

Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteile im Brandfall

Abschlußbericht

**Kennwort: Wärmeübergang, Antrag vom 18.4.1985, Az.: Ko
204/38-1**

von Stud.-Ass. Carola Steinert

Heft 120 · BRAUNSCHWEIG · 1996

31-0319/120-001

INSTITUT FÜR BAUSTOFFE, MASSIVBAU UND BRANDSCHUTZ

AMTLICHE MATERIALPRÜFANSTALT FÜR DAS BAUWESEN

iBMB

TU BRAUNSCHWEIG

Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteile im Brandfall

Abschlußbericht

**Kennwort: Wärmeübergang, Antrag vom 18.4.1985, Az.: Ko
204/38-1**

von Stud.-Ass. Carola Steinert

[Faint, illegible stamp or signature]

Heft 120 · BRAUNSCHWEIG · 1996

ISBN 3-89288-099-9

ISSN 0178-5796

Vorwort

Das Brandverhalten von Einzel-Bauteilen wird üblicherweise in Normbrandversuchen - nach DIN 4102 Teil 2 - geprüft. Aus den Versuchsergebnissen werden Aussagen über das Brandverhalten solcher Bauteile bei wirklichen Bränden in Gebäuden abgeleitet und Bemessungstabellen entwickelt. In nationalen und internationalen Vergleichsuntersuchungen wurden jedoch erhebliche Versuchsstreuungen festgestellt, die zu einem wesentlichen Teil auf nicht identische *Wärmeübergangsbedingungen* in den Brandversuchsanlagen beruhen, wofür nicht nur die Art der Ofenauskleidung, sondern auch Material und Oberflächenbeschaffenheit der Prüfkörper ursächlich sein dürften. Eine Klärung dieser Zusammenhänge fehlt.

Die Deutsche Forschungsgemeinschaft hat dankenswerterweise einer Bitte um Förderung einer Untersuchung dieser Fragen entsprochen; Frau Studien-Ass. Carola *Steinert* wurde mit der Betreuung dieser Forschungsarbeiten einschließlich Berichterstattung beauftragt. Die Arbeiten konnten 1993 abgeschlossen werden.

Dem Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz ist im besonderen Maße für die Unterstützung bei der Durchführung der umfangreichen experimentellen Arbeiten zu danken.

Kordina

INHALTSVERZEICHNIS

	Seite
Verzeichnis der verwendeten Symbole	iii
I. Einleitung	1
II. Grundlegende Zusammenhänge beim Wärmeübergang	4
1. Konvektiver Wärmeübergangskoeffizient	4
2. Radiativer Wärmeübergangskoeffizient	13
III. Versuchsprogramm	20
1. Überblick über die Versuchsparameter	20
2. Brandräume, Versuchsbauteile, Brandgüter und Versuchsablauf	20
3. Meßgrößen und Meßtechnik	33
4. Auswerteverfahren	48
4.1 Bestimmung der Wärmestromdichten in die Bauteile	48
4.2 Ermittlung der Wärmeübergangskoeffizienten	50
4.3 Trennung in radiative und konvektive Wärmeströme	52
4.4 Strahlungseigenschaften der Brandräume	57
4.5 Vergleichende Bewertung der natürlichen Brände	58
IV. Versuchsdurchführung und Meßergebnisse	62
1. Erste kritische Beurteilung der Versuchsergebnisse	62
1.1 Einschränkungen bzgl. des Versuchsprogramms	62
1.2 Zum Erwärmungsverhalten der Bauteile	62
1.3 Zur Meßtechnik	66
2. Auswertung der Meßergebnisse	71
2.1 Ergebnisse der Normbrandversuche	71
1. Brandverlauf eines Normbrandes	71
2. Variation der Brandraumgeometrie	72
3. Variation der Meßkoordinaten bzgl. des Brandraumes	76
4. Variation der Strömungsverhältnisse vor dem Bauteil	82
5. Variation der Baustoffe	91

2.2	Ergebnisse der natürlichen Brände	99
1.	Variation des Brandverlaufes	99
a)	Brandlast	102
b)	Brandgut	104
2.	Variation der Brandraumgeometrie	114
3.	Variation der Meßkoordinaten bzgl. des Brandraumes	115
4.	Variation der Strömungsverhältnisse vor dem Bauteil	119
5.	Variation der Baustoffe	123
V.	Untersuchungsergebnisse	127
1.	Ergebnisse der Untersuchungen zum Wärmeübergang	127
1.1	Die Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten	127
1.	Zur Herleitung aus den Meßdaten	127
2.	Zur Erwärmungsrelevanz der gemessenen Gastemperaturen	132
3.	Zur Trennung in radiative und konvektive Anteile	134
1.2	Nachrechnungen zu den gemessenen Bauteilerwärmungen	138
1.	Programmstrukturen zum Wärmeübergang	138
2.	Rechenbeispiele	140
1.	Der Wärmeübergang im Normbrand	140
2.	Der Wärmeübergang auf der feuerabgewandten Seite	145
3.	Der Wärmeübergang auf der feuerzugewandten Seite	148
2.	Zur Bewertung der natürlichen Brände	153
2.1	Das Bauteil-Temperatur-Kriterium nach DIN 18 230	153
2.2	Das Vergleichselement-Temperatur-Kriterium nach DIN 18 230 Teil 2	156
2.3	Ein Bauteil-Wärmestromdichte-Kriterium	159
2.4	Bewertung des Brandgutes - der m-Faktor in DIN 18 230	163
VI.	Zusammenfassung, Schlußfolgerungen	166
1.	Allgemeines	167
2.	Normbrände	167
3.	Natürliche Brände	173
4.	Beispiel	175
5.	Ergänzendes: Bewertung der natürlichen Brände	177
6.	Schlußbemerkungen	177
	Literaturverzeichnis	180

Verzeichnis der verwendeten SymboleGroße lateinische Buchstaben:

A	Fläche
B	Beladung (Masse/Volumen)
E	Energie
ETK	Gastemperaturerhöhung in Normprüfungen (DIN 4102)
F	Fläche
Gr	Grashof-Zahl
H _u	Heizwert
M	Masse (Brandlast z.B.)
Nu	Nusseltzahl
Pr	Prandtl-Zahl
Q	Wärmemenge/Zeit (Wärmestrom)
Re	Reynolds-Zahl
T	Temperatur
TBR	Brandraumtemperatur in der Brandraummitte
TG	Gastemperatur
T _m	mittlere Grenzschichttemperatur
TO	Oberflächentemperatur
TR	Raumtemperatur (Gastemp.) 10 cm vor Bauteiloberfläche
V	Volumen
Vgl	Vergleichselement

Indizes:

A	Asche
auf	auftreffend
äq	äquivalent
ber	berechnet
dO	Oberflächensegment
eff	effektiv
em	emittiert
erzw	erzwungene Strömung
F	Flammen
frei	freie Strömung
G	Gas bzw. Rauchgas
gem	gemessen
ges	gesamt
K	Konvektion
kon	konvektiv
L	Leitung
lam	laminar
m	mittel
O	Oberfläche
Py	Pyrometer
Py in	vom Pyrometer aufgenommen
R	Ruß
refl	reflektiert
Sp	gespeichert
St	Strahlung
turb	turbulent
U	Umgebung(sbauteile)
v	Vergleichsgut DIN 18230

Kleine lateinische Buchstaben:

a	Absorptionsverhältnis
a	Absorptionskonstante
a	in den Plots für α
c	Umrechnungsfaktor DIN 18230
c _p	spez. Wärmekapazität (bei konstantem Druck)
d	Meßstrecke Rauchdichtemeßgerät
d	für , kleine Differenz
h	Höhe über Brandraumboden
k	spez. Absorptionsfläche
k	Extinktionskoeffizient
l	Anströmlänge
l	Pyrometerstrahlungsweglänge
m	Abbrandfaktor DIN 18230 ("m-Faktor")
p	Druck (Partial-)
q	Wärmestromdichte
q _R	rechnerische Brandbelastung DIN 18230
r	Reflexionsverhältnis
s	Entfernung, Wegstrecke
s _{gl}	gleichwertige Schichtdicke
t	Transmissionsverhältnis
t	Zeit
u	Geschwindigkeit
v	Geschwindigkeit
w	Wärmeabzugsfaktor DIN 18230
x	Bauteiltiefe

Griechische Buchstaben:

α	Wärmeübergangskoeffizient
β	Einstrahlwinkel
Δ	kleine Differenz
δ	Grenzschichtdicke
ϵ	Emissionsgrad
η	dynamische Viskosität
λ	Wärmeleitfähigkeit
ν	kinetische Viskosität
ρ	Dichte
σ	Stefan-Boltzmann-Konstante ($5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2\text{K}^4)$)
τ	Transmissionsgrad
φ	Einstrahlzahl
Ψ	Kombinationsbeiwert DIN 18230

I. Einleitung

Zur Beurteilung des Brandverhaltens von Bauteilen in vorgegebenen Brandräumen sind viele Normbrandversuche in Verbindung mit definierten Bauteilen durchgeführt und hieraus theoretische Vorhersageverfahren über das Brandverhalten der Bauteile für den Fall eines natürlichen Brandes abgeleitet worden.

Diese national sowie international vorgeschlagenen Vorhersageverfahren befriedigen wenig, da die prognostizierten Werte deutlich streuen u.a. wegen unterschiedlicher Einschätzung der Wärmeübergangsbedingungen zwischen Brandraum und raumabschließenden Bauteilen.

Die Wärmeübergangsverhältnisse werden bei makroskopischer Betrachtung in komplexer Weise durch eine ganze Reihe von Einflußgrößen bestimmt:

- Brandraumgröße
- Brandraumgeometrie
- Brandraumauskleidung
- Ventilationsverhältnisse
- Art, Verteilung und Zündung des Brandgutes
- Größe der Brandlast
- Art und Anordnung der Bauteile im Brandraum.

Da die Ermittlung des Feuerwiderstandes von Bauteilen einzig durch den vorgegebenen Brandraumtemperatur-Zeit-Verlauf gemäß ETK (Einheitstemperaturkurve, in Deutschland DIN 4102 (/44/) bzw. international ISO 834(/48/)) genormt ist, führen die im weiteren z.T. unterschiedlichen Erwärmungsbedingungen bei Prüfung identischer Bauteile in verschiedenen Prüföfen zu unterschiedlichen Ergebnissen (/26/). Denn ungeklärte Einflüsse der Parameter Raumgeometrie, -größe, Anordnung der Gasbrenner, Abzugsart der Rauchgase, Wandaufbau und Druckverlauf ergeben sich bereits beim Normbrand.

Umso mehr ist die Übertragbarkeit von Ergebnissen aus Normbrandversuchen auf natürliche Brände problematisch, als bei natürlichen Bränden zusätzliche Parameter wie Brandlastart und -verteilung sowie die Ventilationsverhältnisse den Brandverlauf und damit die thermische Bauteilbelastung deutlich beeinflussen. So kann im Falle eines natürlichen Brandes u.a. nicht von einer räumlich homogenen Tempera-

turbelastung eines beliebigen Bauteiles ausgegangen werden.

Außerdem gelangt ein nicht unerheblicher Anteil der bei einem Brand freiwerdenden Energien durch die Umfassungsbauteile aus dem Brandraum. Daher ist auch die realistische Einschätzung dieser Energieverluste von großer Bedeutung für die rechnerische Simulation von Raumbränden. Folgerungen aus der Energiebilanzierung sind die Gastemperaturen, Drücke, Luftaustausch durch Ventilationsöffnungen und damit die Nahrung des simulierten Brandes selber.

Um die komplexe Struktur der Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteile im Brandfall genauer zu analysieren, wurden im Zuge des o.g. Forschungsprojektes 38 Brandversuche im Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz durchgeführt. Sie fanden nach entsprechenden Umbauten in drei unterschiedlich großen institutseigenen Prüfständen statt, die sonst zur Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer von Decken, Stützen und Tresoren dienen.

Unter Variation des Brandverlaufs durch unterschiedliche Brandlasten und Brandgüter sowie deren Anordnung und unter variiertem Sauerstoffangebot (ventilations- bzw. brandlastgesteuerter Abbrand) wurden die für den Wärmeübergang entscheidenden Größen meßtechnisch erfaßt. Zu jedem Brandversuch mit natürlichem Brandgut wurde ein 60-minütiger Normbrandversuch gemäß ETK (DIN 4102 Teil 2) unter sonst gleichen Randbedingungen durchgeführt.

Im ersten Teil des Forschungsprogrammes wurden in den unterschiedlichen Öfen die Wärmeübergangsbedingungen auf Stützen und Stützenstummel aus Stahlbeton und auf Stahl- und Verbundstützen untersucht, deren Lage bzgl. der Brandraumgeometrie und bzgl. des Brandortes variiert wurde.

Im zweiten Teil wurden in einem zimmergroßen Brandraum die Wärmeübergangsbedingungen auf eine raumabschließende Wand unter Variation des Wandmaterials und der Strömungsbedingungen vor der Wand untersucht. Über der Wandfläche ändert sich durch die unterschiedliche geometrische Lage der einzelnen Meßpunkte bzgl. Feuer und Raumgeometrie der Strahlungseinfluß sowie die Strömungsverhältnisse.

Die ermittelten Daten sollen in Trennung der radiativen und konvektiven Anteile Größenordnungen der tatsächlich gültigen Wärmeübergangskoeffizienten vermitteln.

Für die Normbrände sind hierzu lokale Unterschiede sowie möglicherweise feststellbare Einflüsse aus Prüfofengröße, -geometrie, -auskleidungsmaterial auf das Erwärmungsverhalten der Prüfkörper aufzuzeigen. Die ermittelten Kenngrößen könnten als Berechnungsgrundlage für eine Simulation der ETK-Temperaturbelastung dienen sowie durch das Spektrum der hier festgestellten Übergangskoeffizienten Schwachstellen im Prüfverfahren gegenüber dem Konzept der einheitlichen Prüfobjekt-Wärmebeaufschlagung aufweisen.

Bei den natürlichen Bränden ist hinsichtlich lokaler Einflüsse und in Abhängigkeit vom Brandverlauf mit einer weitaus größeren Streuung der anzutreffenden Wärmeübergangskennwerte zu rechnen. Auch hier gilt es, die tatsächlich auftretenden Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit von den Brandszenarien darzustellen. Ein Vergleich von gemessenen und berechneten - mit Hilfe der aus den physikalischen Gesetzen genäherten üblicherweise benutzten Formeln zur Abschätzung des Wärmeüberganges - soll versucht werden.

Dem Versuchsbericht vorangestellt ist in Abschnitt II eine Darstellung der physikalischen Zusammenhänge und Ableitung einiger für die spätere Versuchsauswertung erforderlicher Gleichungen; ein eingehendes Studium dieses Abschnittes - bis einschließlich Seite 19 - ist für das Verständnis des eigentlichen Versuchsberichtes nicht erforderlich.

II. Grundlegende Zusammenhänge beim Wärmeübergang

Ein Bauteil erfährt während eines Brandes eine Temperaturänderung, die aus einem ständigen Austausch von Wärmeenergie mit den umgebenden Körpern resultiert. Diese Wärmeübertragung beruht im wesentlichen auf den Mechanismen der Wärmestrahlung und der Konvektion (vgl. Abb. 1).

Entsprechend setzt sich die in das Bauteil eintretende Wärmestromdichte aus einem konvektiven und einem Strahlung-Anteil zusammen:

$$\dot{q} = \dot{q}_K + \dot{q}_{St} \quad (1)$$

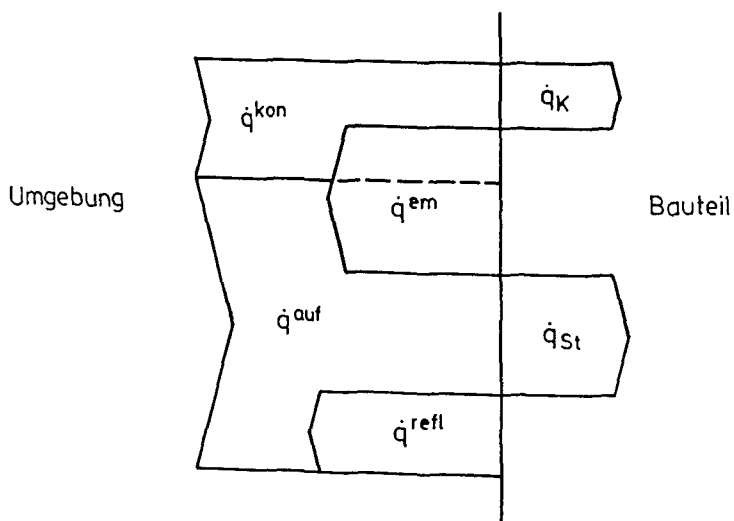


Abb. 1: Wärmeströme an der Grenzschicht zwischen Bauteil und Umgebung

II.1. Konvektiver Wärmeübergangskoeffizient

Bei der Wärmeübertragung durch Konvektion ermöglicht die Beweglichkeit der Luftschichten eine Luftströmung, die stets wechselnde Gasmassen an dem Bauteil entlangführt, so daß in dem Grenzschichtbereich zwischen Bauteil und Gas ein Wärmeenergieaustausch stattfindet. Diese Luftströmung kann außer durch Druckunterschiede in der umgebenden Luft bzw. eine vorgegebene Strömung ("Erzwungene Konvek-

tion") auch ausschließlich durch den Temperaturunterschied zwischen dem umgebenden Gas und dem Bauteil ("Freie Konvektion") hervorgerufen werden.

Für die Wärmeabgabe der Gase an den Körper (und umgekehrt) ist außer dem Temperaturunterschied zwischen beiden auch das Strömungsprofil mit den sich einstellenden laminaren oder turbulenten Strömungsverhältnissen und dem davon beeinflussten Temperaturprofil vor der Wand von Bedeutung (vgl. Abb. 2).

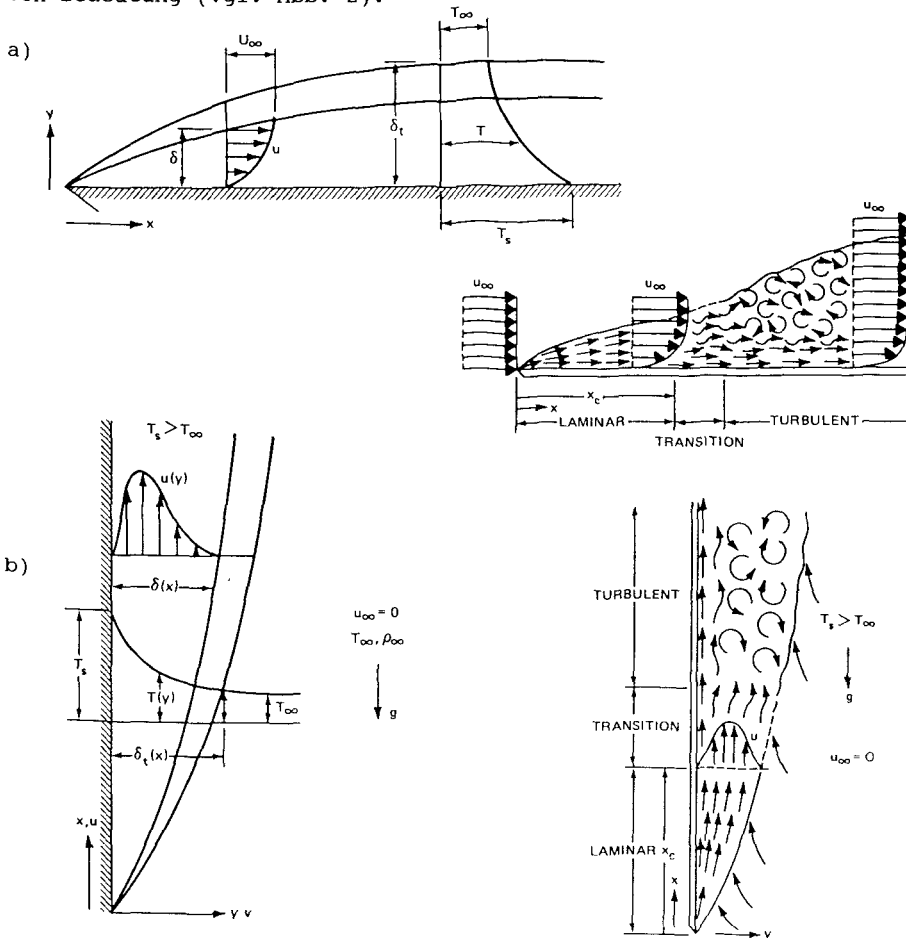


Abb. 2: Strömungs- und Temperaturprofil
 a) bei Erzwungener Konvektion mit der Geschwindigkeit u_∞
 b) bei Freier Konvektion
 mit einer Darstellung des Überganges von laminarem in turbulentes Strömungsverhalten in Abhängigkeit von der Anströmlänge (aus /33/)

Zur Charakterisierung des Wärmeüberganges durch Konvektion wird der Quotient aus der in die Wand eingeleiteten Wärmestromdichte und der sich vor der Wand einstellenden Temperaturdifferenz zwischen Gas- und Oberflächentemperatur gebildet (Newton'scher Ansatz). Diese Größe definiert den konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten:

$$\alpha_{\text{kon}} = \dot{q} / (T_{\text{Raum}} - T_{\text{Oberfl.}}) = \dot{q} / dT \quad (2)$$

Da keineswegs eine Proportionalität zwischen \dot{q} und dT vorliegt, stellt sich α_{kon} nicht als Konstante dar; vielmehr spiegeln sich in dieser Größe neben Eigenschaften des umströmten Körpers (An-/Umströmprofil, Oberflächenrauigkeit) die temperatur- und stoffabhängigen Strömungs- und Erwärmungseigenschaften des umströmenden Fluidums wider. Durch die Zusammenfassung zusammenhängender spezifischer Größen zu dimensionslosen Kennzahlen gelingt die Loslösung vom speziellen Fluid und dem tatsächlichen Maßstab.

Wie in Abb. 2 ersichtlich muß hierzu unter Beachtung des jeweiligen Strömungszustandes (turbulent, laminar) das unterschiedliche Profil von thermischer und hydrodynamischer Grenzschicht in Verhältnis zueinander gesetzt werden.

So steht die Reynolds-Zahl Re

$$Re = v \cdot l / \nu = \rho \cdot v \cdot l / \eta \quad (3)$$

mit der Beschreibung von Trägheit zu innerer Reibung als reine thermodynamische Größe für eine Charakterisierung des Turbulenzheitsgrades des umströmenden Mediums. Für kritische Reynolds-Zahlen Re_{krit} , die unter Berücksichtigung der Körpergeometrie, des Turbulenzheitsgrades des einströmenden Mediums sowie der Rauigkeit der Körperoberfläche anzusetzen sind, geht eine eventuell zunächst laminare Grenzschicht mit zunehmender Anströmlänge l in eine turbulente über.

Die Nußelt-Zahl Nu

$$Nu = \alpha l / \lambda = \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_0 : \frac{dT}{l}, \quad (4)$$

auch dimensionsloser Wärmeübergangskoeffizient genannt, charakterisiert den Verlauf der thermischen Grenzschicht direkt an der Körperoberfläche.

Eine Brücke zwischen den hydrodynamischen zu den thermischen Eigenschaften des Fluids wird nun durch die Prandtl-Zahl Pr

$$\text{Pr} = \nu / a = \nu \cdot c_p \cdot \rho / \lambda \quad (5)$$

geschlagen, die die fluidinterne Energieweitergabe beschreibt.

In Abhängigkeit vom Turbulenzgrad und der Strömungsgeometrie gelten nun die folgenden theoretisch hergeleiteten (teilweise empirisch bewerteten) Funktionen $\text{Nu} = f(\text{Pr}, \text{Re}, \text{Gr} \dots)$, die es ermöglichen, den konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_{kon} zu ermitteln:

Der Übergang von laminarer in turbulente Strömung geschieht für plattenförmige Körper i.a. bei $\text{Re}_{\text{krit}} \approx 10^5$. Im Brandfall kann (wegen der Turbulenz des anströmenden Mediums) schon mit wesentlich kleineren kritischen Reynoldszahlen gerechnet werden, die sich in der Größenordnung von 2000 und darunter bewegen können.

Für die erzwungene Konvektion - welche im Brandfall für die den Brandherd umgebenden Bauteile, insbesondere in der Aufheizphase, die Regel ist - läßt sich die Nußelt-Zahl in Abhängigkeit von der Turbulenz der Strömung zu

$$\text{Nu}_{\text{lam}} = 0,664 \cdot \sqrt{\text{Re}} \sqrt[3]{\text{Pr}} \quad (6)$$

und

$$\text{Nu}_{\text{turb}} = \frac{0,037 \cdot \text{Re}^{0,8} \cdot \text{Pr}}{1 + 2,443 \cdot \text{Re}^{-0,1} \cdot (\text{Pr}^{2/3} - 1)} \quad (7)$$

bestimmen (/33/,/42/).

Für die Freie Konvektion, wo die Strömung vor der Wand einzig aufgrund von Dichteunterschieden des Fluids bedingt durch den Energieaustausch mit dem anders temperierten Körper herrührt, gilt (/42/)

$$\text{Nu} = \left(0,825 + \frac{0,387 \cdot (\text{Gr} \cdot \text{Pr})^{1/6}}{(1 + (0,492/\text{Pr})^{9/16})^{8/27}} \right)^2 \quad (8)$$

mit der die Auftriebsvorgänge beschreibenden Grashoff-Zahl

$$\text{Gr} = \frac{dT \cdot \beta \cdot g \cdot l^3}{\nu^2}, \quad (9)$$

wobei der Ausdehnungskoeffizient β für näherungsweise ideale Gase $\beta = 1/T$ beträgt und T der mittleren Grenzschichttemperatur des Fluids entspricht.

Auch der Freien Konvektion läßt sich aus der Betrachtung, daß ein bestimmter (empirisch ermittelter) Anteil der potentiellen in kine-

tische Energie überführt wird, eine Reynolds-Zahl

$$Re_{frei} \approx \sqrt{4/10 Gr} \quad (10)$$

zuordnen. Die Freie Konvektion kann an den Bauteiloberflächen in der Abkühlphase bei und nach Abklingen des Brandes auftreten.

Die aus obigen Gleichungen hervorgehenden Wärmeübergangskoeffizienten α oder Nu stellen die über der Anströmlänge l gemittelten Werte dar - so daß für den Wärmeübergangskoeffizienten direkt am Ort l mit bis zur Hälfte kleineren Werten zu rechnen ist (erzwungen, laminar: $1/2\alpha$, Freie Konvektion: $3/4\alpha$) (/33/).

Angewendet auf die im bauphysikalischen Bereich gegebenen Verhältnisse mit $T_{Raum} \approx 20^\circ C$ folgt aus einer Variation der Anströmlänge l und des Temperaturunterschiedes dT für die freie Konvektion an der Innenraumseite von Wänden der in Abb. 3 dargestellte Zusammenhang. Üblicherweise wird hier mit einem Wärmeübergangskoeffizienten von $\alpha_i = 1/0,13 \text{ W/m}^2\text{K} = 7,69 \text{ W/m}^2\text{K}$ gerechnet (/45/).

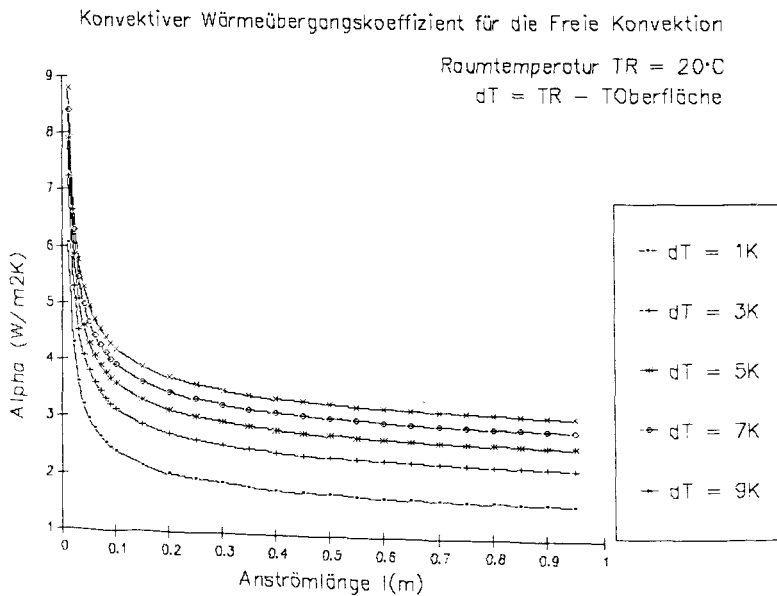


Abb. 3: Berechneter innerer Wärmeübergangskoeffizient α_i für eine Raumtemperatur von $20^\circ C$ in Abhängigkeit von der Temperaturdifferenz dT und der Anströmlänge l

Für die erzwungene Konvektion an Außenwänden ergeben sich für eine gemittelte Temperatur von 15°C und variiertes Luftgeschwindigkeit v vor der Wand die in Abb. 4 dargestellten Wärmeübergangskoeffizienten. Es wird der verhältnismäßig große Einfluß der Strömungsgeschwindigkeit vor dem Gebäude deutlich. Hier wird üblicherweise mit $\alpha_a = 1/0,04 \text{ W/m}^2\text{K} = 25 \text{ W/m}^2\text{K}$ gerechnet (/45/).

In der Regel kann bei Außenwänden sowie bei Innenwänden in der Nähe eines Brandherdes von turbulenten Grenzschichtströmungen ausgegangen werden, weshalb den mit $Re_{krit} = 10^5$ ermittelten Kurven in Abb. 4 eine Fortsetzung für die Annahme einer durchgängig turbulenten Strömung hinzugefügt wurde.

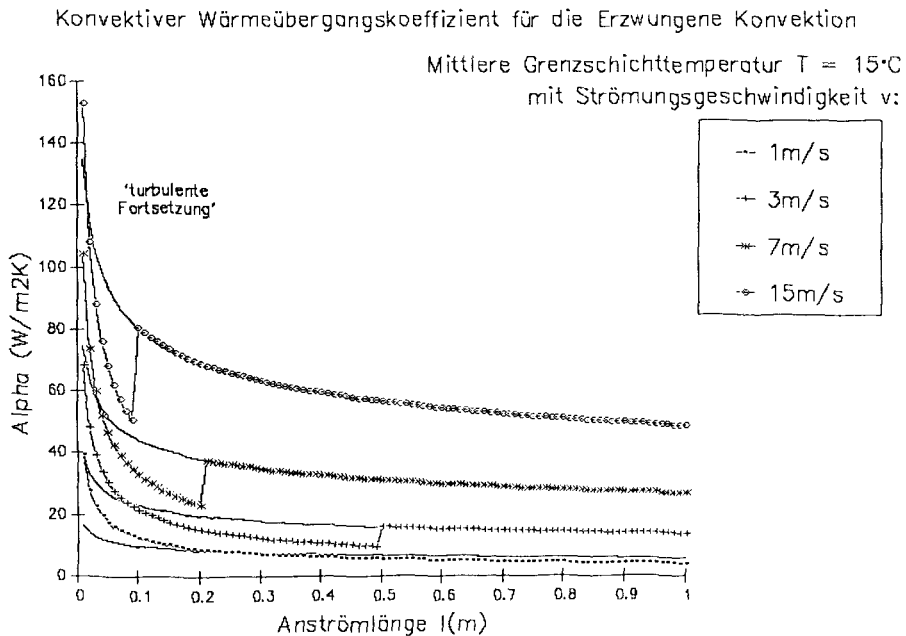
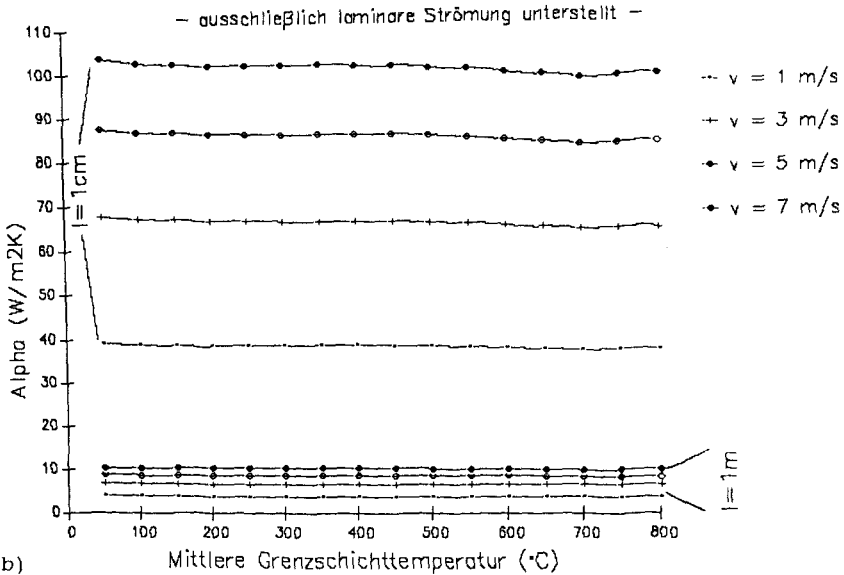


Abb. 4: Berechneter äußerer Wärmeübergangskoeffizient α_a für eine mittlere Übergangstemperatur von 15°C in Abhängigkeit von der Anströmlänge l und der Strömungsgeschwindigkeit v

Eine Darstellung der berechneten konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten - getrennt für eine laminar bzw. turbulent angenommene Grenzschicht - über den im Brandfall auftretenden Temperaturen zeigt die Abb. 5.

a) Konvektiver Wärmeübergangskoeffizient für die Erzwungene Konvektion



b)

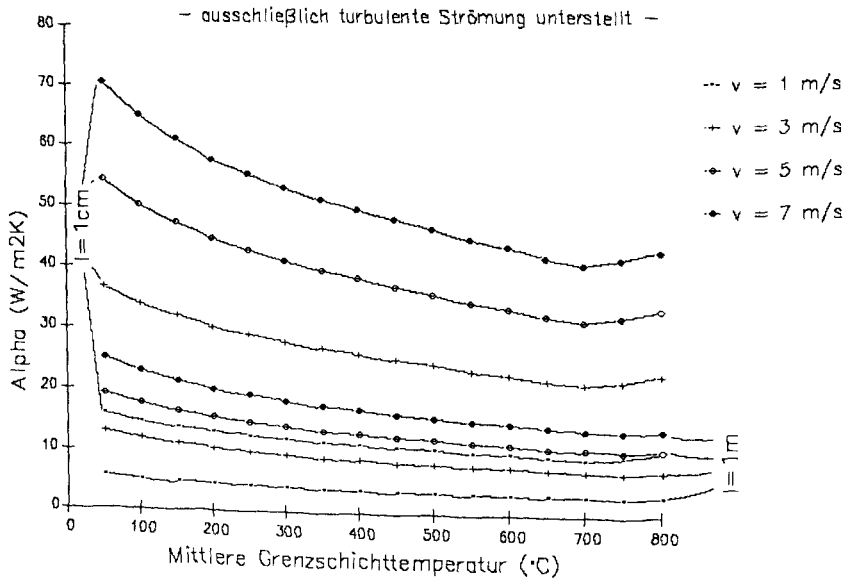


Abb. 5: Konvektiver Wärmeübergangskoeffizient mit erzwungener Konvektion in Abhängigkeit der mittleren Grenzschicht-Temperatur
 a) für laminare Strömung b) für turbulente Strömung

Hier zeigen die α_{kon} für eine laminare Grenzschicht kaum eine Temperaturabhängigkeit, wohingegen im turbulenten Fall eine deutliche Abnahme von α_{kon} mit zunehmenden Temperaturen zu verzeichnen ist. Damit ergibt sich für sehr kleine Anströmlängen l bei höheren Temperaturen ein kleinerer α_{kon} -Wert, d.h. ein schlechterer Wärmeübergang, wenn Turbulenz angenommen wird. Je kleiner die Anströmlänge und je kleiner die Geschwindigkeit, desto eher aber kann von einer laminaren Strömung ausgegangen werden. Die Reynolds-Zahlen der in Abb. 5 dargestellten Kurven für $l = 1$ cm liegen nahezu alle unterhalb von 2000.

Tatsächlich muß weiterhin von einer Überlagerung erzwungener und Freier Konvektion ausgegangen werden. Hierzu sollte eine Reynoldszahl von

$$\text{Re} = \sqrt{\text{Re}_{\text{frei}}^2 + \text{Re}_{\text{erzw}}^2} \quad (11)$$

berücksichtigt werden (/42/), welche aber eigentlich nur im Bereich von $0,1 < \text{Gr}/\text{Re}^2 < 5,0$ interessant wird.

Das Spektrum der vereinfachten und für die rechnerische Bauteilerwärmung üblicherweise verwendeten konvektiven Wärmeübergangskennwerte sowie deren funktionaler Abhängigkeiten ist weit. Einen Auszug zeigt Abb.6.

Autor	Wärmeübergangskoeffizient [W/m ² K]	Literatur
Ausobsky	$11,63 \cdot e^{0,0023 \cdot T_0} [^{\circ}\text{C}]$	/1/
McAdams	$c \cdot dT^{1/3}$	/2/
Babrauskas	$5 \cdot dT^{1/3}$	/3/
Mittler	$5 \leq \alpha_K \leq 50$ (linear mit $0 \leq dT \leq 100$)	/32/
Recknagel et al.	$5,6 \cdot (dT/(TG \cdot h))^{1/4}$ (Freie K.)	/36/
Schneider	$(7,38 + 0,00224 \cdot TG [^{\circ}\text{C}]) \cdot \sqrt{v}$	/40/
Bøhm	$27,1 \cdot T_m^{-0,51} \cdot dT^{1/3}$	/8/
Kutateladze et al.	$\alpha_{\text{Boden}} = 0,8 \cdot \bar{\alpha}, \alpha_{\text{Decke}} = 1,2 \cdot \bar{\alpha}$	/30/
Magnusson et al.	20 [kcal/m ² hK] (= 23,26 [W/m ² K])	/31/

Abb. 6: Aus der Literatur entnommene konvektive Wärmeübergangskoeffizienten für die rechnerische Bauteilerwärmung

Hierbei steht T_0 [K] für die Oberflächentemperatur, T_G [K] für die Gastemperatur, ΔT [K] für $T_G - T_0$, T_m [K] für die mittlere Grenzschichttemperatur $(T_G + T_0)/2$, h [m] für die Höhe ($= l$) der Wand und v [m/s] für die Geschwindigkeit der erzwungenen Strömung. Hiervon abweichende Einheiten sind in Abb. 6 direkt angegeben.

II.2. Radiativer Wärmeübergangskoeffizient

Die Wärmeübertragung durch Wärmestrahlung beruht auf dem Prinzip, daß jeder Körper in Abhängigkeit der materialspezifischen Oberflächeneigenschaften und seiner Oberflächentemperatur elektromagnetische Strahlung aufnimmt bzw. aussendet. Zwischen Körpern unterschiedlicher Temperatur ist die Bilanz dieses Strahlungsaustausches ungleich Null.

Das Strahlungsverhalten eines Körpers wird durch seine Transmissions-, Absorptions-, Reflexions- und Emissionseigenschaften beschrieben. Diese werden folgendermaßen definiert (vgl. Abb. 1):

Der Reflexionsgrad r gibt das Verhältnis von reflektierter zu auftretender Strahlungsenergie an. Ist der Körper undurchsichtig wie hier z.B. die Bauteile, d.h. wird keine Strahlungsenergie durch den Körper transmittiert (Transmissionsgrad t = hindurchgehende zu auftretender Strahlungsenergie), so folgt aus dem allgemeinen Zusammenhang

$$r + t + a = 1 \quad (12)$$

$$r + a = 1. \quad (13)$$

Der Absorptionsgrad a beschreibt dabei das Verhältnis von absorbiertener zu auftretender Strahlungsenergie. Der Absorptions-, Transmissions- sowie Reflexionsgrad können somit Werte zwischen 0 und 1 annehmen. Sie stehen allesamt in Abhängigkeit von der Wellenlänge und dem Einfallswinkel der auftreffenden Strahlung.

Jeder Körper strahlt elektromagnetische Strahlung gemäß seiner Oberflächentemperatur und seines Emissionsvermögens ϵ aus. Der Emissionsgrad $\epsilon = \epsilon(T, \lambda, \beta)$ ist eine Funktion der Oberflächentemperatur, der Wellenlänge und des Winkels der emittierten Strahlung. Beim sogenannten "Grauen Strahler" verhält sich $\epsilon(T, \lambda, \beta) = \epsilon(T, \beta)$ über der Wellenlänge konstant. Beim sogenannten "Diffusen Strahler" läßt sich die Winkelabhängigkeit vernachlässigen: $\epsilon(T, \lambda, \beta) = \epsilon(T, \lambda)$.

Der Zusammenhang zwischen Absorptionsgrad a und Emissionsgrad ϵ bei gleicher Temperatur und diffusem Strahler wird durch das Kirchhoff'sche Gesetz beschrieben:

$$\epsilon = a. \quad (14)$$

Die meisten Festkörper können näherungsweise als graue Strahler angesehen werden. Gase dagegen (insbesondere, wenn die Moleküle aus verschiedenartigen Atomen bestehen,) sind nur in Bereichen einzelner Spektralbanden wirksame Strahler und Absorber.

Für einen undurchsichtigen, diffusen, grauen Strahler kann man die über sämtliche Winkel und Wellenlängen aufsummierte emittierte Wärmestromdichte gemäß dem Stefan-Boltzmann'schen Gesetz mit

$$\dot{q}^{\text{em}} = \epsilon \cdot \sigma \cdot T_0^4 \quad (15)$$

und bei näherungsweise gleicher spektraler Intensitätsverteilung - also ähnlicher Temperatur von Strahler und Empfänger - die absorbierte Wärmestromdichte zu

$$\dot{q}^{\text{abs}} = \epsilon \cdot \dot{q}^{\text{auf}} \quad (16)$$

angeben.

Hieraus folgt für die in den Körper eintretende radiative Wärmestromdichte:

$$\dot{q}_{\text{St}} = \epsilon \cdot \dot{q}^{\text{auf}} - \epsilon \cdot \sigma \cdot T_0^4. \quad (17)$$

Die auftreffende Wärmestromdichte \dot{q}^{auf} wiederum setzt sich aus den emittierten und reflektierten Strahlungen der umgebenden Körper zusammen. Zu diesen Strahlung aussendenden Körpern zählen für die Wärmebeaufschlagung eines Bauteiles im Brandfall die Flammen, die umgebenden Bauteile und die Rauchgase. Unter Vernachlässigung eines Einflusses der Rauchgase gilt:

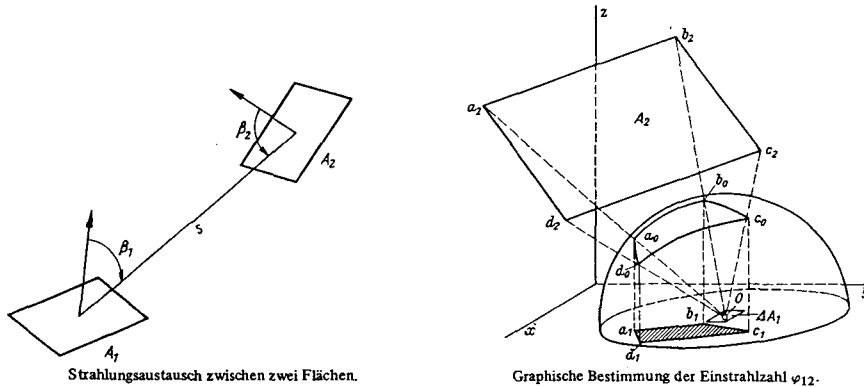
$$\begin{aligned} \dot{q}_{\text{St}} = d\dot{Q}_{\text{St}}/dA_0 = & \epsilon \cdot (\varphi_{\text{dof}} \cdot (\epsilon_{\text{F}} \cdot \sigma \cdot T_{\text{F}}^4 + (1 - \epsilon_{\text{F}}) \cdot \dot{q}_{\text{F}}^{\text{auf}}) \\ & + \sum (\varphi_{\text{doui}} \cdot (\epsilon_{\text{Ui}} \cdot \sigma \cdot T_{\text{Ui}}^4 + (1 - \epsilon_{\text{U}}) \cdot \dot{q}_{\text{Ui}}^{\text{auf}})) - \epsilon \cdot \sigma \cdot T_0^4, \quad (18) \end{aligned}$$

wobei in den Einstrahlzahlen φ_{dof} , φ_{doui} , φ_{doui} , ... die jeweilige besondere Lage des betrachteten Bauteiloberflächensegmentes dA_0 zu den Oberflächen der anderen strahlenden Körper Berücksichtigung findet. Als Konsequenz des Lambert'schen Cosinusetzes läßt sich der Energiestrom zwischen der Fläche A_2 und einem Flächensegment dA_1 durch die Einstrahlzahl

$$\varphi_{\text{d12}} = \frac{1}{\pi} \int \frac{\cos \beta_1 \cdot \cos \beta_2}{s^2} \cdot dA_2 \quad (19)$$

zusammenfassen, wobei β_1 und β_2 die Winkel zwischen der Verbindungs-

linie der Länge s und den Normalen der Flächensegmente dA_1 und dA_2 bezeichnen (vgl. Abb. 7). Integriert über beide Flächen erhält man die Einstrahlzahlen φ_{12} für den radiativen Energieaustausch zwischen den beiden isotherm anzusehenden Flächen A_1 und A_2 .



Strahlungsaustausch zwischen zwei Flächen.

Graphische Bestimmung der Einstrahlzahl φ_{12} .

$$\varphi_{12} = \frac{A_1 a_1 b_1 c_1 d_1}{A_{\text{Kreis}}}$$

Abb. 7: Zur Bedeutung und Herleitung der Einstrahlzahlen (aus /42/)

Schwieriger als die Erfassung des Strahlungsaustausches zwischen Festkörpern stellt sich der Strahlungseinfluß von Gasen, Ruß oder Asche dar. Abgesehen davon, daß ihr Transmissionsvermögen - in Abhängigkeit von Partikelgrößenverteilung und -konzentration im Gasraum - eine Betrachtung eines jeden Strahlungsweges durch den Gasraum erforderlich macht, sind hierbei den z.T. vorhandenen (und zu meist vernachlässigten) Streueigenschaften die teilweise selektiven Absorptionseigenschaften zu überlagern.

So zeigen die nicht-diathermen Gase (wie z.B. CO_2 und H_2O -Dampf) ein selektives Strahlungsverhalten, d.h. in bestimmten Frequenzbanden sind diese ansonsten durchsichtigen Gase wirksame Strahler. Die im Vergleich zu Rußpartikeln (30 bis 65 nm) sehr viel kleineren Ascheteilchen streuen auftreffende Strahlung in hohem Maße. Auch diese Schwebstoffe sind eigentlich keine grauen Strahler.

Näherungsrechnungen für Brennräume zur Erfassung der Gas-, Ruß- und Aschestrahlung operieren mit der gleichwertigen Gasschichtdicke s_{g1} (Radius einer den tatsächlichen Gasraum vertretenden Ersatzhalbku-

gel) und der dem Beer'schen Gesetz entsprechenden Zerlegung des Absorptionskoeffizienten in ein Produkt aus Stoffkonstante k und Massenbeladung B bzw. Partialdruck p :

$$\epsilon_{\text{ges}} = \sum a_i (1 - e^{-(k_{Gi}(p_{H_2O} + p_{CO_2}) + k_{Ri} B_R + k_{Ai} B_A) \cdot s_{G1}}) \quad (20)$$

Die a_i sind dabei temperaturabhängige Koeffizienten, die der Wellenlängenabhängigkeit von ϵ Rechnung tragen sollen (vgl. /42/). Für die meisten Geometrien kann s_{G1} mit

$$s_{G1} = 0,9 \cdot \frac{4 \cdot V}{A} \quad (21)$$

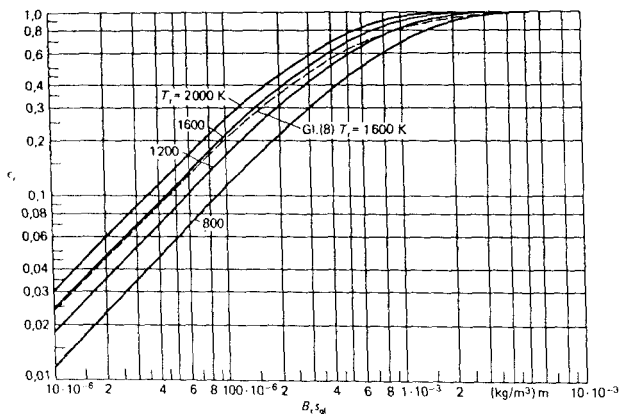
abgeschätzt werden (/33/, /42/).

Schwierigkeiten bei der Anwendung der Gl. 20 liegen in der notwendigen Berücksichtigung der außer vom Brandgut auch vom momentanen Verbrennungsprozeß abhängigen Größenverteilungen und tatsächlichen Absorptionseigenschaften der Partikel.

Daher lautet eine bekannte Näherungslösung ausschließlich für die gegenüber der Gasstrahlung bedeutsamere Rußstrahlung

$$\epsilon_R = 1 - e^{-a_R \cdot T_G \cdot B_R \cdot s_{G1}}, \quad (22)$$

wobei der Faktor a_R in Abhängigkeit der Dichte und der optischen Eigenschaften des Rußes zwischen 0,47 und 2,09 m^2/kgK betragen kann. Für Ölflammen gilt $a_R \approx 1,49 \text{ m}^2/\text{kgK}$ (vgl. Abb.8 aus /42/).



Emissionsgrad ϵ_r von Rußschichten nach Gl. 22 mit $a_r = 1,49 \text{ m}^2/\text{kgK}$ in Abhängigkeit von $B_r s_{G1}$ und Vergleich mit dem Näherungsansatz Gl. 23 von Johnson und Beer (/25/).

Abb. 8: Strahlungswirkung von umhüllendem Rauchgas auf ein empfangendes Oberflächensegment (aus /42/)

Die in Abb. 8 angesprochene Näherungslösung von Johnson und Beér (/25/) gibt ϵ_R unter Verwendung derselben a_i wie in Gl. 20 mit temperaturgewichteten Koeffizienten k_{Ri} zu

$$\epsilon_R = \sum a_i (1 - e^{-k_{Ri} \cdot B_R \cdot s_{G1}}) \quad (23)$$

an, was zu einer Zusammenfassung von Gas- (H_2O , CO_2) und Rußstrahlung gemäß Gl. 20 führt. Bei Vernachlässigung der Temperaturabhängigkeit (d.h. Wellenlängenabhängigkeit, Betrachtung des Suspensions-/Gasgemisches als Grauer Strahler) und unter Verwendung von $\epsilon_i = 1 - e^{-k_i \cdot B_i \cdot s_{G1}}$ gilt also:

$$\epsilon_{ges} = 1 - (1 - \epsilon_G)(1 - \epsilon_R)(1 - \epsilon_A). \quad (24)$$

Der Faktor zur Weglänge s im Exponenten wird auch als Absorptionskonstante a [1/m] bezeichnet. Geht man außer von bestimmten optischen Eigenschaften des Rußes auch von einer bekannten typischen Entstehungsrate oder gleich von einer gegebenen (konstanten) Rußkonzentration für bestimmte Verbrennungsprozesse aus, so werden oftmals anstelle des Produktes aus Rußbelastung B [kg/m^3] und spezifischer Absorptionsfläche k [m^2/kg] bzw. dem Produkt aus Teilchenkonzentration c [-] und Extinktionskoeffizient k [1/m] konstante Extinktionskoeffizienten verwendet. Für Krippenholzfeuer wird zusammenfassend für die Ruß-, Gas-, bzw. Flammenstrahlung $a = 0,8$ (/13/, /19/, /33/, /35/) oder $a = 0,51$ (/6/) angegeben, für Polyethylen $a = 1,3$ (/35/).

Wird nun also das rußige Heißgas als Grauer Strahler mit

$$\epsilon = 1 - e^{-a \cdot s} \quad (25)$$

angesehen, so müßten die Einstrahlzahlen φ_{d12} aus Gl. 18 (vgl. Gl. 19) durch

$$\varphi_{d12kor} = \frac{1}{\pi} \int \left\{ \frac{\cos \beta_1 \cdot \cos \beta_2}{s^2} \cdot e^{-a \cdot ds_G} \right\} dA_2 \quad (26)$$

ersetzt werden - mit der jeweiligen Wegstrecke ds_G durch die Gasschicht - und als weiterer Strahler die Gasschicht gemäß

$$\sigma \cdot T_G^4 \cdot (\varphi_{d0G} \cdot \epsilon_G) := \sigma \cdot T_G^4 \cdot \frac{1}{\pi} \int \left\{ \frac{\cos \beta_{d0}}{s^2} (1 - e^{-a \cdot ds_G}) \right\} dA_G \quad (27)$$

hinzugefügt werden. So folgte aus Gl. 18:

$$\begin{aligned} \dot{q}_{St} = & \epsilon \cdot (\varphi_{dOF}^{kor} (\epsilon_F \cdot \sigma \cdot T_F^4 + (1-\epsilon_F) \cdot \dot{q}_F^{auf}) \\ & + \Sigma \{ \varphi_{dOUi}^{kor} \cdot (\epsilon_{Ui} \cdot \sigma \cdot T_{Ui}^4 + (1-\epsilon_{Ui}) \cdot \dot{q}_{Ui}^{auf} \}) \\ & + (\varphi_{dOG} \cdot \epsilon_G) \cdot \sigma \cdot T_G^4) - \epsilon \cdot \sigma \cdot T_O^4. \end{aligned} \quad (28)$$

Ist der ganze Raum gaserfüllt und werden sämtliche zu durchlaufende Strecken durch die (konstante) gleichwertige Gasschichtdicke s_{gl} ausgedrückt, so vereinfacht sich Gl.28 unter Verwendung von $\tau = e^{-a \cdot s_{gl}}$ und $\epsilon_G = 1 - \tau$ zu

$$\begin{aligned} \dot{q}_{St} = & \epsilon \cdot (\varphi_{dOF} \cdot \tau \cdot (\epsilon_F \cdot \sigma \cdot T_F^4 + (1-\epsilon_F) \cdot \dot{q}_F^{auf}) \\ & + \Sigma \{ \varphi_{dOUi} \cdot \tau \cdot (\epsilon_{Ui} \cdot \sigma \cdot T_{Ui}^4 + (1-\epsilon_{Ui}) \cdot \dot{q}_{Ui}^{auf} \}) + \epsilon_G \cdot \sigma \cdot T_G^4) \\ & - \epsilon \cdot \sigma \cdot T_O^4. \end{aligned} \quad (29)$$

Entsprechend könnte auch die Flammenstrahlung behandelt werden. Bei diesem Ansatz wurden Transmissionsverluste ausschließlich auf Absorption zurückgeführt; die Streuung der Strahlungsenergie durch die Aerosol-Partikel wurde vernachlässigt.

Stellt man sich nun das betrachtete Bauteil völlig von rußigen Gasen mit sehr großem ϵ_G eingehüllt vor, so reduziert sich Gl. 29 zu

$$\dot{q}_{St} = \epsilon \cdot \epsilon_G \cdot \sigma \cdot T_G^4 - \epsilon \cdot \sigma \cdot T_O^4 \approx \epsilon \cdot \sigma \cdot (\epsilon_G \cdot T_G^4 - T_O^4). \quad (30)$$

Faßt man den Gaskörper anstelle von durchscheinend als diffus reflektierenden Festkörper mit einem relativ (bzgl. der übrigen Abmessungen) geringen Abstand zum betrachteten Bauteil auf, so verknüpft die Austauschzahl für zwei parallele, weit ausgedehnte Körper die einzelnen Emissionsgrade, und die in das Bauteil eintretende radiative Wärmestromdichte kann durch

$$\dot{q}_{St} = \sigma \cdot \frac{1}{1/\epsilon_O + 1/\epsilon_G - 1} \cdot (T_G^4 - T_O^4) \quad (31)$$

beschrieben werden.

Für $\epsilon_G \approx 1$ folgt

$$\dot{q}_{St} = \epsilon \cdot \sigma \cdot (T_G^4 - T_O^4). \quad (32)$$

Diese Annahmen lassen sich nur dann auf ein im Brandraum stehendes Bauteil übertragen, wenn das Bauteil völlig von stark absorbierenden Gasen umgeben ist. Sie stellen aber eine gängige Näherung für die radiative Belastung der Bauteile bei einfachen Rechenmodellen dar, die nicht mit Einstrahlzahlen operieren (vgl. /3/).

Zur Beschreibung des radiativen Wärmeüberganges wird in Analogie zum konvektiven Wärmeübergang ein radiativer Wärmeübergangskoeffizient α_{St} definiert, der sich wegen der insgesamt in den Körper eintretenden Wärmestromdichte

$$\begin{aligned}\dot{q}_{ges} &= \dot{q}_K + \dot{q}_{St} = \alpha_K \cdot (T_G - T_O) + \epsilon \cdot \sigma \cdot (T_G^4 - T_O^4) = \\ &= \alpha_K \cdot (T_G - T_O) + \alpha_{St} \cdot (T_G - T_O) = \alpha_{ges} \cdot (T_G - T_O)\end{aligned}\quad (33)$$

zu

$$\alpha_{St} = \epsilon \cdot \sigma \cdot (T_G^3 + T_G^2 T_O + T_G T_O^2 + T_O^3)\quad (34)$$

ermittelt.

Bereits an dieser Stelle ist darauf hinzuweisen, daß diese übliche Zusammenfassung von α_K und α_{St} äußerst problematisch ist: sie ermöglicht es zwar, mit einer statt mit zwei Gleichungen zu arbeiten, verschleiert jedoch die unterschiedlichen Temperaturabhängigkeiten von α_K und α_{St} .

Ziel des Forschungsvorhabens ist es, für realistische Raumbrand-Szenarien - ausgehend von gemessenen, in die Bauteile eintretenden Wärmestromdichten und unter Nutzung der gemessenen Umgebungstemperaturen - die sich momentan und lokal einstellenden Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit einflußnehmender Parameter zu ermitteln und darzustellen.

Für eine getrennte Berücksichtigung von konvektiver und radiativer Bauteil-Erwärmung müssen allerdings die Strömungsverhältnisse vor dem Bauteil und die Temperaturen und Emissionsgrade der umgebenden Körper sowie die des Bauteils selbst bekannt sein. Ein entsprechendes Meßprogramm bildet daher die Grundlage zur Untersuchung dieser Zusammenhänge.

III. Versuchsprogramm

III.1. Überblick über die Versuchsparameter

Für die durchgeführten Brandversuche gibt Abb. 9 tabellarisch die Variation

- der Brandraumabmessungen
- des Brandgutes
- der Brandlast
- der bzgl. ihrer Wärmeübergangsbedingungen untersuchten Bauteile wieder.

Der Abb. 10 sind die Aufteilungen der Brandlast in einzelne Brandlaststapel mit den zugehörigen Zündorten sowie die Zuluftbedingungen für die einzelnen Versuche zu entnehmen.

Entsprechend der gegebenen räumlichen Verhältnisse variieren zusammen mit den Brandräumen auch die Anordnung der untersuchten Bauteile sowie die Lage von Zu- und Abluftöffnungen (Abb. 11 bis 14).

III.2. Brandräume, Versuchsbauteile, Brandgüter und Versuchsablauf

Die drei sonst als Prüfstände genutzten Brandräume (Abb. 11 bis 14) sind entsprechend ihrer Funktion, die in der Prüfung von Bauteilen unter einer regelbaren und räumlich einheitlichen Temperaturbelastung von Bauteilen (üblicherweise nach DIN 4102 Teil2 ETK) liegt, mit stufenlos regelbaren Ölbrennern im Bodenbereich, mit Gebläsen, die entweder horizontal oder vertikal Zwangsluft zuführen, und mit einem fest installierten Abzug ausgestattet.

Der Druck im Brandraum wird gemessen und kann mittels einer stufenlos regelbaren Drosselklappe im Abgaskanal reguliert werden. Eine natürliche Ventilation ist wegen der teilweise vorgegebenen sehr kleinen Fensteröffnungen bzw. wegen der Lage des Brandstandes in einer großen Arbeitshalle nur bedingt möglich, da diese rauchfrei bleiben muß und auch eventuelle Absaugvorrichtungen über den Fensteröffnungen 'unnatürliche' Strömungsverhältnisse bewirken würden.

Die Höhen der Brandräume sind in gewissem Rahmen variierbar. Mit Ausnahme des Deckenprüfstandes kann die Geometrie der Grundflächen und die Beschaffenheit der Umfassungsbauteile aus dicken Schamottesteinen nicht verändert werden.

Abb. 9 : Versuchsbezeichnung und Brandlast [kg] der durchgeführten Brandversuche - nach Brandgut, Brandraummessungen und (hauptsächlich) untersuchtem Bauteil geordnet

Brandraum L x B x H	Brandgut:	ETK	Holz	doppelte Holz-	Mischbrand-	halbe Misch-	Polyethylen
	Prüfkörper:	(Öl)	[kg]	brandlast [kg]	last [kg]	brandlast [kg]	[kg]
Stützenprüfstand a) 3,6m x 3,6m x 5,08m	Stahlbetonstütze	06	05: 320				
		(07),08	01: 320				
Stützenprüfstand b) 3,6m x 3,6m x 3,08m	Verbundstütze	(09),010,(011)	02: 320				
	Stahlstütze	012	03: 320				
	Stahlbetonstützen- stummel	-		04: 460			
T4		T1: 320		T2: 160H+50PE		T3: 101	
Tresorprüfstand 3,5m x 3,5m x 2,58m		L5	L3: 320	L1: 640	L2: 160H+61PE		L4: 122
Deckenprüfstand a) 7,33m x 4m x 2,43m	Stahlbetonwand mit Raster	LORE 5	LORE 1: 205	LORE 3: 415	LORE 4: 230H+80PE 7-10 Holzfeuchte	LORE 2: 100H+40PE	
	Stahlbetonwand ohne Raster	LORE 9	LORE 6: 250 11 Holzfeuchte	LORE 7: 460	LORE 8: 265H+80PE		
	Mauerverkswand	LORE 13	LORE 10: 200	LORE 11: 400	LORE 12: 200H+80PE		
	Gipskartonwand	LORE 17	LORE 14: 195	LORE 15: 400	LORE 16: 200H+80PE		

Die für die Versuchsreihe benutzten Abmessungen der Brandräume betragen in Länge x Breite x Höhe:

Stützenprüfstand a)	: 3,60m x 3,60m x 5,08m
Stützenprüfstand b)	: 3,60m x 3,60m x 3,08m
Tresorprüfstand	: 3,50m x 3,50m x 2,58m
Deckenprüfstand a)	: 7,33m x 4,00m x 2,43m
Deckenprüfstand b)	: 6,44m x 4,00m x 3,04m.

In nahezu allen Versuchen mit einem zentralen Prüfkörper, der nicht aus (Stahl-)Beton bestand, befanden sich zusätzliche Beton-Stützenstummel im Brandraum, so daß unter Beachtung der unterschiedlichen Platzierung dieser Prüfkörper der Wärmeeintritt in Beton quasi als Bezugsgröße dienen konnte.

Als Holz-Brandgut wurde Fichtenholz mit einer Feuchte von in der Regel 7%-8% verwendet, welches gemäß DIN 18 230 Teil 2 (/47/) "Vergleichsstoff" zu Holzkrippen vernagelt wurde. Abweichungen der Brandlasten zwischen an und für sich vergleichbaren Versuchen entstanden bei gleichem Holzkrippen-Aufbau, d.h. bei gleichem Holzvolumen, durch einen Wechsel der Holzart (zusammen mit der Lieferquelle) oder durch voneinander abweichende Holzfeuchten (in Abb.9 vermerkt).

Das verwendete Polyethylen (PE) bestand für die im Deckenbrandhaus durchgeführten Versuche (mit 'L' und 'LORE' bezeichnet) aus Formteilen (Bierkästen); bei den Tresorbrandhaus-Versuchen T2 und T3 wurde Polyethylen-Granulat verwendet. Bei den Mischbränden wurde ungeachtet der Polyethylen-Konsistenz eine Mischung von energetisch gleichwertigen Anteilen Fichtenholz zu PE angestrebt.

Abb. 10 läßt erkennen, daß abgesehen von Variationen des Brandgutes auch Variationen bzgl. des Zündungsvorganges sowie der Zuluftbedingungen vorgenommen wurden. Auf diese Weise wurde deutlich in das Brandgeschehen sowohl während der Pre-Flash-overphase als auch während der Phase des vollentwickelten Brandes eingegriffen. Hiermit wurde bezweckt, die Wärmeübergangskennwerte in einem realistischen Spektrum sich mehr oder weniger rasch entwickelnder Brände und in unterschiedlichen Atmosphären rußhaltiger Gase zu untersuchen.

Da das nicht ausreichende Sauerstoffangebot bei einem ventilationsgesteuerten Brand zu einer unvollkommenen Verbrennung führt, befinden sich neben einem erhöhten CO-Anteil auch verstärkt Rußpartikel

in den Heißgasen, was veränderte Wärmeübergangsbedingungen hinsichtlich des Strahlungsanteils schafft.

Die Zuluftmenge wurde - wie in Abb. 10 ersichtlich - hierbei nicht eigentlich reduziert, sondern erwies sich in den heftigen Bränden O4, L1 und L4 als unzureichend.

Versuchsstand	Brandlast= stapel	Zündorte (unten am Stapel)	Zuluftstrom [kg/s]	Versuchs= bezeichnung	Verbrennung Zuluftbedingungen
Stütze a)	2	beide Mitte	1,7	O5	brandlast= gesteuert
Stütze b)				O1, O2, O3	
Tresor				O4	z.T. ventilations-
Decke a)		beide Ecke	2,5	T1, T2, T3	brandlast-
		einer		L1	z.T. ventilations-
		Mitte		L2, L3	brandlast-
Decke b)	1	Mitte	1,3 bis ≈2,	L4	z.T. ventilations-
				LORE 1-4, 6-8 10-12, 14-16	knapp brand= lastgesteuert

Abb. 10: Formierung der Brandlast zu einzelnen Stapeln, Zündorte und Zuluftbedingungen

Einen realistischeren, weniger durch manuelle Steuerungen beeinflussten Luftaustausch sollten die Brände der LORE-Serie erfahren. Hierzu wurde in den Prüfofen ein Außenfenster von 82cm x 76cm eingelassen, durch welches zumindest in den ersten Brandminuten der Brand selber seinen Luftbedarf bestimmen und regeln sollte.

Von dem Moment an, wo der Brand sichtbar unterventiliert erschien und daher durch die höherliegenden Pyrometergucklöcher rußige Gase vermehrt auszutreten versuchten, wurde durch zusätzliche definierte Frischluftzufuhr mittels (bekanntem) Gebläse die ausreichende Sauerstoffzufuhr gewährleistet. Traten später wiederholt rußige Gase aus den Öffnungen, so mußte außerdem für einen Heißluft-Abzug gesorgt

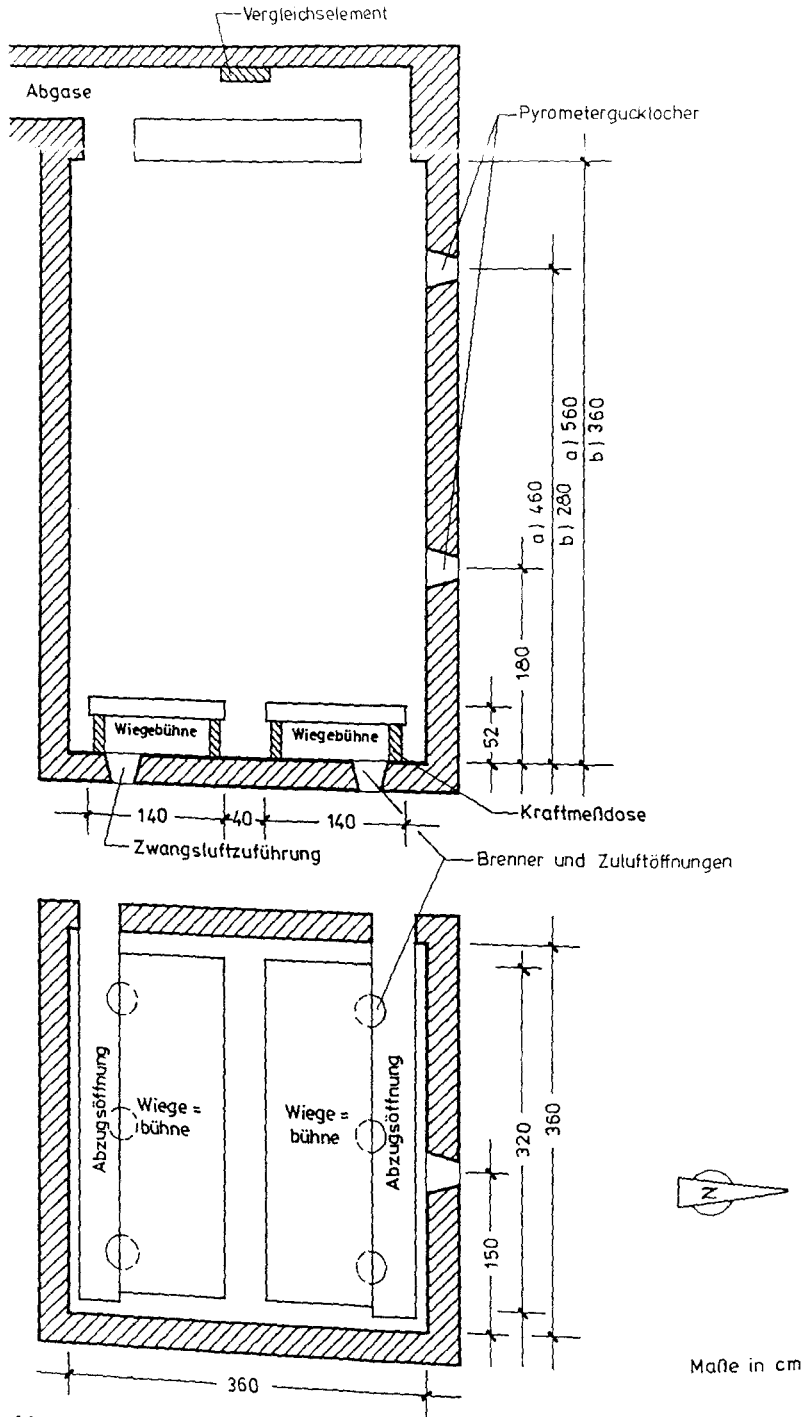


Abb. 11: Stützenprüfstand a) und b)

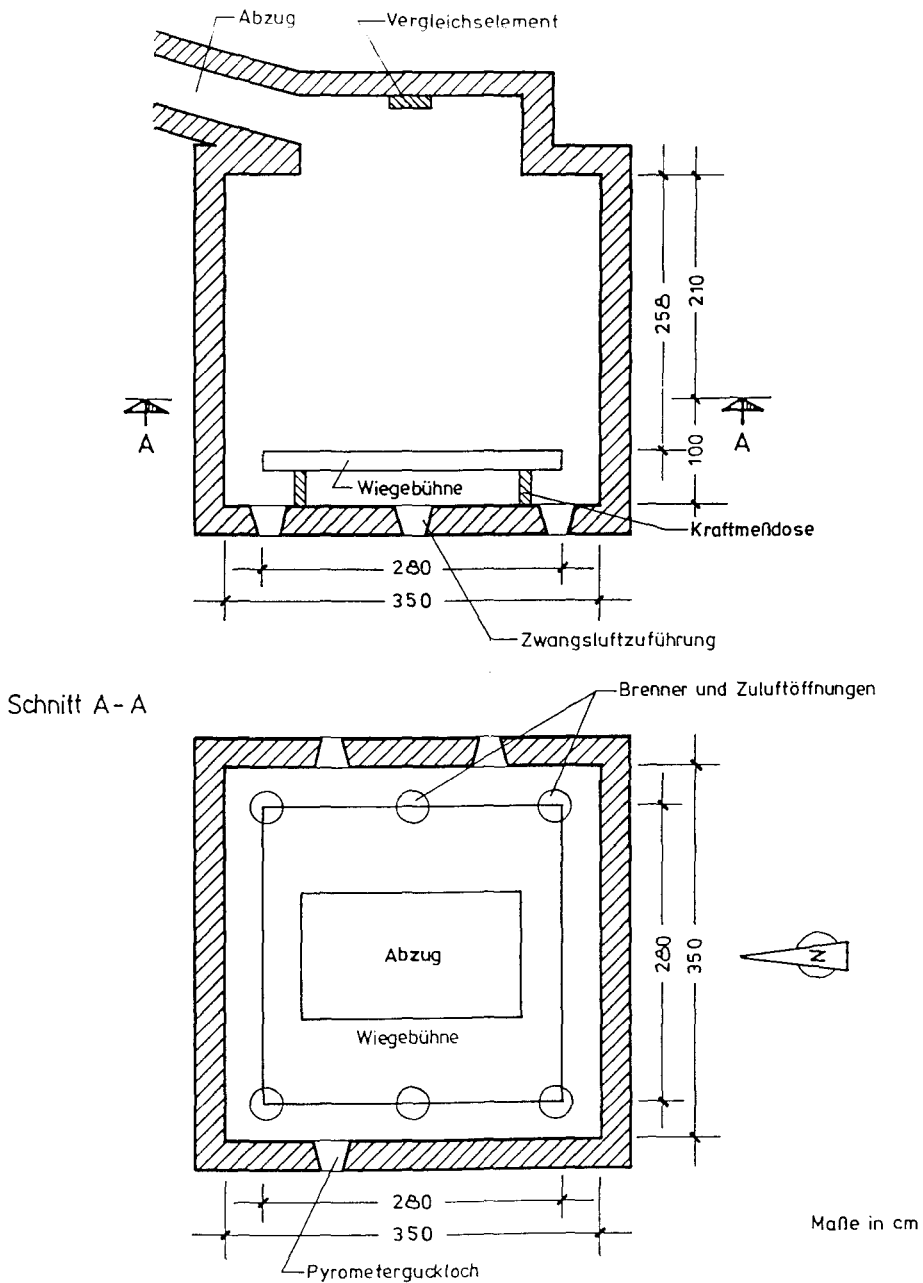


Abb. 12: Tresorprüfstand

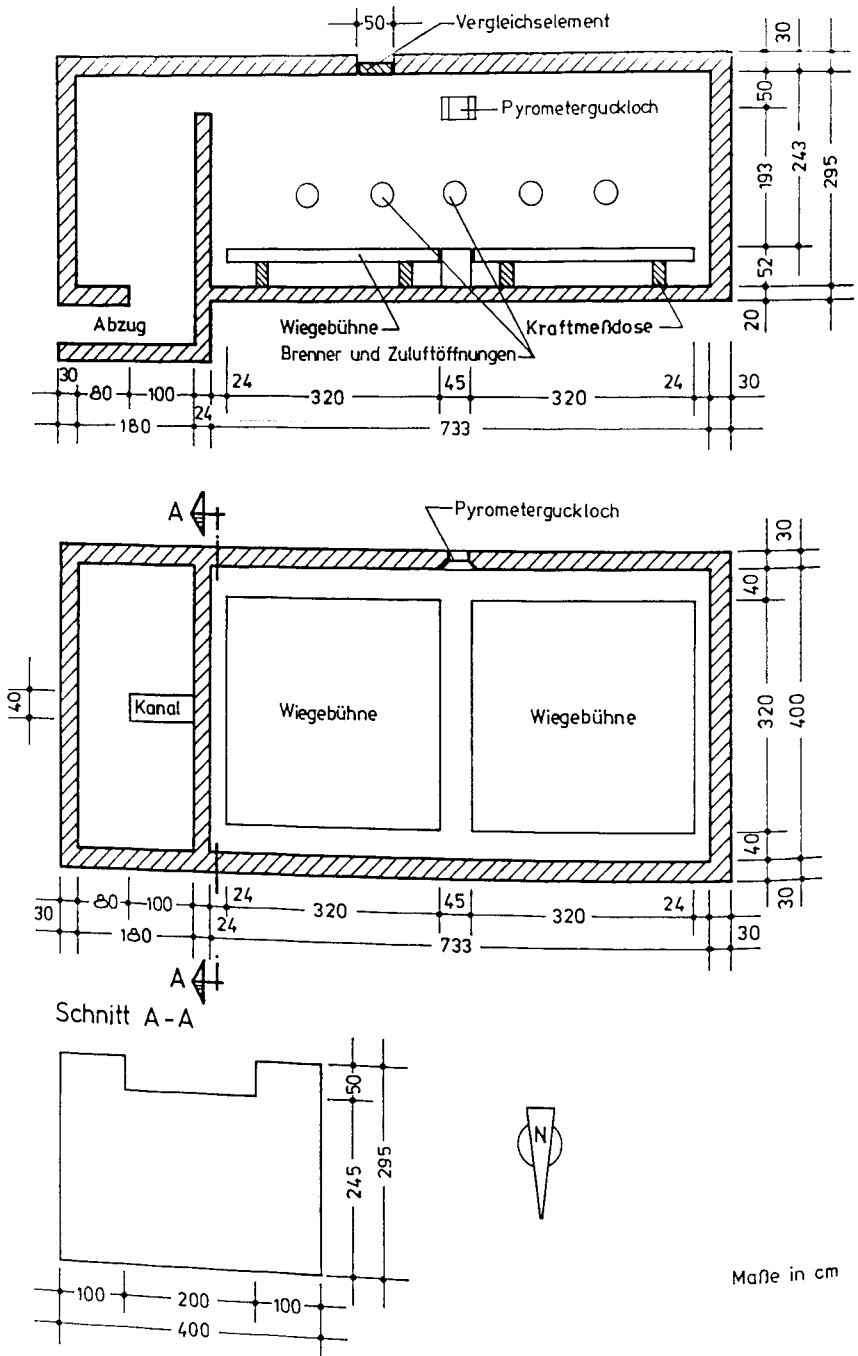


Abb. 13: Deckenprüfstand a)

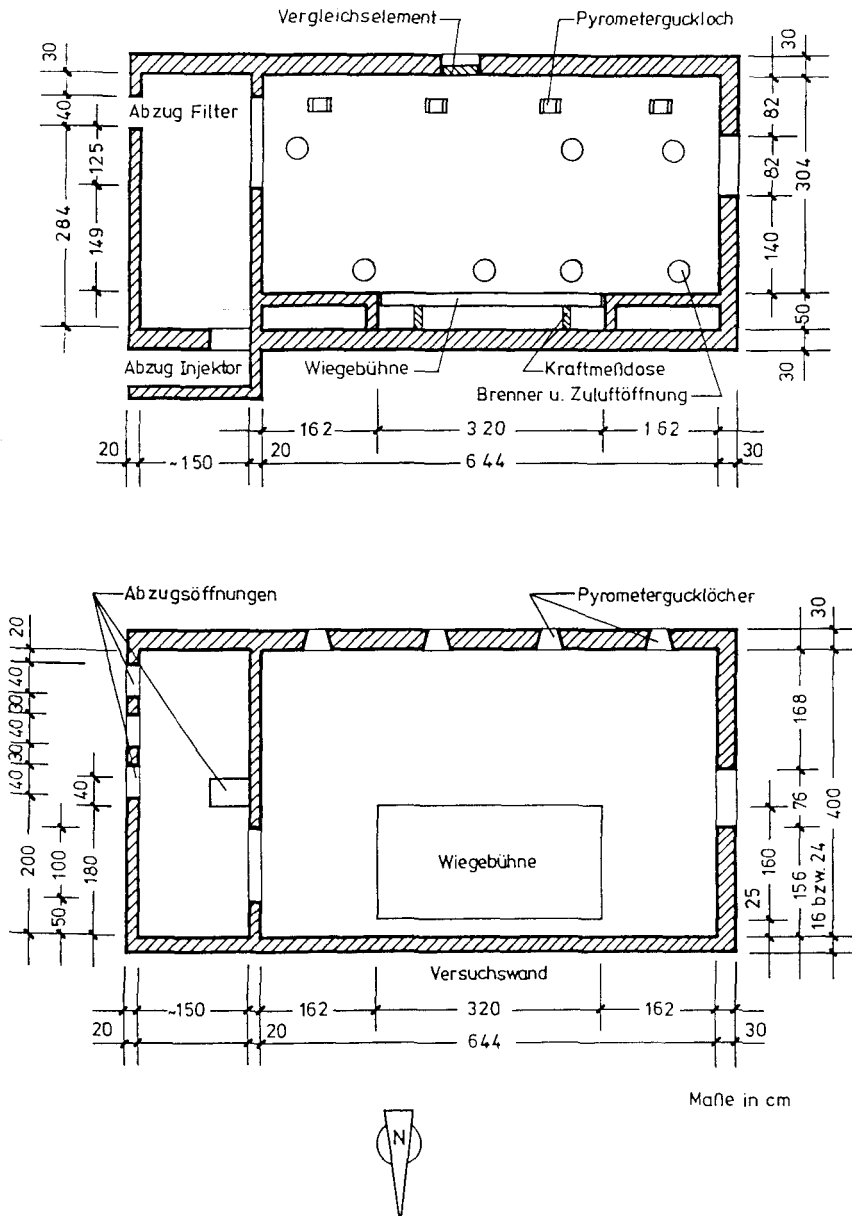


Abb. 14: Deckenprüfstand b)

werden. Dieses geschah in schwer zu definierendem Umfang, da im Bedarfsfall dem Abluft-Filtersystem (hier noch im Erprobungszustand) ein Injektor-Absauggebläse zugeschaltet werden mußte.

Aus diesen aufwendigen Steuerungen der Zu- und Abluft folgt, daß die Versuche der LORE-Serie i. d. R. ausreichend Sauerstoff für eine stöchiometrische Verbrennung zur Verfügung hatten. Einzig während einer kurzen Phase (ca. nach den ersten 9 Brand-Minuten) könnte ein ventilationsgesteuerter Brand vorliegen (Versuche mit 400 kg Holz und mit 200 kg + 80 kg Mischbrandgut).

Die Brandraumgeometrien mit den Anordnungen der Ventilationsöffnungen sind den Abb.11 bis Abb.14 zu entnehmen.

Als Versuchskörper wurden folgende Bauteile mit Länge x Breite x Höhe verwendet:

SS : Stahlbetonstützenstummel	30cm x 30cm x 90cm
bzw.	24cm x 24cm x 90cm
SBS: Stahlbetonstützen	30cm x 30cm x 570cm
bzw.	30cm x 30cm x 370cm
IPB : Stahlstützen IPB 180	18cm x 18cm x 370cm
VSH: Verbundstützen mit Hohlprofil	26cm x 26cm x 370cm
bzw.	26cm x 26cm x 345cm
VST: Verbundstützen mit Doppel-T-Profil	26cm x 26cm x 345cm
SBW: Stahlbetonwand	640cm x 16cm x 300cm
GKW: Gipskartonwand	640cm x 16,25cm x 300cm
MWW: Mauerwerkswand	640cm x 24cm x 300cm
	aus 24cm x 17,5cm x 11cm Kalksandsteinen mit Spritzbewurf und Gipsputz*) (zusammen 1cm) der Mörtelklasse 2a.

Der Aufbau dieser Bauteile ist in den Abbildungen Abb.15 bis Abb.20 dargestellt.

Die Stahlbetonkörper wurden aus Beton B 35 mit einem Wasser-Zement-Wert von 0,68 hergestellt, das Größtkorn des quazitischen Zuschlags betrug 16 mm. Sämtliche Betonbauteile wurden nach ihrer Fertigstellung mehrere Monate in Arbeitshallen gelagert bzw. in einem Trockenofen bei 20°C und 65% relativer Luftfeuchtigkeit getrocknet.

*) Aufgrund eines Mißverständnisses wurde der weniger temperaturbeständige Gipsputz anstelle des ursprünglich vorgesehenen Zementputzes verwendet.

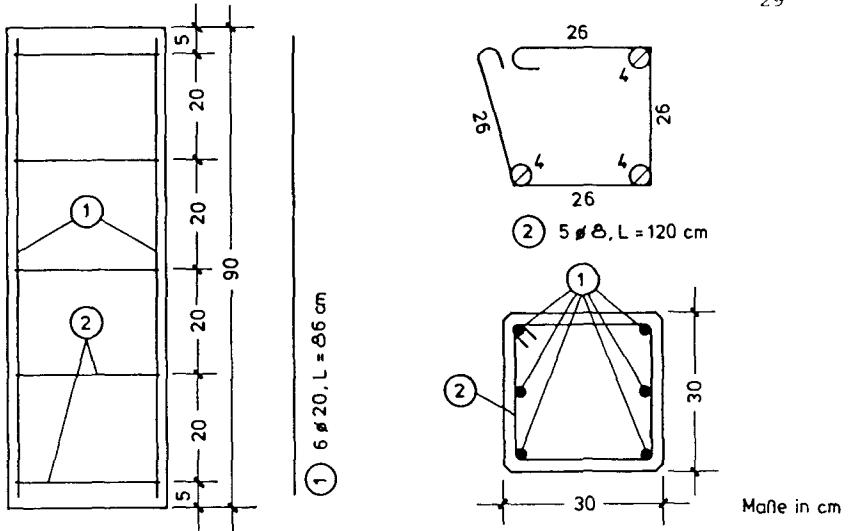


Abb. 15: Stahlbetonstützenstummel

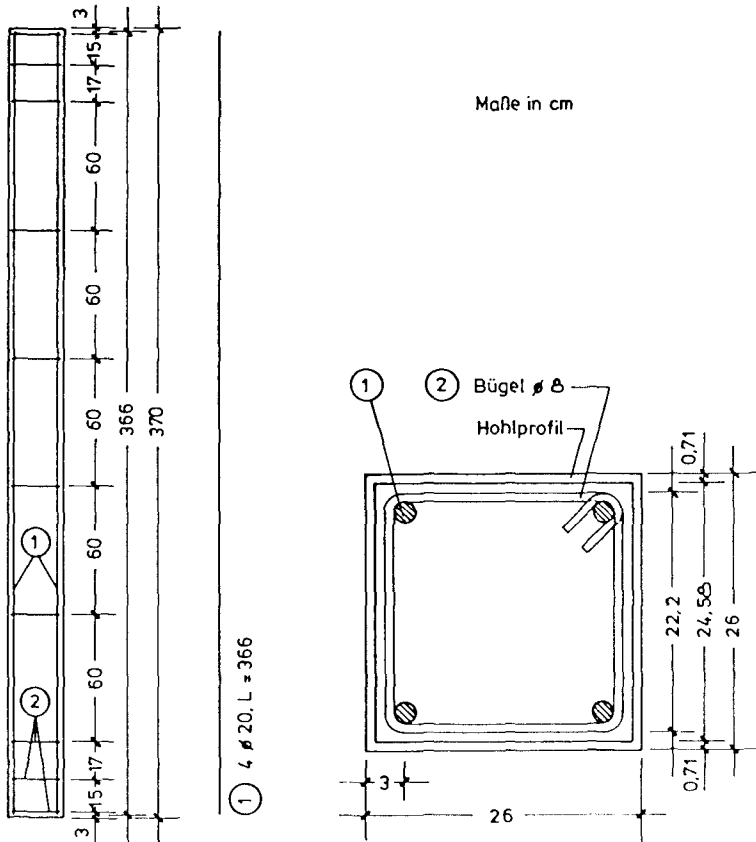


Abb. 16: Verbundstützen mit Hohlprofil

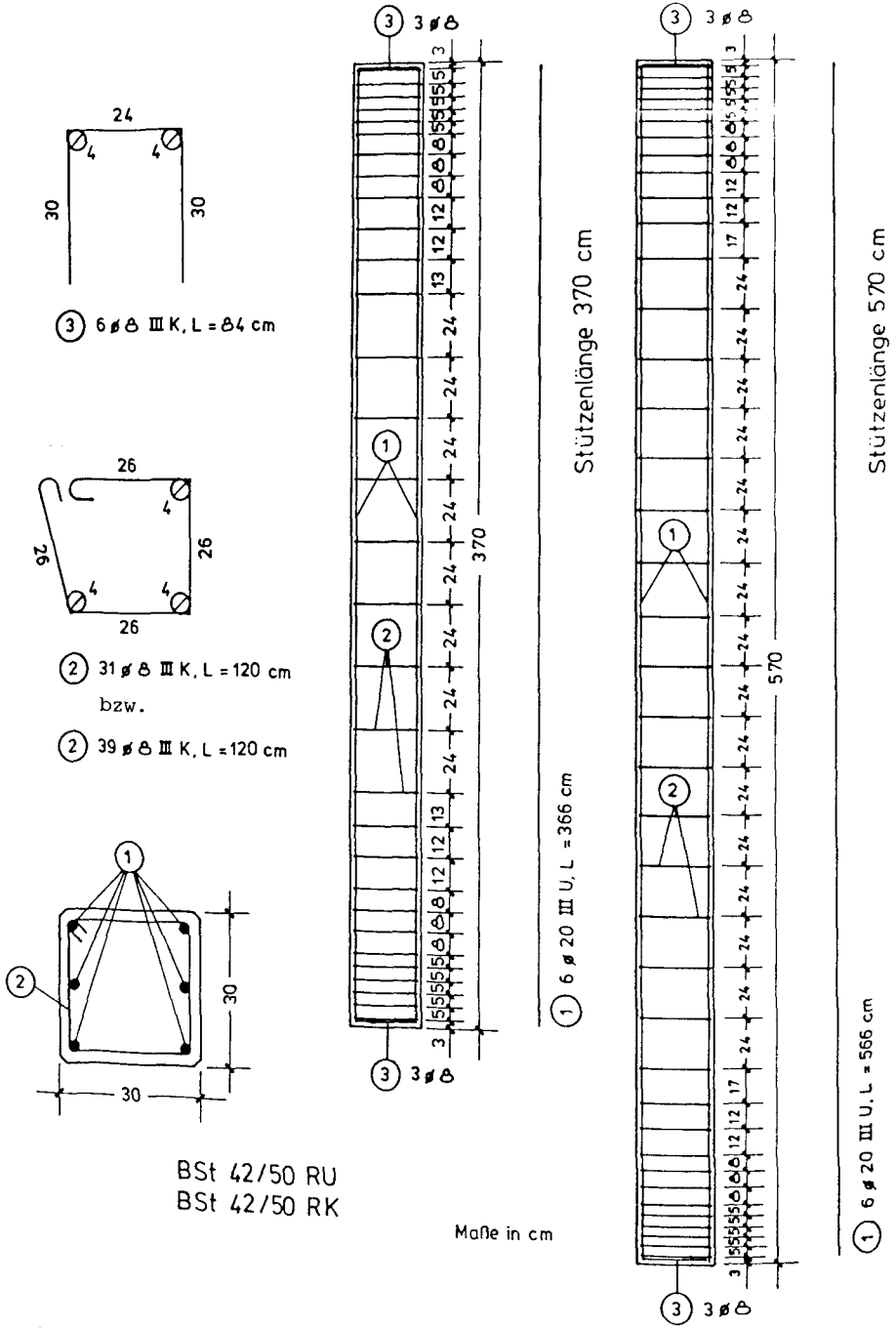


Abb. 17: Stahlbetonstützen

Die Stahlstützen IPB 180 wurden aus einem Stahl RST37-2 gefertigt. Im Kopf- und Fußbereich wurden sie verstärkt.

Sämtliche Stützen wurden gemäß Eulerfall 2 beidseitig gelenkig in den Stützenprüfstand eingebaut. Dabei wurden ihre Belastungen so gering gehalten, daß ein Versagen der Stützen während der Brandversuche ausgeschlossen werden konnte. Da eine Variation der Belastung für die durchzuführenden Untersuchungen unerheblich war, wurden die Stützenstummel und die in den Deckenprüfstand eingebauten Stützen nicht belastet.

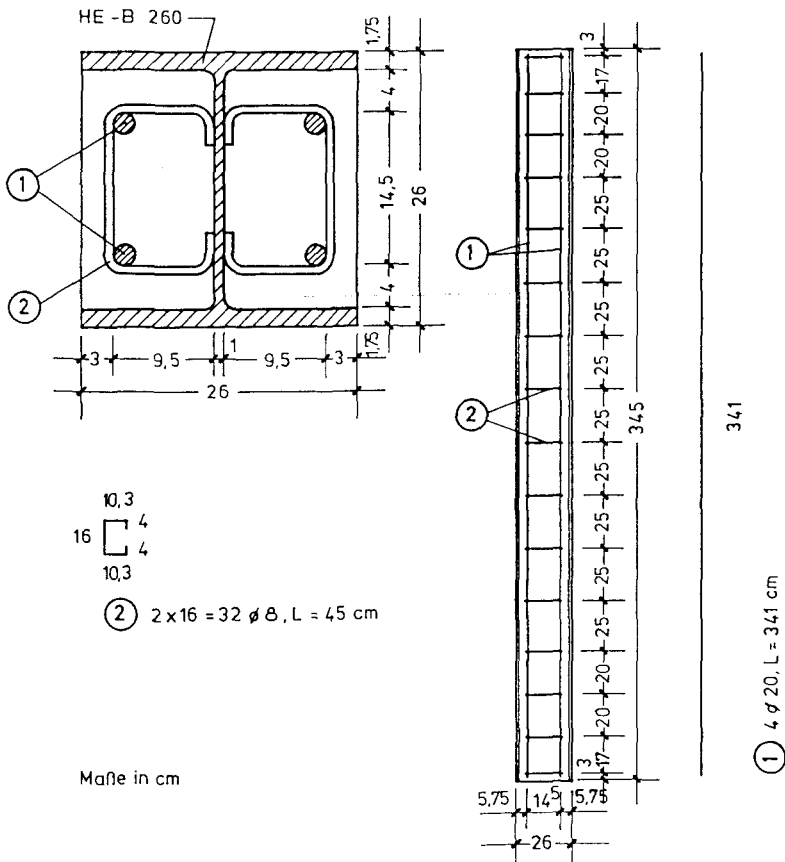
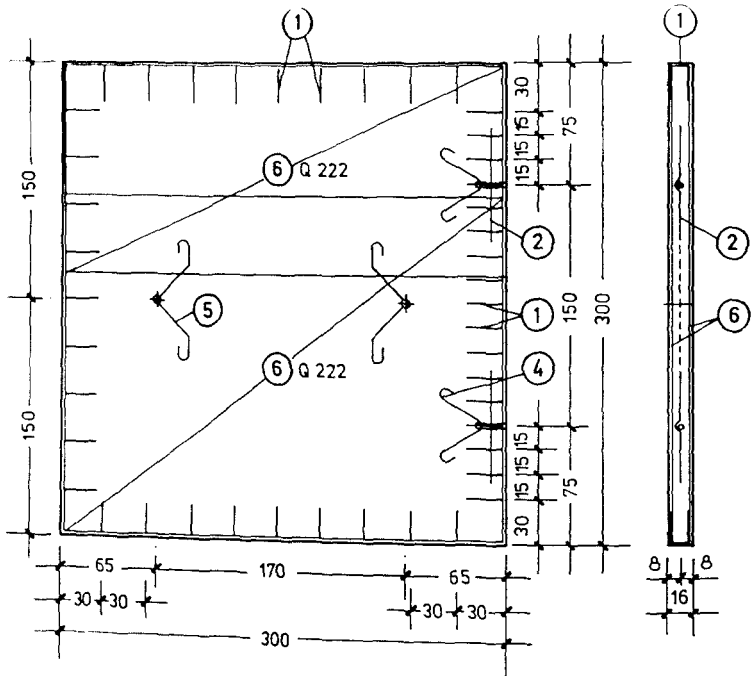


Abb. 18: Verbundstützen mit Doppel-T-Profil

Ansicht

Schnitt



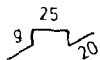
4 Stck. Ankerhülsen RD 20



① 44 ϕ 8, e = 15/30 cm L = 50 cm



② 2 ϕ 8, L = 70 cm



③ 9 ϕ 8, L = 85 cm
(1 Stck./m²)



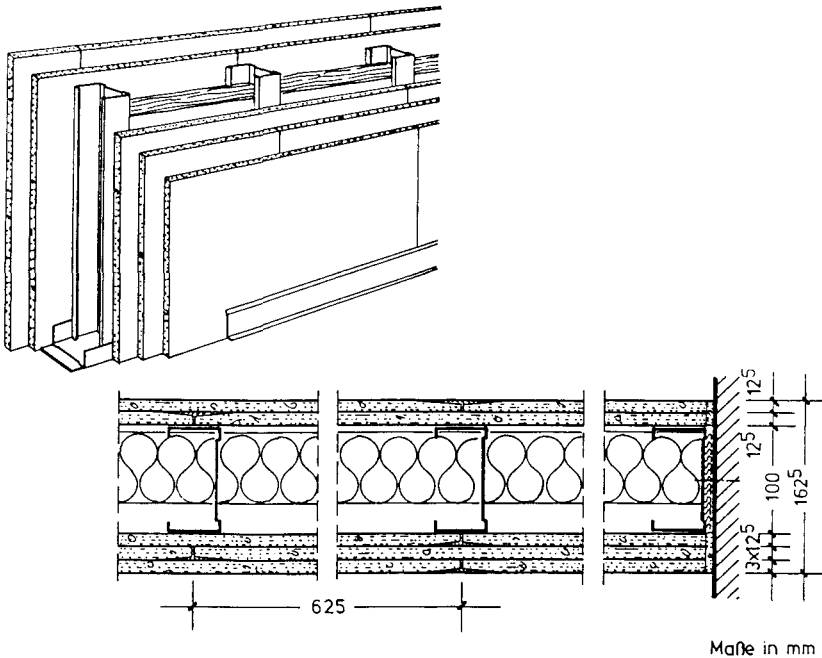
④ 2 ϕ 12, L = 120 cm



⑤ 2 ϕ 12, L = 130 cm

Maße in cm

Abb. 19: Stahlbetonwand(segment)



Maße in mm

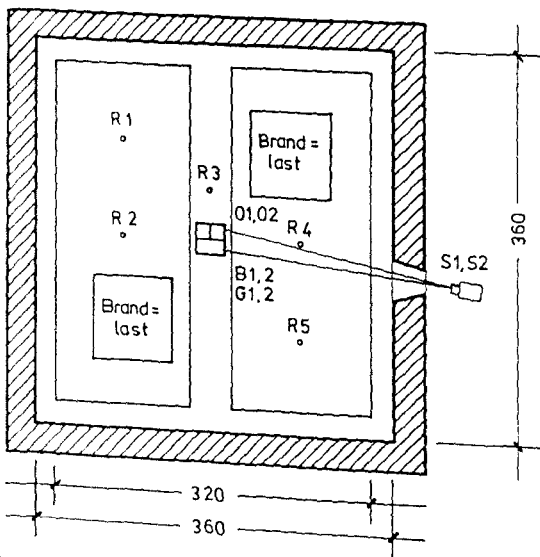
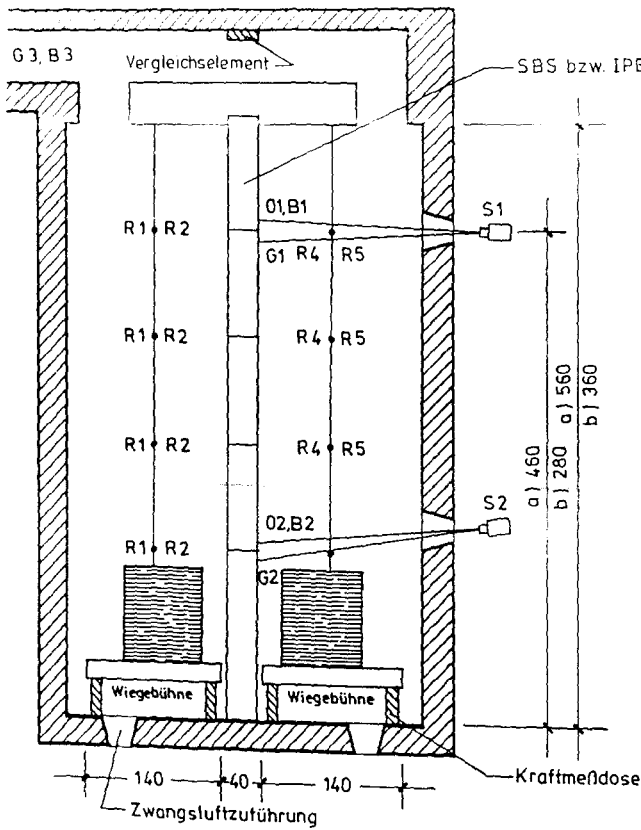
Abb. 20: Aufbau der Gipskartonwände (F 90-A)

III.3. Meßgrößen und Meßtechnik

In den folgenden Abbildungen ist die Anordnung der Prüfkörper und der Brandlast innerhalb der einzelnen Brandräume dargestellt. Des weiteren sind die wichtigsten Meßstationen in ihrer Art und Lage ersichtlich.

Folgende Größen wurden gemessen:

1. Restbrandlast
2. Temperatur im Vergleichselement
3. Brandraumtemperaturen
4. Oberflächentemperaturen
5. Bauteilinnentemperaturen
6. Wärmestromdichten
7. Heißgas-Strömungsgeschwindigkeiten
8. Heißgas-Zusammensetzung (CO₂, CO, O₂)
9. Ausgehende Strahlungsenergien (Pyrometrie)
10. Rauchdichte der Heißgase im Abzug (Versuche Lore 1 bis Lore 9)
11. Temperatur im "Plattenthermometer" (Versuche Lore 1 bis Lore 9)
12. Brandraumdruck.



- 01,02 : Oberflächentemperaturen
- B1,B2,B3: Geschwindigkeitsmessung
- G1,G2,G3: Gasanalysen
- R1 - R5 : Raumtemperaturen
- S1, S2 : Strahlungspyrometer



Maße in cm

Abb. 21: Stützenprüfstand a) und b) mit Meßtechnik

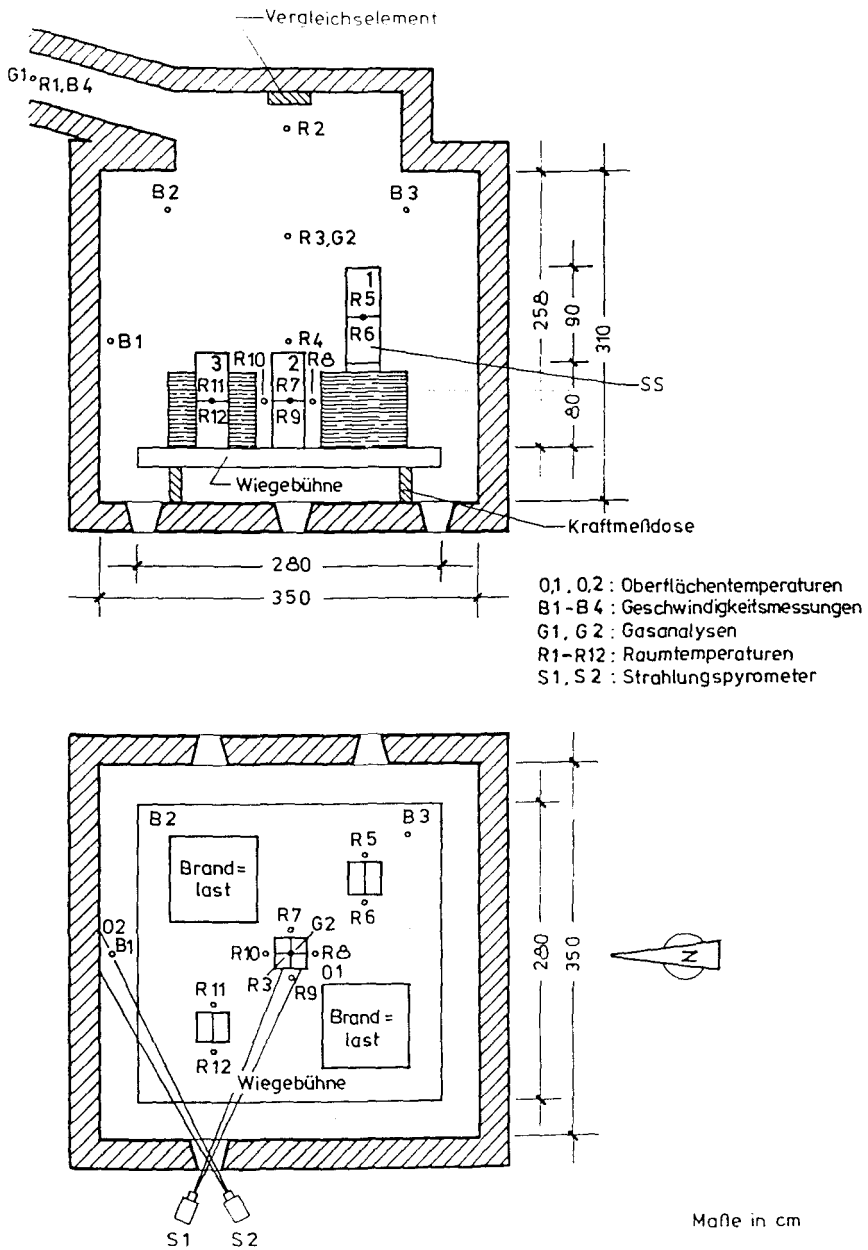


Abb. 22: Tresorprüfstand mit Meßtechnik

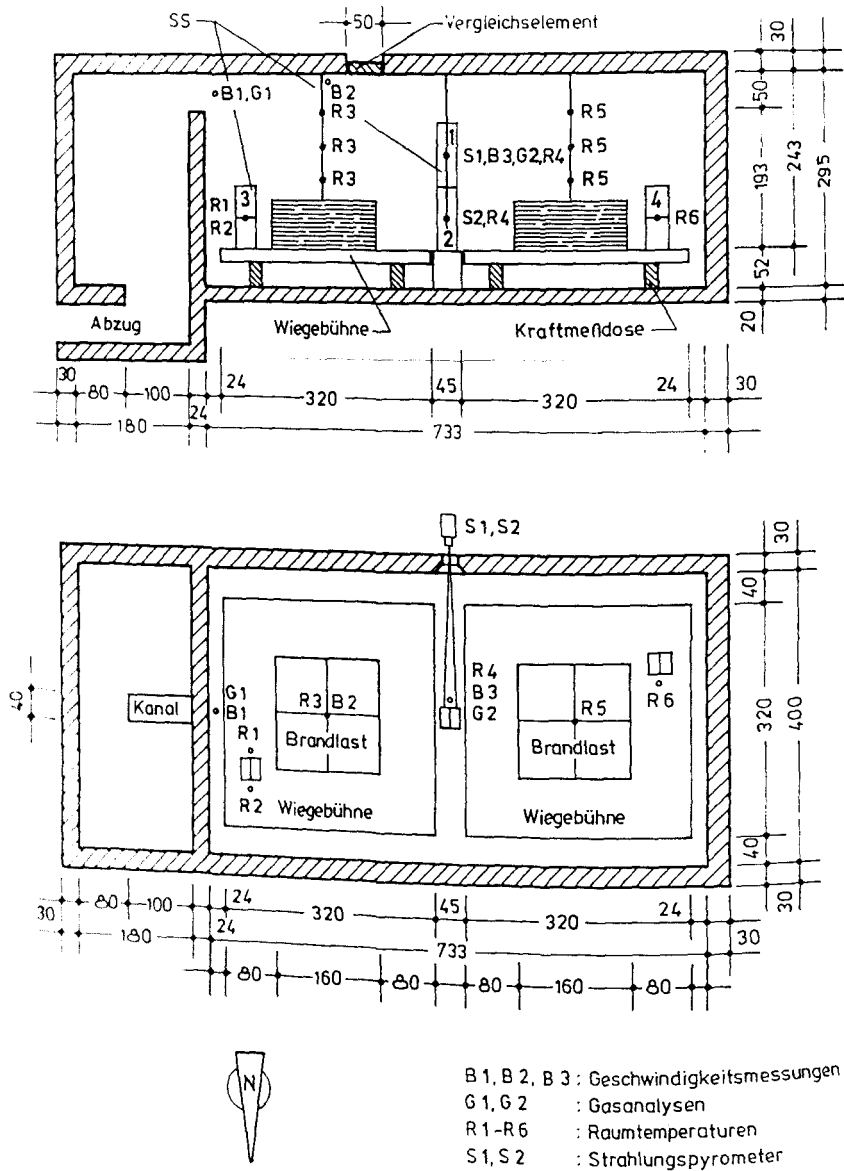
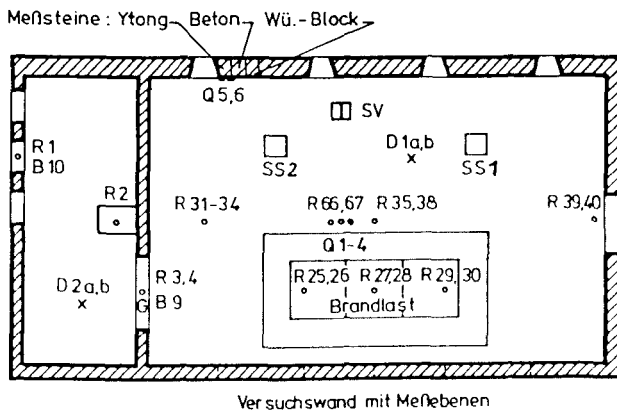
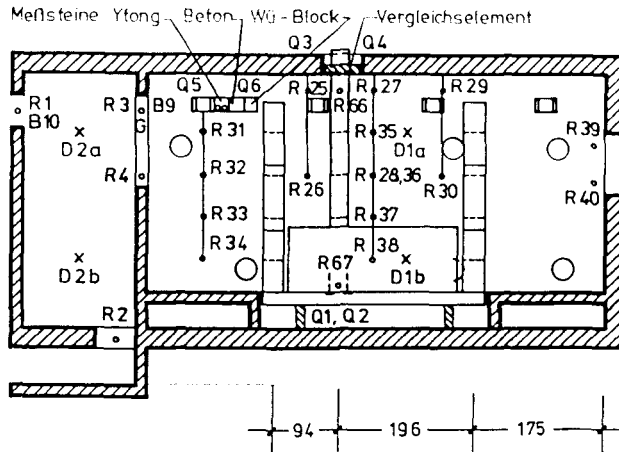


Abb. 23: Deckenprüfstand a) mit Meßtechnik



- R : Raumtemperaturen
 G : Gasanalyse
 B : Geschwindigkeitsmessungen
 S : Strahlungspyrometer
 Q : Wärmestromdichten
 D : Druckmessung
- } weitere Meßstellen befanden sich direkt vor den Bauteilen

Maße in cm

Abb. 24: Deckenprüfstand b) mit Meßtechnik

Die Nummerierung von Meßebenen innerhalb der Prüfkörper, als Oberflächenelement an den Prüfkörpern und bzgl. der Brandraum-Temperaturmeßstellen stellt sich für die einzelnen Brandräume folgendermaßen dar:

Meßebene:	1	2	3	4	5	6	7
Versuchsstand:							
Stütze a)	70 cm	140 cm	210 cm	280 cm	350 cm	420 cm	490 cm
Stütze b)	70 cm	140 cm	210 cm	280 cm	350 cm		
Decke b)	225 cm	165 cm	105 cm	45 cm			

Dabei gelten diese Meßebenen bei den LORE-Versuchen im Deckenprüfstand b) einheitlich für Prüfwände, Stützenstummel und Verbundstützen. Bei den in allen anderen Brandräumen verwendeten Stützenstummeln befand sich jeweils eine Meßebene in der Stützenstummelmitte, also in 45 cm Höhe vom Stützenstummelfuß.

1. Restbrandlast

Um einen Anhaltspunkt auf die Energiefreisetzungsraten und damit die thermischen Belastungen der Bauteile bei den einzelnen Brandversuchen zu haben, wurde bei den Bränden mit natürlichem Brandgut die Gewichtsabnahme der Brandlast mittels auf Druckmeßdosen gelagerter Wiegebühnen festgestellt. Aus diesem Gewichtsverlust läßt sich die Pyrolyserate ermitteln, welche in Abhängigkeit von der Sauerstoffversorgung des Brandherdes auf die Energiefreisetzungsrateschließen läßt.

2. Temperatur im Vergleichselement

In die Decke der Brandräume wurde ein Vergleichselement gemäß DIN 18 230 Teil 2 (/47/) eingelassen, das hier wie dort zur Bestimmung der sog. Vergleichsbranddauer und damit zur Bestimmung eines Brandbewertungsfaktors für die Brände mit 'natürlicher Brandlast' herangezogen werden kann.

Es besteht aus einer fünfseitig wärmeisolierten Stahlplatte von 40cm x 40cm x 15 cm, in die ein Thermoelement in 5cm Tiefe unter der nicht isolierten Oberfläche eingeschweißt wurde. Zu dem während eines natürlichen Brandes an dieser Stelle auftretenden Temperaturmaximum wird im Vergleich zu dem am gleichen Ort während eines ETK-

Brandes gemessenen Temperatur-Zeit-Verlauf die (dem ETK-Brand) äquivalente Normbranddauer für diesen natürlichen Brand bestimmt (vgl. Abb. 25).

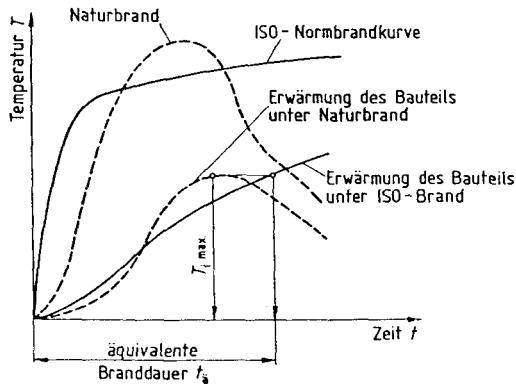


Abb. 25: Ermittlung der äquivalenten Branddauer $t_{\text{äq}}$ (aus /47/)

3. Brandraumtemperaturen

Die Raumtemperaturen wurden mit über der Höhe und Fläche des Brandraumes verteilt angeordneten NiCr-Ni-Mantelthermoelementen gemessen. Während der ersten Versuchsserien sind teilweise an gleichen Orten ebenfalls Absaugpyrometer und blanke Thermoelemente eingesetzt worden; da die Meßergebnisse kaum Unterschiede aufwiesen, wurde bei den folgenden Versuchen darauf verzichtet.

Im Bereich der Bauteilmehebene - jeweils 10 cm vor dem zu untersuchenden Bauteil - wurde ebenfalls die Temperatur gemessen: Im folgenden steht die Abkürzung TR für die Ergebnisse dieser Elemente - im Gegensatz zu den mit TBR bezeichneten Temperaturen der weiter im Raum liegenden Elemente.

4. Oberflächentemperaturen

In Höhe der besagten Mehebene wurden größtenteils auch die Oberflächentemperaturen an den Bauteilen gemessen. Hierzu wurden in der Regel auf ein dünnes Kupferplättchen ($A \approx 1 \text{ cm}^2$) punktverschweißte NiCr-Ni-Thermoelemente verwendet und dieses Plättchen, abgedeckt von einem kleinen, ca. 0,6 mm starken Mineralfaservlies, direkt mit der

Bauteiloberfläche verklebt. An einigen Stellen wurden parallel zu der eben beschriebenen Meßmimik auch Thermoelemente ohne Abdeckung direkt auf die Bauteiloberfläche aufgeklebt. Bei den Stahlbauteilen wurden die beiden Thermodrähte eines Elementes jeweils einzeln an dem Stahlkörper angepunktet.

Oberflächentemperaturen wurden außer auf den Prüfkörpern teilweise auch auf den Umfassungsbauteilen gemessen.

5. Bauteilinnentemperaturen

Beispielhaft für sämtliche Stahlbetonbauteile zeigt Abb. 26 die in die Stahlbetonstützen einbetonierten Thermoleitern. Diese bestanden im ersten Teil des Versuchspensums (O-, T-, L-Versuche) aus Holzleitern. Im zweiten Teil des Versuchsprogrammes wurden aufwendigere Leitern mit Vermiculite-Wangen und Gewindestangen-Sprossen gefertigt. Hierdurch konnten die im ersten Teil der Versuchsserie festgestellten Temperaturverfälschungen (durch Abplatzungen der Betonüberdeckung, Verdampfen der Holzfeuchte, Verkoken der Holzleitern) verhindert werden.

Zusätzlich zu dem so gemessenen Temperaturprofil wurden auch Temperaturen an der Bewehrung oder auf der Innenseite der Stahlprofile - im Fall der Verbundstützen - gemessen.

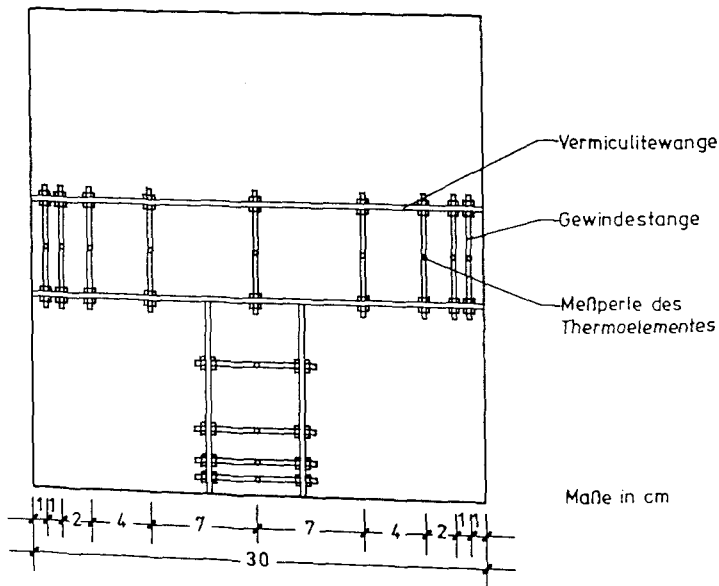


Abb. 26: Anordnung der Thermoleitern in den Stahlbetonstützen

Weitere Prüfkörper zur Ermittlung der Temperaturbelastung befanden sich bei den Versuchen LORE 10 bis LORE 17 in den Umfassungsbauteilen. Hier wurden nebeneinander ein Ytong-Meßstein, ein frisch betonierter und ein älterer Beton-Meßstein eingesetzt. Der ältere Meßstein (mit WÜ-Block - d.h. Wärmeübergangsblock - bezeichnet), welcher einer früheren Forschungsarbeit entstammt, ist im Gegensatz zu dem jüngeren Meßstein mit thermisch isolierenden Fibersilikat-Platten (Promatect) eingekleidet.

Für die Mauerwerkswand wurden einige der Kalksand-Steine vor dem Mauern präpariert, indem Thermoelemente in Bohrungen von 8mm Dicke eingelassen und diese mit Mörtel der Mörtelklasse IIa wieder verschlossen wurden. In ähnlicher Weise wurden auch die Thermoelemente in den Ytong-Meßstein eingebracht.

Bei der Herstellung der Gipskartonwand sind die Thermoelemente jeweils durch die 12,5 mm starken Gipskartonplatten getrennt gleich mit eingebaut worden (vgl. Abb. 27):

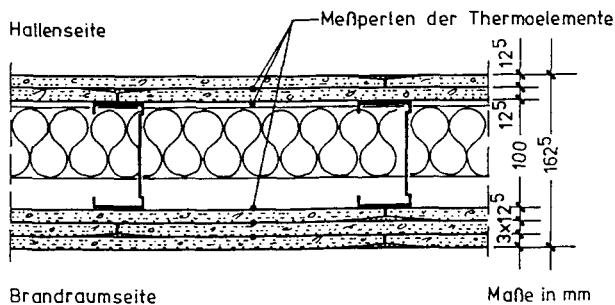


Abb. 27: Anordnung der Thermoelemente in der Gipskartonwand

Die Anordnung der Meßpunkte in sämtlichen Versuchswänden (Stahlbeton, Mauerwerk und Gipskarton) folgt dem in Abb. 28 dargestellten Schema. In diese Darstellung ist das bei den Versuchen LORE 1 bis LORE 5 vor der Wand zur Strömungsberuhigung eingesetzte regelartige Raster aus Kalziumsilikat-Platten (Fa. Cape) aufgenommen worden.

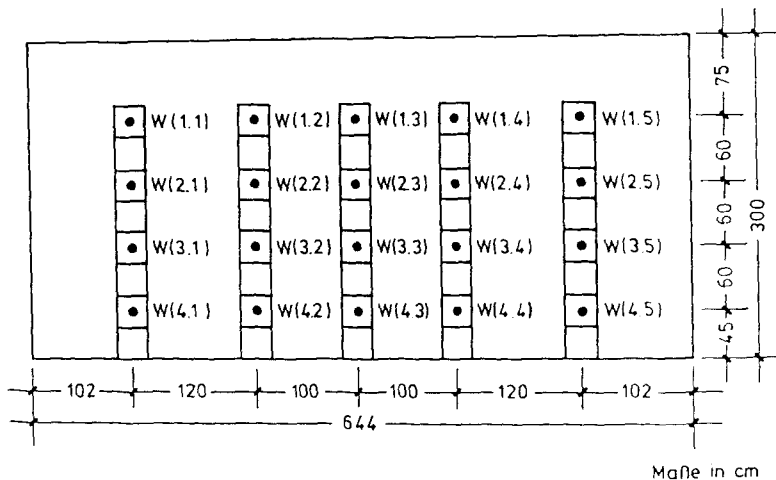


Abb. 28: Meßebenen der Versuchswände (Ansicht Brandrauminnenseite)

6. Wärmestromdichten

Neben der rechnerischen Ermittlung der in die Bauteile eintretenden Wärmestromdichten aus den gemessenen Temperaturprofilen im Bereich der Meßebenen sind auch Wärmestromdichtemeßgeräte eingesetzt worden. Diese sind weniger für einen Vergleich mit den in die Prüfkörper eintretenden Wärmeströmen vorgesehen worden als vielmehr zur Beurteilung der Wärmeströme in die Umfassungsbauteile, da bei den meisten Öfen die ofenabschließenden Fertigbauteile nicht durch einen Einbau von Thermoleitern beschädigt werden sollten.

Die Entscheidung für die Verwendung dieser wassergekühlten Geräte der Fa. Medtherm Corporation, Huntsville USA, fiel unter Berücksichtigung der Empfehlung der Arbeitsgemeinschaft der amtlichen Materialprüfämter (ABM) und der im internationalen Bereich aus Vergleichsgründen erfolgten Zunahme eines Einsatzes dieser Meßapparatur.

Die Geräte bestehen aus einem wassergekühltem Kupferröhrchen (Durchmesser $\varnothing = 2\text{cm}$, Dicke $d \approx 1,5\text{ cm}$), auf das ein Konstantanplättchen aufgeschweißt wurde (vgl. Abb. 29). Ihre Funktion basiert auf der Messung der Thermospannung (Cu-Konst.-Element) zwischen der wärmebeaufschlagten Oberfläche im Mittelpunkt des Konstantanplättchens und der gekühlten Außenwand des Kupferzylinders. Diese Temperaturdifferenz erlaubt wegen der bekannten Geometrie und Materialkennwerte des Konstantans mit Hilfe von Kalibriermessungen eine Aussage über den auf das Plättchen auftreffenden Wärmestrom.

Wegen der Kühlung des Kupferröhrchens erfolgt nur ein äußerst geringerer Anstieg der Oberflächentemperatur des Konstantanplättchens, so daß wegen des größeren Temperaturgefälles zu den wärmebeaufschlagten Körpern, Gasen mit diesen Geräten ein wesentlich höherer (maximaler) Wärmestrom im Vergleich zu den benachbarten Bauteilen gemessen wird.

Unter zusätzlicher Verwendung eines Saphir-Kodak-INTRAN2-Fensters vor dem Konstantanplättchen ($\epsilon \approx 0,92$) wird der auftreffende Wärmestrom um einen zu kalibrierenden Anteil konvektiver Belastung geschmälert, so daß mit Hilfe von Eichkurven ausschließlich der radiative Wärmestrom angegeben werden kann.

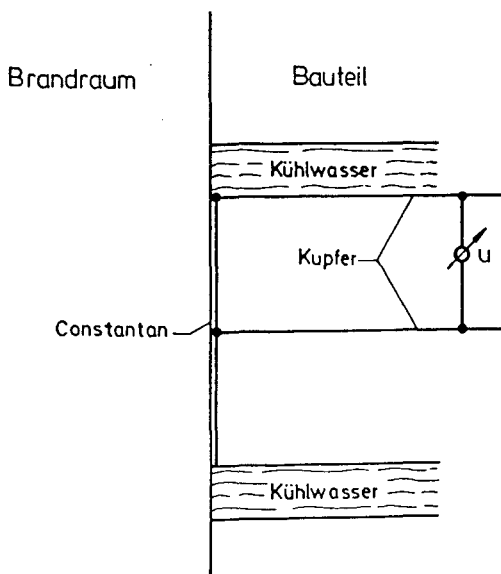


Abb. 29: Medtherm-Wärmestromdichtemeßgerät

7. Heißgas-Strömungsgeschwindigkeiten

Zur Messung der Gasgeschwindigkeiten vor den Versuchskörpern - sowie im Bereich von Abzügen - wurden in einer Entfernung von ca. 6cm bis 8cm vor der Bauteiloberfläche Strömungsmeßgeräte, sogenannte Bidirectional probes (/10/) eingesetzt. Diese Geräte sind eine robuste Variation des Prandtl'schen Staurohres und speziell für den Einsatz in heißen und rußigen Rauchgasen vom NIST (National Institute of Standards and Technology - USA) entwickelt worden, wo wegen der Rußbestandteile und der hohen Temperaturen Hitzdrahtanemometer, Staurohre oder Flügelradanemometer versagen würden.

Sie bestehen aus einem 50 mm langen Röhrchen mit 23 mm Innendurchmesser, das in 2 gleichgroße Kammern unterteilt ist (vgl. Abb. 30). Aus der gemessenen Druckdifferenz zwischen diesen Kammern wird mit Hilfe einer Eichkurve (in etwa: Staudruck $dp = 1/2 \cdot \rho \cdot v^2$) der Geschwindigkeitsbetrag einer Strömung mit Richtung innerhalb des 60° -Raumkegels um die Bidirectional-Längsrichtung bestimmt.

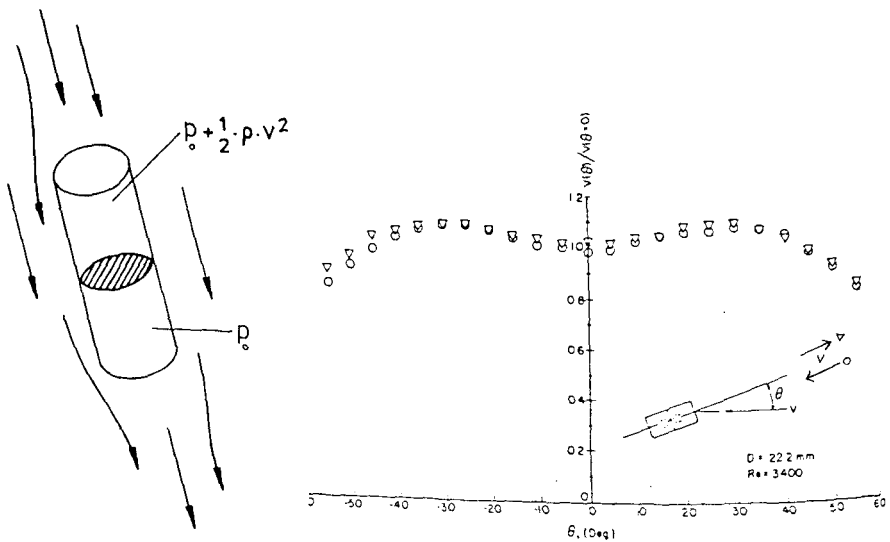


Abb. 30: Bidirectional probe und die Strömungswinkel-Abhängigkeit der zugeordneten Geschwindigkeit (aus /10/)

8. Heißgas-Zusammensetzung

Über dem Brandherd bzw. im Bereich der Heißgasabzüge wurde eine Gasanalyse hinsichtlich der Bestandteile Sauerstoff O_2 , Kohlendioxyd CO_2 , Kohlenmonoxyd CO und teilweise auch bzgl. Kohlenwasserstoffe C_nH_m vorgenommen.

Hierzu wurden Gasanalysegeräte der Firma Maihak (Unor 4N: CO_2 , Unor 6N: CO , Oxygor 6N: O_2) und J.U.M.-Engineering (C_nH_m) eingesetzt. Wegen der Meßprinzipien auf der Basis einer Untersuchung der Infrarot-Absorptionsbanden (CO_2 , CO) bzw. der relativen Permeabilitätszahl des angesaugten Meßgases (O_2) müssen die Gase - um Störeffekte auszuschließen - vor Eintritt in die Analysekammer getrocknet werden. Das bedeutet, daß sich das in Volumen-% angegebene Meßergebnis für die Messung der Komponenten CO_2 , CO und O_2 auf trockene Gase bezieht. Bei der Analyse der Kohlenwasserstoff-Komponenten mit einem Flammenionisationsdetektor dagegen zeigen Wasserbestandteile keine Störeinflüsse.

9. Ausgesandte Strahlungsenergien

Zur Ermittlung des Emissionsgrades der Bauteiloberflächen bzw. zur Analyse der durch Strahlung beaufschlagten Wärmestromdichte wurden Strahlungspyrometer (Bolometer) eingesetzt. Hier kamen 3 Geräte des Typs Gulton IN 2/9 und im zweiten Teil des Vorhabens 4 neu beschaffte Geräte Ultrakust Thermophil Infra 4474 zum Einsatz.

Diese visieren die Bauteiloberfläche z.T. durch die im Raum befindlichen Rauchgase hindurch an und ordnen der im Spektralbereich von $8\mu m$ bis $12\mu m$ (Gulton-Geräte) bzw. von $8\mu m$ bis $9\mu m$ (Ultrakust-Geräte) aufgenommenen Strahlungsenergie unter Zugrundelegung eines "Schwarzen Strahlers" ($\epsilon = 1$) eine Oberflächentemperatur zu.

In diesen Spektralbereichen sind Einflüsse von Kohlendioxyd und Wasserdampf i.w. ausgeschaltet.

10. Rauchdichte der Heißgase im Abzug

In den Versuchen Lore 1 bis Lore 9 wurde für die unterschiedlichen Brandgüter (Holz, Mischbrandgut, ETK-Ölbrandgut) der Transmissionsgrad der aus dem Brandraum abgezogenen Heißgase im Abgaskanal durch ein optisches Rauchdichtemeßgerät der Fa. Maurer untersucht.

Ausgehend von einer Wolfram-Glühbirne (Normlicht A mit $T_V = 2856 \text{ K}$ nach DIN 5033 Teil 7 /46/), deren Licht unter Verwendung entsprechender Spektralfilter der Augenempfindlichkeitskurve für Tagessehen angepaßt ist, wird ein paralleles Lichtbündel in Richtung eines in definiertem Abstand befindlichen Meßlichtempfängers ausgesandt. Eine großflächige Fotodiode in dem Empfänger (wiederholt mit vorgeseztem Spektralfiltersatz und langem Tubusvorbau zur Verhinderung von Seitenlichteinfall) fängt das um die von Gasen und Aerosolen absorbierten und gestreuten Anteile geminderte Licht auf.

Meßergebnis ist der Transmissionsgrad τ , der aus der momentan aufgefangenen zu der im Kalibrierzustand aufgenommenen Lichtenergie (als Integral bzgl. der betrachteten spektralen Intensitätsverteilung) gebildet wird.

Hieraus ist ersichtlich, daß dieses Meßsystem im Dunkeln eingesetzt werden muß, um störendes Fremdlicht von einem Einfall (durch Streuung) in den Licht-Empfänger abzuhalten.

11. Temperatur im Plattenthermometer

Seitenansicht

Rückansicht

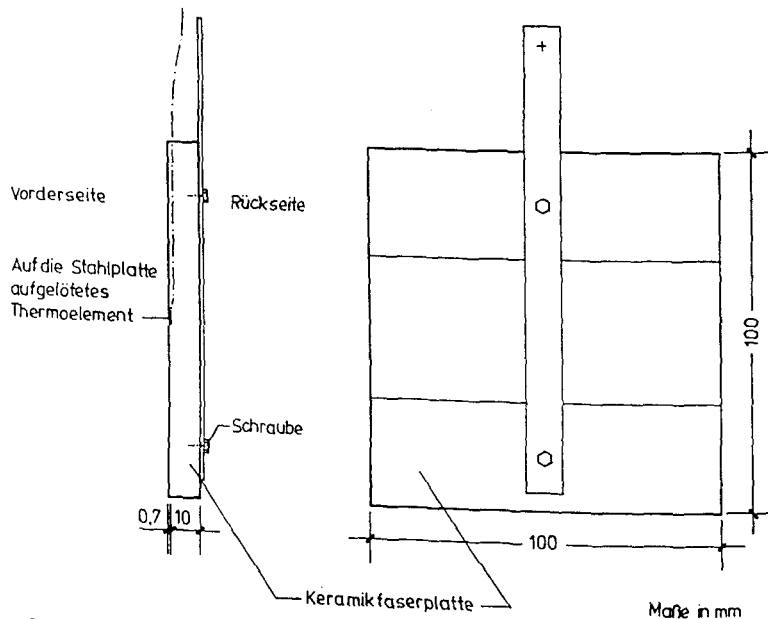


Abb. 31: Plattenthermometer (nach /43/)

Das von der schwedischen Statens Provningsanstalt mit dem Swedish National Testing Institute gemeinsam entwickelte "Plattenthermometer" (/43/) fand einen Einsatz bei der Lore-Versuchsserie.

Es handelt sich hierbei um eine verzunderungsfreie Stahlplatte von 10 cm x 10 cm Fläche und 0,7 mm Dicke, auf deren Rückseite mittig ein Ni-CrNi-Mantelthermoelement aufgelötet ist, thermisch geschützt durch eine 1 cm starke Keramikplatte (vgl. Abb. 31).

Dieses Plattenthermometer wurde entwickelt, um in verschiedenen Normbrandöfen unterschiedliche Strahlungseinflüsse auf ein zu prüfendes Bauteil bei der Ermittlung seiner Feuerwiderstandsdauer im Vergleich zu erkennen und möglicherweise zu gewichten.

12. Brandraumdruck

Es wurde der Brandraumdruck im oberen Bereich der jeweiligen Brandräume gemessen. Zumeist bewegte sich der Überdruck gegenüber Außendruck im Bereich von bis zu 2 Pa. Während der Lore-Versuche wurde zudem die Druckdifferenz zwischen Decke und Boden im Brandraum und in der benachbarten Gasabzugskammer gemessen.

III.4. Auswerteverfahren

III.4.1 Bestimmung der Wärmestromdichten in die Bauteile

Nicht nur der Brandraumtemperatur-Verlauf sondern auch die Wärmeübergangsbedingungen bestimmen den tatsächlich in das Bauteil eintretenden Wärmestrom und damit die Erwärmung des brandbelasteten Bauteils.

Dieser in das Bauteil eintretende Wärmestrom läßt sich nicht nur gemäß Kapitel II aus den Geschehnissen vor der Bauteiloberfläche bestimmen, sondern auch aus dem Verlauf des Temperaturprofils über der Bauteildicke bei Kenntnis der temperaturabhängigen Stoffgrößen c_p , λ und ζ rückschließen.

Die in das Bauteil eintretende Wärmestromdichte \dot{q} zerfällt über der Bauteiltiefe in zwei Komponenten (vgl. Abb. 1 und Abb. 32): in einen Anteil \dot{q}_{Sp} , der die einzelnen Bauteilsegmente erwärmt und als im Segment gespeicherte Energie anzusehen ist, und in einen zweiten Anteil \dot{q}_L , der durch das Temperaturgefälle im Bauteilinneren über dessen Tiefe zu dem nächsten Segment weitergeleitet wird. Es gilt an der Bauteiloberfläche:

$$\dot{q}_{St} + \dot{q}_K = \dot{q}|_{x=0} = (\dot{q}_{Sp} + \dot{q}_L)|_{x=0}. \quad (35)$$

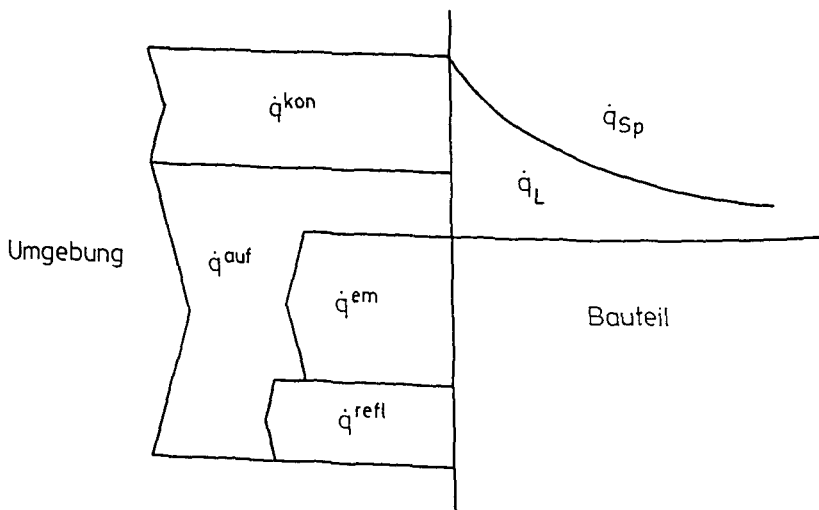


Abb. 32: Wärmeströme in dem Bauteil

Im Inneren des von Wärmequellen- und -senken freien Körpers wird die Erwärmung durch die Fourier'sche Differentialgleichung der Wärmeleitung wiedergegeben:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{c_p \cdot \rho} \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (\text{eindimensional}). \quad (36)$$

Sind nun an den Versuchskörpern bei einer Zeitschrittweite von Δt die oberflächennahen Bauteilinnentemperaturen in den Tiefen x_1 und x_2 sowie eventuell auch die Oberflächentemperatur bei x_0 gemessen worden, so kann die längs der Flächennormalen eintretende Wärmestromdichte \dot{q} als Summe der hinter der Oberfläche weitergeleiteten und der bis zu dieser Stelle gespeicherten Wärmestromdichte näherungsweise bestimmt werden (vgl. Abb. 33).

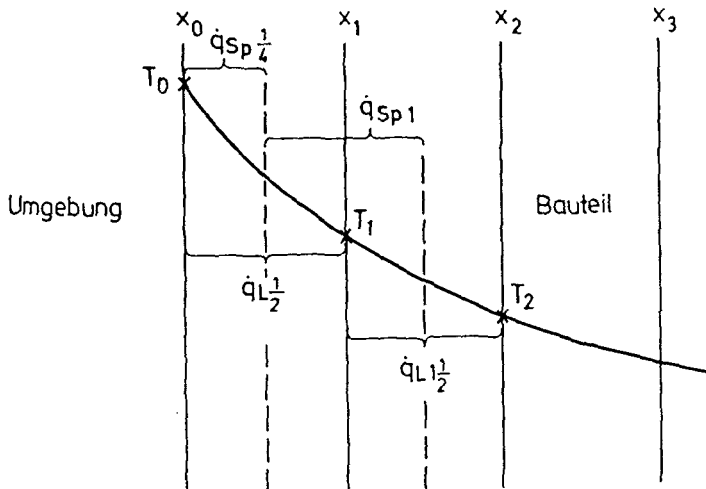


Abb. 33: Erwärmung des Bauteils unter Betrachtung einzelner Segmente

Die Übereinstimmung des errechneten Wertes mit dem tatsächlichen ist dabei umso größer, je dichter diese betrachtete Stelle unter der Oberfläche des Bauteils liegt. Für eine Tiefe von $(x_1+x_2)/2$ ergibt sich \dot{q} zu

$$\dot{q} = \dot{q}_{sp1/4} + \dot{q}_{L1/2}, \quad (37)$$

was zum Zeitpunkt i mit einer zeitlichen Mittelung über den Zeitraum $2 \cdot \Delta t$ dem Wert

$$\dot{q}^i = c_p \cdot \varrho \cdot \frac{x_1 - x_0}{2} \cdot \frac{T_1/4^{i+1} - T_1/4^{i-1}}{2t} + \lambda \cdot \frac{T_0^i - T_1^i}{x_1 - x_0} \approx$$

$$\frac{c_p \cdot \varrho \cdot (x_1 - x_0)}{4 \cdot \Delta t} \cdot \left(\frac{3}{4} (T_0^{i+1} - T_0^{i-1}) + \frac{1}{4} (T_1^{i+1} - T_1^{i-1}) \right) + \frac{\lambda}{x_1 - x_0} (T_0^i - T_1^i) \quad (38)$$

entspricht. Die oberen Indices des Temperatur-Symbols bezeichnen hierbei den Zeitschritt, die unteren die Tiefe der Meßstelle unter der Bauteiloberfläche.

Ist der zeitliche Verlauf der Oberflächentemperatur unbekannt, so kann man diesen entsprechend dem obigen Ansatz aus den Temperaturwerten der ersten und zweiten Bauteiltiefe nach

$$\dot{q}_{L\frac{1}{2}} = \dot{q}_{Sp1} + \dot{q}_{L1\frac{1}{2}} \quad (39)$$

zu

$$T_0^i = \frac{c_p \cdot \varrho}{\lambda} \cdot \frac{(x_2 - x_0)(x_1 - x_0)}{4 \cdot \Delta t} \cdot (T_1^{i+1} - T_1^{i-1}) + \frac{(x_1 - x_0)}{(x_2 - x_1)} (T_1^i - T_2^i) + T_1^i \quad (40)$$

herleiten.

Hierfür wurde eine Anzahl vereinfachender Annahmen getroffen:

- Die vor und innerhalb des Bauteils auftretenden Wärmeströme seien entlang der Flächennormalen gerichtet (eindimensionaler Fall)
- Der Temperaturgradient eines jeden Volumensegmentes ΔV sei über der Tiefe Δx konstant
- In jedem Zeitintervall Δt seien die Vorgänge quasistationär.

Aus meßtechnischen Gründen können diese Auswertungen nicht auf die Stahlstützen angewendet werden.

III.4.2 Ermittlung der Wärmeübergangskoeffizienten

Setzt man den von innerhalb und von außerhalb des Bauteils ermittelten Wärmestrom gleich, so ist eine Möglichkeit gegeben, den Wärmeübergangskoeffizienten aus gemessenen Größen zu bestimmen.

Hierin liegt allerdings eine Problematik insofern, als die eintretenden Wärmestromdichten bei der Ermittlung eines Wärmeübergangskoeffizienten auf eine ursächliche Temperaturdifferenz zu beziehen sind.

Gemäß der Ausführungen unter II kann es eine solche Temperaturdifferenz gar nicht geben; denn es ist einsichtig, daß i.d.R. das den konvektiven Wärmestrom verursachende Temperaturgefälle (bestehend

aus der Differenz der relativ dicht vor der Oberfläche gemessenen Gastemperatur und der Oberflächentemperatur) ein anderes ist, als die einen radiativen Wärmestrom bewirkenden Temperaturdifferenzen.

Hier muß sogar von einem überlagerten Zusammenwirken mehrerer - durch Emissionsgrad und Austauschzahl gewichteter - beim Strahlungsaustausch wirksamer Temperaturen ausgegangen werden, welche als Differenz zur Oberflächentemperatur für die Bildung des radiativen Wärmeübergangskoeffizienten zu berücksichtigen wären.

Selbst, wenn für den Strahlungsaustausch mit den umgebenden Körpern eine stellvertretende Temperatur T_{St} definiert würde gemäß

$$\text{Fakt}_{St} \cdot (T_{St}^4 - T_O^4) = \Sigma (\varphi_{O_i} \cdot (\epsilon_i \cdot T_i^4 - T_O^4)), \quad (41)$$

(hier ohne Berücksichtigung der Gasstrahlung), so muß dennoch davon ausgegangen werden, daß diese Temperatur nicht identisch ist mit der für den konvektiven Wärmeübergang relevanten Temperatur.

In Verwendung der unter II.2 dargestellten Näherungen für Gase mit einem relativ hohen ϵ (≈ 1) soll hier ein Strahlungsaustausch ausschließlich mit den das betrachtete Bauteil umgebenden Heißgasen angenommen werden. Dadurch ist es überhaupt erst möglich, ein gemeinsam für Konvektion und Radiation verantwortliches α als Summe aus den Einzelkomponenten anzugeben.

Wegen der Stabilisierung des Grenzschicht-Temperaturverlaufes innerhalb einer Gasschichtdicke von 10 cm vor dem Bauteil und wegen der für die Bauteilprüfungen zur Feuerwiderstandsdauer vorgeschriebenen Messung der Gastemperaturen - als Kontrollgröße zur Steuerung des ETK-Verlaufes - in 10 cm Abstand von der Prüfkörperoberfläche (/44/), ist auch hier die Entscheidung getroffen worden, zur Ermittlung von Wärmeübergangskoeffizienten die eintretenden Wärmeströme auf die Temperaturdifferenz zwischen der gemessenen Gastemperatur 10 cm vor der Oberfläche und der Oberflächentemperatur zu beziehen.

Die in IV diskutierten Wärmeübergangskoeffizienten stellen also eine bezogene Größe dar. Daher sind oftmals zum Vergleich auch die gemessenen Wärmestromdichten angegeben. Konsequenzen aus dieser Relativität der Wärmeübergangskoeffizienten werden unter V.1.1 behandelt.

III.4.3 Trennung in radiative und konvektive Wärmeströme

Um eine Trennung der ermittelten Wärmestromdichten nach radiativen und konvektiven Anteilen vorzunehmen, sind die Wärmeübertragungsverhältnisse vor dem Prüfkörper zu untersuchen.

Für die Beschreibung der Wärmeübertragung durch elektromagnetische Strahlung müßten nach Kapitel II.2. die Temperaturen und die temperaturabhängigen Emissionsgrade sämtlicher mit dem betreffenden Bauteil in Austausch stehender Körper (einschließlich strahlender Gase) sowie die Temperatur und der temperaturabhängige Emissionsgrad des betreffenden Körpers selbst bekannt sein und unter Berücksichtigung der Einstrahlzahlen zu einem komplexen Gleichungssystem zusammengefügt werden (vgl. II.2).

Mit Hilfe der eingesetzten Strahlungs-pyrometer aber läßt sich der Aufwand zur Ermittlung der durch Wärmestrahlung verursachten Bauteilerwärmung erheblich vereinfachen.

Die verwendeten Strahlungs-pyrometer geben mit der angezeigten Temperatur T_{PY} die zu der im wirksamen Spektralbereich tatsächlich von ihnen aufgenommenen Strahlungsenergie gehörende Oberflächentemperatur eines "Schwarzen Strahlers" an (vgl. III.3.9), d.h. die Einflüsse der durch das Pyrometer selbst emittierten und reflektierten Strahlung werden eliminiert:

$$\dot{q}^{PY}_{in} = 1 \cdot \sigma \cdot T_{PY}^4. \quad (42)$$

Da der von den Strahlungsbolometern berücksichtigte Spektralbereich (vgl. III.3.9) außerhalb der Absorptionsbanden von Wasserdampf und von CO_2 liegt, ist - im Falle, daß die Gase vergleichsweise rußfrei sind und das anvisierte Bauteil als grauer Strahler zu anzusehen ist, - die vom Pyrometer aufgenommene Energiestromdichte mit der durch das anvisierte Bauteil ausgesandten Energiestromdichte gleichzusetzen:

$$\dot{q}^{weg} = \dot{q}^{PY}_{in}. \quad (43)$$

Gleichwohl läßt sich die von der Bauteiloberfläche ausgehende Strahlung zu

$$\dot{q}^{weg} = (1-\epsilon) \cdot \dot{q}^{auf} + \epsilon \cdot \sigma \cdot T_0^4 \quad (44)$$

angeben. Faßt man nun diese Gleichungen (42) bis (44) zusammen und

löst nach der auf das Bauteil auftreffenden Wärmestromdichte auf, so kann man, ohne die tatsächlichen Strahlungsverhältnisse (hinsichtlich Temperaturen, Emissionsgraden und geometrischer Anordnung der umgebenden Strahler) zu kennen (vgl. Gl. 18), die eintretende radiative Wärmestromdichte nach Gl. 17 zu

$$\begin{aligned}\dot{q}_{\text{St}} &= \epsilon \cdot \dot{q}_{\text{auf}} - \sigma \cdot \epsilon \cdot T_0^4 = \\ &= \epsilon \cdot \frac{\sigma}{1-\epsilon} \cdot (T_{\text{Py}}^4 - \epsilon \cdot T_0^4) - \sigma \cdot \epsilon \cdot T_0^4 = \\ &= \sigma \cdot \epsilon / (1-\epsilon) * (T_{\text{Py}}^4 - T_0^4)\end{aligned}\quad (45)$$

angeben.

Sind die Heißgase mit Ruß- oder Aschepartikeln versetzt, so stellen sich diese Zusammenhänge etwas verändert dar.

Es kann versucht werden unter Zuhilfenahme des gemessenen Transmissionsgrades τ , die Transmissionsverluste und die Emissionsgewinne der von den Strahlungs-pyrometern aufgefangenen Strahlung auf ihrem Wege durch die Rauchgase abschätzen.

Der Transmissionsgrad τ bezeichnet dabei das Verhältnis von aufgefangener zu ausgesandter Strahlungsintensität (als Integral der spektralen Wolfram-Glühbirnen-Intensitätsverteilung (bei $T_V = 2856 \text{ K} / 46/$) über dem sichtbaren Spektralbereich).

Ignoriert man (wegen der komplexen Zusammenhänge) die spektrale Wellenlängenabhängigkeit der vom Rauchdichtemeßgerät berücksichtigten Strahlung, indem man das die Strahlungsintensität schwächende Gas als grauen Strahler ansieht, so bezeichnet $\tau(d)$ mit der Strahlungsweglänge d zwischen Lichtgeber und -empfänger

$$\tau(d) = I(d)/I_0 = e^{-a \cdot d}.\quad (46)$$

Auf dem Wege l vom Bauteil bis zum Strahlungs-pyrometer sind die Transmissionsverluste (wegen des als grauen Strahler angenommenen Gases auch für den Spektralbereich des Pyrometers $8 \mu\text{m} - 12 \mu\text{m}$) folglich mit

$$\tau(l) = e^{-a \cdot l} = \tau(d)^{l/d}\quad (47)$$

einzuschätzen. Die von den Gasen zusätzlich emittierte Strahlung kann durch

$$\dot{q}_{\text{G}}(l) = (1 - \tau(d)^{l/d}) \cdot \sigma \cdot T_{\text{G}}^4\quad (48)$$

berücksichtigt werden.

Damit wäre die radiative Wärmestromdichte zu

$$\begin{aligned} \dot{q}_{\text{St}} &\approx \sigma \cdot \epsilon / (1 - \epsilon) * ((T_{\text{Py}}^4 - T_{\text{G}}^4) \cdot \tau^{-1/d} + T_{\text{G}}^4 - T_{\text{O}}^4) = \\ &\sigma \cdot \epsilon / (1 - \epsilon) * (T_{\text{Py}}^4 / \tau^{1/d} - T_{\text{O}}^4 - (1 - \tau^{1/d}) / \tau^{1/d} \cdot T_{\text{G}}^4) \quad (49) \end{aligned}$$

zu ermitteln.

Auswertungsversuche in diese Richtung zeigten unbrauchbare Resultate, weshalb die Berücksichtigung des ohnehin nur z.T. gemessenen Transmissionsgrades entsprechend Gl. 49 wieder verworfen wurde und die in Kapitel IV dargestellten radiativen Wärmestromdichten nach Gl. 45 ermittelt wurden.

Eine Begründung für die wenig brauchbaren Ergebnisse liegt vermutlich außer in der Vernachlässigung der Wellenlängenabhängigkeit bei Transmission und Emission auch in der zusammengefaßten Behandlung von Streuung und Absorption. Es ist zu bedenken, daß die durch Streuung und Absorption auf dem Transmissionswege herausgefilterten Strahlungsanteile durch die in Richtung des Wärmestrahls eingestreuten Energien der von anderen Körpern ausgehenden und auf die Aërosole treffenden Strahlung sowie durch die von den Rauchgasen emittierte Strahlung quasi ersetzt werden (vgl. Abb. 34).

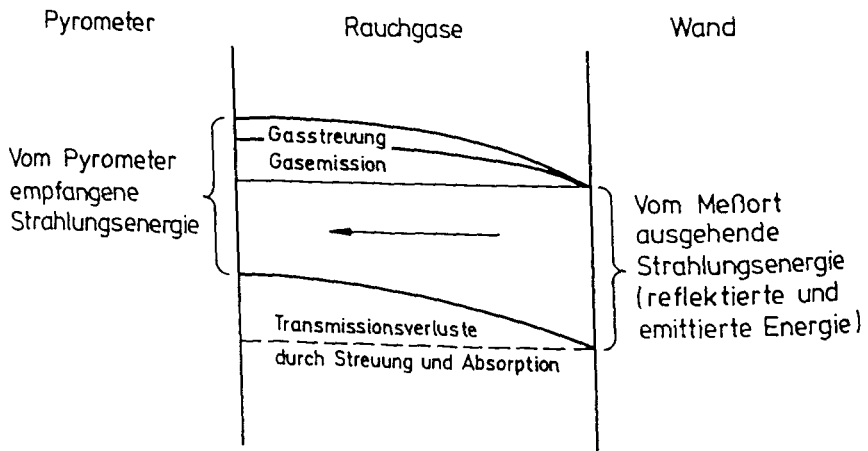


Abb. 34: Schema der Strahlungsenergie-Zunahmen und -Abnahmen für einen Strahlungsweg zwischen Bauteil und Pyrometer durch verbrauchte Rauchgase

Zwar sind die emittierten Anteile wegen der höheren Heißgastemperatur im Vergleich zur Oberflächentemperatur des anvisierten Körpers höher zu bewerten als die vom Gas absorbierten Anteile, andererseits aber werden die aus dem Gas selber und aus der Flammenstrahlung 'eingestreuten' Energien größer sein als die aus dem zwischen Bauteil und Pyrometer verlaufenden Strahlengang 'herausgestreuten' Energien.

Der aus den Rauchdichtemessungen ermittelte Transmissionsgrad der Heißgase läßt keine Aufteilung in absorbierte und gestreute Anteile zu, da die Intensität der durch Streuung abgelenkten Strahlungsenergie nicht durch zusätzliche Strahlungsempfänger in anderen Raumwinkeln (bzgl. des Lichtstrahls) gemessen wird. Wegen der Ausschaltung von Fremdlicht werden reine Transmissions'verluste' (durch Absorption und Streuung) ohne Transmissions'gewinne' (durch Streuung) erfaßt.

Dieses erklärt, warum die Auswertung nach Gl. 45 zu vergleichsweise brauchbaren Resultaten führt. Insgesamt ist zu sagen, daß wegen des Temperatureinflusses auf den radiativen Wärmestrom gemäß der 4. Potenz der Absoluttemperaturen [K] kleine Unterschiede zwischen in der Rechnung verwendeten Temperaturen zu tatsächlich erwärmungsrelevanten Temperaturen große Auswirkungen zeigen.

Weiterhin bestehen Fehlereinflüsse entsprechend der Überlegungen in Kapitel III.4.4.

In jedem Fall müssen für die Ermittlung des radiativen Wärmestroms die temperaturabhängigen Emissionsgrade der anvisierten Bauteile bekannt sein.

Eine Zusammenfassung von Gl. 31 und Gl. 45 ermöglicht eine Darstellung von ϵ gemäß

$$\epsilon = \frac{T_G^4 - T_{Py}^4}{T_G^4 - T_{Py}^4 + 1/\epsilon_G \cdot (T_{Py}^4 - T_O^4)}. \quad (50)$$

Für relativ rußige Rauchgase mit $\epsilon_G \approx 1$ folgt (auch aus den Gl. 32 und Gl. 45)

$$\epsilon = \frac{T_G^4 - T_{Py}^4}{T_G^4 - T_O^4}. \quad (51)$$

Da nur in den Versuchen LORE 1 bis LORE 9 Rauchdichten gemessen wurden und da die hieraus resultierenden Emissionsgrade der Rauchgase ϵ_G schon sehr rasch sehr hohe Werte erreichen (vgl. IV.2.2.1b) - unabhängig von dem hier verbrannten Brandgut -, wurde im folgenden generell mit Gl. 51 gerechnet.

Auswirkungen aus der Verwendung von Gl. 51 anstelle von Gl. 50 auf die ermittelten radiativen Wärmestromdichten bestehen in einem um den Faktor ϵ_G zu hohen Wert; denn aus Gl. 51 eingesetzt in Gl. 32 folgt

$$\dot{q}_{St} = \sigma \cdot (T_G^4 - T_{Py}^4), \quad (52)$$

aus Gl. 50 und Gl. 31 folgt

$$\dot{q}_{St} = \sigma \cdot \epsilon_G \cdot (T_G^4 - T_{Py}^4). \quad (53)$$

Nun läßt sich mit Hilfe der radiativen Wärmestromdichte \dot{q}_{St} der radiative Wärmeübergangskoeffizient α_{St} bestimmen:

$$\alpha_{St} = \dot{q}_{St} / (T_G - T_O). \quad (54)$$

Aus der gesamten Wärmestromdichte \dot{q}_{ges} folgt die konvektive Wärmestromdichte und der konvektive Wärmeübergangskoeffizient α_K zu:

$$\dot{q}_K = \dot{q}_{ges} - \dot{q}_{St} \quad (55)$$

$$\alpha_K = \dot{q}_K / (T_G - T_O). \quad (56)$$

Überdies ließe sich α_K auch auf dem unter II.1. dargestellten Weg mit Hilfe der gemessenen Strömungsgeschwindigkeiten vor dem Prüfkörper herleiten. Hier bereiten zwei Probleme Schwierigkeiten bei der Interpretation der Meßergebnisse: die Strömungen sind erkennbar sehr turbulent, so daß die Meßkurve zwar starke Schwankungen bei dennoch vermutlich gedämpften Werten (wegen der zyklischen Abfrage nur 1 Meßwert pro 1,5 Min) aufweist; zum anderen ist die im Einzelfall gültige Anströmlänge (vgl. II.1) schwer zu benennen.

Weitere Aufschlüsse über die radiative Belastung des Bauteiles mit Strahlungsenergie könnte das Plattenthermometer (vgl. III.3.11) geben. Es wurde ausschließlich bei den Versuchen im Deckenprüfstand b) eingesetzt. Dort wurde es vor der Prüfwand in Höhe der zweiten Meßebebene ca. 7cm vor der Prüfwand mit 'Blick' in den Brandraum installiert.

Hier wäre zu untersuchen, ob sich unterschiedliche Strahlungseinflüsse der Rauchgase bei Variation der Brandgüter oder bei Variation der Strömungsverhältnisse vor der Versuchswand (vgl. LORE 1 bis LORE 9) auf die Plattenthermometer-Temperatur im Vergleich zur gemessenen oder berechneten Bauteiloberflächentemperatur bemerkbar machen.

III.4.4 Strahlungseigenschaften der Brandräume

Für die Verwendung der Pyrometer-Meßergebnisse ist zu bedenken, daß die Strahlungs-pyrometer das Bauteil von außerhalb des Brandraumes durch kleine Öffnungen hindurch anvisieren. Ein Ofen mit einer einheitlichen Innentemperatur und einer einzigen kleinen Öffnung stellt gewissermaßen einen "Hohlraumstrahler" dar, für den - wie für den idealisierten "Schwarzen Strahler" - ein Emissionsgrad $\epsilon \approx 1$ gilt.

Je kleiner also die verwendeten Pyrometergucklöcher und je einheitlicher die Innenoberflächen- und Heißgastemperaturen sind, desto weniger wird es gelingen, mit den aus den Pyrometermessungen nach III.4.3 berechneten ϵ -Werten die Emissionsgrade der anvisierten Bauteile zu ermitteln. Die berechneten ϵ -Werte fallen zu hoch aus.

Aus diesen Überlegungen heraus könnte versucht werden, unter Verwendung der für den Hohlraumstrahler gültigen Zusammenhänge aus dem effektiven Emissionsgrad

$$\epsilon_{\text{eff}} = T_{\text{Py}}^4 / T_0^4 \quad (57)$$

auf den Emissionsgrad der Bauteiloberfläche zu schließen (vgl. Abb. 35).

So gilt z.B. für die Hohlraumkugel

$$\epsilon_{\text{eff}} = \epsilon / (\epsilon + F'/F \cdot (1-\epsilon)). \quad (58)$$

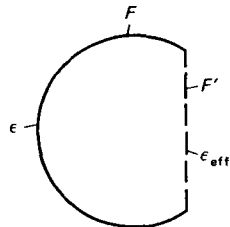


Bild 13.
Effektiver Emissionsgrad einer
Hohlkugel.

Abb. 35: Zur Definition eines effektiven Emissionsgrades - hier für die Hohlraumkugel (aus /42/)

Folglich ließe sich (für einen gasfreien Raum mit homogener Oberflächentemperatur und homogenen Emissionseigenschaften) der gemessene effektive Emissionsgrad auf den Emissionsgrad der anvisierten Oberfläche gemäß

$$\epsilon = \frac{\epsilon_{\text{eff}} F'/F}{1 + \epsilon_{\text{eff}} F'/F - \epsilon_{\text{eff}}} \quad (59)$$

zurückführen.

III.4.5 Vergleichende Bewertung der natürlichen Brände

So wie für die Normbrand-Versuche in den einzelnen Öfen eine Vergleichbarkeit durch den immer gleichen genormten Temperatur-Zeit-Verlauf (hier 60 Minuten nach ETK) gegeben ist, sollte auch den unterschiedlichen natürlichen Bränden eine den Brand gewichtende Größe zuzuschreiben sein, um mit Bezug auf diese eine vergleichende Beurteilung der einzelnen gemessenen Wärmeübergangskennwerte vornehmen zu können.

Hierfür bietet sich ein Bezug auf den standardisierten Normbrand an.

Es wird nach einer den natürlichen Brand charakterisierenden Größe gesucht, die an den thermisch belasteten Bauteilen zu vergleichbaren Beeinträchtigungen führt, wie sie unter ETK-Belastung bestimmter Dauer zu erwarten wären.

Hier hat man sich auf ein Bauteil-Temperatur-Kriterium verständigt, derart, daß die während des natürlichen Brandes in einem Bauteil gemessene maximale Temperaturerhöhung im Vergleich zu dem Temperatur-Zeit-Verlauf, welcher an gleicher Stelle (Bauteil, Bauteiltiefe) während einer ETK-Normbrandbelastung gemessen würde, zur Bestimmung der äquivalenten (Norm)Branddauer $t_{\text{äq}}$ führt (/47/ und Abb. 25). Dabei findet der zeitlichen Verlauf dieser Temperaturerhöhung und die Dauer bis zum Erreichen der Maximaltemperatur keine Berücksichtigung.

Da die thermische Belastung - schon aufgrund der Inhomogenität der Raumtemperaturverteilung beim natürlichen Brand im Vergleich zum Normbrand - für jede Stelle und jedes Bauteil unterschiedlich ausfallen wird, bezieht man sich (in DIN 18 230 /47/ bei der Ermittlung von Bewertungsfaktoren für den Einfluß unterschiedlicher Brandgüter auf den natürlichen Brandablauf) auf die in einem genormten Bauteil

und an definiertem Ort gemessenen Temperaturen: Hiermit ist das unter III.3.2 vorgestellte Vergleichselement gemeint, angebracht an der Brandraumdecke über dem Brandherd, wo mit einer vergleichsweise hohen thermischen Belastung zu rechnen ist.

Diese Stahlplatte hat im Vergleich zu anderen Körpern den Vorzug, aus einem isotropen Material zu bestehen, das kaum Feuchtigkeit aufnimmt und dessen Erwärmungsvorgänge reversibel sind, so daß dieselbe Platte nahezu unbegrenzt oft einsetzbar ist.

In der Vornorm DIN 18 230 wird versucht, für größere "Brandbekämpfungsabschnitte" (z.B. Industriebauten) ausgehend von den vorhandenen möglichen Brandlasten und den Gebäudegegebenheiten (Geometrie, Ventilationsöffnungen) auf die Größenordnung eines eventuell eintretenden Schadensfeuers (Bewertungsgröße $t_{\dot{a}q}$) zu schließen, um hieraus die erforderliche Feuerwiderstandsdauer der Umfassungs- und tragenden Bauteile abzuleiten. Damit wird eine Verknüpfung zwischen Bauteilbewertungen aus Normprüfungen und Bauteilbelastbarkeit in Falle eines natürlichen Brandes vorgenommen.

Im einzelnen ist die "rechnerische Brandbelastung \dot{q}_R " zu ermitteln:

$$\dot{q}_R = \frac{\sum (M_i \cdot H_{ui} \cdot m_i \cdot \psi_i)}{A}, \quad (60)$$

wobei die maximal freiwerdende Energie $M_i \cdot H_{ui}$ auf die Grundfläche des Brandbekämpfungsabschnittes bezogen wird, bewertet durch den Kombinationsbeiwert ψ_i und den Abbrandfaktor m_i ("m-Faktor"), welche unter Einschätzung von Verpackung, Anordnung und Art der Brandlast den wahrscheinlichsten zeitlichen Abbrandverlauf berücksichtigen sollen. Die Höhe des Brandbekämpfungsabschnittes geht in diese Abschätzung nicht ein!

Die äquivalente Branddauer folgt nun aus:

$$t_{\dot{a}q} = \dot{q}_R \cdot c \cdot w. \quad (61)$$

Dabei steht der Umrechnungsfaktor c für die Energieverluste durch die Umfassungsbauteile in Abhängigkeit von der Wärmeeindringzahl; der Wärmeabzugsfaktor w soll die Zuluftbedingungen unter Beachtung von Abmessungen und Anordnungen der Ventilationsöffnungen einschätzen.

Wenngleich diese Berechnungsvorschriften nur für größere und frei ventilierte Brandabschnitte gedacht sind, so soll doch versucht wer-

den, sie auf die hier durchgeführten 'natürlichen' Brände anzuwenden und die auf diesem Wege ermittelten äquivalenten Branddauern mit denen aus der Temperaturmessung im Vergleichselement zu vergleichen.

Die für die verwendeten Brandräume und Brandlasten maßgeblichen Faktoren und die resultierenden äquivalenten Branddauern sind der Tabelle in Abb. 36 zu entnehmen. Der Kombinationsbeiwert beträgt in allen Fällen $\Psi = 1$. Der Ventilationsfaktor w muß - wegen der Zwangsbelüftung - fehlerbehaftet sein, so daß Versuche gleicher Ventilationsbedingungen um einen identischen Faktor fehlbewertet sein könnten.

n: H _y : Brandgut:	1 4,8 kWh/kg Holz	0,5 12,2kWh/kg PE-Formteil	0,8 12,2kWh/kg PE-Granulat	w	c	A	t _{äq}
Versuch							
01,2,3,5	320 kg			0,5	0,2	12,96m ²	11,85
04	460 kg		17,04				
T1	320 kg		12,54				
T2	160 kg	50 kg	10,25				
T3		101 kg	8,05				
L1	640 kg		3,2	0,2		29,32m ²	67,06
L3	320 kg						33,53
L2	160 kg	61 kg					24,89
L4		122 kg					16,24
LORE 3,7,11,15	400 kg		1,5			0,2	25,76m ²
LORE 1,6,10,14	200 kg				11,18		
LORE 4,8,12,16	200 kg	79 kg			16,79		
LORE 2	100 kg	40 kg			8,43		

Abb. 36: Äquivalente Branddauer - entsprechend DIN 18230 (/47/)

Da die Höhe des Brandbekämpfungsabschnittes in die Bewertung nach DIN 18 230 nicht eingeht, stellt Abb. 37 im Vergleich zu Abb. 36 die insgesamt freiwerdenden Brandenergien über der gesamten Umfassungsoberfläche und dem Brandraumvolumen dar.

Auch andere Größen könnten sich zur Bewertung der Wirkung natürlicher Brände eignen, so z.B.:

- die maximale Energiefreisetzungsrate
 - die maximal erreichte Heißgasatemperatur
 - die maximal in das Bauteil eintretende Wärmestromdichte
 - die insgesamt in das Bauteil eintretende Wärme
 - ...
- (bzgl. der Raumgeometrie)
- } (bzgl. des Bauteilmaterials)

Dabei ist zu bedenken, daß der zeitliche Verlauf bei den integrierten Größen gewiß eher Beachtung findet als bei einem Vergleich von Maximalwerten.

Raumgeometrie	Brandgut	Versuch	freisetzbare Gesamtenergie $\Sigma M H_{0j}$ [GJ]	bewertete Gesamtenergie $\Sigma M H_{0j}$ [GJ]	Grundfl.spez. Gesamtenergie $\Sigma M H_{0j} / A$ [MJ/m ²]	rechnerische Brandbelastung $\Sigma M H_{0j} / A$ [MJ/m ²]	Volum.spez. Gesamtenergie $\Sigma M H_{0j} / V$ [MJ/m ³]	Enfassfl.spez. Gesamtenergie $\Sigma M H_{0j} / A$ [MJ/m ²]
Stütze a) 3,6m x 3,6m x 5,08m	320 kg Holz	O5	5,53	5,53	427	427	84	56
Stütze b) 3,6m x 3,6m x 3,08m	320 kg Holz	O1,O2,O3	5,53	5,53	427	427	139	79
	460 kg Holz	O4	7,95	7,95	613	613	199	113
Tresor 3,5m x 3,5m x 2,58m	320 kg Holz	T1	5,53	5,53	451	451	175	91
	160 kg Holz + 50 kg PE Granulat	T2	4,96	4,52	405	369	157	82
	101 kg PE Gran.	T3	4,44	3,55	362	290	140	73
Decke a) 7,33m x 4m x 2,43m	640 kg Holz	L1	11,06	11,06	377	377	155	97
	320 kg Holz	L3	5,53	5,53	189	189	78	49
	160 kg Holz + 61 kg PE Formteile	L2	5,44	4,10	186	140	76	48
	122 kg PE Forat.	L4	5,36	2,68	183	91	75	47
Decke b) 6,44m x 4m x 3,04m	400 kg Holz	LORE 3,7,11,15	6,91	6,91	270	270	88	60
	200 kg Holz	LORE 1,6,10,14	3,46	3,46	135	135	44	30
	200 kg Holz + 79 kg PE Forat.	LORE 4,8,12,16	6,93	5,19	271	203	88	60
	100 kg Holz + 40 kg PE Forat.	LORE 2	3,47	2,60	135	102	44	30

Abb. 37: Bewertete Brandenergien der Versuche mit natürlichem Brandgut

IV. Versuchsdurchführung und Meßergebnisse

IV.1. Erste kritische Beurteilung der Versuchsergebnisse

Die Brandversuche verliefen im wesentlichen erwartungsgemäß. Den Auswertungen sollen Probleme und Einschränkungen im Bereich von Meßtechnik und Auswertung vorangestellt werden.

IV.1.1 Einschränkungen bzgl. des Versuchsprogramms

Abweichungen gegenüber dem im Forschungsantrag vorgestellten Versuchsprogramm bestehen in einer Wiederholung der Versuche 07 (Versuch 08) und 09 (Versuche 010, 011) (vgl. Abb. 9). Dies war wegen Problemen bei der Datenaufzeichnung erforderlich geworden.

Aufgrund der Brandheftigkeit des Versuchs L1 sind die folgenden Versuche im Deckenprüfstand mit reduzierter Brandlast durchgeführt worden. Der Versuch L1 wurde mit halber Brandlast wiederholt (zusätzlicher Versuch L3).

Ebenfalls ein sehr intensives Brandgeschehen zeigten die Versuche L4 und O4. In diesen drei Bränden (L1, L4, O4) sind die Steuerung von Zuluft und Druck außer Kontrolle geraten, d.h. trotz der maximal möglichen Zulufteinspeisung verliefen die Brände z.T. nicht mehr brandlast-, sondern ventilationsgesteuert. Es ergaben sich dabei Raum- und Oberflächentemperaturen von über 1100 °C, was der Auslegungsgrenze der Mehrzahl der eingesetzten Meßinstrumente entspricht. Auch die aus Undichtigkeitsstellen des Brandraumes herausschlagenden Flammen gefährdeten die außenstehende Meßtechnik (Strahlungspyrometer, Vielstellenmeßanlage).

In Konsequenz stellen sich die Versuche 07, 09, 011 (wegen Mängeln bei der Datenaufzeichnung) und O4 (hinsichtlich Bauteilinnentemperaturen) als kaum auswertbar dar.

IV.1.2 Zum Erwärmungsverhalten der Bauteile

Entsprechend dem Fortsetzungsantrag des Forschungsvorhabens vom 11. Mai 1989 sind zur Minimierung der Kosten die in den Lore-Versuchen eingesetzten Prüfkörper mehrfach verwendet worden. Sie wurden daher unter Berücksichtigung einer Zunahme von thermischer oder chemisch-aggressiver Belastung in der Versuchs-Abfolge Holz-, doppelte Holz-, Mischbrandlast und ETK dem Feuer ausgesetzt.

Dennoch resultieren aus der Mehrfachverwendung einige Probleme: So wurden die Bauteile zunehmend entfeuchtet; begleitende Analysen stellten (mit Ausnahme vom Mauerwerk) den zum jeweiligen Versuchbeginn vorhandenen Feuchtegehalt sicher. Zum weiteren befanden sich die Bauteile und der gesamte Brandraum - insbesondere nach den Mischbrandversuchen in einem recht verrußten Zustand -, so daß die jeweils nachfolgenden ETK-Versuche in den ersten Brandminuten mit veränderten Strahlungsbedingungen gegenüber einem üblichen ETK-Normbrand durchgeführt wurden.

Bei den Mauerwerkswänden waren teilweise Abplatzungen des Putzmaterials zu verzeichnen (es wurde leider Gipsputz anstelle von Kalk-Zementputz verwendet). An zwei Meßpunkten der Wand wurde dieser Putz für den folgenden Versuch ersetzt - was sich aber wegen der neuerlich hinzukommenden Feuchtigkeit als nachteilig herausstellte. Der Mischbrandversuch LORE 12 und der ETK-Versuch LORE 13 wurden folglich an einem Versuchskörper mit einer Mischung aus verputzten und unverputzten Meßstellen durchgeführt, was die Auswertung und Vergleichbarkeit der Meßergebnisse erschwert.

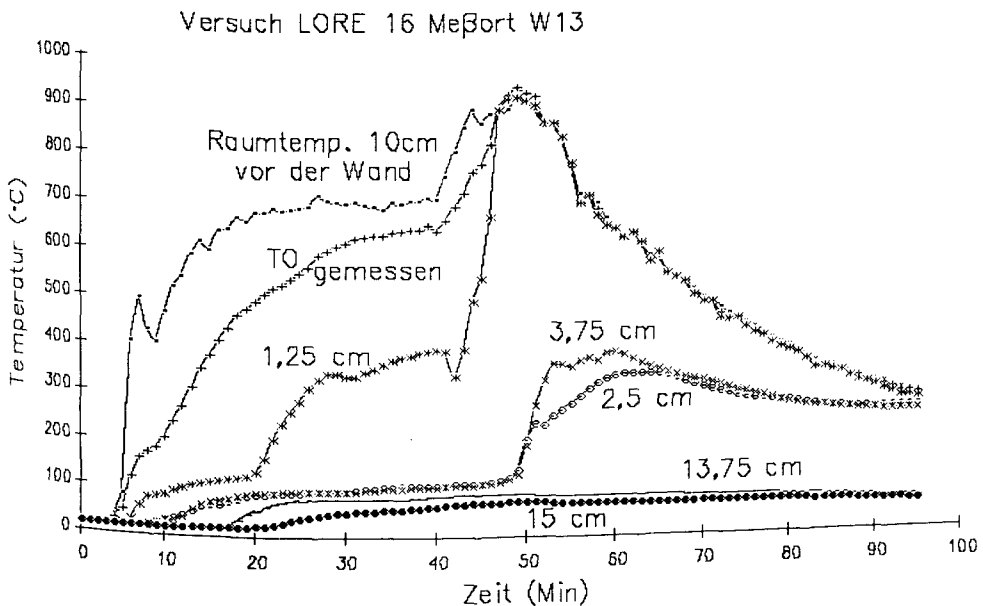


Abb. 38: Erwärmung der Gipskartonwand am Ort W13 im Versuch LORE 16

Noch krasser fielen die Zersetzungserscheinungen der Gipskartonwand aus: Diese wurden zwar nach den Holzbrand- und nach dem Mischgutversuch in sämtlichen brandraumseitigen Lagen vollständig ausgewechselt, dennoch war es ein erfolgloses Unterfangen, die Bauteilerwärmungen nach Wärmeströmen oder Wärmeübergangskoeffizienten auszuwerten, da die Veränderungen der Stoffstruktur sowie die Verformungen der einzelnen Gipskartonplatten(schichten) während der Brandversuche völlig unkontrollierbar vor sich gingen. Ein Beispiel für einen aufgenommenen Temperaturverlauf über der Wandtiefe zeigt Abb. 38. Hier ist zu erkennen, daß die durch Ab- und Aufplatzungen freigelegten Thermoelemente für die Bauteilinnentemperaturen schließlich Brandraum-Temperaturen messen.

Der Zustand der Bauteilschwärzung sowie beobachtete Abblätterungserscheinungen wurden während der Versuche - soweit erkennbar - protokolliert und durch Fotos festgehalten.

Auch für die Verbundstützen mit Hohlkörperprofil ergaben sich Schwierigkeiten bei der Auswertung. Die aus den Bauteilinnentemperaturen gemäß III.4.1 berechneten Oberflächentemperaturen des Stahlprofils fallen deutlich niedriger als die gemessenen aus (vgl. Abb. 39).

Da nicht an jedem Meßort die Oberflächentemperatur gemessen wurde und da zudem die zur Oberflächentemperaturmessung an Stahlprofilen eingesetzten Thermoelemente (generell) eine große Störanfälligkeit aufwiesen, wurden für die Auswertung die berechneten Oberflächentemperaturen zugrunde gelegt.

Bei Temperaturdifferenzen zwischen berechneten und gemessenen Werten von bis zu 200 K hat dieses Konsequenzen auf den berechneten Emissionsgrad, der durch die niedriger angesetzten Oberflächentemperaturen eher zu klein ausfällt (vgl. III.4.3 und IV.2.1.5).

Dieser Temperaturunterschied ist in dem Grenzschichtbereich zwischen Hohlprofil und Betonfüllung zu lokalisieren, denn der Temperaturgradient im Stahlprofil kann als nahezu Null angenommen werden. Tatsächlich kann zwischen inwendiger Betonoberfläche und Hohlprofil-Innenwandung eine Spaltbildung infolge der ungleichen thermischen Ausdehnung von Stahl und Beton auftreten. In diesem Zwischenraum kann sich - trotz der Wasserdampfaustrittslöcher - das aus dem erwärmten Beton ausweichende Porenwasser bzw. Wasserdampf sammeln (un-

ter Bildung hoher Drücke) und sowohl wärmeisolierend wie auch wärmeschluckend wirken, wobei die Wärmeenergie der Phasenumwandlung von Wasser zu Wasserdampf zugute kommt.

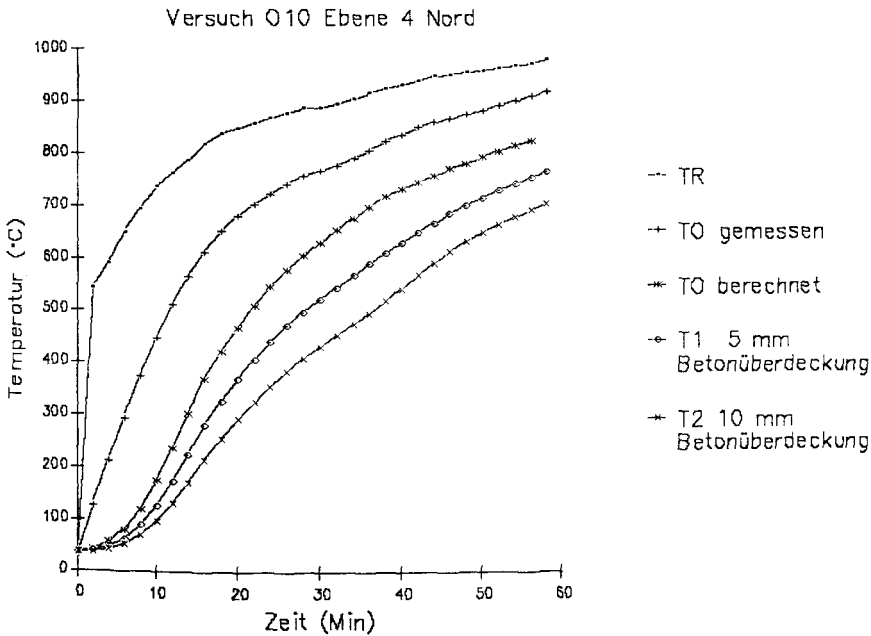


Abb. 39: Gemessene und berechnete Oberflächen-Temperaturverläufe zu der Verbundstütze mit Hohlkörperprofil in Versuch O10

Auch die an den IPB-Stahlstützen gemessenen Oberflächentemperaturen fielen zu hoch aus. Hier überschritten sie allerdings die beliebigenorts gemessenen Raumtemperaturen. Bei Maximalwerten von 1300°C gegenüber maximalen Gasttemperaturen von 1000°C sind auch Strahlungseinflüsse aus den Flammen wegen ihrer Temperatur von maximal 1300°C nicht mehr als Erklärung heranzuziehen. Diese Meßresultate bestätigen die aus den Messungen an Verbundstützen gehegten Zweifel an den Temperaturmeßergebnissen an Stahl-Oberflächen (vgl. auch IV.1.3).

Generell ist der Wärmeübergang auf Stützen nicht so ungestört zu untersuchen wie z.B. der auf Wände. Die spürbare Überlagerung der mehrseitig eintretenden Wärmeströme beeinflusst die Ermittlung des auf einen eindimensionalen Wärmeübergang bezogenen Wärmeübergangsko-

effizienten. Abb. 40 zeigt ein über einem Stützenstummel aufgenommenes Temperaturprofil, in dem deutlich die rückseitig herrührenden (heiße Seite) Erwärmungseinflüsse auf die oberflächennahen Innentemperaturmeßstellen der kalten Seite zu erkennen sind.

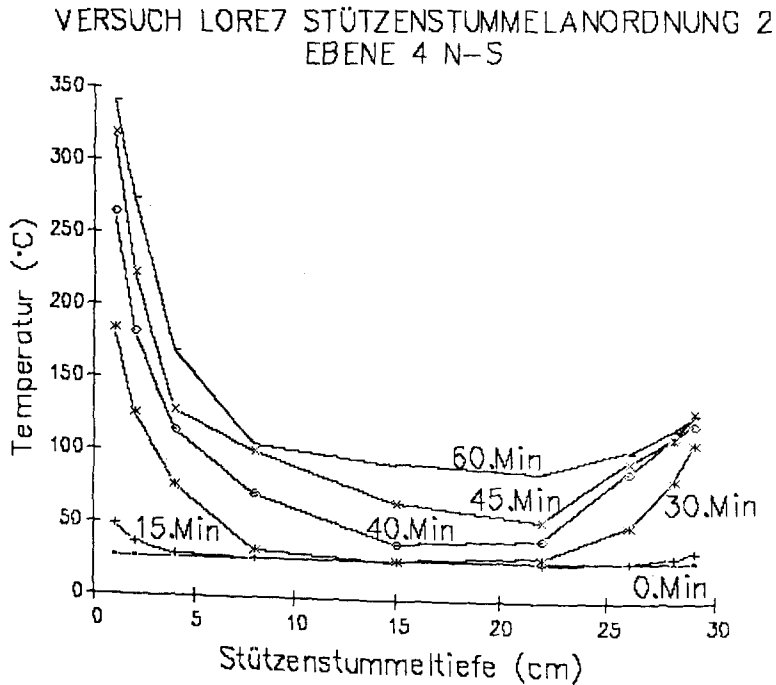


Abb. 40: Temperaturprofil eines einseitig brandbeanspruchten Stützenstummels

IV.1.3 Zur Meßtechnik

Unzulänglichkeiten ergaben sich bei der Erfassung der Meßgrößen:

1. Oberflächentemperatur
2. Bauteilinnentemperatur
3. Strahlungsenergie.

1. Oberflächentemperatur

Zur Messung der Oberflächentemperaturen wurden im ersten Teil der Versuchsserie (O-, T-, L-Versuche) die auf ein Kupferplättchen aufgepunkteten Thermoelemente außer durch ein Keramikfaservlies abgedeckt auch ungeschützt direkt auf die Oberfläche des Bauteils aufgeklebt. Obwohl nebeneinander angebracht, unterschieden sich die Meßergebnisse doch erheblich. So zeigen die direkt auf die Oberfläche geklebten Elemente um ca 5% bis 10% höhere Temperaturen an als die durch das Keramikfaserplättchen abgedeckten Elemente (vgl. Abb. 41).

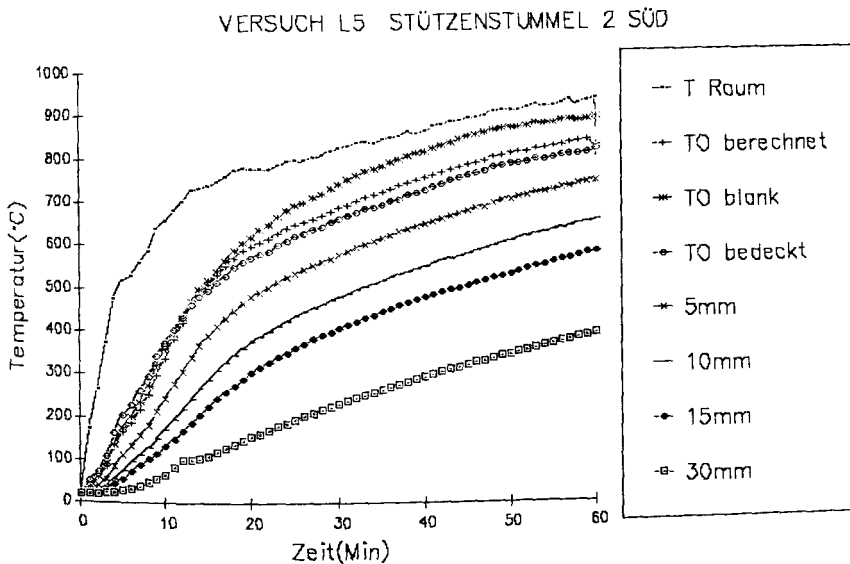


Abb. 41: Gemessene und berechnete Oberflächentemperaturen im Vergleich

Letztere messen durch den 0,6 mm dicken Keramikfaservlies bedingt, der ein guter Wärmeisolator ist und daher sowohl Verzögerung des Meßergebnisses bewirkt als auch (Wärmespeicher) kleinere Temperaturschwankungen auffängt, nicht genau die Oberflächentemperatur. Andererseits haben die direkt auf das Bauteil aufgeklebten Thermolemente eventuell einen zu geringen Kontakt zur Bauteiloberfläche (Klebstoff) und durch ihre metallische Oberfläche andere Strahlungseigenschaften als die Bauteiloberfläche, so daß sich auch hier Abweichungen gegenüber der tatsächlichen Bauteil-Oberflächentemperatur ergeben können.

Aus diesem Grunde wurde den nach III.4.2 errechneten Oberflächentemperaturen der Vorzug gegeben. Diese zeigen i.d.R. gute Übereinstimmung mit den gemessenen Temperaturen der vom Vlies bedeckten Kupferplättchen (vgl. auch IV.2.1.4). Um Vergleichswerte zu gemessenen Oberflächentemperaturen zu erhalten, wurden an einigen Stellen der Prüfkörper auch Oberflächentemperaturen gemessen. Hierfür wurde die Variante der mit einem Keramikfaservlies abgedeckten Thermolemente gewählt - zumal dieses die bei Normprüfungen vorgeschriebene Methode der Oberflächen-Temperaturmessung ist.

2. Bauteilinnentemperaturen

Bei der Messung der Beton-Bauteilinnentemperaturen traten im ersten Teil des Versuchsprogramms (O-, T-, L-Versuche) Probleme auf. Beim Aufstemmen einiger Prüfbauteile wurde sichtbar, was die gemessenen Temperaturverläufe vermuten ließen: Während mancher Versuche sind die ca. 1,5 cm starken Betonüberdeckungen über den Thermoleitern aufgerissen und die hölzernen Meßkreuze bis zu einer Tiefe von ca 4 cm verkohlt, was unerwünschte Energiefreisetzungen im Innern der Bauteile zur Folge hatte. Diese bei ungefähr 400°C eintretenden Temperaturerhöhungen wurden im gemessenen Kurvenverlauf einer nachträglichen Glättung unterzogen.

Bei der Betonage sämtlicher im weiteren benötigten Betonprüfkörper wurden darum aufwendige Thermoleitern aus Vermiculite-Wangen mit Sprossen aus Gewindestangen gefertigt.

3. Strahlungs-pyrometer

Im zweiten Teil der Versuchsserie wurde nach Aufstockung des zur Verfügung stehenden Forschungsetats die Anschaffung weiterer Strahlungs-pyrometer möglich. Diese neu beschafften Geräte sind von einem anderen Hersteller und unterscheiden sich von den Geräten 'alten Typs' nur durch den berücksichtigten Spektralbereich ("alte Pyrometer": 8µm bis 12µm; "neue Pyrometer": 8µm bis 9µm).

Ein Vergleich der im selben Brandraum an Betonbauteilen ermittelten Emissionsgrade läßt dennoch eine unterschiedliche Temperaturabhängigkeit des ermittelten Emissionsgrades - je nachdem, mit welchem Pyrometer-Typus gemessen wurde - vermuten. Abb. 42 zeigt - ohne Unterscheidung einzelner Meßorte - die bei Verbrennung variierten Brandgutes ermittelten Oberflächentemperatur-abhängigen Emissions-

grade. Der Einfluß des Brandgutes und damit der Heißgaszusammensetzung ist gut zu erkennen. Lokale Unterschiede treten hinter die Brandgut-Einflüsse zurück.

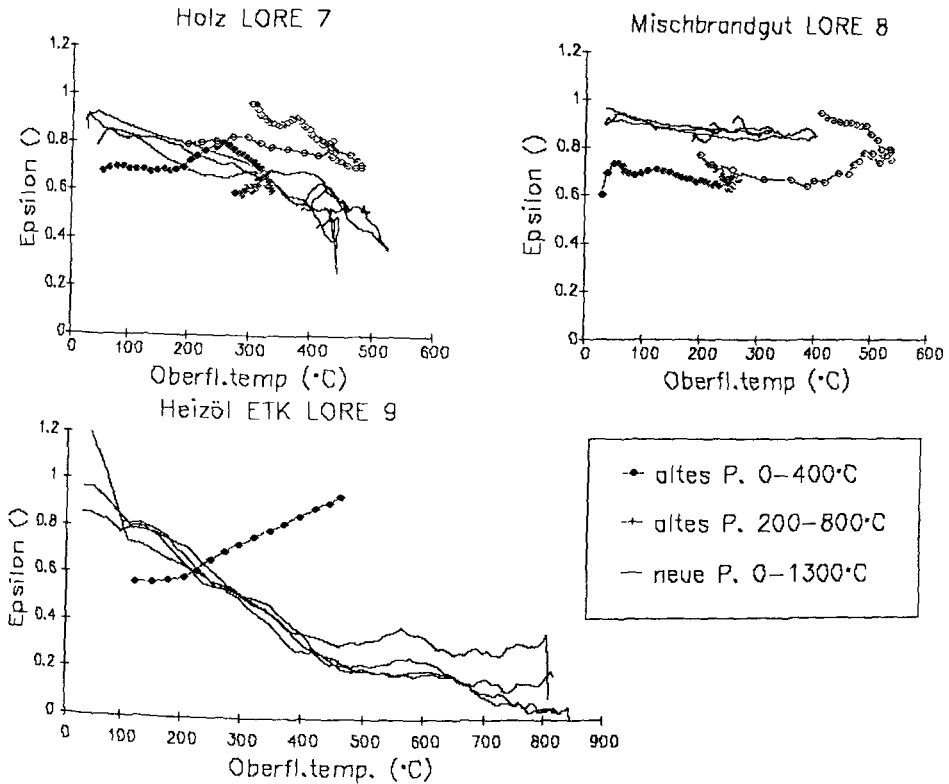


Abb. 42: Oberflächentemperatur-abhängiger Emissionsgrad von Beton mit den "alten" und den "neuen Pyrometer"-Typen bei unterschiedlicher Brandgutzusammensetzung (Brandraum: Deckenprüfstand b)

Beim Normbrand sind lokale Unterschiede - wegen der relativ homogenen Flammen- und Temperaturverteilung - ohnehin kaum zu erwarten. Daß bei dem Mischbrandgut-Versuch - trotz einer dem Holzbrandgut-Versuch sehr ähnlichen Brandgutanzordnung - keine lokalen Einflüsse für die z.T. weit auseinanderliegenden Meßorte auszumachen sind, dürfte an der stärkeren Verrußung der Heißgase liegen.

Die unterschiedlichen Ergebnisse in Abhängigkeit vom Brandgut machen die Größenordnung der störenden Einflüsse der Verrauchung - und zwar

verschieden für die beiden Pyrometertypen - deutlich. Dabei nähern sich die (qualitativen) Kurvenverläufe zu den beiden Pyrometertypen umso mehr an, je eher die Rauchgase (im Spektralbereich zwischen $8\mu\text{m}$ bis $12\mu\text{m}$) als 'Grauer Strahler' anzusehen sind. Dies entspricht einer zunehmenden Verrußung in der Reihenfolge ETK, Holz-, Mischbrandgut, wobei mit zunehmender Verrauchung verstärkt der Emissionsgrad der Rauchgase, weniger der Emissionsgrad des anvisierten Bauteils gemessen wird.

Dabei bewegen sich die mit Hilfe der Rauchdichtemessung ermittelten Emissionsgrade der Rauchgase für Holz- und Mischbrandgüter schon in den ersten Brandminuten gegen $\epsilon_G \approx 1$ (vgl. IV.2.2.1b). Der während des ETK-Brandes LORE 5 gemessene ϵ_G -Wert stieg beständig innerhalb der ersten 40 Minuten bis in Größenordnungen von $\epsilon_G \approx 0,7$ an.

In Konsequenz bedeutet das für die ermittelten Emissionsgrade der Bauteile, daß wegen der Überführung von Gl. 50 in Gl. 51 für $\epsilon_G = 1$ während der ersten Minuten der ETK-Brände Abweichungen gegenüber den in Abb. 42 dargestellten Werten bestehen können (vgl. auch V.1.2.2.1).

Die Ergebnisse des 'neuen Pyrometer-Typus' mit bei zunehmender Oberflächentemperatur abnehmenden ϵ -Werten für Beton entsprechen eher den in der Literatur angegebenen Zusammenhängen (vgl. Abb.64) als die durch ihren eingeschränkten Temperatur-Meßbereich ohnehin schlechter verwertbaren Meßergebnisse der 'alten Pyrometer'.

Dennoch wurden die an dem jeweiligen Meßort gemessenen T_{Py} -Werte für die Berechnung des radiativen Wärmestrom-Anteils verwendet. Überraschenderweise zeigen die in dieser Weise ermittelten radiativen Wärmestromdichten glaubwürdigere Größenordnungen als unter Verwendung von der Literatur entnommenen (zumeist größeren) ϵ -Werten. Man denke hierzu die Bedeutung der Gl. 52 und Gl. 53, in denen ϵ nicht mehr explizit auftaucht.

Im folgenden wird angegeben werden, mit welchem Pyrometer-Typus die dargestellten Daten ermittelt wurden.

IV.2. Auswertung der Meßergebnisse

Getrennt für die Normbrandversuche und die Versuche mit natürlichem Brandgut wird eine Beurteilung der Meßergebnisse im Hinblick auf die variierten Versuchsparameter vorgenommen. Unter Meßergebnissen werden hier neben gemessenen Größen die ermittelten Emissionsgrade, die berechneten Kenngrößen - Wärmestromdichte und Wärmeübergangskoeffizient - in ihrem zeitlichen Verlauf, sowie - falls ermittelbar - deren Anteile bzgl. Konvektion und Wärmestrahlung verstanden.

IV.2.1 Ergebnisse der Normbrandversuche

IV.2.1.1 Brandverlauf eines Normbrandes

In der DIN 4102 Teil 2 ist für die Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer von Bauteilen ein Normbrand definiert worden, bei dem die Brandraumtemperatur einen Verlauf gemäß der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) nehmen soll. Dies wird mit steuerbaren Ölbrennern erreicht, die mit definiertem Kraftstoff zu betreiben sind. Eine entsprechende Anordnung und Steuerung von Brennern, Luftzufuhr und Luftabzug soll die Temperatur-Homogenität innerhalb des Brandraumes gewährleisten.

In den hier beschriebenen Normbrandversuchen ist eine Feuerung der Anlage jeweils über eine Dauer von 60 Minuten durchgeführt worden. Folglich wird für die Auswertungen nur dieser Zeitraum herangezogen.

Wegen der teilweise etwas abgewandelten Anordnung der Brenner bzw. der zum Schutze von teilweise direkt vor dem Brenner platzierten Prüfkörpern nicht vollständig gegebenen Ausnutzung der Brennerleistung gegenüber einer Nutzung bei Normprüfungen verliefen die Raumtemperatur-Zeit-Kurven zwar innerhalb der für die Normprüfungen vorgegebenen Toleranzgrenzen, jedoch von Versuch zu Versuch etwas unterschiedlich und nicht immer so gleichmäßig wie sonst bei Normprüfungen.

Die Wärmestromdichten in die Bauteile steigen rasch auf einen Höchstwert an, den sie bei kleinem zeitlichen Gefälle relativ konstant halten. Für Beton liegen diese Wärmestromdichten i.d.R. zwischen 20 und 25 (z.T. 30) kW/m^2 .

Die zugehörigen Wärmeübergangskoeffizienten steigen bei zunehmender Annäherung von Oberflächentemperatur und Raumtemperatur beständig

an. Der an Beton ermittelte Höchstwert für 60 Minuten ETK-Belastung kann dabei i.d.R. Werte zwischen 150 und 400 $\text{W/m}^2\text{K}$ erreichen (vgl. hierzu auch V.1.2.2.1).

Der radiative Erwärmungsanteil überwiegt den konvektiven bei weitem. Man muß sich den Brandraum schon nach kurzer Zeit als weitestgehend flammenerfüllt vorstellen.

IV.2.1.2 Variation der Brandraumgeometrie

Funktionale Zusammenhänge mit den Brandraumabmessungen sind weder in Bezug auf die Prüfkörpertemperaturen noch auf die eintretenden Wärmeströme oder die Wärmeübergangskoeffizienten auszumachen.

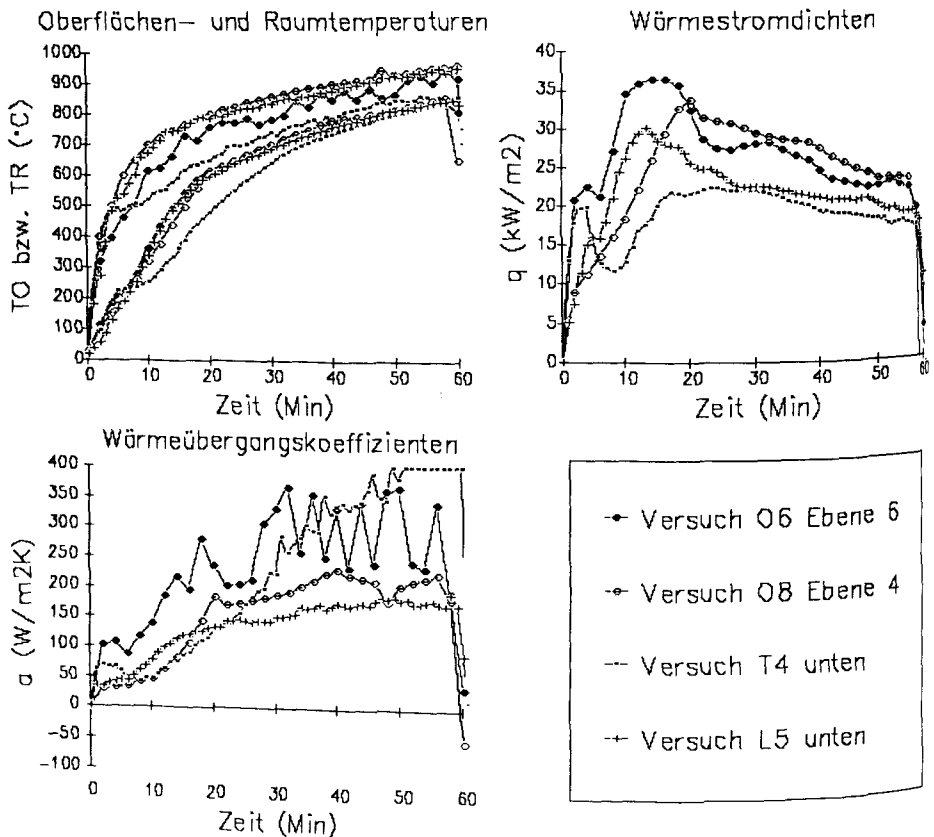


Abb. 43: Wärmeübergang bei Variation der Brandraumgröße für einen in der Brandraummitte platzierten Beton-Prüfkörper

Abb. 43 zeigt für die
 Versuche O6 O8 T4 L5 im
 Prüfstand Stütze a) Stütze b) Tresor Decke a) in der
 Höhe 4,2 m 2,8 m 0,45 m 0,45 m über Boden
 die entsprechenden Größen für einen Brandraum-mittig gelegenen Betonprüfkörper.

Die 10 cm vor den Prüfkörpern gemessenen Raumtemperaturen TR weichen
 - im Gegensatz zu den in der Brandraummitte gemessenen TBR - z.T.
 deutlich von dem durch die ETK gegebenen Temperaturverlauf ab. Gerade für diese Meßorte ergeben sich erhöhte Wärmeübergangskennwerte (vgl. Gl. 33).

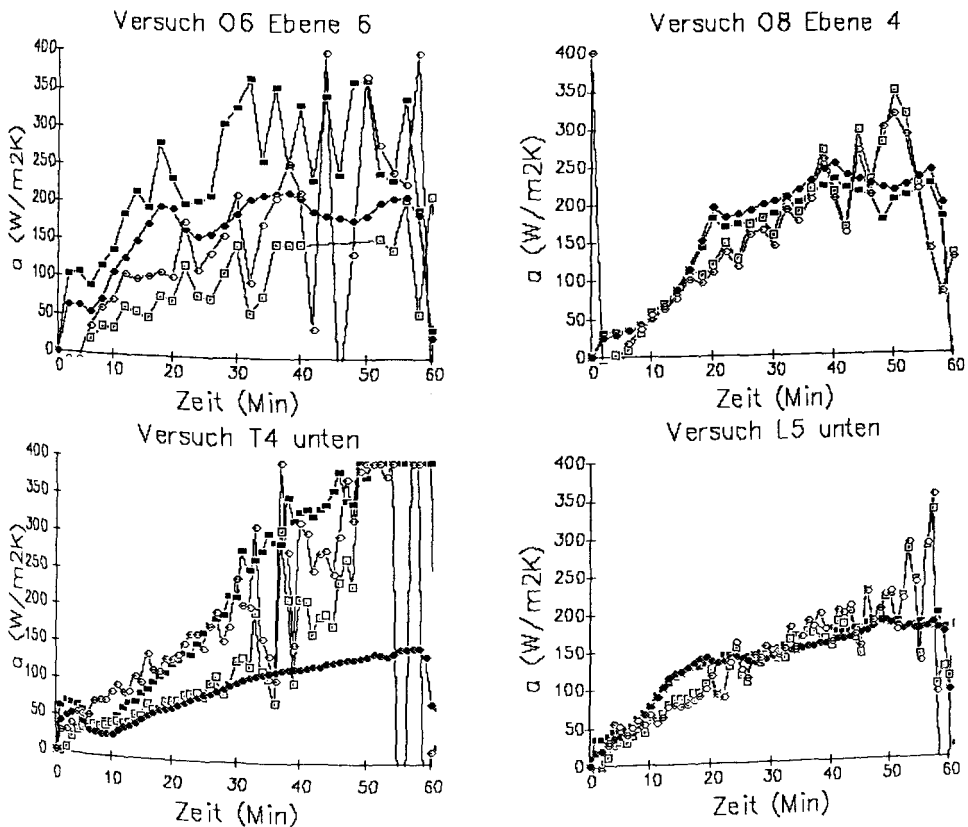


Abb. 44: Radiativer Erwärmsungsanteil (helle Symbole) am gesamten Wärmeübergangskoeffizienten (dunkle Symbole) - für $T_G = TR_{gem}$ (eckige Symbole) und für $T_G = ETK + T_{Anfang}$ (runde Symbole, vgl. Gl. 64)

Bezöge man die gemessenen Wärmestromdichten nicht auf die am jeweiligen Ort gemessene Temperaturdifferenz TR-TO, sondern auf die aus ETK und Oberflächentemperatur gebildete Temperaturdifferenz, so würden sich die für verschiedene Brandräume ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten weniger voneinander unterscheiden (Abb. 44 - runde Symbole).

Ebenfalls dargestellt in Abb. 44 (offene Symbole) ist der aus den Messungen mit den "alten Pyrometern" abgeleitete radiative Wärmeübergangskoeffizient. Hiernach ist er fast mit dem gesamten Wärmeübergangskoeffizienten gleichzusetzen.

Der Berechnung der radiativen Erwärmungsanteile liegen die aus den Pyrometermeßergebnissen resultierenden Emissionsgrade, dargestellt in Abb. 45, zugrunde. Diese das Emissions- und Absorptionsvermögen des Baustoffs Beton charakterisierende Größe sollte an und für sich nicht im Zusammenhang mit der Brandraumgröße stehen.

Überlagerte Einflüsse der Hohlraumstrahler-Eigenschaften für den durch ein kleines Fenster vom Pyrometer betrachteten Brandraum bzw. das anvisierte Bauteil mögen dennoch bestehen (vgl. III.4.4). Solche Zusammenhänge mit der variierten Brandraumgeometrie sind aus diesen (wenig zahlreichen) Meßergebnissen nicht zu erkennen.

Emissionsgrad eines Betonbauteils in verschiedenen Brandräumen

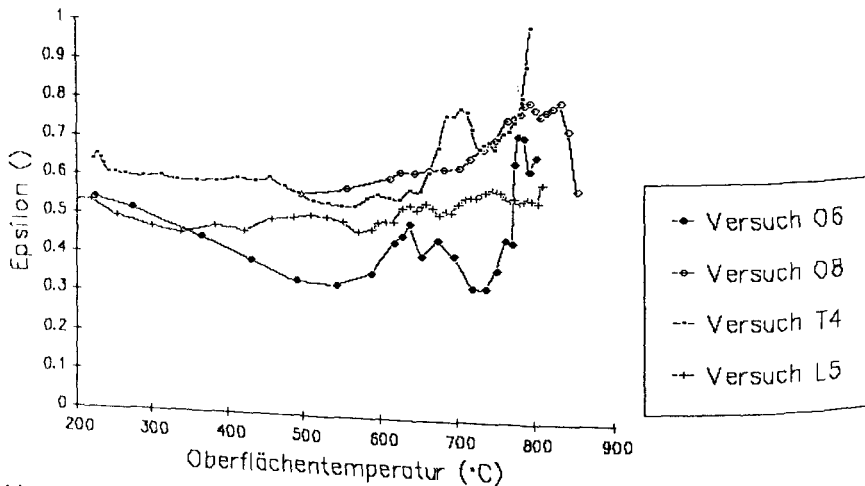


Abb. 45: Temperaturabhängige Emissionsgrade der Betonbauteile unter ETK-Belastung in den verschiedenen Prüfständen

Der in Abb. 46 dargestellte nach III.4.4 ermittelte effektive Emissionsgrad der einzelnen Brandöfen läßt ebenfalls keine Korrekturen des Bauteil-Emissionsgrades um Brandraumeinflüsse zu: Da sich die gemessenen Temperaturen i.d.R. in der Abfolge $TR > TPY > TO$ darstellen, ergeben effektive Emissionsgrade zur gemessenen Oberflächentemperatur mit Werten über 1 keinen Sinn.

Aus den Gastemperaturen gebildete effektive Emissionsgrade machen durch ihre Größenordnung deutlich, daß die Gastemperatur - eher als die Bauteil-Oberflächentemperatur - in etwa der als homogen angenommenen Hohlraumstrahlertemperatur entspricht und daß damit die Gase als Strahler nicht zu vernachlässigen sind. Berechnungen eines Emissionsgrades der Gase sind hieraus allerdings nicht möglich (wegen der überlagerten Strahlungseinflüsse von Körper und Gas und wegen der sich ständig ändernden Hohlkörper-Ersatzgeometrie).

Effektiver Emissionsgrad der verschiedenen Brandräume

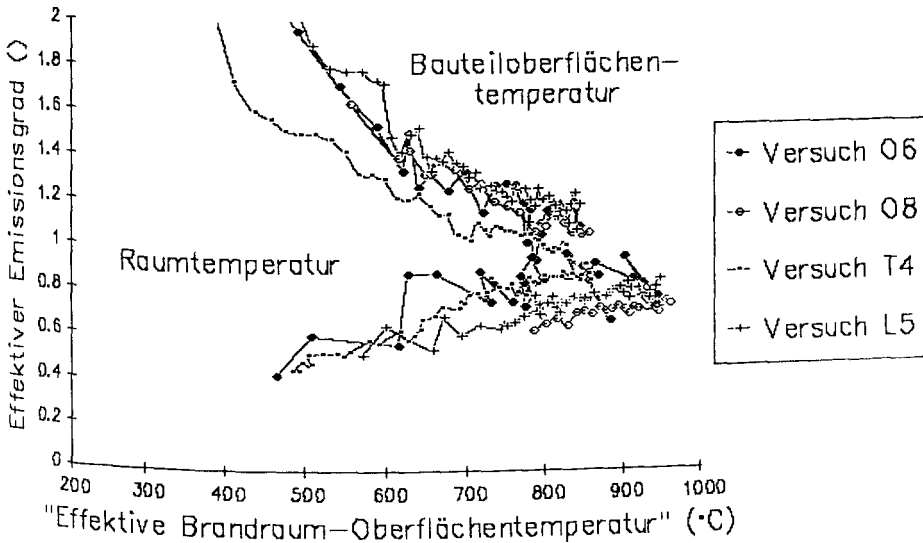


Abb. 46: Effektive Emissionsgrade der verschiedenen Brandräume unter Bezug auf die Bauteiloberflächen- bzw. auf die Brandraumtemperatur ($\epsilon_{\text{eff}} = TPY^4/T^4$)

Eine Übertragung des im ETK-Brandversuch LORE 5 gemessenen Transmissionsgrades auf die hier behandelten Brandräume mit Gl.21 und Gl.47 führt zu den in Abb. 47 dargestellten Gas-Emissionsgraden.

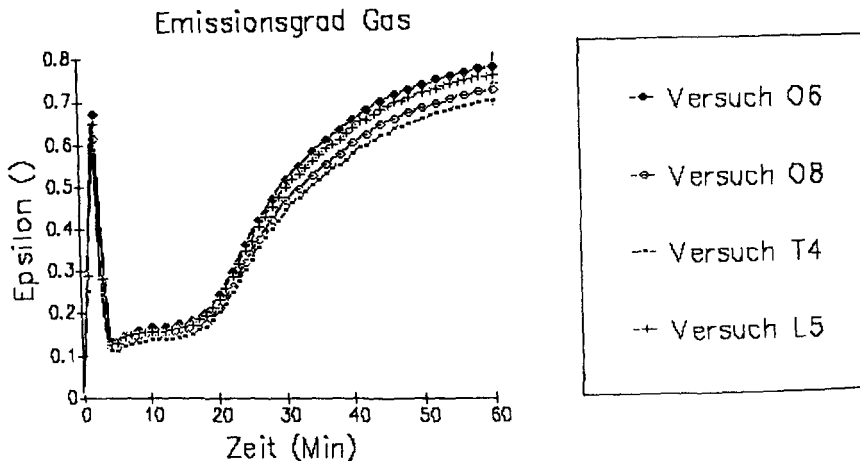


Abb. 47: Emissionsgrade des Gases für die gleichwertigen Schichtdicken s_{q1} nach Gl. 21 für den ETK-Brand in den einzelnen Brandräumen

IV.2.1.3 Variation der Meßkoordinaten bzgl. des Brandraumes

Betrachtet man für die Versuche im Stützenprüfstand (Versuche 08, 06) die Stützerwärmung über der Bauteilhöhe (Abb. 48), so fällt auf, daß trotz relativ homogener Brandraumtemperatur die in das Bauteil eintretenden Wärmeströme eine über der Bauteilhöhe ansteigende Tendenz aufweisen. Abweichend hiervon werden nur für die unterste Meßebeine in ca. 70 cm Höhe über dem Boden die größten Wärmestromdichten gemessen - obwohl die Brandraumtemperaturen dieser Ebene die (geringfügig) niedrigsten waren. Entsprechende Zusammenhänge zeigen sich folglich auch für die Oberflächentemperaturen und die Wärmeübergangskoeffizienten.

Die verstärkte Erwärmung der Stützen in den unteren Ebenen ist auf eine erhöhte Strahlenbelastung durch die Brennerflammen zurückzuführen, da im Stützenprüfstand die Ölbrenner im Boden angeordnet und nach oben ausgerichtet sind.

Auch die anderen Abhängigkeiten über der Raumhöhe könnte man mit den sich ändernden radiativen Einflüssen erklären: Mit zunehmender Flam-

menhöhe (hier: = Raumhöhe) dürfte ihre Größe und Temperatur abnehmen, so daß die vergleichsweise kühleren umgebenden Bauteile zunehmend an Einfluß im radiativen Wärmeaustausch gewinnen und die radiative Belastung wieder abnimmt. Erst mit weiterhin steigender Brandraumhöhe erhöht sich der Rußanteil im Gas und die (wärmere) Gasstrahlung gewinnt an Bedeutung gegenüber den anderen strahlenden Bauteilen.

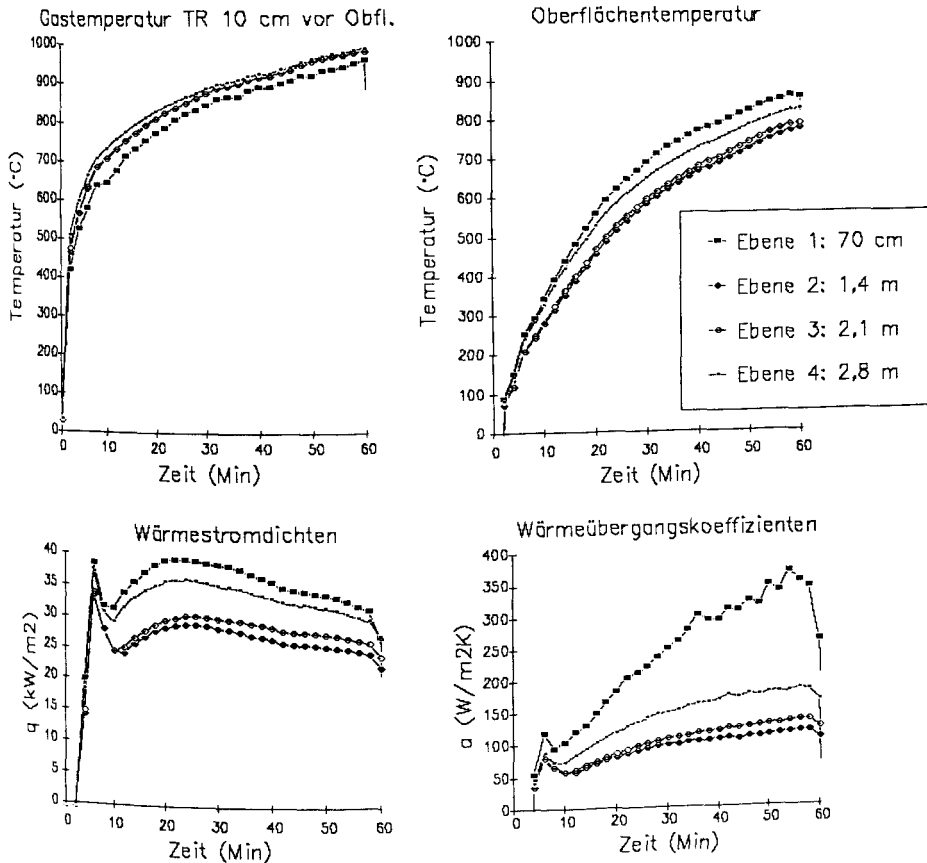


Abb. 48: Der Wärmeübergang auf eine (Stahl-)Betonstütze beim Normbrand im Stützenprüfstand für verschiedene Brandraumebenen (Versuch O8)

Für die an Stützen und Stützenstummeln ermittelten Kenngrößen in den kleineren oder flacheren Brandräumen sind keine gesetzmäßigen Abhängigkeiten mit dem Standort oder der Ausrichtung im Brandraum oder auch Höhenabhängigkeiten der Wärmeübergangskennwerte zu erkennen.

Abb. 49 und Abb. 50 zeigen für den Versuch LORE 9 die in dem Deckenprüfstand b) an der Prüfwand über Länge und Höhe ermittelten Kenngrößen. Die Streuungen der Werte über der Wand stehen nicht in Abhängigkeit zur Anordnung der Meßstellen über der Wandhöhe; sie zeigen sich aber erhöht im Bereich der Abzugsöffnung (Zwischenfenster bei W15, W25. Vgl. Abb. 14 und Abb.28) und im Einflußbereich der Brenner.

Die horizontal ausgerichteten Brenner sind in diesem Ofen in 0,3 m und in 2 m Höhe über dem Boden in der Wand gegenüber der Prüfwand angeordnet. Sie sind mit Rücksicht auf die im Raum stehenden Stützen und -stummel entgegen dem sonstigen Normprüfungsbrauch unregelmäßig verteilt und z.T. schräg in den Raum gerichtet, um Stützen und Stützenstummel nicht direkt zu beflammen. Dies führt zu den erhöhten Wärmeübergangskoeffizienten der Meßorte W(2,1), W(4,1), W(4,2) und W(2,5). Insbesondere auf den Meßort W(4,2) sind drei Brenner gerichtet. Hierbei ist zu bedenken, daß im Verlauf der 60-minütigen ETK die austretenden Flammen bis zu gut 3 m sichtbarer Länge erreichen und damit nur ca. 1 m vor der Prüfwand enden.

Trotz dieser eine ETK-Steuerung erschwerenden Brenneranordnung ist es gelungen, eine homogene Temperaturverteilung in der vertikalen Raumbene 10 cm vor der Prüfwand zu erzeugen.

Die Oberflächentemperaturen zeigen den Wärmestromdichte-Verläufen entsprechende lokale Temperaturunterschiede (gemeinsame Rechengrundlage bildet das gemessene Innentemperaturfeld). Folglich wird in den Wärmeübergangskoeffizienten eine Verstärkung dieser Tendenzen deutlich (Gl. 33).

Die mit Hilfe der Strahlungs-pyrometer vorgenommene Aufgliederung der Kenngrößen in radiative und konvektive Komponenten ist leider wenig informativ (vgl. Abb. 49 und 50) betreffs einer Beurteilung lokal unterschiedlicher Strahlungseinflüsse. Insgesamt wirken die hier ermittelten - im Vergleich zu den unter IV.2.1.2 dargestellten - radiativen Erwärmungsanteile sehr niedrig.

Im Vergleich zu den aus der Pyrometrie gewonnenen radiativen Wärmeübergangskomponenten zeigt Abb. 51 die aus den Wärmestromdichtemesungen ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten für die in den Boden, die Brandraumdecke und in 2,6 m Höhe (bei den Meßsteinen) in die Wand eingelassenen Wärmestromdichtemeßgeräte (vgl. Abb. 24). Die

Wärmestromdichten (kW/m²) über der Zeit (Min)

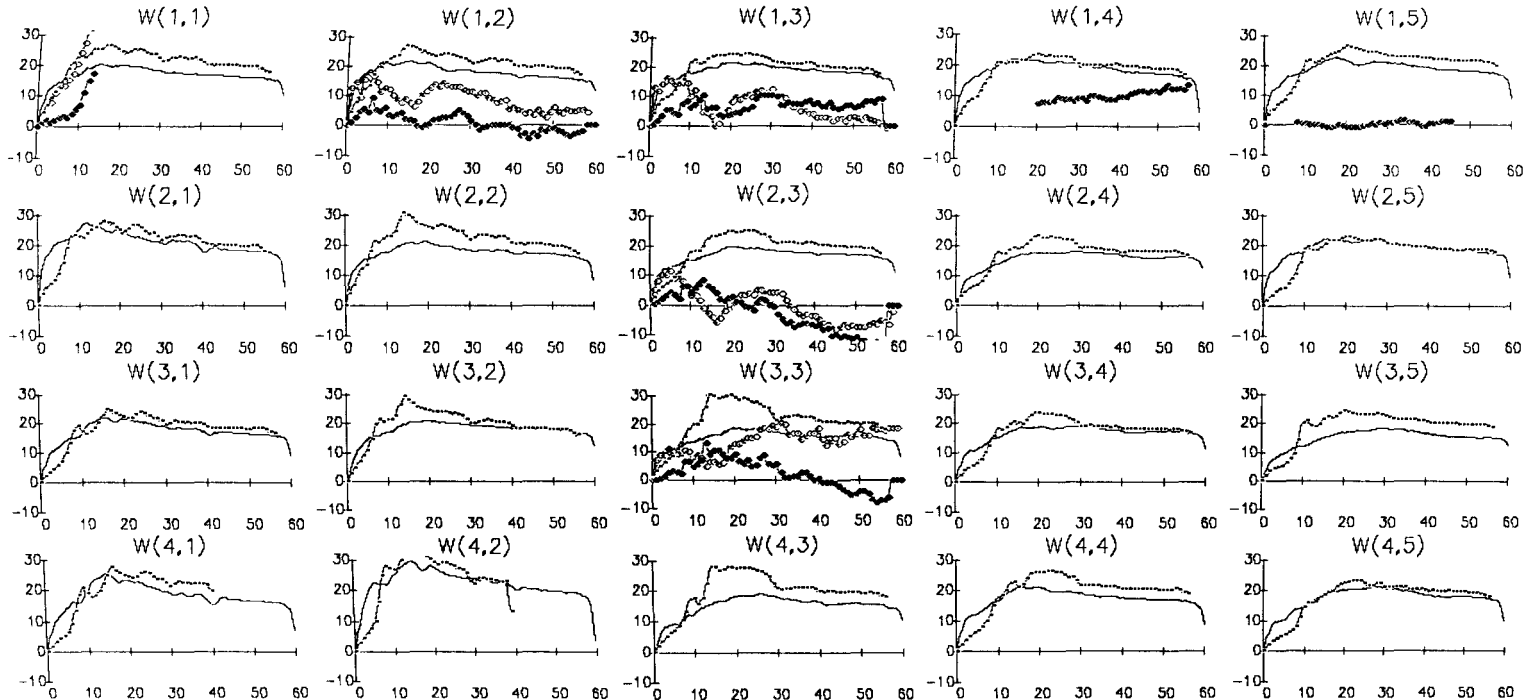
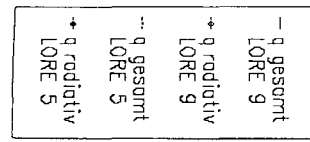


Abb. 49: In die Beton-Prüfwand eintretende Wärmestromdichten für die Versuche LORE 5 (mit Raster, dunkle Punkte) und LORE 9 (ohne Raster, helle Punkte bzw. keine Symbole)

Wärmeübergangskoeffizienten (W/m^2K) über der Zeit (Min)

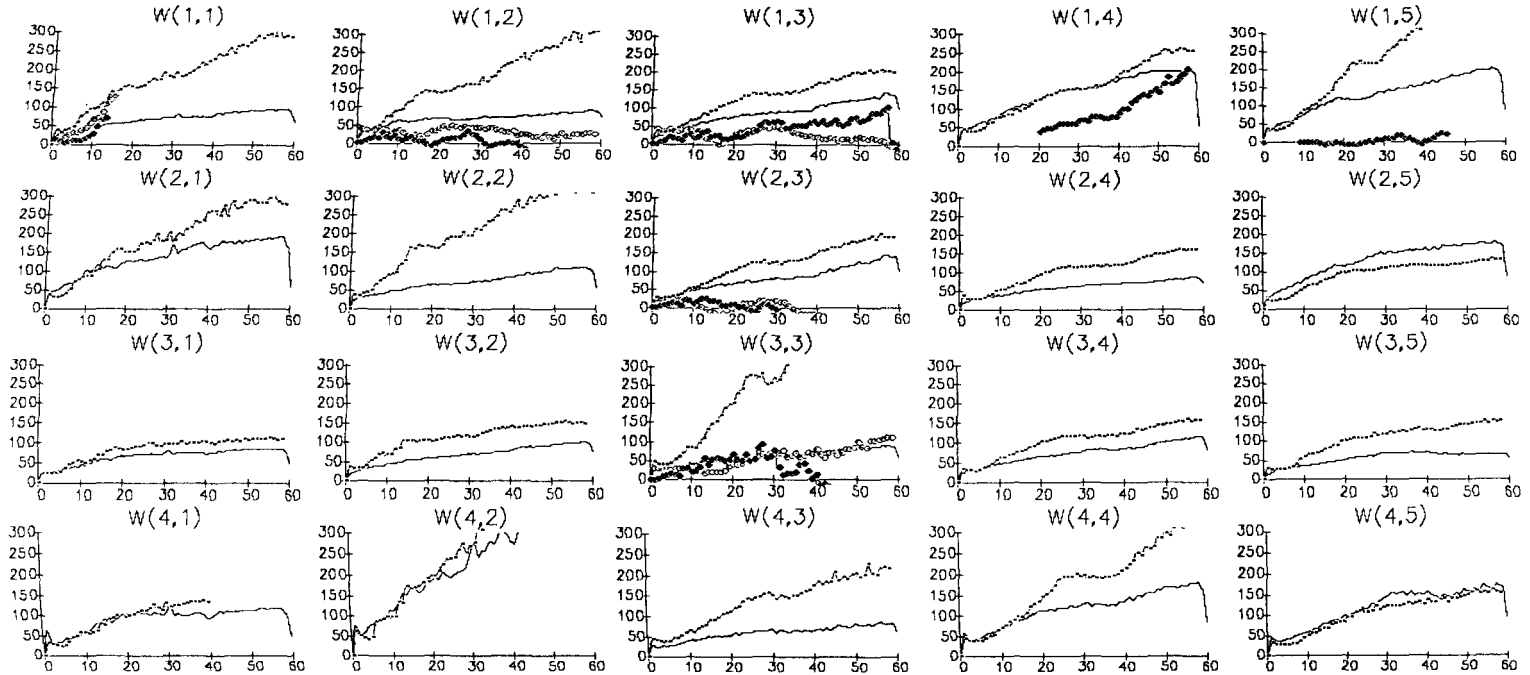
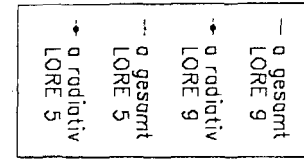


Abb. 50: Wärmeübergangskoeffizienten der Beton-Prüfwand für die Versuche LORE 5 (mit Raster, dunkle Punkte) und LORE 9 (ohne Raster, helle Punkte bzw. keine Symbole)

Wärmeübergangskoeffizienten werden aus den gemessenen Wärmestromdichten $\dot{q}_{Q\text{-Meß}}$ im Falle, daß gemessene Gastemperaturen TR zur Verfügung stehen, aus

$$\alpha = \dot{q}_{Q\text{-Meß}} / (TR - T_{\text{Kühlwasser}}) \quad (62)$$

berechnet, oder andernfalls gemäß

$$\alpha = \dot{q}_{Q\text{-Meß}} / (ETK + T_{\text{Anfang}} - T_{\text{Kühlwasser}}) \approx \dot{q}_{Q\text{-Meß}} / ETK \quad (63)$$

hergeleitet, wobei unter ETK hier die bei Normprüfungen (DIN 4102 /44/) zu steuernde Brandraumtemperaturerhöhung

$$ETK \text{ [K]} = 345 \cdot \lg (8 * t \text{ [Min]} + 1) \quad (64)$$

zu verstehen ist.

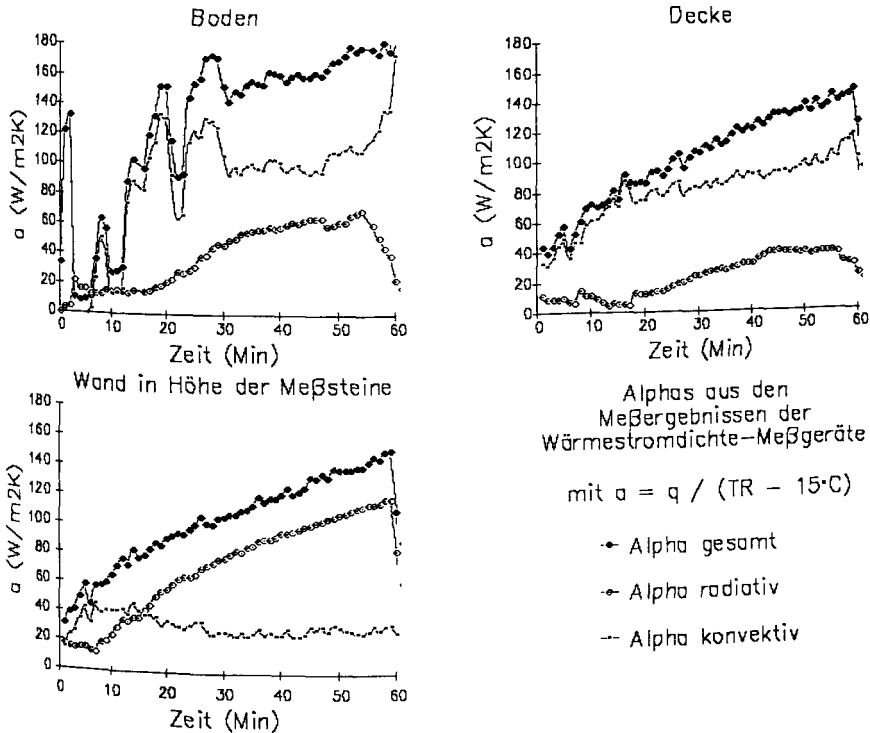


Abb. 51: Wärmeübergangskoeffizienten aus den gemessenen Wärmestromdichten

Es zeigt sich, daß sich die gesamten Wärmeübergangskoeffizienten in der gleichen Größenordnung bewegen, wie für die Versuchswand berechnet. Die radiativen Komponenten fallen auch hier sehr unterschiedlich und teilweise unglaublich gering aus. Doch ist i.d.R. für den Boden eine höhere radiative Belastung als für die Decke auszumachen. Die hier für die Wand ermittelten Komponenten stellen im Vergleich zu den theoretisch zu erwartenden und üblicherweise abgeschätzten Anteilen die glaubwürdigsten Werte dar.

Die für den Boden gemessenen Wärmestromdichten zeigen häufig Störungen, vielleicht, weil die Meßköpfe zu sehr im Einflußbereich der Flammen lagen. Auch ist den gemessenen radiativen Wärmestromdichten nicht immer zu trauen. Möglicherweise war der Wasserdurchsatz durch die wassergekühlten Geräte (vgl. III.3.6) für die Belastungen einer ETK nicht ausreichend, so daß entweder mit einer höheren Oberflächentemperatur als der Wassertemperatur zu rechnen wäre oder durch Siedungserscheinungen gar die zugrundegelegten Eichkurven ihre Anwendbarkeit verloren haben.

Zusammenfassend kann vermutet werden, daß sowohl die größere Nähe zu Brennerflammen als auch das im Abzugsbereich der Heißgase verstärkte Entlangstreifen heißer Brandgase an dem Prüfkörper trotz einer im Toleranzbereich der ETK liegenden Raumtemperatur zu einer verstärkten Wärmebeaufschlagung des zu prüfenden Bauteils führen kann.

IV.2.1.4 Variation der Strömungsverhältnisse vor dem Bauteil

Unter 'Variation der Strömungsverhältnisse' soll hier die Behinderung der Konvektion vor der Versuchswand durch das Raster (vgl. Abb. 28) im Versuch LORE 5 im Vergleich zu der nicht kassettierten Wand des Versuchs LORE 9 verstanden werden. Das Raster besteht aus 10 cm breiten Kalziumsilikat(Cape)-Platten und wurde so an der Prüfwand befestigt, daß die Meßfelder der Wand mittig in den 30 cm x 30 cm großen Regalfächern zu liegen kamen.

Die in 10 cm Abstand vor der Wand, im Wirkungsbereich des Rasters gemessenen Gastemperaturen T_R verlaufen mit Raster niedriger als ohne (oder gleich). Hieraus ist also auf eine verbreiterte thermische Grenzschicht bedingt durch eine abgeschwächte Konvektion zu schließen. Dennoch fallen die aus den Bauteil-Innentemperaturen berechneten Wärmestromdichten und Oberflächentemperaturen bei der

strömungsbehinderten Versuchswand größtenteils erheblich höher aus als die der nicht kassettierten Wand.

Stellvertretend für sämtliche Wandmeßstellen zeigt Abb. 52 die am Meßort W(1,2) ermittelten Temperaturen. Hier ist zu erkennen, daß die gemessenen Oberflächentemperaturen - unter Berücksichtigung des etwas unterschiedlichen Brandraumtemperaturanstiegs TBR(t) - mit und ohne Raster recht ähnlich verlaufen. D.h. mit Raster werden höhere Oberflächentemperaturen berechnet als gemessen; ohne Raster stimmen die berechneten Temperaturen i.d.R. recht gut mit den gemessenen überein oder sie sind etwas kleiner als die gemessenen.

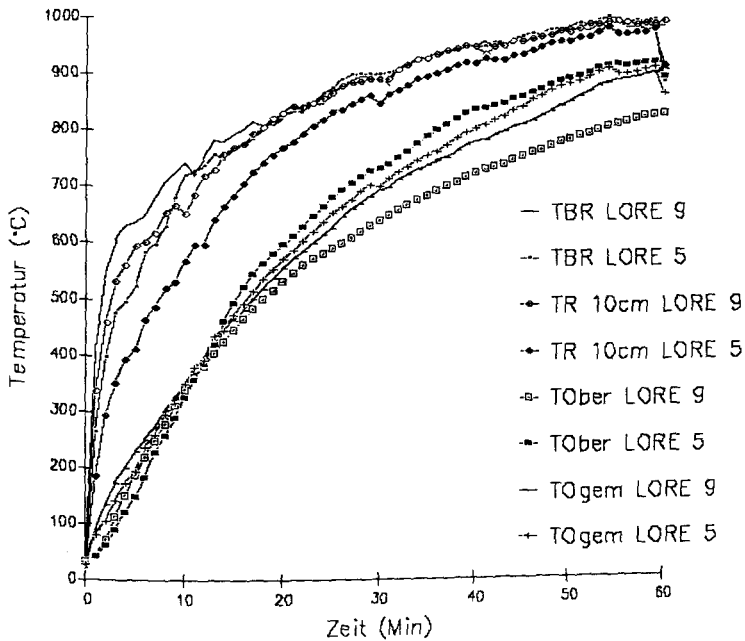


Abb. 52: Mittige (TBR) und 10 cm vor der Versuchswand (TR) gemessene Brandraumtemperaturen sowie Oberflächentemperaturen für die Meßstelle Wand (1,2) der Versuche LORE 5 (mit Raster) und LORE 9 (ohne Raster)

Im Falle des 'strömungsbehindernden Rasters' tritt also - trotz der eher tieferen Raumtemperatur TR 10 cm vor der Oberfläche - i.d.R. ein größerer Wärmestrom in das Betonbauteil ein (vgl. Abb. 49) als

ohne Raster, was wegen der höheren Oberflächentemperatur zu einem deutlich größeren Wärmeübergangskoeffizienten führt (vgl. Gl. 33 und Abb. 50).

Gerade hier aber wird die Gefahr der allgemein üblichen Zusammenfassung eines radiativen mit einem konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten sichtbar: diese den einzelnen Wärmeübertragungsformen als Potential zugrundegelegten Temperaturdifferenzen dürften sich - insbesondere bei dem Versuchskörper mit 'Raster' - deutlich voneinander unterscheiden: Für den Newton'schen Ansatz der konvektiven Wärmeübertragung ist $dT = T_R - T_O$ mit der Raumtemperatur T_R vor der Bauteiloberfläche relevant; bei der radiativen Wärmebeaufschlagung hingegen könnte eher die höhere Brandraumtemperatur T_{BR} den Strahlungseinflüssen gerecht werden.

Eine Berücksichtigung dieser unterschiedlichen Temperaturabhängigkeiten gelingt nur, wenn der konvektive und der radiative Wärmestrom getrennt voneinander ermittelt werden können. Hierzu zeigen die Abb. 49 und 53 die sich jeweils ergebenden radiativen Wärmestromdichten, wenn für den Versuch LORE 5 einmal T_R (Abb. 49) und einmal T_{BR} (Abb. 53) für die Berechnung nach Gl. 45 zugrunde gelegt wird. Der Vergleich mit der insgesamt eintretenden Wärmestromdichte macht deutlich, daß die strahlungsrelevante Umgebungstemperatur wahrscheinlich zwischen diesen beiden Temperaturen anzusiedeln ist.

Dieser Vergleich radiativer Wärmestromdichten, die unter Bezug auf zwei sich nur relativ wenig unterscheidende Temperaturen berechnet worden sind, macht deutlich, welchen großen Einfluß (4. Potenz der Absoluttemperatur) die Verwendung einer nicht ganz strahlungsrelevanten Temperatur auf die berechneten radiativen Wärmeübergangskennwerte hat.

Die für die rasterverstellte Wand ermittelten Emissionsgrade zeigt Abb. 54. Auch sie sind unter Bezug auf die raummittigen Brandraumtemperaturen T_{BR} berechnet worden.

Im Vergleich zu den für Versuch LORE 9 ermittelten Emissionsgraden (vgl. Abb. 42 und 63) errechnen sich für die Meßfelder mit Raster höhere Emissionsgrade, die auch lokal variieren. Diese erhöhten Emissionsgrade sind möglicherweise auf eine Art abgeschwächter Hohlraumstrahler-Wirkung der Regalkassetten zurückzuführen, bewirkt durch die wechselseitige Überlagerung der Regalwandstrahlung auf den

Wärmestromdichten (kW/m²) über der Zeit (Min)

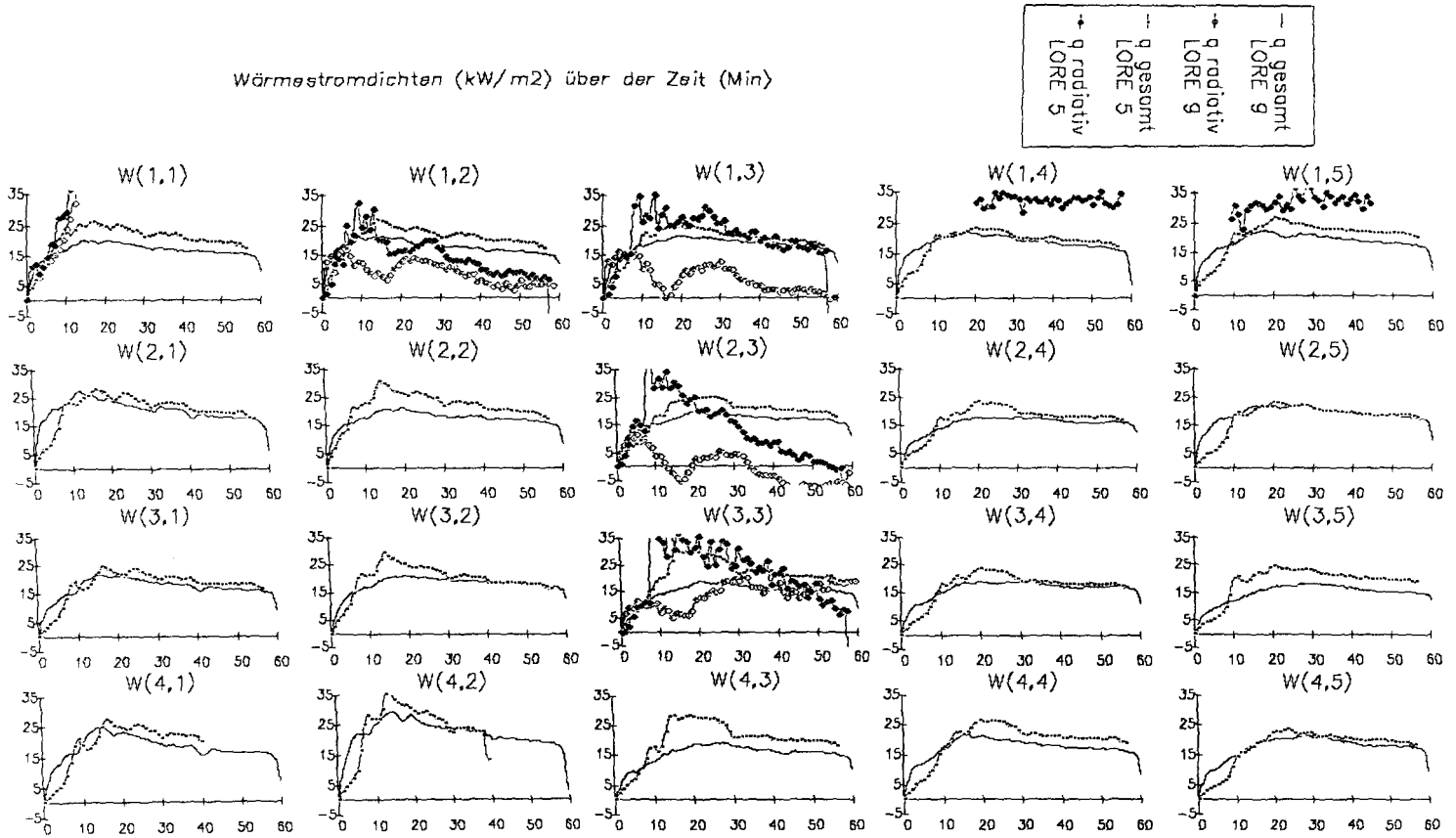


Abb. 53: In die Beton-Prüfwand eintretende Wärmestromdichten für die Versuche LORE 5 (mit Raster, 'q radiativ' bezogen auf $T_G = TBR$) und LORE 9 (vgl. Abb. 49)

Meßort, wobei Einflüsse der relativ nahe vor dem Regal endenden Flammen durch die Regalfächer entweder verstärkt oder abgeschwächt werden könnten.

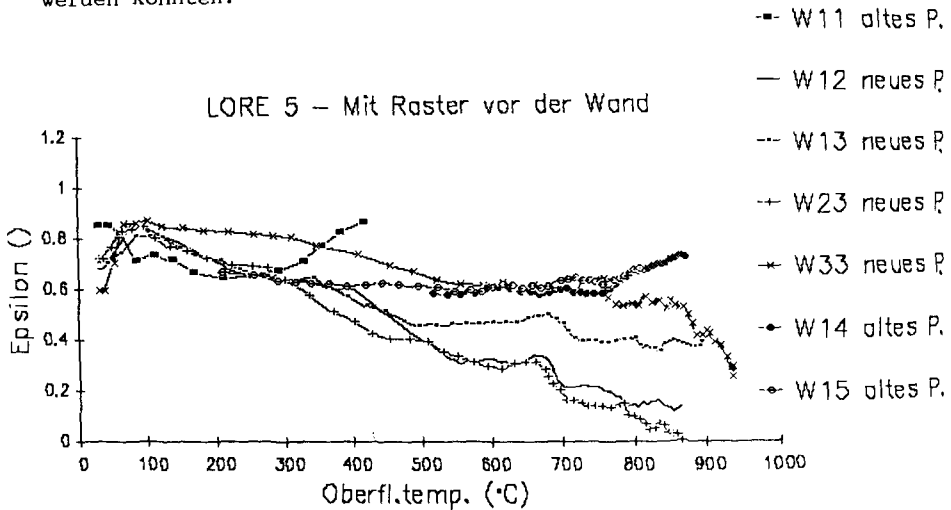


Abb. 54: Temperatur-abhängige Emissionsgrade der Versuchswand mit Raster (Versuch LORE 5)

Abb. 55 zeigt die in ca. 7 cm Abstand vor der Bauteiloberfläche gemessenen Strömungsgeschwindigkeiten. Diese fallen für den Versuch LORE 5 überraschenderweise nur unwesentlich geringer aus als für den Versuch LORE 9.

Soll nun diesen Geschwindigkeiten in Abhängigkeit von der mittleren Grenzschichttemperatur gemäß II.1 ein konvektiver Wärmeübergangskoeffizient zugeordnet werden, so müßten die im einzelnen zutreffenden Anströmlängen bekannt sein. Als Beispiel für eine mögliche Größenordnung stellt Abb. 56 unter Zugrundelegung einer Anströmlänge l von 3 cm für die Raster-verstellte Wand und 1 m für die oberen Meßstellen der nicht kassettierten Wand die über dieser jeweiligen Anströmlänge resultierenden konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten und die unter Bezug auf $dT = T_R - T_O$ gebildeten zugehörigen Wärmestromdichten dar.

Auffällig hierbei ist, daß für den Versuch LORE 9 mit der langen Anströmlänge Reynoldszahlen in der Größenordnung von 10^4 bis 10^5 entstehen, welche in Brandräumen mit Sicherheit turbulenten Strömungen

zuzurechnen sind; hingegen liegen die Reynoldszahlen bei den Meßorten mit Raster mit Werten um 10^2 deutlich unterhalb von 2300, so daß man mit der Voraussetzung eines laminaren Grenzschichtverhaltens größere konvektive Wärmeübergangskoeffizienten errechnet als im Falle ohne Raster (vgl. auch Abb. 5)!

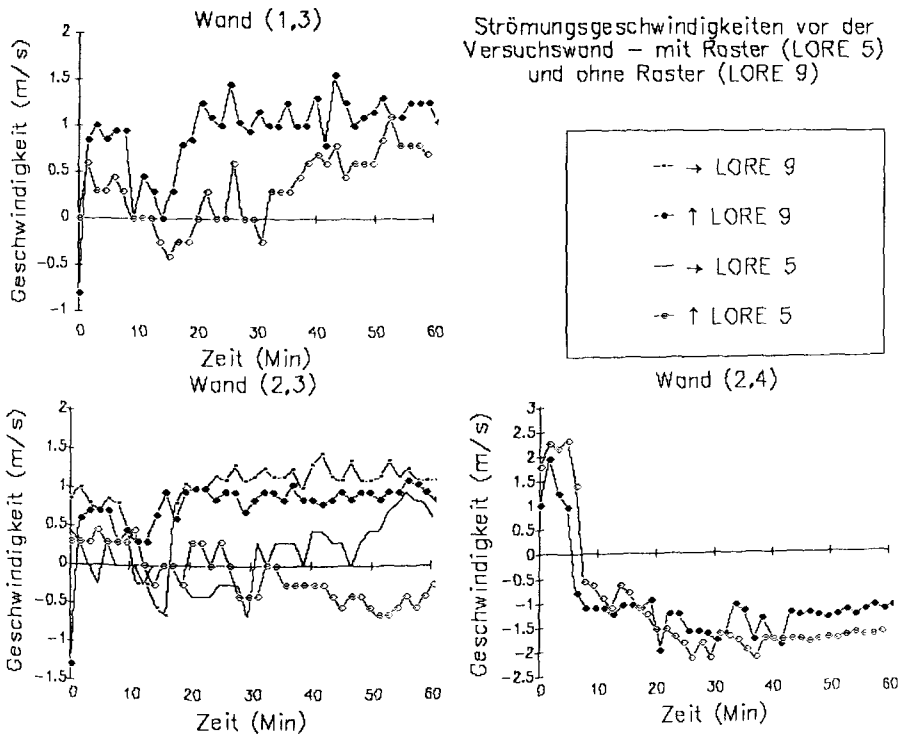


Abb. 55: Strömungsgeschwindigkeiten vor der Versuchswand – mit Raster (Versuch LORE 5) und ohne Raster (Versuch LORE 9)

Die aus den Gl. 2 bis 7 ermittelten konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten stellen dabei die über der gesamten vorgegebenen Anströmlänge gemittelten Werte dar (vgl. II.1), so daß am Ort der Anströmlänge l eher mit kleineren Wärmeübergangskoeffizienten zu rechnen ist.

Ausgehend von bekannten konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_k aus gemessenen Geschwindigkeiten und der aus der Bauteilerwärmung ermittelten gesamten Wärmestromdichte \dot{q} läßt sich der radiative Wär-

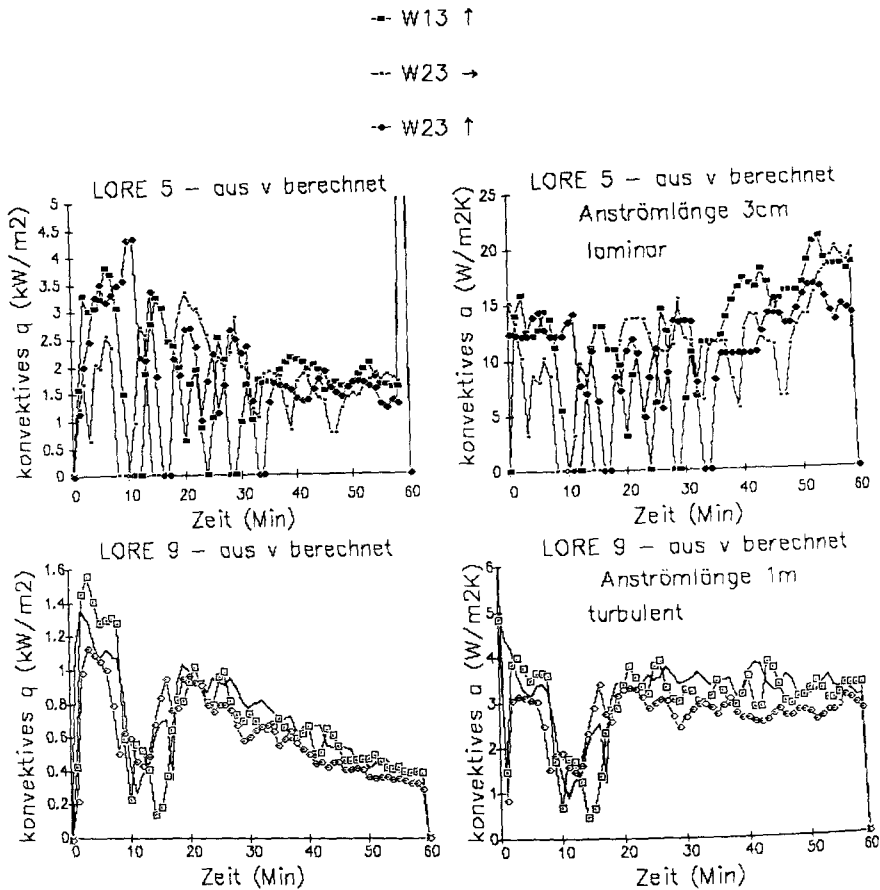


Abb. 56: Konvektive Wärmeübergangskoeffizienten und Wärmestromdichten (unter Bezug auf $\Delta T = T_R - T_O$) aus den gemessenen Geschwindigkeiten für die Versuche LORE 5 und LORE 9

mestromanteil ermitteln. Unter der Annahme, daß die im Strahlungsaustausch mit dem Bauteil befindlichen Körper durch die Brandraumtemperatur T_{BR} repräsentiert werden, kann der radiative Wärmeübergangskoeffizient α_{St} errechnet werden. Diese beiden auf unterschiedliche Temperaturdifferenzen bezogenen α_K und α_{St} lassen sich zu einem gemeinsamen α_{ges} addieren, welches sich dann auf eine zwischen T_R und T_{BR} liegende, durch die α_K und α_{St} gewichtete, beide Erwärmungsvorgänge gemeinsam beschreibende Gastemperatur T_{Gres} bezieht:

$$T_{Gres} = \frac{\dot{q}}{\alpha_K + \alpha_{St}} = \frac{\alpha_K(T_K - T_O) + \alpha_{St}(T_{St} - T_O)}{\alpha_K + \alpha_{St}} + T_O. \quad (65)$$

Abb. 57 zeigt für den Meßort W13 die auf diesem Weg ermittelten gesamten Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{ges} = \alpha_K + \alpha_{St}$ im Vergleich zu dem ausschließlich auf TR bezogenen $\alpha = \dot{q}/(TR - T_O)$ sowie die zugehörige resultierende Gastemperatur im Vergleich zu den beiden einzelnen Temperaturen $T_K = TR$ und $T_{St} = TBR$.

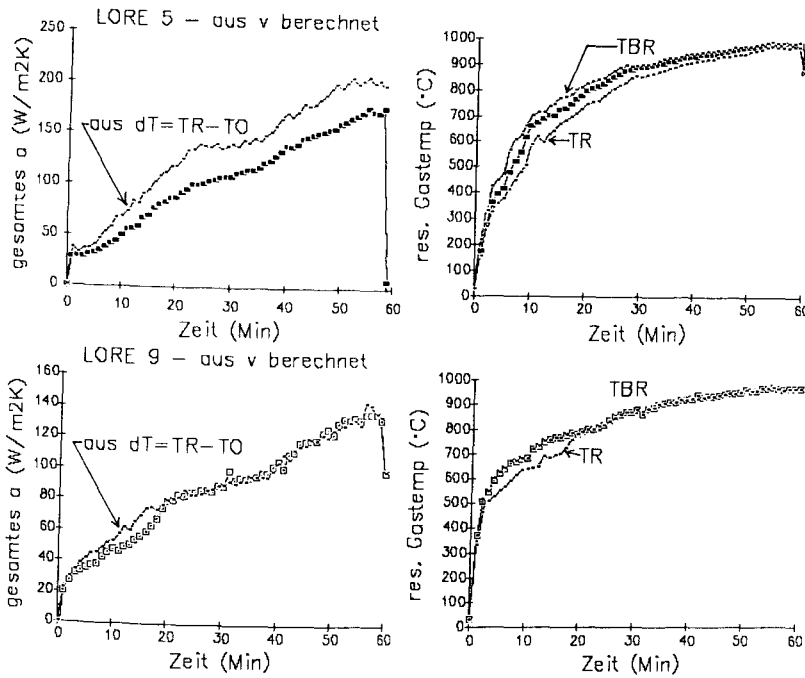


Abb. 57: Gesamte Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{ges} = \alpha_K + \alpha_{St} = \dot{q}_K/(TR - T_O) + \dot{q}_{St}/(TBR - T_O)$ und resultierende Gastemperatur T_{Gres} mit $\alpha_{ges} = \dot{q}/(T_{Gres} - T_O)$ für den Meßort W13 in den Versuchen LORE 5 und LORE 9

Da die Brandraumtemperaturen TBR im Versuch LORE 5 höher verlaufen als die 10 cm vor der Bauteiloberfläche gemessenen Temperaturen TR, ermittelt sich auf diesem Wege ein kleineres gesamtes α_{ges} als bei ausschließlichem Bezug auf die Temperatur TR.

Dieses Resultat ist für die Normbrände von geringer Bedeutung; bei den natürlichen Bränden aber können die ausschließlich auf TR bezogenen α_{ges} schnell höhere Werte liefern, als theoretisch unter Berücksichtigung aller im Strahlungsaustausch befindlichen Körper zu erwarten wäre (vgl. hierzu V.1.1).

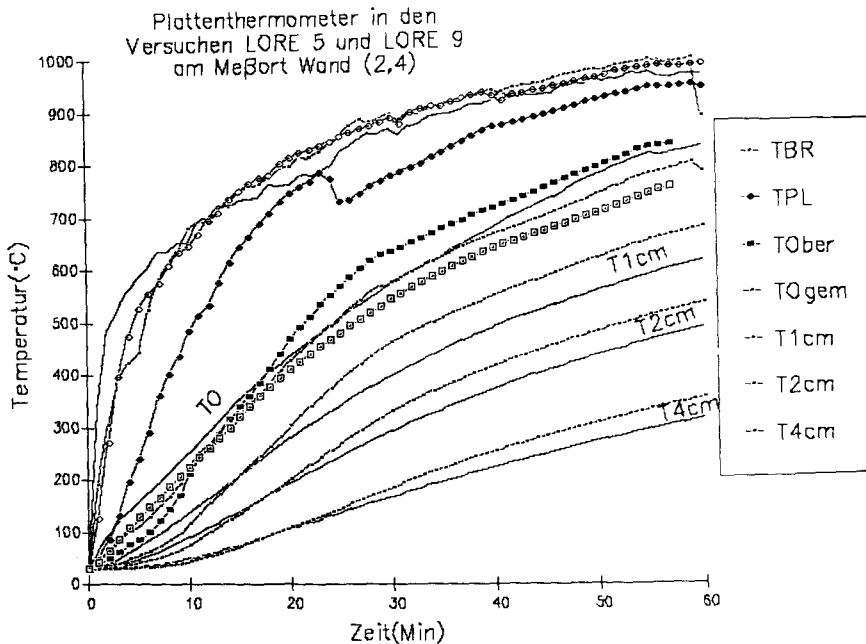


Abb. 58: Temperaturen im Plattenthermometer und umgebende Temperaturen für die Versuche LORE 5 (dunkle Symbole bzw. mit Punkt) und LORE 9 (helle Symbole bzw. keine)

Auswirkungen des Regalrasters vor der Wand zeigen sich indes auch auf die im Plattenthermometer gemessenen Temperaturen. Dieses befand sich für die Versuche LORE 5 und LORE 9 am Meßort Wand (2,4) ca. 8cm vor der Versuchswand, d.h. innerhalb eines der 30 cm x 30 cm großen Regalkästen.

In beiden Fällen werden am stählernen Plattenthermometer höhere Temperaturen als an der Betonoberfläche gemessen (vgl. IV.2.1.5). Mit Regalwand (Versuch LORE 5) verlaufen die im Plattenthermometer gemessenen Temperaturen in der Größenordnung der Raumtemperaturen und sind damit geringer als im Vergleichsversuch LORE 9 ohne Raster. In dem Versuch ohne Raster zeigt das Plattenthermometer sogar Werte an, die oberhalb der umgebenden Heißgastemperatur liegen (Abb. 58); seine Temperaturen entsprechen den höchsten überhaupt gemessenen Brandraumtemperaturen.

Diese unterschiedliche Erwärmung des Plattenthermometers mit bzw. ohne Raster entspricht keineswegs den gemessenen zugehörigen Bauteil-

lerwärmungen, hier liegen die Verhältnisse genau umgekehrt. Daher scheint für diesen speziellen Fall eines strömungsberuhigten Regalfaches das Plattenthermometer zur Beurteilung der thermischen Bauteilbelastung wenig geeignet.

IV.2.1.5 Variation der Baustoffe

Der Einfluß von Baustoffen auf die Erwärmung ist am besten unter der genormten ETK-Belastung zu untersuchen. Die Baustoffe wurden im Zusammenhang mit den folgenden Bauteilen (vgl. III.2) variiert:

Stahl:	Stahlstützen IPB 180 Verbundstützen mit Hohl- oder Doppel-T-Profil Plattenthermometer,
Normalbeton B35:	Stahlbetonstützen Stützenstummel Stahlbetonwand Meßstein und Wärmeübergangsblock,
Porenbeton:	Ytong-Meßstein,
Kalksandstein:	Kalksandstein-Mauerwerkswand,
Gipskarton:	Gipskarton-Ständerwerkswand.

Einer Untersuchung wenig zugänglich waren dabei die Meßergebnisse zu der Gipskartonwand und zu der Stahlstütze aus den unter IV.1.2 genannten Gründen.

An letzterer sind ausschließlich Oberflächentemperaturen gemessen worden. Diese Oberflächentemperaturen der im Stützenprüfstand getesteten Stahlstütze zeigen keine Richtungsabhängigkeit und nehmen über der Höhe leicht zu. Sie steigen entsprechend dem ETK-Verlauf an; nur wurden hier nach 60 Minuten Oberflächentemperaturen von 1300°C gemessen, welche bei einer relativ homogenen Brandraumtemperatur von maximal 1000°C und Flammentemperaturen von weniger als 1300°C (über weiten Teilen der Flammenlänge) die unter IV.1.2 ausgesprochenen Zweifel an diesen Meßergebnissen deutlich machen.

Die Erwärmung von Stahlstützen wurde deshalb nicht weiter verfolgt. Stattdessen wurden Verbundstützen (Doppel-T- und Hohlprofil) untersucht, da diese bei ebenfalls gegebener Stahloberfläche die Ermittlung von eintretenden Wärmeströmen aus der im Beton-Inneren gemessenen Temperaturverteilung ermöglichen.

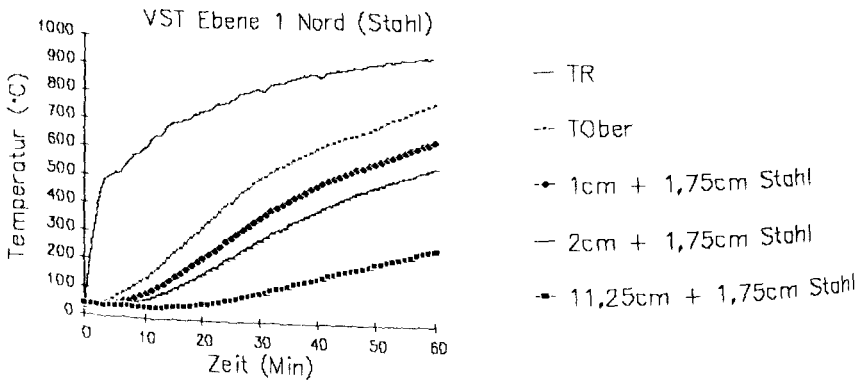
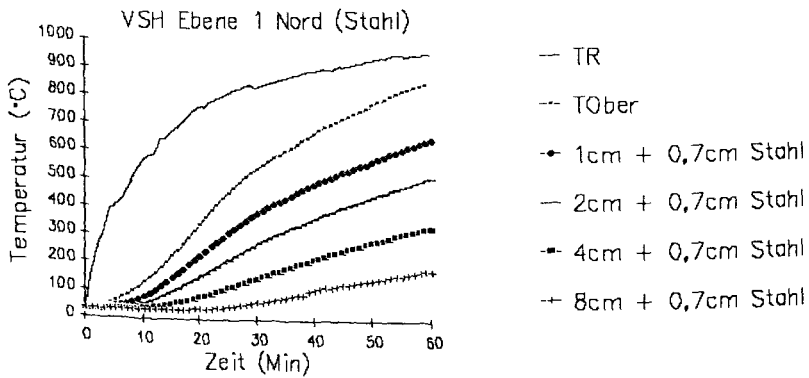
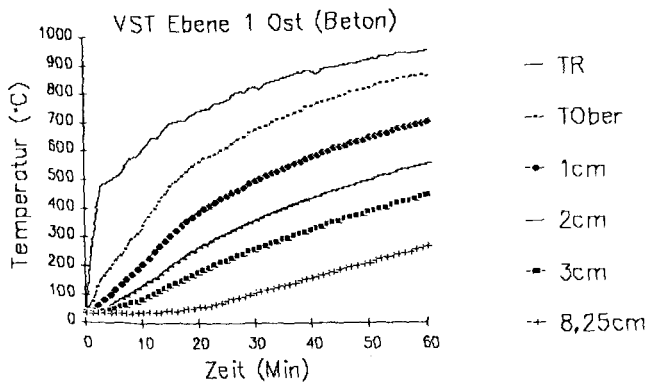


Abb. 59: Erwärmung der Verbundstützen mit Hohl- (VSH Versuch LORE 5) und mit Doppel-T-Profil (VST Versuch LORE 9) - Bauteiltiefen in Beton [cm] und Dicke des Stahlprofils [cm]

Die in Abb. 39 dargestellten Temperaturverläufe konnten in den späteren LORE-Versuchen an Verbundstützen reproduziert werden. Sie zeigen bzgl. der gemessenen Innentemperaturen, der hieraus berechneten Oberflächentemperaturen sowie der zugehörigen Wärmeübergangs-Kenngrößen ausgesprochen typische zeitliche Verläufe für ETK-belastete Verbundstützen (Stahloberseite) im Vergleich zu ETK-belasteten Betonbauteilen (Betonoberseite) (vgl. Abb. 59 und 60).

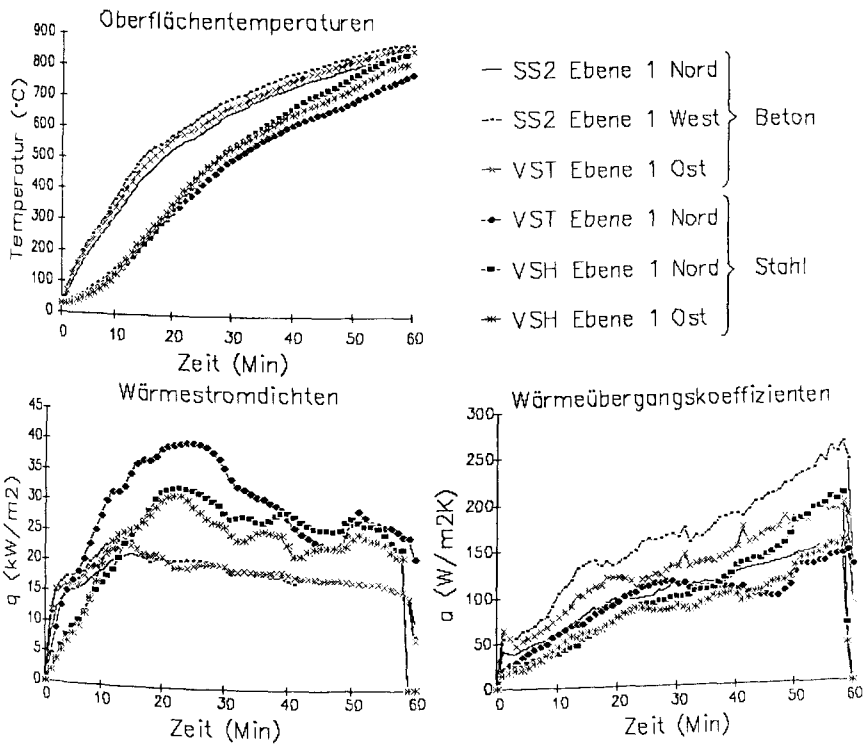


Abb. 60: Wärmestromdichten und Wärmeübergangskoeffizienten für Doppel-T-, Hohlprofil-Verbundstützen und Stahlbetonstützenstummel an vergleichbaren Meßorten im Deckenprüfstand b)

In Abb. 59 ist zu erkennen, daß in Abhängigkeit von der Dicke des zu erwärmenden Stahlprofils die Erwärmung der Betonfüllung verzögert geschieht. Gerade in den ersten Minuten des raschen Raumtemperaturanstiegs wird vom Stahlprofil wegen seiner hoher Wärmeeindringzahl $\sqrt{\rho \cdot c_p \cdot \lambda}$ viel Energie aufgenommen. Messungen von Oberflächentemperaturen am Stahlprofil wurden bei diesen Versuchen nicht durchgeführt.

Die in Abb. 60 abgebildeten Wärmeübergangskenngrößen sind vertrauenswürdig: die aus den Innentemperaturen ermittelten eintretenden Wärmestromdichten fallen für die stahlbedeckten Oberflächen mit Werten um 30 kW/m^2 deutlich höher aus als die mit ca. 20 kW/m^2 berechneten Wärmestromdichten für die Betonoberflächen; die zugehörigen Wärmeübergangskoeffizienten unterscheiden sich dagegen unerheblich.

Dies bedeutet, daß sich außer den durch die Strömungsverhältnisse für beide Baustoffe gleichermaßen gegebenen konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten (abgesehen von der Oberflächenrauigkeit) auch die radiativen Wärmeübergangskoeffizienten wenig voneinander unterscheiden. Diese variieren mit dem Emissionsgrad des betreffenden Baustoffes und sind zudem - trotz des Proportionalitätsansatzes mit der Temperaturdifferenz ($T_G - T_0$) (vgl. II.2) - abhängig von der Oberflächentemperatur.

In Abb. 61 sind die im Stützenprüfstand am gleichen Meßort mit gleichen Pyrometern - älteren Typs - ermittelten Emissionsgrade für Beton und Stahl abgebildet. Letztere Werte sind mit Vorsicht zu beurteilen wegen der großen Unterschiede zwischen berechneten und gemessenen Oberflächentemperaturen; die Emissionsgrade sind hier auf die berechneten Oberflächentemperaturen bezogen.

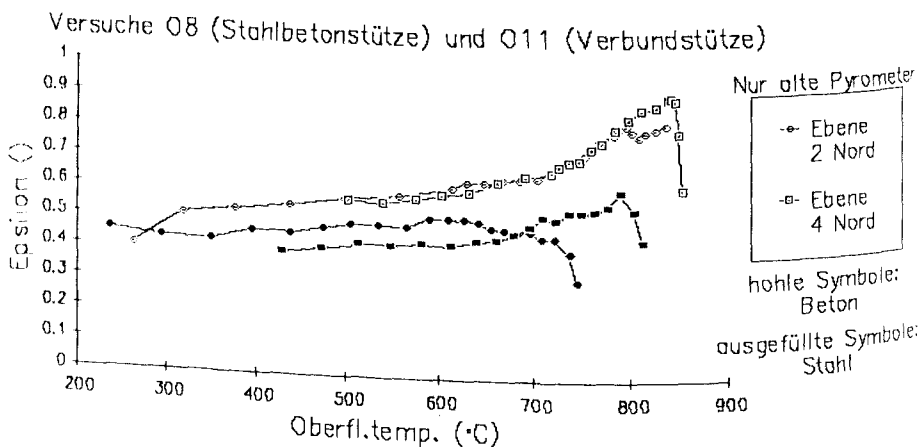


Abb. 61: Temperaturabhängige Emissionsgrade ϵ von Stahl und Beton für zwei jeweils gleiche Meßorte im Stützenprüfstand b) - ermittelt unter Verwendung derselben Pyrometer (älterer Typ)

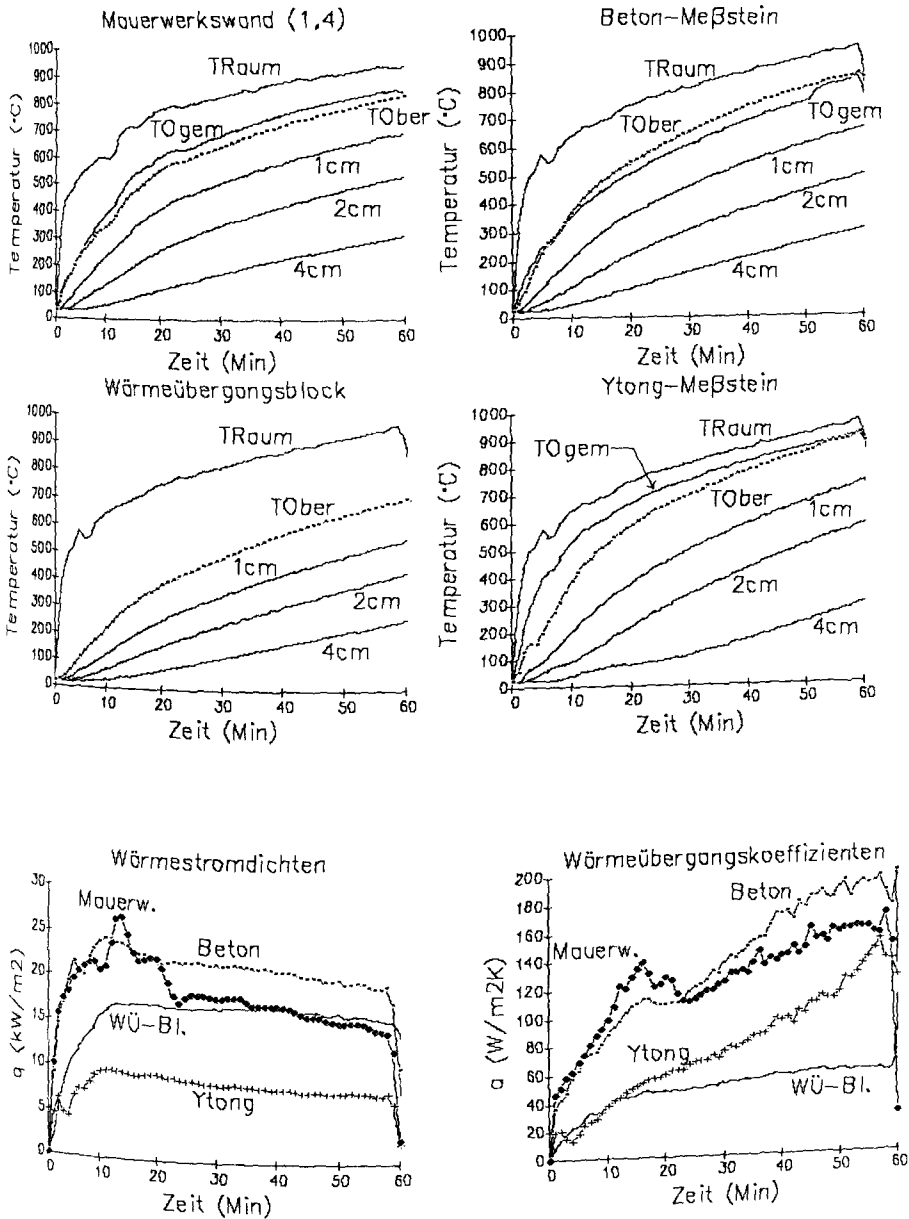


Abb. 62: Erwärmungen der Mauerwerkswand und der Meßsteine (Versuche LORE 13 und LORE 17)

Abb. 62 zeigt für Mauerwerk, den Ytong- und die Beton-Meßsteine die Baustoffe erwärmungen mit den dazugehörigen Wärmestromdichten und Wärmeübergangskoeffizienten. Die Mauerwerkswand (1,4) ist dabei den Meßsteinen nicht direkt vergleichbar, da dieser Meßort (auf gleicher Höhe) den Meßsteinen gegenüber liegt.

Der Berechnung der Wärmeübergangskennzahlen für den älteren Wärmeübergangsblok aus Beton wurden die gleichen Beton-Stoffwerte zugrunde gelegt wie für alle anderen Betonkörper (vgl. V.1.2.2.1). Ganz offensichtlich ist aber das Wärmeeindringverhalten (vgl. Ytong, Verbundstützen in den Abb. 62 und 59) dieses älteren Betons unbekannter Zusammensetzung anders einzustufen (vermutlich höhere Wärme-

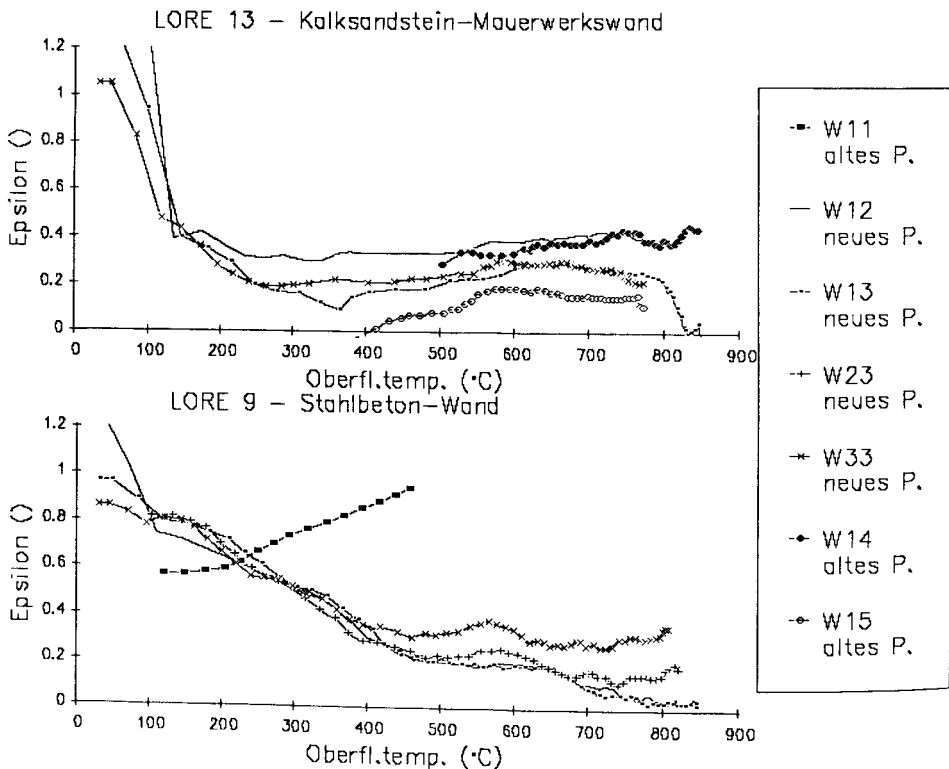


Abb. 63: Temperaturabhängige Emissionsgrade der Prüfwand für gipsverputztes Kalksandstein-Mauerwerk und für Stahlbeton

leitfähigkeit) als das der jüngeren hier verwendeten Betone. Die Erwärmung des Wärmeübergangsblockes wird daher im folgenden nicht weiter untersucht.

Die für die gipsverputzte Kalksandstein-Mauerwerkswand ermittelten Emissionsgrade zeigt Abb. 63. Streuungen bzgl. der einzelnen Meßkurven für die verschiedenen Meßorte sind eventuell auf den unterschiedlichen Zustand der abbröckelnden Putzschicht zurückzuführen. Für Ytong sind keine Emissionsgrade untersucht worden. Der Abb. 64 läßt sich der für die Ofenauskleidung aus Schamottesteinen zutreffende Emissionsgrad entnehmen. (Zu den temperaturabhängigen Emissionsgraden für Beton in den Abb. 61, 63 und 64 vgl. auch IV.1.3.)

Reflexions- und Absorptionsverhältnis
fester Körper für schwarze Strahlung von der Temperatur T (nach W. STRÖBER). 1 Schamotte, weiß;
2 Holz; 3 Porzellan; 4 Beton; 5 Dachpappe, Schiefer; 6 Aluminium, poliert; 7 Graphit

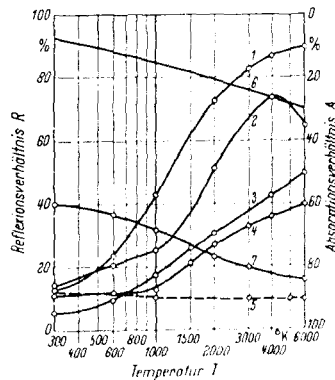


Abb. 64: Absorptionsverhältnis $A =$ Emissionsgrad ϵ in Abhängigkeit von der Temperatur (aus /11/)

Eine weitere Betrachtung soll der Erwärmung gleichartiger Prüfkörper in demselben Ofen unter Variation des Ofen-Auskleidungsmaterials gelten. Eine solche Variation ist zwar nicht vorgenommen worden, doch kann man die Erwärmung der gegenüber der aus verschiedenen Wandmaterialien gefertigten Prüfwand angeordneten Stützenstummel als eine Annäherung an diesen Einfluß verstehen.

In Abb. 65 sind zu den Brandraumtemperatur- und Oberflächentemperatur-Verläufen eines identisch plazierten Betonstützenstummels die eintretende Wärmestromdichte und der Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten für die Versuche LORE 9 (Stahlbetonwand), LORE 11 (gipsverputzte Kalksandstein-Mauerwerks-Wand) und LORE 17 (Gipskartonwand) dargestellt.

Kleinere Schwankungen und Unterschiede im Brandraumtemperaturanstieg innerhalb des ETK-Toleranzbereiches bei den einzelnen Prüfungen machen sich deutlich auf die eintretenden Wärmestromdichten bemerkbar.

Deswegen kann nur mit Vorbehalt aus den dargestellten Kurven geschlossen werden, daß der gegenüber einer Betonwand stehende Stützenstummel langsamer und weniger Wärme aufnimmt als der gegenüber einer Gipskartonwand oder einer gipsverputzten Kalksandstein-Mauerwerkswand befindliche.

Gemäß der ermittelten Emissionsgrade aus Abb. 63 kann sowieso nur für ca. die ersten 15 Brandminuten von einem variierten Strahlungseinfluß der gegenüberliegenden Wand ausgegangen werden, da die Emissionsgrade für Beton und Gipsputz (Gipskarton) sich nur im Oberflächentemperaturbereich von ca. 100°C bis 400°C voneinander zu unterscheiden scheinen.

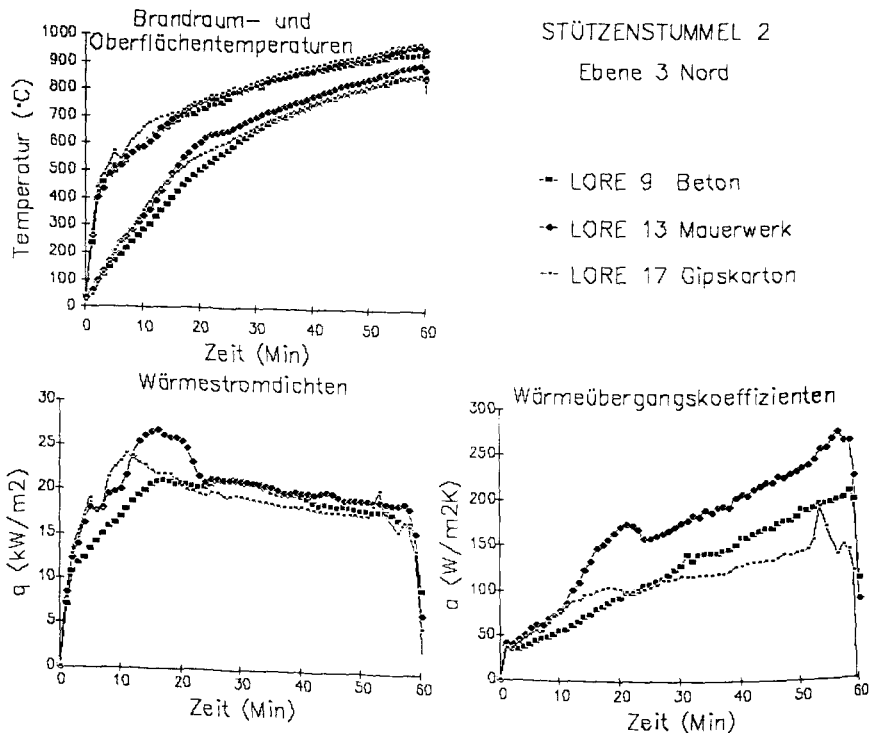


Abb. 65: Einfluß der Variation des einem Beton-Stützenstummel gegenüberliegenden Wandmaterials auf dessen Erwärmungsverhalten

Die Unterschiede der Wärmeübergangskennwerte sind im Verhältnis zur Meßgenauigkeit als gering einzustufen.

IV.2.2 Ergebnisse der natürlichen Brände

Sämtliche Brandversuche mit natürlichem Brandgut sind durch Ethanol in Gang gesetzt worden, welches in einer kleinen Blechwanne unter die Holzkrippen geschoben wurde. In den LORE-Versuchen wurden ca. 0,5 l Ethanol zur Zündung verwendet; in den anderen Versuchen waren es ca. 2 l Ethanol.

Der Zündort variiert für die einzelnen Brandversuche (vgl. Abb. 10). Ebenfalls aufgeführt in Abb. 10 sind die sich einstellenden Ventilationsbedingungen, d.h. das Sauerstoffangebot für die Verbrennung in den einzelnen Versuchen. Für Zuluft wird künstlich mittels Brennergebläse gesorgt - in der Regel mit einem über die gesamte Versuchsdauer konstanten Zuluftstrom. Ausnahmen stellen die LORE-Versuche dar, bei denen zu dem natürlichen Luftaustausch durch das Fenster zusätzliche Luft erst ab etwa der 9. Brandminute (in Abhängigkeit von der Verräucherung des Brandraumes - d.h. wenn ein Sauerstoffmangel deutlich erkennbar geworden ist) in ebenfalls konstanter Weise eingeblasen wurde.

Parallel zu dem Einblasen von Zuluft wurde Abluft aus den Brandräumen abgezogen. Auch hier wurde ein mittlerer Brandraumdruck von 0 ± 2 Pa angestrebt. Bei den LORE-Versuchen allerdings mußte wegen Umweltauflagen die Abluft über spezielle Kohlerfilter abgezogen werden, deren Absaugleistung sich nur in geringerem Umfang steuern ließ, so daß sich mittlere Brandraumdrücke bis zu 5 Pa ergaben.

Vorteilhaft ließ sich diese Abgasführung zu einer Rauchdichteuntersuchung der passierenden Gase nutzen.

IV.2.2.1 Variation des Brandverlaufs

Eine Variation des Brandverlauf wurde durch eine Variation des Brandgutes und der Brandlast bei variiertem Raumgeometrie vorgenommen. Einen weiteren Einfluß auf den Brandverlauf haben auch die Art der Zündung und das für einen brandlastgesteuerten Abbrand teilweise nicht ausreichende Sauerstoffangebot.

Abb. 66 zeigt die gemessenen Abbrandraten. Eine Bewertung der unterschiedlichen Brandgüter geschieht durch Überführung der Abbrandraten in die Energiefreisetzungsraten. Für die Annahme einer vollständigen und - im Falle der Mischbrandgüter - gleichanteiligen Verbrennung von Holz und PE werden die Energiefreisetzungsraten, wie in Abb. 67 dargestellt, abgeschätzt.

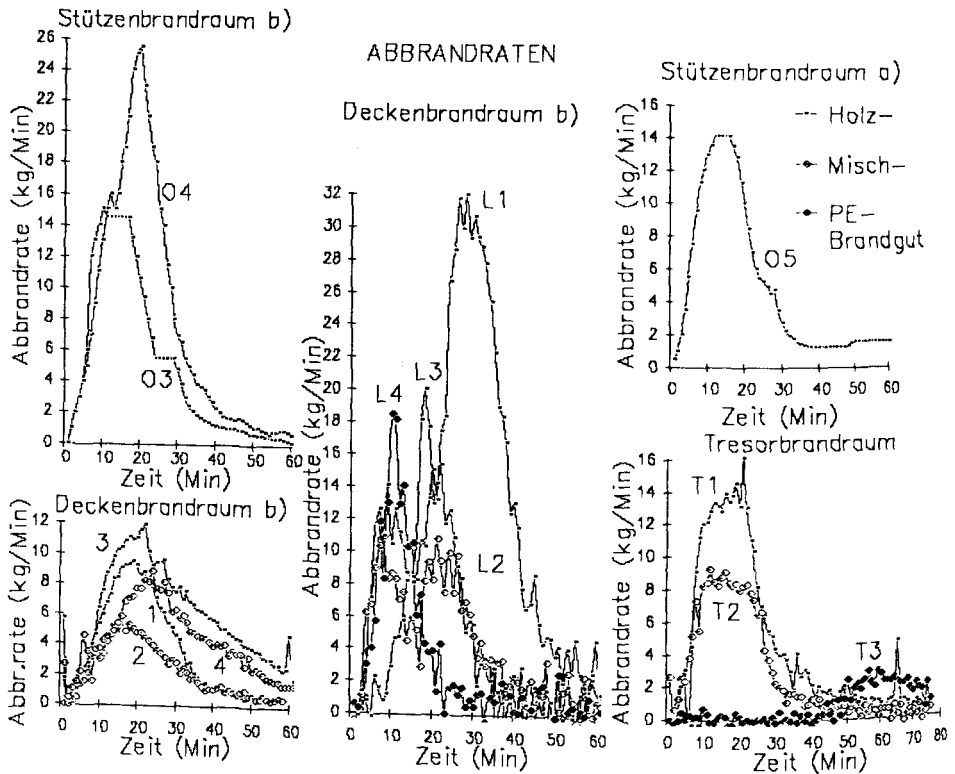


Abb. 66: Abbrandraten für die einzelnen Brandräume, Brandlasten und Brandgüter und Zündorte (Ausnahme: im Versuch L1 wurden beide Stapel jeweils an einer Ecke entzündet. Die Daten für O3, O4, O5 sind geglättet worden)

Entsprechend dem Spektrum der Energiefreisetzungsraten entwickelten sich auch - unter Berücksichtigung von Brandraumgröße und Ventilation - die Brandraumtemperaturen. Diese stellen sich für die natürlichen Brände deutlich inhomogen dar, so daß für eine Untersuchung

der Wärmeübergangsbedingungen die Lage des betrachteten Bauteils im Raum und zu den Flammen sowie maßgebliche Temperaturen zu definieren sind.

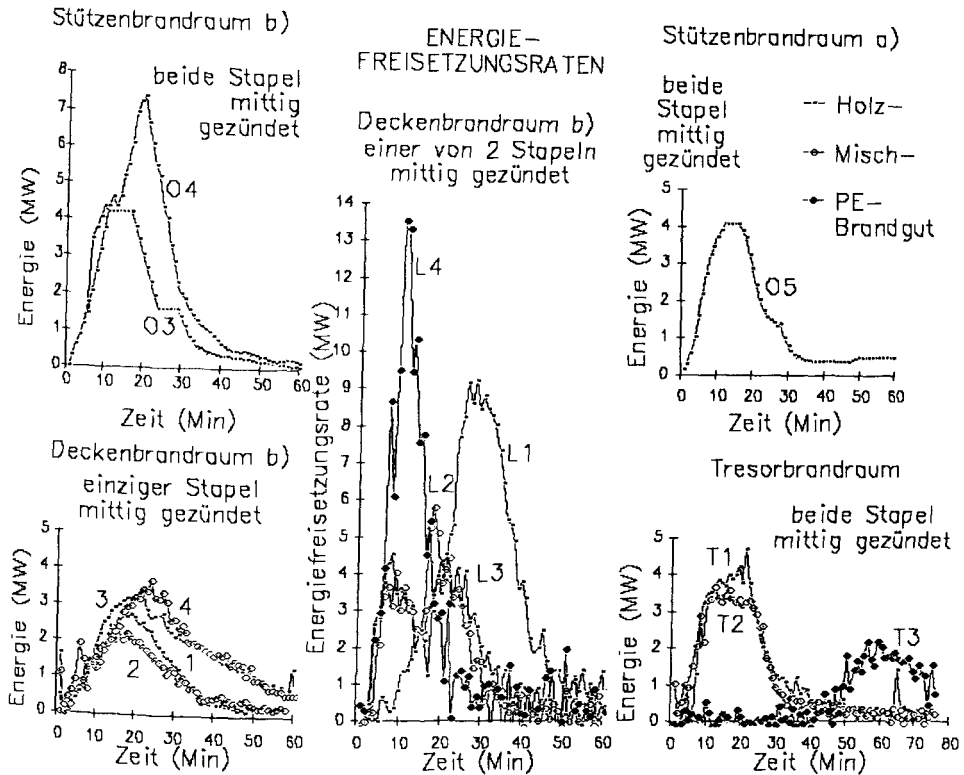


Abb. 67: Energiefreisetzungsraten (Annahmen: vollständige Verbrennung, gleichanteilige Verbrennung von PE und Holz beim Mischbrandgut) aus den gemessenen Abbrandraten für die einzelnen Brandräume, Brandlasten und Brandgüter und Zündorte (Ausnahme: im Versuch L1 wurden beide Stapel jeweils an einer Ecke entzündet. Die Daten für O3, O4, O5 sind geglättet worden)

Gerade unter dem Gesichtspunkt der Inhomogenität der Raumtemperaturen sind die 10 cm vor der jeweiligen Bauteiloberfläche gemessenen Temperaturen TR gut geeignet (vgl. auch V.1), die lokalen Temperaturverhältnisse für die Berechnung eines Wärmeübergangskoeffizienten

zu berücksichtigen. Im folgenden sollen - ebenso wie schon für die ETK-Brände - die an der Bauteiloberfläche ermittelten Wärmestromdichten auf die Temperaturdifferenz aus dieser Raumtemperatur TR und der berechneten Oberflächentemperatur bezogen werden.

Die Flammentemperaturen sind in diesem Versuchsprogramm nicht gemessen worden; sie können für die Holzbrandgüter mit ca. 1350 K und für die Polyethylenbrandgüter mit ca. 1440 K eingeschätzt werden (vgl. /35/).

a) Brandlast

Eine Variation der Brandlast in gleichem Versuchsstand wurde zwischen den Versuchen

- O1 und O4
- L3 und L1 Holz
- LORE 1,6,10,14 und LORE 3,7,11,15
- LORE 2 und LORE 4 Mischbrandgut

vorgenommen, wobei es sich mit Ausnahme der Versuche O1, O4 um eine Verdoppelung der Brandlast handelt. Untereinander lassen sich diese Versuchspaare - hinsichtlich einer Variation der Brandraumgeometrie oder des Brandgutes - nur vergleichen, wenn der Wärmeübergang einheitlich auf einen jeweils mittig im Brandraum liegenden Versuchskörper aus Beton betrachtet wird. Abb. 68 zeigt die ermittelten Kenngrößen für einen vergleichbaren Meßort (gute halbe Raumhöhe, feuerzugewandte Seite).

Bei einer Verdoppelung der Brandlast entwickeln sich höhere Brandraumtemperaturen (brandlastgesteuerter Abbrand), die außerdem auch länger auf das Bauteil einwirken. Um die inhomogene Raumtemperatur zu berücksichtigen, wurden die in 10 cm vor der jeweiligen Versuchskörper-Oberfläche gemessenen Raumtemperaturen TR für die Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten zugrundegelegt.

Vergleicht man - ungeachtet der unterschiedlichen zeitlichen Temperaturverläufe - die ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten miteinander, so ergeben sich in diesen Beispielen ca. doppelt so große Wärmeübergangskoeffizienten für die verdoppelte Brandlast wie bei einfacher Brandlast (vgl. Abb. 68). Für die Versuche L3 und L1 ist zu beachten, daß der Versuch L1 ventilationsgesteuert verlief und daher dem Versuch L3 nicht direkt vergleichbar ist.

Einfache und doppelte
Brandlast

Stüstu 1 Ebene 2 Nord

— LORE 2 u. LORE 4

- - LORE 1 u. LORE 3

+ LORE 6 u. LORE 7

* L3 u. L1 SS1 Süd

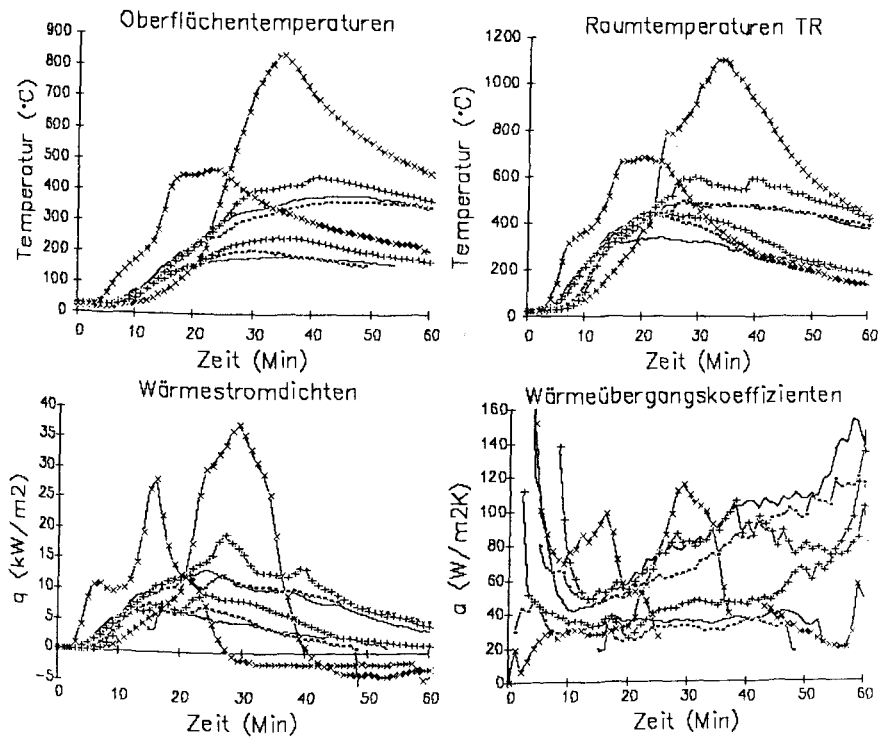


Abb. 68: Wärmestromdichten und Wärmeübergangskoeffizienten der brandraummittig angeordneten Stützenstummel bei Verdoppelung der Brandlast in den verschiedenen Brandräumen

Auswirkungen einer Variation des Brandraumes lassen sich kaum auswerten, da gleichzeitig mit der Raumgröße die Brandlast (vgl. Abb.9) sowie bezogenen Brandlast (vgl. Abb. 37) und die Zuluftbedingungen (vgl. Abb. 10) verändert wurden.

Den Versuchen LORE 1 und 2 bzw. LORE 3 und 4 sind lagen vergleichbare insgesamt freisetzbare Energien zugrunde, wobei es sich bei dem Brandgut in den Versuchen LORE 1 und 3 um Holz, in den Versuchen LORE 2 und 4 um Mischbrandgut handelt. Einflüsse des Brandgutes auf den Wärmeübergang sind diesen Ergebnissen nicht zu entnehmen (vgl. auch IV.2.2.1b).

Die Versuche LORE 1 und 6 bzw. LORE 3 und 7 sind mit Ausnahme einer schwereren und feuchteren Holzvariante für die Versuche LORE 6 und 7 mit der volumetrisch gleichen Brandlast und unter vergleichbaren Bedingungen durchgeführt worden (vgl. Abb. 9). Die Unterschiede im Brandverlauf und den Kenngrößen geben Hinweise auf die Reproduzierbarkeit natürlicher Brände.

Beim Vergleich von Abb. 43, 48 usw. aus IV.2.1 und Abb. Abb. 68 ist deutlich zu erkennen, daß die Wärmestromdichten und die Wärmeübergangskoeffizienten bei einem natürlichen Brand einen anderen zeitabhängigen Verlauf nehmen als bei einem Normbrand.

Zusammenfassend kann für die Abklingphasen der natürlichen Brände festgestellt werden, daß die von den Beton-Prüfkörpern abgegebenen Wärmestromdichten bis zu 5 kW/m^2 betragen, während sich die zugehörigen Wärmeübergangskoeffizienten im Bereich von $18 \text{ W/m}^2\text{K}$ bis $25 \text{ W/m}^2\text{K}$ bewegen und mit ihrer Streuung in keinerlei nachweisbarem Zusammenhang zu den variierten Versuchsparametern stehen (Freie Konvektion). Aus diesem Grund und weil für die Brandmodellierung vorzugsweise die Brandentstehungs- und die Vollbrandphase von Bedeutung sind, ist in den folgenden Absätzen auf die Darstellung der Meßergebnisse aus Abklingphasen der natürlichen Brände verzichtet worden.

b) Brandgut

Hier sind die unterschiedlichen Rahmenbedingungen hinsichtlich der Brandraumgröße/-geometrie, der Brandgutkonsistenz, der Zündvorgänge und Zuluftverhältnisse (vgl. Abb.10) sowie die teilweise verschiedenen hohen insgesamt freisetzbaren Energien zu berücksichtigen (vgl. Abb. 69).

Schon bei bloßer Versuchsbeobachtung treten Unterschiede zwischen diesen einzelnen Bränden deutlich hervor, wobei sich diejenigen mit Polyethylen in der Granulatkonsistenz von denjenigen mit Polyethylen in Formteilen deutlich voneinander unterscheiden.

Brandraumabmessungen L x B x H	Holz	Mischgut	Polyethylen
1,5 x 3,5 x 3,1	T1: 5,53	T2: 4,96 (Gr.)	T3: 4,44 (Granulat)
7,33 x 4,0 x 2,95	L3: 5,53	L2: 5,44 (Ft.)	L4: 5,36 (Formteil)
6,4 x 4,0 x 2,95	LORE7: 6,91	LORE8: 6,93 (Ft.)	

Abb. 69: Versuchsbezeichnung und Verbrennungsenergie (GJ) der Versuche mit unterschiedlichem Brandgut

Das in den Tresorbrandhaus-Versuchen T2 und T3 verwendete Polyethylen war ein in dünnen Säcken (als Brandlast vernachlässigt) verpacktes Granulat. Einen Vergleich dieser Versuche T1, T2, T3 untereinander, die sämtlichst durch Zündung beider Brandlaststapel in deren Mitte in Gang gesetzt worden sind und deren insgesamt freisetzbare Energien ähnlich dimensioniert waren (vgl. Abb. 69), veranschaulicht Abb. 70 mit mittleren Brandraumtemperaturen.

Im Fichtenholzbrandversuch T1 werden bei einer sehr homogenen Raumtemperaturverteilung die Maximalwerte von $700^{\circ}\text{C} \pm 30^{\circ}\text{C}$ etwa in der 26. Minute erreicht. Der Mischbrand des Versuchs T2 entwickelt sich wesentlich zügiger und klingt nach einer längeren, gleichbleibend heißen Phase zwischen der 10. bis 30. Minute mit Temperaturen um $700^{\circ}\text{C} \pm 100^{\circ}\text{C}$ rasch ab. Die langsamste und inhomogenste Temperaturentwicklung zeigt der Versuch T3, bei dem das Granulat zögernd glimmt bzw. schmilzt und dann mit seiner deutlich verkleinerten Oberfläche langsam abbrennt. So bleiben die Brandraumtemperaturen fast 40 Minuten lang in der Größenordnung von Wohnraumtemperaturen, um ca. in der 60. Minute ein Maximum zwischen 400°C und 800°C je nach Lage im Raum - zu finden.

Die mit Hilfe der Pyrometer unter Bezug auf die Raumtemperatur T_R ermittelten radiativen Wärmestromkomponenten zeigt Abb. 71. (Bei dem Holzbrandversuch T1 trat eine Störung der Strahlungsmessung ca. zwischen der 17. und 34. Minute auf.)

Änderungen in den Strahlungseinflüssen durch eine Variation des Brandgutes sind mit Hilfe der Pyrometrie schwer zu ermitteln, weil die für den Strahlungsaustausch des Bauteils angesetzten Vereinfachungen mit der Verwendung einer strahlungsrelevanten Gastemperatur T_R wegen der Potenzierung der Temperaturen in die 4. Potenz schnell zu großen Fehleinschätzungen führen (vgl. III.4.3).

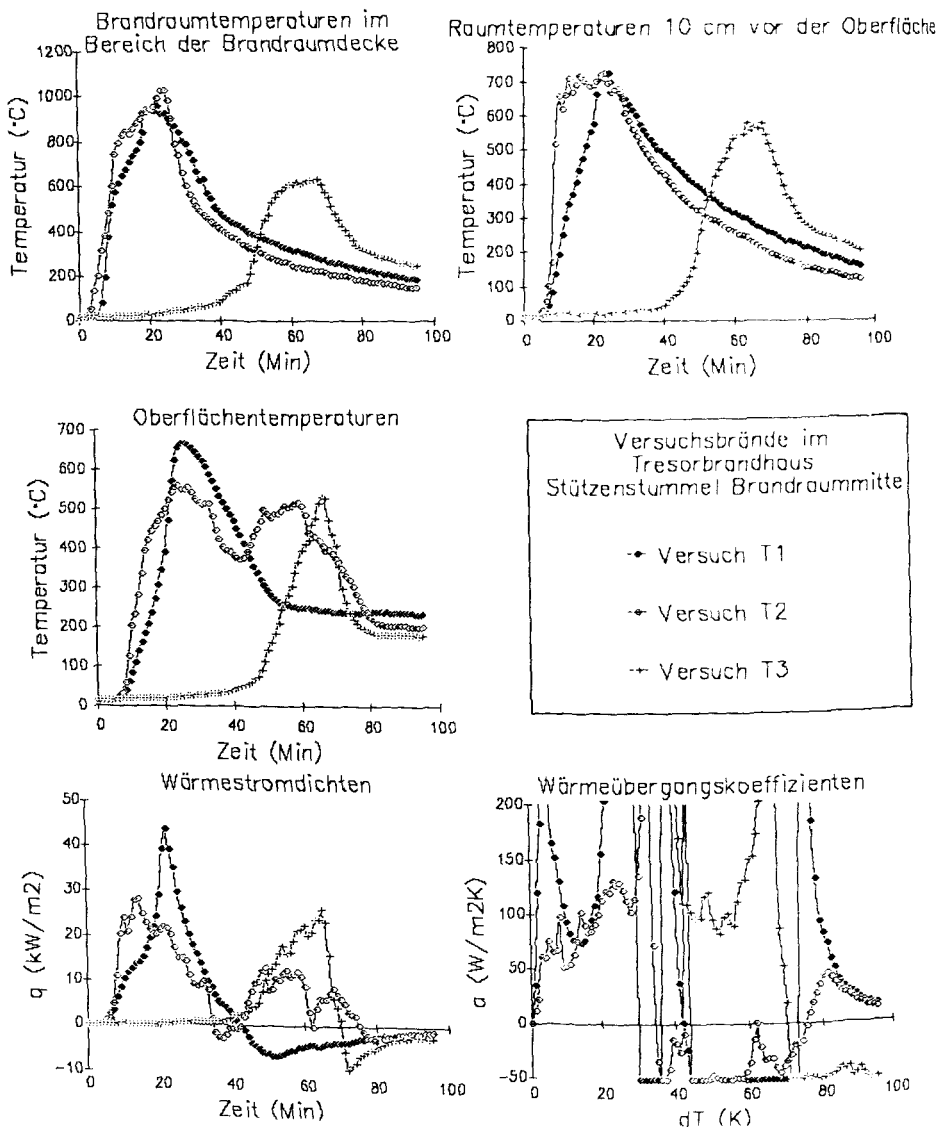


Abb. 70: Bauteilerwärmung des Brandraum-mittigen Betonstützenstummels in den Versuchen T1, T2 und T3: mittlere Brandraumtemperaturen, Raumtemperaturen 10 cm vor der Prüfkörperoberfläche, Oberflächentemperaturen und Wärmeübergangskennwerte

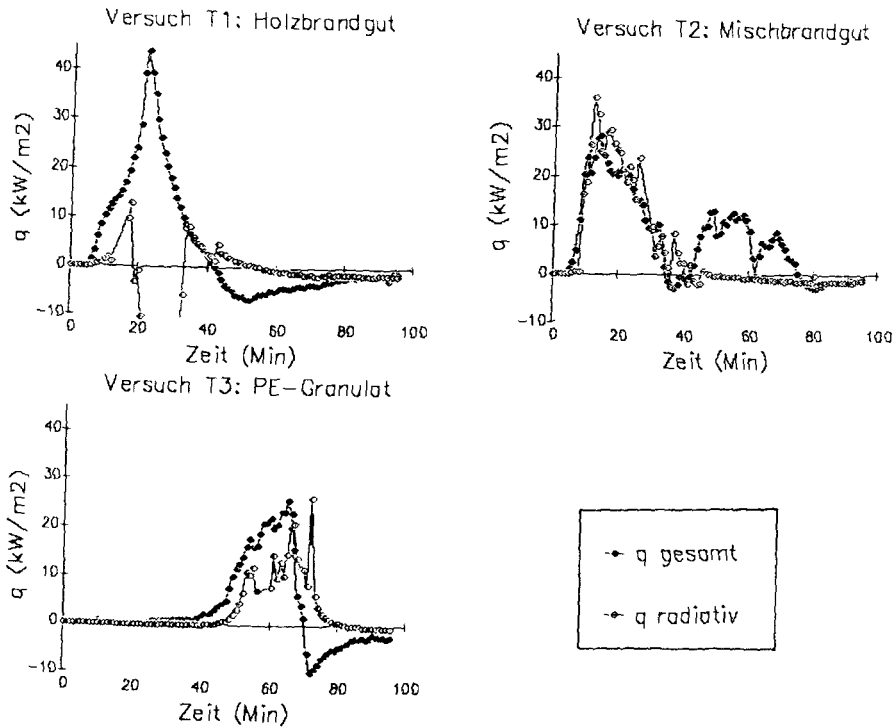


Abb. 71: Radiative Wärmestromdichten für die brandraummittigen Versuchskörper der Versuche T1, T2 und T3 (vgl. Abb. 70)

Ganz anders verliefen die Brände in dem größeren Deckenprüfstand, wo für die Versuche L3 (Fichtenholz), L2 (Mischbrandgut) und L4 (PE) die nahezu identischen Brandlasten und -zusammenstellungen verwendet wurden (gerinfügig höherer PE-Anteil). Das Brandgut unterschied sich allerdings hinsichtlich des Polyethylenanteils, da anstelle des Granulats Formteile verwendet wurden, die auf die Holzkrippenstapel aufgesetzt worden waren. Ein weiterer Unterschied zu der T-Serie lag in der Zündung jeweils nur eines der beiden Brandlaststapel.

Hier zeigte sich eine deutlich Steigerung der Brandheftigkeit mit Zunahme des Polyethylenanteils (vgl. Abb. 72).

Bei dem Versuch L2 mit dem Mischbrandgut sind die zwei Temperaturmaxima sehr ausgeprägt. So erreicht die Raumtemperatur jeweils in der Nähe des heftiger brennenden Brandlaststapels Werte um 800°C, in der

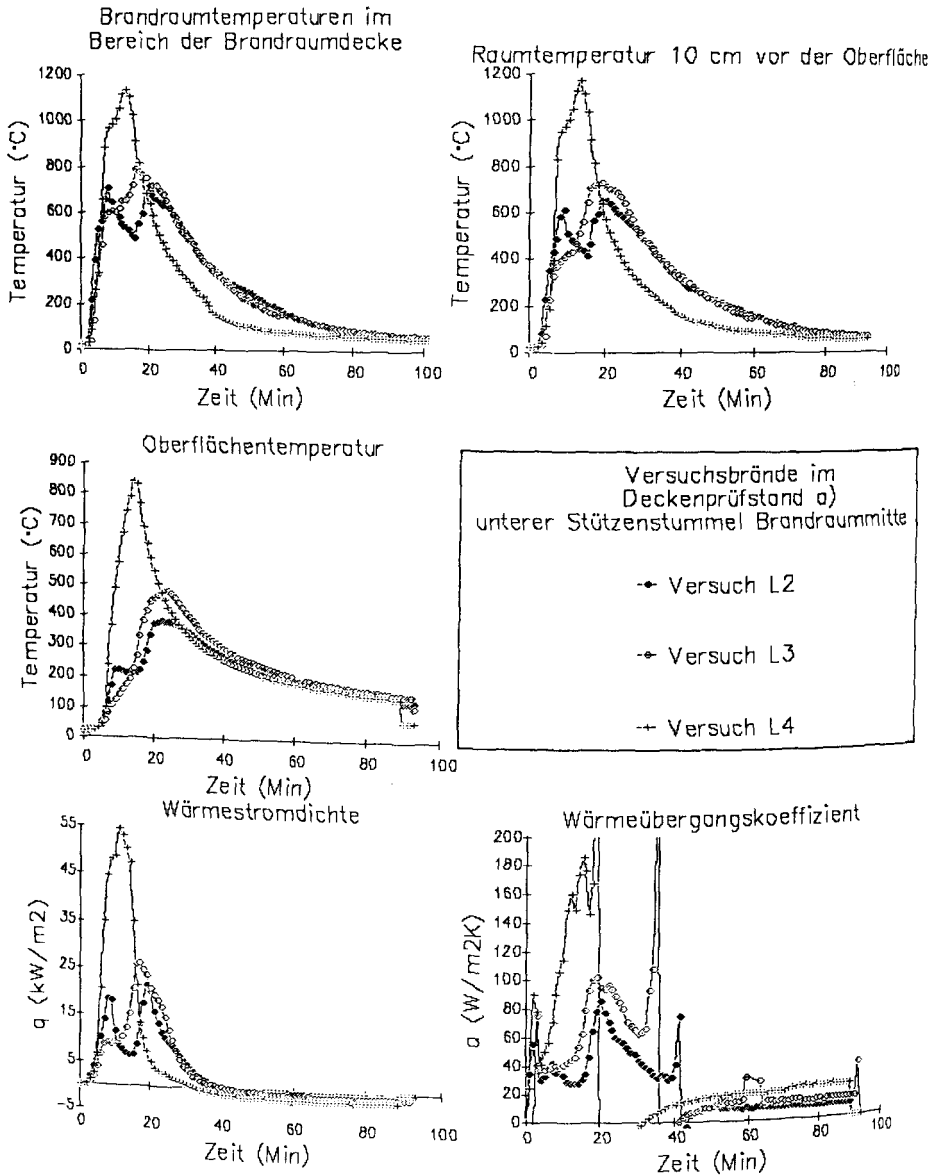


Abb. 72: Bauteilerwärmung des Brandraum-mittigen unteren Betonstützenstummels in den Versuchen L2, L3 und L4: mittlere Brandraumtemperaturen, Raumtemperaturen 10 cm vor der Prüfkörperoberfläche, Oberflächentemperaturen und Wärmeübergangskennwerte

Raummitte dagegen ergeben sich hintereinander zwei rel. Maxima von jeweils ca. 600°C. Der 'Feuerübersprung' fand erst in der 14. Minute statt, in der sich das Feuer des ersten Stapels schon im Abklingen befand.

In dem Fichtenholz-Brandversuch L3 treten die zwei Temperaturmaxima nicht so deutlich hervor, obwohl sich auch hier der zweite Brandlaststapel erst nach etwa der gleichen Versuchsdauer im Vollbrand befindet wie bei dem Versuch L2.

Im Gegensatz zu dem entsprechenden Tresorbrandhaus-Versuch T3 brennen im Versuch L4 beide Stapel aus Polyethylen nahezu sofort (!) und heftig unter starker Rauchentwicklung. Schon nach 14 Minuten klingen die auffallend homogenen Raumtemperaturen rasch ab. Während dieser Phase des Brandes herrscht ein Überdruck von mehr als 50 Pa im Brandraum, und der zugeführte Sauerstoff reicht für eine stöchiometrische Verbrennung nicht mehr aus.

Messungen der Rauchdichte konnten bei diesen Versuchen leider nicht durchgeführt werden.

In den LORE-Versuchen gab es jeweils nur einen Brandlaststapel, der von unten in der Stapelmitte gezündet wurde. Hier zeigten die Mischbrandgut-Versuche - mit energetisch gleichen Anteilen Holz und Polyethylen (Formteile) - nahezu gleiche maximale Brandraumtemperaturen wie die entsprechenden reinen Holz-Brandgut-Versuche. Doch zu Brandbeginn entwickelten sich die Mischbrände schneller und heftiger unter starker Rauchbildung (wie auch bei den L- und T-Versuchen), wobei das PE schmolz und sich brennend, an den Holzkrippenstapeln herabtropfend in einer Abbrandwanne sammelte.

Entsprechend steigen in den ersten Brandminuten die Brandraumtemperaturen (vgl. Abb. 73) sehr rasch an - schneller noch als bei der ETK - und erreichen nach nur 5 Minuten Werte um 750°C. In dieser Zeit sind Rußfreisetzung und Kohlenmonoxydgehalt sehr hoch.

Während der künstlichen Luftzufuhr (ab etwa der 9. Brandminute, z.T. ab der 35. Minute wieder reduziert) laufen alle Brände brandlastgesteuert ab (keine CO-Freisetzung), doch ist hier trotz vergleichbaren Luftdurchsatzes bei den Mischbrandversuchen eine höhere Sauerstoffkonzentration und ein geringerer CO₂-Anteil zu messen als bei

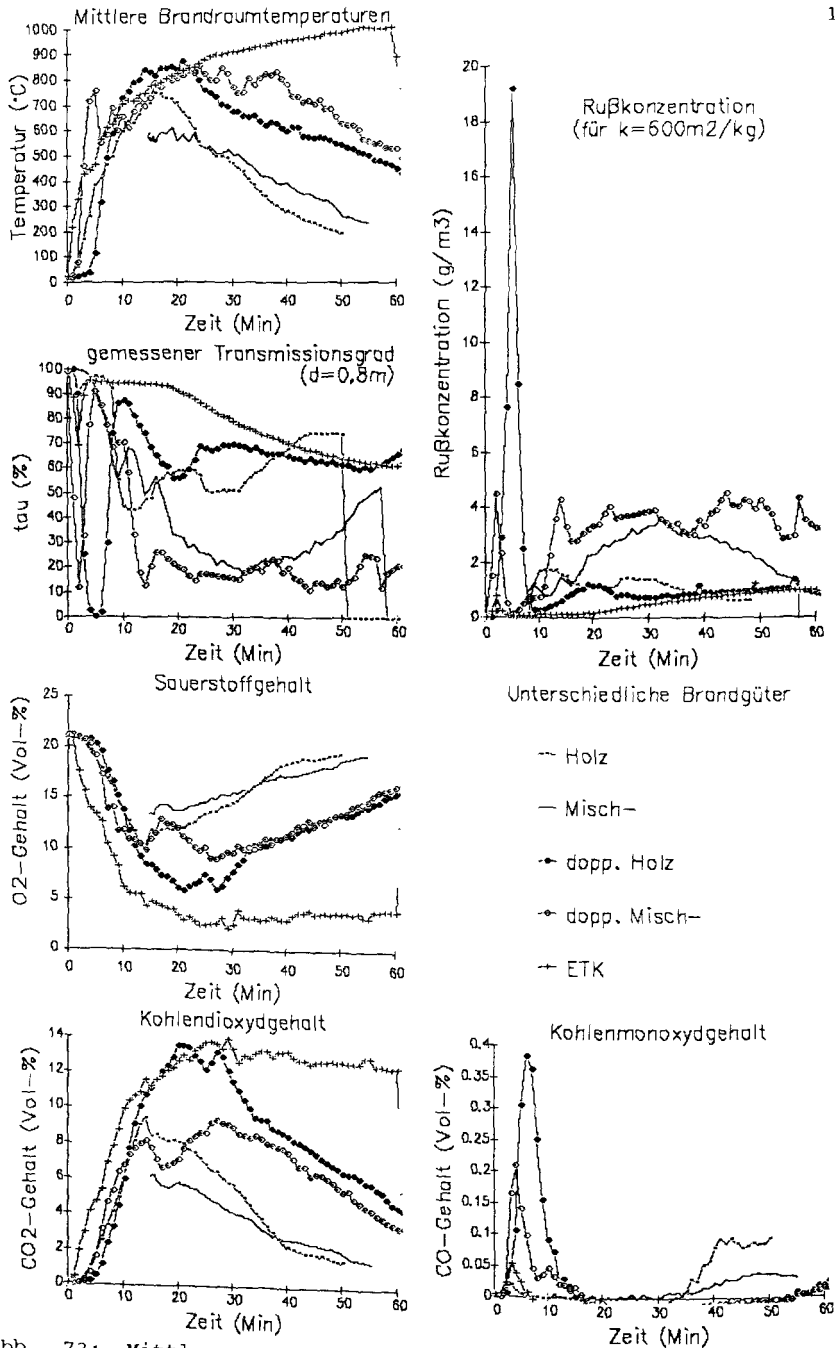


Abb. 73: Mittlere Brandraumtemperaturen, im Abgaskanal gemessene Transmissionsgrade, Rußpartikelkonzentration (mit $k = 600 \text{ m}^2/\text{kg}$), gemessener Gasgehalt ($\text{O}_2, \text{CO}_2, \text{CO}$) für die Brandgut-Varianten der LORE-Versuchsserie (hier vertreten durch die Versuche LORE 1 bis LORE 5)

den entsprechenden Holzbrandversuchen, was eigentlich auf eine geringere Energiefreisetzungsrate schließen läßt (vgl. auch Abb. 67).

Wegen der gleichzeitigen Variation von Brandraum, Brandgutzusammensetzung und Entzündung der Brandlasten, die sich in Form von einem bzw. zwei Stapeln darstellte, sind Vergleiche der Versuche variierten Brandgutes untereinander im Hinblick auf Auswirkungen des Brandgutes auf den Brandablauf oder die Wärmeübergangsbedingungen nur sehr bedingt möglich.

Generell gilt für die Brandversuche mit PE-Brandgut, daß sie mit einer starken Rauchentwicklung verbunden sind. Diese hat auch Konsequenzen auf die Bauteilerwärmung: die das Bauteil einhüllenden Gase schirmen es gegenüber anderen strahlenden Körpern ab und fungieren als nahezu einziger für einen Strahlungsaustausch zur Verfügung stehender Körper von Heißgastemperatur und ϵ_G gegen 1.

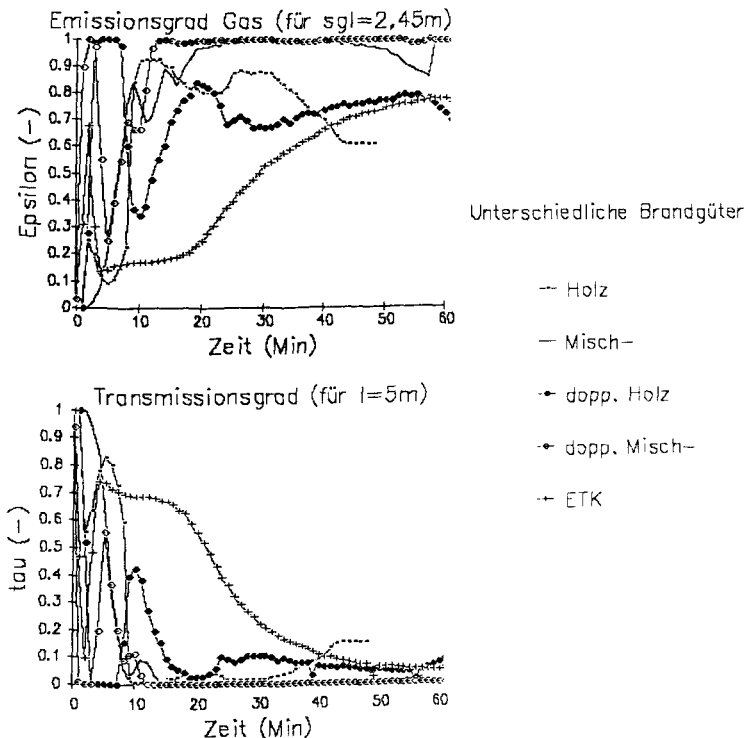


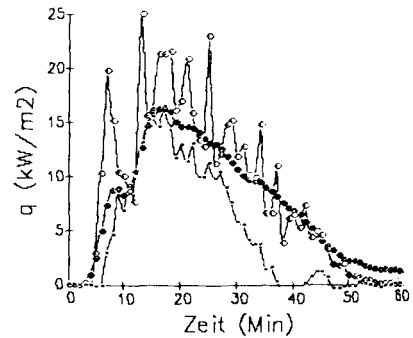
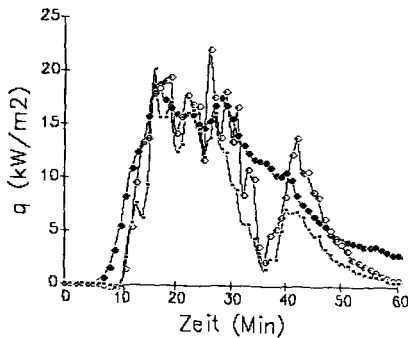
Abb. 74: Emissionsgrad der Gase für $s_{g1} = 2,45 m$ (Deckenprüfstand b) und Transmissionsgrad für $l \cong 5 m$ aus den Rauchdichtemeßergebnissen für die LORE-Versuche LORE 1 bis LORE 5)

In Abb. 73 sind zu den im Heißgasabzugskanal gemessenen Transmissionsgraden die Rußkonzentrationen der Rauchgase für $k = 600 \text{ m}^2/\text{kg}$ angegeben. Der Emissionsgrad der Gase stellt sich dann für den Deckenbrandraum b) mit einer gleichwertigen Schichtdicke von $s_{g1} = 2,45 \text{ m}$ (vgl. II.2, Gl. 21) wie in Abb. 74 abgebildet dar. Hier ist ebenfalls der für die Pyrometermessungen bei einer Wegstrecke durch den Rauch von i.M. ca. $l = 5 \text{ m}$ maßgebliche Transmissionsgrad angegeben.

Versuch LORE 7 W12

Versuch LORE 8 W12

Wärmestromdichten:



Wärmeübergangskoeffizienten:

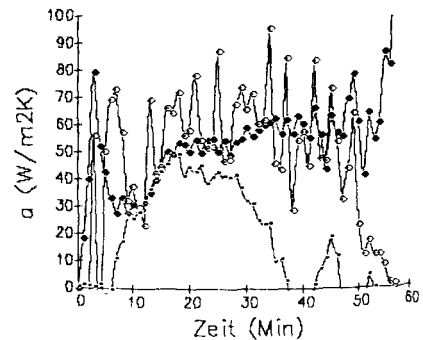
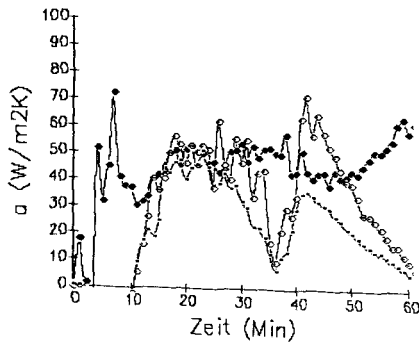


Abb. 75: Der Einfluß der Rauchgasemission auf die berechneten radiativen Erwärmungsanteile für den Holzbrandversuch LORE 7 und den Mischbrandgut-Versuch LORE 8 (● - gesamter Kennwert, ○ - radiative Komponente nach Gl. 45 mit Gl. 51, • - radiative Komponente nach Gl. 31 mit Gl. 50)

In Abb. 75 sind für den Wandmeßort W12 beispielhaft die radiativen Erwärmungsanteile (hier für ein Pyrometer des "neuen Typs") für den Holzbrand LORE 7 und für den Mischbrand LORE 8 dargestellt - einmal

unter Berechnung nach Gl. 45 mit Gl. 51 und unter Vernachlässigung der Gasemission; einmal unter Berechnung nach Gl. 31 mit Gl. 50 (diese ϵ -Werte wurden geglättet) bei Berücksichtigung der Gasemission. Es zeigt sich, daß der Einfluß der Gasstrahlung auf die Ermittlung der radiativen Erwärmungskomponenten im Verhältnis zu anderen Ungenauigkeiten (wie z.B. der Verwendung einer nicht strahlungsrelevanten Temperatur) klein ist.

Auch für die natürlichen Brände ergeben sich bei Berechnung der radiativen Erwärmung der Bauteile mit Hilfe der Pyrometrie i.d.R. recht große radiative Wärmeübergangskoeffizienten; sie liegen in der Größenordnung der gesamten Wärmeübergangskoeffizienten. Eine Variation des Brandgutes zwischen Holz- und Mischbrandgut läßt im Hinblick auf die Gewichtung der einzelnen Erwärmungskomponenten keine Unterschiede erkennen.

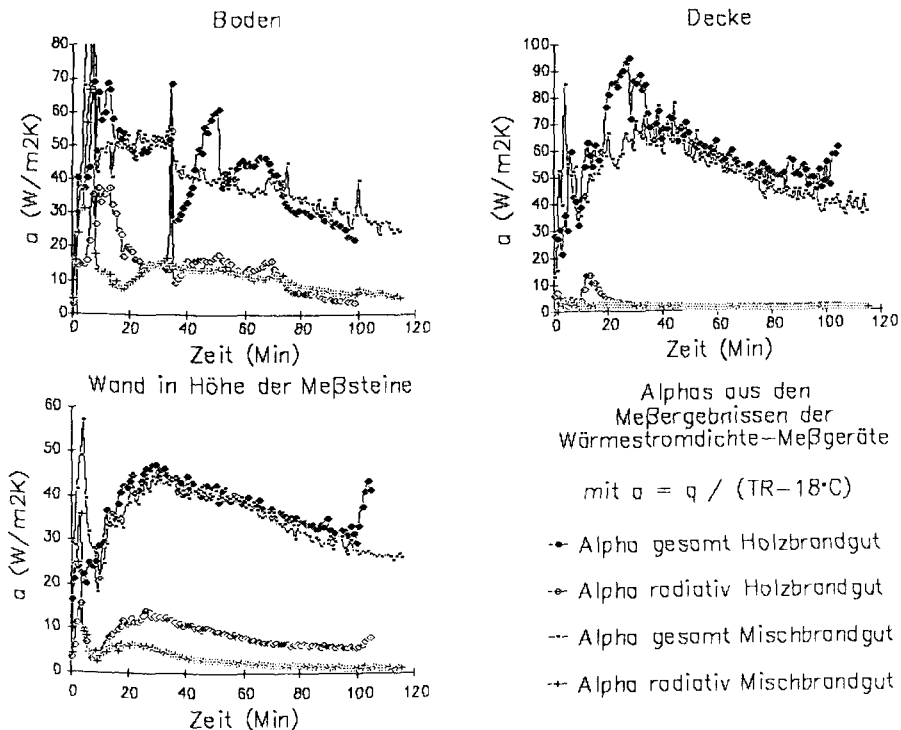


Abb. 76: Wärmeübergangskoeffizienten aus den Meßergebnissen der Wärmestromdichtemeßgeräte für die Versuche LORE 11 (Holzbrandgut) und LORE 12 (Mischbrandgut)

Im Vergleich zu den (Abb. 75) berechneten Wärmeübergangskoeffizienten zeigt Abb. 76 die ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten aus den Messungen mit den Wärmestromdichtemeßgeräten an Decke, Boden und der Wand in Höhe der Meßsteine (vgl. Abb. 24). Die nahezu identischen zeitlichen Verläufe der gesamten Wärmeübergangskoeffizienten α_{ges} entsprechen der Vergleichbarkeit der Brandraumtemperaturverläufe für den Holzbrandversuch LORE 11 und den Mischbrandgut-Versuch LORE 12. Nur liefert dieses Meßsystem wesentlich kleinere radiative Erwärmungsanteile. Einflüsse des Brandgutes sind auch hier wieder nicht eindeutig auszumachen. Die α_{ges} liegen in der Größenordnung der rechnerisch aus der Bauteilerwärmung ermittelten α_{ges} .

Auch aus der Erwärmung des Plattenthermometers im Vergleich zu berechneten und gemessenen Oberflächentemperaturen lassen sich keine Rückschlüsse auf eine veränderte Strahlungseinwirkung der zusammen mit dem Brandgut variierten Rauchgase ziehen. Die im Plattenthermometer gemessenen Temperaturen liegen auch hier in der Größenordnung der 10 cm vor der Wand gemessenen Raumtemperaturen.

IV.2.2.2 Variation der Brandraumgeometrie

Zur Untersuchung eines Einflusses der Brandraumgeometrie auf die Wärmeübergänge ist eine Gegenüberstellung der Holzbrandversuche O1, O4, O5, T1, L3, L1, LORE 1 und LORE 3 vorgenommen worden, um Einflüsse aus der Variation des Brandgutes zu verhindern.

Hier entwickeln sich die Brandverläufe in Abhängigkeit von der Brandlast, der Anordnung der Brandlasten, Art der Zündung, Anordnung von Zu- und Abluftöffnungen, Luftdurchsatz ... unterschiedlich - was zu untersuchen nicht Aufgabe dieses Vorhabens ist.

Daher finden sich keine zwei Brände mit identischen Temperaturverläufen in verschiedenen Brandräumen. Zum anderen bewirkt die inhomogene Temperaturverteilung, der lokal begrenzte Brandherd, der sich ausbildende Plume mit seiner Einflußnahme auf Gasströmungen im Raum eine im Vergleich zum Normbrand viel größere Streuung der Wärmeübergangsbedingungen in Abhängigkeit von der Lage im Brandraum (vgl. IV.2.2.3). Hierdurch wird das Schlußfolgern auf Einflüsse aus einer Variation der Brandraumgröße oder -geometrie erschwert.

Infolgedessen führten auch Versuche, Zusammenhänge zwischen den ermittelten Wärmeübergangskennwerten und anderen brandspezifischen

Größen im Hinblick auf eine Variation der Brandraumgröße zu erkennen, zu keinerlei Erfolg.

Die Einflüsse aus der direkten Umgebung wie die Anordnung der Meßebene zum Raum, zu den Brandherden, zu Lüftungsöffnungen usw. spielen eine größere Rolle für den Wärmeübergang als die Größe und Geometrie des Brandraumes.

IV.2.2.3 Variation der Meßkoordinaten bzgl. des Brandraumes

Im Gegensatz zu den ETK-Brandversuchen, wo die homogene Raumtemperaturverteilung eine notwendige Bedingung für die Normprüfung darstellt, die durch über der gesamten Bodenfläche oder Wandfläche verteilt angeordnete Ölbrenner mit weit in den Brandraum hineinreichenden Flammen erreicht wird, sind bei den natürlichen Bränden die Anordnungen der bzw. des Brandherdes zu den Bauteiloberflächen und damit deren thermischen Belastungen sehr unterschiedlich.

Am deutlichsten sind diese Unterschiede über der Versuchswand der LORE-Versuche sowie an Stützen(stummeln) zu erkennen, die nur einseitig dem Feuer zugewandt waren.

In den Abb. 77 und 78 sind einmal für die feuerabgewandte Ost-, einmal für die feuerzugewandte Nord-Seite die Temperaturen und ermittelten Wärmeübergangskennwerte für die Stütze SS2 (vgl. Abb. 24) im Versuch LORE 7 über der Höhe dargestellt.

Auf beiden Seiten nehmen die vor der Stütze gemessenen Raumtemperaturen mit der Höhe zu. Entsprechend entwickeln sich auf der feuerabgewandten Seite die Oberflächentemperaturen; auf der feuerzugewandten Seite bewirkt die Flammenstrahlung eine nahezu gleichmäßige Erwärmung der Stütze über der Höhe. Nur für die oberste Meßebene werden erhöhte Wärmeströme und Oberflächentemperaturen gemessen. Obwohl hierfür vermutlich die dichtere Verrauchung der Heißgase verantwortlich gemacht werden muß - eine Schichtung der rauchigen Heißgase über einer optisch dünneren Frischluftschicht war vom Zeitpunkt der eingestellten künstlichen Luftzufuhr an nicht mehr zu erkennen - , werden diese Effekte unabhängig vom verwendeten Brandgut gleichermaßen beobachtet.

Verallgemeinert zeigen in Abhängigkeit von der Lage zu den Flammen nicht nur die oberen sondern auch die untersten Meßebenen höchste

Wärmestromdichten (vgl. Abb. 80 Meßwand). Die höchsten Wärmeübergangskennwerte werden dagegen nicht in den Lagen der oberen Meßebenen sondern an den Meßorten dicht bei den Flammen (hier am Boden) gemessen.

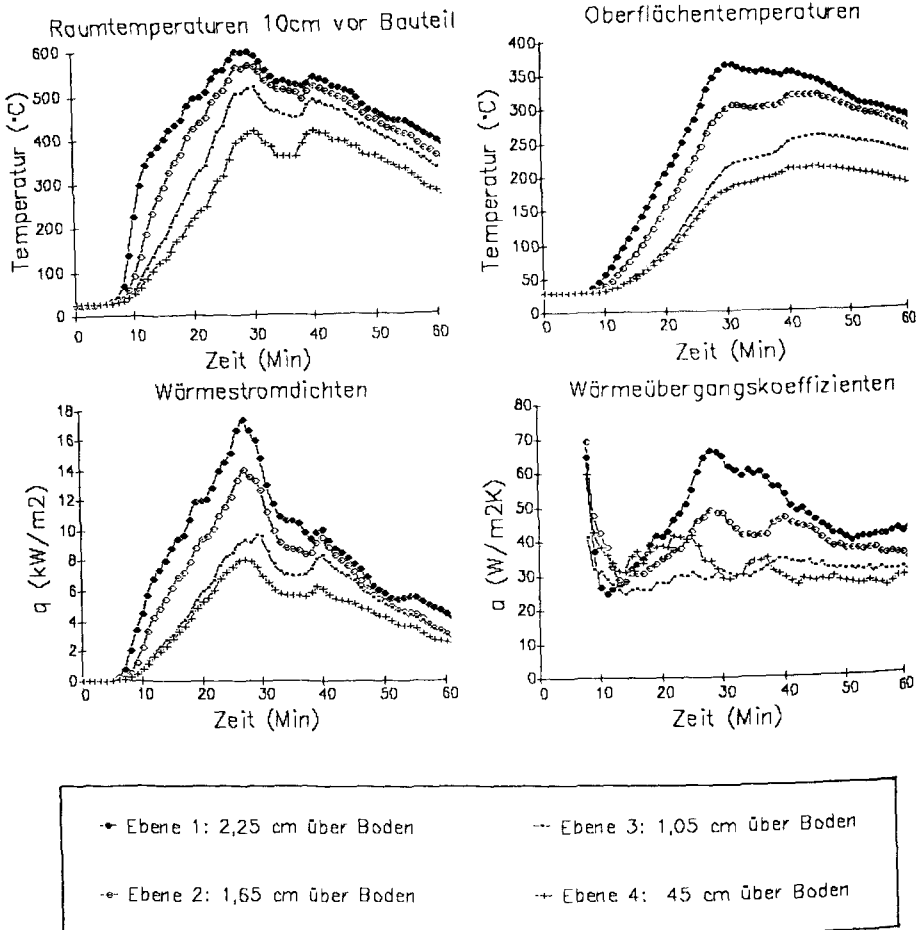


Abb. 77: Erwärmung des Stützenstummels 2 Ost - feuerabgewandte Seite
- über der Höhe im Versuch LORE 7 (Fichtenholz)

Im Mittel betragen für die Brände im Deckenprüfstand b) mit Brandlasten von 400 kg Holz bzw. der äquivalenten Menge Mischbrandgut die maximalen Wärmeübergangskoeffizienten

- zwischen $25 \text{ W/m}^2\text{K}$ und $45 \text{ W/m}^2\text{K}$ in den unteren Meßebenen von flammenfernen und feuerabgewandten Meßorten
- zwischen $40 \text{ W/m}^2\text{K}$ und $80 \text{ W/m}^2\text{K}$ für die höchste Meßebe (immerhin noch 79 cm unterhalb der Decke) an flammenfernen und feuerabgewandten Meßorten
- von $100 \text{ W/m}^2\text{K}$ bis $150 \text{ W/m}^2\text{K}$ und mehr (vgl. V.1) an feuerzugewandten, flammennahen Meßorten.

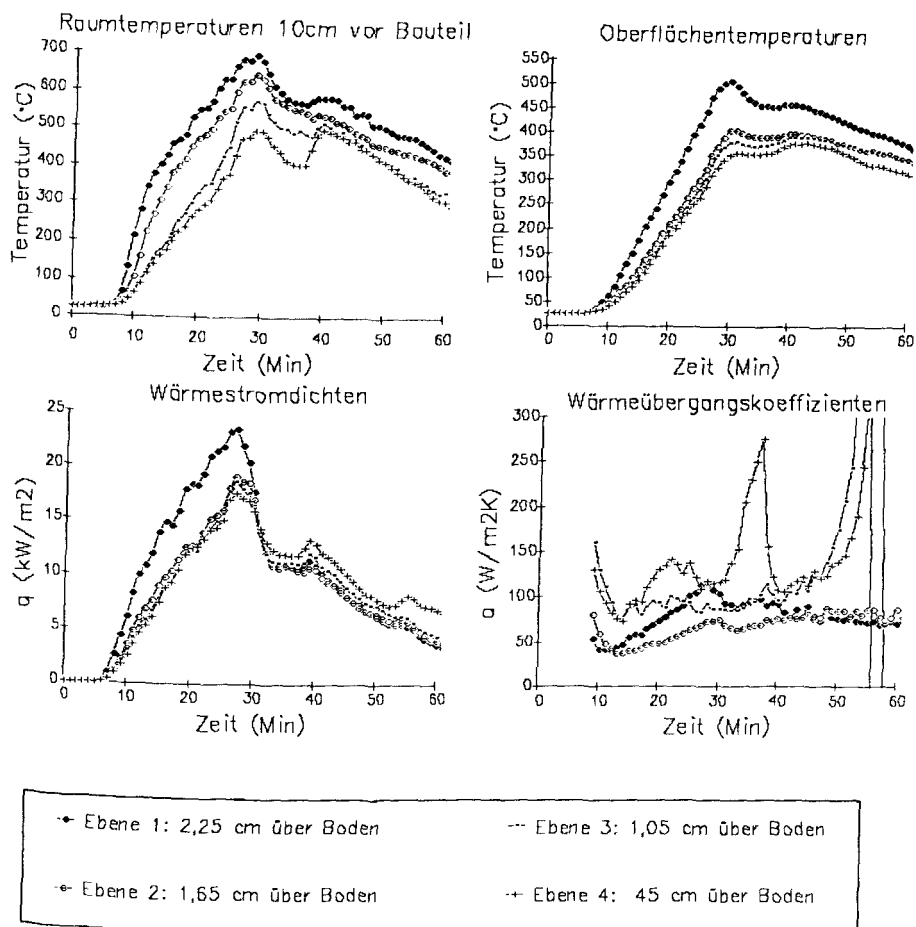


Abb. 78: Erwärmung des Stützenstummels 2 Nord - feuerzugewandte Seite - über der Höhe im Versuch LORE 7 (Fichtenholz)

Für die Brände im Deckenprüfstand b) mit Brandlasten von 200 kg Holz betragen die maximalen Wärmeübergangskoeffizienten in der Regel um $30 \text{ W/m}^2\text{K}$; sie nehmen mit der Nähe zum Brandherd zu und erreichen hier maximale Werte von $100 \text{ W/m}^2\text{K}$.

Auch die an der Versuchswand aufgenommenen Wärmeübergangskennzahlen (vgl. Abb. 80 und 81) zeigen entsprechende lokale Abhängigkeiten. Im Einflußbereich der Brandlast (Wandspalten 2 bis 4 unten - Rastereinteilung gemäß Abb. 28) liegen die höchsten Wärmeübergangskoeffizienten, ebenso wie in den oberen Ebenen und im Abzugsbereich der Heißgase durch das Zwischenfenster.

Die aus den Pyrometermeßergebnissen nach III.4.3 abgeleiteten radiativen Erwärmungskomponenten stellen sich in ihrer lokalen Abhängigkeit für alle Versuch in etwa wie in Abb. 79 für den Versuch LORE 6 abgebildet dar.

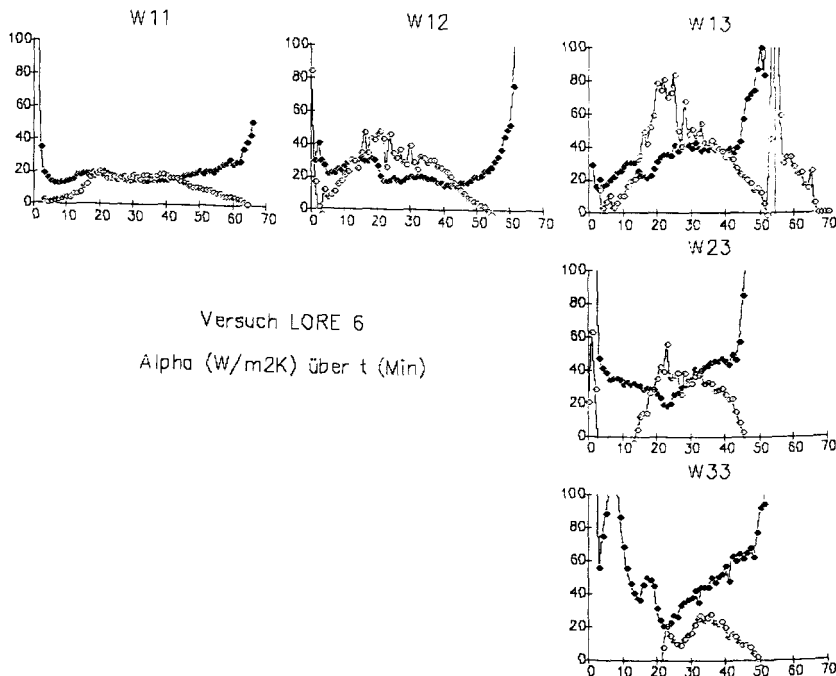


Abb. 79: Radiative Erwärmung der Versuchswand im Versuch LORE 6, ● - gesamter Wärmeübergangskoeffizient, o - radiativer Wärmeübergangskoeffizient

D.h. für die obere Meßebene in 2,25 cm Höhe über dem Boden nimmt der radiative Wärmestrom gegenüber dem aus der Bauteilerwärmung berechneten gesamten Wärmestrom mit der Nähe zum Brandherd etwas zu. Die radiative Komponente scheint dabei den gesamten Wärmeübergangskennwert zu überschreiten. Für tieferliegende Meßebenen - mit größerer Nähe zum Brandherd - dagegen wird ein immer kleinerer radiativer Erwärmungsanteil ermittelt.

Dies ist zum einen auf die Vernachlässigung des Emissionsgrades ϵ_G (Korrektur durch $\dot{q}_{St} \cdot \epsilon_G$), zum anderen auf den gemeinsamen Bezug von \dot{q} und \dot{q}_{St} auf eine erwärmungsrelevante Temperatur der 10 cm vor der Bauteiloberfläche gemessenen Temperatur T_R zurückzuführen (vgl. V.1 und IV.2.1.4). Würden zur Berechnung von \dot{q}_{St} höhere und damit die Flammenstrahlung besser berücksichtigende Temperaturen verwendet, so fielen die radiativen Wärmestromdichten \dot{q}_{St} noch weit größer aus. Bei der Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten aber resultierten für den gesamten (etwas) und für den radiativen Wärmeübergangskoeffizienten (deutlich) kleinere Werte, wenn \dot{q} und \dot{q}_{St} auf die jeweilig ursächliche (unbekannte) Temperaturdifferenz bezogen würden.

IV.2.2.4 Variation der Strömungsverhältnisse vor dem Bauteil

Die gemessenen Strömungsgeschwindigkeiten (bis zu 2,5 m/s) lassen keine Strömungsberuhigung durch das Raster bei der kassettierten Versuchswand erkennen, so daß die Wirkung des Rasters wohl eher in einer Beschränkung des Blickwinkels für den Strahlungsaustausch anzunehmen ist.

Abb. 82 zeigt für den Meßort W13 die gemessenen Geschwindigkeiten und Temperaturen für die Versuche LORE 7 (ohne Raster) und LORE 3 (mit Raster). Vergleicht man die 10 cm vor der Bauteiloberfläche gemessenen Temperaturen T_R mit den auf gleicher Höhe am Plume in der Brandraummitte gemessenen Brandraumtemperaturen T_{BR} , so ist zu erkennen, daß im Versuch LORE 7 von dem Moment der Strömungsumkehr an (ca. 30 Minute) die Temperatur T_R auf das Niveau der Temperatur T_{BR} ansteigt. Das bedeutet, daß die nun von unten nach oben transportierten Gase den heißen Plumegasen zuzurechnen sind.

Für die ebenfalls (über die gesamte Versuchsdauer) aufsteigenden Gase im Versuch LORE 3 gilt dies nicht: Diese Gase sind kühler als die am Plume durch T_{BR} beurteilten Gase - wahrscheinlich bedingt durch vom Raster induzierte Verwirbelungen heißer und kühlerer Gase

Wärmestromdichten (kW/m^2) über der Zeit (Min)

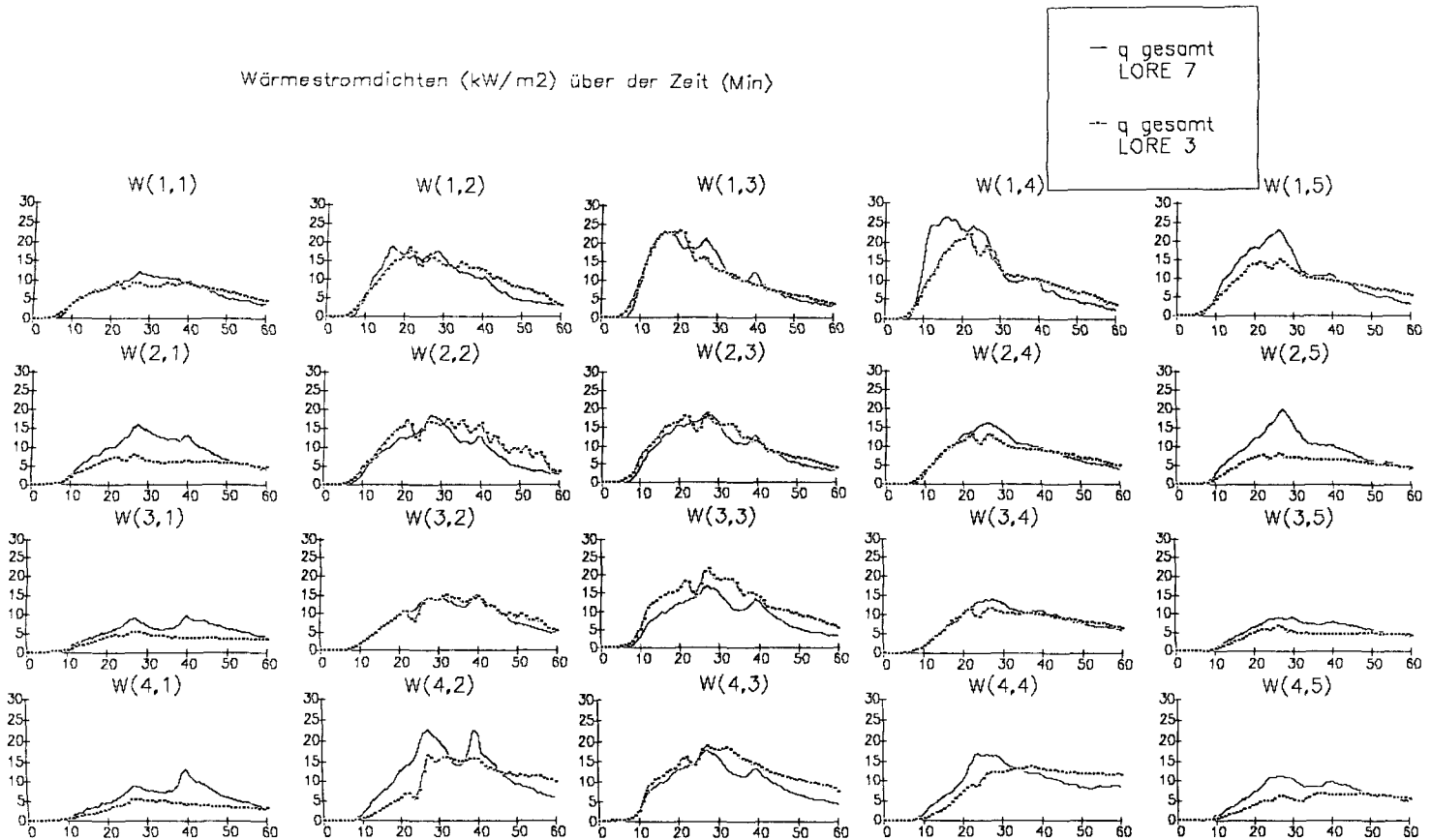


Abb. 80: Wärmestromdichten in die Beton-Versuchswand für Versuch LORE 3 (mit Raster, gepunktete Linien) und Versuch LORE 7 (ohne Raster, Linien ohne Symbole)

Wärmeübergangskoeffizienten (W/m²K) über der Zeit (Min)

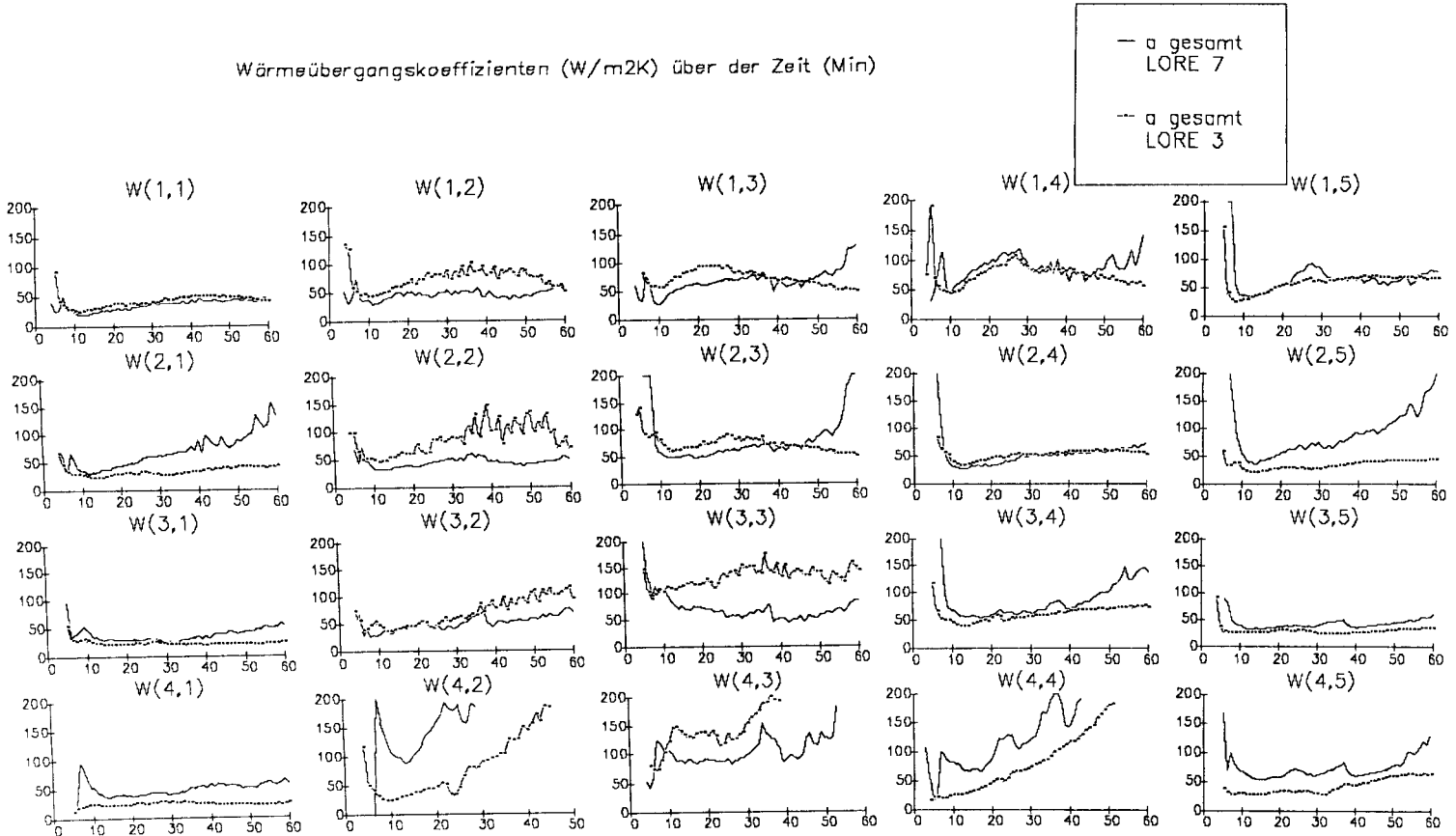
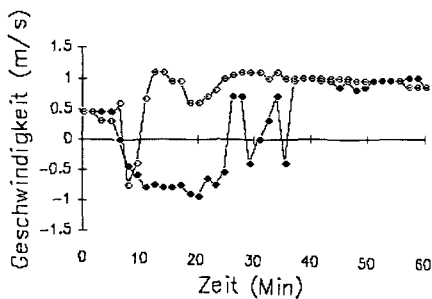


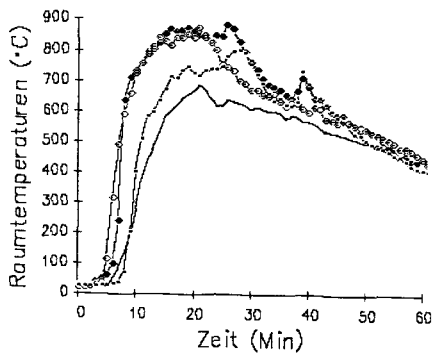
Abb. 81: Wärmeübergangskoeffizienten der Beton-Versuchswand für Versuch LORE 3 (mit Raster, gepunktete Linien) und Versuch LORE 7 (ohne Raster, Linien ohne Symbole)

vor der Wand. Auch in der Brandphase, in der im Versuch LORE 7 die Heißgase von oben nach unten geführt werden (bis zur 30. Minute), herrschen im Versuch LORE 7 ohne Raster höhere Temperaturen TR vor der Versuchswand als im Versuch LORE 3.



Strömungsgeschwindigkeiten
vor der Versuchswand
mit Raster (Versuch LORE 3)
ohne Raster (Versuch LORE 7)

• ← ↑ LORE 7
• ← ↑ LORE 3



Brandraumtemperaturen mittig TBR
und 10 cm vor der Wand TR
mit Raster (Versuch LORE 3)
ohne Raster (Versuch LORE 7)

• ← TBR LORE 7
• ← TBR LORE 3
--- TR LORE 7
— TR LORE 3

Abb. 82: Geschwindigkeiten und Temperaturen am Meßort W13 der Versuchswand in den Versuchen LORE 3 (mit Raster) und LORE 7 (ohne Raster)

Dennoch resultieren hieraus keine erkennbar höheren Wärmeströme (vgl. Abb. 80 Meßort W13) in das Bauteil, so daß die aus \dot{q}/dT ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten im Versuch LORE 3 mit Raster wegen der kleineren Temperatur TR vor der Wand eher größer ausfallen als im Versuch LORE 7 ohne Raster.

Abgesehen von den hinsichtlich des Wärmeübergangs unterschiedlich zu beurteilenden Strömungsgeschwindigkeiten (vgl. IV.2.1.4) bewirkt das Raster auch einen Einfluß auf den Strahlungsaustausch der einzelnen Meßorte: So zeigen die brandherdfernen Wandspalten 1 und 5 im Versuch LORE 3 mit Raster niedrigere Wärmeübergangskennwerte als die

entsprechenden Meßorte des Versuchs LORE 7 (vgl. Abb.80 und Abb.81). Umgekehrt liegen die Verhältnisse für die verstärkt strahlungsbeaufschlagten Meßorte direkt gegenüber dem Brandherd.

An den Wärmestromdichten (Abb. 80) läßt sich die Brandausbreitung vom Entzündungsort in der Mitte des 240 cm langen Brandlaststapels zu den Außenseiten des Stapels nachvollziehen. So überschreiten erst zu späteren Zeitpunkten die Kurvenverläufe $\dot{q}(t)$ aus dem Versuch LORE 3 diejenigen des Versuchs LORE 7 an den gegenüberliegenden Meßorten W32, W42, W34, W44.

Die Erwärmung der Versuchswand im Versuch LORE 7 stellt sich deutlich homogener dar als die der kassettierten Wand im Versuch LORE 3, was Einblicke in die Größenordnung des radiativen Erwärmungsanteils ermöglicht.

IV.2.2.5 Variation der Baustoffe

Hier werden wieder Stahl, Beton, Kalksandsteinmauerwerk, Gipskarton und Ytong betrachtet. Zu den unter IV.2.1.5 genannten Schwierigkeiten bei der Auswertung tritt die schlechtere Vergleichbarkeit der einzelnen Ergebnisse - zum einen wegen der unterschiedlichen Brandverläufe der natürlichen Brände (selbst unter gleichen Bedingungen), zum anderen wegen der großen lokalen Streuung der ermittelten Wärmeübergangskennwerte.

Abb. 83 zeigt für die Holzbrandversuche LORE 11 und LORE 7 die ermittelten Wärmeübergangskennwerte. Hierbei befanden sich die Verbundstütze VST und die Stützenstummel SS an ähnlicher Position, die beiden Meßsteine sind wegen ihrer benachbarten Lage direkt miteinander vergleichbar, der Mauerwerks-Meßpunkt W14 lag bzgl. des Brandherdes den Meßsteinen und Stützen(stummeln) gegenüber. Seine Nähe zu den Flammen war - ähnlich wie die der Stützen(stummel) - größer als die der Meßsteine (vgl. Abb. 24).

Die am Beton ermittelten Wärmeübergangskennwerte zeigen jedoch, daß zumindest die Stützen und die Meßsteine eine vergleichbare Wärmebeaufschlagung erfahren haben.

Wie schon in den ETK-Versuchen (vgl. IV.2.1.5) im entsprechenden Temperaturbereich, so werden auch hier für Ytong der kleinste und für Mauerwerk und Stahl recht große Wärmeübergangskoeffizienten ermittelt.

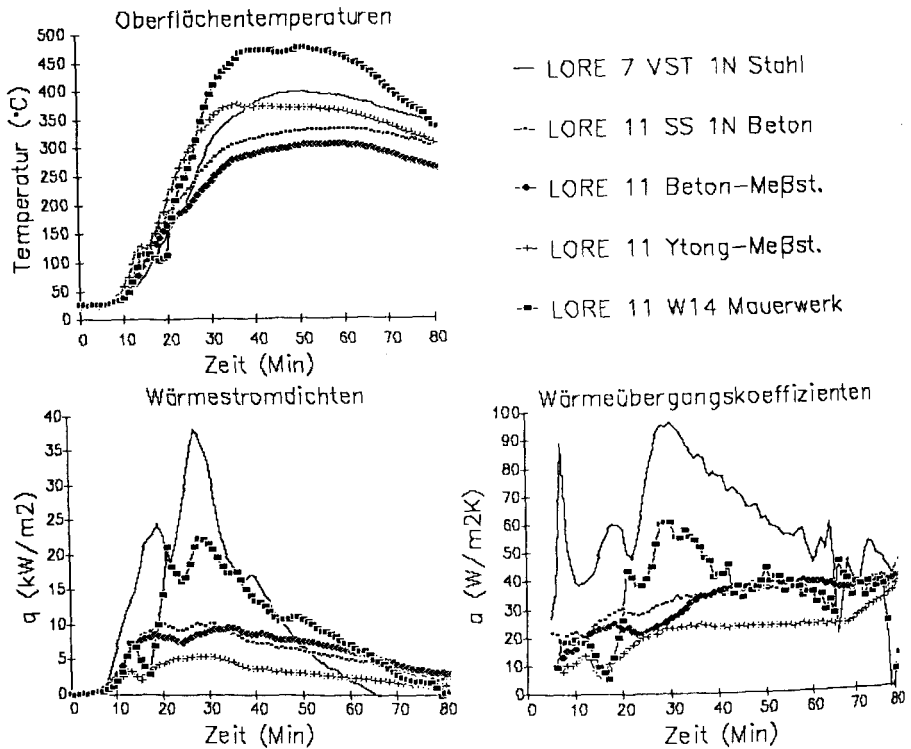


Abb. 83: Wärmeübergangskennwerte im Holzbrandversuch LORE 11 (bzw. LORE 7 für die Verbundstütze VST) für verschiedene Baustoffe

Die im natürlichen Brand ermittelten temperaturabhängigen Emissionsgrade ("neuer Pyrometertypus") für Beton, den (gipsverputzten) Kalksandstein und Gips zeigt Abb. 84. In Abhängigkeit von der Verrußung der Gase rücken diese nach Gl. 51 berechneten Emissionsgrade näher gegen 1. Wird anstelle von Gl. 51 Gl. 50 verwendet und damit der Emissionsgrad der Gase berücksichtigt, so werden kleinere Emissionsgrade für die Baustoffe ermittelt - und dieses umso mehr, je kleiner der Emissionsgrad der Gase beurteilt wurde (vgl. Abb. 74). Folglich zeigen die temperaturabhängigen Emissionsgrade eines jeden Baustoffs größere Übereinstimmung bei variiertem Brandgut, wenn nach Gl. 51 gerechnet wurde (vgl. auch III.4.3).

Tendenzuell kann geschlußfolgert werden, daß

- der Emissionsgrad von Beton mit der Temperatur bis ca. 500 °C deutlich abnimmt (hier von ca. 0,9 bei Umgebungstemperatur auf Werte um 0,2 bei ca. 500°C)
- der Emissionsgrad von gipsverputztem Kalksandsteinmauerwerk bis zu Oberflächentemperaturen von ca 450°C abnimmt (von ca. 0,8 bei Umgebungstemperatur auf Werte um 0,2 für ca. 450°C) und dann geringfügig ansteigt.

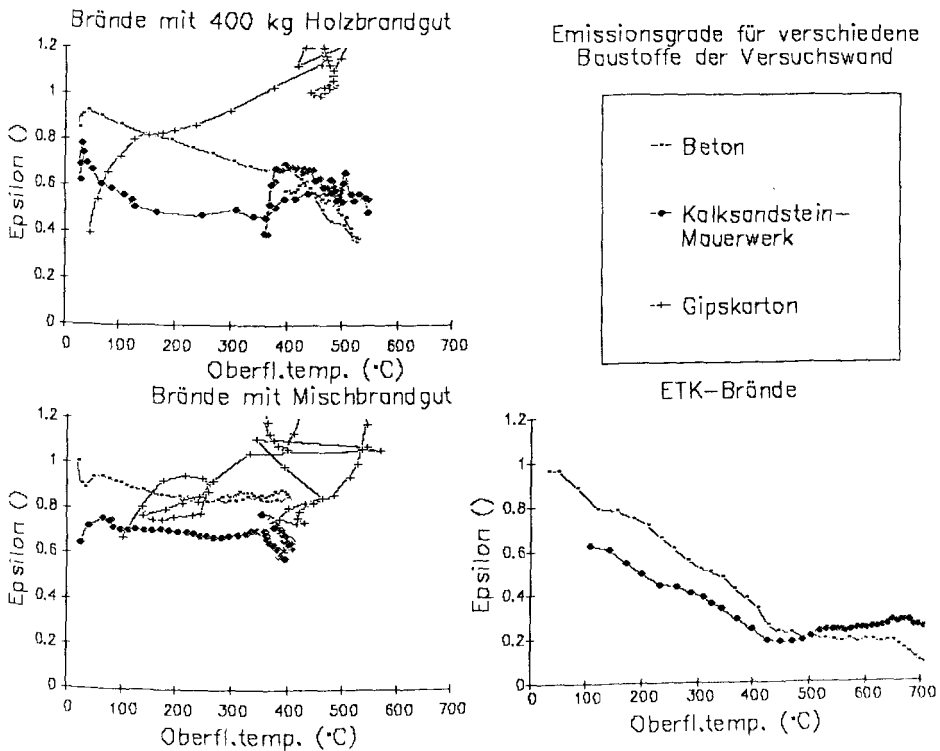


Abb. 84: Temperaturabhängige Emissionsgrade (aus den Meßwerten der "neuen Pyrometer") für Beton, gipsverputztes Kalksandsteinmauerwerk und Gipskarton - bei Holz-, Mischbrandgut- und ETK-Bränden (jeweils für einen Meßort mit typischem Verlauf)

Für den Gipskarton sind Aussagen über den Emissionsgrad kaum möglich. Er steigt rasch mit Erhöhung der Temperatur über Niveau der

Umgebungstemperaturen an, aber schon in den ersten Brandminuten beginnt die Papierlage der Gipskartonplatten, die selbst eine Brandlast darstellt, zu verkohlen. Wenn sie nach einigen Brandminuten verbrannt ist, haben sich die Gipsplatten selbst so zersetzt und verworfen, daß eine Auswertung der Oberflächentemperatur und des Emissionsgrades nicht mehr möglich ist (vgl. Abb. 38).

Ein Einfluß des Wandmaterials auf den Wärmeübergang gegenüberliegender Bauteile ist wegen der unterschiedlichen Brandverläufe und der lokal stark streuenden Wärmeübergangskennwerte für die natürlichen Brände nicht zu erkennen (vgl. IV.2.1.5).

V. Untersuchungsergebnisse

V.1. Ergebnisse der Untersuchungen zum Wärmeübergang

V.1.1 Die Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten

Die in Kapitel IV dargestellten Wärmeübergangskoeffizienten sind keine gesicherten Meßgrößen. Für eine Bewertung der berechneten Wärmeübergangskoeffizienten ist es unerlässlich, ihre Herleitung aus den Meßdaten nachzuvollziehen.

V.1.1.1 Zur Herleitung aus den Meßdaten

Abb. 85 zeigt dazu getrennt für den Normbrand und für einen natürlichen Brand typische Temperaturverläufe mit dem zugehörigen berechneten Verlauf der Wärmestromdichte.

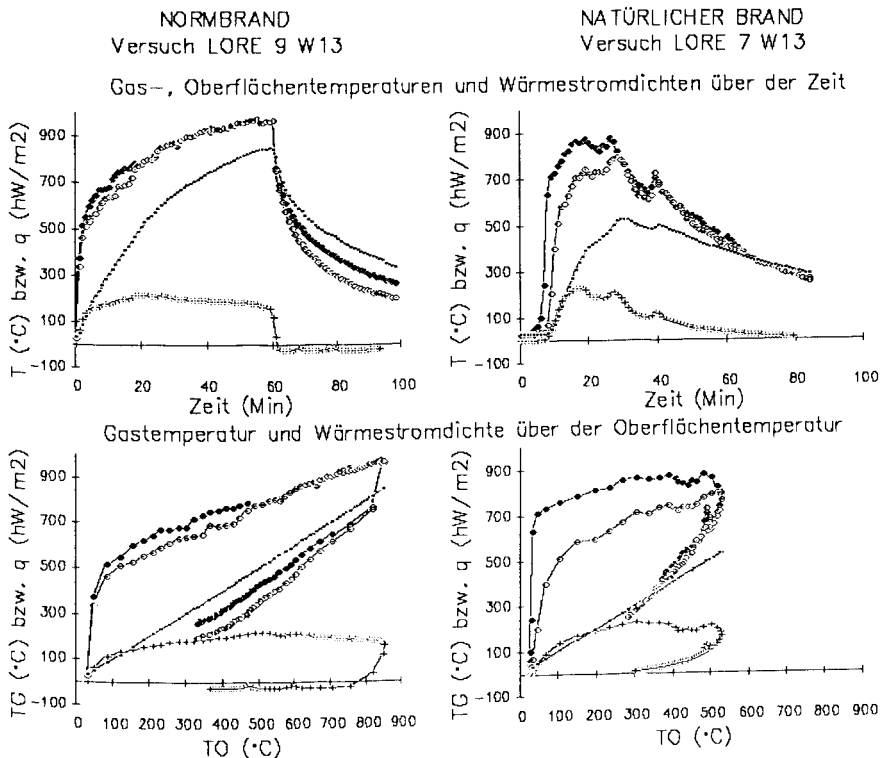


Abb. 85 a): Die Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten im Normbrand und im natürlichen Brand aus den gemessenen Gastemperaturen TBR (●), TR (○), der berechneten Oberflächentemperatur (•) und dem berechneten Wärmestromdichteverlauf(+)

Aus den dargestellten Kurven ist die gegenüber der Gastemperatur verzögerte Erwärmung des Bauteils (Oberflächentemperatur und Wärmestromdichte) gut zu erkennen. Ebenfalls ist die Inhomogenität der Raumtemperaturen bei einem natürlichen Brand an den in der Brandentstehungs- und Vollbrandphase deutlich auseinanderlaufenden Gastemperaturen - in der Brandraummitte (TBR) und 10 cm vor dem Bauteil (TR) gemessen - ersichtlich.

Weitere Bilder in Abb. 85 a) stellen diese Gastemperaturen über der ermittelten Oberflächentemperatur zusammen mit der berechneten Wärmestromdichte dar. Ebenfalls aufgenommen ist die Oberflächentemperatur selbst - als Winkelhalbierende. Entsprechend der Definition des Wärmeübergangswiderstandes $1/\alpha$ als Proportionalitätsfaktor zwischen einer verursachenden Temperaturdifferenz dT und der resultierenden Wärmestromdichte \dot{q} wäre für die senkrechte Distanz zwischen Gastemperatur und Winkelhalbierender im Vergleich zum Abstand Wärmestromdichte zur x-Achse eine (konstante) Proportionalität zu erwarten.

Dieses Verhältnis von Temperaturdifferenz zu Wärmestromdichte ist gerade beim natürlichen Brand abhängig von der betrachteten Temperaturdifferenz, also der zugrundegelegten Gastemperatur. Erst mit Abklingen des Brandes, wenn die Erwärmung des Bauteils mit abnehmenden Wärmestromdichten wieder nachläßt, werden Unterschiede im Zusammenhang mit der betrachteten Gastemperatur kleiner.

In den Bildern in Abb. 85 b) ist die Wärmestromdichte \dot{q} über den entsprechend mit TBR bzw. TR gebildeten Temperaturdifferenzen $dT = T - T_0$ dargestellt; der Quotient α aus \dot{q} und dT ist als Steigung der Nullpunktsggeraden durch den jeweiligen Kurvenpunkt abzulesen. Ein nicht zeitgleicher Nulldurchgang für \dot{q} und dT (häufig ist \dot{q} noch positiv für $dT = 0$) macht sich folglich für den zeitlichen Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten als 'Pol' bemerkbar, wie die letzten Bilder in Abb. 85 b) zeigen.

Da $\alpha(t)$ als Steigung der Nullpunktsggeraden dem schlaufenförmigen Kurvenverlauf der Punkte(t) in der $\dot{q}(dT)$ -Darstellung folgt, zeigt α keineswegs einen zeitlich konstanten Verlauf. I.d.R. erfolgt die Laufrichtung der "Schleufe" gegen den Uhrzeigersinn, und damit wächst $\alpha(t)$ im Verlaufe des Brandgeschehens oft erheblich an.

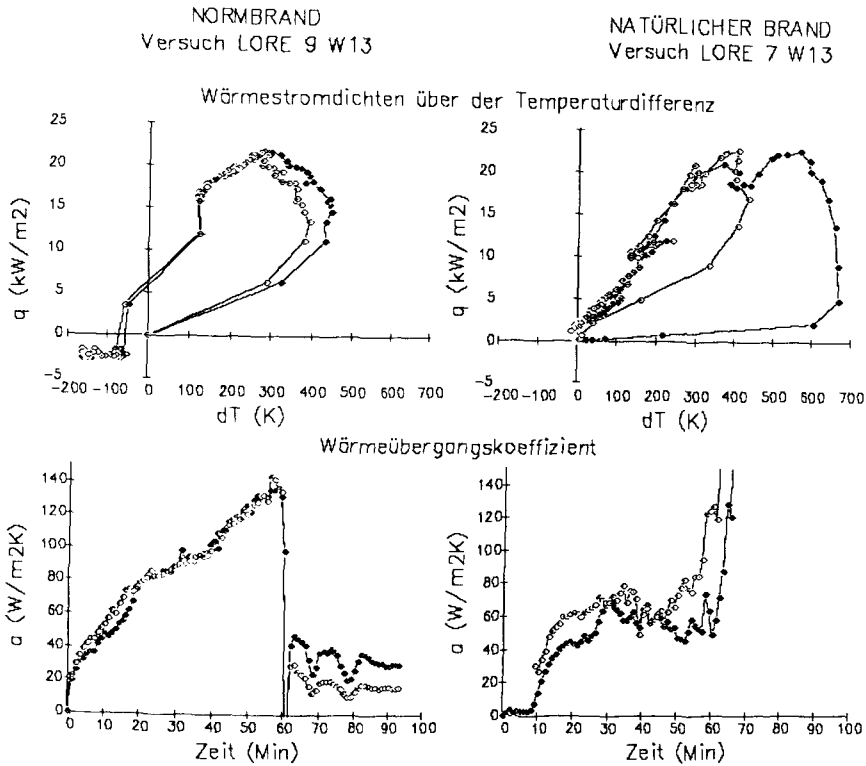


Abb. 85 b): Die Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten im Normbrand und im natürlichen Brand aus den gemessenen Gastemperaturen TBR (●), TR (o), der Oberflächentemperatur und dem berechneten Wärmestromdichteverlauf

Daß der Wärmeübergangskoeffizient sich zeitlich nicht konstant verhält, folgt schon aus dem grundlegenden Ansatz

$$\begin{aligned} \dot{q}_{\text{ges}} &= \dot{q}_{\text{K}} + \dot{q}_{\text{St}} = \alpha_{\text{K}} \cdot (T_{\text{G}} - T_{\text{O}}) + \epsilon \cdot \sigma \cdot (T_{\text{G}}^4 - T_{\text{O}}^4) = \\ &= (\alpha_{\text{K}} + \alpha_{\text{St}}) \cdot (T_{\text{G}} - T_{\text{O}}), \end{aligned} \quad (33)$$

wobei durch die Temperaturabhängigkeit des

$$\alpha_{\text{St}}(T_{\text{G}}, T_{\text{O}}) = \epsilon \cdot \sigma \cdot (T_{\text{G}}^3 + T_{\text{G}}^2 T_{\text{O}} + T_{\text{G}} T_{\text{O}}^2 + T_{\text{O}}^3) \quad (66)$$

von $T_{\text{G}}(t)$ und $T_{\text{O}}(t)$ auch für gleiche $dT = T_{\text{G}} - T_{\text{O}}$ bei sich ändernder Temperaturhöhe unterschiedliche radiative Wärmeübergangskoeffizienten entstehen.

Anschaulicher läßt sich diese Abhängigkeit von der Temperatur darstellen, wenn man eine mittlere Temperatur $T_{\text{m}} = (T_{\text{G}} + T_{\text{O}})/2$ definiert. Dann gilt unter der Annahme, daß die den Wärmestrom antreibende Tem-

peraturdifferenz dT verhältnismäßig klein zur mittleren absoluten Temperatur T_m [K] ist,

$$\dot{q}_{St} = 4 \cdot \epsilon \cdot \sigma \cdot T_m^3 \cdot dT (1 + (dT/2T_m)^2) \approx 4 \cdot \epsilon \cdot \sigma \cdot T_m^3 \cdot dT. \quad (67)$$

Ausgehend von diesem theoretischen Ansatz

$$\dot{q}_{ges} = (\alpha_K + 4 \cdot \epsilon \cdot \sigma \cdot T_m^3) \cdot dT = \alpha_{ges} \cdot dT \quad (68)$$

bedeutet dies für das ' $\dot{q}(dT)$ -Diagramm': Liegt eine Abfolge von Punkten auf einer Ursprungsgeraden, so ändert sich dT (entsprechend der dT -Achsen-Richtung) bei konstantem T_m ; befindet sich eine Punktreihe auf einer Parallelen zur \dot{q} -Achse, ändert sich T_m (gemäß der dritten Potenz) bei gleichem dT . Damit vermittelt das Diagramm - außer dem Spektrum der maßgeblichen Wärmeübergangskoeffizienten - auch einen Eindruck über das Zusammenspiel von Temperaturdifferenz und mittlerer Temperatur.

Es läßt sich damit aus dieser Form der Darstellung von mittlerer Temperatur im Verhältnis zur Temperaturdifferenz die Entwicklung der Oberflächentemperatur eines von einem Gas erwärmten Körpers im Gefolge der Gastemperaturentwicklung ablesen. Je schneller sich die Gastemperatur ändert, umso größer ist der Unterschied zwischen Oberflächentemperatur und Gastemperatur. Je langsamer Gastemperaturänderungen vor sich gehen, desto eher erfolgt eine Angleichung der Oberflächen- an die Gastemperatur und damit eine Abnahme von dT .

Übertragen auf das ' $\dot{q}(dT)$ -Diagramm' bedeutet dies, daß ein rascher Anstieg der Wärmestromdichte $\dot{q}(T_m, dT)$ nach Gl. 68 (d.h. geringe Punktdichte auf einem Kurvenzug großer vertikaler Änderung - wegen der Abhängigkeit $\dot{q}_{St} \sim T_m^3$ sind Änderungen im Bereich kleiner \dot{q} höher zu bewerten als im Bereich größerer \dot{q}) einen Ausschlag der Kurve nach rechts hin zu großen dT bewirkt. Ein Kurvenzug mit bzgl. \dot{q} -Richtung dichtbesetzten Punkten hat eine (geringe) Abnahme der Temperaturdifferenz - und damit Bewegung des Kurvenzugs nach links - zur Folge.

Da im Brandfall die Zunahme von \dot{q} und T_m - bedingt durch T_G - zunächst sehr rasch erfolgt, sich zunehmend abschwächt und bei einem zunehmend gleichmäßig aufgeheiztem Raum allmählich von einer abklingenden Erwärmung in eine (vornehmlich freie konvektive) Abkühlung übergeht, erklärt die Theorie den aus Meßergebnissen gewonnenen schlaufenförmigen Kurvenverlauf sowie den Richtungssinn der Kurve in der ' $\dot{q}(dT)$ -Darstellung'.

Die 'Bauchigkeit' der Schlaufe, d.h. das Nachhängen der Oberflächen-temperaturentwicklung gegenüber der Gasttemperaturentwicklung im Verhältnis zur Wärmestromdichte, könnte sich daher - abgesehen von der betrachteten Gasttemperatur und der Heftigkeit der Gasttemperaturänderungen - in Abhängigkeit von den Baustoffeigenschaften (Wärmeeindringverhalten, Emissionsgrad, Bauteilfeuchte) und der Bauteildicke (Wärmeabgabe nach außen) befinden.

Für einen ideal schnell ansprechenden Körper oder eine extrem langsame Erwärmungs- und Abkühlungsentwicklung müßten Anstieg und Abfall der Kurve gemäß Gl. 68 einander decken. Die Krümmung (Parabel 3.

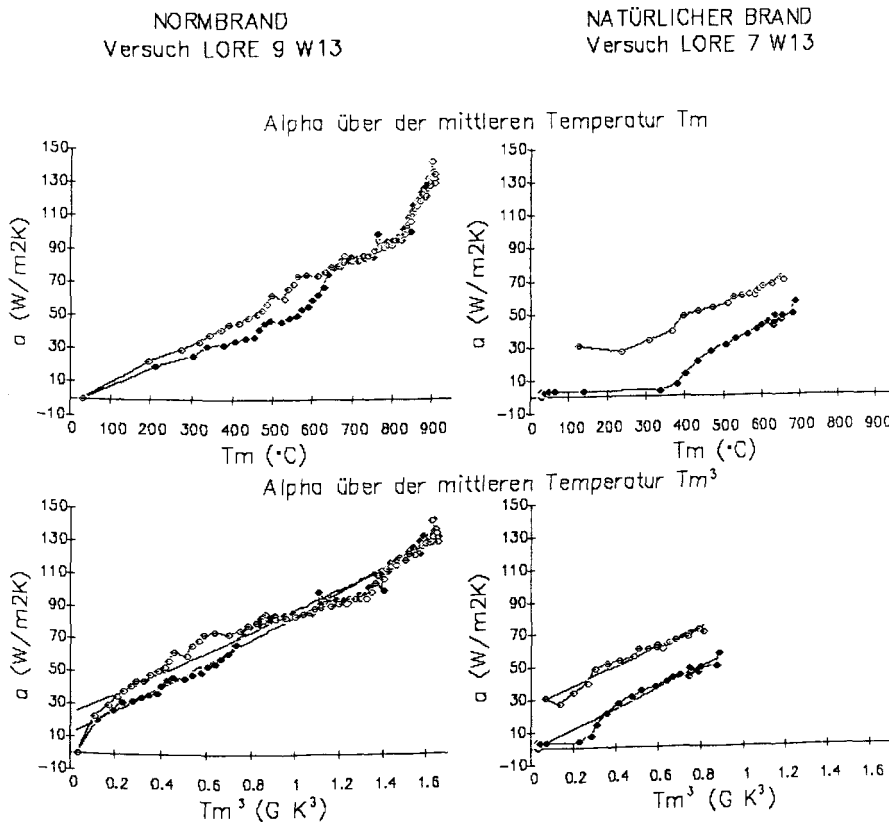


Abb. 86: Die Wärmeübergangskoeffizienten (vgl. Abb. 85) für den Normbrand und einen natürlichen Holzbrand über der mittleren Temperatur T_m aus Oberflächen- und Gasttemperatur TBR (●) bzw. TR (○) sowie über T_m^3 (nur Aufheizphase)

Ordnung) der Kurve als Abweichung vom Geradenverlauf (durch den Ursprung) müßte theoretisch auf den radiativen Erwärmungsanteil zurückzuführen sein.

Abb. 86 zeigt die ermittelten Wärmeübergangskennwerte aus Abb. 85 über der mittleren Temperatur T_m sowie über T_m^3 - unter Verwendung der Gastemperaturen $T_G = TR$ 10 cm vor dem Bauteil und $T_G = TBR$ in der Brandraummitte.

Nähert man die Meßpunkte der $\alpha(T_m^3)$ -Darstellung in Abb. 86 durch eine Gerade zur linearen Funktion $f(T_m^3) = m \cdot T_m^3 + b$ an, so läßt sich aus dem Y-Achsenabschnitt der konvektive Wärmeübergangskoeffizient $b = \alpha_K$ ablesen und aus der Steigung $m = 4 \cdot \epsilon \cdot \sigma$ der Emissionsgrad des Baustoffes (vgl. Gl. 68).

Für die in Abb. 85 und 86 dargestellten Zusammenhänge erhält man unter Bezug auf die Gastemperatur TR aus dem Normbrand und aus dem natürlichen Brand in guter Übereinstimmung $\alpha_K \approx 24 \text{ W/m}^2\text{K}$ und $\epsilon \approx 0,27$ (Beton); unter Bezug auf TBR wird α_K unrealistisch klein, ϵ dagegen ändert sich wenig ($\epsilon \approx 0,32$).

Dieses Ergebnis unterliegt dreierlei Einschränkungen:

- sowohl α_K als auch ϵ werden über dem betrachteten Temperaturbereich als konstant angenommen
- es wird die Näherung gemäß Gl. 67 zugrundegelegt
- es wird unterstellt, daß die jeweils betrachtete Gastemperatur repräsentativ ist für das den Erwärmungsvorgang verursachende Temperaturgefälle (vgl. V.1.1.2 und V.1.1.3).

Eine Auswertung auf diesem Weg gelingt bei natürlichen Bränden insbesondere für höhergelegene Meßorte, wo mit einem optisch dichteren Rauchgas zu rechnen ist.

V.1.1.2 Zur Erwärmungsrelevanz der gemessenen Gastemperaturen

Betrachtet man die tiefergelegenen Meßorte, so sind je nach Lage zu den Flammen deutliche Einflüsse aus der Wahl der verwendeten Gastemperatur spürbar. Abb. 87 zeigt beispielhaft für einen brandherdferneren (W41) und einen flammennahen Meßort (W43) die Wärmestromdichten $\dot{q}(dT)$ und die ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten.

Hier verlaufen die $\dot{q}(dT)$ -Kurven nicht durch den Koordinatenursprung, was zeigt, daß die für die Erwärmungsvorgänge verantwortlichen Tem-

peraturen zumindest zum Zeitpunkt der nachlassenden Bauteilerwärmung $\dot{q} \rightarrow +0$ nicht durch die gemessenen repräsentiert werden.

Für den Meßort W43 den Flammen direkt gegenüber sind die mit der Oberflächentemperatur gebildeten Temperaturdifferenzen sowohl bei Verwendung der raummittigen Gastemperatur TBR als auch unter Verwendung von TR (10 cm vor dem Bauteil) zu klein, um die Erwärmung des Bauteils zu charakterisieren. Es ist anzunehmen, daß für diesen Meßort über den gesamten Meßzeitraum mit einer zu kleinen Temperaturdifferenz dT gerechnet wurde.

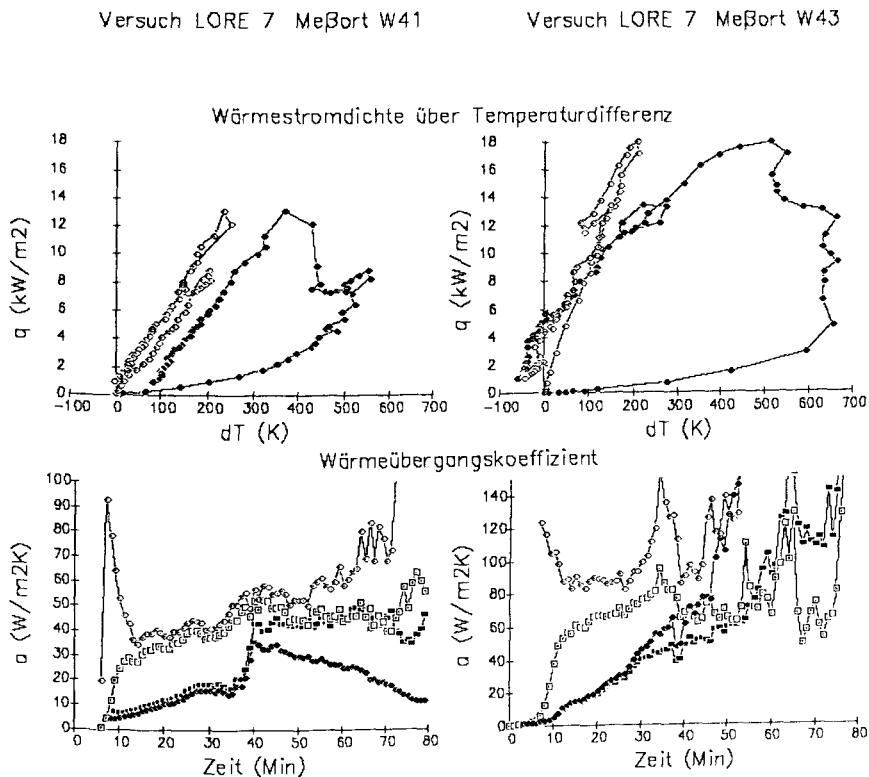


Abb. 87: Zur Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten an einem stark (W43) und an einem wenig (W41) strahlenbelasteten Meßort - bezogen auf die raummittige Gastemperatur TBR (●) bzw. die Gastemperatur TR 10 cm vor dem Bauteil (○) - Versuch LORE 7. Die eckigen Symbole beziehen sich auf verschobene, durch den Koordinatenursprung verlaufende $\dot{q}(dT)$ -Kurven

Am Meßort W41 führt die Temperatur TBR, auch wenn sie noch 60 K über der Oberflächentemperatur liegt, nicht mehr zu einer Bauteilerwärmung. Hier könnte die 10 cm vor dem Bauteil gemessene Raumtemperatur TR für den Zeitraum der beginnenden Bauteilabkühlung mit $\dot{q} \approx 0$ die maßgebliche Temperatur sein.

Die Konsequenzen aus der Verwendung einer nicht zutreffenden Heißgastemperatur bei der Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten lassen sich aus der Darstellung $\alpha(t)$ in Abb. 87 abschätzen. Hier wurden zusätzlich zu den aus \dot{q}/dT gebildeten Wärmeübergangskoeffizienten korrigierte Wärmeübergangskoeffizienten (eckige Symbole) abgebildet, die aus einer Verschiebung der $\dot{q}(dT)$ -Kurven um ein konstantes dT_{KORR} resultieren mit $dT(t_x) + dT_{\text{KORR}} = 0$ für $\dot{q}(t_x) = 0$.

Die große Zunahme der Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha(t)$ gerade bei den flammennahen unteren Meßebenen (vgl. IV.2.2) wird durch diese Betrachtung etwas relativiert.

Abgesehen von der Tatsache, daß durch Korrekturen der eben angesprochenen Art mit Sicherheit nicht die für den gesamten zeitlichen Erwärmungsvorgang ursächlichen Temperaturdifferenzen erfaßt werden, ist weiterhin zwischen zwei verschiedenen erwärmungsrelevanten Temperaturen hinsichtlich Konvektion und Radiation zu unterscheiden.

V.1.1.3 Zur Trennung in radiative und konvektive Anteile

Aus den Meßdaten der meisten (untere, flammenzugewandt) Meßebenen bei den natürlichen Bränden lassen sich anteilige Aufschlüsselungen der Wärmeübergangskoeffizienten in radiative und konvektive Komponenten gemäß V.1.1.1 nicht vornehmen - nicht nur wegen Unsicherheiten bzgl. der erwärmungsverursachenden Temperaturdifferenzen, sondern weil sich die der konvektiven und der radiativen Wärmebeaufschlagung zugrundeliegenden Temperaturdifferenzen z.T. deutlich unterscheiden.

Es ist zu berücksichtigen, daß die hier verwendete Gl. 33 eine Näherung für den Zusammenhang

$$\dot{q}_{\text{ges}} = \dot{q}_{\text{K}} + \dot{q}_{\text{St}} = \alpha_{\text{K}} \cdot (T_{\text{K}} - T_{\text{O}}) + \epsilon_{\text{O}} \cdot \sigma \cdot \Sigma (\varphi_{\text{O}i} \cdot (\epsilon_i \cdot T_i^4 - T_{\text{O}}^4)) \quad (69)$$

darstellt, wobei unter Verwendung von Gl. 41 in III.4.2 zwar eine Zusammenfassung der den Strahlungsaustausch bewirkenden (mit Einstrahlzahlen gewichteten) Temperaturen durch eine stellvertretende

Temperatur T_{St} zu

$$\dot{q}_{ges} = \dot{q}_K + \dot{q}_{St} = \alpha_K \cdot (T_K - T_O) + \text{Fakt}_{St} \cdot \epsilon_O \cdot \sigma \cdot (T_{St}^4 - T_O^4) \quad (70)$$

mit $[\text{Fakt}_{St} \cdot \epsilon_O](T_{St}, T_O)$ möglich ist. Eine entsprechende Zusammenfassung von T_K und T_{St} zu einer beide Erwärmungsvorgänge gemeinsam beschreibenden Temperatur T_E aber kann ebensowenig gelingen, ohne die auf dieses T_G bezogenen konvektiven und radiativen Koeffizienten der dann resultierenden Gl. 71

$$\dot{q}_{ges} = \text{Koeff}_K \cdot (T_G - T_O) + \text{Koeff}_{St} \cdot \epsilon_O \cdot \sigma \cdot (T_G^4 - T_O^4) \quad (71)$$

in eine Temperaturabhängigkeit von T_G und T_O zu überführen, die den nach physikalischen Gesetzen definierten Wärmeübergangskoeffizienten für Konvektion und Radiation nicht entspricht.

Wird also umgekehrt ein konvektiv und radiativ bewirkter Erwärmungsvorgang durch eine gemeinsame Temperatur T_G beschrieben, so ist z.B. der Koeffizient vor $dT = T_G - T_O$ nicht als alleinig konvektiver Wärmeübergangskoeffizient zu interpretieren.

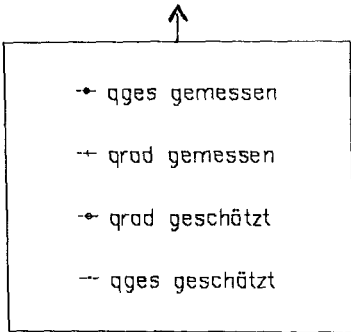
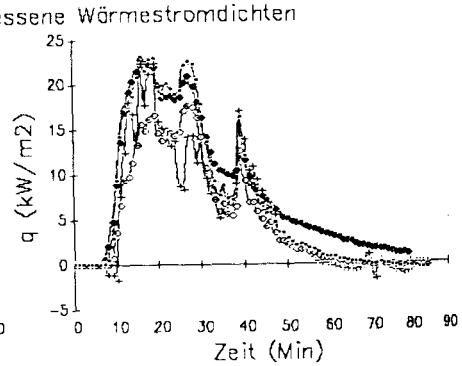
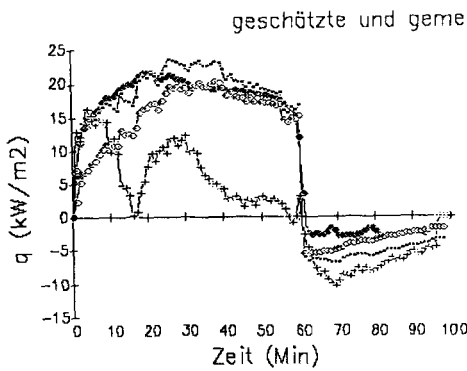
In IV.2.1.4. wurde der Versuch unternommen, eine für den gesamten Wärmeübergang gemeinsam verantwortliche Erwärmungstemperatur T_{Gres} (vgl. Gl. 65) zu definieren. Diese Temperatur bewegt sich zwischen der für die konvektive (T_K) und der für die radiative Erwärmung relevanten Temperatur (T_{St}), gewichtet durch die das einzelne Erwärmungsphänomen beschreibenden Wärmeübergangskoeffizienten. Hier zeigt sich, daß der Wärmeübergangskoeffizient α_{ges} unpassende Werte annimmt, wenn sich statt auf die Temperaturdifferenz $T_{Gres} - T_O$ z.B. auf die nur für die konvektive Erwärmung relevante Temperaturdifferenz $T_K - T_O$ bezogen wird. Doch die Einführung einer beiden Erwärmungsphänomenen gemeinsam gerecht werdenden Temperatur T_{Gres} ist nur möglich, wenn die den einzelnen Phänomenen zugrundeliegenden Temperaturendifferenzen bekannt sind.

Da die den Strahlungsaustausch repräsentierende Temperatur $T_{St}(t)$ im wesentlichen unbekannt ist, sind die gemäß III.4.3 aus den Pyrometermessungen gewonnenen radiativen Erwärmungskomponenten in Kapitel IV nur unter Schwierigkeiten zu interpretieren.

Im folgenden (vgl. V.1.2) soll für einige exemplarische Meßorte abgeschätzt werden, unter welchen Annahmen die theoretisch bekannten Ansätze zur Beschreibung der Bauteilerwärmung im Brandfall die hier gemessenen Erwärmungen zutreffend wiedergeben.

NORMBRAND
Versuch LORE 9 W13

NATÜRLICHER BRAND
Versuch LORE 7 W13



bzw.

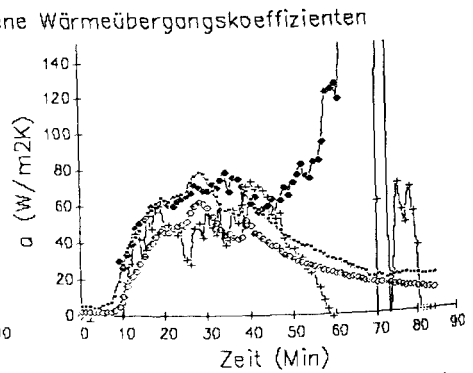
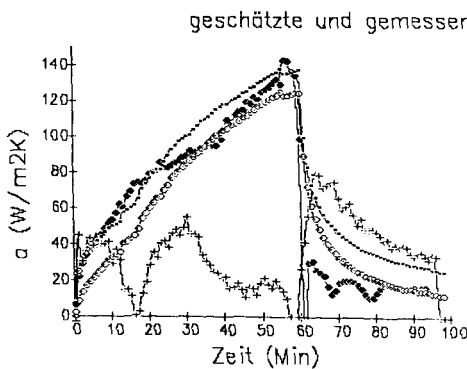
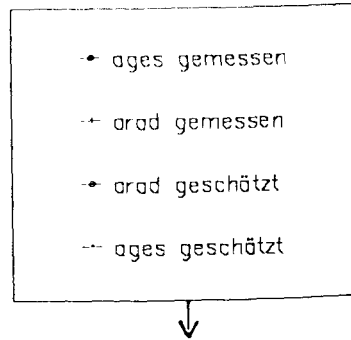


Abb. 88: Der Wärmeübergang des Meßborts W13 im Normbrand LORE 9 sowie im natürlichen Holzbrandgut-Brand LORE 7 mit geschätzten Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_K = 2,5 \cdot (TR-TO)^{1/3}$ und $\alpha_{st} = 1/3 \cdot \sigma \cdot (TR^3 + TR^2 \cdot TO + TR \cdot TO^2 + TO^3)$ für die gemessenen Oberflächen- und Gasttemperaturen

Hierzu soll für den konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_K der Ansatz

$$\alpha_K = \text{Fakt}_K \cdot \sqrt[3]{dT} \quad (72)$$

und für den radiativen Wärmeübergang der Ansatz

$$\dot{q}_{St} = \text{Fakt}_{St} \cdot \sigma \cdot (T_{St}^4 - T_0^4) \quad (73)$$

verwendet werden, wobei Fakt_{St} gemäß Gl. 31 für den 2-Körper-Strahlungsaustausch mit dem Rauchgas als $1/(1/\epsilon_O + 1/\epsilon_G - 1)$ [bei $\epsilon_G \approx 1$ gemäß Gl. 32: $\text{Fakt}_{St} = \epsilon$] und für mehrere am Strahlungsaustausch zu berücksichtigende Körper gemäß Gl. 41 als $(\sum \epsilon_O \cdot \varphi_{O_i} (\epsilon_i \cdot T_i^4 - T_0^4)) / (T_{St}^4 - T_0^4)$ zu interpretieren ist.

Eine einfache Abschätzung mit den gemessenen Raum- und Oberflächentemperaturen zur Überprüfung der Eignung der gewählten Ansätze zeigt Abb. 88, wo für den Meßort W13 im Normbrand LORE 9 sowie im natürlichen Brand LORE 7 (vgl. Abb. 85 und 86) die den beiden Erwärmungsmechanismen zugrundeliegenden Temperaturen gemeinsam durch die 10 cm vor der Bauteiloberfläche gemessene Gastemperatur TR berücksichtigt werden können (vgl. V.1.1.1).

Hier werden die Faktoren Fakt_K und Fakt_{St} als konstant über der Zeit - also auch über der Temperatur - angenommen, was bedeutet $\epsilon_O(T_0) = \text{const.}$ Es werden nun die Faktoren Fakt_K und Fakt_{St} so abgeschätzt, daß die nach Gl. 72 und 73 berechneten Wärmestromdichten in der Summe dem zeitlichen Verlauf der an der Bauteiloberfläche gemessenen Wärmestromdichte möglichst nahe kommen.

Für die in Abb. 88 dargestellten Beispiele führen die Faktoren $\text{Fakt}_K = 2,5$ und $\text{Fakt}_{St} = 1/3$ zu guter Übereinstimmung mit der Messung. Damit wird die Anwendbarkeit der zugrundegelegten Ansätze qualitativ bestätigt - sogar mit über der Branddauer konstanten Faktoren. Im vorgestellten Fall läßt sich also ausgehend von dem bekannten Gastemperaturverlauf die gemessene Bauteilerwärmung zutreffend nachrechnen, wenn der Wärmeübergangskoeffizient mit $\alpha = \alpha_K + \alpha_{St} = 2,5 \cdot \sqrt[3]{dT} + 1/3 \cdot \sigma \cdot (T_G^4 - T_0^4) / (T_G - T_0)$ vorgegeben wird.

Der konvektive Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_K = 2,5 \cdot \sqrt[3]{dT}$ entspricht dabei ungefähr dem von Babrauskas (vgl. Abb. 6 und /3/) für die umfassenden Bauteile im Mittel angegebenen Wert, wenn berücksichtigt wird, daß der Wärmeübergangskoeffizient eines Meßortes mit maximaler Anströmlänge nur etwa halb so groß ist wie der über der gesamten Anströmlänge gemittelte Wärmeübergangskoeffizient.

Ebenfalls aufgenommen in die Abb. 88 sind die aus den Pyrometermeßergebnissen ermittelten radiativen Erwärmungskomponenten. Die Überschätzung der für die im Strahlungsaustausch stehenden Körper repräsentierenden Temperatur T_{St} durch T_R in den ersten Brandminuten des Normbrands (kleiner Emissionsgrad der Gase, noch relativ kühle umgebende Bauteile) und deren Unterschätzung im weiteren Normbrandverlauf (Flammenstrahlung) zeigt sich in dem Kurvenverlauf der 'gemessenen' radiativen Wärmeübergangskennwerte. Hinzu treten Störungen der Messung durch gelegentlich in den Strahlenverlauf schlagende Flammen.

Der Faktor $Fakt_{St} = 1/3$ des geschätzten radiativen Erwärmungsanteils entspräche hier einem Emissionsgrad des Betonbauteils von weniger als $1/3$ bei einem Emissionsgrad des Gases von $\epsilon_G < 1$ - übrigens in Übereinstimmung für Norm- und natürlichen Holzbrandgut-Brand.

V.1.2 Nachrechnungen zu den gemessenen Bauteilerwärmungen

V.1.2.1 Programmstrukturen zum Wärmeübergang

Einfache computergestützte Brandsimulations-Modelle wie das Einraum-1-Schicht-Modell COMPF2 von V. Babrauskas /3/ unterscheiden bei der radiativen und konvektiven Wärmebeaufschlagung nicht zwischen den diesen Erwärmungsphänomenen zugrundeliegenden verschiedenen Temperaturen.

Einraum-1-Schicht-Modelle sind anwendbar auf Raumbrände in kleinen Räumen mit einer oder wenigen Ventilationsöffnungen zur Berechnung des vollentwickelten Brandes. Hier ist wegen der im gesamten Brandraum wirksamen Gaszirkulation von einer homogenen Temperaturverteilung und beständigen Durchmischung der Rauchgase und der durch die Ventilationsöffnung zuströmenden Frischluft auszugehen.

Der Wärmeübergang auf die Umfassungsbauteile wird infolgedessen - ohne Unterscheidung der Lage der betrachteten Bauteile im Raum oder ihrer Anordnung zu Flammen - einheitlich durch Bezug auf die berechnete Gastemperatur beschrieben.

In dem Programm COMPF2 gilt dabei für den radiativen Wärmeaustausch

$$\dot{q}_{St} = \frac{1}{1/\epsilon_0 + 1/\epsilon_G - 1} \cdot \sigma \cdot (T_G^4 - T_0^4) \quad (31)$$

mit einem zu $\epsilon_G = 0,9 = \text{const.}$ angenommenen Emissionsgrad der Gase

und für den konvektiven Wärmeübergang

$$\dot{q}_K = 5 \cdot \sqrt[3]{|T_G - T_0|} \cdot (T_G - T_0). \quad (74)$$

Ein solcher Rechenansatz könnte in Anwendung auf die hier durchgeführten Versuche Entsprechung finden bei den Normbränden wegen der homogenen Raumtemperaturverteilung oder bei Meßorten der natürlichen Brände, die nicht im (unmittelbaren) Einflußbereich von Flammen liegen und von relativ rußigen Gasen (ϵ_G groß wegen der weniger homogenen Temperaturverteilung) umgeben sind.

Komplexere Brandsimulations-Modelle berücksichtigen - weniger für die wärmeaufnehmenden Umfassungsbauteile als für zusätzlich im Brandraum befindliche, noch nicht entflammte Brandlasten - z.T. außer der horizontalen oder vertikalen Ausrichtung der Oberflächen (unterschiedliche konvektive Wärmeübergangskoeffizienten) auch mithilfe von Einstrahlzahlen die geometrische Anordnung des wärmeaufnehmenden Objekts zu Flammen und zu den Heißgasen (-schicht) bei getrennter Erfassung des konvektiven und des radiativen Wärmeaustausches. Hier wird zu meist unter Berücksichtigung der Verbrennungs- und der Gasmischungsprozesse ein aktueller Emissionsgrad der Gase berechnet. Die Flammen werden entweder wie die Gase als diatherme oder als undurchsichtige Körper mit konstantem Emissionsgrad angesehen.

Bei den 2-Schichten-Modellen wird je nachdem, ob das wärmebeaufschlagte Bauteil von der Heißgas- oder der Luftschicht umgeben ist, die für den konvektiven Wärmeübergang zu berücksichtigenden Temperaturdifferenzen auf die Heißgas- oder Lufttemperatur der als homogen temperiert angenommenen Gasschicht bezogen (vgl. /23/, /32/).

Angewendet auf die untersuchten Bauteilerwärmungen im natürlichen Brand müßte überprüft werden, ob bzw. unter welchen Bedingungen auch in den unteren Meßebenen Nachrechnungen in guter Übereinstimmung mit den gemessenen Ergebnissen stehen, wenn - sowohl für die radiative als auch für die konvektive Erwärmung - einheitlich die vor dem jeweiligen Meßort gemessene Gastemperatur als erwärmungsrelevante Temperatur betrachtet wird.

Für flammennahe Meßorte wäre zudem durch die Ermittlung von Einstrahlzahlen der aus dem Bauteil-Flammen-Strahlungsaustausch (maximal) zu erwartende radiative Wärmestrom abzuschätzen.

V.1.2.2 Rechenbeispiele

V.1.2.2.1 Der Wärmeübergang im Normbrand

Bei den Normbränden zeigen die aus den Meßergebnissen ermittelten Wärmeübergangskennwerte i.a. ein recht einheitliches Verhalten, sofern sie für alle Meßorte gleichermaßen anstatt auf die 10 cm vor der Wand gemessenen Temperatur TR auf die in der Raummitte gemessene Brandraumtemperatur TBR (oder den vorgegebenen ETK-Verlauf) bezogen werden. An tieferliegenden oder durch das Raster oder Raumecken geschützten Meßorten besteht z.T. doch für den hier verwendeten Ofenaufbau ein größeres Temperaturgefälle zwischen TBR und TR als an zentraler gelegenen Meßorten.

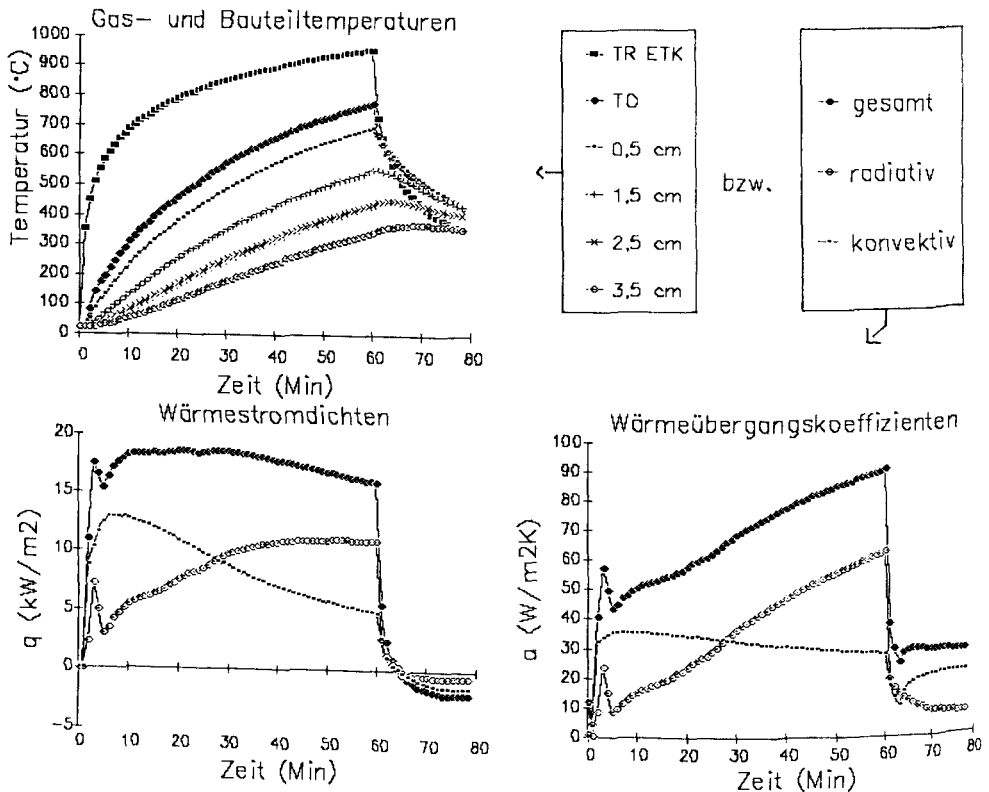


Abb. 89: Berechnete Beton-Bauteilerwärmung im Normbrand mit eingeleitetem Heißgas-Emissionsgrad aus Abb. 74 und vorgegebenem Beton-Emissionsgrad gemäß Abb. 84 (nach Gl. 31 und 74)

Im Durchschnitt zeigen die zeitabhängigen gesamten Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha(t)$ für den 60-minütigen Normbrand einen nahezu linearen Verlauf, der bei Beton von einem Anfangswert von etwa $\alpha(0. \text{ Min}) = 30 \text{ W/m}^2\text{K}$ auf einen Endwert von etwa $\alpha(60. \text{ Min}) = 190 \text{ W/m}^2\text{K}$ ansteigt.

In Abb. 89 ist die mit den Gl. 31 und 74 berechnete Bauteilerwärmung eines Betonbauteiles unter Verwendung der hier ermittelten Emissionsgrade für Beton (vgl. Abb. 84) und für die Heißgase im Normbrand (vgl. Abb. 74) dargestellt.

Die Bauteilerwärmung, die der Fourier'schen Gleichung der Wärmeleitung (vgl. Gl. 36) folgt, kann unter Vorgabe der Randbedingungen (Umgebungstemperaturen, Wärmeübergangskoeffizienten) numerisch mit Hilfe des Crank-Nicolson-Verfahrens (Aufstellung eines Gleichungssystems für gleichstarke Schichtsegmente) und des Thomas-Algorithmus (Lösung des Gleichungssystems mit tridiagonaler Matrix) berechnet werden (vgl. /5/).

Weiterhin benötigt werden die temperaturabhängigen Stoffgrößen λ , c_p und ρ . Die in der Literatur enthaltenen, in Abb. 90 dargestellten Stoffgrößen fanden Anwendung bei der Auswertung unter IV und sollen auch in diesem Kapitel als Grundlage zur Berechnung der Bauteilerwärmungen dienen. Sie erwiesen sich im Mittel als zutreffend zur Beschreibung der gemessenen Erwärmungen der einzelnen, teilweise inhomogenen, Baustoffe.

Wird anstelle des hier (vgl. Abb. 84) ermittelten Emissionsgrades für Beton der (größere) der Literatur (vgl. Abb. 64) entnommene Emissionsgrad verwendet, so werden weit größere maximale Wärmeübergangskoeffizienten errechnet als gemessen worden sind.

Unter Verwendung des Emissionsgrades für Beton aus Abb. 64 zusammen mit dem hier ermittelten Gas-Emissionsgrad ϵ_G aus Abb. 74 werden gesamte Wärmeübergangskoeffizienten von $280 \text{ W/m}^2\text{K}$ erreicht. Auch Vorgaben für den Gas-Emissionsgrad mit $\epsilon_G = 0,9$ - entsprechend dem Programm COMPF2 - führen zu maximalen Wärmeübergangskoeffizienten von $330 \text{ W/m}^2\text{K}$ (ϵ_{Beton} aus Abb. 64) bzw. $\alpha = 300 \text{ W/m}^2\text{K}$, wenn zudem $\epsilon_{\text{Beton}}(T_0) = 0,8 = \text{const.}$ angenommen wird (vgl. Abb. 91). Dieses Verfahren führt somit zu sehr unbefriedigenden Ergebnissen, wie der Vergleich zwischen Abb. 91 und z.B. Abb. 50, 60, ... zeigt.

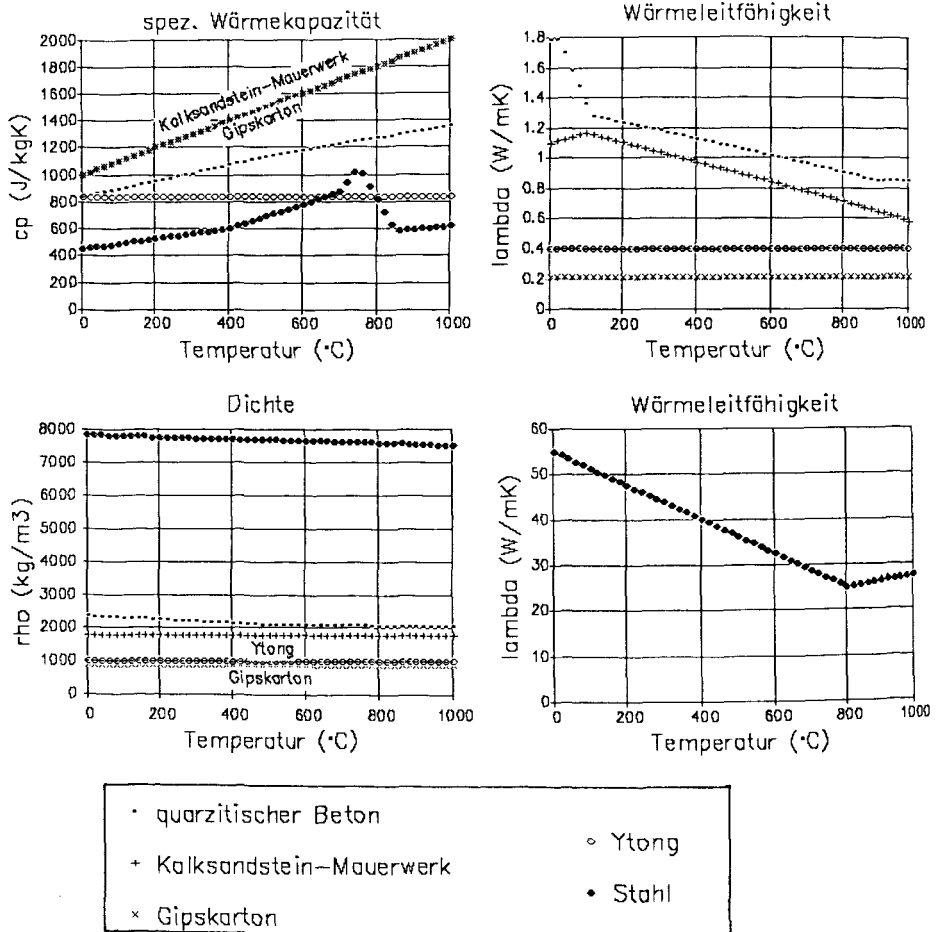


Abb. 90: Temperaturabhängige Stoffgrößen ρ , c_p und λ - als Auswertungs- und Berechnungsgrundlage in Kapitel IV und V (gemittelt aus Angaben verschiedener Quellen)

Eine befriedigende Übereinstimmung mit den hier gemessenen Bauteilerwärmungen, Wärmestromdichteverläufen und Wärmeübergangskoeffizienten läßt sich nur erzielen, wenn

- unter Nutzung des Ansatzes nach Gl. 72 der Faktor Fakt_K kleiner eingeschätzt wird als in Gl. 74 mit $\text{Fakt}_K = 5$
- der Emissionsgrad von Beton für zunehmende Oberflächentemperaturen deutlich kleiner als in Abb. 64 angegeben angenommen
- dem Strahler-Repräsentanten (hier die Gase mit der ETK-Gastemperatur) ein größeres ϵ_G zugeordnet wird, als hier für die Gase ermittelt wurde.

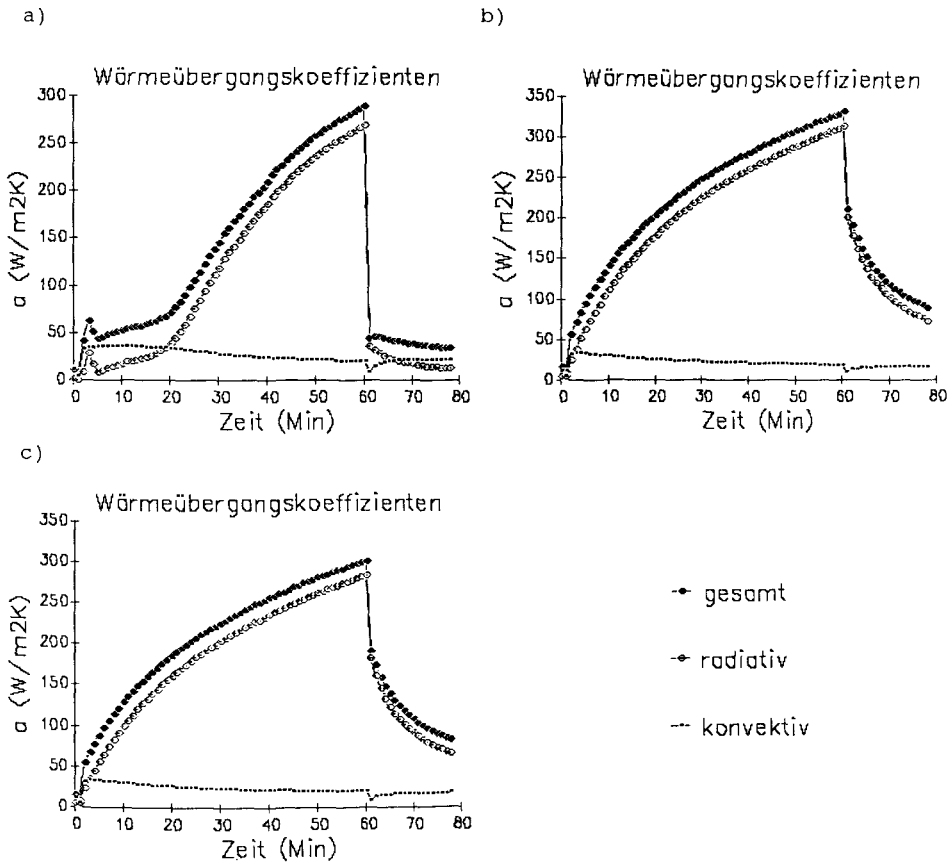


Abb. 91: Wärmeübergangskoeffizienten zur berechneten Beton-Bauteil-erwärmung im Normbrand mit
 a) ϵ_{Beton} gemäß Abb. 64 und ϵ_{G} gemäß Abb. 74 eingelesen
 b) ϵ_{Beton} gemäß Abb. 64 und $\epsilon_{\text{G}} = 0,9 = \text{const.}$
 c) $\epsilon_{\text{Beton}} = 0,8 = \text{const.}$ und $\epsilon_{\text{G}} = 0,9 = \text{const.}$
 (nach Gl. 31 und 74)

Daß die Gase mit einem größeren ϵ_{G} einzuschätzen sind, als im Abzugskanal gemessen wurde, wird plausibel, wenn man sich vorstellt, daß beim Normbrand schon bald der ganze Brandraum von Flammen erfüllt ist, deren Emissionsgrad nahezu 1 beträgt. Auch die Flammentemperatur dürfte über der gemessenen Raumtemperatur liegen, so daß mit dem korrigierten $\epsilon_{\text{G}}(t)$ -Verlauf in Abb. 92 dem Zusammenwirken von Gas- und Flammenstrahlung Rechnung getragen wird.

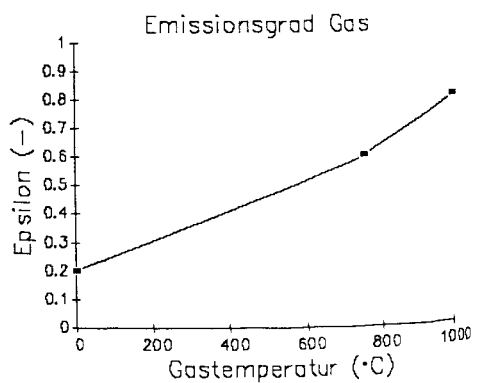
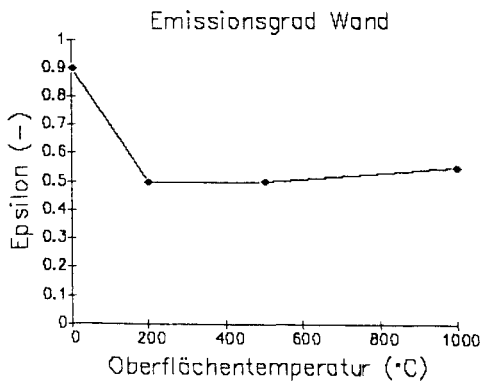
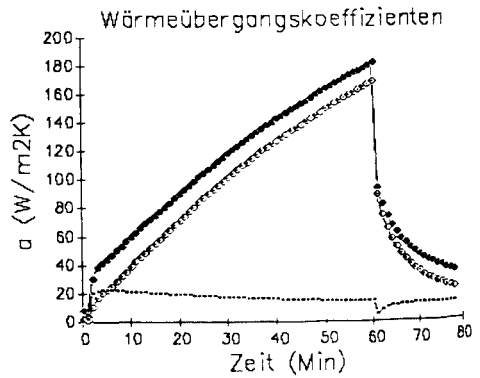
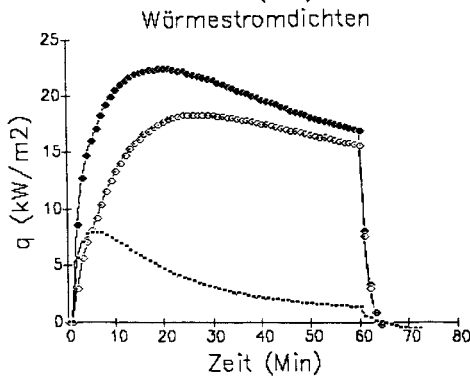
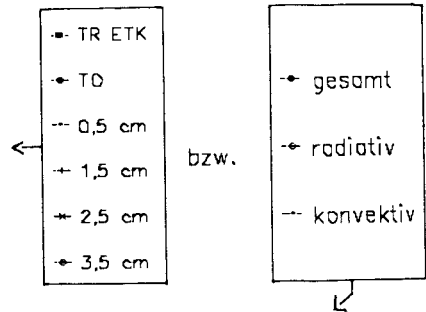
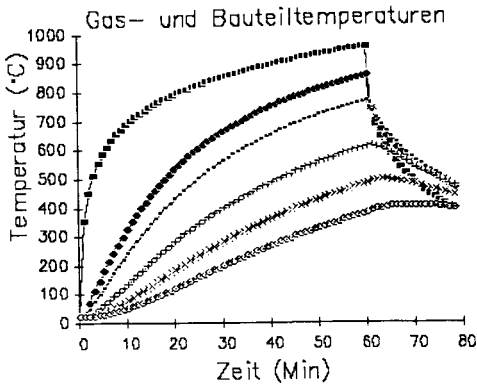


Abb. 92: Berechnete Bauteilerwärmung (Beton) im Normbrand unter optimierten Wärmeübergangsbedingungen ($\epsilon_{\text{Beton}}(\text{TO})$ und $\epsilon_{\text{G}}(\text{TR})$) wie im Bild angegeben, $\text{Fakt}_K = 3 \text{ Gl.72}$) für eine bestmögliche Übereinstimmung mit den (im Mittel) gemessenen Werten

Abb. 92 zeigt für Fakt_K = 3, d.h

$$\alpha_K = 3 \cdot \sqrt[3]{|T_G - T_O|}, \quad (75)$$

und die ebenfalls in Abb. 92 angegebenen optimierten Emissionsgrade für Beton und das Heißgas (beim Normbrand) die berechnete Beton-Bauteilerwärmung. Diese zeitlichen Verläufe von Kenngrößen und Temperatur stimmen mit den im Mittel gemessenen Werten sehr gut überein (vgl. Abb. 41 ff). Ebenfalls der Abb. 92 zu entnehmen ist die aus diesen Annahmen resultierende Aufteilung in radiative und konvektive Erwärmungskomponenten (vgl. z.B. Abb. 44 und 51).

Der zu realistischen Rechenergebnissen führende Emissionsgrad für Beton (Abb. 91) liegt dabei mit Werten um 0,5 ab 200°C zwischen den wesentlich höheren der Literatur (vgl. Abb. 64) entnommenen Werten und den wesentlich kleineren mit Hilfe der Pyrometrie hier für Beton ermittelten (vgl. Abb. 84) Emissionsgraden. Hierzu ist zu bedenken, daß bei der Berechnung der in Abb. 84 angegebenen Baustoff-Emissionsgrade ein Gasemissionsgrad von $\epsilon_G \approx 1$ in den vereinfachten Zusammenhängen unter III.4 angenommen wurde.

V.1.2.2.2 Der Wärmeübergang auf der feuerabgewandten Seite

Behält man den aus einem Vergleich der zeitlichen Verläufe von gemessenen und berechneten Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha(t)$ am Normbrand optimierten Emissionsgrad für Beton sowie den konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten aus Gl. 75 auch für eine Anwendung auf die natürlichen Brände bei, so zeigt sich für feuerabgewandte Meßorte ein sehr befriedigender Grad an Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung, wenn auf die vor dem Bauteil gemessenen Raumtemperaturen als radiativ und konvektiv relevante Erwärmungstemperatur und auf die aus der Rauchdichtemessung ermittelten Emissionsgrade der Heißgase für das jeweilige Brandgut (vgl. Abb. 74) zurückgegriffen wird.

Dieses gilt in gleicher Weise für die Holz- und die Mischbrandgut-Brände, für hoch sowie tief gelegene Meßorte. Wegen der Verwirbelung der Rauchgase im Brandraum wird für alle Meßebenen gleichermaßen der gemessene Heißgas-Emissionsgrad verwendet.

Abb. 93 und 94 zeigen für die feuerabgewandte Ost-Seite des Stützstummels 2 im Holzbrandgut-Versuch LORE 7 einmal für die Meßebene 1 in 2,25 m über dem Brandraumboden (Abb. 93) und einmal für die un-

terste Meßebene 4 in 0,45 m Höhe (Abb. 94) die berechneten Bauteilerwärmungen (vgl. mit Abb. 77).

Für die hier vorgestellten Berechnungen wurden die vor dem Bauteil herrschenden Gastemperaturen als erforderliche Eingabedaten benötigt. Diese können bei Feldmodellen, die zu den diskreten Eckpunkten eines über den dreidimensionalen Raum erstreckten Rasters die Temperatur-Entwicklungen $T(x,y,z,t)$ zu berechnen in der Lage sind, gewonnen werden. In 2-Schichten-Modellen, wo von zwei übereinanderliegenden, homogen temperierten Gasschichten (Luft-, Heißgasschicht) aus-

nat. Brand: 400 kg Holz

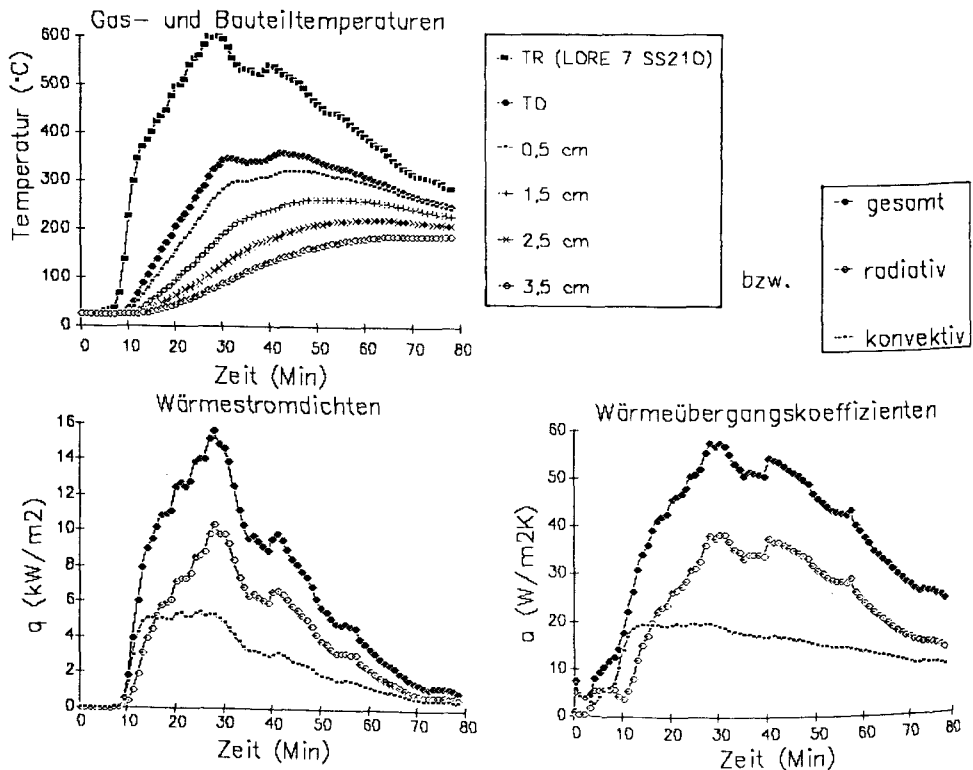


Abb. 93: Berechnete Beton-Bauteilerwärmung mit der eingelesenen Gastemperatur TR aus dem Versuch LORE 7 10 cm vor der Oberfläche des Stützenstummels 2 Ebene 1 Ost (Gl. 31 und 75, ϵ_{Beton} aus Abb. 91, ϵ_{G} aus Abb. 74)

nat. Brand: 400 kg Holz

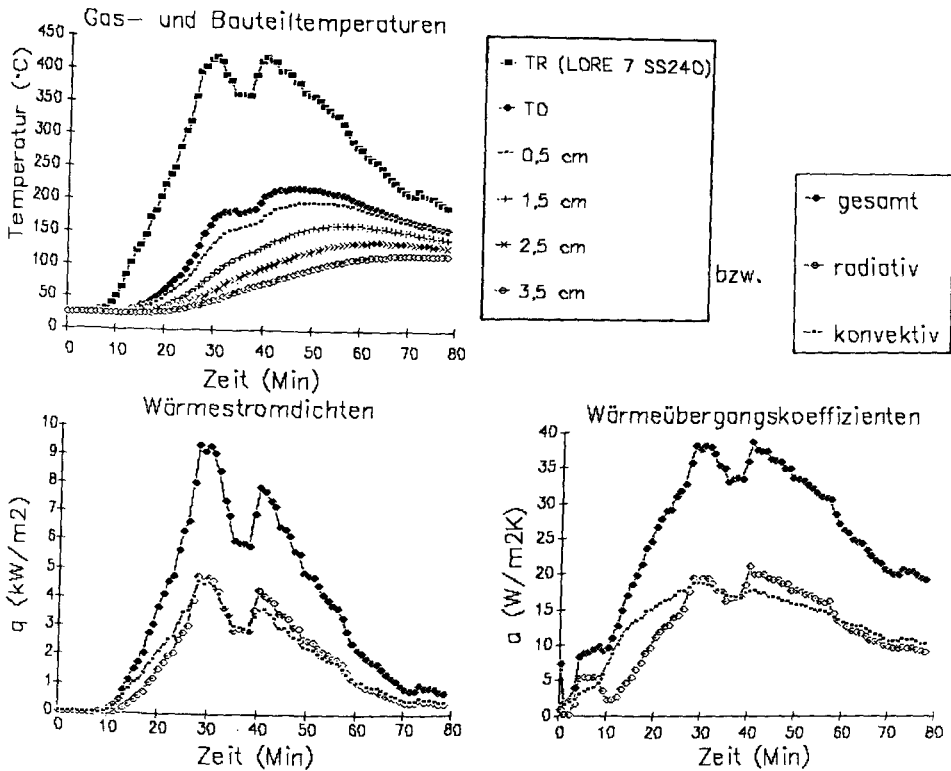


Abb. 94: Berechnete Beton-Bauteilerwärmung mit der eingelesenen Gastemperatur TR aus dem Versuch LORE 7 10 cm vor der Oberfläche des Stützenstummels 2 Ebene 4 Ost (Gl. 31 und 75, ϵ_{Beton} aus Abb. 91, ϵ_G aus Abb. 74)

gegangen wird, genügt es für eine Abschätzung der Energieverluste durch die Umfassungsbauteile sowie der Bauteilerwärmungen, die im Bereich der jeweiligen Gasschicht zutreffenden mittleren Verhältnisse zu berücksichtigen. Somit kann für feuerabgewandte Meßorte auf die berechnete (mittlere) Heißgas- bzw. Luftschichttemperatur bei einer Berechnung nach Gl. 31 und 75 Bezug genommen werden.

Brauchbare Resultate lassen sich bei gleicher Vorgehensweise auch für flammenferne, höher gelegene Meßorte erzielen.

V.1.2.2.3 Der Wärmeübergang auf der feuerzugewandten Seite

Abb. 96 zeigt im Vergleich zu der in Abb. 95 dargestellten gemessenen Bauteilerwärmung die für die gleichen Meßorte nach Gl. 31 und 75 berechnete Erwärmung des Betonstützenstummels 2 im Mischbrandgut-Brand LORE 8.

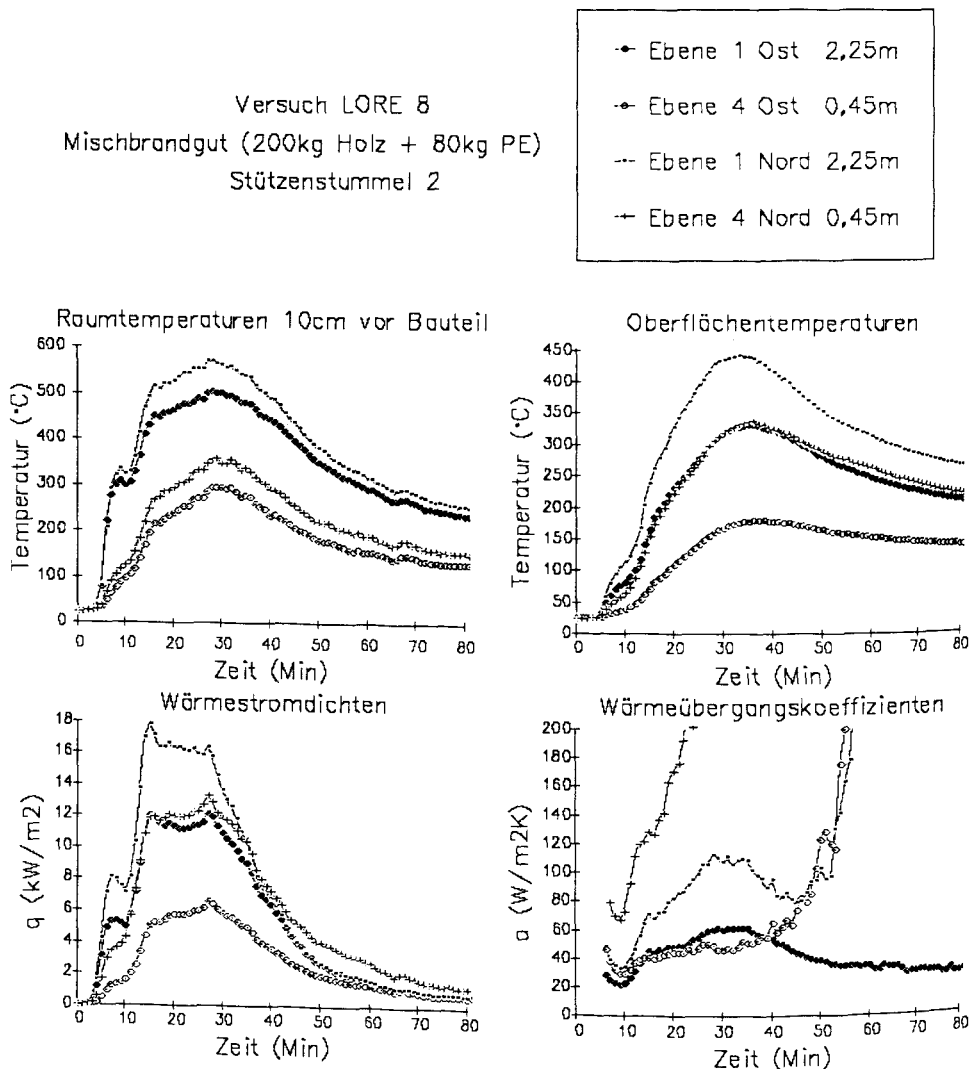


Abb. 95: Gemessene Bauteilerwärmung und aus den Meßwerten ermittelte Wärmeübergangskennwerte des Stützenstummels 2 im Mischbrandgut-Versuch LORE 8

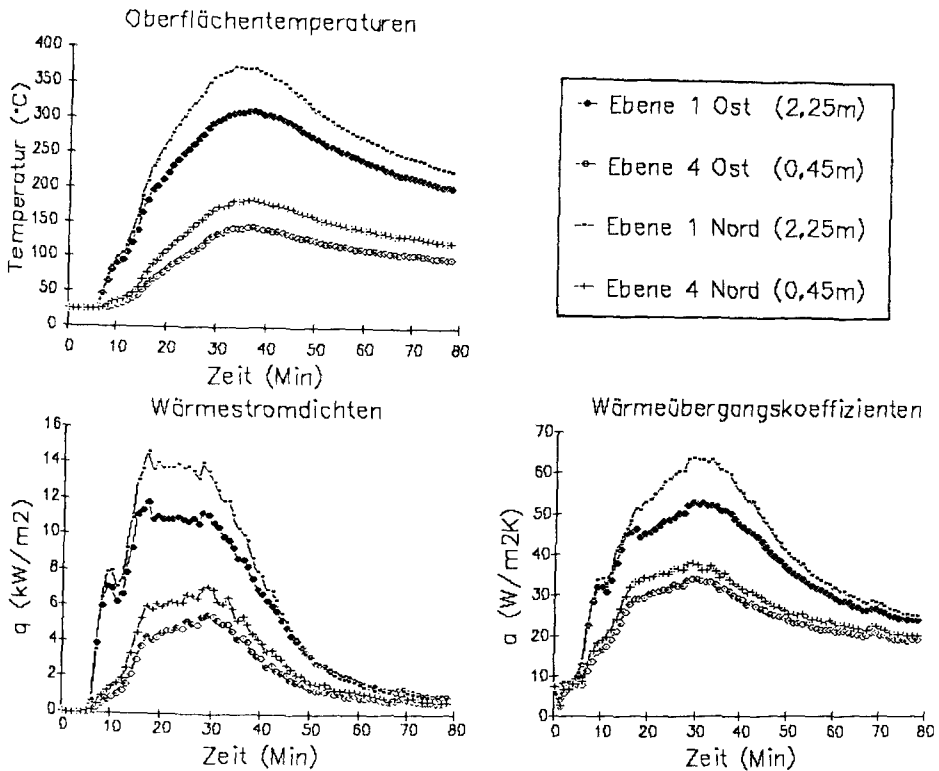


Abb. 96: Berechnete Beton-Bauteilerwärmung des Stützenstummels 2 im Mischbrandgut-Versuch LORE 8 (eingeleseene gemessene Gastemperatur TR und ϵ_G (Abb. 74), ϵ_{Beton} aus Abb. 91, nach Gl. 31 und Gl. 75)

Hier zeigt sich, daß für die flammenzugewandten Meßorte auf der Nordseite des Stützenstummels die berechneten Bauteiltemperaturen spürbar unter den tatsächlichen, gemessenen liegen. Größer als in den oberen Meßebenen sind für die unteren flammennahen Meßorte die Unterschiede zwischen gemessenen und nach Gl. 31 und 75 berechneten Bauteilerwärmungen.

Für diese Meßorte ist bei einer Berechnung des Wärmeüberganges die Berücksichtigung des Strahlungsaustausches zwischen Bauteil und Flammen unbedingt erforderlich.

Wird - sehr vereinfacht - die Geometrie der Flammen als ein über der Brandherd-Grundfläche senkrecht nach oben reichender Körper abgeschätzt, in diesem Fall also quaderförmig, so lassen sich Einstrahlzahlen für die Strahlungseinwirkung der Flammen mit vorgegebener Geometrie auf ein Flächensegmentes dA (als Vertreter des betrachteten Bauteil-Meßpunktes) nach Abb. 97 (aus /33/) ermitteln. Die Flammen werden hierbei als undurchsichtige Körper angesehen.

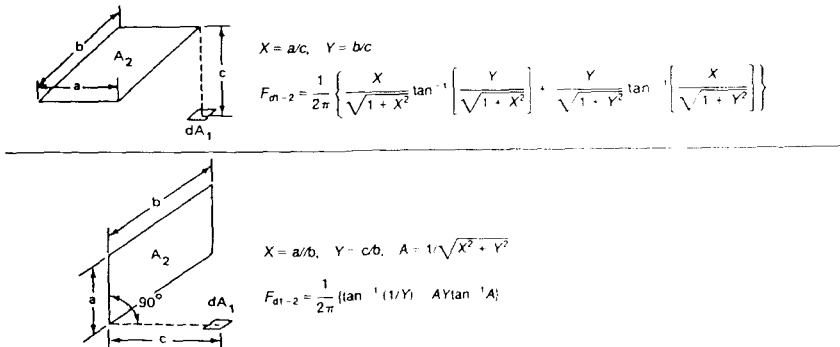


Abb. 97: Einstrahlzahlen (Winkelverhältnisse) F_{d1-2} φ_{dof} für ein kleines Flächensegment dA und ein zu dA parallel bzw. senkrecht ausgerichtetes ausgedehntes Flächenstück (aus /33/)

Die Berücksichtigung des überlagert mit dem Flammen-Bauteil-Strahlungsaustausch stattfindenden Heißgas-Bauteil-Strahlungsaustausches gelingt mit brauchbaren Resultaten unter Verwendung einer in Anbetracht der vielen Unbekannten sehr vereinfachten Abschätzung für das komplexe 3-Körper-Strahlungsaustausch-Problem durch:

$$\dot{q}_{St} = \frac{1}{1/\epsilon_O + 1/\epsilon_G - 1} \cdot \sigma \cdot (\varphi_{dof} \cdot T_F^4 + (1 - \varphi_{dof}) \cdot T_G^4 - T_O^4). \quad (76)$$

Hierbei wurden Transmissionseinflüsse der Heißgase vernachlässigt, und es wurde weiterhin von einem 2-Körper-Strahlungsaustausch zwischen Bauteil und einem für das einzelne Bauteil-Segment durch die Einstrahlzahl φ_{dof} gewichteten gemeinsamen Gas-Flammen-Strahler ausgegangen. Ohne Unterscheidung zwischen Flammen und Gasen wurde für diesen 2. Körper der gemessene Emissionsgrad des Gases ϵ_G verwendet.*)

*) Berechnungen mit dieser Gleichung führen zu realistischeren Ergebnissen als mit komplexeren Gleichungen, die den 3-Körper-Strahlungsaustausch gerecht zu werden versuchen.

In Abb. 98 ist die berechnete Bauteilerwärmung des Stützenstummels 2 im Mischbrandgut-Brand LORE 8 dargestellt; im Gegensatz zu Abb. 96 ist hier für die Meßorte der feuerzugewandten Nordseite des Stützenstummels die Flammenstrahlung gemäß Gl. 75 und 76 berücksichtigt (vgl. auch Abb. 95). Die Abmessungen der Flammen wurden hierzu entsprechend Gl.^{en} 77 vorgegeben:

Breite $B_F = 0,8 \text{ m}$	$t/(20 \text{ Min})$	} bis zur 20. Min
Länge $A_F = 2,4 \text{ m}$	$t/(20 \text{ Min})$	
Höhe $H_F = 3,0 \text{ m}$	$t/(20 \text{ Min})$	
Breite $B_F = 0,8 \text{ m}$		} zwischen der 20. und 30. Min (77)
Länge $A_F = 2,4 \text{ m}$		
Höhe $H_F = 3,0 \text{ m}$		
Breite $B_F = 0,8 \text{ m}$		} ab der 30. Min (aber nicht < 0)
Länge $A_F = 2,4 \text{ m}$	$(1 - (t-30 \text{ Min})/(15 \text{ Min}))$	
Höhe $H_F = 3,0 \text{ m}$		

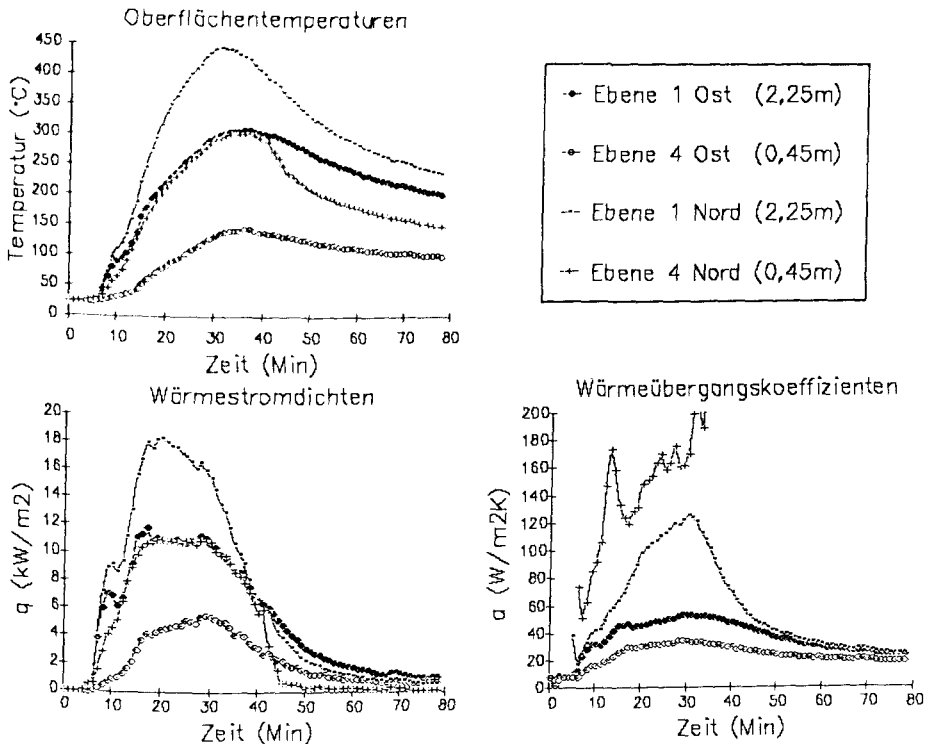


Abb. 98: Berechnete Beton-Bauteilerwärmung des Stützenstummels 2 im Mischbrandgut-Versuch LORE 8 (eingelassene gemessene Gastemperatur TR und ϵ_G (Abb. 74), ϵ_{Beton} aus Abb. 91, berechnet nach Gl. 75 und Gl. 76 - unter Berücksichtigung der Flammenstrahlung für die Meßorte auf der Nordseite)

Wird in Verknüpfung mit der vorgeschlagenen (den Brandbeobachtungen in etwa entsprechenden) Flammenausdehnung die Temperatur der Flammen mit (nur) 1100 K vorgegeben, so ist eine äußerst zufriedenstellende Rekonstruktion der radiativen Wärmebeaufschlagung zu erhalten - gleichermaßen für Holzbrandgut- wie für Mischbrandgut-Brände (vgl. stellvertretend Abb.98).

An dem zeitlichen Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha(t)$ für die Meßebene 4 Nord in Abb. 98 wird deutlich, daß durch die Erhöhung der strahlungsrelevanten Temperatur bei Berücksichtigung der Flammenstrahlung die Angabe eines auf TR-TO bezogenen Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha = \dot{q}/(TR-TO)$ sinnlos wird, da gerade in der Aufheizphase des Bauteils ($\dot{q}>0$) schnell sehr kleine und bisweilen sogar negative Temperaturdifferenzen TR-TO erreicht werden (vgl. Abb. 81 und V.1.1).

V.2. Zur Bewertung der natürlichen Brände

Wie unter III.4.5 dargelegt, wird für den zu charakterisierenden natürlichen Brand eine dem Normbrand äquivalente Branddauer gesucht, die an den thermisch belasteten Bauteilen zu äquivalenten Beanspruchungen führt.

Als ein die unterschiedlichen Versagenskriterien gemeinsam beurteilender Parameter hat sich die im Bauteil einstellende maximale Temperatur bewährt. Bei diesem unter DIN 18 230 Teil 1 definierten 'Bauteil-Temperatur-Kriterium' führt ein Vergleich der im Bauteil während eines natürlichen Brandes an definierter Stelle gemessenen maximalen Temperatur mit dem am selben Ort gemessenen Temperaturverlauf unter ETK-Belastung zu dem Begriff der dem ETK-Brand äquivalenten Branddauer (vgl. Abb. 25).

Da aber nicht nur die maximal erreichte einwirkende Temperatur Veränderungen an Baustoff und Bauteil zur Folge hat, sondern auch der zeitliche Verlauf der thermischen Belastung von Bedeutung ist, ist die Frage, inwieweit die momentan oder die insgesamt eintretende Wärmestromdichte die thermische Belastung eines Bauteils eventuell treffender beschreibt, von großem Interesse.

Hier läßt sich, da Beeinträchtigungen der Bauteile durch die thermischen Einwirkungen nicht im einzelnen untersucht worden sind, nur ein Vergleich ohne Wertung der nach dem Temperatur-Kriterium und der nach einem Wärmestromdichte-Kriterium ermittelten äquivalenten Branddauern vornehmen.

V.2.1 Das Bauteil-Temperatur-Kriterium nach DIN 18 230

Ein natürlicher Brand verläuft bzgl. Raumtemperatur, strahlungseinwirkender Flammenverteilung, ... beträchtlich inhomogener als ein Normbrand. Es ist daher nicht verwunderlich, daß die aus dem Bauteil-Temperatur-Kriterium ermittelten äquivalenten Branddauern für innerhalb des Brandraumes verschieden plazierte Bauteile erheblich streuen.

Abb. 99 zeigt beispielhaft, in welcher Größenordnung die an unterschiedlichem Meßort ermittelten äquivalenten Branddauern differieren können. D.h. dem natürlichen Brand kann durch dieses Kriterium nur eine über alle belasteten Bauteile gemittelte Bewertung im Vergleich

zum ETK-Brand zugeordnet werden.

Ebenfalls dargestellt in Abb. 99 ist, daß die Anwendung des Bauteil-Temperatur-Kriteriums in verschiedenen Bauteiltiefen ein und desselben Körpers zu sehr unterschiedlichen Normbrand-äquivalenten Branddauern $t_{\dot{a}q}(x)$, also thermischen Belastungen - im Vergleich zum Normbrand - führt.

Äquivalente Branddauer $t_{\dot{a}q}$ in [Min]:

Meßort:	Stüstu. 2 Ebene 1 Nord	Stützenstummel 2 Ebene 1 West	Stützenstummel 2 Ebene 4 Nord
TOber	13,6	7,1	10,0
1 cm	17,8	11,8	14,0
2 cm	22,1	15,9	20,3
4 cm	31,9	23,8	33,7

Abb. 99: $t_{\dot{a}q}(x)$ für verschieden plazierte Beton-Bauteile und in Abhängigkeit von der Bauteiltiefe - Brandversuch LORE 11 im Vergleich zu den Bauteilerwärmungen im Normbrand LORE 13

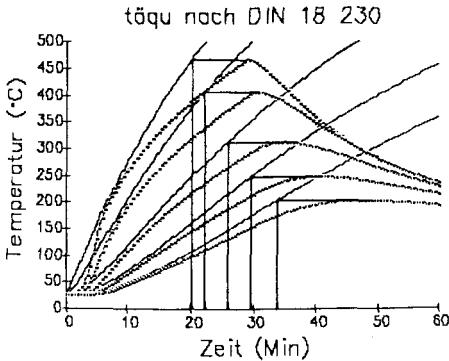
Eine Erklärung für dieses grundsätzliche Phänomen (vgl. auch /20/) der mit der Bauteiltiefe zunehmenden äquivalenten Branddauer ist darin zu sehen, daß das zum Temperaturvergleich herangezogene Temperaturmaximum mit wachsender Bauteiltiefe zunehmend zeitlich verzögert erreicht wird und daß die Einflüsse der Abkühlphase auf die Ausbildung dieses Temperaturmaximums nur für den Fall des natürlichen Brandes berücksichtigt werden.

Geringere Abweichungen der äquivalenten Branddauern für unterschiedliche Bauteiltiefen müßte man folglich erhalten,

- wenn zu einem willkürlich gewählten Zeitpunkt in der Aufheizphase des Bauteils im natürlichen Brand das Bauteiltemperaturprofil zu diesem Moment mit dem aufgezeichneten Temperaturprofil-Zeit-Verlauf unter ETK-Belastung verglichen wird (beide Körper befinden sich in der Aufheizphase, vgl. Abb 100 b)
- oder wenn die äquivalente Branddauer $t_{\dot{a}q}(x)$ in einer bestimmten Bauteiltiefe x dadurch bestimmt wird, daß in einem (hypothetisch) nach der Dauer $t_{\dot{a}q}(x)$ abgebrochenen ETK-Versuch die in der Tiefe x maximal erreichte Temperaturerhöhung gleich ist mit der am selben Ort gemessenen maximalen Temperaturerhöhung im natürlichen Brand (beide Körper erreichen maximale Temperaturen unter Berücksichtigung von Abkühlprozessen, vgl. Abb. 100 c).

Abb. 100 veranschaulicht diesen Sachverhalt mit berechneten Bauteilinnentemperaturen für einen Betonkörper, indem auf dreierlei Weise äquivalente Branddauern ermittelt werden. Die 'äquivalenten Brand-

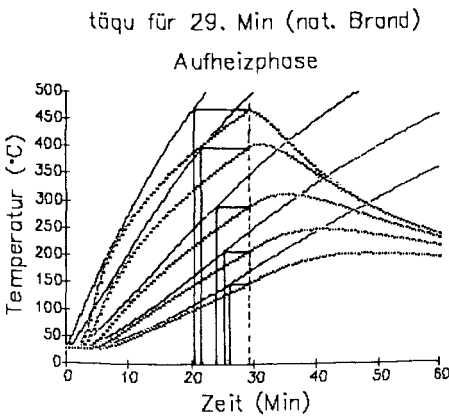
a)



Berechnete Bauteiltemperaturen für ETK- und nat. Brand

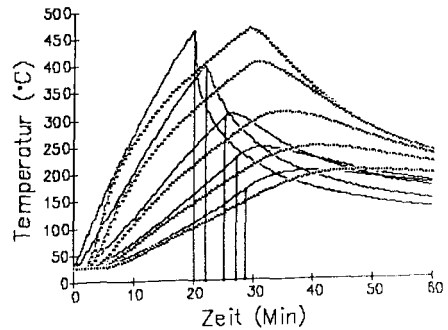
- TO
- 0,5 cm
- 1,5 cm
- 2,5 cm
- 3,5 cm

b)



c)

ETK-Dauer bis gleiche max Temp. für ETK- und nat. Brand



'Äquivalente Branddauer' $t_{äq}$ in [Min]:

Meßort:	a) nach DIN 18 230	b) $t_{äq}$ (29.Min)	c) Dauer ETK (mit Abkühlung)
TO	20,0	20,0	20,0
0,5 cm	22,0	21,75	22,0
1,5 cm	25,5	23,75	25,0
2,5 cm	29,5	25,0	27,0
3,5 cm	33,5	26,0	28,3

Abb. 100: Zur Ermittlung einer äquivalenten Branddauer: hier an berechneten Beton-Bauteilerwärmungen für einen natürlichen (gepunktete Linien) und einen Normbrand (keine Symbole)

dauern' für verschiedene Bauteiltiefen nähern sich bei einheitlicher Berücksichtigung der Abkühlphase (Abb. 100 c), und noch mehr bei einheitlicher Betrachtung eines bestimmten Zeitpunktes aus der Aufheizphase (Abb. 100 b) einander an. Die immer noch bestehenden Abweichungen zwischen den einzelnen $t_{\text{äq}}(x)$ sind auf die mit zunehmender Bauteiltiefe an Einfluß gewinnende unterschiedliche Temperatur-Zeit-Entwicklung zurückzuführen.

Ein anderer Gesichtspunkt bzgl. der Streuung der an unterschiedlichen Bauteilen ermittelten äquivalenten Branddauern betrifft die Materialbeschaffenheit der thermisch belasteten Bauteile. In Abb. 101 sind zum Vergleich die nach dem Bauteil-Temperatur-Kriterium ermittelten äquivalenten Branddauern im Versuch LORE 11 für den Ytong-, den Beton-Meßstein und die Mauerwerkswand (vgl. Abb. 83) aufgeführt.

Äquivalente Branddauer $t_{\text{äq}}$ in [Min]:

Meßort:	Ytong-Meßstein	Beton-Meßstein	Mauerwerkswand
TOber	11,3	9,7	13,9
1 cm	16,2	13,8	19,4
2 cm	20,9	26,4	25,1
4 cm	31,5	38,5	36,5

Abb. 101: $t_{\text{äq}}(x)$ für Bauteile unterschiedlichen Materials in Abhängigkeit von der Bauteiltiefe für den Brandversuch LORE 11 im Vergleich zu den Bauteilerwärmungen im Normbrand LORE 13

V.2.2 Das Vergleichselement-Temperatur-Kriterium nach DIN 18 230 Teil 2

Um den Brand insgesamt zu gewichten und sich unabhängig zu machen von den an Einzelmeßorten ermittelten streuenden äquivalenten Branddauern, wurde hier ein für derartige Zwecke konzipiertes Vergleichselement (vgl. III.3.2) eingesetzt.

Ein solches Prüfelement wird in DIN 18 230 Teil 2 definiert. Seine Funktion liegt dort in der vergleichenden Beurteilung einer thermischen Belastung durch natürliche Brände mit unterschiedlichem Brandgut. Für die Beurteilung des Abbrandverhaltens eines speziellen Brandgutes wird im Vergleich zu einem Brand mit dem zu beurteilenden Brandgut eine ganze Serie von Fichtenholzkippen-Bränden durchgeführt. Bei vergleichbarer thermischer Belastung für den betrachteten Brand und einen der Holzbrände läßt sich aus den Temperaturverläufen im Ver-

1	2	3	4	5	6	7	8	9
Raumgeometrie Ventilation	Brandgut	Versuch	$t_{\text{äq Vgl}}$ [Min]	t_{TVglMax} [Min]	m-Faktor DIN 18230	m-Faktor berechnet	maximale Energiefrei- setzung [MW]	TR_{Max} [°C]
Stütze a) 3,6m x 3,6m x 5,08m	320 kg Holz	05	13	94	1,0		4,2	560-900
Stütze b) 3,6m x 3,6m x 3,08m	320 kg Holz	01	-	-	1,0		≈4,0	550-800
		02	23,5	76	1,0		≈3,7	800-900
		03	22,5	80	1,0		4,3	400-1150
untervent.	460 kg Holz	04	37	72	1,0		<7,4	800-1000
Tresor 3,5m x 3,5m x 2,58m	320 kg Holz	T1	47	87	1,0		4,5	670-730
	160 kg Holz + 50 kg PE Granulat	T2	45	75	0,91	1,18	3,5	600-800
	101 kg PE Gran.	T3	27	208	0,8		2,0	400-800
Decke a) untervent. 7,33m x 4m x 2,43m	640 kg Holz	L1	-	-	1,0		<9,0	1100
	320 kg Holz	L3	26	51	1,0		4,4	700-960
	160 kg Holz + 61 kg PE Fornteile	L2	21	60	0,75		5,7	600-800
	untervent. 122 kg PE Fornt.	L4	27	21	0,5	1,31	<13,5	1100
Decke b) 6,44m x 4m x 3,04m	400 kg Holz	LORE 3	34	90	1,0		3,4	650-890
		LORE 7	36	83	1,0		4,0	710-910
		LORE 11	34,5	113	1,0		2,6	540-850
		LORE 15	38	99	1,0		2,7	730-860
	200 kg Holz	LORE 1	19	52	1,0		2,7	600-750
		LORE 6	18	77	1,0		2,8	600-720
		LORE 10	17	93	1,0		1,7	430-600
		LORE 14	20	97	1,0		1,8	550-690
	200 kg Holz + 79 kg PE Fornt.	LORE 4	36	98	0,75	0,93	3,7	590-890
		LORE 8	32	101	0,75	0,95	3,6	580-860
		LORE 12	31	123	0,75	0,96	2,3	550-730
		LORE 16	36	88	0,75	0,97	2,3	690-850
	100 kg Holz + 40 kg PE Fornt.	LORE 2	17	55	0,75	1,17	2,2	450-690

Abb. 102: Tabellarische Übersicht einiger die natürlichen Brände charakterisierende und gewichtende Größen

gleichselement das Abbrandverhalten dieses speziellen verwendeten Brandgutes im Vergleich zum Fichtenholz bewerten (vgl. auch V.2.4).

Entsprechend der Anwendung in DIN 18 230 Teil 2 wurde das Vergleichselement (relativ zentral) an der jeweiligen Brandraumdecke, wo mit einer vergleichsweise hohen thermischen Belastung zu rechnen ist, befestigt und soll auch für die hier durchgeführten Versuche als 'definierter Stellvertreter' aller belasteten Bauteile zur gemeinsamen Bewertung des gesamten natürlichen Brandes dienen.

Die mit Hilfe des Vergleichselementes ermittelten äquivalenten Branddauern stellen sich für die durchgeführten natürlichen Brände wie in der Abb. 102 (Spalte 4) tabelliert dar. Spalte 9 zeigt im Vergleich dazu das Spektrum der maximal gemessenen Raumtemperaturen.

Ein Einfluß des Wandmaterials (Energieaustritt durch Umfassungsbau- teile, Strahlungseinfluß) auf den Brandablauf ist möglicherweise bei der LORE-Versuchsserie - bei Vergleich von mit gleicher Brandlast und äquivalenten Versuchsbedingungen durchgeführten Versuchen - insofern zu erkennen, als die mit einer Versuchswand aus verputztem Mauerwerk (Versuche LORE 10 bis LORE 13, Wärmeeindringzahl b um $1450 \text{ J}/(\text{m}^2\text{Ks})$) = Umrechnungsfaktor $c = 0,2 \text{ Min m}^2/\text{kWh}$ in DIN 18 230) durchgeführten Versuche die niedrigsten maximalen Raumtemperaturen sowie die kleinsten äquivalenten Branddauern und die Versuche mit einer Gipskartonwand (Versuche LORE 14 bis LORE 17, b um $450 \text{ J}/(\text{m}^2\text{Ks})$) = $c = 0,25 \text{ Min m}^2/\text{kWh}$) bei nicht wesentlich höheren, aber homogener ausfallenden maximalen Raumtemperaturen die höchsten äquivalenten Branddauern aufweisen.

Für den unter V.2.1 betrachteten Versuch LORE 11 wurde mit dem Vergleichselement eine äquivalente Branddauer von 34,5 Minuten ermittelt. Diese entspricht in etwa den im Mittel für Betonkörper nach dem Bauteil-Temperatur-Kriterium ermittelten äquivalenten Branddauern für 3 bis 4 cm Bauteiltiefe. Damit gibt die aus der Vergleichselement-Messung resultierende äquivalente Branddauer einen Hinweis auf die bei Betonkörpern in den kritischen Tiefen der Bewehrungslagen im Mittel anzutreffenden Maximaltemperaturen im Vergleich zum Normbrand.

V.2.3 Ein Bauteil-Wärmestromdichte-Kriterium

In analoger Weise zum Bauteil-Temperatur-Kriterium läßt sich ein Bauteil-Wärmestromdichte-Kriterium definieren:

Führt man sich den unter IV.2.1 beschriebenen typischen Verlauf der unter ETK-Belastung ins Bauteil eintretenden Wärmestromdichte vor Augen, so ist in Abhängigkeit vom betrachteten Baustoff ein ETK-charakteristischer 'Vergleichswärmestromdichte-Verlauf' definierbar. Abb. 103 zeigt einen solchen 'normierten' Kurvenverlauf für Beton und Ytong bei einem ETK-Wärmeeintrag über 60 Minuten Dauer.

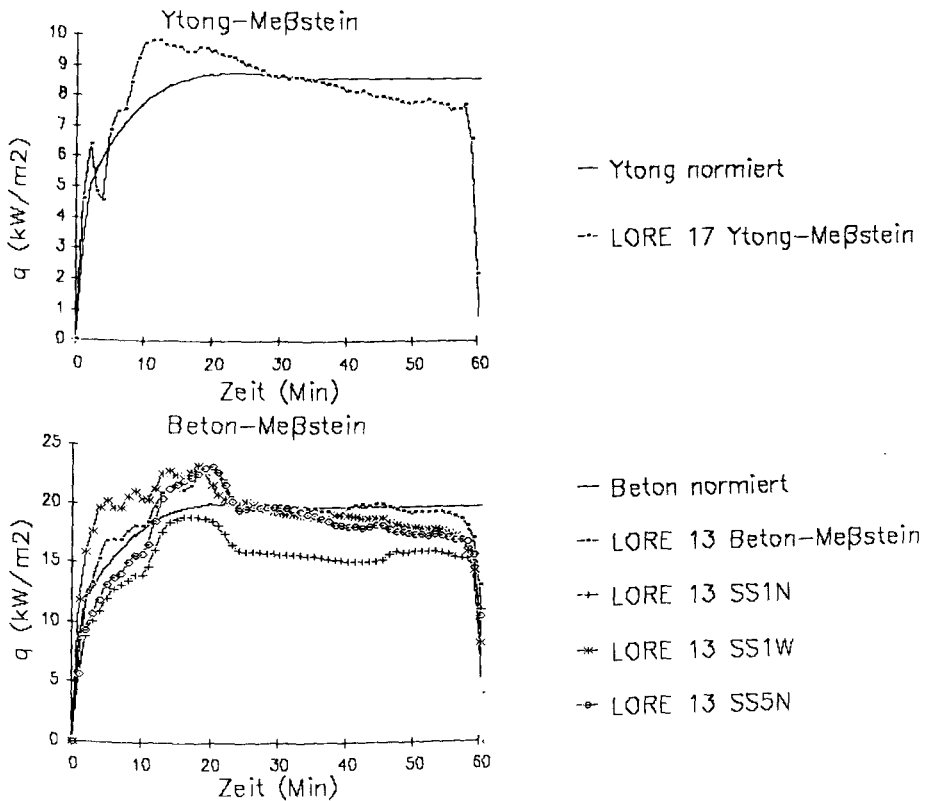
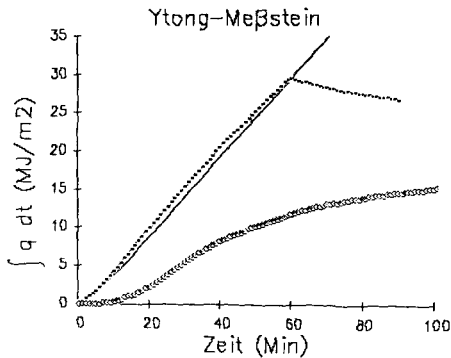


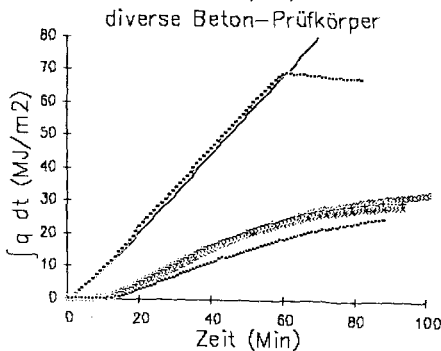
Abb. 103: 'Normierter' Wärmestromdichteverlauf während einer ETK-Normbrandbelastung für einen Beton- und einen Ytong-Körper im Vergleich zu den gemessenen Wärmestromdichten im ETK-Versuch LÖRE 13 bzw. LÖRE 17

In einem dem Temperatur-Kriterium entsprechenden Verfahren könnte man nun der beim natürlichen Brand insgesamt in ein Bauteil eintretenden Wärmemenge im Vergleich zu der unter ETK-Belastung insgesamt eintretenden Wärmemenge eine ETK-äquivalente Branddauer $t_{q\ddot{a}g}$ bzgl. q zuordnen.



Integrierte Wärmestromdichten für Versuch LORE 11 im Vergleich zur normierten Wärmestromdichte

- Ytong normiert
- LORE 17 Ytong-Meßstein
- LORE 11 Ytong-Meßstein



- Beton normiert
- LORE 13 Beton-Meßstein
- LORE 11 Beton-Meßstein
- LORE 11 SS1N
- + LORE 11 SS1W
- LORE 11 SS5N

Temperaturerhöhung im Vergleichselement

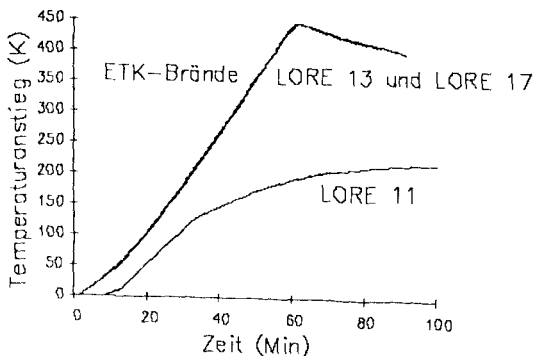


Abb. 104: $t_{q\ddot{a}g}$ nach dem 'Wärmestromdichte-Kriterium' für die Meßorte aus Abb. 99 und 101

Zu den in Abb. 99 und 101 behandelten Beton- und Ytong-Prüfkörpern zeigt Abb. 104 die für das 'Wärmestromdichte-Kriterium' benötigten integrierten Wärmestromdichten. Die $t_{q\dot{a}q}$ liegen für die im Versuch LORE 11 betrachteten Prüfkörper um die 30 Minuten mit einer geringeren Streuung als $t_{\dot{a}q}$ nach dem Temperatur-Kriterium. Sie entsprechen damit in etwa den in ca. 4 cm Tiefe ermittelten $t_{\dot{a}q}$.

Ebenfalls aufgenommen in die Abb. 104 ist der im Vergleichselement bei den Versuchen LORE 11 und LORE 13 gemessenen Temperaturverlauf. Da zeigt sich - und dieses Ergebnis gilt generell für alle hier durchgeführten Versuche -, daß die von den Bauteilen insgesamt über die Dauer eines Brandes aufgenommenen flächenspezifischen Wärmeenergien in etwa einen der Temperaturerhöhung im Vergleichselement proportionalen Verlauf aufweisen. D.h. Einflüsse aus der Lage der betrachteten Bauteile oder ihres Materials (Strahlungsverhalten), die über einen Einfluß auf diesen Proportionalitätsfaktor hinausgehen, sind für diese Brände in vergleichsweise kleinen Brandräumen gering im Verhältnis zu der den jeweiligen Brand charakterisierenden Wärmebeaufschlagung.

Daß sich die Temperaturerhöhung im Vergleichselement mit den von den Bauteilen insgesamt aufgenommenen Wärmeenergien vergleichen läßt, ist nicht weiter verwunderlich, da sich das stählerne Vergleichselement - aufgrund seiner hohen Wärmeleitfähigkeit, der gegebenen Abmessungen und der thermisch isolierten Einbringung in das umgebende Deckenmaterial (vgl. III.3.2) - vergleichsmäßig homogen erwärmt und damit wie ein Meßbecher den 'Füllstand' der insgesamt aufgenommenen Wärmeenergie anzeigt.

Für kleinere Brandräume stellt daher die gemessene Temperatur im Vergleichselement sowohl bzgl. ihres Verlaufs als auch ihres Maximalwertes eine repräsentative Aussage über den mittleren Wärmestromeintrag durch einen Brand in die Bauteile dar. Die im einzelnen in die brandbelasteten Bauteile eintretenden Wärmestromdichten sind darüberhinaus unter Beachtung ihres Materials, ihrer Lage und ihrer Wärmeübergangsbedingungen im Vergleich zu denen des Vergleichselementes zu beurteilen.

Ebenso bestätigt der unter Normbrandbelastung gemessene nahezu lineare Temperaturanstieg im Vergleichselement den an den Bauteilen ermittelten relativ konstanten Verlauf der eintretenden Wärmestromdichten. Umgekehrt geschlossen bedeutet das: Zeigte bei einer Norm-

prüfung die Brandraumgeometrie, -größe oder Beschaffenheit der Umfassungsbauteile trotz gleichen Raumtemperatur-Zeit-Verlaufes Einflüsse auf die im Mittel in die zu prüfenden Bauteile eintretenden Wärmestromdichten, so könnten sich diese (eventuell) auch am Temperaturverlauf im Vergleichselement ablesen lassen.

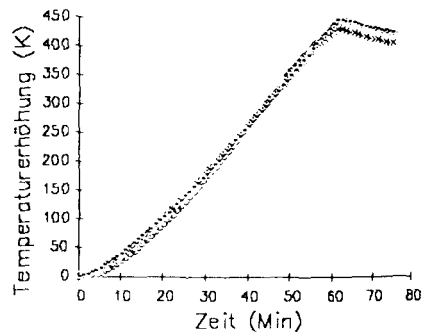
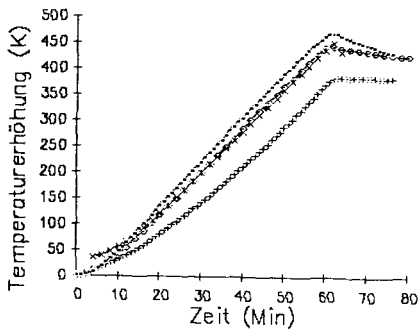
variierte Brandraumgeometrie

- ◊ Versuch O6
- * Versuch O10
- + Versuch T4
- Versuch L5

Variation des Wandmaterials

- ◊ Versuch LORE 5
- * Versuch LORE 9
- + Versuch LORE 13
- Versuch LORE 17

Temperaturverläufe im Vergleichselement



Mittlere obere Brandraumtemperaturen

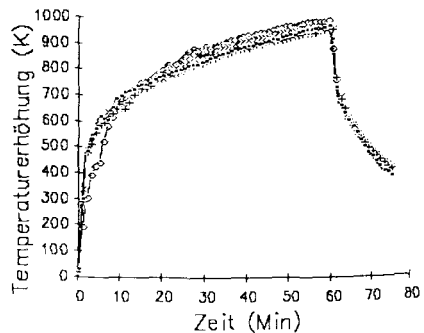
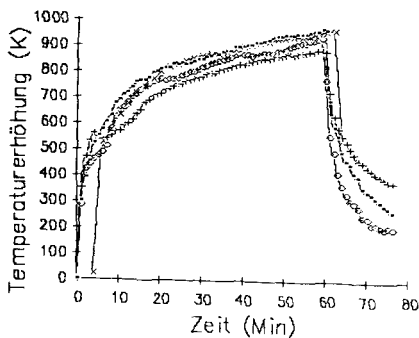


Abb. 105: Temperaturerhöhungen in dem Vergleichselement und für die mittleren oberen Brandraumtemperaturen in den ETK-Brandversuchen

Die in Abb. 10⁵ dargestellten Temperaturerhöhungen der in den mittleren oberen Brandraumbenen gemessenen repräsentativen Brandraumtemperaturen lassen aber so große Unterschiede zwischen den einzelnen Versuchen erkennen, daß eine vergleichende Auswertung der im Vergleichselement gemessenen Temperaturerhöhungen nicht sinnvoll erscheint.

V.2.4 Bewertung des Brandgutes - der m-Faktor in DIN 18 230

Wie schon unter V.2.2 erwähnt, dient das Vergleichselement der Bewertung unterschiedlicher Brandgüter. Diese zielt auf eine einfache rechnerische Abschätzung der Auswirkungen eines möglichen Schadensfeuers in Industrie- und anderen großen Brandabschnitten ab und soll die Bemessung der Bauteile nach Feuerwiderstandsdauern sowie eine Einschätzung zusätzlich erforderlicher vorbeugender Brandschutzmaßnahmen ermöglichen (vgl. III.4.5).

Bei der Beurteilung der verschiedenen Brandgüter ist der unterschiedliche zeitliche Verlauf der Brände zu berücksichtigen, der für die Berechnung nach DIN 18 230 auf einen Faktor reduziert wird (vgl. Gl. 60).

Die Ermittlung dieses Bewertungsfaktors m für einen Brandstoff genau zu umreißender Verteilung, Anordnung, Feuchte und Konsistenz geschieht experimentell unter definierten Versuchsbedingungen bzgl. Raumgeometrie, Zuluft, Druck ... Er wird im Vergleich zum ebenfalls in DIN 18 230 definierten Vergleichsstoff (Fichtenholzkrippen) gegeben.

Grundlage bilden drei Brandversuche unterschiedlicher Brandlast mit dem zu charakterisierenden Brandgut im Vergleich zu einer Vielzahl von Fichtenholzkrippen-Brandversuchen weitestgehend variiertes Brandlast. Diese Brandversuche finden in einem kleinen Prüfofen von nur 2 m x 2 m x 2 m statt.

Zu den Holzbrandversuchen, die gleiche maximale Temperatur im Vergleichselement aufweisen wie der jeweilige Testbrandgut-Versuch, wird nun der m -Faktor des Testbrandgutes wie folgt bestimmt:

$$m = \frac{M_V \cdot H_{UV}}{M \cdot H_U} (e^{-0,4 \left(\frac{t}{\tau_V} - 1\right)}), \quad (78)$$

wobei M die eingesetzte Brandlast, H_U den Heizwert des Brandgutes, t

die Branddauer bis zum Erreichen der Maximaltemperatur im Vergleichselement und der Index V das Vergleichsgut (Fichtenholz) bezeichnet.

Unter Beachtung der Erkenntnisse aus V.2.3 entspricht t dem Zeitpunkt der Richtungsumkehr der in die Bauteile eintretenden Wärmeströme und damit der Dauer der thermischen Belastung. In der Tabelle der Abb. 102 ist dieser Zeitpunkt $t_{T\text{VerglMax}}$ in Spalte 5 angegeben.

Obwohl die hier durchgeführten Versuche betreffs der Zuluft nicht den für die m-Faktor-Bestimmung geforderten Bedingungen entsprechen, wäre es dennoch interessant - sofern die ermittelten äquivalenten Branddauern es zulassen -, auch für die hier verwendeten (im Vergleich zum m-Faktor-Prüfofen) deutlich größeren Brandräume m-Faktoren nach derselben Gl. 78 zu ermitteln. Es gilt zu überprüfen, inwieweit die zur Anwendung auf Brandbekämpfungsabschnitte von weit mehr als 1000 m² geschaffenen Faktoren unbeeinflusst von der Brandraumgröße ihre Gültigkeit beibehalten (vgl. auch /29/).

Zu folgenden Versuchspaaren mit ähnlicher äquivalenter Branddauer wurden m-Faktoren bestimmt:

für PE Formteil	L4 ($t_{\text{äq}}=27\text{Min}$)	zu L3 ($t_{\text{äq}}=26\text{Min}$)	-> $m = 1,31$	Decke a)
für MischBrG Granulat	T2 ($t_{\text{äq}}=45\text{Min}$)	zu T1 ($t_{\text{äq}}=47\text{Min}$)	-> $m = 1,18$	
für MischBrG Formteil	LORE2 ($t_{\text{äq}}=17\text{Min}$)	zu LORE10 ($t_{\text{äq}}=17\text{Min}$)	-> $m = 1,17$	Decke b)
für MischBrG Formteil	LORE4 ($t_{\text{äq}}=36\text{Min}$)	zu LORE7 ($t_{\text{äq}}=36\text{Min}$)	-> $m = 0,93$	
für MischBrG Formteil	LORE8 ($t_{\text{äq}}=32\text{Min}$)	zu LORE3 ($t_{\text{äq}}=34\text{Min}$)	-> $m = 0,95$	
für MischBrG Formteil	LORE12 ($t_{\text{äq}}=31\text{Min}$)	zu LORE11 ($t_{\text{äq}}=34,5\text{Min}$)	-> $m = 0,96$	
für MischBrG Formteil	LORE16 ($t_{\text{äq}}=36\text{Min}$)	zu LORE7 ($t_{\text{äq}}=36\text{Min}$)	-> $m = 0,97$	

Da für diese Auswertung nur Versuche herangezogen werden sollten, die (weitestgehend) brandlastgesteuert verliefen, ist von den hier ermittelten m-Faktoren derjenige für PE mit äußersten Vorbehalten zu beurteilen.

Im Vergleich zu den in DIN 18 230 Teil 2 angegebenen m-Faktoren (0,5 für PE-Formteile; 0,8 für PE-Granulat) erfährt hier das Granulat eine höhere Bewertung ($m \approx 1,41$ - wenn nach energetischen Anteilen für Holz ($m=1$) und PE aufgeschlüsselt wird, Versuch T2).

Doch auch die Formteile sind hier sämtlichst höher bewertet als in der DIN - in dem Versuch LORE 2 sogar höher als das Fichtenholz (Vergleichsstoff mit $m=1$). Dabei lassen die LORE-Versuche bzgl. der ermittelten m-Faktoren eine große Reproduzierbarkeit erkennen.

Unklar bleibt, ob diese erhöhten m-Faktoren auf einen Einfluß des Brandraumes oder der Abbrandbedingungen zurückzuführen sind, - oder ob nicht generell das Brandverhalten von Mischbrandlasten anders zu beurteilen ist als durch eine einfache Summation der (energetisch) gewichteten Einzelkomponenten, wie in der DIN 18 230 vorgeschlagen wird. Danach wäre für die Mischbrandlasten der LORE-Versuche ein m-Faktor von $m = 0,5 * 1 + 0,5 * 0,5 = 0,75$ zu erwarten (vgl. Spalten 6 und 7 in Abb. 102).

Ein Vergleich der auf die Raumgeometrie bezogenen insgesamt freisetzbaren Energie (Tabelle Abb. 37) mit der äquivalenten Branddauer oder anderen den Brand charakterisierenden Meßgrößen läßt keine eindeutigen Zusammenhänge erkennen. Einzig zeigt sich ein Einfluß der Brandraumhöhe auf die entstehenden Temperaturen und auf die äquivalente Branddauer (vgl. die ähnlich verlaufenen Brände O5, O2, O3, T1 im fensterlosen Versuchsstand). D.h. daß die auf das Brandraumvolumen oder auf die Umfassungsfläche bezogene Energie die thermische Bauteilbelastung treffender wiedergibt als die auf die Grundfläche bezogene 'rechnerische Brandbelastung' (DIN 18 230).

VI. Zusammenfassung, Schlußfolgerungen

Die Aufwärmvorgänge brandbeanspruchter Bauteile können im Prinzip auf nur zwei Übertragungsmechanismen zurückgeführt werden: die Wärmestrahlung und die Konvektion. Die im tatsächlichen realen Brand ablaufenden Erwärmungsprozesse aber werden in komplexer Weise bestimmt

- für die Konvektion von den am Bauteil vorherrschenden Strömungsverhältnissen (Geschwindigkeit, Turbulenzgrad) und der Gastemperatur
- für die radiative Erwärmung von den Oberflächentemperaturen und Emissionsgraden sämtlicher am Strahlungsaustausch beteiligter Körper. Dieser ist anhand der Winkelverhältnisse zum betrachteten Prüfkörper zu gewichten. Abminderung (Absorption, Streuung) bzw. Verstärkung (Emission, Streuung) der radiativen Wärmebeaufschlagung durch die Rauchgase (Zusammensetzung, Temperatur, Geometrie) sind zu berücksichtigen.

Es war daher von Anbeginn an nicht zu erwarten, daß sich die aus den physikalischen Theorien zum Wärmeübergang bekannten Zusammenhänge im Rahmen von wirklichkeitsnahen Brandversuchen mit ihrer vielschichtigen Überlagerung der auftretenden Einzelphänomene wiedererkennen lassen.

Das Untersuchungsziel bestand nun darin, die unter Variation brandbestimmender Parameter tatsächlich auftretenden Wärmeübergangskoeffizienten für realitätsnahe Brände zu ermitteln und darzustellen, inwiefern eine vereinfachte Abhängigkeit von folgenden makroskopisch definierten Einflußgrößen feststellbar ist:

- Brandraumgröße
- Brandraumgeometrie
- Brandraumauskleidung
- Ventilationsverhältnisse
- Art, Verteilung und Zündung des Brandgutes
- Größe der Brandlast
- Art und Anordnung der Bauteile im Brandraum

Insbesondere für den Normbrand war zu klären, ob sich unterschiedliche Prüfkörpererwärmungen ergeben - trotz vorgegebenen genormten Gastemperatur-Zeit-Verlaufs (ETK) - bei einer Variation der Prüf-ofengröße, -geometrie, des Ofenauskleidungsmaterials oder der Anordnung des Prüfkörpers im Prüfofen.

VI.1. Allgemeines

Ausgehend von gemessenen Temperaturfeldern in den Prüfkörpern sowie im Brandraum wurden die in die Prüfkörper eintretenden Wärmestromdichten ermittelt; unter Bezug auf die Temperaturdifferenz zwischen Prüfkörperoberfläche und der sich 10 cm vor dem Prüfkörper ausbildenden Gastemperatur (Steuergröße für die ETK) wurden die zugehörigen Wärmeübergangskoeffizienten berechnet.

Diese Temperaturdifferenz stellt sowohl für die Normbrände als auch für die natürlichen Brände eine brauchbare Bezugsgröße dar, ist aber keineswegs immer exakt die den Erwärmungsprozessen ursächlich zugrundeliegende Größe. Denn je stärker z.B. im Einflußbereich von Flammen die Wärmestrahlung an der Bauteilerwärmung dominiert und je schlechter damit die relativ hohe erwärmungsrelevante Temperaturdifferenz durch die 10 cm vor dem Bauteil herrschende Temperaturdifferenz repräsentiert wird, desto schneller wächst der auf diesem Wege ermittelte Wärmeübergangskoeffizient in einer der erwärmungsrelevanten Temperaturdifferenz unangemessenen Weise. Deshalb sollten die angegebenen Wärmeübergangskoeffizienten als relative, auf die vorgegebene Temperaturdifferenz bezogene Größen verstanden werden.

Die mit Hilfe von Strömungsgeschwindigkeitsmessungen und durch den Einsatz von Strahlungs-pyrometern vorgenommene Aufteilung in radiative und konvektive Erwärmungskomponenten unterliegt einer ähnlichen Relativität, da gerade hier unterschiedliche Bezugs-Temperaturdifferenzen zu beachten sind.

VI.2. Normbrände

Die im Normbrand in die Bauteile eintretenden Wärmestromdichten steigen zunächst rasch auf einen Maximalwert an, der mit nur geringfügiger Abnahme über die gesamte Normbranddauer beibehalten wird. In Unterscheidung des Baustoffes des betrachteten Körpers liegt dieser Maximalwert für Beton und Mauerwerk i.d.R. um $25 \pm 5 \text{ kW/m}^2$, für Verbundstützen um 30 kW/m^2 (7 mm dickes Stahlprofil) bzw. 40 kW/m^2 (17,5 mm dickes Stahlprofil), für Ytong um 8 bis 10 kW/m^2 .

Geringe lokale Streuungen sind mit der räumlichen Nähe zu den Brennerflammen und zu den Abzügen erkennbar. In beiden Fällen werden leicht erhöhte Werte gemessen. Einflüsse aus einer Variation der

Brandraumgröße oder -geometrie sind darüber hinaus nicht zu erkennen, da sich i.d.R. mit der Brandraumgeometrie auch die Anordnung von Brennern und Abzügen im Raum ändert.

Extremer als die Wärmestromdichten geben die Wärmeübergangskoeffizienten die lokalen Unterschiede wieder. Ihr zeitlicher Verlauf zeigt einen nahezu linearen Anstieg von einem Anfangswert (i.d.R. zwischen 25 und 40 $\text{W/m}^2\text{K}$) bis zu einem Maximalwert. Im Mittel beträgt dieser Maximalwert nach 60 Minuten ETK-Belastung für Beton 190 $\text{W/m}^2\text{K}$. Baustoffabhängigkeiten sind wegen der stärkeren lokalen Streuung nur bedingt auszumachen. Für Ytong wurden die kleinsten Wärmeübergangskoeffizienten mit etwa 130 $\text{W/m}^2\text{K}$ nach 60 Minuten Normbrand ermittelt. Für Stahl und gipsverputztes Kalksandstein-Mauerwerk wurden im Mittel etwas kleinere maximale Wärmeübergangskoeffizienten als für Beton ermittelt; sie beliefen sich auf ca. 160 $\text{W/m}^2\text{K}$ für die 60. Minute. Dabei wurden für Mauerwerk zwischen der 10. und 25. Minute, entsprechend einer Oberflächentemperatur von 300 bis 600 °C, zumeist deutlich erhöhte Werte gegenüber dem linearen Anstieg ermittelt.

Verantwortlich für diese Unterschiede dürften die temperaturabhängigen Emissionsgrade der einzelnen Baustoffe sein, die gleichzeitig Aussagen über das Absorptionsvermögen eines Körpers erlauben. Mit einer Näherungrechnung wurden diese Größen aus den Pyrometermeßergebnissen bestimmt. Hier zeigen sich Abweichungen zu den aus den Literatur bekannten Werten.

Aber auch bezüglich der eigenen Meßergebnisse sind Widersprüchlichkeiten festzustellen: So ergeben sich unterschiedliche temperaturabhängige Emissionsgrade für ein und denselben Baustoff bei Variation des Brandgutes in den ETK- und natürlichen Bränden; die mit zwei verschiedenen Pyrometertypen ermittelten Emissionsgrade, welche sich ausschließlich durch den berücksichtigten Spektralbereich unterschieden, zeigten deutlich unterschiedliche Temperaturabhängigkeiten.

Diesem Widerspruch liegt ein systematischer Fehler zugrunde: Der vom Pyrometer aufgenommenen, über den Meß-Spektralbereich integrierten Strahlung (Bolometer) wird in Unterstellung, daß der anvisierte Körper Wärmestrahlung ausschließlich entsprechend seiner Oberflächentemperatur gemäß der spektralen Intensitätsverteilung eines schwarzen Körpers (Wärmestrahler) aussendet, eine diesen Körper charakterisierende Temperatur zugeordnet. Ist nun dieser wärmestrahlende

Körper ein 'Grauer Strahler', so läßt sich aus der zugeordneten zur tatsächlichen Oberflächentemperatur der im gesamten Spektralbereich gültige Emissionsgrad dieses Körpers berechnen.

Da aber in Abhängigkeit vom Emissionsgrad des Bauteiles im Brandfall außer emittierter auch nicht unwesentliche Anteile von reflektierter Strahlung (aus der Gas- und Flammenstrahlung) in das Pyrometer gelangen und da deren spektrale Intensitätsverteilung einer ganz anderen Strahlertemperatur (Gas-, Flammentemperatur) gehorcht als diejenige der emittierten Bauteiloberflächenstrahlung, wird zwangsläufig die Wärmestrahler-Temperatur des Bauteils unkorrekt beurteilt. Abgesehen von den unterschiedlichen Gastemperaturen in Bezug auf die erreichte Oberflächentemperatur (d.h. dem Brandverlauf) unterscheiden sich auch die Ausdehnung der Flammen, die Rauchgasdichte und ihr Emissionsgrad für die einzelnen Brände, so daß eine nachträgliche Korrektur der unter diesen Störeinflüssen ermittelten Emissionsgrade schwer möglich ist.

Dennoch führt gerade die Nutzung der hier ermittelten, vergleichsweise kleinen, Emissionsgrade für die hier durchgeführten Näherungsrechnungen zu glaubwürdigen radiativen Erwärmungskomponenten - insbesondere in Anbetracht der großen Fehleranfälligkeit dieser Rechenwerte, da mit Temperaturen in der 4. Potenz operiert werden muß.

Es zeigt sich für den Normbrand - insbesondere für den fortgeschrittenen Ablauf - eine deutliche Dominanz der radiativen gegenüber der konvektiven Erwärmung.

Für die Holz-, Mischbrandgut- und ETK-Brände wurden die zeitabhängigen Transmissionsgrade der Rauchgase ermittelt, wodurch die Angabe eines Emissionsgrades der Gase in Abhängigkeit von der jeweiligen Schichtdicke des Rauchgases ermöglicht wurde. Auch hier besteht gleichermaßen das Problem der Übertragbarkeit der für einen ganz anderen Wellenlängenbereich (sichtbares Licht) ermittelten Transmissionsverluste auf die jeweilige Spektralverteilung im gesamten Wärmestrahlungsspektrum.

Für die ETK-Brände wurden im wesentlichen erst ab der 20. Brandminute ansteigende Rauchgas-Emissionsgrade von bis zu etwa 0,8 für die 60. Brandminute ermittelt.

Einflüsse der Brandraumabmessungen oder des -auskleidungsmaterials auf einen effektiven Emissionsgrad gemäß Hohlraumstrahler-Wirkung konnten für die hier variierten Brandräume und Versuchswandaufbauten nicht nachgewiesen werden. Es kann aber aus der i.a. geltenden Temperaturabfolge Heißgastemperatur > Pyrometertemperatur > Oberflächentemperatur geschlußfolgert werden, daß die Gasstrahlung die von den Umfassungsbauteil-Oberflächen ausgehende Wärmestrahlung dominiert. Diese Wirkung auf ein Pyrometerguckloch gilt entsprechend für die Umfassungsbauteile und die im Brandraum befindlichen Prüfkörper.

Hierzu wurde das Erwärmungsverhalten einer im Brandraum befindlichen Betonstütze betrachtet, wobei der Wandaufbau einer der raumabschließenden Wände von Beton über gipsverputztes Kalksandstein-Mauerwerk zu Gipskarton variiert wurde. Der Einfluß der hier variierten Wandbaustoffe auf das Erwärmungsverhalten des gegenüberliegenden Betonstützenstummels schien gering zu sein. Zwar zeigte die Gipskartonwand deutlich und die Mauerwerkswand gering erhöhte Oberflächentemperaturen im Vergleich zur Betonprüfwand, jedoch sind dieses nicht ausschließlich materialbedingte Effekte, sondern es ist hierfür u.a. vermutlich auch der geringfügig unterschiedlich gesteuerte Brandraum-Temperaturanstieg bei den einzelnen ETK-Bränden verantwortlich zu machen.

Abgesehen von den Oberflächentemperaturen sind auch die unterschiedlichen Emissionsgrade der gegenüberliegenden Versuchswand zu berücksichtigen. Für Gipskarton war eine solche Angabe - ebenso wie berechnete Oberflächentemperaturen oder Wärmestromdichten - nicht zu ermitteln, weil durch Zersetzungs- und Verformungserscheinungen der Gipskartonplatten die momentan gültigen Stoffgrößen und Temperaturmeßstellen-Tiefen unkontrollierbar wurden.

Schätzt man dennoch den radiativen Wärmeaustausch (also unter Berücksichtigung der wechselseitigen Reflexionen) zwischen Wand und Stützen mit Hilfe der Austauschzahl für zwei konzentrische Rohre ($C = \sigma / \{1/\epsilon_1 + A_1/A_2 (1/\epsilon_2 - 1)\}$) ab, so ergibt sich zu den jeweiligen Oberflächentemperaturen und Emissionsgraden für die Mauerwerkswand ein maximaler Wärmestrom-Anteil von nur $1,5 \text{ kW/m}^2$ von der Stütze zur Wand; für die Gipskartonwand resultieren aus dieser Bilanz maximal 4 kW/m^2 von der Wand zur Stütze gerichtet. Da diese Werte im Verhältnis zu den insgesamt ermittelten Wärmestromdichten sehr gering ausfallen, sind in jedem Fall (neben der konvektiven Erwärmung) die

radiativen Wärmebeaufschlagungen durch die deutlich heißeren Gase und Flammen von entscheidender Bedeutung. Der Abstand zwischen Wand und Stützenstummel betrug in diesem Beispiel 2,8 m.

Die Ermittlung des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten aus gemessenen Strömungsgeschwindigkeiten erwies sich als schwierig, da die Einschätzung der für die Berechnung notwendigen Anströmlänge problematisch ist. Wird vor der kassettierten Wand von einer Anströmlänge von wenigen Zentimetern ausgegangen, so errechnen sich Reynolds-Zahlen, die es erlauben, von einem möglicherweise laminaren Strömungsverhalten der Heißgase auszugehen (in Abhängigkeit vom Turbulenzgrad der anströmenden Gase). In diesem Fall wurden größere konvektive Wärmeübergangskoeffizienten berechnet (um $20 \text{ W/m}^2\text{K}$) als im Fall der turbulenten Strömung (unter $5 \text{ W/m}^2\text{K}$).

Aus den Meßergebnissen mit dem Plattenthermometer, das zur Untersuchung der veränderten radiativen Belastung der Prüfwand bei variiertem Brandgut vor der Prüfwand hängend und in den Brandraum gerichtet war, sind daher keine Rückschlüsse auf veränderte Strahlungsbedingungen durch ein variiertes Brandraum-Auskleidungsmaterial zu ziehen.

In nachfolgender Tabelle sind die im Mittel bei ETK-Belastung resultierenden Erwärmungsgrößen für die verschiedenen Baustoffe zusammengestellt. Über die qualitativen zeitlichen Verläufe gibt die Abb. 106 Aufschluß.

Normbranddauer:	30 Minuten: TR \approx 840°C			60 Minuten: TR \approx 945°C		
	\dot{q} (kW/m ²)	α (W/m ² K)	TO (°C)	\dot{q} (kW/m ²)	α (W/m ² K)	TO (°C)
Beton	20-22-30	100-130-250	590-680-700	17-18-27	80-190-370	740-850-900
Verbundstahl (für 7mm Stahlprofil bzw. 17,5mm Stahlprofil)	24-31-38	60-105-230	320-545-700	19-24-29	70-165-400	680-800-940
Kalksandstein-Mauerwerk	16-22-	70-130-	600-670-700	12-18-	70-165-190	770-835-860
Ytong	-8,5-	-75-	-730-	-7,5-	-130-	-890-

Es gilt $\dot{q} = \alpha \cdot (TR - TO)$, wobei die Brandraumtemperatur gegenüber der Anfangstemperatur um $\Delta TR[K] = 345 \cdot \lg(8 \cdot t[\text{Min}] + 1)$ ansteigt.

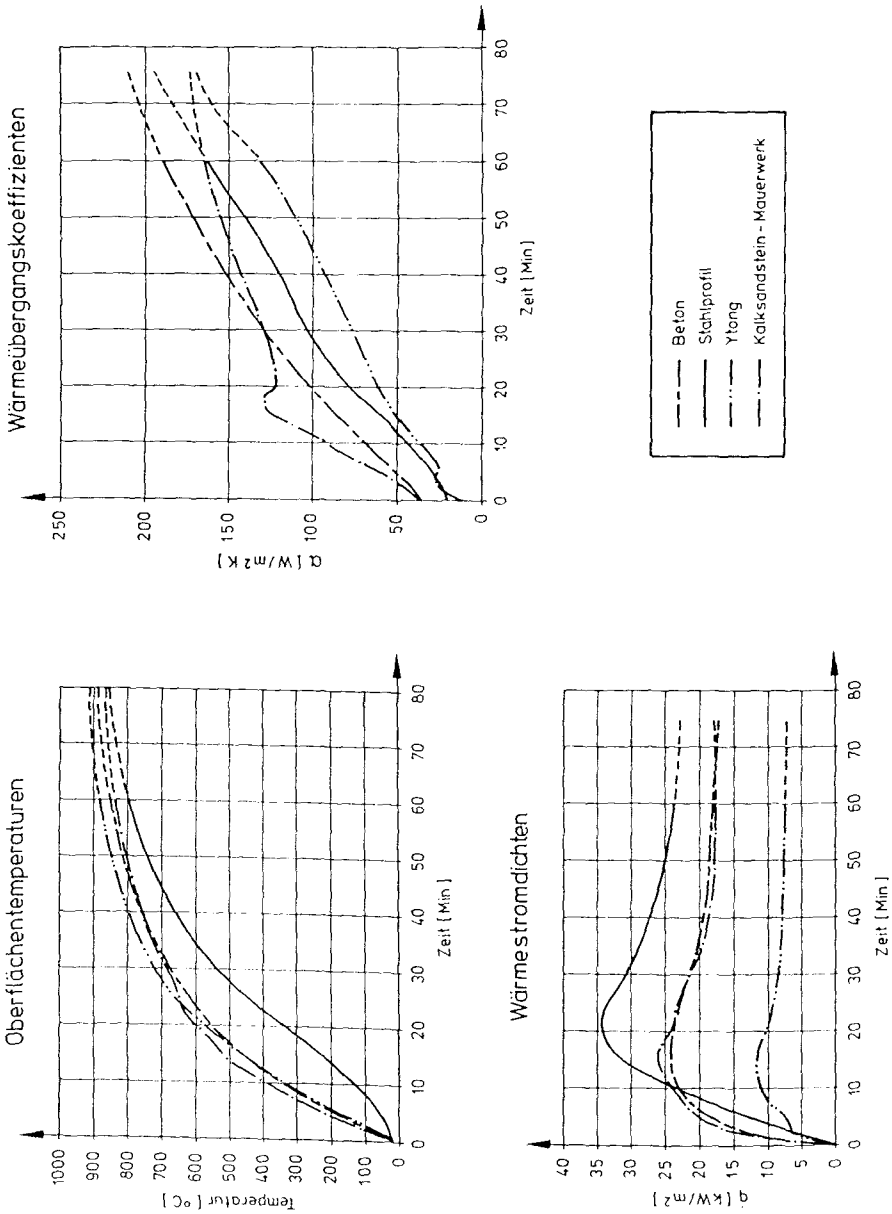


Abb. 106: Im Mittel aus den Messungen resultierender zeitlicher Verlauf der Erwärmungsgrößen für die einzelnen Baustoffe unter ETK-Belastung

VI.3. Natürliche Brände

Für die Brände mit natürlichem Brandgut treten ganz andere zeitliche Verläufe der Wärmestromdichten und Wärmeübergangskoeffizienten auf als beim Normbrand. So zeigen die in die Bauteile eintretenden Wärmeströme ein Maximum während der Phase noch ansteigender Brandraumtemperaturen. Dieses Maximum kann die beim ETK-Brand auftretenden Wärmestromdichten kurzzeitig deutlich überschreiten - je nach Heftigkeit des Brandraumtemperaturanstiegs. Für die hier durchgeführten Brände wurden am Beton bis zu 55 kW/m^2 ermittelt; an Ytong sind die Maximalwerte etwa halb so groß, an den Stahlseiten der Verbundbauteile bis zu doppelt so groß, und für Mauerwerk stellen sie sich ähnlich wie für Beton ermittelt dar.

Unter Beachtung der großen lokalen Streuung im natürlichen Brand zeigen die Wärmeübergangskoeffizienten im Mittel kleinere Werte als für den Normbrand ermittelt. Ihr zeitlicher Verlauf ist zumeist relativ konstant oder permanent ansteigend über die gesamte Dauer der Bauteil-Aufheizphase. Ursächlich hierfür ist zum einen die vorausschreitende $dT=TR-T_0$ -Entwicklung gegenüber dem diesem Potential folgenden zeitlichen Verlauf des Wärmestroms, zum anderen führt die während des Brandes auftretende Verschiebung der erwärmungsrelevanten Temperaturdifferenz zu größeren rechnerischen Fehlern bei der Quotientenbildung des Wärmeübergangskoeffizienten.

Für die natürlichen Brände sind große lokale Unterschiede des Raumtemperaturfeldes sowie der Anordnung der Prüfkörper zu den Flammen und bzgl. der Raumhöhe zu berücksichtigen. Die Ausbildung einer Schichtung von stark verrauchten Heißgasen über optisch dünnerer Luft war - abgesehen von den allerersten Brandminuten - nicht zu erkennen. Doch nehmen die Brandraumtemperaturen über der Brandraumhöhe zu.

Für Beton wurden - sofern man den permanent ansteigenden Teil des Funktionsgraphen vernachlässigt - z.B. bei der Verbrennung von 400 kg Holz im Deckenprüfstand b (entspricht mit 270 MJ/m^2 Holz einer äquivalenten Branddauer von 36 Minuten) maximale Wärmeübergangskoeffizienten von bis zu $80 \text{ W/m}^2\text{K}$ in den oberen und bis zu $50 \text{ W/m}^2\text{K}$ in den unteren feuerabgewandten Meßebenen sowie zwischen 100 und $150 \text{ W/m}^2\text{K}$ für feuerzugewandte Meßorte ermittelt.

Die für Ytong ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten waren kleiner als für Beton und Mauerwerk.

Abgesehen davon, daß sich die mittlere Brandraumtemperatur abhängig von der Brandlast, der Art der Zündung, der Brandraumgröße, -geometrie und (vermutlich) dem -auskleidungsmaterial ausbildet, sind direkte Zusammenhänge zwischen Wärmeübergang und diesen variierten Versuchsparametern nicht auszumachen. So nehmen die Wärmeübergangskoeffizienten zwar i.a. mit der Heftigkeit des Brandraumtemperaturanstiegs zu, ein direkter Vergleich zwischen Normbrand und Bränden mit einer unterhalb oder oberhalb der ETK verlaufenden Brandraumtemperatur aber läßt keine Rückschlüsse auf die Wärmeübergangskoeffizienten zu - zumal bei den vergleichsweise heftigen Bränden ausschließlich Meßorte aus dem direkten Einflußbereich von Flammen für diesen Vergleich zur Verfügung stehen.

Auch die Art des Brandgutes und die Ventilationsbedingungen sind von Bedeutung für den Brandverlauf. Zudem beeinflußt die Wahl des Brandgutes und das mehr oder weniger ausreichende Sauerstoffangebot die Rauchgaszusammensetzung, was sich neben einem höheren CO-Anteil im Falle der unvollständigen Verbrennung auch in einem veränderten Verrußungsgrad der Heißgase bemerkbar macht.

Für Holz und Mischbrandgut mit energetisch gleichen Anteilen Holz und Polyethylen-Formteilen wurde der Transmissionsgrad der Heißgase gemessen und hieraus die im Mittel für den Prüfstand zutreffenden Heißgas-Emissionsgrade berechnet. Diese steigen rasch in der zunächst unterventilierten Brandphase auf Werte um 1 an (für > 0,2 Vol-% CO), fallen mit abnehmendem CO-Gehalt wieder etwas ab, um dann bis zum Vollbrandphase auf Werte zwischen 0,8 und 1 anzuwachsen. Hier fallen die Heißgas-Emissionsgrade für Holzbrandgut um ca. 0,1 bis 0,2 kleiner aus als die für Mischbrandgut.

Dennoch sind direkte Zusammenhänge zwischen dem Rauchgas-Emissionsgrad und der radiativen Wärmebeaufschlagung der Prüfkörper nicht zu erkennen, da sich die Einflüsse aus den gleichfalls mit dem Brandgut veränderten Brandabläufen sowie aus den räumlichen Inhomogenitäten dem Einfluß aus der variierten Rauchgaszusammensetzung überlagern.

Die Trennung der Wärmebeaufschlagung in eine radiative und eine konvektive Komponente wird durch die inhomogene Raumtemperatur- und Flammenverteilung erschwert. Doch kann aus dem lokalen Vergleich von

radiativ unterschiedlich belasteten Meßorten (bzw. Meßorten der durch das Raster kassettierten Versuchswand) auf die ungefähre Größenordnung des radiativen und konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten geschlossen werden: So kann man vermuten, daß der über 20 bis $25 \text{ W/m}^2\text{K}$ hinausreichende Anteil der ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten auf eine radiative Wärmebeaufschlagung zurückzuführen ist, während der konvektive Anteil für die hier durchgeführten Brände mit Werten zwischen 15 bis $25 \text{ W/m}^2\text{K}$ einzuschätzen ist. Gesamte Wärmeübergangskoeffizienten unter $15 \text{ W/m}^2\text{K}$ - sie lagen i.d.R. oberhalb von $25 \text{ W/m}^2\text{K}$ - wurden für die Brandentstehungs- und Vollbrandphase nicht ermittelt.

Im Vergleich zu dieser Einschätzung führen die aus den Strömungsmessungen für diverse angenommene Anströmlängen berechneten konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten immer zu kleineren Werten.

Die Strömungsbewegungen vor der Versuchswand unterscheiden sich für die Brände mit natürlichem Brandgut bzgl. ihrer lokalen Streuung gegenüber denen im ETK-Brand. Hiermit sind weniger Unterschiede in den Absolutbeträgen der gemessenen Geschwindigkeiten als Unterschiede der Strömungsrichtungen gemeint und damit der Art der vor der Versuchswand entlangstreifenden Gase (Temperatur, Rußgehalt). Doch auch hier sind keine Auswirkungen auf den radiativen, konvektiven oder gesamten Wärmeübergang zum Versuchskörper auszumachen.

Die im Plattenthermometer gemessenen Temperaturen verlaufen ohne Unterscheidung des Brandgutes gleich den mit Mantelthermoelementen am selben Ort gemessenen Raumtemperaturen. Einzig in den ersten fünf Brandminuten bei den ETK-Bränden hinken die im Plattenthermometer gemessenen Temperaturen wegen der zusätzliche Aufheizung der Stahlplatte den mit Mantelthermoelementen gemessenen Raumtemperaturen nach. Auch mit Hilfe dieses Meßverfahrens konnte keine unterschiedliche radiative Belastung für die hier variierten Brandgüter Holz, Mischbrandgut und Brenneröl festgestellt werden.

VI.4. Beispiel

Am Beispiel des Betons wurde versucht, die gemessenen Bauteilerwärmungen unter Nutzung der bekannten theoretischen Näherungsgleichungen nachzurechnen. Es zeigt sich, daß bei Anwendung der Gleichungen

auf den Normbrand der Wärmeeintritt in Betonbauteile überschätzt wird.

Wird weiterhin von dem vereinfachten Strahlungsaustausch zwischen zwei parallelen unendlich ausgedehnten Körpern (Bauteil und 'Gaskörper') ausgegangen und ein konvektiver Wärmeübergangskoeffizient nach McAdams: $\alpha_{\text{kon}} = \text{Faktor}_{\text{kon}} \cdot \sqrt[3]{|T_R - T_O|}$ zugrundegelegt, so lassen sich für $\text{Faktor}_{\text{kon}} = 3$ und durch Abminderung des für Beton üblicherweise verwendeten temperaturabhängigen Emissionsgrades und damit des radiativen Erwärmungsanteils die gemessenen Bauteilerwärmungen zutreffend nachrechnen.

Dieser abgeminderte Beton-Emissionsgrad fällt von 0,9 bei 0°C auf ca. 0,5 für 200°C bis 1000°C ab, und verläuft damit zwischen den aus der Literatur bekannten und den bei den ETK-Bränden ermittelten Werten (Brandgutabhängigkeit s.o.). Für die ETK-Brände muß gleichzeitig ein etwas rascher ansteigender Heißgas-Emissionsgrad verwendet werden als gemessen wurde. Dieser steigt nahezu linear mit der Gastemperatur bis auf etwa 0,8 bei 1000°C an.

Ausgehend von diesem angepaßten Beton-Emissionsgrad und denselben vereinfachten Näherungsgleichungen lassen sich auch die im natürlichen Brand experimentell ermittelten Wärmeübergangskenngrößen und Bauteilerwärmungen unter Beachtung der lokalen Gegebenheiten befriedigend rechnerisch nachvollziehen.

Sofern das betrachtete Bauteil nicht im direkten Einflußbereich von Flammen gelegen ist, können die lokal deutlich streuenden Wärmeübergangskoeffizienten unter Bezug auf die jeweils vor dem Bauteil herrschende Gastemperatur sowohl für die Konvektion als auch für die Wärmestrahlung mit ein und denselben Gleichungen abgeschätzt werden.

Für flammennahe Meßorte sind darüberhinaus radiative Wechselwirkungen mit den Flammen zu berücksichtigen, wobei auch hier unter Verwendung desselben sehr vereinfachten Ansatzes zum Bauteil-Gas-Strahlungsaustausch durch die Berücksichtigung eines durch die Einstrahlzahl gewichteten Anteils von Flammenstrahlung an der Gasstrahlung gute Übereinstimmungen zwischen Rechnung und Messung erzielt wurden.

Entsprechend könnte für andere Baustoffe verfahren werden.

VI.5. Ergänzendes: Bewertung der natürlichen Brände

Ergänzend zu den Untersuchungen zum Wärmeübergang ermöglichen diese Brandversuche Aussagen zur Bewertung von Raumbränden mit natürlichem Brandgut und zur Vornorm DIN 18 230. Für letztere ist zu beachten, daß sowohl die geringe Größe der hier verwendeten Räume als auch die durch eine Steuerung von Zu- und Abluft vorgegebenen Ventilationsbedingungen nicht den in der DIN gegebenen Voraussetzungen entsprechen.

Besser als die rechnerische Brandbelastung lassen die auf das Brandraumvolumen oder die Brandraum-Umfassungsfläche bezogenen insgesamt freisetzbaren Energien einen Zusammenhang mit der aus der Vergleichselement-Temperatur ermittelten äquivalenten Branddauer erkennen. Ein Einfluß des Brandgutes tritt nicht sehr deutlich hervor und ist z.T. widersprüchlich.

Werden analog zu dem in DIN 18 230 / 2 angegebenen Verfahren zu den hier durchgeführten Versuchen mit ihren größeren Brandräumen m-Faktoren ermittelt, so ergeben sich jedenfalls erheblich größere m-Faktoren für Polyethylen-Formteile (im Mittel mehr als das 2-fache) und -Granulat (ca. das 1,7-fache) als in DIN 18 230 Teil 2 aufgeführt.

Betreffs der Bewertung der natürlichen Brände durch eine 'äquivalente Branddauer' wurde die von den einzelnen Bauteilen maximal aufgenommene Energiedichte (integrierte Wärmestromdichte) berechnet und mit dem unter ETK-Belastung am selben Bauteil vorherrschenden zeitlichen Energiedichte-Verlauf verglichen. Analog zum Bauteiltemperatur-Kriterium wurde aus diesem Vergleich eine energetisch äquivalente Branddauer für das einzelne Bauteil ermittelt. Hier zeigen sich im Mittel ähnliche Bewertungen des natürlichen Brandes wie bei einer Anwendung auf das Vergleichselement oder auf brandbelastete Betonbauteile in 3 bis 4 cm Bauteiltiefe (kritische Tiefe, Bewehrungslagen).

VI.6. Schlußbemerkungen

Die Untersuchungen wurden mit großem Aufwand und Akribie durchgeführt. Daß die Ergebnisse dennoch nicht den gehegten Erwartungen in vollem Umfang entsprechen, begründet sich mit der Fülle an Einflußgrößen und der stark vereinfachenden Zielsetzung, Zusammenhänge zwischen den Wärmeübergängen und makroskopisch brandbestimmenden Para-

metern zu erseh(n)en. Weiterhin erschwert die zur Beschreibung der Wärmeübergangsbedingungen üblicherweise verwendete Größe des Wärmeübergangskoeffizienten die Auswertung, da die in ihr zusammengefaßten zwei funktional unterschiedlichen Komponenten experimentell kaum getrennt zu ermitteln sind; doch erst ihre aufgegliederten Anteile mit dem konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten und den temperaturabhängigen Emissionsgraden sämtlicher am Strahlungsaustausch beteiligter Körper sind von praktischem Nutzen für eine rechnerische Abschätzung des Brandgeschehens.

Erfolgversprechender für eine Untersuchung der Wärmeübergangsbedingungen im realen Brand könnte ein Versuchsprogramm mit stufenweiser Annäherung an die im realen Brand gegebenen Verhältnisse sein: Es könnte zunächst für einen rauchfreien, homogen ausgekleideten Raum (Wände, Decke, Boden) die Erwärmung (Temperaturen, Wärmestromdichten) der Umfassungsbauteile und im Raum befindlicher Prüfkörper durch einen elektrischen Strahler mit definierter Richtcharakteristik betrachtet werden. Dieser ist in Abmessungen und Temperatur (stufenweise Temperaturerhöhung) bekannt; sein temperaturabhängiger Emissionsgrad ist zu ermitteln. Die Oberflächentemperaturen sämtlicher Strahler (Wände, Decke, Boden) und die höhenabhängigen Raumtemperaturen sind beständig zu messen.

Eine Variation der Strahlungseigenschaften der Umfassungsbauteile könnte zunächst ohne Änderung des Wandaufbaus und damit der Wärmeabfuhr durch die Umfassungsbauteile durch einen variierten Anstrich (z.B. Heizkörperfarbe im Gegensatz zu stark reflektierender Farbe) erfolgen. Hernach könnten Einflüsse aus einer strahlungsspezifischen Unterscheidung zwischen Decken- bzw. Boden- und Wandflächen, danach auch der erwärmungsspezifischen Änderung der Auskleidungsmaterialien von Wänden bzw. Decke und Boden und damit Einflüsse aus einer Änderung der Brandraumgeometrie untersucht werden.

Wiederum isoliert von den unbeständigen Einflüssen eines realen Brandherdes (Flammen, Temperaturen, Ausdehnung, Plume mit initiierten Strömungsbewegungen im Raum) wären die Auswirkungen heißer Rauchgase (heißer als die Bauteile) mit variiert vorgegebener optischer Dichte auf die Erwärmung der Bauteile im bekannten Versuchsraum zu untersuchen. Diese Rauchgase könnten einem an benachbartem Ort stattfindenden realen Brand (ETK, Holz, Mischbrandgut, ...) entstammen. Zu unterscheiden wäre hierbei zwischen einem zum Aufbau ei-

ner Schichtung von oben eingeführten Rauch und einem von unten eingelassenen, (eventuell durch einen Ventilator) annähernd gleichmäßig im Raum verteilten Rauch. Auswirkungen des zwangsläufig notwendigen Gasaustausches (Enthalpiestrom) wären zu beachten.

Erst im Anschluß an diese Versuche sind Brandversuche im selben Versuchsraum unter genauer Beobachtung der Brandherdausdehnung, der Brandherdtemperaturen, der Oberflächentemperaturen sämtlicher Bauteile, einer wesentlich detaillierteren Aufzeichnung der vor den Prüfkörpern herrschenden Geschwindigkeiten, einer Rauchdichtemessung der im Brandraum befindlichen Heißgase auch im infraroten Spektralbereich (ca. 0,5 bis 5 μm) sinnvoll, um für die Bauteile im einzelnen den Strahlungsaustausch mit Rauchgasen, mit Flammen, mit Bauteilen sowie den konvektiven Erwärmungsanteil in einem realen Brandgeschehen beschreiben zu können.

Das äußerst umfangreiche Datenmaterial liegt in Form von Plotbildern und elektronischen Datenfiles vor und steht im Bedarfsfall für eine weitere Auswertung zur Verfügung.

Literaturverzeichnis

- /1/ Ausobsky, S.: Berechnung der Wärmeflußdichte, Brandverhütung 6/86, S.6-7, 1986
- /2/ McAdams, W.H.: Heat Transmission, McGraw-Hill Book Company, 1954
- /3/ Babrauskas, V.: COMPF2 - A Program for Calculating Post-Flashover Fire Temperatures, National Bureau of Standards, Technical Note 991, 1979
- /4/ Babrauskas, V; Grayson, S.J.: Heat Release in Fires, Elsevier Applied Science, 1991 ?
- /5/ Bagda, E.: Berechnen instationärer Wärme- und Feuchteströme, Expert Verlag, Ehningen, 1991
- /6/ Beyreis, J.R.; Monsen, H.W.; Abbasi, A.F.: Properties of Wood Crib Flames, Fire Technology, No. 7, S.145-155, 1971
- /7/ Bechtold, R: Zur thermischen Beanspruchung von Außenstützen im Brandfall, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, Heft 37, 1977
- /8/ Bøhm, B.: Fully Developed Polyethylene and Wood Compartment Fires, Technical University of Denmark, Lyngby, 1977
- /9/ Bornemann, P.: Grundlagen für die Bemessung der Feuerwiderstandsdauer von Stahlbetonplatten, Dissertation an der Fakultät für Bauwesen der Technischen Hochschule Carolowilhelmina zu Braunschweig, 1964
- /10/ McCaffrey, B.J.; Heskestad, G.: A Robust Bidirectional Low-Velocity Probe for Flame and Fire Application, Combustion and Flame, Vol. 26, No. 1, S. 125-127, 1976
- /11/ Cammerer, J.S.: Wärme- und Kälteschutz in der Industrie, Berlin/Göttingen/Heidelberg, 1962
- /12/ Dobbernack, R.; Schneider, U.: Wärmebilanzrechnungen in Brandräumen unter Berücksichtigung der Mehrzonenmodellbildung, Teil 3, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, Heft 59, 1983
- /13/ Drysdale, D.: An Introduction to Fire Dynamics, John Wiley and Sons, Chichester/New York/Brisbane/Toronto/Singapore, 1986
- /14/ Ehm, H.: Ein Beitrag zur rechnerischen Bemessung von brandbeanspruchten balkenartigen Stahlbetonbauteilen, Technische Hochschule Braunschweig, 1965
- /15/ Engeln-Müllges, G.; Reutter, F.: Formelsammlung zur Numerischen Mathematik mit Standard-Fortran-Programmen, Wissenschaftsverlag Bibliographisches Institut, Mannheim/Wien/Zürich, 1984
- /16/ Forschungsantrag zur Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteile in Brandfällen, an die DFG, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, 18.04.1985 - unveröffentlicht!

- /17/ Fortsetzungsantrag zur Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen von Bauteile in Brandfällen, an die DFG, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, 23.05.1989 - unveröffentlicht!
- /18/ Gröber, H.; Erk, S.; Grigull, U.: Wärmeübertragung, Berlin/Göttingen/Heidelberg, 1963
- /19/ Hägglund, B.; Persson, L.E.: The Heat Radiation from Petroleum Fires, FOA Report C20126-D6(A3), Forsvarets Forskningsanstalt, Stockholm, 1976
- /20/ Hagen, E.: Zur Prognose des Gefährdungspotentials von Raumbränden, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, Heft 93, 1992
- /21/ Haksever, A.: Stahlbetonstützen mit Rechteckquerschnitten bei natürlichen Bränden, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, Heft 52, 1982
- /22/ Heins, Th.; Kordina, K.: Untersuchungen über die Brand- und Rauchentwicklung in unterirdischen Verkehrsanlagen - Katastrophenschutz in Verkehrstunneln, Schriftenreihe "Forschung" des Bundesministers für Raumordnung, Bauwesen und Städtebau, Heft Nr. 481, Wuppertal, 1990
- /23/ Heins, Th.: Simulationsmodell zur sicherheitstechnischen Beurteilung der Rauchausbreitung bei Bränden in ausgedehnten Räumen, Fachbereich für Bauingenieur- und Vermessungswesen der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Dissertation, 1991
- /24/ Jeschar, R.: Untersuchungen über den konvektiven Wärmeübergang im Industrieofen, Gas Wärme International, Band 17, Nr. 2, S. 54-60, 1968
- /25/ Johnson, T.R.; Beér, J.M.: Journal Inst. Fuel No. 46, S. 388ff, 1973
- /26/ Van Keulen, J.: Comparisson of Heat Transfer in Several Wall Furnaces, TNO, Report No. B VI-74-17, 1974
- /27/ Knublauch, E.: Über Ausföhrung und Aussagefähigkeit der Normbrandversuche nach DIN 4102, Blatt 2, im Hinblick auf die Nachbildung natürlicher Schadensfeuer, BAM-Bericht Nr. 16, Berlin, 1972
- /28/ Kordina, K. et al.: Sonderforschungsbereich 148 "Brandverhalten von Bauteilen" der Technischen Universität Braunschweig, Teilprojekt C3, Arbeitsbericht 1984-1986
- /29/ Kordina, K. et al.: Sonderforschungsbereich 148 "Brandverhalten von Bauteilen" der Technischen Universität Braunschweig, Schlußbericht Teilprojekt C3, Arbeitsbericht 1988
- /30/ Kutateladze, S.S.; Bonshanskii, V.M.: A Concise Encyclopedia of Heat Transfer, Pergamon Press, 1966
- /31/ Magnusson, S.E.; Thelandersson, S.: Temperature-Time Curves of Complete Process of Fire Development, Bulletin 16, Institute of Technology, Lund, Sweden, 1970

- /32/ Mitler, H.E.: The Physical Basis for the Harvard Computer Fire Code, Home Fire Project Technical Report No. 34, 1978
- /33/ DiNunno, P.J. et al.: The SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Society of Fire Protection Engineers, Boston, und National Fire Protection Association, Quincy, Massachusetts, 1990
- /34/ Östman, B.A.-L.; Tsantaridis, L.D.: Smoke Production in the Cone Calorimeter and the Room Fire Test, Fire Safety Journal 17, S.27-43, 1991
- /35/ Quintiere, J.: A Perspective on Compartment Fire Growth, Reprinted aus Combustion Science and Technology, Vol. 39, No^S. 1-6, 11-54, 1984
- /36/ Recknagel, H.; Sprenger, E.; Hönnmann, W.: Taschenbuch für Heizung + Klimatechnik, Oldenbourg Verlag, München/Wien, 1985
- /37/ Schlichting, H.: Grenzschichttheorie, Verlag G. Braun, Karlsruhe, 1982
- /38/ Schneider, U.: Über die Möglichkeit der Umrechnung von natürlichen Bränden auf die Brandbeanspruchung nach DIN 4102, Zentralblatt für Industriebau, 19. Jahrgang, Heft 1, S. 24-29, Hannover, 1973
- /39/ Schneider, U.; Haksever, A.: Probleme der Wärmebilanzberechnung von natürlichen Bränden in Gebäuden, Bauphysik Heft 1, 1981
- /40/ Schneider, U.; Haksever, A.: Bestimmung der äquivalenten Branddauer von statisch bestimmt gelagerten Stahlbetonbalken bei natürlichen Bränden, Institut für Baustoffe, Stahlbetonbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1976
- /41/ Schneider, U.; Haksever, A.: Wärmebilanzrechnungen für Brandräume mit unterschiedlichen Randbedingungen (Teil 1), Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, Heft 46, 1981
- /42/ VDI-Wärmeatlas, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1985
- /43/ Wickström, U.: The Plate Thermometer - A Simple Instrument for Reaching Harmonized Fire Resistance Tests, Nordtest Project 609-86, Swedish National Testing Institute, Fire Technology, Boras, 1988
- /44/ DIN 4102 Teil 2
- /45/ DIN 4108
- /46/ DIN 5033 Teil 7
- /47/ DIN 18 230 Teile 1 und 2
- /48/ ISO 834

VERZEICHNIS DER BISHER IN DER SCHRIFTENREIHE DES IBMB ERSCHIENENEN HEFTE (ISSN 0178-5796)

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

Sie können bezogen werden von:

Institut für Baustoffe, Massivbau
und Brandschutz der Technischen
Universität Braunschweig / Bibliothek
Beethovenstraße 52
38106 Braunschweig

Tel. (05 31) 3 91-54 54
Fax (05 31) 3 91-45 73
E-Mail dienelt@ws60.ibmb.bau.tu-bs.de

oder über jede Buchhandlung.

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

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

Vergriffene Hefte:

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

Heft 1:

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

Heft 2:

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

Heft 3:

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

Heft 4:

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

Heft 5:

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

Heft 6:

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

Heft 7:

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

Heft 8:

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

Heft 9:

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

Heft 10:

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

Heft 11:

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

Heft 12:

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

Heft 13:

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

Heft 14:

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

Heft 15:

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

Heft 16:

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

Heft 17:

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

Heft 17:

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

Heft 18:

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

Heft 19:

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

Heft 20:

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

Heft 22:

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

Heft 23:

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

Heft 24:

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

Heft 25:

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

Heft 26:

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

Heft 27:

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

Heft 28:

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

Heft 29:

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

Heft 30:

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

Heft 31:

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

Heft 32:

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

Heft 33:

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

Heft 34:

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

Heft 35:

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

Heft 36:

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

Heft 37:

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

Heft 38:

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

Heft 39:

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

Heft 40:

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

Heft 41:

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

Heft 42:

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

Heft 43:

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

Heft 44:

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

Heft 45:

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

Heft 46:

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

Heft 47:

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

Heft 48:

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

Heft 49:

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

Heft 50:

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

Heft 51:

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

Heft 52:

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

Heft 53:

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

Heft 54:

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

Heft 54:

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

Heft 55:

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

Heft 56:

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

Heft 57:

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

Heft 58:

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

Heft 59:

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

Heft 60:

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

Heft 61:

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

Heft 62:

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

Heft 63:

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

Heft 64:

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

Heft 65:

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

Heft 66:

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

Heft 67:

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

Heft 68:

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

Heft 69:

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

Heft 70:

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

Heft 71:

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

Heft 72:

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

Heft 73:

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

Heft 74:

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

Heft 75:

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

Heft 76:

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

Heft 77:

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

Heft 78:

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

Heft 79:

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

Heft 80:

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

Heft 81:

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

Heft 82:

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

Heft 83:

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

Heft 84:

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

Heft 85:

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

Heft 86:

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

Heft 87:

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

Heft 88:

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

Heft 89:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Weiterbildungsseminar "Bauen in Europa", 15.-16. November 1990 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-063-8

Heft 90:

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

Heft 91:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachtagung Spannbeton im Hoch- und Industriebau, Kurzreferate, 1991, ISBN 3-89288-065-4

Heft 92:

Heins, T.: Simulationsmodell zur sicherheitstechnischen Beurteilung der Rauchausbreitung in ausgedehnten Räumen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1991; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, ISBN 3-89288-066-2

Heft 93:

Hagen, E.: Zur Prognose des Gefährdungspotentials von Raumbränden. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1992; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1991, ISBN 3-89288-072-7

Heft 94:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: 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.-26.06.1992, Tagungsbericht, ISBN 3-89288-071-9

Heft 96:

Weiterbildungsseminar "Brandschutz im Industriebau", 30.09.1992 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-070-0

Heft 97:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachseminar "Neue Technologien im Bauwesen", 12.-13.11.1992 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-073-5

Heft 98:

Gunkler, E.: Verstärkung biegebeanspruchter Mauerwerkswände durch bewehrte Ergänzungsschichten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1992, ISBN 3-89288-074-3

Heft 99:

Dorn, T.: Zur Berechnung des Tragverhaltens brandbeanspruchter Tragwerke in Verbundbauweise unter besonderer Berücksichtigung der Träger-Stützen-Anschlüsse. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1992, ISBN 3-89288-075-1

Heft 100:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachseminar "Stahlfaserbeton", 04.03.1993 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-076-X

Heft 101:

Falkner, H.; Teutsch, M.: Vergleichende Untersuchungen an unbewehrten und stahlfaserbewehrten Industriefußböden. Forschungsbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-077-8

Heft 102:

Falkner, H.; Teutsch, M.: Comparative studies of plain and steel fiber reinforced concrete industrial ground slabs. Forschungsbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-078-6

Heft 103:

Braunschweiger Brandschutz-Tage 1993: Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis. 06.-07.10.1993, Kurzreferate, ISBN 3-89288-079-4

Heft 104:

Thiernel, K.-C.: Festigkeit und Verformung von Beton bei hoher Temperatur und biaxialer Beanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-080-8

Heft 105:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Braunschweiger Bauseminar 1993 "Dauerhafte Bauwerke aus Faserbeton", 11.-12.11.1993 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-081-6

Heft 106:

Neuentwicklungen im baulichen Brandschutz. Dr. Meyer-Ottens 60 Jahre; Fachseminar 18.03.1994 in Braunschweig, ISBN 3-89288-085-9

Heft 107:

Bunte, D.: Zum karbonatisierungsbedingten Verlust der Dauerhaftigkeit von Außenbauteilen aus Stahlbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-086-7

Heft 108:

Holzenkämpfer, P.: Ingenieurmodell des Verbundes geklebter Bewehrung für Betonbauteile. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-087-5

Heft 109:

Forschungsarbeiten 1990 - 1994. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-088-3

Heft 110:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Rohde, S.: Untersuchung der Schubtragfähigkeit und der Wasserundurchlässigkeit von Arbeitsfugen unter Verwendung von Stremaform-Abschalelementen.
Falkner, H.; Teutsch, M.; Claußen, T.: Schubtragfähigkeit des Vergußbetons zwischen Köcher-, Block oder Hülsenfundamenten und Stützenfuß bei unterschiedlich profilierten Betonoberflächen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-089-1

Heft 111:

Voß, K.-U.: Zum Trag- und Verformungsverhalten bei Schwellbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-090-5

Heft 112:
Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten: 05./06.10.1994 in Braunschweig; Kurzreferate, 1994, ISBN 3-89288-092-1

Heft 113:
Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Aus der Forschung in die Praxis: 10./11.11.1994; Braunschweiger Bauseminar 1994, ISBN 3-89288-091-3

Heft 114:
Warnecke, P.: Tragverhalten und Konsolidierung von historischem Natursteinmauerwerk, 1995
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-094-8

Heft 115:
Braunschweiger Brandschutz-Tage 1995: 6. Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis: 04.-05.10.1995, Kurzreferate, ISBN 3-89288-093-X

Heft 116:
Huang, Z.: Grenzbeanspruchung gebetteter Stahlfaserbetonplatten, 1995
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-095-6

Heft 117:
Falkner, H.; Teutsch, M.; Huang, Z.: Untersuchung des Trag- und Verformungsverhaltens von Industriefußböden aus Stahlfaserbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-096-4

Heft 118:
Kubat, B.: Durchstanzverhalten von vorgespannten, punktförmig gestützten Platten aus Stahlfaserbeton, 1995
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-097-2

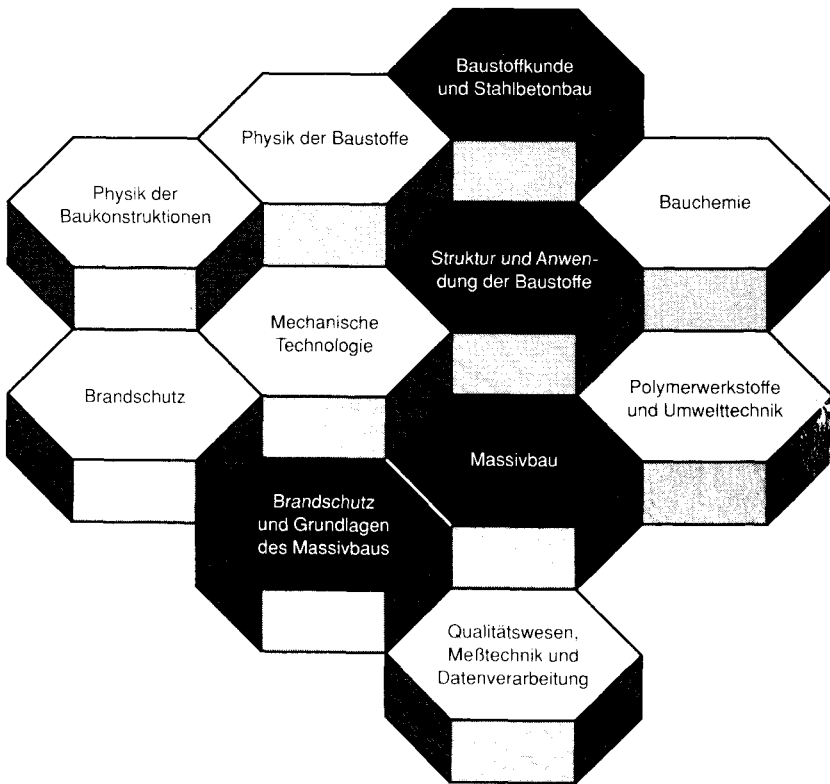
Heft 119:
Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Dichte Bauwerke: 09./10.11.1995; Braunschweiger Bauseminar 1995, ISBN 3-89288-091-3

Heft 120:
Steinert, C.: Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteile im Brandfall, Abschlußbericht, 1995, ISBN 3-89288-099-9

Schmidt Buchbinderei & Druckerei
Hamburger Straße 267 · 38114 Braunschweig

Druck auf chlorfrei gebleichtem Papier

FACHGEBIETE UND ABTEILUNGEN



ISBN 3-89288-099-9
ISSN 0178-5796