thermische Belastung der Brandraumdecke.

Stahlbetonstützenabschnitt



Material : Beton B 35

Abb. 3.2: Musterbauteile zur Bestimmung der Bauteilbelastung

3.2.3 Bestimmung der Energiefreisetzungsrates

Die Energiefreisetzung wurde in den hier beschriebenen Versuchen aus der während der Verbrennungsreaktion verbrauchten Sauerstoffmenge berechnet. Bei diesem Verfahren wird die Tatsache ausgenutzt, daß die beim Brand freigesetzte Energie pro Massenanteil an verbrauchtem Sauerstoff für viele brennbare Materialien näherungsweise konstant ist (vgl. Kap. 1.3.3).

In der Abbildung 3.3 ist die Meßeinrichtung zur Bestimmung der Energiefreisetzung schematisch dargestellt. In die äußere Halle strömt der Volumenstrom \dot{n}_0 mit der Sauerstoffkonzentration c_0 . Der Volumenstrom \dot{n}_k mit der Sauerstoffkonzentration c_k verläßt die äußere Halle durch die Abzugsvorrichtung. Wird durch Unterdruck in der Halle gewährleistet, daß Luft und Rauchgase die Halle nur durch die Abzugsvorrich-

tung verlassen, kann die Energiefreisetzung \dot{Q} folgendermaßen berechnet werden:

$$\dot{Q} = E^{O_2} (\dot{n}_0 c_0^{O_2} - \dot{n}_k c_k^{O_2}) \quad (3.1)$$

E^{O_2} , die freigesetzte Energie pro m^3 Sauerstoffverbrauch, beträgt $17,2 \text{ MJ/m}^3$.

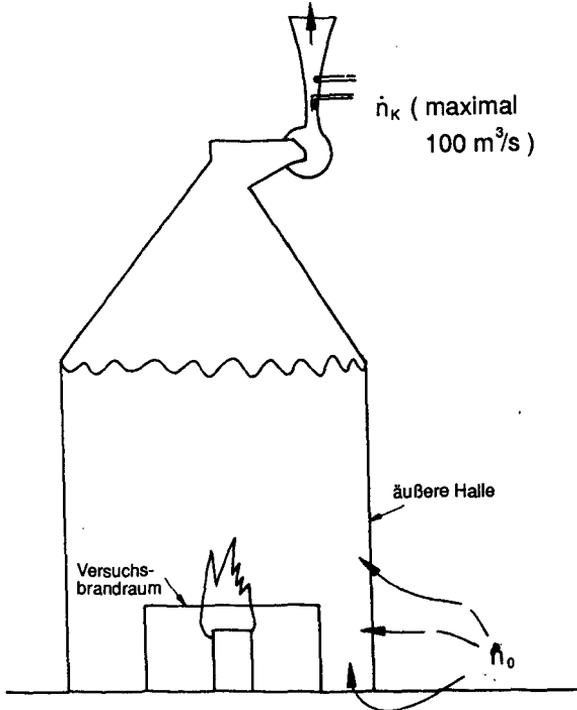


Abb.3.3 Meßeinrichtung zur Bestimmung der Energiefreisetzung.

Um mit Hilfe der Gleichung (3.1) die Energiefreisetzung zu bestimmen, muß folgendes gewährleistet sein:

- (a) Die Verbrennung ist vollständig, es entsteht kein Kohlenmonoxid.
- (b) Die Konzentrationen c_0 und c_k können bestimmt werden.
- (c) Die Volumenströme \dot{n}_0 und \dot{n}_k können bestimmt werden.

Zu (a): Da die Brandversuche unter anderem auch ventilationsgesteuert abließen, mußte damit gerechnet werden, daß die Verbrennung teilweise unvollständig war. Daher wird in der Abzugsanlage neben der Sauerstoffkonzentra-

tion auch die Kohlenmonoxidkonzentration gemessen. Mit der Kenntnis der Kohlenmonoxidkonzentration kann bei der Berechnung der Energiefreisetzung die unvollständige Verbrennung berücksichtigt werden /50/. Das wird durch die Gleichung (3.2) beschrieben:

$$\dot{Q} = E^{O_2} (\dot{n}_0 c_{O_2} - \dot{n}_K c_{O_2}) + \frac{C_{K,CO}}{2} \dot{n}_K (E^{O_2} - E^{CO}) \quad (3.2)$$

Die Energie E^{CO} , die bei der Erzeugung von CO pro m^3 Sauerstoff freigesetzt wird, beträgt $23.1 \text{ MJ}/m^3$. Der Faktor $1/2$ in dem Korrekturterm resultiert daraus, daß zur Erzeugung von einem Kubikmeter CO nur ein halber Kubikmeter O_2 verbraucht wird.

Zu (b): Zur Bestimmung der Sauerstoffkonzentration wurden Analysatoren verwendet, die den Paramagnetismus des Sauerstoffs zur Erzeugung des Meßsignals ausnutzen. Bei dieser Meßmethode ist es erforderlich, der Gasprobe vor dem Analysator mit Hilfe einer Kühlfalle den Wasserdampf zu entziehen. Daher ist die gemessene Sauerstoffkonzentration höher als am Ort der Probenentnahme. Das Verhältnis der Sauerstoffkonzentration zur Stickstoffkonzentration ändert sich jedoch nicht durch das Auskondensieren von Wasserdampf. Es gilt:

$$Z_K = \frac{c_{K,O_2}}{c_{K,N_2}} = \frac{c_{K,A,O_2}}{c_{K,A,N_2}} \quad \text{und} \quad Z_0 = \frac{c_{0,O_2}}{c_{0,N_2}} = \frac{c_{0,A,O_2}}{c_{0,A,N_2}} \quad (3.3)$$

Der Index K bezieht sich auf Konzentrationen im Kamin, der Index 0 auf Konzentration der eintretenden Luft. Ein zusätzliches A im Index heißt, daß diese Konzentration die vom Analysegerät registrierte Größe ist. Da bei der Verbrennung kein Stickstoff umgewandelt wird, gilt für das Gas N_2 der Massenerhaltungssatz:

$$c_0^{N_2} \dot{n}_0 = c_K^{N_2} \dot{n}_K \quad (3.4)$$

Mit der Gleichung (3.3) und (3.4) läßt sich die Gleichung (3.2) umschreiben:

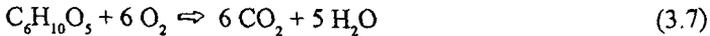
$$\dot{Q} = \left[1 - \frac{Z_K}{Z_0} \left(1 + \frac{E^{CO} - E^{O_2}}{2E^{CO}} \frac{c_{K,A,CO}}{c_{K,A,O_2}} \right) \right] E^{O_2} c_0^{O_2} \dot{n}_0 \quad (3.5)$$

Z_K und Z_0 werden mit Hilfe der Gleichungen (3.6) bestimmt:

$$Z_K = \frac{c_{K,A,O_2}}{1 - c_{K,A,O_2} - c_{K,A,CO} - c_{K,A,CO_2}} \quad ; \quad Z_0 = \frac{c_{0,A,O_2}}{1 - c_{0,A,O_2}} \quad (3.6)$$

In den Gleichungen (3.5) und (3.6) stehen als zu messende Größen die Gaskonzentrationen nach Auskondensieren des Wasserdampfes und der Volumenstrom \dot{n}_0 , der in die Versuchshalle einströmt (vgl. Abb. 3.3).

Zu (c): Der Volumenstrom \dot{n}_0 setzt sich aus der in die Versuchshalle mit Ventilatoren eingeblasenen Frischluft und den Luftströmen zusammen, die durch Türen oder sonstige Undichtigkeiten auf Grund des Unterdrucks in die Halle einströmen. Er kann nicht durch Messungen erfaßt werden. Gemessen werden kann nur der Volumenstrom \dot{n}_k in der Abzugsanlage. Bei dem Verbrennungsvorgang ändert sich jedoch die Anzahl der Gasmoleküle und damit auch der Volumenstrom; \dot{n}_0 und \dot{n}_k sind daher verschieden. Die Bestimmung von \dot{n}_0 gelingt bei Kenntnis der chemischen Verbrennungsreaktion. Im Kapitel 1.3.3 wurde gezeigt, daß zur Berechnung der Sauerstoffbilanz bei der Holzverbrennung die Verbrennungsreaktion des Stoffes von "Zellulose" herangezogen werden kann:



Aus Gleichung (3.7) geht hervor, daß nach dem Verbrauch von 6 Sauerstoffmolekülen insgesamt 11 Moleküle vorhanden sind, das sind 5 zusätzliche. Die Volumenstromänderung kann daher wie folgt angegeben werden:

$$\dot{n}_k - \dot{n}_0 = \frac{5}{6} (\dot{n}_0 c_{\text{O}_2} - \dot{n}_k c_{\text{CO}_2}) \quad (3.8)$$

Damit kann \dot{n}_0 unter Ausnutzung der Stöchiometrie durch \dot{n}_k ersetzt werden:

$$\dot{n}_0 = \dot{n}_k \frac{1 + \frac{5}{6} c_{\text{CO}_2}}{1 + \frac{5}{6} c_{\text{O}_2}} \quad (3.9)$$

Mit Hilfe der Gleichungen (3.5), (3.6) und (3.9), die speziell auf den zur Verfügung stehenden Versuchsstand, auf die zur Verfügung stehenden Meßgeräte und auf die Verbrennung von Holz zugeschnitten sind, kann durch Messung der O_2 -, der CO_2 - und der CO -Konzentration im Kamin und des Massenstroms im Kamin die Energiefreisetzung bestimmt werden.

3.2.4 Bestimmung der Wärmeübergangskoeffizienten

Für die rechnerisch zu bestimmende durch das Brandgeschehen verursachte Bauteil-

belastung werden neben den Heißgastemperaturen und den Bauteiloberflächentemperaturen auch die Koeffizienten der Wärmeübertragung benötigt.

Diese Koeffizienten bestimmen die Größenordnung der Wärmeenergie, die aufgrund von Temperaturdifferenzen auf Bauteile übertragen wird. Zwei völlig verschiedene Vorgänge sind - meist gleichzeitig - am Wärmetransport beteiligt. Es sind die Wärmekonvektion und die Wärmestrahlung.

Für die konvektiv übertragene Wärme trifft der Newtonsche Ansatz der Wärmeübertragung zu:

$$\dot{q} = \alpha (T_G - T_w) \quad (3.10)$$

Die Gleichung (3.10) wird zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten α verwendet. T_G und T_w werden mit Thermoelementen gemessen, q muß berechnet werden. Hierzu wird das innerhalb der Brandraumumfassungsbauteile gemessene Temperaturprofil benötigt. Unter Berücksichtigung der Wärmeleitung und des Wärmespeichervermögens innerhalb des betrachteten Bauteils gilt /37/:

$$\dot{q} = \frac{1}{2} c_p \rho \frac{dx}{t_2 - t_1} (T_0^2 - T_0^1 - T_1^2 + T_1^1) - \lambda \frac{T_1^1 - T_0^1}{dx} \quad (3.11)$$

Der obere Index an der Temperatur T kennzeichnet den Zeitschritt und der untere Index den Ort oder die Tiefe im Bauteil. Für zwei aufeinanderfolgende Zeiten t_1 und t_2 müssen jeweils die Temperaturen in den Bauteiltiefen x_0 und x_1 gemessen werden. dx ist die Differenz zwischen x_0 und x_1 . Neben den 4 Temperaturwerten müssen die thermischen Materialkennwerte ρ , c_p und λ für die jeweils vorliegende Temperatur bekannt sein.

Die Verknüpfung der Gleichungen (3.10) und (3.11) liefert die Bestimmungsgleichung für den Koeffizienten α des konvektiven Wärmeübergangs.

Die Größenordnung des durch elektromagnetische Strahlung auf ein Bauteil übertragenen Wärmestroms ist unter anderem von dem Bauteilemissionsvermögen ε abhängig. Diese Größe kann durch Vergleich der schwarzen Temperatur T_s mit der wirklichen Bauteiloberflächentemperatur T_w nach Gleichung (3.12) berechnet werden.

Die physikalische Grundlage wird durch das Stefan - Boltzmann - Gesetz geliefert:

$$\varepsilon = T_s^4 / T_w^4 \quad (3.12)$$

Die schwarze Temperatur ist die von einem Strahlungspyrometer angezeigte Temperatur, das auf das Emissionsvermögens $\epsilon = 1$ geeicht ist.

T_w wird entweder mit Thermoelementen gemessen oder durch Extrapolation des Temperaturprofils im Bauteil berechnet (vgl. /37/).

3.3 Im Experiment variierte Parameter

Die wesentlichen den Brandablauf bestimmenden Parameter bezüglich des Brandraums sind dessen Geometrie und die thermischen Materialeigenschaften seiner Umfassungsbauteile. Als Brandraummaterial für Wände, Decke und Fußböden wurde stets ein Gasbeton mit den folgenden Materialdaten verwendet:

$$\begin{aligned}\lambda &= 0,12 \text{ W/(m K)} \\ c_p &= 1,05 \text{ kJ/(kg K)} \\ \rho &= 500 \text{ kg/m}^3\end{aligned}$$

Die Grundflächen der Brandräume betragen $20,4 \text{ m} \cdot 7,2 \text{ m}$, $14,4 \text{ m} \cdot 7,2 \text{ m}$ und $7,4 \text{ m} \cdot 7,2 \text{ m}$. Die lichte Höhe betrug in allen Fällen $3,6 \text{ m}$.

Bei der Wahl des Brandlastmaterials waren verschiedene Gesichtspunkte zu berücksichtigen. Es sollte die Möglichkeit bestehen, bereits existierende Forschungsergebnisse für die Versuchsplanung und die Deutung der Ergebnisse zu nutzen. Es wurden daher Holzkrippenbrandlasten verwendet (vgl Abb.2.1). Die Stäbe mit den Abmessungen $80 \text{ cm} \cdot 4 \text{ cm} \cdot 4 \text{ cm}$ bestanden aus Fichtenholz in sägerauhem Zustand. Die sogenannte "charakteristische Brandlast" wurde im Bereich

$$30 \text{ MJ/m}^2 < Q/A_f < 95 \text{ MJ/m}^2$$

variiert. Aus versuchstechnischen Gesichtspunkten durfte die Energiefreisetzung nicht größer als 25 MW sein.

Parameter	Variierter Bereich
Brandlast Gesamtmasse Anordnung im Brandraum Material	500 kg bis 2 000 kg Gleichmäßig verteilt 1 Stapel 2 Stapel Fichtenholz
Ventilation Natürliche Ventilation Ventilationsfaktor $A\sqrt{H}$ Öffnungsfläche $A\sqrt{H} / A_1$ Sturzhöhe	$0,8\text{ m}^{5/2}$ bis $13,5\text{ m}^{5/2}$ $1,5\text{ m}^2$ bis 12 m^2 $0,0022\text{ m}^{1/2}$ bis $0,035\text{ m}^{1/2}$ 0,6 m bis 2,6 m
Brandraum Material Raumhöhe Grundfläche	Leichtbeton 3,6 m 53 m^2 bis 147 m^2

Abb. 3.4: Im Experiment variierte Größen und deren Variationsbereiche

Durch Wahl von Breite und Höhe der Fensteröffnung wurden unter Berücksichtigung der Brandlastdaten die Fälle “ventilationsgesteuerter Brand” und “brandlastgesteuerter Brand” realisiert. Es waren lediglich vertikale Öffnungen in einer Brandraumwand vorgesehen.

Abbildung 3.4 gibt einen Überblick über die variierten Parameter.

4. Versuchsergebnisse

4.1 Auswahl der Ergebnisse - Einschränkungen

Zur quantitativen Beschreibung der bereits dargestellten physikalischen Abläufe eines Brandes und zur Untersuchung des vom Brand ausgehenden Schadens ist es wichtig, den Experimenten teils durch Messung und teils durch theoretische Abschätzungen die folgenden Informationen zu entnehmen:

- Die Energiefreisetzungsrate
- Die Brandraumtemperaturen
- Die Kennzahlen des Wärmeübergangs

Im Rahmen dieser Arbeit wird detailliert auf die Meßwerte der Energiefreisetzungsrate beziehungsweise der Abbrandrate eingegangen. Bezüglich der Brandraumtemperaturen werden die Zusammenhänge mit den brandbeeinflussenden Parametern nur qualitativ anhand der experimentellen Resultate aufgezeigt. Eine quantitative Analyse ist nur über eine sämtliche Einflußparameter berücksichtigende Wärmebilanzrechnung möglich. Im Zusammenhang mit den Kennzahlen des Wärmeüberganges wird auf den Forschungsbericht /37/ verwiesen, in dem die Meßergebnisse der Versuchsreihen diskutiert sind.

Von den Meßresultaten interessieren sowohl die Maximalwerte als auch die Zeitabhängigkeiten. Bei der Interpretation der Ergebnisse stellte sich heraus, daß eine sinnvolle Korrelation der Zeitverläufe mit den variierten Parametern nur für eine bestimmte Brandlastanordnung im Brandraum möglich ist. Gemeint ist die Anordnung zu Brandlaststapeln (im Gegensatz zu den gleichmäßig auf der Brandraumgrundfläche verteilten Holzkrippen). Das liegt daran, daß bei verteilten Brandlasten die Auswirkungen von nicht bewußt variierten Parametern gegenüber denen von gezielt gewählten Randbedingungen dominieren können. Ein Beispiel soll den Sachverhalt verdeutlichen:

Der Flashoverzeitpunkt - und damit das Zeitverhalten des Brandgeschehens - hängt von der Lage und der Größe der Brandraumventilationsöffnung ab. Variiert man im Rahmen einer Serie von Experimenten die Größe der Brandraumöffnung, um diesen Zusammenhang quantitativ zu untersuchen, so kann zusätzlich durch nicht unmittelbar einstellbare Brandlastparameter das Ergebnis beeinflusst werden. In dem hier betrachteten Fall der Holzkrippenbrände sind nicht einstellbare Brandlastparameter zum Beispiel die Oberflächenbeschaffenheit der Holzstäbe, deren Feuchte und

genaue Zusammensetzung (Harzanteile) und die Dichte des Holzes. Diese Größen sind vom Wuchsort der Bäume, von ihrem Alter, von der Jahreszeit des Baumfällens, von dem Entnahmeort des Holzes im Baum und anderen Dingen abhängig. Beispielsweise hat die Erhöhung des Wasseranteils im Holz von 9% auf 16% bei sonst exakt denselben Versuchsbedingungen dazu geführt, daß kein Flashover auftrat, im Gegensatz zu einem Flashover nach 37 Versuchsminuten mit einer anschließenden Energiefreisetzung von ca 7 MW bei einem Feuchtegehalt von 9%.

Das Beispiel zeigt, daß bei Wahl der Brandlast Holz die Beschreibung des Zeitablaufs des Brandes mit den hier untersuchten Parametern nicht hinreichend möglich ist. Das System Brand - Brandraum - Brandlast reagiert äußerst empfindlich auf Änderungen, die die Energiefreisetzungsraten beeinflussen. Das gilt besonders für Systemänderungen in der Nähe des instabilen Flashoverzustandes. Es muß daher der Schluß gezogen werden, daß Holz als inhomogener, anisotroper und in seinen Eigenschaften streuender Werkstoff als Brandlast für derartige Parameterstudien in labilen Brandphasen nur bedingt geeignet ist.

Aus der Fülle von Versuchsergebnissen sind diejenigen ausgewählt, die Parameterabhängigkeiten klar hervortreten lassen oder die sich als grundlegend für die weitere Behandlung des Themas dieser Arbeit erwiesen haben. Anhand der Versuchszeichnungen können die genauen Versuchsrandbedingungen dem Anhang entnommen werden. Dort sind sämtliche Brandversuche in einer Übersicht zusammengefaßt. Eine ausführliche Diskussion der Ergebnisse ist in der Literaturstelle /36/ zusammengestellt. Sämtliche Meßresultate sind in /52/ in Form von Meßprotokollen, Meßstellenplänen und zeichnerischen Darstellungen der gemessenen Größen aufgelistet.

4.2 Energiefreisetzungsraten

4.2.1 Qualitative Angaben

Durch die systematische Variation der Versuchsrandbedingungen haben sich bezüglich der Energiefreisetzungsraten folgende qualitative Ergebnisse herauskristallisiert (vgl. /36/):

- (1) Die Zeitspanne, die bis zum Flashover vergeht, wird durch die Anordnung der Brandlast im Brandraum und durch die vertikale Lage der Ventilationsöffnung bestimmt. Darüberhinaus ist auch die Brandraumgröße verantwortlich für den Flashoverzeitpunkt, da diese die Geschwindigkeit des Anwachsens der Heiß-

gasschicht beeinflusst.

- (2) Der Maximalwert der Abbrandrate wird von dem Ventilationsfaktor $A\sqrt{H}$ und von der Größe der Brandlastoberfläche maßgeblich bestimmt.
- (3) Die Dauer der Vollbrandphase richtet sich nach der zur Verfügung stehenden Brandlast.

In den folgenden Unterkapiteln werden diese Zusammenhänge auch quantitativ erfaßt. Das geschieht in Anlehnung an die während der Experimente gemessenen Zahlenwerte. Dort, wo es erforderlich ist, wird auf die im Kapitel 2 geschaffenen theoretischen Grundlagen zurückgegriffen.

4.2.2 Die Maximalwerte der Abbrandraten

Die Beantwortung der Frage nach dem Maximalwert der Abbrandrate und damit auch nach der maximalen Energiefreisetzung in Abhängigkeit von den vorliegenden Randbedingungen ist für eine realitätsnahe Abschätzung der schädigenden Wirkung eines Feuers von entscheidender Bedeutung. Speziell dieser Frage sind daher international zahlreiche Untersuchungen gewidmet worden.

Als Resümee dieser Forschungsarbeiten und als Einleitung der Präsentation der eigenen experimentellen Ergebnisse ist die Abbildung 4.1 geeignet. Hier ist für verschiedene Brandlasten der Zusammenhang zwischen dem Ventilationsfaktor $A\sqrt{H}$ und der erreichten maximalen Abbrandrate veranschaulicht.

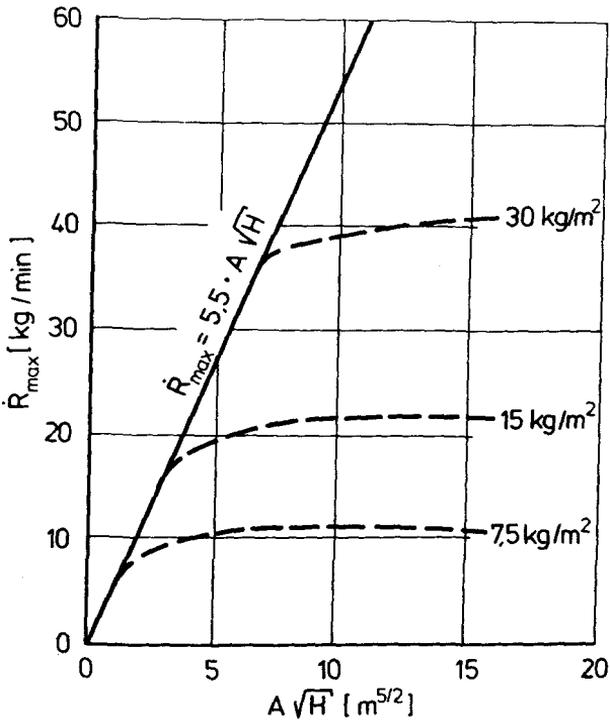


Abb. 4.1: Maximale Abbrandrate als Funktion des Ventilationsfaktors für Holzkrippenbrände

Der Gültigkeitsbereich der in der Abbildung 4.1 gezeigten Versuchsergebnisse ist allerdings gravierenden Einschränkungen unterworfen:

- (1) Das Brandmaterial ist Holz.
- (2) Die Versuche, die zu den gezeigten Ergebnissen geführt haben, sind in kleinen Brandräumen mit einem maximalen Volumen von ca. 3 m · 3 m · 3 m durchgeführt worden.
- (3) Die Brandlast lag in Form von Holzkrippen vor, die zu Stapeln angeordnet waren.

Eine wesentliche Aussage ist der Abbildung 4.1 zu entnehmen: Bei einer gegebenen Brandraumventilationsöffnung kann die Abbrandrate einen gewissen Maximalwert nicht überschreiten. Dieser Maximalwert ist durch die Gleichung 4.1 gegeben.

$$\dot{R}_{\max} = 5,5 \text{ kg}/(\text{min m}^{5/2}) A \sqrt{H} \quad (4.1)$$

Die zur Verfügung stehende Brandlastmasse bestimmt, ob der Maximalwert erreicht wird oder nicht. Die Brandlast ist der Scharparameter in der Abbildung 4.1. Die Bezugsfläche ist die Brandraumgrundfläche. Brände, deren Wert \dot{R}_{\max} sich auf der durchgezogenen Linie befinden, sind ventilationsgesteuert. Meßpunkte unterhalb der durchgezogenen Linie sind den brandlastgesteuerten Bränden zuzuordnen.

Das in der Abbildung 4.1 zusammengefaßte Ergebnis zahlreicher Holzkrippenbrandversuche kann keineswegs den Anspruch einer allgemeingültigen Aussage haben. Trotzdem wird - besonders auf dem Gebiet der rechnerischen Behandlung von Naturbränden - die durch Gleichung (4.1) angegebene Beschränkung der Energiefreisetzung für Raumbrände mit Brandlasten aus Stoffen auf Zellulosebasis vorausgesetzt. Damit hat sich im Rahmen der theoretischen Behandlung von Naturbränden eine obere Grenze für die Energiefreisetzungsrates etabliert, deren eigentliche Begründung auf Experimenten mit nur kleinen Variationsbereichen hinsichtlich der Randbedingungen basiert.

Ein wesentlicher Grund für die Akzeptanz dieser Obergrenze ist, daß für gewisse Voraussetzungen die Menge an Luft, die während des Brandes zur Sauerstoffversorgung in den Brandraum einströmt, mit Hilfe der Grundlagen der Strömungsdynamik berechnet werden kann. Ausgangspunkt für diese Rechnung ist die Bernoulligleichung für die stationäre inkompressible Strömung. Um auf eine der Gleichung (4.1) entsprechende Beziehung zu kommen, müssen die folgenden Voraussetzungen getroffen werden:

- (1) Die Eigenschaften der Gase innerhalb des Brandraums sind homogen. Das betrifft insbesondere die Gastemperatur.
- (2) Innerhalb des Brandraums gibt es keine Nettomassenströme in vertikaler Richtung.
- (3) Die treibende Kraft für den Gasaustausch zwischen dem Brandraum und der Umgebung ist einzig und allein die durch unterschiedliche Dichtegradienten verursachte Druckdifferenz.
- (4) Einströmende und ausströmende Gase beeinflussen sich nicht gegenseitig.
- (5) Es gibt eine horizontale neutrale Druckebene. Oberhalb der neutralen Ebene strömen heiße Gase aus dem Brandraum heraus, unterhalb dringt kalte Umgebungsluft ein.

Unter Berücksichtigung dieser Voraussetzungen und unter Anwendung des Massen-

erhaltungssatzes folgt aus der Bernoulligleichung die Beziehung (4.2). Sie beschreibt den Massenstrom der in den Brandraum strömenden Frischluft in Abhängigkeit der temperaturabhängigen Gasdichten und der geometrischen Abmessungen der Ventilationsöffnung (Herleitung vgl. /53/):

$$\dot{m}_L = \frac{2}{3} A \sqrt{H} C \sqrt{2g\rho_L} \sqrt{\frac{\rho_L - \rho_0}{[1 + (\frac{\rho_L}{\rho_0})^{1/3}]^3}} \quad (4.2)$$

C ist ein Korrekturfaktor, der die strömungsbedingte Einschnürung an der Ventilationsöffnung berücksichtigt. Er ist dimensionslos und nimmt für herkömmliche Geometrien Werte zwischen 0,6 und 0,8 an.

Bemerkenswert an der Gleichung (4.2) ist die Abhängigkeit der Zulufrate \dot{m}_L von dem Ventilationsfaktor $A\sqrt{H}$.

Die Maximalwerte der Abbrandrate werden in der Vollbrandphase erreicht. Betrachtet man die Gleichung (4.2) speziell für die dann vorliegenden Temperaturbereiche, ergibt sich als Näherung die Zahlenwertgleichung (4.3):

$$\dot{m}_L = 0,52 \text{ kg/(s m}^{5/2}) A\sqrt{H} \quad (4.3)$$

Der spezifische Luftbedarf für die Zelluloseverbrennung beträgt 5,11 kg Luft pro kg Holz. Damit geht Gleichung (4.3) in die Gleichung (4.1) über, wenn der für die stöchiometrische Verbrennung erforderliche Luftüberschuß berücksichtigt wird.

Die Herleitung der Gleichung (4.3) stellt die theoretische Begründung der erstmals von Kawagoe /28/ im Jahre 1958 veröffentlichten Beziehung (4.1) dar. Sie ist an dieser Stelle zitiert, um deutlich auf die Einschränkungen hinzuweisen, die zu ihrer Herleitung vereinbart werden mußten. Das ist für die Interpretation der eigenen Meßresultate notwendig, da sie zum Teil deutlich von den traditionell für Holzkippenbrände veranschlagten Energiefreisetzungsraten abweichen.

Noch ein weiterer Gesichtspunkt sei angemerkt:

Es ist bei der Bewertung der angeführten Rechnung, insbesondere bei dem Schluß von Gleichung (4.3) auf Gleichung (4.1), grundsätzlich folgendes zu beachten:

Für die Energiefreisetzung bei Raumbränden sind zwei Voraussetzungen notwendig. Die eine ist die soeben für gewisse Randbedingungen formelmäßig beschriebene Versorgung des Brandraums mit Frischluft. Die andere ist die Bereitstellung von

reaktionsfähiger Brandlast. Dieser Prozeß, nämlich die Pyrolyse des Holzes, wird nicht durch die Luftzufuhr beschränkt. Das bedeutet, daß wesentlich höhere Pyrolyseraten möglich sind, selbst wenn die Energiefreisetzung im Brandraum durch Gleichung (4.1) beschränkt ist.

An dieser Stelle wird deutlich, daß der Begriff Abbrandrate einer genauen Definition bedarf. Bezeichnet man mit Abbrandrate die pro Zeiteinheit pyrolysierte Brandlast, dann ist die in diesem Kapitel durchgeführte Herleitung einer Gleichung für die maximal mögliche Abbrandrate nicht maßgeblich. Im Sinne der Gleichung (4.1) kann mit Abbrandrate nur die innerhalb des Brandraums umgesetzte Energie gemeint sein. Diese Größe ist jedoch mit dem zur Verfügung stehenden Meßaufbau nicht erfassbar. Auch durch Wiegen der Restbrandlast wird lediglich die Pyrolyserate bestimmt. Damit ist noch nicht bekannt, wo die pyrolysierte Brandlast dann durch Verbrennung in Energie umgesetzt wird und ob diese Umsetzung vollständig ist.

Nach diesen Vorbemerkungen werden die in den Brandversuchen gemessenen maximalen Abbrandraten in einer Darstellung gemäß der Abbildung 4.1 gezeigt. Entsprechend dem verwendeten Meßverfahren zur Bestimmung der Energiefreisetzung (vgl. Kapitel 3.2.3) ist die Größe \dot{R}_{\max} mit der freigesetzten Energie linear gekoppelt, der Proportionalitätsfaktor ist der Heizwert h_u . Damit ist keine Aussage getroffen, ob die Energie auch tatsächlich innerhalb des eigentlichen Versuchsbrandraums freigesetzt wurde. Das zur Messung der Energiefreisetzungsrates verwendete "Kalorimeter" ist die in der Abb. 3.3 dargestellte äußere Halle, bezüglich des Brandraumes stellt die Meßgröße daher die Pyrolyserate dar.

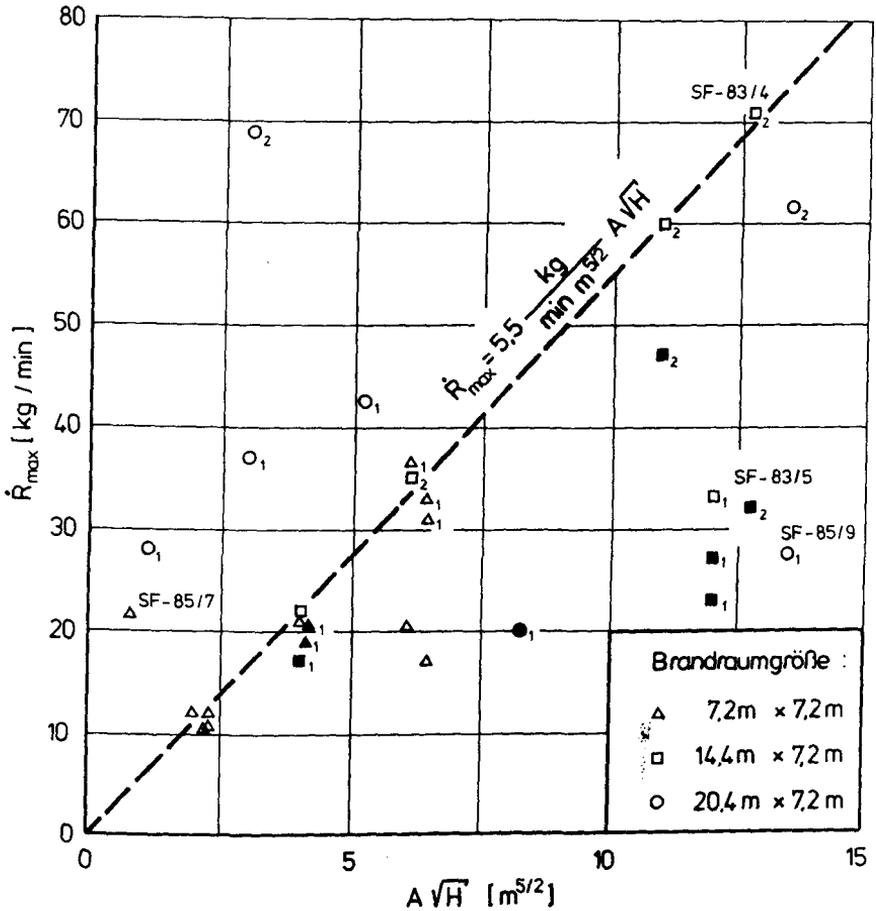


Abb. 4.2 Maximale Abbrandraten als Funktion des Ventilationsparameters
 offene Symbole : verteilte Brandlast
 geschlossene Symbole : Punktbrandlast
 Zahlen an den Symbolen : Brandlast [10^3 kg]

In der Abbildung 4.2 sind die Ergebnisse aus den im Anhang aufgelisteten Brandversuchen mit natürlicher Ventilation zusammengefaßt.

Zusätzlich zu den Versuchsergebnissen ist die durch Gleichung (4.1) bestimmte Gerade in das Diagramm aufgenommen. Einige Versuchsergebnisse liegen auf der

Geraden, andere Ergebnisse weichen aufgrund bestimmter Versuchsrandbedingungen deutlich davon ab.

Laut Abbildung 4.1 ist bei einer gegebenen Ventilation die auf die Brandraumgrundfläche bezogene Masse an Brandgut dafür verantwortlich, ob sich der Meßpunkt auf der Geraden oder unterhalb befindet. Das trifft für die in der Abbildung 4.2 zusammengestellten Ergebnisse nicht zu. Diesen Sachverhalt spiegeln besonders deutlich die mit den Bezeichnungen SF-83/4, SF-83/5 und SF-85/9 gekennzeichneten Meßwerte wieder. Für SF-83/4 und SF-83/5 lagen bezüglich der Ventilationsverhältnisse und der normierten Brandlast identische Verhältnisse vor. Die Maximalwerte der Abbrandrate weichen jedoch um mehr als 100% voneinander ab. Betrachtet man hingegen das Versuchspaar SF-83/5 und SF-85/9, dann sind die Verhältnisse umgekehrt. In beiden Brandversuchen waren die Ventilationsfaktoren annähernd gleich. Bezüglich der Brandlasten unterschieden sich die Versuchsrandbedingungen beträchtlich: 2000 kg Holz auf einer Brandraumgrundfläche von circa 100 m² (Versuch SF-83/5) stehen 920 kg auf einer Grundfläche von ungefähr 150 m² gegenüber. Trotz der um den Faktor 3 unterschiedlichen Flächenlasten sind die gemessenen Maximalwerte der Abbrandrate nahezu identisch, obwohl sich die Meßpunkte weit im brandlastgesteuerten Brand befinden.

Bei kleinen Ventilationsfaktoren werden zum Teil deutlich höhere Abbrandraten gemessen, als nach Gleichung (4.1) zu vermuten wäre. Bei den betreffenden Brandversuchen lagen verteilte Brandlasten vor, die eine großen freie Oberfläche hatten. Verteilte Brandlasten sind in der Abbildung 4.2 durch offene Symbole angedeutet. Vornehmlich Brände in dem großen Brandraum weisen die überraschend hohen Abbrandraten auf. Die Raumgröße ist jedoch nicht allein verantwortlich dafür. Das zeigt der Meßwert des Versuchs SF-85/7, der in dem kleinen Brandraum (7,2 m · 7,4 m) erzielt wurde und deutlich oberhalb der Geraden liegt.

Die Meßwerte sämtlicher mit Brandlaststapeln durchgeführter Brandversuche liegen in dem Bereich zwischen der gestrichelten Geraden und der Abszisse. Entsprechend den Erläuterungen zur Abbildung 4.1 sind diese Meßpunkte den brandlastkontrollierten Bränden zuzuordnen. Sie sind durch die geschlossenen Symbole gekennzeichnet.

Als Schlußfolgerung dieser Beobachtungen ist anzumerken, daß eine Korrelation von maximaler Abbrandrate und dem Ventilationsfaktor entsprechend der Abbildung 4.1 hier nicht gefunden wird. Durch die Wahl gewisser Versuchsrandbedingungen, die in den bisherigen aus der Literatur bekannten Brandversuchen nicht einge-

stellt wurden, ergaben sich die Differenzen zwischen den Abbildungen 4.1 und 4.2. Solche Randbedingungen sind im vorliegenden Fall im Verhältnis zur Raumgröße große Brandlastoberflächen und kleine Ventilationsöffnungen oder aber - auf der brandlastgesteuerten Seite - kleine Brandlastoberflächen bei großen Ventilationsöffnungen.

Den Versuchsergebnissen ist daher die Information zu entnehmen, daß bei speziellen Randbedingungen neben dem Ventilationsparameter auch die Oberfläche der Brandlast ein für die maximale Energiefreisetzung wesentlicher Parameter ist.

Weiterhin ist zu schließen, daß es Randbedingungen für natürliche Brände gibt, bei denen die lineare Beziehung zwischen der maximalen Abbrandrate und dem Ventilationsfaktor nicht mehr zutrifft.

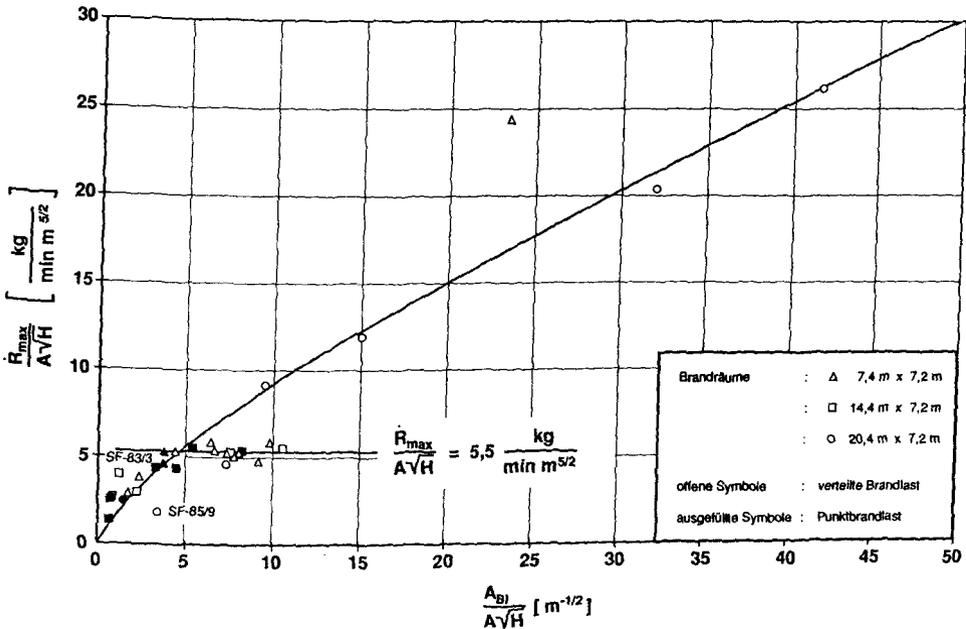


Abb. 4.3 Zusammenhang zwischen der maximalen Abbrandrate, der Brandlastoberfläche und dem Ventilationsfaktor.

Diese experimentellen Ergebnisse sind in der Abbildung 4.3 verdeutlicht. Hier sind die Größen Brandlastoberfläche, Ventilationsfaktor und maximale Abbrandrate miteinander verknüpft. Die Brandlastoberfläche A_{BL} setzt sich aus denjenigen Ober-

flächenanteilen der Brandlast zusammen, die bedingt durch die Rückkopplung der Umgebung der Brandlast auf das Brandgeschehen der Pyrolyse unterliegen.

Bei der Bestimmung der Brandlastoberfläche wurden diejenigen Oberflächenanteile berücksichtigt, die nicht durch andere Brandlastteile von den Wirkungen des Brandraumfeedback abgeschirmt waren. Die Größe A_{BL} ergibt sich daher bei den Brandlaststapeln aus der Summe sämtlicher Stapelaußenflächen.

Bei der flächenförmigen Brandlastanordnung wurde der Anteil der Oberfläche der oberen Holzlage berücksichtigt, der zur Zeit des Flashover noch vorhanden war. Die zu dem jeweiligen Brandversuch gehörende Brandlastoberfläche ist in der Übersicht im Anhang aufgeführt.

Bezeichnet man den Quotienten aus der maximalen Abbrandrate und dem Ventilationsfaktor mit k , dann lassen sich die in der Art der Abbildung 4.3 dargestellten Ergebnisse gemäß Gleichung (4.4) zusammenfassen:

$$k = \dot{R}_{\max} / (A\sqrt{H}) = a (A_{BL} / A\sqrt{H})^n \quad (4.4)$$

Die Gleichung (4.4) ist als Zahlenwertgleichung zu verstehen. A_{BL} ist in m^2 und $A\sqrt{H}$ in $m^{3/2}$ einzusetzen. \dot{R}_{\max} resultiert dann in der Einheit kg/min .

Die Berechnung des Faktors a und des Exponenten n nach der Methode der Mittelwerte /54/ ergibt die Zahlenwerte

$$a = 1,79 \pm 0,06 \text{ und}$$

$$n = 0,72 \pm 0,04.$$

Neben der Wurzelfunktion ist in die Abb. 4.3 die Gerade eingezeichnet, die der Gleichung (4.1) entspricht. Es zeigt sich, daß für einen sehr begrenzten Abszissenbereich Versuchsergebnisse durch diese Gerade beschrieben werden können. Innerhalb dieses Bereiches und in dem Bereich mit k -Werten $< 5,5 \text{ kg/min m}^{3/2}$ liegen allerdings die meisten Versuchsergebnisse.

Wegen des sehr großen Abszissenbereiches, in dem die vier Experimente mit den sehr hohen Werten für k liegen, werden in der zeichnerischen Darstellung der Abbildung 4.3 diese vier Meßwerte optisch überbewertet. Die Tatsache, daß die meisten Resultate in dem Abszissenbereich zwischen 0 und $10 \text{ m}^{-1/2}$ liegen, zeigt, daß die in der Abbildung 4.3 angegebene Gleichung 4.4 nicht als allgemein gültige

Beziehung interpretiert werden darf. Sie stellt vielmehr einen Versuch dar, die für gewisse Randbedingungen aufgetretenen extremen Abweichungen von der linearen Beziehung zwischen der maximalen Abbrandrate und dem Ventilationsfaktor formelmäßig zu beschreiben.

4.2.3 Diskussion der Differenzen zwischen den Meßresultaten und den Literaturwerten

Die Diskussion der Meßresultate hat gezeigt, daß bei gewissen Randbedingungen für den Maximalwert der Abbrandrate neben dem Ventilationsfaktor weitere Größen verantwortlich sein können. Um die Meßwerte quantitativ zu beschreiben, wurde eine empirisch ermittelte Funktion angegeben, in der neben dem Einfluß des Ventilationsfaktors auch der der Brandlastoberfläche auf die maximale Abbrandrate beschrieben wird.

Bei Bränden in geschlossenen Räumen wird die Pyrolyserate in starkem Maße durch den auf die Brandlast auftreffenden Energiestrom beeinflusst. Da dieser bei einer größeren Brandlastoberfläche insgesamt höher ist als bei einer kleinen, werden in den Experimenten mit gleichmäßig verteilter Brandlast bei ansonsten gleichen Randbedingungen mehr Pyrolysegase erzeugt, als in den Experimenten mit den Brandlaststapeln. Ein Überangebot von Pyrolyseprodukten kann zu Branderscheinungen führen, die mit dem von Kawagoe entwickelten Modell nicht mehr beschrieben werden können. Die Folge dieser Branderscheinungen sind

1. grundsätzlich andere Strömungsmuster im Bereich der Ventilationsöffnung und
2. eine zum Teil außerhalb des Brandraumes erfolgende Energiefreisetzung.

Beide Erscheinungen können dazu führen, daß mit den verwendeten Meßsystemen höhere Abbrandraten als erwartet gemessen werden. Im Folgenden wird auf diese Punkte näher eingegangen.

Zunächst zu den Strömungsbedingungen an der Ventilationsöffnung.

Zwei Beispiele werden exemplarisch aus der Vielzahl von Beobachtungen gezeigt:

Für den Versuch SF-86/1, in dem eine 1 m breite und 3 m hohe Tür als Ventilationsöffnung diente, ist der Abstand der neutralen Ebene vom Brandraumboden in der Abbildung 4.4 über der Zeit aufgetragen. Ab der zweiten Versuchsminute strömten Brandgase aus dem Brandraum aus, bis zur 46. Minute, das war 4 Minuten vor dem

Flashover, verringerte sich der Abstand zwischen dem Brandraumboden und der neutralen Ebene stetig bis auf etwa 0,3 m. Danach veränderte sich das Strömungsbild grundlegend. Eine Grenzschicht zwischen ein- und ausströmenden Gasen war nicht mehr erkennbar, vielmehr wurde der Brandraum jetzt durch ein jeweils im Sekundenrhythmus aufeinanderfolgendes Ansaugen von Frischluft und Ausstoßen von Brandgasen ventiliert. Hierbei wurde sowohl für den Ansaug- wie auch für den Ausstoßtakt der ganze Öffnungsquerschnitt der Tür ausgefüllt. Dieses mit dem Begriff "Pumpen" beschreibbare Ventilationsverhalten wurde etwa 8 Minuten lang aufrechterhalten; während der Ausstoßtakte kamen auch zeitweise Flammen aus dem Brandraum.

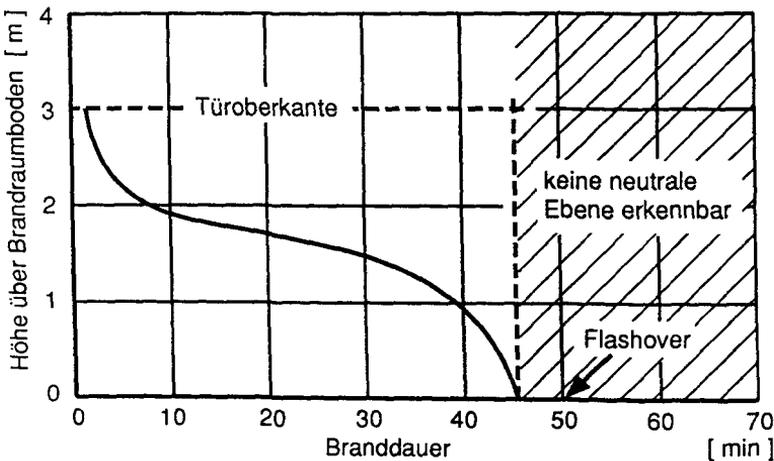


Abb. 4.4 Abstand der neutralen Ebene vom Brandraumboden (SF-86/1)

Während der Brandversuche, bei denen eine Fensteröffnung mit einer Breite von 3 m für den Gasaustausch zur Verfügung stand (SF-86/2 bis SF-86/4), wurde beobachtet, daß in der Phase des vollentwickelten Brandes die in den Brandraum einströmende Luft nicht durch eine horizontale sondern durch eine vertikale, etwa in Fenstermitte verlaufende Trennlinie von den ausströmenden Brandgasen getrennt war: Auf der rechten Fensterseite strömten Heißgase aus und auf der linken Frischluft ein (vgl. Abb. 4.5). Dieses Verhalten deutet auf unsymmetrische Strömungsverhältnisse und daraus folgend auf einen unsymmetrischen Brandablauf im Brandraum hin.

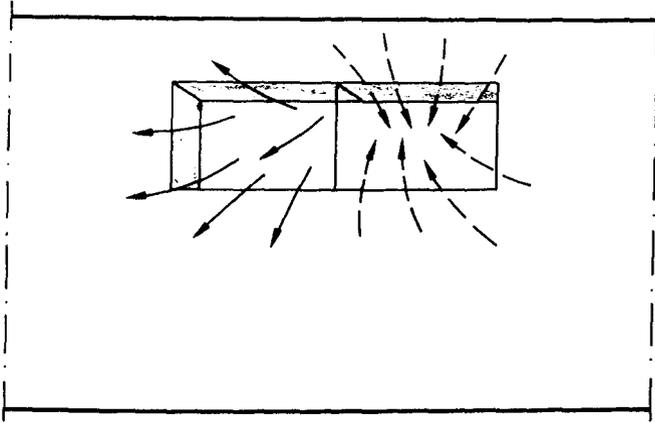


Abb. 4.5 Strömungsbild an der Ventilationsöffnung (SF-86/2 bis SF-86/4)

Die möglichen Auswirkungen eines unsymmetrischen Strömungsbildes mit vertikalen Komponenten auf den Gasaustausch zwischen dem Brandraum und dessen Umgebung sollen durch die nachfolgend vorgestellte Abschätzung gezeigt werden. Der Rechnung werden die Randbedingungen der Versuche SF-86/2 und SF-86/3 und die folgenden Zahlenwerte zugrunde gelegt:

$$\begin{aligned} T_{BR} &= 1000^{\circ}\text{C} = 1273\text{K} \Rightarrow \rho_{BR} = 0,27 \text{ kg/m}^3 \\ T_L &= 15^{\circ}\text{C} = 288 \text{ K} \Rightarrow \rho_L = 1,22 \text{ kg/m}^3 \end{aligned}$$

Zunächst wird angenommen, daß im Bereich der Ventilationsöffnung die Voraussetzungen, die zur Herleitung der Gleichung (4.3) geführt haben, erfüllt sind. Die Abbildung 4.6 veranschaulicht die Anordnung und das an der Ventilationsöffnung vorliegende Geschwindigkeitsprofil $v(h)$.

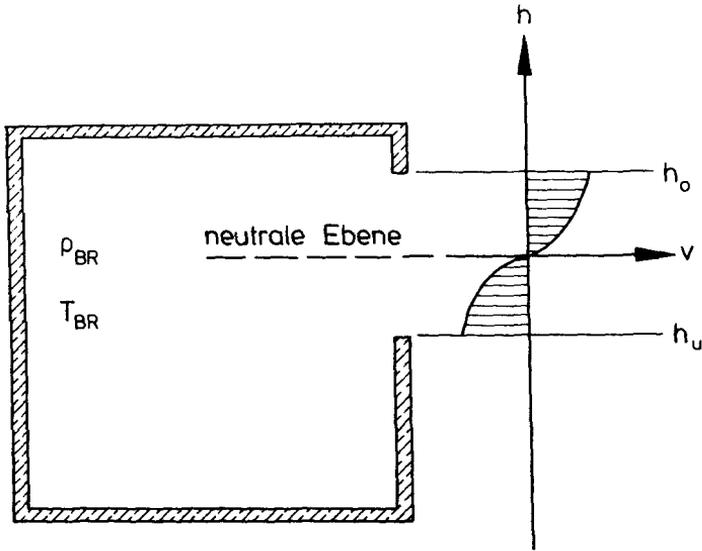


Abb 4.6 Geschwindigkeitsverteilung an der Ventilationsöffnung für homogene und isotrope Brandraumverhältnisse

Der Maximalwert der Geschwindigkeit der einströmenden Frischluft tritt im Bereich der unteren Fensterkante auf. Mit dem angegebenen Zahlenbeispiel wird die mit dem verwendeten Strömungsmodell berechnete maximale Geschwindigkeit in der Ebene der Ventilationsöffnung.

$$v_{\max} = 5,9 \text{ m/s.}$$

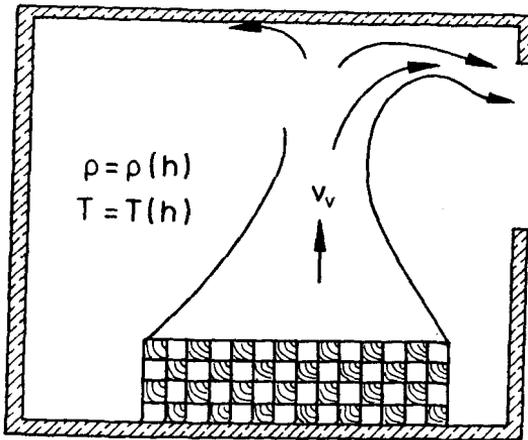


Abb. 4.7 Strömungsbild bei Existenz von vertikalen Gasgeschwindigkeiten im Brandraum

In der Realität wird der Massenstrom durch die Ventilationsöffnung in hohem Maße zusätzlich durch Gasgeschwindigkeiten beeinflusst, die ihren Ursprung in der Dynamik des Brandgeschehens finden. Als Veranschaulichung wird die Abb. 4.7 herangezogen. Im Gegensatz zu dem durch die Abb. 4.6 dargestellten Geschwindigkeitsprofil existieren hier über dem Brandherd im Bereich des Plume vertikale Geschwindigkeitskomponenten, die an der Brandraumdecke in horizontale Geschwindigkeiten umgeleitet werden. Während der Brandversuche konnten durch optische Beobachtungen (z.B. Funkenflug) vertikale Geschwindigkeiten bis zu 15 m/s beobachtet werden. Besonders wenn sich Brandlast und Plume in der Nähe einer Ventilationsöffnung befinden, können durch diese Geschwindigkeiten deutlich höhere Massenströme durch die Ventilationsöffnung erzwungen werden, als es allein aufgrund der statischen Druckgradienten möglich wäre.

Daß das Strömungsbild an der Ventilationsöffnung stark vom Brandgeschehen geprägt ist, haben die Beispiele der Abbildungen 4.4 und 4.5 qualitativ gezeigt. Die zum Schluß durchgeführte quantitative Abschätzung der im Experiment auftauchenden Gasgeschwindigkeiten zeigt, daß erhebliche Abweichungen zu den mit Hilfe der Bernoulligleichung ermittelten Werte existieren. Das traditionell für Holzkrippenbrände verwendete Strömungsmodell kann daher nicht für alle Randbedingungen eines Brandes angewendet werden.

Nun zu dem Punkt 2, der außerhalb des Brandraumes freigesetzten Energie.

Bedingt durch die hohen Massenströme durch die Ventilationsöffnungen und durch einen gewissen Sauerstoffmangel im Brandraum strömt ein Teil der pyrolysierten Brandlast unverbrannt durch die Ventilationsöffnung nach außen. Die Größe dieses Anteils kann mit den während der Experimente verwendeten Meßaufbauten nicht bestimmt werden.

Mit der Bestimmung des Massenverlustes wird sowohl die innerhalb als auch die außerhalb des Brandraumes freigesetzte Energie bestimmt, da beide Anteile sich aus der insgesamt pyrolysierten Brandlast ergeben. Auch mit Hilfe der Sauerstoffkalorimetrie wird die Summe beider Anteile bestimmt, da auch die vor dem Brandraum umgesetzte Sauerstoffmenge registriert wird.

Es wurde bisher noch kein experimentelles Verfahren realisiert, das für Brandversuche dieser Größenordnung die Trennung der beiden Anteile der Energiefreisetzung erlaubt.

Mit Hilfe von experimentellen Beobachtungen kann jedoch zumindest sehr grob die außerhalb des Brandraumes freigesetzte Energie abgeschätzt werden. Hierzu muß das Flammenvolumen außerhalb des Brandraumes bekannt sein. Bei bekannter Flammenlänge, Flammenform und Größe der Ventilationsöffnungen können Aussagen bezüglich des Flammenvolumens gemacht werden. Diese sind jedoch nicht sehr genau, da wegen des schlechten zeitlichen Auflösungsvermögens des Auges auch diejenigen Bereiche dem Flammenvolumen zugeordnet werden, die nur zeitweise von Flammen angefüllt sind.

Im folgenden wird der Versuch unternommen, die außerhalb des Brandraumes freigesetzte Energie abzuschätzen. Hierzu wird angenommen, daß die Flammen außerhalb des Brandraumes die Figur eines Kegels haben, dessen Grundfläche so groß wie die Ventilationsöffnungen ist. Als Flammenlänge wird der Wert 4 m angenommen, da während der Brandversuche längere Flammen nicht beobachtet werden konnten.

Aus einer Abschätzung von Chitty und Cox /59/ folgt, daß in einem Flammenvolumen von einem m^3 in etwa 1,8 Megawatt umgesetzt werden. Eine Energiefreisetzung von einem Megawatt entspricht einer Abbrandrate von 3,3 kg Holz pro Minute.

Mit Hilfe dieser Zahlen sind die Werte der Tabelle 4.1 berechnet worden. In der

zweiten Spalte der Tabelle sind die Ventilationsfaktoren aufgelistet, in der dritten Spalte die maximalen Abbrandraten, die mit Hilfe der Sauerstoffkalorimetrie berechnet wurden und in der vierten Spalte die daraus resultierenden Werte für k. Die Spalte 6 zeigt die Volumina der Flammen bei einer angenommenen Flammenlänge von 4 m und die Spalte 7 die daraus resultierenden Abbrandraten.

Zieht man die Werte der Spalte 7 von den Abbrandraten der Spalte 3 ab und dividiert das Ergebnis durch den Ventilationsfaktor (Spalte 2), dann erhält man die korrigierten Faktoren k (Spalte 8).

In der Spalte 8 stehen daher die k-Werte für den Fall, daß nur der innerhalb des Brandraumes umgesetzte Anteil an Holz berücksichtigt wurde. Es muß jedoch darauf hingewiesen werden, daß die Korrektur dieser Werte auf einer sehr groben Abschätzung basiert.

Die Werte der Spalte 8 sind zwar immer noch deutlich oberhalb des von Kawagoe angegebenen Wertes von $5,5 \text{ kg/min m}^{5/2}$. Sie sind jetzt aber in einer Größenordnung, die auch in anderen Literaturstellen zitiert wird /33, 34/.

1	2	3	4	5	6	7	8
Versuch	$A\sqrt{H}$	\dot{R}_{\max}	k	A_v	V_F	$\dot{R}_{\text{außen}}$	k_{kor}
	$\text{m}^{5/2}$	kg/min	$\text{kg/min m}^{5/2}$	m^2	m^3	kg/min	$\text{kg/min m}^{5/2}$
SF-85/7	0.82	20	24	1.2	1.6	9.5	12.8
SF-86/2	3.00	37	12	3.0	4.0	23.8	4.4
SF-86/3	3.00	69	23	3.0	4.0	23.8	15.1
SF-86/4	1.06	28	26	1.5	2.0	11.8	11.8

Tab. 4.1: Korrektur der k-Faktoren (Quotienten aus der maximalen Abbrandrate und dem Ventilationsfaktor) wegen des Anteils der außerhalb des Brandraumes freigesetzten Energie.

Zusammenfassend zu den Abschätzungen dieses Abschnittes 4.2.3. ist zu bemerken, daß die im Vergleich zu den Theoriewerten im Experiment bestimmten sehr hohen Abbrandraten durch zwei Phänomene zu erklären sind:

1. Sehr kleine Ventilationsöffnungen in Verbindung mit großen Brandlastoberflä-

chen verursachen ein Brandgeschehen, das mit den von Kawagoe angenommenen Modellvorstellungen nicht mehr übereinstimmt. Dadurch wird ein höherer Massenstrom durch die Ventilationsöffnungen ermöglicht und eine größere Abbrandrate verursacht.

2. Die Meßresultate setzen sich aus den im Brandraum und außerhalb des Brandraumes umgesetzten Energieanteilen zusammen. Korrigiert man die Abbrandraten um die durch eine grobe Abschätzung ermittelten außerhalb des Brandraumes verbrannten Energieanteile, dann ergeben sich Werte für die maximale Abbrandrate, deren Größenordnung unter den gegebenen Randbedingungen realistisch erscheinen.

4.2.4 Die Zeitfunktion der Abbrandrate

Als kompliziert erweist sich die Angabe einer Zeitfunktion für die Preflashoverphase. Das trifft besonders für die verteilten Brandlasten zu. Hauptursache hierfür ist das im Abschnitt 4.1 erläuterte Abbrandverhalten des Brandlastmaterials "Holz". Die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Flammenfront und die spezifische Energiefreisetzungsrate sind besonders bei geringen Energiefreisetzungsraten von speziellen Brandlasteigenschaften abhängig.

Für die zu Stapeln angeordnete Brandlast gelingt jedoch eine funktionale Beschreibung der Preflashoverphase. Ausgangspunkt sind die Überlegungen des Abschnitts 2.3.2. Dort wurde für freie Holzkrippenbrände die Abbrandrate in Abhängigkeit von der Zeit hergeleitet. "Freier Holzkrippenbrand" bedeutet, daß der Brandraum keinen Einfluß auf den Abbrand ausübt. Diese Voraussetzung trifft für die Preflashoverphase zu.

Im Abschnitt 2.3.2 wurde - ausgehend von einer Energiebilanz an der Brandlastoberfläche und einer bekannten spezifischen Abbrandrate \dot{R} - die Zeitfunktion der Abbrandrate angegeben. Das Ergebnis dieser auf physikalischen Gesichtspunkten basierenden Herleitung ist die Gleichung (2.10). Diese Gleichung muß für eine experimentelle Überprüfung ungeändert werden. Die der Messung nicht zugänglichen Größen sollen durch Größen ersetzt werden, die den Versuchsergebnissen entnommen werden können. Das wird im folgenden durchgeführt.

Gleichung (2.10) geht über in Gleichung (4.5), wenn die Flammenausbreitungsgeschwindigkeit v_f (Gleichung 2.9) eingesetzt wird:

$$\dot{R}(t) = \dot{R}'' 4\pi (nh/l) v_f^2 t^2 \quad (4.5)$$

Die Ausbreitungsgeschwindigkeit v_f kann durch optische Beobachtungen gemessen werden. Für die spezifische Abbrandrate gilt:

$$\dot{R}'' = R''/t_B = m/(A_s t_B) \quad (4.6)$$

Für die Zeitdauer t_B , die vom Entzünden bis zum Erlöschen eines Brandlastelementes vergeht, wird eine konstante spezifische Abbrandrate vorausgesetzt. Die im Abschnitt 2.3.2 eingeführte Oberfläche A_s kann durch Gleichung (4.7) eliminiert werden.

$$\rho = (m/A_s) (A_s/V) \quad (4.7)$$

ρ ist die Dichte des Brandmaterials und V dessen Volumen. Unter Berücksichtigung der speziellen Krippengeometrie (vgl. Abb. 2.1) gilt näherungsweise:

$$\frac{A_s}{V} \approx \frac{l \cdot h \cdot 4n}{l^2 h \frac{1}{2}} = \frac{8n}{l} \quad (4.8)$$

Die Verknüpfung von (4.5) bis (4.7) liefert den gesuchten Zusammenhang. Die Gleichung (4.9) beschreibt die Abbrandrate in der Brandentstehungsphase. Sie entspricht der Gleichung (2.10). Die dort explizit enthaltenen brandphysikalischen und thermodynamischen Größen \dot{Q}''_F , T_Z , c_p und λ sind jetzt durch die im Brandversuch meßbaren Größen t_B und v_f ersetzt.

$$\dot{R}(t) = \pi/2 \rho/t_B h v_f^2 t^2 \quad \text{für } t < t_1 \quad (4.9)$$

Die Abbildung 4.8 zeigt, daß die Meßwerte in der Brandentstehungsphase gut durch die Gleichung (4.9) wiedergegeben werden. Die Theoriekurve wurde mit den folgenden Werten errechnet:

$$\begin{aligned} t_B &= 20 \text{ min} \\ v_f &= 3 \text{ cm/min} \\ h &= 40 \text{ cm} \\ \rho &= 500 \text{ kg/m}^3 \end{aligned}$$

Die Werte für \dot{R} in der Abbildung wurden wegen der simultanen Zündung an den 4 Eckkrippen des Stapels mit dem Faktor 4 multipliziert.

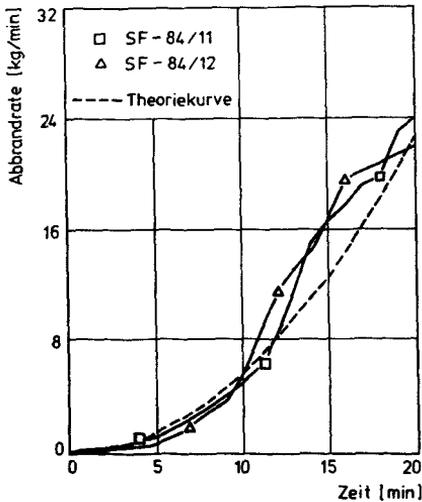


Abb.4.8 Brandentstehungsphase für Brandversuche mit Brandlaststapeln: $\dot{R} \sim t^2$

Bis zur 10. Minute (SF-84/12) beziehungsweise bis zur 12. Minute (SF-84/11) stimmen Meßkurven und Theoriekurven gut überein. Aus der Versuchsübersicht im Anhang geht hervor, daß während der hier als Beispiel angeführten Versuche jeweils 2 Brandlaststapel eingesetzt wurden. Der in der 10. Minute beziehungsweise 12. Minute erfolgte Feuerübersprung auf den zweiten Stapel erklärt die gegenüber der Theoriekurve überhöhten Meßwerte nach den Zeitpunkten des Übersprungs.

Die Abbrandrate steigt bis zum Erreichen des Maximalwertes. Dieser ist durch die Brandlastoberfläche und die Ventilationsöffnung beschränkt (vgl. Kap.4.2.2). Der Zeitpunkt t_1 , der das Ende der Brandentstehungsphase und den Beginn der Vollbrandphase anzeigt, muß daher von diesen Brandbedingungen abhängen. Aus den Gleichungen (4.9) und (4.4) ergibt sich die Zeit t_1 :

$$t_1 = \sqrt{R_{\max}} \frac{1}{v_f} \sqrt{\frac{2 \pi t_b}{\rho h}} \quad (4.10)$$

Im Zeitintervall zwischen t_1 und t_2 hat die Abbrandrate den konstanten Wert \dot{R}_{\max} . Ab dem Zeitpunkt $t = t_2$ nimmt die Abbrandrate wieder ab und die Abkühlphase beginnt. Die Auswertung der Brandversuche hat ergeben, daß der Zeitpunkt t_2 dann erreicht ist, wenn nur noch ein bestimmter Anteil der ursprünglich eingesetzten Brandlast

vorhanden ist. Dabei bestimmt die Geometrie der Brandlastanordnung die Größe dieses Anteils. Den experimentellen Resultaten können die folgenden Werte entnommen werden:

$$\begin{array}{ll} m(t_2) = 0,3 m_0 & \dots \dots \dots 0,5 m_0 \text{ für verteilte Brandlast} \\ m(t_2) = 0,5 m_0 & \dots \dots \dots 0,7 m_0 \text{ für punktförmige Brandlast} \end{array}$$

Die Differenz läßt sich wie folgt begründen: Im Falle der verteilten Brandlast bleibt die zu Beginn des Brandversuches angeordnete Brandlastkonfiguration relativ lange unverändert. Das gilt auch für das Verhältnis Holz zu Luft innerhalb der Holzkrippen und für die der Pyrolyse zur Verfügung stehenden Oberfläche. Dadurch tritt die Beschränkung der Abbrandrate durch die Brandlast später ein als bei den Versuchen mit Brandlaststapeln.

Die mathematische Beschreibung der Abkühlphase gelingt mit dem exponentiellen Ansatz, der in Kapitel 2.3.4 für die Holzkrippenbrände im Freien angegeben wurde. Die Gleichungen (2.17) und (2.18) beschreiben das Zeitverhalten für die hier diskutierten Brandversuche. Der Vergleich zwischen Theorie und Experiment ist in /36/ angegeben. Es gilt in guter Näherung:

$$\dot{R}(t) = \frac{1}{\tau} m(t_2) e^{-\frac{t-t_2}{\tau}} \quad \text{für } t \geq t_2 \quad (4.11)$$

$$\tau = \frac{m(t_2)}{\dot{R}_{\max}} \quad (4.12)$$

Für $m(t_2)$ ist der für die vorliegende Brandlastkonfiguration passende Wert einzusetzen. Die maximale Abbrandrate ist durch die Gleichung (4.2) gegeben.

Die Abbildung 4.9 zeigt die vollständige Zeitfunktion der Abbrandrate mit den diskutierten drei Bereichen. Die jeweils gültige mathematische Funktion ist angegeben. Der parabolische Verlauf in der Brandentstehungsphase gilt nur für die Stapelbrandlasten.

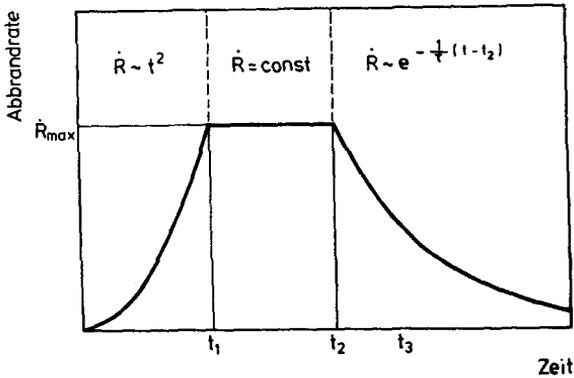


Abb. 4.9 Mathematische Beschreibung der drei charakteristischen Bereiche der Zeitfunktion der Abbrandrate für Holzkrippenbrände in Brandräumen

Zusammenfassend sind unter (4.13) die Gleichungen angegeben, die die experimentellen Resultate bezüglich der Abbrandrate für die dieser Arbeit zugrunde liegenden Brandversuche beschreiben. Sie sind teilweise empirischer Herkunft, teilweise beruhen sie auf streng physikalischen Ansätzen. Die Gleichungen können als Basis für eine Energiebilanz verwendet werden. Damit ist die Möglichkeit geschaffen, Brandraumtemperaturen und Bauteilbelastungen für Holzkrippenbrände zu berechnen. Die Einschränkung "Holzkrippenbrände" ist erforderlich, da in der Herleitung der Gleichungen (4.13) Größen und Parameter eingeflossen sind, die nur in Verbindung mit der Brandlast "Holzkrippe" einen Sinn ergeben.

$$\dot{R}(t) = \begin{cases} \frac{\pi}{2} \frac{\rho h}{t_B} v_F^2 t^2 & \text{für } 0 \leq t < t_1 \\ \dot{R}_{\max} & \text{für } t_1 \leq t < t_2 \\ \dot{R}_{\max} e^{-\frac{\dot{R}_{\max}}{m(t_2)}(t-t_2)} & \text{für } t \geq t_2 \end{cases}$$

mit $\dot{R}_{\max} \left[\frac{\text{kg}}{\text{min}} \right] = 1,79 (A_{\text{BL}} [\text{m}^2])^{0,72} (A\sqrt{H} [\text{m}^{5/2}])^{0,28}$

$$m(t_2) = \begin{cases} 0,4 m_0 \\ 0,6 m_0 \end{cases} \quad \text{für} \quad \begin{cases} \text{verteilte Brandlast} \\ \text{Stapel} \end{cases} \quad (4.13)$$

$$t_1 = \sqrt{\dot{R}_{\max}} \cdot \frac{1}{v_F} \sqrt{\frac{2t_B}{\pi \rho h}}$$

t_2 wird aus $\int_0^{t_2} R(t) dt = m(t_2)$ errechnet

4.3 Brandraumtemperaturen

Für die Wärmebelastung von Bauteilen im Brandraum ist im wesentlichen die das Bauteil umgebende heiße Gasschicht verantwortlich. Besonders im Bereich der Heißgasschicht sind die Brandraumumfassungsbauteile durch konvektiven und radiativen Wärmeübergang gefährdet, wobei die Belastung während der vollentwickelten Brandphase am größten ist. Es sind - je nach Brandumgebungsbedingungen - Temperaturen zwischen 600°C und 1200°C während des vollentwickelten Brandes gemessen worden.

Die Auswertung der Brandversuche hat den Einfluß der Parameter Brandraumgröße, thermische Eigenschaften der Umfassungsbauteile, Größe und Lage der Ventilationsöffnungen und Brandlasteigenschaften qualitativ aufgezeigt (vgl. /36/). Bei der Diskussion der Ergebnisse hat sich herausgestellt, daß quantitative Angaben nicht möglich sind, ohne den Einfluß mehrerer Parameter simultan zu betrachten. So ist beispielsweise der Einfluß der Ventilationsöffnung auf die Brandraumtemperatur bei großen Brandlastoberflächen bei weitem nicht so deutlich ausgeprägt wie bei kleinen Flächen. Oder aber, umgekehrt ausgedrückt: Bei großen Ventilationsöffnungen macht sich eine Änderung in der Größe der Brandlastoberfläche durch eine deutliche Gastemperaturänderung bemerkbar, während das bei kleinen Ventilationsöffnungen nicht der Fall ist.

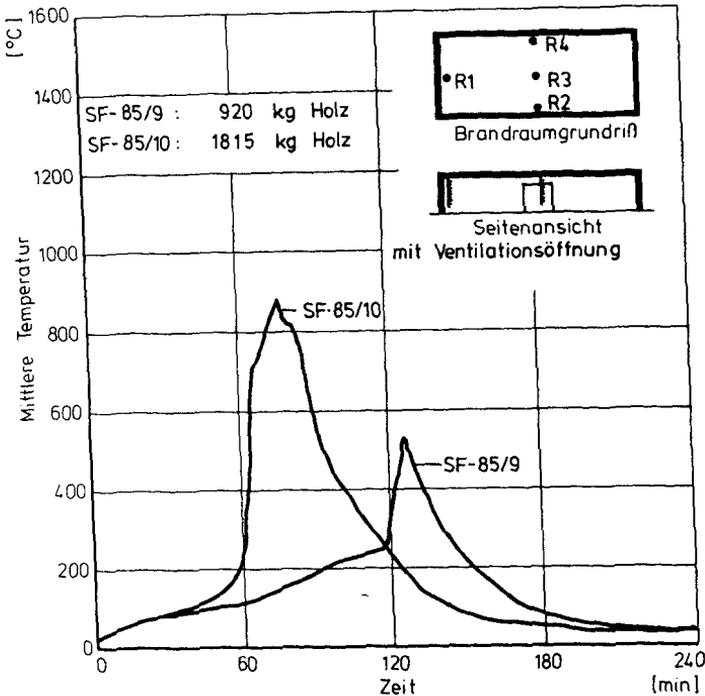


Abb.4.10 Brandlastabhängigkeit der mittleren Brandraumtemperaturen für eine große Ventilationsöffnung ($A\sqrt{H}=13,51\text{m}^{3/2}$)

Diese Aussagen werden durch die Abbildungen 4.10 und 4.11 belegt. Es werden jeweils die mittleren Brandraumtemperaturen zweier Brandversuche verglichen, die sich nur hinsichtlich der Größe der Brandlastoberfläche und der Gesamtmasse an Brandlast um den Faktor 2 unterschieden (vgl. Anhang). Die Temperaturen wurden sowohl über die vertikalen als auch über die horizontalen Brandraumkoordinaten gemittelt. Die für die Mittelwertbildung verwendeten Raumpunkte sind jeweils im rechten oberen Bildausschnitt angegeben. Die Abbildung 4.10 zeigt die Temperatur bei Vorhandensein der großen Ventilationsöffnung (Versuche SF-85/9 und SF-85/10): Im Temperaturmaximum beträgt der Unterschied mehr als 400 K. Die gleichen Verhältnisse bezüglich der Brandlastmassen und Brandlastoberflächen

lagen für die Versuche SF-86/2 und SF-86/3 vor. Die Temperaturen sind in Abbildung 4.11 über der Zeit aufgetragen. Hier, mit der kleinen Ventilationsöffnung, beträgt die Temperaturdifferenz im Temperaturmaximum nur etwa 100K.

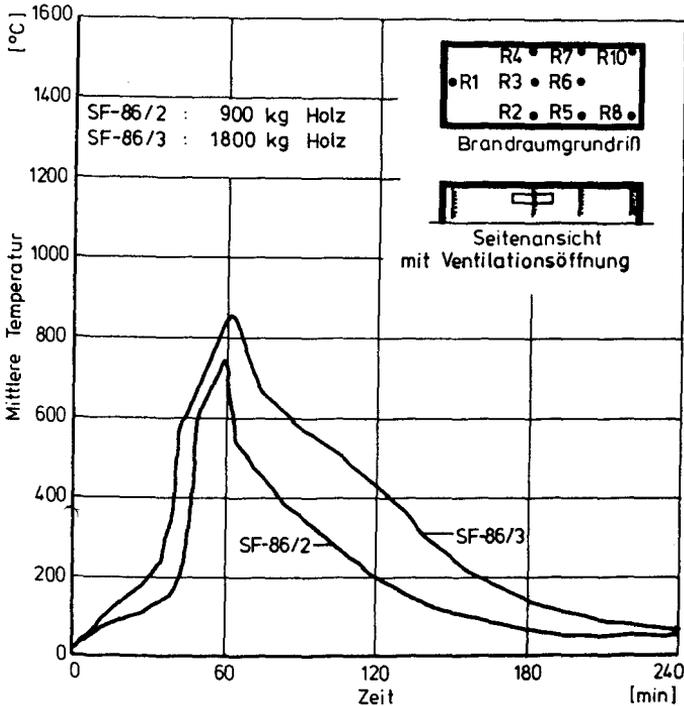


Abb. 4.11: Brandlastabhängigkeit der mittleren Brandraumtemperaturen für eine kleine Ventilationsöffnung ($A\sqrt{H} = 3\text{m}^{5/2}$)

Es ist zu schließen, daß bei kleinen Brandlasten und Brandlastoberflächen (SF-85/9 und SF-86/2) die Größe der Ventilationsöffnung für die sich einstellenden Maximaltemperaturen der wesentliche Parameter ist. Je größer die Ventilationsöffnung, desto größer ist auch die dem Brandraum durch Strahlung und Konvektion entzogene Energie. Bei größeren Brandlastoberflächen (SF-85/10 und SF-86/3) ist gemäß Gleichung (4.4) auch die Energiefreisetzungsrates größer. Der Energieverlust durch die Ventilationsöffnung, der zwar absolut nicht kleiner wird, verliert relativ zur Energiefreisetzungsrates an Einfluß.

Diese qualitativen Erklärungen können anhand der Versuchsergebnisse nicht durch quantitative Angaben präzisiert werden. Um derart komplexe Zusammenhänge aufgrund experimenteller Ergebnisse zahlenmäßig zu klären und abzusichern, sind wesentlich mehr Experimente erforderlich als diejenigen, die als Ausgangsbasis für die vorliegende Arbeit zur Verfügung stehen.

Quantitative Aussagen bezüglich der Heißgastemperatur in Abhängigkeit der brandbeeinflussenden Parameter sind mit Hilfe von Wärmebilanzrechnungen möglich. Hierbei wird die dem Brandraum zugeführte Energie den Energieanteilen gegenübergestellt, die dem Brandraum entzogen werden. Aus der Differenz zwischen Energiegewinn und Energieverlust kann auf die Brandraumtemperatur geschlossen werden (vgl. Kap. 1). Durch diese Vorgehensweise werden sowohl die Einflüsse der brandlastspezifischen Umgebungsparameter auf die Heißgastemperaturen als auch die Einflüsse der Ventilationsöffnungen und der Brandraumeigenschaften berücksichtigt.

Eine realitätsnahe Berücksichtigung der speziellen Brandlastkonfiguration erfordert die Kenntnis der Funktion der Energiefreisetzungsrate. Diese hat einen entscheidenden Einfluß auf die tatsächlichen Temperaturwerte und bestimmt im wesentlichen die Zeitfunktion der Brandraumtemperatur. Die im Abschnitt 4.2 erarbeiteten Zusammenhänge sind daher eine unabdingbare Voraussetzung für die Berechnung der Brandraumtemperaturen in Abhängigkeit der vorliegenden Umgebungsbedingungen.

An dieser Stelle sei nur soviel angemerkt: Bei Kenntnis der Energiefreisetzungsrate kann unter Berücksichtigung der Randbedingungen die Temperatur als Funktion der Zeit berechnet werden. Hierzu müssen geeignete modellhafte Betrachtungen für das Brandgeschehen vorgenommen werden. Die Ergebnisse aus den Temperaturmessungen der hier beschriebenen Versuche haben dazu beigetragen, herauszufinden, welche Modelle geeignet sind.

4.4 Zusammenfassende Bemerkungen

In diesem Abschnitt sind die für eine Bewertung des natürlichen Brandes wichtigen Ergebnisse aus den Brandversuchen diskutiert worden. Für die Energiefreisetzung wurden empirische Gleichungen angegeben, die sich auf den Abbrand von Holzkippen beziehen. Die Beschreibung der Zeitfunktion ist nur für den Fall der Brandlaststapel gelungen.

Die Diskussion der Temperaturzeitkurven hat ergeben, daß für eine quantitative Angabe der Temperaturen in Abhängigkeit von den Randbedingungen eine rechnerische Analyse auf der Basis von Wärmebilanzen erforderlich ist. Der Grund dafür ist die Überlagerung der Auswirkungen der einzelnen Parameter.

Bezüglich der experimentellen Bestimmung der für eine Bauteilbeeinträchtigung durch Brand wichtigen Wärmeübergangszahlen wird auf den Forschungsbericht /37/ verwiesen.

5. Das Gefährdungspotential von Raumbränden

Um die diskutierten theoretischen Zusammenhänge und die Versuchsergebnisse für die Praxis nutzbar zu machen, werden im folgenden Kapitel das Gefährdungspotential der Preflashoverphase und das der Postflashoverphase quantifiziert.

Der Abschnitt 5.1 ist der Preflashoverphase gewidmet. Während der Brandentstehung geht die Gefahr in erster Linie von dem Brandrauch und von der Möglichkeit eines Durchzündens im gesamten Brandabschnitt aus. Durch eine rechnerische Parametervariation wird der Einfluß der Umgebungsbedingungen auf den Flashoverzeitpunkt untersucht. Es werden Randbedingungen simuliert, die in den Experimenten nicht realisiert werden konnten.

Im Abschnitt 5.2 wird die während der Brandversuche auf die Bauteile ausgeübte thermische Belastung diskutiert. Hierfür ist die Vollbrandphase relevant. Die Ergebnisse, die in Form einer auf den Normbrand nach DIN 4102 bezogenen äquivalenten Branddauer angegeben werden, werden mit verschiedenen Brandbewertungsverfahren aus der Literatur verglichen. Insbesondere werden Aussagen darüber getroffen, inwieweit das Bewertungsverfahren nach DIN V 18230 die in den Experimenten untersuchten Brandwirkungen realistisch einschätzt.

Im Kapitel 5.3 schließlich wird ein Verfahren zur Prognose des Gefährdungspotentials von Raumbränden vorgeschlagen.

5.1 Berechnung des Zündzeitpunktes von Sekundärbrandlasten

Ausgangspunkt der Rechnungen ist der Brandversuch SF-86/10. Hier wurden zwei Brandlaststapel in dem Brandraum mit der Grundfläche $7,8\text{m} \cdot 7,2\text{m}$ und der Höhe $3,6\text{m}$ angeordnet. Die Stapel bestanden aus jeweils 500 kg Fichtenholz. Die Versuchsrandbedingungen sind in der Abbildung 5.1 zusammengefaßt.

Der Stapel in der Brandraumecke wurde derart gezündet, daß sich die Flammen so wie im Kapitel 2.3.2 beschrieben zylinderförmig ausbreiteten. Damit ist die Voraussetzung für die mathematische Formulierung der Abbrandrate als Funktion der Zeit nach Kapitel 4.2 gegeben.

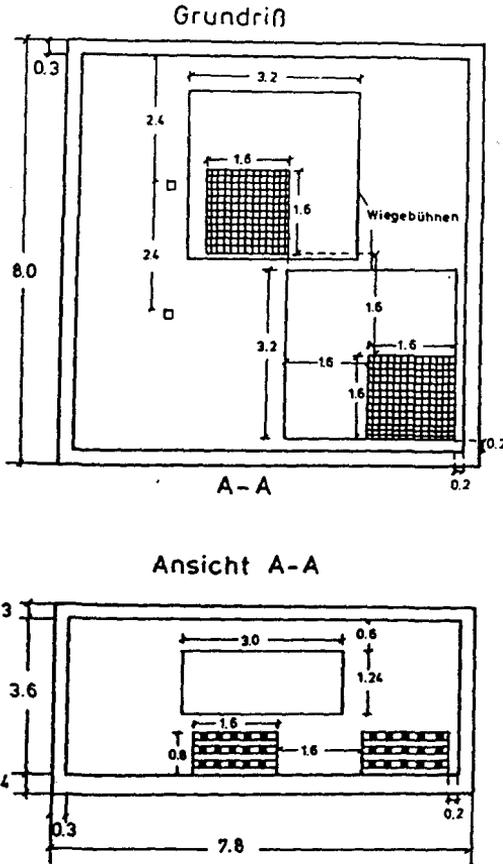


Abb. 5.1 Brandversuch SF-86/10 - Randbedingungen.

Die Abbildung 5.2 zeigt die Abbrandrate über der Zeit für die Randbedingungen des Brandversuchs SF-86/10. Die Punkte stellen die im Versuch gemessene Werte dar, die durchgezogene Linie ist die Theoriekurve. Als Zusatzinformation zur Berechnung der Theoriekurve wurden dem Experiment die Flammenausbreitungsgeschwindigkeit und der Zündzeitpunkt des zweiten Stapels entnommen.

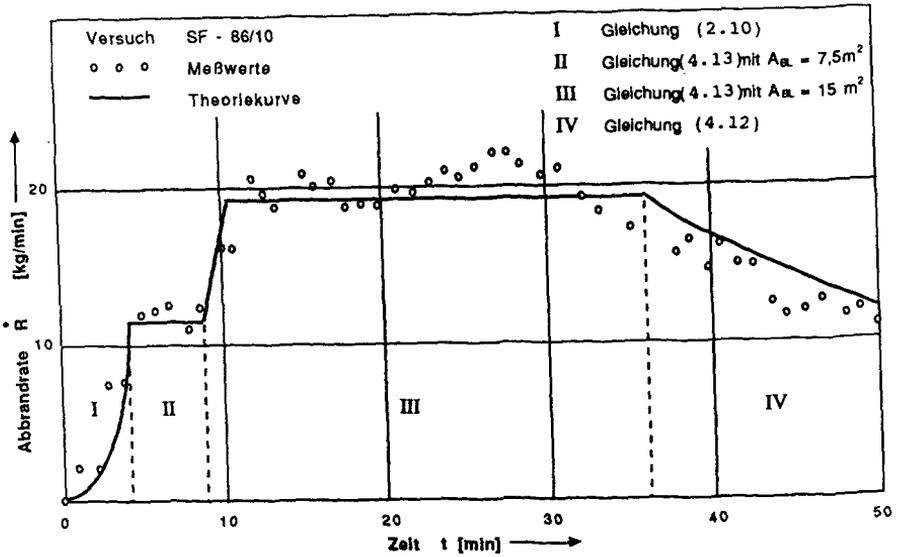


Abb. 5.2 Theoriefunktion der Abbrandrate und Meßwerte

Interessant im Sinne der vom Entstehungsbrand ausgehenden Gefahr ist der Übergang vom Bereich II in den Bereich III. Aufgrund des Feuerübersprungs auf den zweiten Brandlaststapel wächst die Abbrandrate und damit auch die Energiefreisetzung um nahezu den Faktor 2. Unmittelbar nach dem Feuerübersprung hat sich die Brandlastoberfläche verdoppelt, da die Flammenausbreitung über den zweiten Stapel innerhalb weniger Sekunden abgeschlossen ist.

Im Kapitel 1 wurde bereits erwähnt, daß mit Hilfe eines Mehrzonenmodells die Zusammenhänge erfaßt werden können, die verantwortlich für die Entzündung von nicht am Entstehungsbrand beteiligten Brandlasten sind. In einem Mehrzonenmodell wird die energetische Wechselwirkung und der Massenaustausch zwischen den Zonen mit Hilfe physikalischer Gleichungen beschrieben. Als Zonen werden lokale Bereiche des Brandgeschehens definiert, die hinsichtlich gewisser Größen homogen sind.

Ein in der Fachwelt anerkanntes Mehrzonenmodell ist der Harvard Computer Fire Code (HCFC) /6/. Zur Berechnung der brandspezifischen Größen werden bei diesem Modell 6 verschiedene Zonen betrachtet: Die Brandlasten (sogenannte Objekte), der

Plume, die kalte Gasschicht, die heiße Gasschicht, die Teile der Brandraumumfassung, die mit der Heißgasschicht in Berührung stehen und diejenigen, die an die kalte Gasschicht angrenzen. Die den Massen- und Energieaustausch beschreibenden partiellen Differentialgleichungen werden mit Hilfe verschiedener numerischer Verfahren gelöst.

Die Antwort der Zone "Brandlast" auf die Energiebeaufschlagung seitens der anderen Zonen wird vom HCFC quantitativ erfaßt. Die Brandlastoberfläche wird aufgeheizt, das Material beginnt zu pyrolysieren und bei Erreichen einer für die Brandlast charakteristischen Temperatur zu brennen. Bei dem Entzündungsvorgang wird berücksichtigt, ob der Kontakt mit anderen Flammen existiert (Fremdentzündung) oder ob Selbstentzündung vorliegt.

Damit erweist sich der HCFC für die Problematik, den Zündzeitpunkt von Brandlasten zu berechnen, als geeignet. Das Simulationsprogramm wurde für die hier vorgestellten Rechnungen insoweit abgeändert, daß die Berechnung der Abbrandrate gemäß der im Kapitel 2 und 4 entwickelten Zusammenhänge durchgeführt wurde. Der Brandversuch SF-86/10 wurde zur "Kalibrierung" des Programms gewählt: Die nicht exakt bekannten thermodynamischen Daten (wie beispielsweise die Zündtemperatur des Holzes) wurden variiert, bis Versuchsergebnis und Rechenergebnis miteinander übereinstimmten. Mit der in der Abbildung 5.2 dargestellten Abbrandrate des zu Versuchsbeginn gezündeten Stapels und mit den in der Abbildung 5.1 angegebenen geometrischen Randbedingungen ergab sich aus der Rechnung eine Zeitdauer von 535 Sekunden bis zum Zünden des zweiten Stapels. Im Experiment wurde der Wert 9 Minuten registriert. Diese sehr gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment zeigt, daß mit Hilfe des verwendeten Zonenmodells realitätsnahe Aussagen über den Flashoverzeitpunkt möglich sind.

In den Abbildungen 5.3a) bis 5.3c) sind die variierten Parameter, die Variationsbereiche und die berechneten Flashoverzeitpunkte zusammengefaßt. Es wurden Simulationsrechnungen für die drei experimentell untersuchten Brandraumabmessungen durchgeführt. Der Zündstapel befand sich stets in einer Brandraumecke an der Seite der Ventilationsöffnung. Auch der Abstand des zweiten Stapels vom Zündstapel war ein Variationsparameter (vgl. die linke Spalte in den Abbildungen 5.3). Für diese acht geometrischen Konfigurationen wurde jeweils die Ventilationsöffnung (Abb. 5.3a), die Höhe des Brandraums (Abb. 5.3b) und die Brandlast und damit die Abbrandrate (Abb. 5.3c) variiert.

Brandraum- grundriß und Brandlast- anordnung	Zeitpunkt des Flashover [s]			
	$A\sqrt{H} = 2 \text{ m}^{5/2}$	$A\sqrt{H} = 3 \text{ m}^{5/2}$	$A\sqrt{H} = 4,14 \text{ m}^{5/2}$	$A\sqrt{H} = 8 \text{ m}^{5/2}$
	503	373	369	385
	509	378	378	410
	908	572	527	520
	919	581	538	541
	926	587	548	571
	1682	802	719	681
	1705	813	734	709
	1736	822	750	760

Abb. 5.3a) Flashoverzeitpunkte für verschiedene Raumgrößen,
Brandlastanordnungen und Ventilationsöffnungen.
 $R = 1000 \text{ kg}$, $h_{BR} = 3,6 \text{ m}$

Brandraum- grundriß und Brandlast- anordnung	Zeitpunkt des Flashover [s]		
	$h_{BR} = 2 \text{ m}$	$h_{BR} = 3,6 \text{ m}$	$h_{BR} = 6 \text{ m}$
	461	535 SF - 86/10:540	743
	480	557	774
	729	873	1257
	745	895 SF - 84/6:900	1289
	774	931	1341
	1205	1612	2618*
	1265	1723	2860*
	1394	1960*	3360*

Abb. 5.3b) Flashoverzeitpunkte für verschiedene Raumgrößen, Brandlastanordnungen und Brandraumhöhen h_{BR} .
 $R = 500 \text{ kg}$, $A\sqrt{H} = 4,14 \text{ m}^{5/2}$

Brandraum- grundriß und Brandlast- anordnung	Zeitpunkt des Flashover [s]		
	R = 250 kg	R = 500 kg	R = 1000 kg
	775	535 SF - 86/10:540	369
	832	557	378
	1985*	873	527
	2203*	895 SF - 84/6:900	538
	2982*	931	548
	kein FO	1612	719
	Kein FO	1723	734
	kein FO	1960*	750

Abb. 5.3c) Flashoverzeitpunkte für verschiedene Raumgrößen,
Brandlastanordnungen und Brandlasten R.
 $A\sqrt{H} = 4,14 \text{ m}^{3/2}$, $h_{BR} = 3,6 \text{ m}$

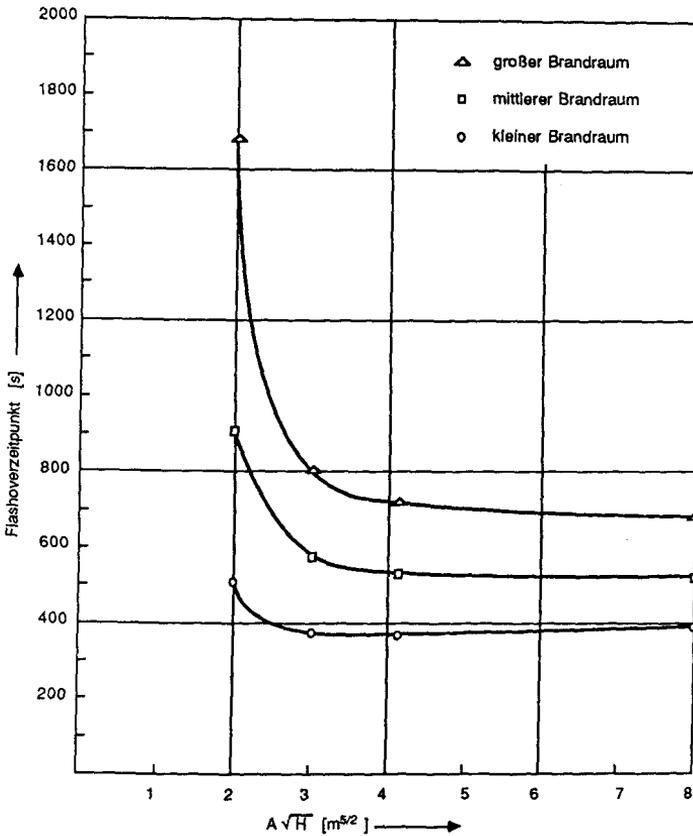


Abb. 5.4 Abhängigkeit des Flashoverzeitpunktes von der Größe der Ventilationsöffnung

Die Ergebnisse der Berechnungen für die verschiedenen Fensteröffnungen sind in dem Diagramm 5.4 zusammengefaßt. Für alle drei Brandraumgrößen nimmt die Zeit bis zum Feuerübersprung bei kleinen Ventilationsfaktoren mit größer werdender Fensteröffnung ab. Der Grund dafür ist die nach Gleichung (4.4) mit dem Ventilationsfaktor anwachsende maximale Abbrandrate. Bei einem Zahlenwert von etwa 5 m² für $A\sqrt{H}$ ist das Minimum des Flashoverzeitpunktes erreicht. Eine weitere Vergrößerung der Ventilationsöffnung bewirkt neben der Steigerung der maximal

möglichen Abbrandrate einen erhöhten Massen- und Energieaustausch zwischen dem Brandraum und der Umgebung. Dadurch erfährt der noch nicht entzündete Brandlaststapel eine Kühlwirkung. Den Zahlen in der letzten Spalte der Abb. 5.3a) ist sogar die Tendenz einer wieder ansteigenden Zeitdauer bis zum Flashover für sehr große Ventilationsöffnungen zu entnehmen.

In dem Diagramm 5.5 ist der Einfluß der Brandraumhöhe auf den Flashoverzeitpunkt dargestellt. Es ist zu ersehen, daß der Feuerübersprung mit wachsender Brandraumhöhe immer später eintritt. Dieser Effekt ist umso ausgeprägter, je größer die Grundfläche des Brandraums ist. In dem 6 Meter hohen Raum mit der größten Grundfläche würde in der Realität überhaupt kein Feuerübersprung eintreten, da die zur Verfügung stehende Brandlast zu dem errechneten Zeitpunkt bereits ausgebrannt wäre. Die Zahlenwerte, für die dieses Kriterium zutrifft, sind in den Abbildungen 5.3 mit einem Stern gekennzeichnet.

Aus der Abbildung 5.6 ist der Einfluß der Größe des zu Beginn entzündeten Brandlaststapels auf den Zeitpunkt des Feuerübersprungs zu ersehen. Je größer die Masse des Holzstapels ist, desto größer ist auch seine Oberfläche und damit nach Gleichung (4.13) die Energiefreisetzungsrate. Daher verkürzt sich die Zeitspanne zwischen dem Brandausbruch und dem Flashover mit größer werdender Brandlast. Besonders ausgeprägt ist dieser Effekt im Falle des großen Brandraums.

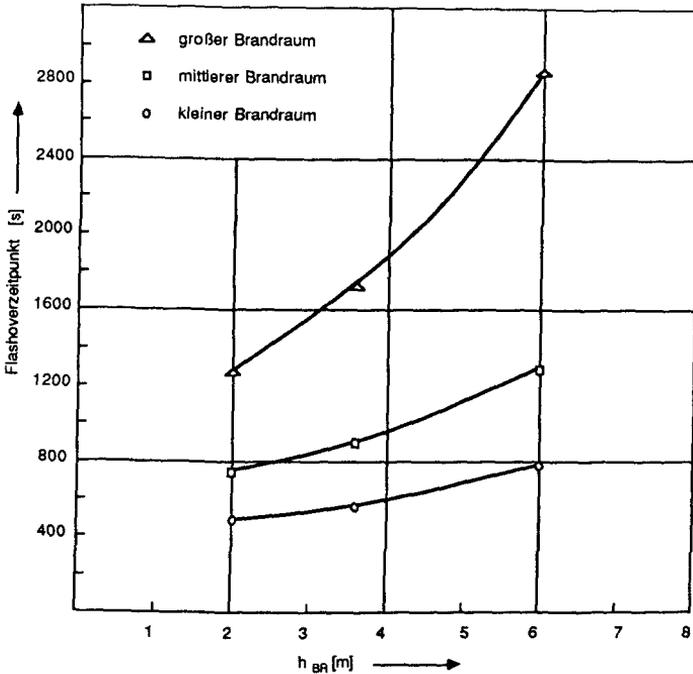


Abb. 5.5 Abhängigkeit des Flashoverzeitpunktes von der Höhe des Brandraumes

Deutlich ersichtlich aus den Zahlenwerten der Abbildungen 5.3 ist auch die Verzögerung des Flashover mit größer werdendem Abstand zwischen dem Zündstapel und dem Zielstapel. Das kann sogar dazu führen, daß bei Einhaltung eines Mindestabstandes der Feuerübersprung verhindert wird: In dem 3,6 Meter hohen Brandraum mit der großen Grundfläche tritt der Flashover nach etwa 29 Minuten ein, wenn der zweite Brandlaststapel in der Mitte des Brandraums steht. Befindet er sich in der dem Zündstapel gegenüberliegenden Ecke, dann beträgt die errechnete Zeitdauer 33 Minuten. Nach dieser Zeitdauer ist jedoch in der Realität der Zündstapel bereits ausgebrannt, so daß es nicht zu einem Feuerübersprung kommt.

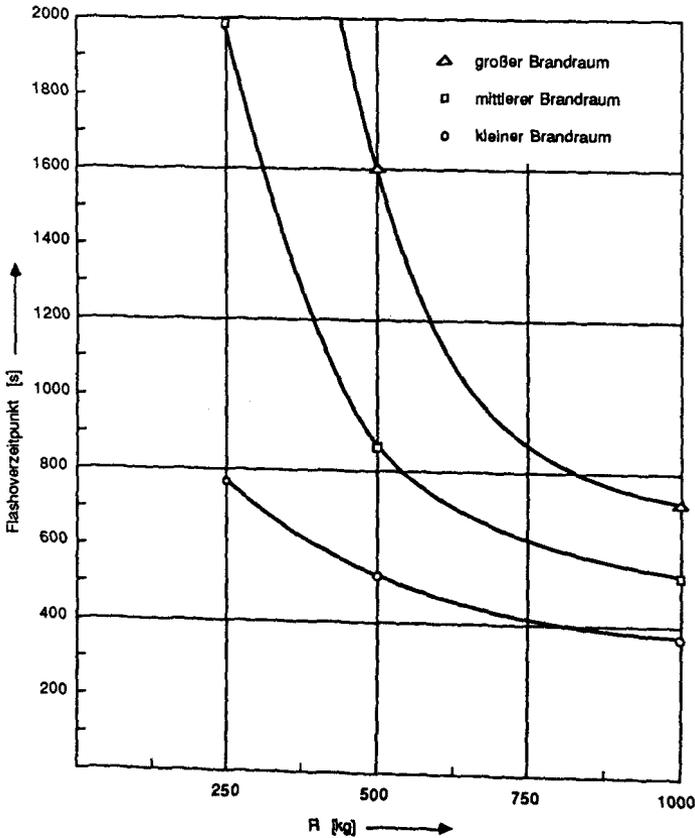


Abb. 5.6 Abhängigkeit des Flashoverzeitpunktes von der zur Verfügung stehenden Brandlast

Das Variationsspektrum der Parameter erlaubt noch einen Vergleich eines experimentellen Resultats mit der Rechnung, da auch der Flashoverzeitpunkt für die Randbedingungen des Versuchs SF-84/6 (siehe Anhang und Abb. 5.3b) berechnet wurde. Der im Versuch beobachtete Wert betrug 15 Minuten, die Simulationsrechnung ergab 895 Sekunden.

Mit Hilfe der Diagramme aus der Abbildungen 5.4 bis 5.6 sind Aussagen bezüglich des Flashoverzeitpunktes für Holzkrippenbrände möglich. Da die Kurven einen stetigen Verlauf aufweisen, können durch Interpolation Ergebnisse für Zwischenwerte gewonnen werden. Die Glaubwürdigkeit der quantitativen Angaben wird

dadurch untermauert, daß die rechnerischen Resultate dann mit experimentellen Ergebnissen übereinstimmen, wenn für die Berechnung und für das Experiment die gleichen Randbedingungen vorliegen.

Ähnliche Aussagen können auch für andere Brandlastkonfigurationen gemacht werden. Die Voraussetzung dafür ist jedoch, daß die Energiefreisetzungsrates in Abhängigkeit von der geometrischen Anordnung und von dem Material der Brandlast bekannt ist. Solche Funktionen und Zusammenhänge zu entwickeln ist unter anderem die Aufgabe der Brandforschung der nächsten Jahre.

5.2 Die Brandeinwirkung auf die Bauteile

5.2.1 Wahl eines Kriteriums für die experimentelle Bestimmung der Brandwirkung

Zur Beurteilung der schädigenden Wirkung eines natürlichen Brandes kann prinzipiell jede physikalische und chemische Änderung der dem Brand ausgesetzten Bauteile herangezogen werden. Aus den Änderungen leiten sich physikalisch meßbare Größen ab. Allen Materialantworten auf die Brandeinwirkung ist eines gemeinsam: Die entsprechende Änderung ist mit einer Temperaturerhöhung im Material verbunden.

Es ist daher naheliegend, die Temperaturerhöhung im Bauteil als Maß für die Bauteilschädigung zu wählen. Obwohl die beobachtbaren Effekte in einem nicht linearen Zusammenhang mit der Temperatur stehen, ist dennoch das erreichte Temperaturniveau ein Anhaltspunkt für die Brandwirkung. Einschränkend muß gesagt werden, daß das nur für nicht brennbare Bauteile zutrifft. Für Bauteile, deren Querschnitt sich durch Abbrennen oder Verkohlung verringert, müssen andere Kriterien angewendet werden.

Die Entscheidung zugunsten der Temperaturerhöhung im Bauteil als Maßstab für Brandwirkungen muß auch aus experimentellen Gründen fallen. Andere im Bauteil hervorgerufene Änderungen können, wenn überhaupt, nur unter sehr schwierigen Bedingungen während des zu beurteilenden Brandes registriert werden. Das in einem Bauteil erreichte Temperaturmaximum wird daher zur Bewertung der Brandversuche herangezogen.

5.2.2 Bewertung des natürlichen Brandes durch Bezug auf den Normbrand

5.2.2.1 Problematik der Definition einer praxisgerechten äquivalenten Branddauer

Das im thermisch belasteten Bauteil gemessene Temperaturmaximum hängt unter anderem vom Bauteilmaterial, von den geometrischen Abmessungen, von der Beflammungsart und von der genauen Lage des Meßelementes im Bauteil ab. Somit kann die Bauteiltemperatur selbst kein absolutes Maß der Brandwirkung sein. Die aufgezählten bauteilspezifischen Einflußgrößen können jedoch durch das Konzept der äquivalenten Branddauer berücksichtigt werden.

Die experimentell bestimmte, dem Normbrand nach DIN 4102 äquivalente Branddauer ist jedoch auch kein absoluter, nur von dem zu beurteilenden Naturbrand abhängiger Wert. Je nach Bauteilmaterial und Tiefe des verwendeten Meßelementes nämlich wird die Brandwirkung durch die thermische Trägheit des Bauteils zeitlich verzögert. Kurzzeitige starke Schwankungen in den Brandraumtemperaturen verlieren mit wachsendem Abstand von der Bauteiloberfläche an Einfluß auf die äquivalente Branddauer. Als Folge der zeitlichen Verzögerung werden bei Wahl einer geringen Tiefe für den Ort des Vergleichsthermoelementes kurzzeitige Spitzen in den Brandraumtemperaturen überbewertet. Im Gegensatz dazu geht bei einer großen Meßtiefe die Abkühlphase des natürlichen Brandes zu stark in die Bewertung ein.

Die geschilderten Zusammenhänge sind in der Abbildung 5.7 verdeutlicht. Dort sind für verschiedene Bauteiltiefen die Temperaturen als Funktion der Zeit aufgetragen. Die Abbildung enthält die Kurven für zwei verschiedene Brandbeanspruchungen: Die durchgezogenen Linien gehören zu einem ETK-Brand und die gestrichelten Linien zu dem Brandversuch SF-86/10 (vgl. Anhang). Nach dem Verfahren der Abb. 1.4 sind für die im Bild angegebenen Bauteiltiefen und für die Bauteiloberfläche die äquivalenten Branddauern bestimmt worden. Die jeweils in der entsprechenden Tiefe im Naturbrand erreichten Maximalwerte sind auf den Normbrandkurven durch Symbole gekennzeichnet. Es ist deutlich zu erkennen, daß zu verschiedenen Meßtiefen unterschiedliche äquivalente Branddauern gehören:

Meßwerte [mm]	0	5	10	20	40	80
äquivalente Branddauer [min]	79	66	60	57	61	94

Bei geringen Meßtiefen bis etwa 10 mm dominiert das Maximum der Brandraumtemperaturen, das geringfügig höher als das Temperaturmaximum an der Bauteiloberfläche ist. Für große Meßtiefen ab 40 mm ist die Abkühlphase bestimmend für den Wert der äquivalenten Branddauer.

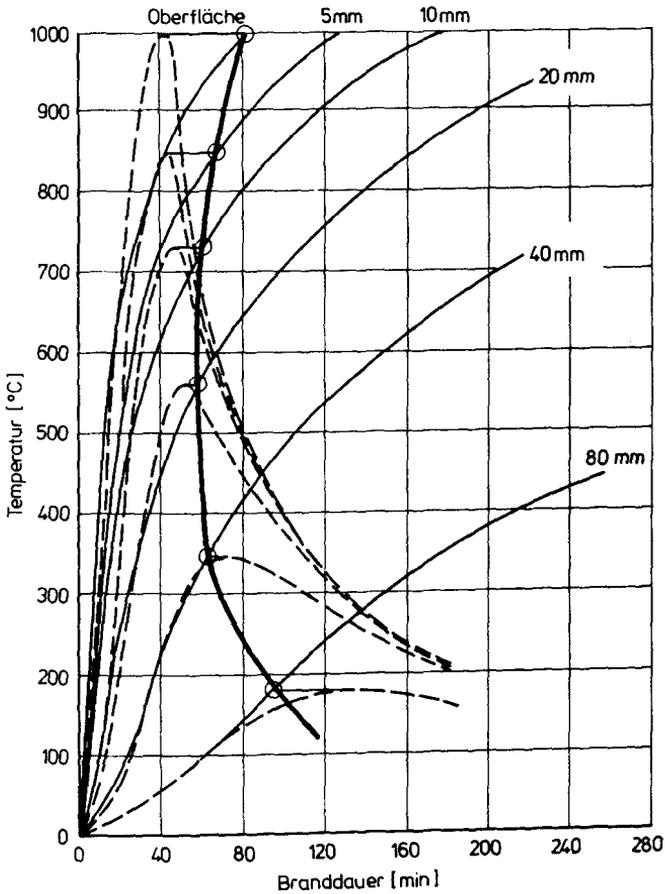


Abb.5.7: Äquivalente Branddauer eines Naturbrandes - Abhängigkeit von der Bauteiltiefe (Rechenwerte).

Die Kurven der Abbildung 5.7 sind keine Meßwerte, sondern Resultate einer Rechnung. Mit den gemessenen Heißgastemperaturen wurde unter Berücksichtigung der Wärmeübergangsverhältnisse zwischen den Brandgasen und dem Beton-

bauteil die Temperatur im Bauteil berechnet. Hierzu wurde das Programm FIREST /57/ (vgl. Kap. 5.3.4) verwendet. Durch das Rechenverfahren sollten alle Meßfehler und alle Einflußgrößen auf die äquivalente Branddauer mit Ausnahmen des hier untersuchten Einflusses der Tiefe des Meßelementes eliminiert werden. Meßfehler treten beispielsweise durch ungenaues Positionieren der Thermoelemente auf. Gerade in dem inhomogenen Material Beton ist ein millimetergenauer Einbau von Thermoelementen nicht möglich. Weitere die äquivalente Branddauer beeinflussenden Parameter sind der Wassergehalt, die Zusammensetzung und die Struktur des Baustoffs.

In Abbildung 5.8 sind in der gleichen Art wie in Abbildung 5.7 Temperaturzeitkurven für verschiedene Bauteiltiefen aufgetragen. In diesem Fall stellen die zu dem natürlichen Brand SF-86/10 gehörenden Kurven tatsächliche Meßkurven dar, die entsprechenden ETK-Kurven sind berechnet. Zu der oben diskutierten Meßtiefenabhängigkeit von t_a kommt hier nun der Einfluß experimenteller Unzulänglichkeiten hinzu. Das wird besonders bei der Meßtiefe 40 mm offensichtlich. Hier ist die aus den Meßwerten ermittelte äquivalente Meßdauer um 67% höher als die aus den Rechenwerten erlangte.

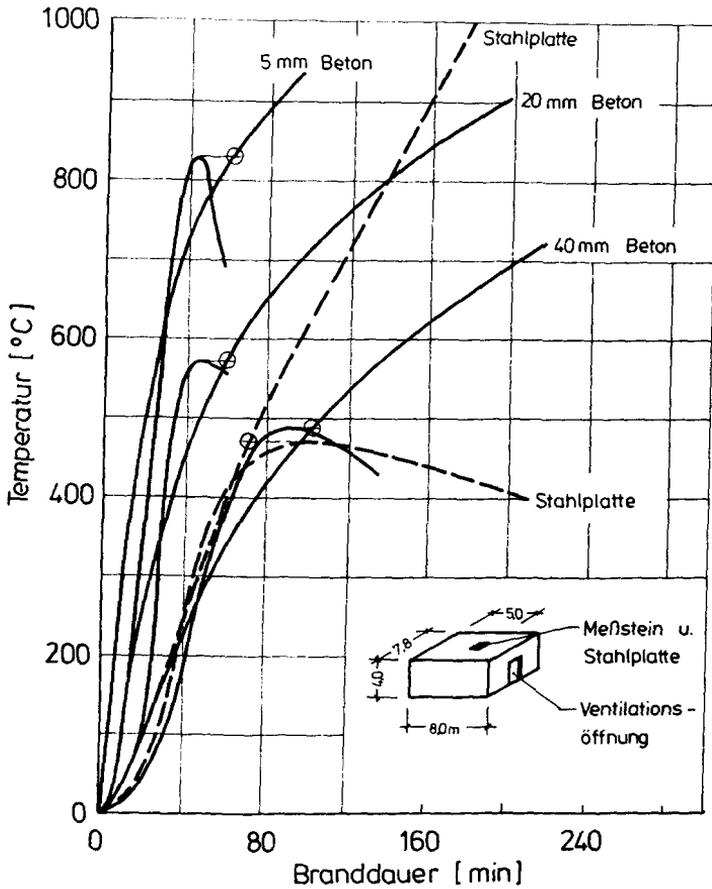


Abb.5.8 Äquivalente Branddauern eines Naturbrandes - Abhängigkeit von der Bauteiltiefe (gemessene Kurven)

Derart große Unsicherheiten können in einem experimentellen Bewertungskriterium nicht akzeptiert werden. Daher kommt Beton als Bauteilmaterial zur Bestimmung der Temperaturmaxima nicht in Betracht. Stahl hat gegenüber Beton gewisse Vorteile. Stahl ist ein homogener und isotroper Werkstoff, Einflüsse durch Feuchtigkeit im Material fallen weg. Stahlbauteile können exakter mit Thermoelementen bestückt werden als Betonbauteile. Die Temperaturmessung ist genauer, da der Wärmekontakt zwischen Thermoelement und Bauteil durch Anpunkten des Elemen-

tes stets gleich ist. Und schließlich ein ganz entscheidender Vorteil: Die Änderungen, die ein Vergleichsbauteil aus Stahl in einem Brandversuch erfährt, sind reversibel, im Gegensatz zu Änderungen im Beton. Daher kann für alle Brandversuche ein und dasselbe Bauteil als Bewertungsmaßstab dienen. Beim direkten Vergleich der Brandwirkungen natürlicher Brände verschwindet demzufolge der verfälschende Einfluß von Ungenauigkeiten bei der Herstellung von Vergleichsbauteilen.

In der Abbildung 5.8 ist zusätzlich der in einer einseitig beflamnten Stahlplatte gemessene Temperaturverlauf eingezeichnet. Die zu dem natürlichen Brand gehörende Meßkurve entstammt einem Thermoelement, das sich 50 mm unterhalb der beflamnten Oberfläche befand. Das Stahlbauteil wurde in Anlehnung an das in DIN 18230, Teil 3, zur experimentellen Bestimmung des Abbrandfaktors m vorgeschriebene Bauteil ausgewählt. Die Stahlplatte war während des Brandversuchs in unmittelbarer Nähe des Betonmeßsteins in der Brandraumdecke befestigt. Ein Vergleich der zu der Stahlplatte gehörenden äquivalenten Branddauer mit den für unterschiedliche Betonüberdeckungen ermittelten t_d -Werten der Abb. 5.7 ergibt:

$$(t_d)_{\text{Stahlplatte}} \approx (t_d)_{30\text{mm Beton}}$$

Die Forderung nach Praxisnähe der äquivalenten Branddauer ist bei deren Bestimmung mit einem derartigen Vergleichsbauteil aus Stahl in doppelter Hinsicht erfüllt. Zum einen ist in einer Vielzahl von Stahlbetonbauteilen die Stahlbewehrung von einer etwa 30 mm dicken Betonschicht überdeckt. Zum anderen paßt das in der Stahlplatte gemessene Temperaturmaximum in der Größenordnung von 500°C gut in den für wärmebelasteten Stahl kritischen Temperaturbereich.

Hosser und Schneider /60/ haben gezeigt, daß das Vergleichsbauteil gemäß DIN 18230, Teil 2, in etwa den Anwendungsbereich zwischen ungeschütztem Stahl und für die Feuerwiderstandsklasse F 90 ausgelegte Stahlbeton- und geschützte Stahlbauteile abdeckt. Hieraus folgt, daß dieses Stahlbauteil für eine Vielzahl tragender Bauteile ein repräsentatives Bauteil ist.

Aus der gewünschten Praxisnähe lassen sich zwei Möglichkeiten ableiten, eine auf dem Temperaturkriterium basierende äquivalente Branddauer zu definieren.

- (1) Für jeden zu bewertenden Brand kann die gleiche Temperaturmeßstelle in einem stets gleichen Bauteil zur Bestimmung des Temperaturmaximums verwendet werden. Als Folge einer solchen Vorgehensweise nimmt das Temperaturmaximum je nach Brandfall verschiedene Werte an. Daher können sich in

- gewissen Szenarien für die Praxis irrelevante Werte ergeben.
- (2) Alle äquivalenten Branddauern können für ein und dasselbe Temperaturmaximum im Bauteil bestimmt werden. Das bedeutet, daß für den zu bewertenden Brandfall jeweils ein Vergleichsbauteil zu entwerfen ist, das bei der dem Brand entsprechenden thermischen Belastung den geforderten Maximalwert annimmt. Für dieses Bauteil muß anschließend entweder durch Messung oder durch Rechnung die Temperaturzeitkurve für die Normbrandbeanspruchung ermittelt werden. Als Folge dieses Verfahrens können sich für gewisse Brandfälle praxisfremde Bauteile ergeben.

Beide Möglichkeiten sind in der Fachliteratur vorgeschlagen /46/, beide Verfahren beinhalten Vor- und Nachteile. Die auf gleichen Temperaturmaxima basierende äquivalente Branddauer eignet sich weniger gut für experimentelle Untersuchungen, da die Konstruktion jeweils neuer Bauteile für unterschiedliche Brandbedingungen einen erheblichen experimentellen Aufwand bedeutet.

5.2.2.2 Experimentelles Verfahren zur Bestimmung der äquivalenten Branddauer

Aus den im letzten Kapitel dargelegten Gründen wird im folgenden die Temperaturmessung in einem Stahlbauteil als Grundlage zur Bestimmung von t_f angewendet. Um einen Bezug zu bereits bestehenden Bemessungsverfahren zu ermöglichen, ist in dem Versuchsbrandraum ein Vergleichskörper nach DIN 18230 Teil 2 /58/ eingebaut worden. Die Temperaturmeßstelle befindet sich 50 mm unterhalb der Bauteiloberfläche. Das Vergleichsbauteil ist in der Abbildung 3.2 beschrieben. Durch thermische Isolierung der Seitenflächen ist dafür gesorgt worden, daß die Wärmebelastung nur von einer Seite erfolgen kann.

Als Einbauort für das Vergleichsbauteil wurde entsprechend dem in DIN 18230 definierten Verfahren die Brandraumdecke gewählt. Dort sind die stärksten thermischen Belastungen zu erwarten. Die genaue Lage in der Brandraumdecke richtete sich jeweils nach dem voraussichtlichen Brandverlauf: Da durch das Bauteil eine integrale Aussage über die Brandwirkung auf die Brandraumdecke getroffen werden sollte, durfte es sich nicht im unmittelbaren Einflußbereich des Flammenplume befinden.

Die auf diese Weise experimentell ermittelten äquivalenten Branddauern sind somit ein quantitatives Maß für die Brandbelastung der Brandraumdecke. Das Verfahren bewertet die Wirkung des gesamten Brandablaufs auf ein Deckenbauteil.

Die zur Bestimmung der äquivalenten Branddauer erforderliche Temperaturzeitkurve im Vergleichsbauteil bei Normbrandbeanspruchung wurde auf rechnerischem Wege erlangt. In Abb. 5.8 ist die entsprechende Funktion eingezeichnet.

5.2.3 Diskussion verschiedener Bemessungsverfahren unter Einbeziehung der experimentellen Resultate

5.2.3.1 Auflistung der Ergebnisse und Vergleich mit anderen Bemessungsverfahren

Mit dem im letzten Kapitel dargestellten Verfahren zur Bewertung des natürlichen Brandes bieten die beschriebenen Brandversuche eine Möglichkeit, Bemessungskonzepte auf ihre Realitätsnähe hin zu untersuchen. Es kann überprüft werden, ob die für die Brandwirkung verantwortlichen Parameter Brandlast, Wärmeabzug durch Ventilationsöffnungen und Wärmeabfuhr durch Brandraumwände der Realität entsprechend in die Beurteilung einfließen.

In der Tabelle 5.1 sind die gemessenen und berechneten äquivalenten Branddauern zusammengefaßt. Die Spalte 1 der Tabelle beinhaltet die Versuchsnamen entsprechend Anhang.

(1) Versuch	(2) q_R kWh/m ²	(3) \sqrt{w}	(4) w	(5) $t_{a,DIN}$ min	(6) $t_{a,Exp}$ min	(7) $t_{a,Pet}$ min	(8) $t_{a,Har}$ min
SF-83/3	95,0	1,4	2,0	48	87	53	92
SF-83/2	91,0	1,4	2,0	46	79	55	96
SF-86/7	90,1	1,4	2,0	45	72	46	101
SF-86/10	90,1	1,4	2,0	45	70	56	122
SF-84/6	48,0	1,6	3,2	38	70	43	96
SF-83/5	94,0	1,2	1,5	35	65	49	79
SF-84/3	48,0	1,6	3,2	39	64	45	96
SF-83/4	90,0	1,2	1,5	34	61	51	81
SF-86/9	45,0	1,5	3,2	36	58	38	84
SF-86/3	58,8	1,9	3,2	47	58	78	153
SF-86/6	90,1	1,4	2,0	45	57	46	101
SF-86/8	45,0	1,5	3,2	36	55	38	83
SF-85/10	59,3	1,5	2,0	30	50	37	65
SF-85/7	45,0	1,8	3,2	36	47	44	103
SF-84/8	41,5	1,6	3,2	33	47	40	87
SF-84/4	48,0	1,4	2,0	24	46	25	52
SF-84/5	48,0	1,4	2,0	24	46	25	52
SF-86/4	43,2	2,2	3,2	35	46	65	99
SF-85/4	45,3	1,8	3,2	36	45	40	87
SF-86/5	45,0	1,5	3,2	36	45	39	85
SF-85/1	89,7	1,4	2,0	45	43	46	102
SF-86/1	45,1	1,9	3,2	36	38	31	70
SF-85/5	45,0	1,4	2,0	22	37	29	69
SF-84/7	42,0	1,4	2,0	21	36	23	48
SF-86/2	43,2	1,9	3,2	35	36	39	78
SF-85/3	53,0	1,4	2,0	23	35	23	60
SF-85/8	47,5	1,5	3,2	38	30	26	61
SF-85/6	45,0	1,2	1,5	17	28	22	58
SF-85/9	44,2	1,5	2,0	22	27	19	40

Tab.5.1: Äquivalente Branddauern natürlicher Brände - experimentelle Werte und Werte verschiedener Bemessungsverfahren

In der Spalte 5 stehen die nach DIN V 18230 berechneten Werte der äquivalenten Branddauern unter Verwendung der rechnerischen Brandbelastung q_R (Spalte 2) und

des Ventilationsfaktors w (Spalte 4). Für den vorliegenden Fall, daß nur vertikale Öffnungen an einer Brandraumwand existieren, ist w in DIN V 18230 in diskreten Schritten von 0,9 bis 3,2 angegeben. Die äquivalente Branddauer kann daher je nach Größe der vertikalen Öffnung um bis zu dem Faktor 3,6 variieren. Daraus geht hervor, daß der Einfluß von w bedeutend ist.

Die Spalte 6 beinhaltet die experimentell bestimmten äquivalenten Branddauern. Sie sind nach dem im Abschnitt 5.2.2 begründeten Verfahren ermittelt worden. Die Tabelle ist nach den Werten der Spalte 6 geordnet.

In Spalte 7 sind Werte für t_a aufgelistet, die auf Untersuchungen von Pettersson /55/ beruhen. Speziell für Brände mit Brandlasten auf Zellulosebasis stellte Pettersson die Gleichung (5.1) auf:

$$t_{a,Pet} = 0,31 \cdot 5,4 [\text{min m}^{9/4}\text{kg}^{-1}] R/(A_f A_v \sqrt{H})^{1/2} \quad (5.1)$$

(5.1) ist eine halb empirische Gleichung. Sie basiert sowohl auf der Analyse von Holzbrandversuchen als auch auf theoretischen Überlegungen. Die Berechnung nach Gleichung (5.1) wurde deshalb in die Tabelle aufgenommen, weil die Arbeiten von Pettersson der Berechnung der äquivalenten Branddauer nach DIN V 18230 zugrunde gelegt worden sind. Wird die Brandlast R unter Berücksichtigung des Heizwertes von Holz ($h_u = 4,8 \text{ kWh/kg}$) durch die rechnerische Brandbelastung q_R ersetzt, dann erhält Gleichung (5.1) eine Form, die der Berechnung nach der DIN entspricht:

$$t_{a,Pet} = q_R \cdot 0,35 [\text{min m}^2/\text{kWh}] A/(A_f A_v \sqrt{H})^{1/2} \quad (5.2)$$

Der Wert $0,35 \text{ min m}^2/\text{kWh}$ entspricht dem Umrechnungsfaktor c . Der Quotient $A/(A_f A_v \sqrt{H})^{1/2}$ ist in dieser Darstellung als dimensionsloser Zahlenwert anzusehen, entsprechend dem Faktor w' gemäß den Erläuterungen zur DIN V 18230.

In Spalte 8 der Tabelle befinden sich die nach dem Konzept der verallgemeinerten Wärmebelastung /47/ berechneten Werte. Berechnungsgrundlage sind die Gleichungen (1.23) und (1.24).

Der Tabelle 5.1 ist zunächst folgende Information zu entnehmen:

$$t_{a,Hir} > t_{a,Exp} > t_{a,Pet} > t_{a,DIN}$$

Das bedeutet, daß eine Abschätzung der Wirkung des Naturbrandes nach dem



Vorschlag von Pettersson und nach dem Rechenverfahren der DIN V 18230 geringere Bauteilbeeinträchtigungen erwarten läßt als die experimentell gemessenen Werte. Dies ist in Abbildung 5.9 dargestellt. Dort sind die äquivalenten Branddauern nach Harmathy, Pettersson und nach der DIN als Funktion der nach dem Temperaturkriterium gemessenen Werte aufgetragen.

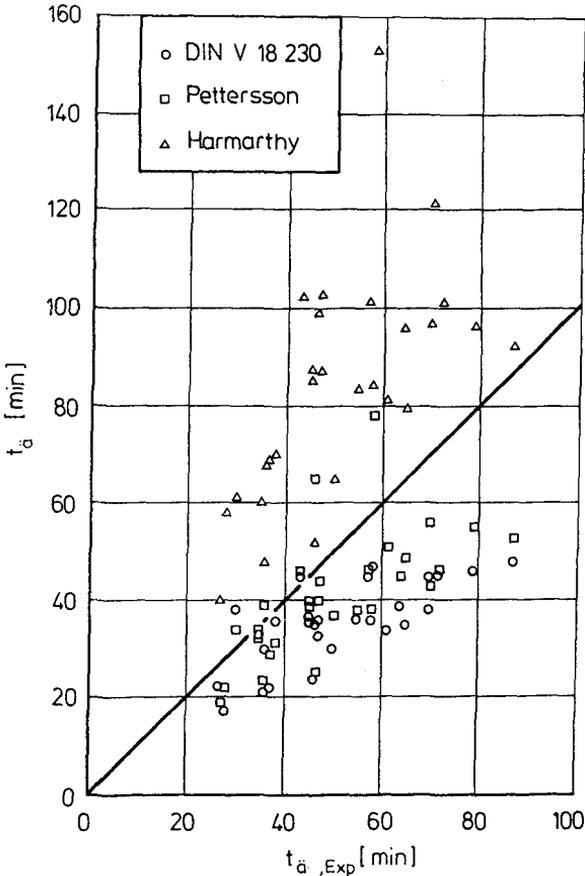


Abb. 5.9 Äquivalente Branddauern nach DIN V 18230 /27/, Pettersson /55/ und Harmathy /47/ im Vergleich zu den experimentellen Werten

Liegen die zu den Werten gehörenden Symbole unterhalb der 45°-Geraden, dann wird die Brandwirkung durch das entsprechende Kriterium weniger schwerwiegend bewertet als durch das experimentelle Verfahren. Für Werte oberhalb der 45°-Geraden trifft das Gegenteil zu.

Die nach dem von Harmathy vorgeschlagenen Verfahren berechneten Werte liegen ohne Ausnahme in dem Bereich oberhalb der Geraden. Eine so durchgeführte Bauteilbemessung führt daher durchweg zu einer Bemessung "auf der sicheren Seite" im Vergleich zu den durchgeführten Experimenten mit natürlichen Bränden. Im Gegensatz dazu liefert eine Bemessung nach DIN oder nach dem Vorschlag von Pettersson unterbemessene Bauteile gegenüber dem experimentellen Verfahren.

Diese Tendenz der Bewertungskriterien muß ihre Ursache zumindest zum Teil in der unterschiedlichen Bewertung der thermischen Stoffwerte der Brandraumumfassungsbauteile haben. Die Wärmeeindringzahl $\sqrt{\lambda \rho c_p}$ der Gasbetonsteine und -bauteile beträgt $250 \text{ J s}^{-1/2} \text{ m}^{-2} \text{ K}^{-1}$. Dieser Wert geht in das Verfahren von Harmathy direkt ein (siehe Gleichung (1.24)). In der DIN und in dem Verfahren von Pettersson wird der Wärmeentzug durch die Brandraumumfassungsbauteile durch einen Faktor geregelt, der innerhalb gewisser Wertebereiche von $\sqrt{\lambda \rho c_p}$ konstant bleibt. Der für Gasbeton gültige Bereich geht bis $720 \text{ J s}^{-1/2} \text{ m}^{-2} \text{ K}^{-1}$. Damit wird der Wärmeentzug durch Wände, Boden und Decke durch diese beiden Bemessungsverfahren für die vorliegenden Randbedingungen überbewertet.

5.2.3.2 Diskussion des DIN-Verfahrens in Bezug auf experimentelle Resultate

Äquivalente Brandauern für unterschiedliche w - Faktoren

Auf die Bedeutung des Wärmeabzugfaktors w zur Bestimmung von t_a nach DIN V 18230 wurde bereits hingewiesen. Im Rahmen der Brandversuche wurden für w die Werte 1,5, 2,0 und 3,2 realisiert. Für diese unterschiedlichen Ventilationsbedingungen soll nun die pauschale Aussage, daß die DIN die natürlichen Brandversuche unterbewertet, spezifiziert werden.

Nach DIN V 18230 ist die äquivalente Branddauer bei konstantem c und w der rechnerischen Brandbelastung q_R proportional. Für die drei verschiedenen w - Faktoren gelten mit einem c-Wert von $0,25 \text{ min m}^2/\text{kWh}$ für Gasbeton die folgenden Beziehungen:

$$t_{a,DIN} = 0,375 \text{ min m}^2/\text{kWh} \cdot q_R \quad \text{für } w = 1,5 \quad (5.3a)$$

$$t_{a,DIN} = 0,5 \text{ min m}^2/\text{kWh} \cdot q_R \quad \text{für } w = 2,0 \quad (5.3b)$$

$$t_{a,DIN} = 0,8 \text{ min m}^2/\text{kWh} \cdot q_R \quad \text{für } w = 3,2 \quad (5.3c)$$

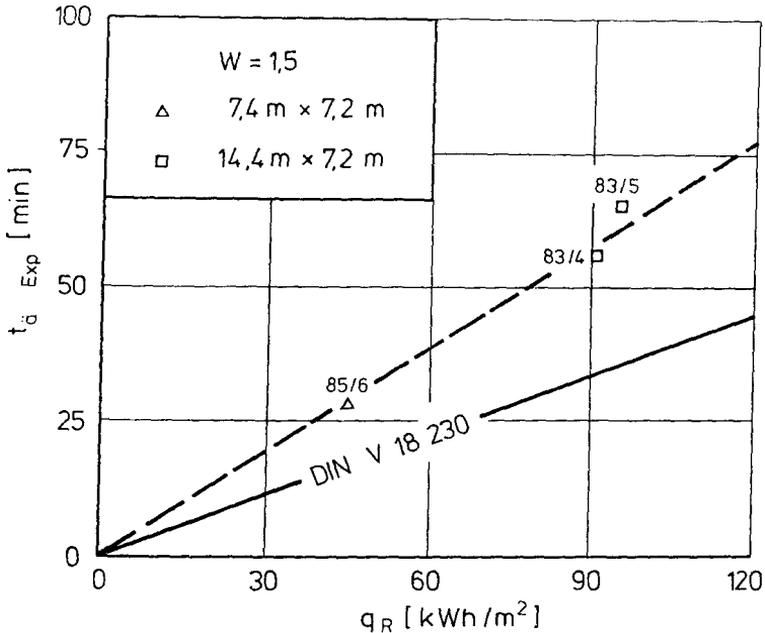


Abb. 5.10: Die äquivalente Branddauer für $w = 1,5$ in Abhängigkeit von der rechnerischen Brandbelastung - Vergleich zwischen der DIN und den experimentellen Ergebnissen.

Die zu den verschiedenen w Faktoren gehörenden experimentellen Ergebnisse sind in den Abbildungen 5.10 bis 5.12 zeichnerisch dargestellt. Für einen jeweils gleichen w -Faktor ist die experimentell bestimmte äquivalente Branddauer über der rechnerischen Brandbelastung aufgetragen. Die zu dem jeweiligen w - Faktor gehörende Gerade nach DIN V 18230 ist als durchgezogene Linie eingezeichnet.

Unter Annahme der Gültigkeit der linearen Beziehung zwischen der rechnerischen Brandbelastung und der äquivalenten Branddauer ist für die experimentellen Werte eine lineare Regression durchgeführt worden und in den Abbildungen 5.10 bis 5.12 durch die gestrichelte Gerade dargestellt. Neben den Meßwerten wurde auch der Koordinatenursprung zur Bestimmung der Ausgleichsgeraden verwendet. Für den Fall $w = 3,2$ (Abbildung 5.12) wurde noch eine Zusatzrechnung durchgeführt, in der nur die Brandversuche mit im Vergleich zur Brandraumgrundfläche A sehr kleinen Ventilationsöffnungen A_v berücksichtigt wurden. Das Ergebnis dieser Rechnung ist die gepunktet gezeichnete Gerade.

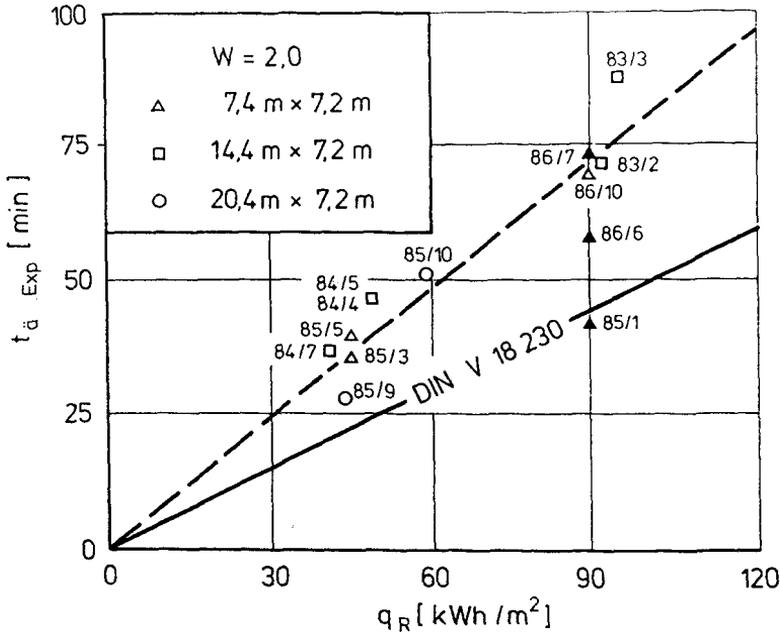


Abb. 5.11: Die äquivalente Branddauer für w = 2,0 in Abhängigkeit von der rechnerischen Brandbelastung - Vergleich zwischen der DIN und den experimentellen Ergebnissen.

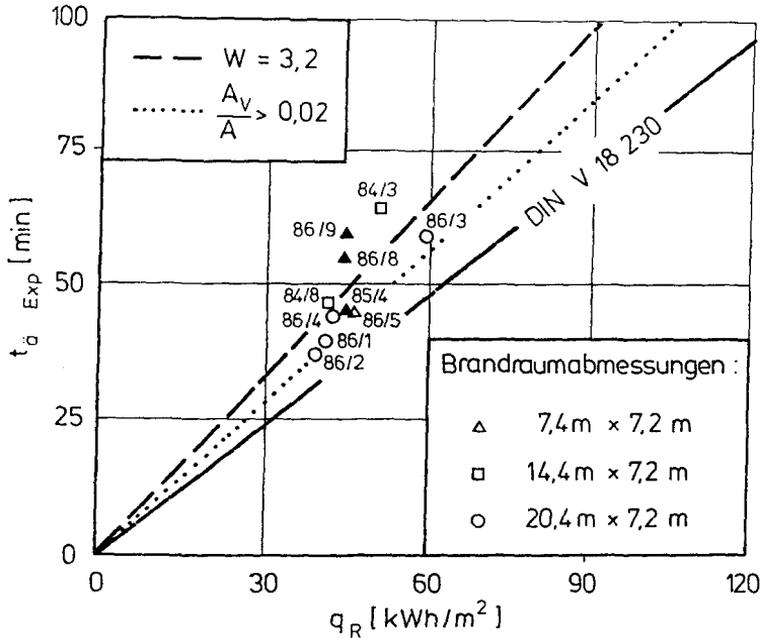


Abb. 5.12: Die äquivalente Branddauer für $w = 3,2$ in Abhängigkeit von der rechnerischen Brandbelastung - Vergleich zwischen der DIN und den experimentellen Ergebnissen.

In der Tabelle 5.2 sind die Resultate der linearen Regressionen zusammengestellt. Als Maß für die Qualität der Beschreibung der Versuchsergebnisse durch die Geradengleichungen ist der Korrelationskoeffizient r mit angegeben. Die Tabelle beinhaltet neben den Steigungsfaktoren f_{Exp} und den Achsenabschnitten c_{Exp} auch die Steigungsfaktoren f_{DIN} aus den Gleichungen (5.3). Da durch das Verfahren der linearen Regression die Meßwerte durch eine Geradengleichung nur näherungsweise beschrieben werden, ist der Wert für c_{Exp} nicht exakt null.

Mit den in der Tabelle 5.2 angegebenen Zahlenwerten kann die experimentell gefundene Abhängigkeit der äquivalenten Branddauer von der rechnerischen Brandbelastung wie folgt angegeben werden:

$$t_{a,Exp} = f_{Exp} \cdot q_R + c_{Exp} \quad (5.4)$$

w	f_{DIN} min m ² /kWh	f_{Exp} min m ² /kWh	c_{Exp} min	r	f_{Exp}/f_{DIN}
1,5	0,375	0,66	-0,6	0,99	1,75
2,0	0,5	0,77	2,0	0,96	1,54
3,2	0,8	1,11	0,1	0,87	1,39
$A_v/A \leq 0,02$	0,8	0,96	-1,0	0,99	1,20

Tabelle 5.2: Zahlenwerte zur Beschreibung der Abhängigkeit der äquivalenten Branddauer von der rechnerischen Brandbelastung nach Gleichung (5.4) für verschiedene w - Faktoren

Die sehr nahe an 1 liegenden Korrelationskoeffizienten zeigen, daß ein linearer Zusammenhang zwischen t_a und q_R auch experimentell gefunden wurde. Die Gleichungen (5.3) und (5.4) unterscheiden sich jedoch beträchtlich hinsichtlich der Steigungsfaktoren f. Dies trifft besonders für die kleineren w-Faktoren und damit für die größeren Verhältnisse A_v/A zu. Für $w = 1,5$ ist der aus den Versuchsergebnissen berechnete Proportionalitätsfaktor zwischen t_a und q_R um 75% höher als der Wert aus der DIN. $w = 1,5$ entspricht einer auf die Brandabschnittsfläche bezogene Ventilationsöffnung von 10% bis 15%. Bei einer relativen Öffnungsfläche von unter 2% weichen f_{Exp} und f_{DIN} nur noch um 20% voneinander ab.

Der deutliche Einfluß der Ventilationsöffnung oder des w-Faktors auf den Betrag der Abweichung zwischen DIN und Experiment zeigt, daß die Erklärung nicht nur in einem eventuell unzutreffend gewählten Umrechnungsfaktor c zu suchen ist. Vielmehr muß unter Voraussetzung der Gültigkeit der Gleichung (1.20) die Ursache der aufgezeigten Diskrepanz in dem w-Faktor selbst oder in der Brandbelastung q_R zu suchen sein.

Kritische Anmerkungen zum Abbrandfaktor m

Im Zusammenhang mit der rechnerischen Brandbelastung q_R ist der Abbrandfaktor m zu sehen. m soll die Wirkung der Lagerungsart und der Verteilung der Brandlast im Brandraum auf das Abbrandverhalten berücksichtigen. Es gilt:

$$q_R = m R \cdot h_u \quad (5.5)$$

Die Bestimmung von m für Brandlasten verschiedener Materialien, Lagerungsarten und Verteilungen geschieht experimentell. Dabei wird in Brandversuchen die Brandwirkung eines Materials, dessen m-Faktor zu bestimmen ist, mit der Brandwirkung eines Vergleichsbrandstoffes in Beziehung gesetzt. Der Vergleichsbrandstoff, dem per Definition der Abbrandfaktor $m = 1$ zugesprochen wird, besteht aus Fichtenholzkrippen.

Bei der Berechnung der in Tabelle 5.1 angegebenen rechnerischen Brandbelastungen wurde stets $m = 1$ angesetzt. Die Brandlast lag in einer dem Vergleichsstoff nach DIN V 18230 identischen Form vor.

Hierzu ist jedoch zu bemerken, daß das Abbrandverhalten eines Stoffes nicht ausschließlich durch dessen Art, Form und Verteilung gegeben ist. Eine entscheidende Rolle spielen auch die Umgebungseinflüsse. Die m-Faktoren sind daher in Relation zu der Umgebung zu setzen, in der sie ermittelt wurden. Derzeit werden sämtliche Brandversuche zur m-Faktorbestimmung in einem $2m \cdot 2m \cdot 2m$ großen Brandraum bei einer genau festgelegten mechanisch erzeugten Luftwechselrate durchgeführt. Dadurch wird dem Versuchsbrandstoff, dessen Abbrandfaktor m bestimmt werden soll, ein für die eingestellten Brandbedingungen charakteristisches Abbrandverhalten aufgezwungen. Die Dynamik des Brandgeschehens soll jedoch unter anderem durch den m-Faktor berücksichtigt werden: Verschiedene Stoffe, die in einem Bauteil die gleiche Temperaturwirkung verursachen, werden unterschiedlich bewertet, wenn die Zeitdauern bis zum Erreichen des Temperaturmaximums verschieden sind. Langsam abbrennende Stoffe erhalten kleinere m-Faktoren als schnell abbrennende.

Zur Zeit wird im Ausschuß der DIN 18230 darüber diskutiert, wie diese Zusammenhänge durch den m-Faktor Berücksichtigung finden können. Es wird jetzt ein Verfahren vorgeschlagen, daß als Ergebnis den "ungünstigsten m-Faktor" ermitteln soll. Innerhalb dieses experimentellen Verfahrens soll der Abbrandfaktor m für verschiedene Luftwechselraten im Versuchsbrandraum bestimmt werden. Dabei

wird sich je nach Art und Verteilung der Brandlast für eine bestimmte Luftwechselrate ein maximaler m-Faktor einstellen. Dieser wird dann im Beiblatt zum Teil 1 der DIN V 18230 erscheinen.

Im derzeit gültigen Teil 2 der DIN V 18230 festgelegten m-Faktor-Verfahren sorgt der Faktor k_t für eine entsprechende Bewertung des Abbrandverhaltens:

$$k_t = \exp [-0,4 \cdot (t/t_v - 1)] \quad (5.6)$$

t und t_v sind die zu den Temperaturmaxima im Vergleichsbauteil gehörenden Branddauern. Die Zeit t gehört zu dem zu untersuchenden Brandstoff, die Zeit t_v zu dem Vergleichsbrandstoff mit $m = 1$.

Das unter anderem durch den m-Faktor zu berücksichtigende dynamische Abbrandverhalten eines Brandstoffes wird durch die Vorgehensweise zur Bestimmung des m-Faktors entscheidend beeinflusst. Daher muß die Frage nach der Allgemeingültigkeit eines derartigen Bewertungsfaktors gestellt werden. In realen Bränden wird die Dynamik des Brandgeschehens nämlich durch Parameter beeinflusst, die in dem bisherigen Verfahren zur m-Faktorbestimmung keine Berücksichtigung finden.

Ein solcher Parameter ist beispielsweise die Anordnung von Teilbrandlasten innerhalb eines Brandabschnitts. Aufgrund der kleinen Grundfläche und der geringen Höhe des zur m-Faktorbestimmung verwendeten Brandraumes kann die Versuchsbrandlast nur in Form von relativ kompakten Anordnungen geprüft werden. Auf das Beispiel Holzkrippen konkretisiert bedeutet das, daß der Fall $m = 1$ neben der 50-prozentigen Stapeldichte auch eine Gesamtanordnung zu einem Stapel voraussetzt. Für reale Brandszenarien trifft das jedoch nicht zu.

Die sich daraus ergebende Diskrepanz zwischen der Bewertung natürlicher Brände nach DIN V 18230 und den experimentellen Ergebnissen wird durch die beiden anhand der Abbildung 5.13 dargestellten Brandverläufe der Versuche SF-84/4 und SF-84/7 gezeigt. Für die hier durchgeführte Betrachtung ist die Tatsache wichtig, daß bei annähernd gleicher Brandlastmenge und gleicher Ventilationsöffnung die experimentell bestimmten äquivalenten Branddauern deutlich voneinander abweichen. In der Tabelle 5.3 sind die wesentlichen Daten zusammengestellt.

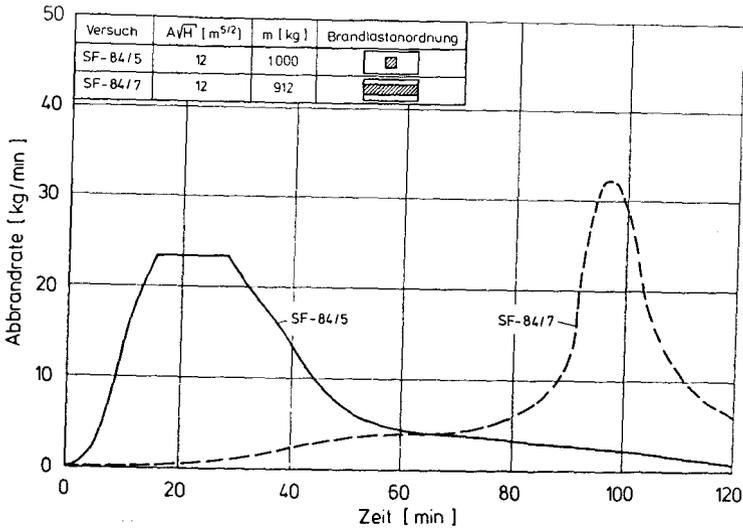


Abb. 5.13: Die Abbrandrate als Funktion der Zeit für verschiedene Brandlastanordnungen.

(1) Versuch	(2) q_R kWh/m ²	(3) w	(4) $t_{a,DIN}$ min	(5) $t_{a,Exp}$ min	(6) $t(T_{max})$ min
SF-84/5	48,0	2,0	24	46	82
SF-84/7	42,0	2,0	21	36	130

Tabelle 5.3 Daten zur äquivalenten Branddauer für Brandversuche mit unterschiedlicher Brandlastverteilung

In Spalte 6 stehen die zu den Temperaturmaxima im Vergleichsbauteil gehörenden Versuchszeiten $t(T_{max})$. Dies sind für die Branddynamik charakteristische Größen. Dem relativ schnell ablaufenden Brandversuch SF-84/5 wurde durch das experimentelle Verfahren eine um 28% höhere äquivalente Branddauer zugeordnet als dem wesentlich langsameren Verlauf des Versuchs SF-84/7. Gemäß dem Bewertungsverfahren nach DIN V 18230 dürfte der relative Unterschied jedoch nur 14% betragen (vgl. Spalte 4 der Tabelle).

Die Differenzen liegen in der unterschiedlichen Brandlastverteilung im Brandraum begründet. Das DIN Verfahren berücksichtigt diese nicht, im Experiment macht sie sich durch unterschiedliche Zeiten $t(T_{\max})$ bemerkbar.

Die Diskrepanz zwischen der DIN und den experimentellen Ergebnissen kann durch eine Modifizierung des m-Faktors mit einem multiplikativen Zeitfaktor ähnlich dem aus der Gleichung (5.6) behoben werden. Anstelle der in der m-Faktor-Versuchsanlage für verschiedene Brandmaterialien und Stapeldichten gemessenen Zeiten t und t_v müssen dabei die in der Spalte 6 der Tabelle 5.3 angegebenen Zeiten $t(T_{\max})$ berücksichtigt werden. Diese charakterisieren zusätzlich zu den durch k_f bewerteten Einflußgrößen die Verteilung der Brandlast im Brandraum.

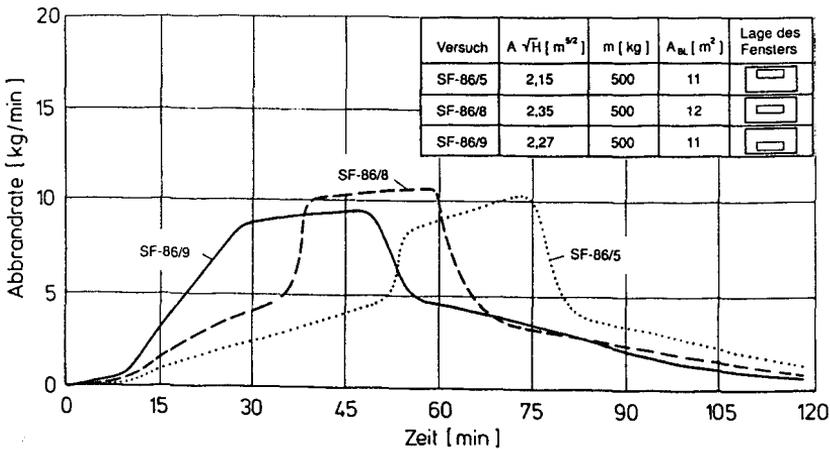


Abb. 5.14: Die Abbrandrate als Funktion der Zeit für verschiedene Fensterhöhen (SF-86/5, SF-86/8 und SF-86/9).

Als Beispiel für die Beeinflussung der Branddynamik und damit des Abbrandfaktors m durch spezielle Ventilationsverhältnisse werden drei Brandversuche ausgewählt, die bis auf die vertikale Lage der Ventilationsöffnung identische Randbedingungen aufwiesen. Es handelt sich um die Versuche SF-86/5, SF-86/8 und SF-86/9. In der Abbildung 5.14 sind die Zeitverläufe dargestellt. Da die vertikale Position einer Öffnung bei Räumen ohne Dachentlüftung im Wärmeabzugsfaktor nicht berücksich-

tigt wird, ist den drei natürlichen Bränden bei Anwendung der DIN V 18230 eine gleichgroße äquivalente Branddauer zuzuordnen. Die experimentellen Ergebnisse weisen jedoch deutliche Unterschiede auf. Sie sind in Tabelle 5.4 zusammengefaßt.

(1) Versuch	(2) $t_{a,DIN}$ min	(3) $t_{a,Exp}$ min	(4) $t(T_{max})$ min	(5) k	(6) $t_{a,Basis}/t_{a,Exp}$
SF-86/5	36	45	146	0,79	0,78
SF-86/8	36	55	106	0,94	0,95
SF-86/9	36	58	92	1,00	1,00

Tabelle 5.4 Äquivalente Branddauern für Brandversuche mit unterschiedlichem Zeitverlauf, aber gleichen Randbedingungen nach DIN V 18230

In der Spalte 4 der Tabelle stehen die zu den Temperaturmaxima im Vergleichsbau teil gehörenden Versuchszeiten. Die in der Spalte 3 aufgelisteten experimentell ermittelten äquivalenten Branddauern können in einer der Berechnung des Korrekturfaktors k , analogen Weise mit den Zeiten $t(T_{max})$ korreliert werden. Dazu ist die Zahl k , die in der Spalte 5 angegeben ist, nach der Gleichung (5.6) berechnet worden. Als Basis der durchgeführten Korrektur der äquivalenten Branddauer wurde der Versuch SF-86/9 mit der Basiszeit $t_b = 92$ min gewählt:

$$k = \exp [-0,4 (t(T_{max})/t_B - 1)]$$

Der Vergleich der Spalten (5) und (6) zeigt, daß durch dieses Vorgehen der Einfluß der Dynamik des Brandgeschehens auf die äquivalente Branddauer quantitativ berücksichtigt werden kann:

$$t_a = t_{a,Basis} \cdot k \tag{5.7}$$

Durch die Diskussion der Versuchsergebnisse mit Blickrichtung auf das zeitliche Verhalten des Brandgeschehens wird eines offenkundig: Die Wirkungen des Abbrandfaktors m und des Wärmeabzugfaktors w können nicht isoliert voneinander betrachtet werden. Eine Manipulation der Brandventilation bewirkt zwangsläufig ein verändertes Abbrandverhalten, damit ändert sich auch der Abbrandfaktor. Die kombinatorische Wirkung des Wärmeabzugfaktors w und des Abbrandfaktors m

wird voraussichtlich in Zukunft durch das weiter oben erläuterte Verfahren zur Bestimmung des ‘‘ungünstigsten m-Faktors’’ berücksichtigt.

Zusammenfassend zu der Betrachtung der experimentell bestimmten äquivalenten Branddauern im Vergleich zu dem in DIN V 18230 angewendeten Verfahren sind zwei Punkte erwähnenswert:

- (1) Zwischen der rechnerischen Brandbelastung und der experimentell bestimmten äquivalenten Branddauer hat sich entsprechend der DIN eine lineare Beziehung ergeben. Hinsichtlich der Proportionalitätsfaktoren gibt es jedoch Abweichungen zwischen den im Experiment bestimmten und den aus dem DIN-Verfahren resultierenden Werten. Die Größe der Abweichungen ist abhängig von der Größe des w-Faktors. Im allgemeinen werden durch das DIN-Verfahren günstigere äquivalente Branddauern bestimmt als im Experiment. Dies betrifft insbesondere kleine w-Faktoren, was gleichbedeutend mit großen Ventilationsöffnungen ist. Als Einschränkung muß erwähnt werden, daß nicht das gesamte Spektrum der in der DIN tabellierten Werte durch die Brandversuche abgedeckt wurde. Daher ist hinsichtlich des Einflusses von Dachentlüftungen keine Aussage möglich. Für vertikale Öffnungen liegen nur Ergebnisse für Wärmeabzugsfaktoren von 1,5 bis 3,2 vor. Schneider und Max haben die diskutierte Problematik rechnerisch analysiert /56/. Auch diese aus Wärmebilanzen gewonnenen Ergebnisse zeigen die Tendenz, daß sich bei Anwendung der DIN V 18230 zu günstige äquivalente Branddauern ergeben.
- (2) Natürliche Brände, die aufgrund von Brandlast oder Ventilationsgegebenheiten schnell ablaufen, haben längere äquivalente Branddauern als langsam ablaufende Brände. In DIN V 18230 wird die Dynamik des Brandgeschehens zur Zeit ausschließlich durch den Abbrandfaktor m berücksichtigt. Dieser Faktor basiert auf experimentellen Untersuchungen, die bei einer genau festgelegten Luftwechselrate in einem relativ kleinen Prüfofen durchgeführt werden. Die in den Naturbränden gemessenen äquivalenten Branddauern geben den Hinweis, daß durch dieses Verfahren der Zeitablauf des Brandgeschehens nicht in angemessener Weise bewertet wird. Ein Grund hierfür kann sein, daß die Abbrandfaktoren durch die Art der Brandraumventilation beeinflußt werden. Entsprechend übt die Brandraumventilation je nach Brandlastart eine unterschiedliche Wirkung auf die Dynamik des Abbrandes aus. Hieraus kann gefolgert werden, daß eine getrennte Bewertung des Abbrandverhaltens durch zwei voneinander unabhängige Faktoren m und w unter Umständen nicht für alle Bedingungen der Realität entspricht. Diesem Sachverhalt wird in Zukunft mit

einem neuen experimentellen Verfahren zur Bestimmung des Abbrandfaktors m Rechnung getragen. Dieses Verfahren sorgt dafür, daß der Abbrandfaktor m maximal festgelegt wird.

5.2.3.3 Vergleich der äquivalenten Branddauern nach DIN V 18230 mit den Rechenwerten von Pettersson

Ein Vergleich der in Tabelle 5.1 aufgelisteten Werte zeigt die Tendenz, daß die Theoriewerte für t_a nach Pettersson in den meisten Fällen höher sind als die Werte nach DIN V 18230. Die Ausnahme bilden die drei Brandversuche SF-85/8, SF-85/9 und SF-86/1. Für diese Fälle muß wegen der unregelmäßig verteilten Brandlast nach Abschnitt 4.4 der Norm die rechnerische Brandbelastung auf eine Fläche von 100 m² bezogen werden, anstatt auf die tatsächliche Grundfläche von 147 m². Dadurch erhöht sich q_R und infolgedessen auch $t_{a,DIN}$ um den Faktor 1,5.

Die Arbeiten von Pettersson wurden bei Erarbeitung der DIN berücksichtigt. Die DIN-Werte haben sich gegenüber den experimentellen äquivalenten Branddauern für die hier diskutierten natürlichen Brände als zu günstig erwiesen. Daher wird im folgenden untersucht, inwieweit die in der DIN vorgenommenen Veränderungen und Wertungen von der von Pettersson /55/ vorgeschlagene Gleichung (5.1) abweichen. In den Gleichungen (5.8) und (5.9) sind die beiden Verfahren einander gegenübergestellt. Die Gleichungen sind bereits zum Teil auf die speziellen Randbedingungen der Brandversuche zugeschnitten.

$$t_{a,DIN} = 0,25 \text{ min m}^2 / \text{kWh} \cdot q_R \cdot w'_{DIN} \sqrt{w'_{DIN}} \quad (5.8)$$

$$t_{a,Pet} = 0,35 \text{ min m}^2 / \text{kWh} \cdot q_R \cdot w'_{Pet} \quad (5.9)$$

$$\text{mit } w'_{DIN} = \sqrt{0,25 \frac{A}{A_v}}$$

$$\text{und } w'_{Pet} = \frac{A}{\sqrt{A_1 A_v} \sqrt{H}}$$

Die zwischen (5.8) und (5.9) bestehenden quantitativen Unterschiede haben drei verschiedene Ursachen:

- (1) Der die Wärmeabfuhr durch die Brandraumumfassungsbauteile berücksichtigende Zahlenwert ist unterschiedlich.
- (2) w'_{DIN} und w'_{PET} weichen voneinander ab.
- (3) Die Gleichung (5.8) erhält als zusätzlichen Bewertungsfaktor für die Wärmeabfuhr durch Öffnungen die Größe $\sqrt{w'}$.

Die Auswirkung der in Punkt 1 angeführten Differenz ist offensichtlich: Unabhängig von der Art der Ventilation und der rechnerischen Brandbelastung wird für Räume aus Gasbeton oder aus Materialien mit einem ähnlichen Wärmeeindringvermögen $\sqrt{\lambda \rho c_p}$ die äquivalente Branddauer nach Pettersson um 40% ungünstiger errechnet als nach der DIN V 18230.

Der im Punkt 2 angesprochene Unterschied der Faktoren w' variiert je nach den vorliegenden Randbedingungen. Er ist sowohl von den geometrischen Abmessungen des Brandraums als auch von der Geometrie der Ventilationsöffnung abhängig.

Der im Punkt 3 angesprochene Faktor $\sqrt{w'}$ in der Gleichung (5.8) wirkt in Abhängigkeit von der Fläche der Ventilationsöffnung entweder abmindernd oder erhöhend auf die äquivalente Branddauer. Für die in der Tabelle 5.1 aufgelisteten Fälle ist der Wertebereich $1,2 \leq \sqrt{w'} \leq 2,2$. Nach Tabelle 3 der DIN V 18230 sind Werte zwischen 0,6 und 2,2 möglich. Der Faktor w' begünstigt im Rahmen des DIN-Verfahrens Räume, deren Ventilationsöffnung in einem Wert für $\sqrt{w'}$ kleiner als 1 resultiert. Das sind Räume mit großen vertikalen Öffnungen und besonders Räume mit Dachentlüftungen. Der Faktor $\sqrt{w'}$ hat keinerlei theoretische Begründung. Sein Einfluß ist jedoch entsprechend dem oben angegebenen Wertebereich bedeutend. Der Faktor $\sqrt{w'}$ wird voraussichtlich in der nächsten überarbeiteten Version der DIN 18230 entfallen.

Das derzeitige DIN-Verfahren weicht also bezüglich des Einflusses der Ventilationsöffnung in zwei Punkten von den zugrundegelegten theoretischen Betrachtungen ab. Damit ist eine Begründung dafür gefunden, daß die Abweichungen zwischen der experimentell gefundenen äquivalenten Branddauer und der nach der DIN berechneten abhängig vom w -Faktor sind.

5.2.4 Schlußfolgerungen

Der Vergleich der Ergebnisse der unterschiedlichen Brandbewertungsverfahren und der experimentellen Resultate mit dem Rechenverfahren nach DIN V 18230 deutet auf Unzulänglichkeiten im DIN-Verfahren hin. Die Ursachen hierfür konnten im Kapitel 5.2 aufgedeckt werden. Es sind zum einen von der Theorie abweichende Werte für die Faktoren w und c und zum anderen eine unzureichende Bewertung der Branddynamik. Der Einfluß der Branddynamik wird durch das Verfahren zur m -Faktor Bestimmung und durch die anschließende Entkopplung der sich gegenseitig beeinflussenden Faktoren m und w verfälscht.

Die Folge der Unzulänglichkeiten ist unter Umständen eine mit dem Rechenverfahren nach DIN V 18230 ermittelte äquivalente Branddauer, die der speziellen Nutzungsart und Bauart der Industriehalle nicht optimal Rechnung trägt. Das ist dann von Bedeutung, wenn das Risiko mit dem DIN-Verfahren unterschätzt wird. In dem hier durchgeführten Vergleich zwischen dem DIN-Verfahren und experimentellen Ergebnissen ergaben sich in der Regel größere experimentell ermittelte äquivalente Branddauern als nach DIN errechnete.

In den geplanten Änderungen der DIN 18230 wurde diesen Punkten Rechnung getragen. Dadurch, daß zukünftig der für verschiedene Ventilationszustände ungünstigste Abbrandfaktor m bestimmt werden soll, werden sich bei Anwendung der geplanten neuen Ausgabe der DIN 18230 für gewisse Szenarien größere äquivalente Branddauern ergeben. Dadurch wird der unter Umständen gleichzeitigen Wirkung der Brandlastcharakteristik und der Ventilationszustände auf die Dynamik des Brandgeschehens durch eine Abschätzung zur sicheren Seite hin Rechnung getragen.

5.3 Vorschlag zur Vorgehensweise bei der Prognose des Gefährdungspotentials von Raumbränden

5.3.1 Anforderungen an ein Bemessungskonzept - Vorschlag zur Bewertung der Brandwirkung

Die Prognose einer möglichen Brandwirkung auf Bauteile ist eine Teilaufgabe der Bauteilbemessung. Ein ideales Verfahren zur Bauteildimensionierung sollte einfach und schnell zu handhaben sein und zudem die Bauteile optimal, dem Nutzungsgrad des Gebäudes angepaßt bemessen. Beiden Anforderungen kann nicht gleichzeitig

Rechnung getragen werden. Ein den Ansprüchen angemessener Kompromiß muß daher eingegangen werden.

Eine optimale brandschutztechnische Bemessung erfordert zur Bestimmung der Bauteilbeanspruchung in einem eventuellen Schadenfeuer eine genaue Kenntnis der Randbedingungen. Mit den Randbedingungen ist durch eine detaillierte Analyse das zu erwartende Brandgeschehens zu beschreiben. Die Beschreibung muß neben den Maximalwerten der Größen, die für die Bauteilbeeinträchtigung in Frage kommen, auch die Dynamik des Brandgeschehens enthalten.

Aus der daraus resultierenden Temperaturzeitkurve ist die thermische Belastung der betrachteten Bauteile zu bestimmen. Dazu müssen die Wärmeübergangszahlen bekannt sein. Aus der Wärmebelastung folgt eine Temperaturzeitkurve für das Bauteil, deren Werte von den thermischen Materialwerten λ , ρ und c_p und von den geometrischen Bauteilabmessungen abhängen. Das Bauteil ist anschließend so zu bemessen, daß es mit den zu erwartenden Temperaturwerten den gestellten Anforderungen wie Tragfähigkeit, Raumabschluß oder ähnliches gerecht wird.

Die für den baulichen Brandschutz im Industriebau konzipierte Norm DIN V 18 230 ist ein Kompromiß zwischen den Forderungen nach realitätsbezogener und einfacher Bauteilbemessung. Die im Abschnitt 5.2 diskutierten Zusammenhänge legen die Schlußfolgerung nahe, daß der Kompromiß bei der Berechnung der äquivalenten Branddauer in DIN V 18 230 zu weit zugunsten der einfachen Rechnung gemacht wurde, worunter zwangsläufig die Aussagekraft von t_e gelitten hat.

Es wird daher in diesem Kapitel eine Vorgehensweise zur Prognose der Brandwirkungen vorgeschlagen, in der das Brandgeschehen und der Wärmeübergang auf das Bauteil stärker den realen Bedingungen angepaßt wird als in DIN V 18 230. Dadurch ist zwangsläufig ein höherer rechnerischer Aufwand erforderlich. Dieser erscheint im Zeitalter der leistungsfähigen Kleincomputer, die der Mehrzahl der für den Brandschutz zuständigen Ingenieure zur Verfügung stehen, für vertretbar.

Das Prinzip der indirekten Bemessungsmethode wird aufrechterhalten. Die im Kapitel 5.2 eingeführte praxisgerechte äquivalente Branddauer wird als Bewertungskriterium für die Brandwirkung herangezogen.

In den folgenden Abschnitten werden die Teilschritte diskutiert, die auf dem Weg zu einer objektspezifischen äquivalenten Branddauer zu lösen sind. Es sind im Einzelnen:

- (1) Abschätzung der Zeitfunktion der Energiefreisetzung.
- (2) Bestimmung der Gastemperaturen im Brandabschnitt unter Berücksichtigung der Energiefreisetzung und der Randbedingungen.
- (3) Berechnung der Temperaturzeitkurve im Vergleichsbauteil bei der vorliegenden Brandbeanspruchung und bei Normbrandbeanspruchung.
- (4) Bestimmung der äquivalenten Branddauer.

5.3.2 Bestimmung der Energiefreisetzungsrates

Die Bedeutung der Energiefreisetzungsrates für das Verfahren zur Bewertung von natürlichen Bränden resultiert daraus, daß die beim Brand sich ergebenden Heißgastemperaturen durch eine Energiebilanz bestimmt werden. Für die Energiebilanz ist der Term "Energiefreisetzung" äußerst wichtig.

Im Kapitel 4.2 sind Gleichungen für die Energiefreisetzung in natürlichen Bränden für verschiedene Randbedingungen angegeben. Unter Ausnutzung von Versuchsergebnissen und unter Berücksichtigung von physikalischen Ansätzen sind halbempirische Gleichungen für die Modellbrandlast "Holzkrippe" entwickelt worden. Dies ist als erster Schritt zu sehen in die Richtung, die Energiefreisetzungsrates für beliebige Brandlasten, Brandlastkonfigurationen und Randbedingungen anzugeben. Weitergehende Lösungen können im Rahmen dieser Arbeit nicht geliefert werden. Zwei Möglichkeiten, den hier begonnenen Weg einer mathematischen Formulierung der Energiefreisetzungsrates fortzuführen, zeichnen sich derzeit ab:

- (1) Allgemeine Lösung der Problematik für Holzkrippenbrände und Bezug sämtlicher denkbarer Brandlasten auf Holzkrippen.
- (2) Entwickeln von mathematischen Formulierungen für die Energiefreisetzung, in die alle die Brandlast betreffenden Größen einfließen.

Der in Punkt 1 beschriebene Weg wird durch das Konzept der DIN V 18 230 zur Berechnung der äquivalenten Branddauer beschritten. Die im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführte Diskussion der experimentellen Ergebnisse aus Brandversuchen in großen Brandabschnitten hat jedoch gezeigt, daß die in der Norm vorgeschlagene Lösung die Realität nicht für alle Randbedingungen richtig wiedergibt. In einer geplanten neuen Ausgabe der DIN 18230 werden durch modifizierte Faktoren m und w die äquivalenten Branddauern der Realität besser angepaßt.

Die Lösung der im Punkt 2 beschriebenen Aufgaben müssen zukünftigen Forschungsarbeiten vorbehalten bleiben.

Eine umfassende Lösung ist daher derzeit noch nicht in Sicht. Trotz dieser entmutigenden Aussage muß an dem Konzept, einer Prognose der Brandwirkung eine Abschätzung der Energiefreisetzungsrate voranzustellen, festgehalten werden. Wegen der unterschiedlichsten Nutzungsarten von Industriebauten unterscheiden sich die Brandlasten und die Randbedingungen in einem so hohen Maße, daß pauschale Annahmen bezüglich der Energiefreisetzung die Realität nicht nahe genug beschreiben können.

5.3.3 Bestimmung der Gastemperaturen im Brandraum

Als zweiter Teilschritt der Bewertung des natürlichen Brandes hat die Bestimmung der Heißgastemperatur zu erfolgen. Die dafür in Frage kommenden rechnerischen Möglichkeiten sind im Kapitel 1.3.5 erwähnt. Von den dort aufgelisteten Berechnungsmethoden entfällt die Lösung des Problems auf stochastischer Basis. Stochastische Rechnungen sind vom Prinzip her nicht dazu geeignet, Ergebnisse für ein ganz spezielles Szenarium, das sich z.B. durch eine besondere Nutzungsart oder durch besondere Ventilationsverhältnisse auszeichnet, zu bestimmen. Von den deterministischen Methoden sind die Feldmodelle als Grundlage der Gastemperaturberechnung abzulehnen, da sie der Forderung nach Einfachheit des Berechnungsverfahrens nicht gerecht werden. Sie verlangen sehr präzise Eingabedaten, sind mathematisch instabil und erfordern einen erheblichen numerischen Aufwand.

Es bleibt daher als Berechnungsmethode die quasistatische Näherung eines Zonenmodells. Zonenmodelle sind in der Lage, ausgehend vom Energieerhaltungssatz für das System Brandraum - Brandraumumgebung die Heißgastemperaturen zu berechnen. In die Rechnung eingehende Energieterme sind die Energiefreisetzungsrate \dot{Q} , der Wärmestrom in die Brandraumumfassungsbauteile \dot{Q}_w und der dem Brandraum durch die Ventilationsöffnung entzogene Energiestrom. Letzterer besteht aus einem

konvektiven Anteil ($\dot{Q}_{v,k}$) und aus einem Strahlungsanteil ($\dot{Q}_{v,r}$). Weiterhin muß in der Energiebilanz der Energiestrom \dot{Q}_s berücksichtigt werden, der innerhalb des Brandraums in Form von Wärmeenergie im Heißgas gespeichert wird.

Mit den aufgezählten Termen der Energieströme folgt aus dem Energieerhaltungssatz die Gleichung (5.10):

$$\dot{Q} = \dot{Q}_w + \dot{Q}_{v,k} + \dot{Q}_{v,r} + \dot{Q}_s \quad (5.10)$$

Eine vereinfachende Annahme bei der mathematischen Behandlung des Brandgeschehens mit Zonenmodellen ist die der Homogenität innerhalb der betrachteten Zone. Räumliche Verteilungen bezüglich der den Brand beschreibenden physikalischen Größen werden in der Rechnung ignoriert. Räumliche Verteilungen im Brandraum, die zum Beispiel bei Vorhandensein von Luftschichten verschiedener Temperaturen existieren, können durch Einführung mehrerer Zonen berücksichtigt werden. In dem Fall muß die Gleichung (5.10) für jede Zone erfüllt sein.

Unter Ausnutzung bekannter thermodynamischer Gesetze für Wärmetransport und Wärmeübertragung können die einzelnen Energieteile berechnet werden. Es gilt

$$\dot{Q}_w = A_w \sigma \epsilon_{res} (T_G^4 - T_w^4) + \alpha(T_G - T_w) \quad (5.11)$$

$$\dot{Q}_{v,k} = \dot{m}_G c_p (T_G - T_w) \quad (5.12)$$

$$\dot{Q}_{v,r} = \epsilon_G A_v \sigma (T_w^4 - T_0^4) \quad (5.13)$$

$$\dot{Q}_s = \rho_G V_{BR} c_p \Delta T / \Delta t \quad (5.14)$$

Die Indices G, W, V, O und BR stehen für Heißgas, Wand, Ventilationsöffnung, Umgebung und Brandraum. ϵ_{res} ist der sowohl Gas- als auch die Wandstrahlung berücksichtigende resultierende Emissionsfaktor. Δt ist die Zeitdifferenz zwischen zwei aufeinanderfolgenden Berechnungen.

Auf der Suche nach einem Rechenprogramm, das die Brandversuche wirklichkeitsnah beschreibt, sind sowohl mehrzonale Rechenmodelle als auch Einzonenmodelle hinsichtlich ihrer Aussagekraft in Bezug auf die vorliegenden Daten untersucht worden. Die Ergebnisse sind in /51/ zusammengefaßt. Dieser Arbeit ist im Hinblick auf das angestrebte Ziel einer relativ einfachen Gastemperaturberechnung ein wesentliches Ergebnis zu entnehmen: Unter der Voraussetzung, daß als Vorgabe die Energiefreisetzungsrate bekannt ist, können bereits aus einem Einzonenmodell relativ exakte Angaben zur Brandraumtemperatur gemacht werden.

Um zu dieser Aussage zu gelangen, mußten gewisse Änderungen an dem verwend-

ten Rechenprogramm vorgenommen werden. Diese Änderungen betreffen die durch die Ventilationsöffnung verursachten Massenströme der einströmenden Luft (\dot{m}_L) und der ausströmenden Brandgase (\dot{m}_G). Die beiden Größen sind über den Massenerhaltungssatz mit der Pyrolyserate des Brandgutes verbunden.

$$\dot{R} + \dot{m}_L = \dot{m}_G \quad (5.15)$$

Die Gleichung (5.15) ist für die rechnerische Behandlung des natürlichen Brandes ebenso wichtig wie die durch die Gleichung (5.10) beschriebene Energiebilanz. Nach Einsetzen der Gleichungen (5.11) bis (5.14) erhält man eine Gleichung mit den zwei Unbekannten \dot{m}_G und T_G ; damit ist das Problem nicht lösbar. Die als weitere Bestimmungsgleichung herangezogene Massenbilanz beinhaltet eine neue, zunächst unbekannte Größe, nämlich \dot{m}_L . Die Bestimmung von \dot{m}_L erfolgt in den derzeit existierenden Computerprogrammen zur Brandsimulation mit Hilfe von Gesetzen der Strömungsmechanik. Die Theorie dazu ist im Abschnitt 4.2 diskutiert.

Die Diskussion ergab, daß wesentliche Voraussetzungen des zur Berechnung von \dot{m}_L zugrunde gelegten Strömungsmodells in den untersuchten natürlichen Bränden während der Postflashoverbrandphase nicht mehr erfüllt waren. Diese Aussage trifft für die Existenz der neutralen Ebene zu. Das hat Konsequenzen für die Energiefreisetzungsrate, besonders im sogenannten ventilationsgesteuerten Brand. Daher muß an dieser Stelle das Rechenmodell den tatsächlich beobachteten Brandverläufen angepaßt werden.

Ausgehend von dem am National Bureau of Standards entwickelten Rechenprogramm COMPF2 /40/ wurde eine modifizierte Version entwickelt, in die die Beobachtungen für Brandverläufe in großen Brandabschnitten integriert wurden. In der geänderten Version wird die Energiefreisetzungsrate im vollentwickelten Brand nicht mehr über die Zulufrate \dot{m}_L kontrolliert, sondern die tatsächlich vorliegende Abbrandrate bestimmt durch ihren Luftbedarf die zugeführte Frischluftmenge. Während der Preflashoverphase, in der den Beobachtungen entsprechend das ursprünglichen Berechnung zugrunde gelegte Strömungsmodell der Realität entspricht, wird \dot{m}_L weiterhin über die Bernoulli-Gleichung für die stationäre inkompressible Strömung berechnet. Erst wenn diese Luftmenge für die vorliegende Abbrandrate nicht mehr ausreicht, wird die erhöhte Luftzufuhr rate zugelassen.

Diese Vorgehensweise zieht eine Konsequenz nach sich: Die Brandraumtemperaturen werden für den Fall berechnet, daß die aus der pyrolysierten Brandlast resultierende Verbrennungsenergie vollständig im Brandraum umgesetzt wird. Dies ist im Sinne einer sicheren Dimensionierung ein positiver Effekt.

Die Abbildung 5.15 zeigt den Vergleich zwischen errechneten und gemessenen Gastemperaturen. Als Beispiel wurde der Brandversuch SF-86/3 ausgewählt. Im Verlauf dieses Versuchs wurden wesentlich höhere Energiefreisetzungsraten gemessen, als bei Gültigkeit der in dem verwendeten Computerprogramm COMPF2 /40/ getroffenen Voraussetzungen bezüglich des Gasaustauschs durch die Ventilationsöffnung möglich gewesen wäre.

In der Abbildung sind sowohl die mit dem ursprünglichen Programm COMPF2 errechneten Temperaturen als auch die mit der geänderten Programmversion erzielten Ergebnisse dargestellt. Wegen der durch das Strömungsmodell beschränkten Energiefreisetzungsrate ist die mit dem Originalprogramm berechnete Temperaturzeitkurve im Bereich des Temperaturmaximums gekappt.

Im Gegensatz dazu gibt die geänderte Programmversion auch im Bereich der Maximalwerte der Temperaturen das Experiment gut wieder. Die Rechenergebnisse liegen hier im Temperaturmaximum um etwa 50 K oberhalb der Meßwerte. Als Begründung dafür kann die im Experiment teilweise außerhalb des Brandraums erfolgte Energiefreisetzung angeführt werden.

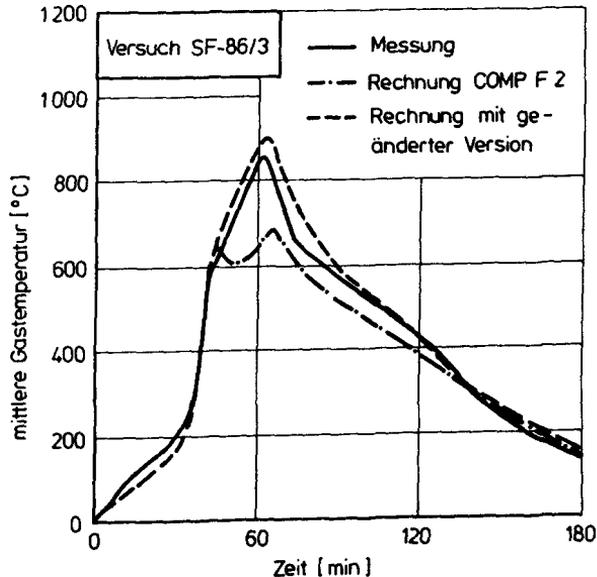


Abb. 5.15: Vergleich zwischen einer im Experiment ermittelten Temperaturzeitkurve und Resultaten aus Simulationsrechnungen

Sämtliche im Anhang aufgelisteten Brandversuche sind in der gleichen Weise wie in Abbildung 5.15 veranschaulicht nachgerechnet worden. Die Übereinstimmung zwischen den errechneten und den gemessenen Gastemperaturen ist in allen Fällen gut. Damit ist gezeigt, daß eine mathematische Beschreibung des Brandgeschehens mit einem modifizierten Einzonenmodell auch für die hier diskutierten relativ großen Brandraumdimensionen zu realistischen Brandraumtemperaturen führt. Das verwendete Rechenprogramm ist daher geeignet, als Teilschritt für eine Bewertung des natürlichen Brandes die Heißgastemperaturen zu liefern.

5.3.4 Bestimmung der äquivalenten Branddauer

Aus der bekannten Zeitfunktion der Gastemperaturen im Brandraum muß nun als nächster Teilschritt des Bewertungsverfahrens die dem natürlichen Brand äquivalente Normbranddauer bestimmt werden. Das geschieht durch Berechnung der Brandwirkung in dem im Kapitel 5.2 beschriebenen Vergleichsbauteil. Das Kriterium für die Brandwirkung ist die in einer bestimmten Tiefe erreichte Maximaltemperatur. Zur Berechnung der Temperaturverteilung im Bauteil wird ein Rechenprogramm /57/ vorgeschlagen, das die instationären Temperaturfelder berechnet. Das Programm arbeitet nach der Methode Finites Elemente. Es wird am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig erfolgreich auf Probleme angewendet, bei denen die Bauteilerwärmung im Mittelpunkt steht. Die Fourier-Gleichung der Wärmeleitung, die die Wärmetransportphänomene in homogenen und isotropen Medien beschreibt, wird in zwei Dimensionen gelöst. Die Randbedingungen werden durch den Wärmeübergang vom Brandraumgas auf die Bauteiloberfläche beschrieben. Als Eingangsgrößen gehen

- (1) die Gastemperaturen,
- (2) die Wärmeübergangskoeffizienten ϵ und α ,
- (3) die temperaturabhängigen thermischen Materialkenngrößen für λ , ρ und c_p für das Bauteilmaterial Stahl und
- (4) die geometrische Beschreibung des Bauteils mit einer räumlichen Diskretisierung

in die Rechnung ein.

Die Gastemperaturen werden entsprechend dem Abschnitt 5.2.3 berechnet. Sowohl durch Vergleichsrechnungen als auch aus experimentellen Untersuchungen /37/ wurden die aufgelisteten Wärmeübergangskoeffizienten bestimmt:

$$\begin{aligned}\alpha_{\text{Stahl}} &= 25 \text{ W/m}^2\text{K} \\ \epsilon_G &= 0,8 \\ \epsilon_{\text{Stahl}} &= 0,6\end{aligned}$$

Die thermischen Materialkennwerte sind bekannt. Für die räumliche Diskretisierung genügt wegen der Homogenität des Stahls ein relativ großes Raster.

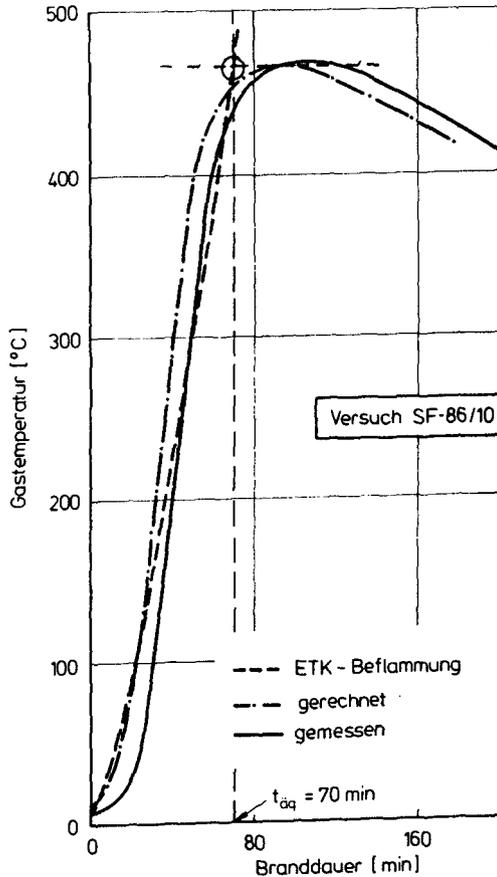


Abb. 5.16: Berechnete und gemessene Temperaturzeitkurven im Vergleichsbauteil

Die Abbildung 5.16 kann als Beleg für die Realitätsnähe einer derartigen Berechnung der Bauteiltemperatur angesehen werden. Für den Brandversuch SF-86/10 sind sowohl die mit den beschriebenen Rechenprogrammen bestimmten Temperaturen in dem Vergleichsbauteil über der Zeit aufgetragen als auch die Meßwerte. Eingangsdaten für die Rechnung waren die während des Brandversuchs gemessenen Gastemperaturen in der Nähe des Vergleichsbauteils.

Neben den beiden zum Brandversuch gehörenden Kurven ist der Temperaturverlauf an der Meßstelle im Vergleichsbauteil bei ETK-Brandbeanspruchung eingezeichnet. Entsprechend der Abbildung wird die äquivalente Branddauer bestimmt, die in dem hier ausgewählten Beispiel 70 min beträgt.

Mit der rechnerischen Bestimmung der äquivalenten Branddauer aus der Zeitfunktion der Gastemperaturen ist der letzte Teilschritt des vorgeschlagenen Bewertungsverfahrens gelöst.

6. Zusammenfassung

Im Vordergrund dieser Arbeit steht die Untersuchung der schädigenden Wirkung, die ein Brand in einem Gebäude hervorrufen kann. Nur mit der Kenntnis der potentiellen Gefahr für Personen und Sachwerte ist ein optimaler vorbeugender Brandschutz durchführbar. Brandschutzmaßnahmen müssen nämlich einerseits ein gewisses Maß an Sicherheiten liefern, andererseits müssen sie auch bezahlbar sein.

Im Frühstadium des Brandes, kurz nach der Entzündung des Brandherdes, stellt die mögliche schnelle Brandausbreitung und das plötzliche Durchzünden im gesamten Brandabschnitt die größte Gefahr dar. Nach dem Flashover während der vollentwickelten Brandphase geht die Gefahr in erster Linie von der thermischen Belastung der Bauteile und einem eventuellen Bauteilversagen aus.

Die bei einem Brand vorliegenden Umgebungsbedingungen entscheiden, ob der Entstehungsbrand sich zum vollentwickelten Brand ausbreitet und ob während des vollentwickelten Brandes die den Brandabschnitt umschließende Konstruktion den thermischen Belastungen standhält oder zusammenstürzt. Die Umgebungsbedingungen sind durch die Charakteristik der Brandlast, durch die Luftzufuhr zum Brandherd und durch die Bauteile, die den Brandabschnitt umschließen, definiert.

In der vorliegenden Arbeit werden die vom Brand ausgehenden Gefahren in Abhängigkeit von den Parametern, die den Brandablauf bestimmen, quantifiziert. Hierzu ist es zunächst erforderlich, daß Aussagen über den Brandablauf bei unterschiedlichen Randbedingungen gemacht werden.

Als Basis der Untersuchungen dienen Brandversuche, die im Rahmen des von der DFG geförderten Sonderforschungsbereichs 148 in einem staatlichen Forschungszentrum (VTT) in Finnland durchgeführt wurden. In Brandräumen mit einem Rauminhalt von maximal 500 m³ wurden die für den Brandablauf wichtigen Parameter Brandlast, Ventilation und Brandraumgröße variiert. Als Brandlast wurde ausschließlich die sogenannte Holzkippe verwendet.

Gestützt auf Meßwerte aus den Brandversuchen werden Gleichungen entwickelt, die es erlauben, die Zeitfunktion der Energiefreisetzungsrates in Abhängigkeit von der Brandlastkonfiguration und von der Größe der Brandraumöffnungen anzugeben.

Aus der Energiefreisetzungsrates werden mit Hilfe von Brandsimulationsrechnungen Aussagen über den Flashoverzeitpunkt in der Brandentwicklungsphase und über die

über die Brandeinwirkung auf die Bauteile während der vollentwickelten Brandphase gemacht.

Um den Flashoverzeitpunkt zu bestimmen, wird mit Unterstützung eines Zonenmodells der Zündzeitpunkt von Brandlaststapeln, die nicht in den Entstehungsbrand mit einbezogen waren, berechnet. Aus diesen Rechnungen sind Aussagen darüber ableitbar, ob es für bestimmte Randbedingungen zu einer Brandausbreitung kommt oder nicht.

Die Brandwirkung auf die Bauteile während der Vollbrandphase wird über ein Temperaturkriterium beurteilt. Die experimentellen Untersuchungen haben - unterstützt durch Rechnungen - ergeben, daß die Temperaturerhöhung in einem definierten Vergleichsbauteil für die Mehrzahl der interessierenden Fälle verlässliche Aussagen über die Brandwirkung erlaubt. Das in DIN 18 230 Teil 2 definierte Vergleichsbauteil aus Stahl erwies sich als geeignet, die benötigten Informationen zur Quantifizierung der Brandwirkung zu liefern.

Durch die experimentelle Bestimmung einer äquivalenten Branddauer werden die durch Naturbrände verursachten Wirkungen auf den in DIN 4102 Teil 2 definierten Normbrand projiziert. Dieses Verfahren hat für die Praxis enorme Vorteile: Das in DIN 4102 angesammelte "Know how" bezüglich der brandschutztechnischen Auslegung von Bauteilen kann Verwendung finden.

Die den Experimenten entnommenen äquivalenten Branddauern werden mit Berechnungsmethoden bereits existierender brandschutztechnischer Bemessungskonzepte verglichen. Im Mittelpunkt steht dabei die praktische Hinterfragung derjenigen äquivalenten Branddauer, die sich nach dem in DIN V 18 230 definierten Verfahren ergibt. Die erwähnte Norm dient als Bemessungsgrundlage für den baulichen Brandschutz im Industriebau.

Ein wesentliches Resultat der Untersuchungen ist die Feststellung, daß für die in den Brandversuchen gewählten Randbedingungen die experimentellen Werte der äquivalenten Branddauer in der Regel deutlich höher ausfallen als bei Berechnung nach DIN V 18 230. Das bedeutet, daß für diese Randbedingungen eine brandschutztechnische Bemessung nach der Norm zur unsicheren Seite hin tendiert.

Eine genauere Analyse der Versuchsergebnisse läßt vermuten, daß die für die Brandwirkung mitverantwortliche Dynamik des Brandablaufs im Rahmen der Bewertungsrichtlinien der Norm z. Zt. nicht korrekt berücksichtigt wird. Das dort verfolgte

te Konzept, die Einflüsse der Ventilationsöffnungen und die der Brandlastcharakteristik getrennt durch den w- und den m-Faktor zu beschreiben, erweist sich als nicht ausreichend, alle Randbedingungen abzudecken. Beide Erscheinungen nämlich, sowohl die Brandraumventilierung als auch die spezielle Art, Lagerungsdichte und Verteilung der Brandlast, beeinflussen in gegenseitiger Wechselwirkung das dynamische Brandverhalten. Zur Zeit wird im Normenausschuß eine Überarbeitung der Norm diskutiert. Hier soll ein modifiziertes Verfahren zur Bestimmung des Abbrandfaktors einfließen.

Die experimentellen Ergebnisse zeigen, daß zur realitätsnahen Abschätzung der Wirkung von Bränden auf Bauteile der gesamte Brandablauf berücksichtigt werden muß. Als unmittelbare Folge dieser Erkenntnis wird eine andere Vorgehensweise zur Brandbewertung vorgeschlagen. Dabei sollen in die Bestimmung der äquivalenten Branddauer in verstärktem Maße die Kenntnisse einfließen, die bezüglich der physikalischen Brandabläufe und der thermodynamischen Prozesse vorhanden sind. Die im Vergleichsbauteil erreichten Temperaturen können mit Hilfe eines Finiten Elemente-Programms berechnet werden.

Dieser Rechnung werden die im Brand erreichten Gastemperaturen vorgegeben. Die Gastemperaturen sind zuvor unter Berücksichtigung der Energiefreisetzungsrate und der vorliegenden Randbedingungen zu bestimmen.

Zu dem Zweck der Temperaturberechnung werden die Brandversuche mit verschiedenen Simulationsmodellen rechnerisch untersucht. Es zeigt sich, daß ein Einzonenmodell die Gastemperaturen in der vollentwickelten Brandphase der Realität entsprechend wiedergibt. Zuvor müssen jedoch gewisse Modifikationen an dem Rechenprogramm vorgenommen werden. Diese betreffen in erster Linie den Energierterm "Energiefreisetzung".

Es erwies sich, daß bei korrekter Annahme bezüglich der Energiefreisetzungsrate eine rechnerische Bewertung des Brandes mit zufriedenstellender Genauigkeit durchführbar ist. Die Berechnung der äquivalenten Branddauer mit dem vorgeschlagenen Verfahren ergibt Werte, die auch im Experiment erreicht werden.

Als wichtige Voraussetzung einer derartigen Brandbewertung ist die Kenntnis der Energiefreisetzungsrate zu nennen. Für die Zeitfunktion kann derzeit keine allgemeine Lösung angegeben werden. Im Rahmen dieser Arbeit ist dazu ein Beitrag geleistet worden: Für Holzkrippenbrände wurde eine empirische Beziehung entwickelt, die die Zeitfunktion der Energiefreisetzung in Abhängigkeit von den für den Brandablauf

wichtigen Randbedingungen beschreibt. Die empirische Beziehung kann nur die Parameterabhängigkeiten wiedergeben, die dem Experiment entnommen werden können. Daraus folgt, daß auch andere, bisher nicht untersuchte Parameter die Größe der maximalen Energiefreisetzung beeinflussen können. Darüber hinaus ist auf die Problematik hinzuweisen, den außerhalb des Brandraumes freigesetzten Anteil der Energie zu bestimmen.

Obwohl eine verlässliche Abschätzung für die Energiefreisetzungsraten unter beliebigen Randbedingungen nicht geliefert werden kann, erscheint die in dem vorgeschlagenen Konzept durchzuführende Berechnung des Brandgeschehens für eine realitätsnahe Brandbewertung erforderlich. Die dazu notwendige Möglichkeit, Energiefreisetzungsraten in Abhängigkeit von der Zeit für bestimmte Szenarien vorherzusagen, muß zukünftigen Forschungsarbeiten vorbehalten werden.

7. Literaturverzeichnis

- /1/ DIN 51900: Prüfung fester und flüssiger Brennstoffe. Bestimmung des Brennwertes und des Heizwertes, Ausgabe 8.77
- /2/ Hugget, Cl.: Estimation of Heat Release by Means of Oxygen Consumption Measurements. Fire and Materials, Vol 4, No. 2, 1980, pp 60-65
- /3/ Drysdale, D.: An Introduction to Fire Dynamics. John Wiley and Sons. Chichester, New York, Brisbane, Toronto, Singapore, 1986
- /4/ Baehr, H.D.: Thermodynamik, Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, New York, 1981
- /5/ Boehm, B.: Fully developed polyethylene and wood compartment fires. Technical University of Denmark, Lyngby (1977)
- /6/ Mitler, H.E.; Emmons, H.W.: Documentation for CFC5, the Fifth Harvard Computer Fire Code. NBS-GRC-81-344, October 1981
- /7/ Babrauskas, V.: Estimating Large Pool Fire Burning Rates. Fire Technology, Vol. 19, No. 4, Nov. 1983
- /8/ Browne, F.L.: Theory of the Combustion of Wood and its Control - A Survey of the Literature. Forest Products Laboratory, Forest Service U.S. Department of Agriculture, Report No.2136 (1958)
- /9/ Stamm, A.J.: Thermal Degradation of Wood and Cellulose. Industrial and Engineering Chemistry 48 (1956), pp 413-417
- /10/ Isterling, F.: Brandschutz und Brandverhütung im Bereich von Industrie und Wirtschaft. Vorbeugender Brandschutz, Nr. 1/2 -89, April 1989
- /11/ Thomas, P.H.; Simms, D.C., Law, M.: The Rate of burning of Wood. Fire Research Note No.657
- /12/ Hadvig, S.: Charring of wood in Building Fires. Technical University of Denmark, 1981
- /13/ Pitts, D.R.; Sissoms, L.E.: Theory and Problems of Heat Transfer. Mc Graw-Hill, New York, 1977
- /14/ White, R.H.; Schaffer, E.L.: Application of CMA Program to Wood charring. Fire Technology. Vol 14, No.4, 1978
- /15/ Tewarson, A.; Pion, R.F.: Flammability of Plastics. I. Burning Intensity. Combustion and Flame, 26, 85-103.
- /16/ Atreya, A.; Emmons, H.W.: Wood Ignition and Pyrolysis. 9th Joint Panel Meeting of the UJNR Panel on Fire Research and Safety. NBS. April 1988
- /17/ Clark, F.R.S.: Fire Spread Tests - A Critique. Fire Technology pp 131-138 (1981)
- /18/ Morton, B.R.; Taylor, G.J.; Turner, J.S.: Proc. of Royal Soc. (London) A 234 (1956) 1

- /19/ Atreya, A.; Carpentier, C.; Harkleroad, M.: Effect of Sample Orientation on Piloted Ignition and Flame Spread. Fire Safety Science - Proceedings of the First International Symposium (1985) pp97-109
- /20/ Gross, D.: Experiments on the Burning of Cross Piles of Wood. Journal of Research of the NBS-C. Engineering and Instrumentation Vol. 66C, No. 2, April-June 1962
- /21/ Block, J.A.: A theoretical and experimental study of non propagating free burning fires. 13th International Symposium on Combustion, The Combustion Institute (1971), pp 971-978
- /22/ Delichatsios, M.A.: Fire Growth Rates in Wood Cribs. Combustion and Flame 27, (1976), pp 267-278
- /23/ DIN 4102 "Baulicher Brandschutz", Teil2
- /24/ Arnault, P. et al.: Rapport Experimental Sur Les Essais Avec Des Feux Naturel Executes Dans La Petit Installations. Maizieres - Les - Metz, Juni 1973
- /25/ Hagen, E.: SFB 148, Teilprojekt C3, Dreijahresbericht 1980-1983, Teil 1
- /26/ Bub, H. et al.: Eine Auslegungssystematik für den Brandschutz. BRABA Heft 4, Erich Schmidt Verlag, Berlin, 1983
- /27/ DIN V 18230 "Baulicher Brandschutz im Industriebau", Teil 1 "Rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer", Ausgabe September 1987
- /28/ Kawagoe, K.: Fire Behaviour in Rooms. Report No.27, Building Research Institute, 1958
- /29/ Nilsson, L.: Time Curve of Heat Release for Compartment Fires with Fuel of Wooden Cribs. Lund Institute of Technology, Lund, Sweden, 1974
- /30/ Böhm, B.; Hadvig, S.: Nonconventional Fully Developed Polyethylen and Wood Compartment Fires. Combustion and Flame 44 (1982), pp 201-221
- /31/ Quintiere, J.G.; Mc Caffrey, B.J.: The Burning of Wood and Plastic Cribs in an Enclosure. NBSIR 80-2054
- /32/ Croce, P.A.: Modeling of vented enclosure fires. 15th International Symposium on Combustion, Tokyo 1974
- /33/ Salzberg, F.; Watermann, T.E.: Studies of Building Fires with Models. Fire Technology Vol.2, No. 3, (1966), pp 196-203
- /34/ Saito, F.: Experimental Study of Compartment Fire Using Model Boxes. BRI Research Paper No. 81, July 1979
- /35/ Harmathy, T.Z.: Ventilation of Fully Developed Compartment Fires. Combustion and Flame 37 (1980), pp 25-39
- /36/ Hagen, E.: SFB 148, Teilprojekt C3, Dreijahresbericht 1984-1986, Teil 1. IBMB TU Braunschweig (1987)

- /37/ Hagen, E.: Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteile im natürlichen Brand. SFB 148, Teilprojekt C3, Abschlußbericht, Teil 2. IBMB TU Braunschweig (1988)
- /38/ Williamson, R.B.: Coupling Deterministic and Stochastic Modelling to Unwanted Fire. *Fire Safety Journal*, 3 (1980/81) pp 243-259
- /39/ Cox, G.; Kumar, S.: Computer Modelling of Fire. *BRE Information* 2/83
- /40/ Babrauskas, V.: COMPF2 - A Program for Calculating Post-Flashover Fire Temperatures. U.S.Department of Commerce, National Bureau of Standards, June 1979
- /41/ Dobbernack, R.; Schneider, U.: Wärmebilanzrechnungen in Brandräumen unter Berücksichtigung der Mehrzonenmodellbildung. Heft 59 der Schriftenreihe des Instituts für Baustoffkunde, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983
- /42/ Mitler, H.E.; Emmons, H.W.: Documentation for CFC5, the Fifth Harvard Computer Fire Code. NBS-GRC-81-344, October 1981
- /43/ Ingberg, S.H.: Tests of Severity Of Building Fires. *NFPA Quarterly* 22, 43 (1928)
- /44/ Law, M.: A Relationship between Fire Grading and Building Design and Contents. *JFRO Fire Research Note No. 872* (1971)
- /45/ Thomas, P.H.; Heselden, A.J.M.: Fully Developed Fires in Single Compartments. A Cooperative Research Programme of the Conseil Internationale du Bâtiment. CIB-Report 20, Fire Research Note No. 923
- /46/ Pettersson, O.: The Connection between a Real Fire Exposure and the Heating Conditions according to Standard Fire Resistance Tests - with special Applications to Steel Structures. European Convention for Constructional Steelwork, CECM-III-74-2E, Chapter II (1974)
- /47/ Harmathy, T.Z.: The Fire Resistance Test and its Relation to Real-World Fires. *Fire and Materials*, Vol.5 No.3 (1981)
- /48/ Mehaffey, J.R.; Harmathy, T.Z.: Assessment of Fire Resistance Requirements. *Fire Technology*, 17, 221 (1981)
- /49/ Fang, J.B.: Repeatability of Large-Scale Room Fire Tests. *Fire Technology*
- /50/ Parker, W.J.: Calculation of the Heat Release Rate by Oxygen Consumption for Various Applications. *Journal of Fire Science* Vol.2, 1984
- /51/ Hagen, E.: Rechnerische Behandlung von Großbrandversuchen mit Wärmebilanzprogrammen. SFB 148, Teilprojekt C3, Dreijahresbericht 1984-1986, Teil2

- /52/ Hagen, E.: Dokumentation von 38 Full-Scale-Brandversuchen in Brandräumen verschiedener Größe mit Holzkrippen als Brandlast. Durchgeführt im Rahmen des SFB 148 "Brandverhalten von Bauteilen", Teilprojekt C3 "Natürlicher Brand". Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig 1987
- /53/ Babrauskas, V.; Williamson, R.B.: Post Flashover Compartment Fires: Basis of a Theoretical Model. Fire and Materials, 2, pp 39-53 (1978)
- /54/ Bronstein, I.N.; Semendjajew, K.A.: Taschenbuch der Mathematik, Verlag Harri Deutsch, Zürich und Frankfurt/Main, 1971
- /55/ Design Guide Structural Fire Safety. Workshop CIB W14, Chapter 4, Fire Safety Journal 10, 85 (1986)
- /56/ Schneider, U.; Max, U.: Überprüfung der Faktoren m und w der DIN 18230. 2. Fachseminar "Brandschutz - Forschung und Praxis". 14./15. September 1988, Braunschweig
- /57/ Becker, J.; Bizri, H.; Bresler, B.: FIRES-T. A Computer Program for the Fire Response of Structures - Thermal. Report No. UCB FRG 74-1, University of California (1974)
- /58/ DIN 18230 "Baulicher Brandschutz im Industriebau", Teil 2, "Ermittlung des Abbrandfaktors m ", Ausgabe September 1987
- /59/ Chitty, R.; Cox, G.: A method of measuring combustion inter-mittency in fires. Fire and Materials, 3, pp 238-242 (1979)
- /60/ Hossier, D.; Schneider, U.: Abschlußbericht zum Forschungsvorhaben "Vergleichende Sicherheitsbetrachtung für brandschutztechnische Messung unterschiedlicher Bauteile nach dem t_d -Verfahren (DIN 18230)". Braunschweig, November 1988

Anhang: Übersicht der Brandversuche und der Randbedingungen

A1. Brandraumabmessungen 7,8 · 7,2 · 3,6 m³

(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(7)
Versuch	Masse kg	Brandlast A_{BL} m ²	Anordnung (s. Abb. A1)	Ventilation $A \cdot \sqrt{H}$ m ^{5/2}	max. Abbrandrate kg/min
SF-85/1	1000	41	verteilt	6,08	36
SF-85/2	500		Teppich	6,08	kein F.O.
SF-85/3	500	14	Teppich	6,08	21
SF-85/4	500	20	Teppich	2,03	12
SF-85/5	500	18	Teppich	4,04	21
SF-85/6	500	10	Teppich	6,47	17
SF-85/7	500	19	Teppich	0,82	20
SF-86/5	500	17	Teppich	2,15	11
SF-86/6	1000	48	verteilt	6,2	31
SF-86/7	1000	43	verteilt	6,2	33
SF-86/8	500	17	Teppich	2,35	12
SF-86/9	500	20	Teppich	2,27	11
SF-86/10	1000	15	2 Stapel	4,14	19
SF-86/11	1000	15	2 Stapel	4,14	21

	Abmessung des Brandraumes		
	$7,8 \times 7,2 \times 3,6 \text{ m}^3$	$14,4 \times 7,2 \times 3,6 \text{ m}^3$	$20,4 \times 7,2 \times 3,6 \text{ m}^3$
verteilte Brandlast			
Brandlast-Teppich			
1 Stapel			
2 Stapel			

→ : Seite mit Ventilationsöffnung

Abb. A1: Unterschiedliche Anordnungen der Brandlast

A2. Brandraumabmessungen 14,4 · 7,2 · 3,6 m³

(1) Versuch	(2) Masse kg	(3) Brandlast		(5) Ventilation		(7) maximale Abbrandrate kg/min
		A _{BL} m ²	Anordnung (s. Abb. A1)	A√H m ^{3/2}	Luftrate m ³ /h	
SF-83/1	2000	66,0	verteilt	6,2	7500 23500	35
SF-83/2	2000	78,0	verteilt	10,9		60
SF-83/3	2000	20,5	1 Stapel	10,9		47
SF-83/4	2000	70,0	verteilt	12,7		71
SF-83/5	2000	20,5	1 Stapel	12,7		32
SF-84/1	1000		1 Stapel			15
SF-84/2	1000		1 Stapel			26
SF-84/3	1000	12,8	1 Stapel	4,0		17
SF-84/4	1000	12,8	1 Stapel	12,0		23
SF-84/5	1000	18,0	2 Stapel	12,0		27
SF-84/6	1000	18,0	2 Stapel	4,0		17
SF-84/7	900	ca.27	Teppich	12,0		33
SF-84/8	900	ca.30	Teppich	4,0	22	
SF-84/9	800		Teppich		23500	kein F.O.
SF-84/10	800		Teppich		12400	28
SF-84/11	1000		2 Stapel		22600	29
SF-84/12	1000		2 Stapel		10200	21

A3. Brandraumabmessungen 20,4 · 7,2 · 3,6 m³

(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(7)
Versuch	Masse kg	Brandlast A_{BL} m ²	Anordnung (s.Abb. A1)	Ventilation $A\sqrt{H}$ m ^{5/2}	maximale Abbrandrate kg/min
SF-85/8	989	15	2 Stapel	8,30	20
SF-85/9	920	40	Teppich	13,50	27,5
SF-85/10	1815	96	verteilt	13,50	58-68
SF-86/1	940	47	Teppich	5,20	45-50
SF-86/2	900	45	Teppich	3,00	37
SF-86/3	1800	96	verteilt	3,00	62-76
SF-86/4	900	45	Teppich	1,06	28

**In der Schriftenreihe des
Instituts für Baustoffe,
Massivbau und Brandschutz sind
bisher die aufgeführten Hefte
erschienen.**

**Sie können bei jeder
Buchhandlung oder direkt bei
folgender Adresse bestellt
werden (Kosten: je nach Umfang
zwischen DM 10 und DM 25)**

**Bibliothek / Institut für
Baustoffe,
Massivbau und Brandschutz
Beethovenstr. 52
W-3300 Braunschweig**

**(Telefon: 0531/391-5454,
Telefax: 0531/391-4573)**

Heft 1:

Deters, R.
Über das Verdunstungsverhalten
und den Nachweis öligiger
Holzschutzmittel.
Braunschweig., 1962.20 S.
Zugl.:
Braunschweig, Techn. Hochsch.,
Diss., 1962.

Heft 2:

Kordina, K.
Das Verhalten von Stahlbeton-
und Spannbetonbauteilen unter
Feuerangriff. Braunschweig.,
1963.19 S. Sonderdruck aus:
Beton 13(1962), S.11-18, 81-84.

Heft 3:

Eibl, J.
Zur Stabilitätsfrage des
Zweigelenkbogens mit
biegeweichem
Zugband und schlaffen
Hängestangen. Braunschweig.,
1963.92
S. Zugl.: Braunschweig, Techn.
Hochsch., Diss., 1963.

Heft 4:

Kordina, K.; Eibl, J.
Ein Verfahren zur Bestimmung
des Vorspannverlustes infolge
Schlupf in der Verankerung. Zur
Frage der
Temperaturbeanspruchung von
kreisförmigen

Stahlbetonsilos. Braunschweig.,
1964.16 S. Sonderdruck aus:
Beton- und Stahlbetonbau
58(1963), S.265-268 ; 59(1964)
S.1-
11.

Heft 5:

Ertingshausen, H.
Über den Schalungsdruck von
Frischbeton. Braunschweig.,
1965.98 S. Zugl.: Hannover,
Techn. Hochsch., Diss.,
1965.ISBN 3-89288-060-3.

Heft 6:

Waubke, N.V.
Transportphänomene in
Betonporen. Braunschweig.,
1966.76 S.
Zugl.: Braunschweig, Techn.
Hochsch., Diss., 1968.ISBN 3-
89288-061-1.

Heft 7:

Ehm, H.
Ein Beitrag zur rechnerischen
Bemessung von
brandbeanspruchten
balkenartigen
Stahlbetonbauteilen.
Braunschweig., 1967.X, 148, 32
S. Zugl.: Braunschweig,
Techn. Hochsch., Diss., 1967.

Heft 8:

Steinert, J.
Möglichkeiten der Bestimmung
der kritischen Last von Stab-
und Flächentragwerken mit Hilfe
ihrer Eigenfrequenz.
Braunschweig., 1967.93, 27 S.
Zugl.: Braunschweig, Techn.
Hochsch., Diss., 1967.

Heft 9:

Lämmke, A.
Untersuchungen an
dämmschichtbildenden
Feuerschutzmitteln.
Braunschweig., 1967.151 S.
Zugl.: Braunschweig, Techn.
Hochsch., Diss., 1967.

Heft 10:

Rafla, K.
Beitrag zur Frage der
Kippstabilität aufgehängter
Träger.

Braunschweig., 1968.V, 177 S.
Zugl.: Braunschweig, Techn.
Hochsch., Diss., 1968.

Heft 11:
Ivanyi, G.
Die Traglast von offenen,
kreisförmigen
Stahlbetonquerschnitten:
Brazier-Effekt. Braunschweig.,
1968.89 S. Zugl.: Braunschweig,
Techn. Hochsch., Diss., 1968.

Heft 12:
Meyer-Ottens, C.
Brandverhalten verschiedener
Bauplatten aus Baustoffen der
Klassen A und B. Braunschweig.,
1969.20 S.

Heft 13:
Fuchs, G.
Zum Tragverhalten von
kreisförmigen Doppelsilos unter
Berücksichtigung der
Eigensteifigkeit des Füllgutes.
Braunschweig., 1968.82 S.
Zugl.: Braunschweig, Techn.
Hochsch., Diss., 1968.

Heft 14:
Meyer-Ottens, C.
Wände aus Holz und
Holzwerkstoffen unter
Feuerangriff.
Braunschweig., 1970.18 S.
Sonderdruck aus: Mitteilungen
der
Deutschen Gesellschaft für
Holzforschung, H.56(1969).

Heft 15:
Lewandowski, R.
Beurteilung von
Bauwerksfestigkeiten anhand von
Betongütewürfeln und -
bohrproben. Braunschweig.,
1970.IX,
165 S. Zugl.: Braunschweig,
Techn. Hochsch., Diss., 1970.

Heft 16:
Neubauer, F.-J.
Untersuchungen zur Frage der
Rissesicherung von leichten
Trennwänden aus Gips-
Wandbauplatten. Braunschweig.,
1970.123

S. Zugl.: Braunschweig, Techn.
Hochsch., Diss., 1969.

Heft 17:
Meyer-Ottens, C.; Kordina, K.
Gutachten über das
Brandverhalten von Bauteilen
aus
dampfgehärtetem Gasbeton :
aufgestellt für den Fachverband
Gasbetonindustrie.
Braunschweig., 1970.28 S.

Heft 17:
Meyer-Ottens, C.; Kordina, K.
Gutachten über das
Brandverhalten von Bauteilen
aus
dampfgehärtetem Gasbeton. Erw.
Neuauf. Braunschweig.,
1974.28 S.

Heft 18:
Bödeker, W.
Die Stahlblech-Holz-
Nagelverbindung und ihre
Anwendung :
Grundlagen und
Bemessungsvorschläge.
Braunschweig., 1971.124
S. Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ., Diss., 1971.ISBN 3-
89288-057-3.

Heft 19:
Meyer-Ottens, C.
Bauaufsichtliche
Brandschutzvorschriften :
Beispiele für
ihre Erfüllung bei Wänden,
Brandwänden und Decken.
Braunschweig., 1971.

Heft 20:
Liermann, K.
Das Trag- und
Verformungsverhalten von
Stahlbetonbrückenpfeilern mit
Rollenlagern. Braunschweig.,
1972.138 S. Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss.,
1972.ISBN 3-89288-056-5.

Heft 21:
Janko, B.
Zum Trag- und
Verformungsverhalten ebener
Stockwerkrahmen aus

Stahlbeton. 1972. XI, 155 S.
Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ.,
Diss., 1972. ISBN 3-89288-055-
7.

Heft 22:
Nürnberger, U.
Zur Frage des
Spannungsrißkorrosionsverhalten
s
kohlenstoffarmer Betonstähle in
Nitratlösungen unter
Berücksichtigung praxisnaher
Verhältnisse. Braunschweig.,
1972.153 S. Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss.,
1972. ISBN 3-89288-054-9.

Heft 23:
Meyer-Ottens, C.
Zur Frage der Abplatzungen an
Betonbauteilen aus Normalbeton
bei Brandbeanspruchung.
Braunschweig., 1972.90 S.
Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss., 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., 1973.165 S.
Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ., Diss., 1973. ISBN 3-
89288-
053-0.

Heft 25:
Rieche, G.
Mechanismen der
Spannungskorrosion von
Spannstählen im
Hinblick auf ihr Verhalten in
Spannbetonkonstruktionen.
Braunschweig., 1973.126 S.
Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ., Diss., 1973. ISBN 3-
89288-052-2.

Heft 26:
Tennstedt, E.

Beitrag zur rechnerischen
Ermittlung von
Zwangschnittgrößen
unter Berücksichtigung des
wirklichen
Verformungsverhaltens
des Stahlbetons. Braunschweig.,
1974.141 S. Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss., 1974. ISBN 3-89288-051-4.

Heft 27:
Schneider, U.
Zur Kinetik
festigkeitsmindernder
Reaktionen in
Normalbetonen bei hohen
Temperaturen. Braunschweig.,
1973. IVX, 100 S. Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss.,
1973.

Heft 28:
Neisecke, J.
Ein dreiparametrisches, komplexes
Ultraschall-Prüfverfahren
für die zerstörungsfreie
Materialprüfung im Bauwesen.
Braunschweig., 1974.108 S.
Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ., Diss., 1974. ISBN 3-
89288-050-6.

Heft 29:
Kordina, K.; Maack, P.; Hjorth,
O.
Traglastermittlung an
Stahlbeton-Druckgliedern :
Schlußbericht zum
Forschungsvorhaben
"Traglastermittlung von
Stahlbeton-Druckgliedern" (AIF-
Nr. 956). Braunschweig.,
1974. IV, 95, 18, 18, 52, 87
S. ISBN 3-89288-048-4.

Heft 30:
Eibl, J.; Ivanyi, G.
Berücksichtigung der
Torsionssteifigkeit von
Randbalken bei
Stahlbetondecken :
Schlußbericht. Braunschweig.,
1974.168 S.

Heft 31:
Kordina, K.; Janko, B.

Stabilitätsnachweise von
Rahmensystemen im Stahlbetonbau
:

Schlußbericht zum
Forschungsvorhaben
"Stabilitätsnachweise
von Rahmensystemen im
Stahlbetonbau (AIF-Nr. 1388).
Braunschweig., 1974.48, 56, 155
S.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
. Braunschweig., 1976.188 S.
Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ., Diss., 1975.

Heft 33:

Klingsch, W.
Traglastberechnung instationär
thermisch belasteter
schlanker
Stahlbetondruckglieder mittels
zwei- und
dreidimensionaler
Diskretisierung. Braunschweig.,
1976.192
S. Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ., Diss., 1976.

Heft 34:

Djamous, F.
Thermische Zerstörung
natürlicher Zuschlagstoffe im
Beton.
Braunschweig., 1977.127 S.
Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ., Diss., 1977.

Heft 35:

Haksever, A.
Zur Frage des Trag- und
Verformungsverhaltens ebener
Stahlbetonrahmen im Brandfall.
Braunschweig., 1977.XIV, 133,
12 S. Zugl.: Braunschweig,
Techn. Univ., Diss., 1977.

Heft 36:

Storkebaum, K.-H.
Ein Beitrag zur
Traglastermittlung von
vierseitig gelagerten

Stahlbetonwänden.

Braunschweig., 1977.88 S.
Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss., 1977.ISBN 3-89288-045-X.

Heft 37:

Bechtold, R.
Zur thermischen Beanspruchung
von Außenstützen im Brandfall.
Braunschweig., 1977.V, 140, 12
S. Zugl.: Braunschweig,
Techn. Univ., Diss., 1977.ISBN
3-89288-046-8.

Heft 38:

Steinert, J.
Bestimmung der
Wasserdurchlässigkeit von
Kiesbeton aus dem
Wassereindringverhalten.
Braunschweig., 1977.57 S.
Unveränd.
Nachdr. d. Erstveröffentlichung
Bad Honnef : Osang, 1977
(Zivilschutzforschung ; Bd. 7).

Heft 39:

Weiß, R.
Ein haufwerkstheoretisches
Modell der Restfestigkeit
geschädigter Betone.
Braunschweig., 1978.112 S.
Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss., 1978.ISBN 3-89288-047-6.

Heft 40:

Alda, W.
Zum Schwingkriechen von Beton.
Braunschweig., 1978.209 S.
Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ., Diss., 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. Braunschweig.,
1979.181, 220 S. Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss., 1979.ISBN 3-89288-036-0.

Heft 42:
Schneider, U.
Ein Beitrag zur Frage des
Kriechens und der Relaxation
von
Beton unter hohen Temperaturen.
Braunschweig., 1979.128, 47
S. Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ., Diss., 1979.

Heft 43:
Institut für Baustoffe,
Massivbau und Brandschutz
Veröffentlichungen 1967 bis
1979. Braunschweig., 1979.54
S. ISBN 3-89288-037-9.

Heft 44:
Kordina, K.; Fröning, H.
Druckmessungen in Silozellen
mit einer neu entwickelten
Sonde : Abschlußbericht eines
von der DFG gef.
Forschungsvorhabens mit dem
Titel "Druckmessungen im
Inneren
von mittleren bis großen
Silozellen". Braunschweig.,
1979.21, 60 S. ISBN 3-89288-038-
7.

Heft 45:
Henke, V.
Ein Beitrag zur Zuverlässigkeit
frei gelagerter
Stahlbetonstützen unter
genormter Brandeinwirkung.
Braunschweig., 1980.150 S.
Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ., Diss., 1980.

Heft 46:
Schneider, U.; Haksever, A.
Wärmebilanzrechnungen für
Brandräume mit
unterschiedlichen
Randbedingungen (Teil 1).
Braunschweig., 1980.79 S.

Heft 47:
Walter, R.
Patiell brandbeanspruchte
Stahlbetondecken : Berechnung
des
inneren Zwanges mit einem
Scheibenmodell. Braunschweig.,
1981.149 S. Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss.,

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.
Braunschweig., 1981.201 S.
Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss., 1981. ISBN 3-89288-040-9.

Heft 49:
Institut für Baustoffe,
Massivbau und Brandschutz
Veröffentlichungen 1967 bis
1981. Braunschweig., 1981.89
S. 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.
Braunschweig., 1982.II, 103
S. ISBN 3-89288-042-5.

Heft 51:
Henke, V.
Zusammenstellung und Anwendung
Bayes'scher Verfahren bei der
Sichprobenbeurteilung :
(Projekt D1 des SFB 148).
Braunschweig., 1982.2, 49, 2,
12 S. ISBN 3-89288-043-3.

Heft 52:
Haksever, A.
Stahlbetonstützen mit
Rechteckquerschnitten bei
natürlichen
Bränden. Braunschweig.,
1982.143, 30 S. Zugl.:
Istanbul,
Techn. Univ., Habil.-Schr.,
1982. ISBN 3-89288-044-1.

Heft 53:
Weber, V.
Untersuchung des Reiß- und
Verformungsverhaltens
segmentärer

Spannbetonbauteile.
Braunschweig., 1982.III, 191 S.
Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss., 1982.ISBN 3-89288-017-4.

Heft 54:
Ranisch, E.-H.
Zur Tragfähigkeit von
Verklebungen zwischen Baustahl
und
Beton : geklebte Bewehrung.
Braunschweig., 1982.173 S.
Zugl.: Braunschweig, Tech.
Univ., Diss., 1982.

Heft 54:
Ranisch, E.-H.
Zur Tragfähigkeit von
Verklebungen zwischen Baustahl
und
Beton : geklebte Bewehrung.
Unveränd. Nachdr. d. Ausg.
1982.
Braunschweig., 1986.173 S.
Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ., Diss., 1982.ISBN 3-
89288-010-7.

Heft 55:
Wiedemann, G.
Zum Einfluß tiefer Temperaturen
auf Festigkeit und
Verformung von Beton.
Braunschweig., 1982.149 S.
Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss. 1982.

Heft 56:
Timm, R.
Ein geometrisch und
physikalisch nichtlineares
Rechenmodell
zur optimalen Biegebemessung
ebener Stahlbetonrahmen.
Braunschweig., 1982.261 S.
Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ., Diss., 1982.ISBN 3-
89288-018-2.

Heft 57:
Diederichs, U.
Untersuchungen über den Verbund
zwischen Stahl und Beton bei
hohen Temperaturen.
Braunschweig., 1983.183 S.
Zugl.:

Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss., 1983.ISBN 3-89288-019-0.

Heft 58:
Schneider, U.
Wärmebilanzrechnungen in
Verbindung mit Versuchen in
Brandräumen (Teil 2).
Braunschweig., 1983.34 S.ISBN
3-89288-
020-4.

Heft 59:
Dobbernack, R.
Wärmebilanzrechnungen in
Brandräumen unter
Berücksichtigung
der Mehrzonenmodellbildung
(Teil 3). Braunschweig.,
1983.96
S.ISBN 3-89288-021-2.

Heft 60:
Hillger, W.
Verbesserungen und
Erweiterungen von
Ultraschallprüfverfahren zur
zerstörungsfreien Fehlstellen-
und Qualitätskontrolle von
Betonbauteilen. Braunschweig.,
1983. 142 S. Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss.,
1983.ISBN 3-89288-014-X.

Heft 61:
Blume, F.
Zur Wirklichkeitsnähe der
Lastannahmen in
Silovorschriften
für Zellen aus Stahlbeton und
Spannbeton. Braunschweig.,
1984.X, 215, 124 S. Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss., 1984.ISBN 3-89288-013-1.

Heft 62:
Nölting, D.
Das Durchstanzen von Platten
aus Stahlbeton : Tragverhalten,
Berechnung, Bemessung.
Braunschweig., 1984.8, 174, 43
S.
Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ., Diss., 1984.ISBN 3-
89288-
012-3.

Heft 63:

- Wesche, J.
Brandverhalten von
Stahlbetonplatten im
baupraktischen
Einbauzustand. Braunschweig.,
1985.130, 17 S. Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss., 1985.ISBN 3-89288-009-3.
- Heft 64:
Droese, S.
Untersuchungen zur Technologie
des Gleitschalungsbaus.
Braunschweig., 1985.VIII, 213
S. Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ., Diss., 1985.ISBN 3-
89288-000-X.
- Heft 65:
Institut für Baustoffe,
Massivbau und Brandschutz
Forschungsarbeiten 1978 - 1983.
Braunschweig., 1984.305
S.ISBN 3-89288-001-8.
- Heft 66:
Hegger, J.
Einfluß der Verbundart auf die
Grenztragfähigkeit von
Spannbetonbalken.
Braunschweig., 1985.VI, 195 S.
Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss., 1985.ISBN 3-89288-002-6.
- Heft 67:
Kepp, B.
Zum Tragverhalten von
Verankerungen für hochfeste
Stäbe aus
Glasfaserverbundwerkstoff als
Bewehrung im Spannbetonbau.
Braunschweig., 1985.147 S.
Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ., Diss., 1985.ISBN 3-
89288-003-4.
- Heft 68:
Sager, H.
Zum Einfluß hoher Temperaturen
auf das Verbundverhalten von
einbetonierten
Bewehrungsstäben.
Braunschweig., 1985.VIII,
181 S. Zugl.: Braunschweig,
Techn. Univ., Diss., 1985.ISBN
3-
89288-004-2.
- Heft 69:
Haß, R.
Zur praxisgerechten
brandschutztechnischen
Beurteilung von
Stützen aus Stahl und Beton.
Braunschweig., 1986.V, 113, 48
S. Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ., Diss., 1986.ISBN 3-
89288-005-0.
- Heft 70:
Institut für Baustoffe,
Massivbau und Brandschutz
17 (siebzehntes)
Forschungskolloquium des
Deutschen
Ausschusses für Stahlbeton :
März 1986 ; Kurzfassungen der
Beiträge. Braunschweig.,
1986.148 S.ISBN 3-89288-006-9.
- Heft 71:
Ehm, C.
Versuche zur Festigkeit und
Verformung von Beton unter
zweiachsender Beanspruchung und
hohen Temperaturen.
Braunschweig., 1986.III, 120 S.
Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ., Diss., 1986.ISBN 3-
89288-007-7.
- Heft 72:
Hartwich, K.
Zum Riß- und
Verformungsverhalten von
Stahlfaserverstärkten
Stahlbetonstäben unter
Längszug. Braunschweig.,
1986.V, 202
S. Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ., Diss., 1986.ISBN 3-
89288-008-5.
- Heft 73:
Scheuermann, J.
Zum Einfluß tiefer Temperaturen
auf Verbund und Rißbildung
von Stahlbetonbauteilen.
Braunschweig., 1987.224 S.
Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss., 1987.ISBN 3-89288-011-5.
- Heft 74:
Hinrichsmeyer, K.
Strukturorientierte Analyse und
Modellbeschreibung der

thermischen Schädigung von
Beton. Braunschweig., 1987.II,
162 S. Zugl.: Braunschweig,
Techn. Univ., Diss., 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. Braunschweig.,
1986.100 S.ISBN 3-89288-022-0.

Heft 76:
Budelmann, H.
Zum Einfluß erhöhter
Temperaturen auf Festigkeit und
Verformung von Beton mit
unterschiedlichen
Feuchtegehalten.
Braunschweig., 1987.VI, 215 S.
Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ., Diss., 1987.ISBN 3-
89288-016-6.

Heft 77:
Großmann, F.
Spannungen und bruchmechanische
Vorgänge im Normelbeton
unter Zugbeanspruchung.
Braunschweig., 1987.VII, 174,
160 S.
Zugl.: Braunschweig, Techn.
Univ., Diss., 1987.ISBN 3-
89288-
023-9.

Heft 78:
Rohling, A.
Zum Einfluß des
Verbundkriechens auf die
RiBbreitenentwicklung sowie auf
die Mitwirkung des Betons
zwischen den Rissen.
Braunschweig., 1987.VI, 230 S.
Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss., 1987.ISBN 3-89288-024-7.

Heft 79:
Henning, W.

Zwangrißbildung und Bewehrung
von Stahlbetonwänden auf
steifen Unterbauten.
Braunschweig., 1987.IX, 226 S.
Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss., 1987.ISBN 3-89288-025-5.

Heft 80:
Richter, E.
Zur Berechnung der
Biegetragfähigkeit
brandbeanspruchter
Spannbetonbauteile unter
Berücksichtigung geeigneter
Vereinfachungen für die
Materialgesetze. Braunschweig.,
1987.V, 137 S. Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss.,
1987.ISBN 3-89288-026-3.

Heft 81:
Kiel, M.
Nichtlineare Berechnung ebener
Stahlbetonflächentragwerke
unter Einschluß von
Brandbeanspruchung.
Braunschweig.,
1987.VI, 155 S. Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss.,
1987.ISBN 3-89288-027-1.

Heft 82:
Konietzko, A.
Polymerspezifische Auswirkungen
auf das Tragverhalten
modifizierter zementgebundener
Betone (PCC). Braunschweig.,
1988.143 S. Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss.,
1988.ISBN 3-89288-028-X.

Heft 83:
Grzeschkowitz, R.
Zum Trag- und
Verformungsverhalten schlanker
Stahlbetonstützen unter
besonderer Berücksichtigung der
schiefen Biegung.
Braunschweig., 1988.VIII, 139
S. Zugl.:
Braunschweig, Techn. Univ.,
Diss., 1988.ISBN 3-89288-030-1.

Heft 84:
Wiese, J.

Zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonplatten unter partieller Brandbeanspruchung. Braunschweig., 1988.XI, 205 S. Zugl.: Braunschweig, Techn. Univ., Diss., 1988.ISBN 3-89288-031-X.

Heft 85:
Rudolph, K.
Traglastberechnung zweiachsig biegebeanspruchter Stahlbetonstützen unter Brandeinwirkung. Braunschweig., 1988.119 S. Zugl.: Braunschweig, Techn. Univ., Diss., 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. Braunschweig., 1989.ISBN 3-89288-058-1.

Heft 87:
Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz
Forschungsarbeiten 1984 - 1989. Braunschweig., 1989.ISBN 3-89288-034-4.

Heft 88:
Grossert, E.
Untersuchungen zum Tragverhalten von Massivbrücken mit zweizelligem Kastenquerschnitt. Braunschweig., 1989. Zugl.: Braunschweig, Techn. Univ., Diss., 1989.ISBN 3-89288-059-X.

Heft 89:
Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig
Weiterbildungsseminar Bauen in Europa : 15.-16.11.1990 in Braunschweig; Kurzreferate. Braunschweig., 1990.169 S.ISBN 3-89288-063-8.

Heft 90:
Falkner, H. ; Teutsch, M. ; Claußen, T. ; Voß, K.-U.
Vorspannung im Hochbau. Überarb. Aufl. Feb. 1991. ISBN 3-89288-064-6.

Heft 91:
Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig
Fachtagung Spannbeton im Hoch- und Industriebau : Kurzreferate. ISBN 3-89288-065-4.

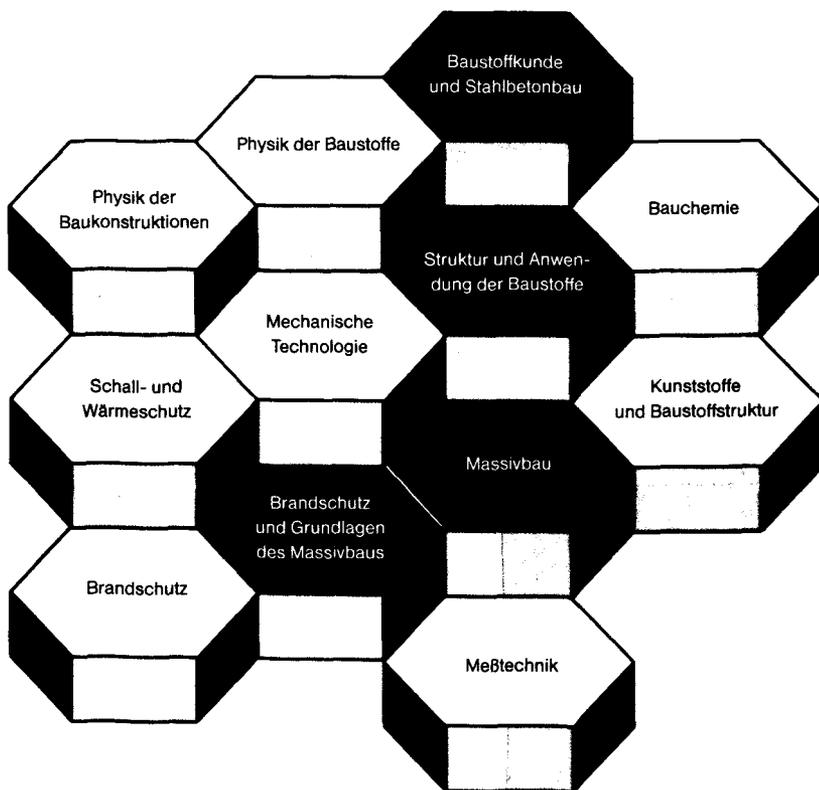
Heft 92:
Heins, T.
Simulationsmodell zur sicherheitstechnischen Beurteilung der Rauchausbreitung bei Bränden in ausgedehnten Räumen. Braunschweig 1991. Zugl.: Braunschweig, Techn. Univ., Diss., 1991. ISBN 3-89288-066-2.

Heft 94:
Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig
Fachseminar Instandsetzung und Ertüchtigung von Massivbauten : 14.-15. November 1991 in Braunschweig ; Kurzreferate. ISBN 3-89288-068-9.

Heft 95:
Qualitätssicherung im Bauwesen : VMPA-Tagung 1992, 25.-26.6. ; Tagungsbericht. ISBN 3-89288-071-9

Heft 96:
Weiterbildungsseminar Brandschutz im Industriebau : 30.9.1992 in Braunschweig ; Kurzreferate. ISBN 3-89288-070-0

FACHGEBIETE UND ABTEILUNGEN



ISBN 3-89288-072-7

ISSN 0178-5796

<http://www.digibib.tu-bs.de/?docid=00057509>

15/09/2014