

2503-025 4

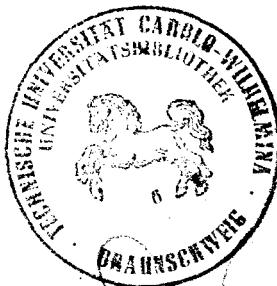
**INSTITUT FÜR BAUSTOFFKUNDE UND STAHLBETONBAU
DER TECHNISCHEN UNIVERSITÄT BRAUNSCHWEIG**

Amtliche Materialprüfanstalt für das Bauwesen

**Direktoren:
Prof. Dr.-Ing. K. Kordina
Prof. Dr.-Ing. F. S. Rostásy**

**Zur thermischen Beanspruchung von Außenstützen
im Brandfall**

von
Rolf Bechtold



HEFT 37

BRAUNSCHWEIG

SEPTEMBER 1977

z. F. Rt

DK: 600.81 : 620.193.5
620.193.5

~~1
101
(2)~~

Vorwort

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter im Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig.

Die Anregung zu dieser Arbeit erhielt ich durch die Zusammenarbeit mit Prof. Dr.-Ing. K. Kordina. Ihm möchte ich an dieser Stelle für die wertvollen Anregungen, die stete Gesprächsbereitschaft und die notwendige sachliche Kritik herzlich danken.

Ebenso gilt mein Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. R. Jeschar für die Förderung dieser Arbeit und seine Unterstützung bei der Abhandlung der thermodynamischen Fragestellungen.

Den Herren cand. ing. G. Mügge und cand. ing. G. Wittwer danke ich für ihre eifrige Mithilfe bei der Bearbeitung der numerischen Probleme.

Die Groß-Brandversuche, deren Ergebnisse meine theoretischen Untersuchungen ermöglichten, wurden vom Innenministerium des Landes Nordrhein-Westfalen und vom Bundesministerium für Raumordnung, Bauwesen und Städtebau finanziell gefördert.

Braunschweig, August 1976

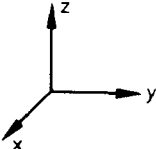
Rolf Bechtold

	Seite
Bezeichnungen	III
1. <u>Einleitung</u>	1
1.1. Allgemeines	1
1.2. Ziel der Arbeit	1
2. <u>Erkenntnisse aus bisher ausgeführten Versuchen an Außenstützen und Außenbauteilen und aus Schadensfeuern</u>	3
2.1. Allgemeines	3
2.2. Erkenntnisse aus Brandversuchen	4
2.2.1. Brandversuche im Maßstab 1 : 1	4
2.2.2. Modelluntersuchungen	20
2.3. Erkenntnisse aus Schadensfeuern	22
2.4. Schlußfolgerungen	24
2.5. Notwendigkeit eigener Versuche	27
3. <u>Ablauf des Brandes und Stellung der Außenstütze zur Brandraumöffnung für eine optimal ungünstige Feuerbeanspruchung</u>	29
3.1. Einfluß der Größe der Brandlast auf den Brandablauf und auf die Brandbeanspruchung von Außenstützen	29
3.2. Einfluß der Luftzufuhr zum brennbaren Material auf den Brandablauf	31
3.2.1. Einfluß der Lagerungsart und der spezifischen Oberfläche der Brandlast	31
3.2.2. Einfluß der Größe der Ventilationsöffnung	32
3.2.3. Einfluß der Geometrie der Ventilationsöffnung	37
3.3. Die Intensität eines natürlichen Brandes als Maß für die Brandbeanspruchung von Außenstützen	42
3.4. Bedingungen für eine "extrem ungünstige", jedoch praxisnahe Beflammung von Außenstützen	44
4. <u>Versuche des Instituts für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig</u>	46
4.1. Allgemeines	46
4.2. Das Versuchshaus	46
4.3. Die Versuchskörper	47
4.4. Die Meßeinrichtung	49
4.5. Die Brandlasten	51
4.6. Orientierende Versuche mit Mischbrandlasten aus Holz und Kunststoff	52

	Seite
5. <u>Ergebnisse aus den Versuchen des Instituts für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig</u>	54
5.1. Allgemeines	54
5.2. Temperaturen im Brandraum und vor der Fassade	54
5.3. Temperaturen an Stahlbeton- und Stahlaußenstützen	57
5.4. Heißgasgeschwindigkeit, Druck im Brandraum und Rauchgaszusammensetzung	60
5.5. Ergebnisse aus den orientierenden Versuchen mit Mischbrandlasten aus Holz und Kunststoff	63
6. <u>Modellvorstellung der thermischen Beanspruchung von Außenstützen</u> . .	66
6.1. Allgemeines	66
6.2. Die wesentlichen Merkmale des über der Brandraumöffnung aufsteigenden Heißgasstromes (Bereich ①)	67
6.3. Die wesentlichen Merkmale des Strömungs- und Temperaturfeldes vor der Brandraumöffnung (Bereiche ② und ③)	89
6.4. Der Wärmeübergang vom Heißgasstrom auf Außenstützen	91
6.4.1. Allgemeines	91
6.4.2. Wärmeübergang durch Konvektion	92
6.4.3. Wärmeübergang durch Strahlung	99
7. <u>Meteorologische Einflüsse auf die thermische Beanspruchung von Außenstützen im Brandfall</u>	111
7.1. Einfluß des Windes	111
7.2. Einfluß der Sonneneinstrahlung und der Umgebungslufttemperatur	122
8. <u>Variation der Stellung der Außenstütze zur Brandraumöffnung</u>	127
8.1. Die Außenstütze steht zwischen zwei Brandraumöffnungen	127
8.2. Die Außenstütze steht neben der Brandraumöffnung	129
8.3. Die Außenstütze steht zwischen horizontal aus der Frontwand auskragenden Platten	131
9. <u>Thermische Beanspruchung von Außenstützen beim Brand in zwei übereinander liegenden Geschossen</u>	136
10. <u>Ergebnis, Schlußfolgerungen, Ausblick</u>	139
Schrifttum	VI

Bezeichnungen:

<u>Symbol</u>	<u>Dimension</u>	<u>Bedeutung</u>
A_F	$[m^2]$	Fensterfläche, Fläche der Brandraumöffnung
A_t	$[m^2]$	Gesamtfläche der Umfassungsbauteile des Brandraums
a	$[kg/kg]$	Luftbedarfszahl
α	$[m^2/s]$	Temperaturleitfähigkeit
b	$[m]$	Breite des Brandraums
b_F	$[m]$	Breite der Brandraumöffnung
C_s	$[W/m^2K^4], [kcal/m^2h]$	Strahlungszahl
c_p	$[kJ/kgK], [kcal/kg\ grad]$	spezifische Wärmekapazität
c_i	$[1]$	
c_2	$[1]$	Konstanten
c_3	$[1]$	
d	$[m]$	Tiefe des Brandraums
E	$[MJ/s], [kcal/s]$	Energiefreisetzung (durch Pyrolyse)
F	$[m^2]$	Fläche (allgemein)
G	$[kg/sec]$	Rauchgasmenge
g	$[m/s^2]$	Erdbeschleunigung
Gr		Grashofzahl
H_u	$[kJ/kg], [kcal/kg]$	unterer Heizwert
h	$[m]$	Höhe des Brandraums
h_F	$[m]$	Höhe der Brandraumöffnung
h_{Fl}	$[m]$	Flammenhöhe (= Vertikalprojektion der Flammenlänge)
h_K	$[m]$	Krippenhöhe
J	$[m\ kg/s]$	Impuls
k_1/k_2		Konstanten
L	$[kg/kg]$	Verbrennungsluftbedarf
l_F	$[m]$	Flammenlänge
M	$[kg]$	Masse
\dot{M}	$[kg/s]$	Massenstrom
Nu		Nusseltzahl

<u>Symbol</u>	<u>Dimension</u>	<u>Bedeutung</u>
\emptyset	[m]	Durchmesser
\emptyset_h	[m]	hydraulischer Durchmesser
p	[bar], [mm WS]	Druck
Pr		Prandtlzahl
Q	[kJ], [kcal], [kg Holz]	Wärmemenge/Brandlast
q	[bar], [kp/cm ²]	Staudruck
\dot{Q}_B	[kJ/m ²], [kcal/m ²], [kg Holz/m ²]	Brandbelastung
Q	[W/m ²], [kcal/h m ²]	Wärmefluchdichte (Wärmestromdichte)
R_A	[kg Holz/min]	Abbrandgeschwindigkeit (E Gewichtsverlust der Brandlast pro Zeiteinheit)
R	[kg/m ³]	Rußbelastung des Rauchgases
Re		Reynoldszahl
r	[m]	Radius
S	[m]	Strecke (allgemein)
T	[K]	absolute Temperatur
t	[s], [min], [h]	Zeit
U	[m]	Umfang
u	[m/s]	Geschwindigkeit in x-Richtung
v	[m ³]	Volumen
v	[m/s]	Geschwindigkeit in y-Richtung
\dot{V}	[m ³ /s]	Volumenstrom
w	[m/s]	Geschwindigkeit in z-Richtung
x		horizontal und parallel zur Fassadenebene
y		Koordinaten horizontal und rechtwinklig zur Fassadenebene
z		vertikal
α	[W/m ² K], [kcal/m ² h grd]	Wärmeübergangskoeffizient
β	[1/K]	räumlicher Temperaturdehnungskoeffizient
γ	[kp/m ³]	spezifisches Gewicht

<u>Symbol</u>	<u>Dimension</u>	<u>Bedeutung</u>
α, β	[Winkelgrad]	Öffnungswinkel des Heißgasstromes
ϵ	[1]	Emissionsverhältnis
η	[kg/ms]	dynamische Viskosität
ϑ	[°C]	Temperatur
ϑ_a	[°C]	Temperatur auf der Achse des Heißgasstromes
ϑ_{Br}	[°C]	Temperatur im Brandraum
ϑ_e	[°C]	Temperatur, die von einem Thermoelement gemessen wird
ϑ_F	[°C]	Temperatur im Bereich der Ventilationsöffnung
ϑ_{Fl}	[°C]	Temperatur in der Flamme
ϑ_G	[°C]	Temperatur des Heißgases
ϑ_{OF}	[°C]	Temperatur an der Stützenoberfläche
ϑ_w	[°C]	Temperatur in der Nähe der Frontwand
$\vartheta_{1,2,3 \dots}$	[°C]	Temperatur in der Stütze, jeweils 1, 2, 3 ... cm unter der Oberfläche
-	[°C]	Übertemperatur
λ	[1]	Luftüberschußzahl
ρ	[kg/m ³]	Dichte
ν	[$\frac{m^2}{s}$]	kinematische Zähigkeit

Abkürzungen:

ETK	Einheitstemperaturkurve nach DIN 4102
HGW	Holzgleichwert einer Brandlast

Umrechnungsfaktoren:

technische Einheiten		SI-Einheiten
1 cal	=	4,187 J
1 kcal/h	=	1,136 W

1. Einleitung

1.1. Allgemeines

Außenstützen haben in der Architektur der vergangenen Jahre an Bedeutung gewonnen; es ist zu beobachten, daß dieser Trend anhält (Skelettbauweise). Eine Außenstütze kann entweder ganz oder teilweise außerhalb der Außenwand eines Gebäudes stehen. Aus brandschutztechnischer Sicht sind diejenigen Außenstützen von Interesse, die in unmittelbarer Nähe oder vor einer Öffnung in der Gebäudeaußenwand stehen. Im Brandfall werden sie von den aus der Gebäudeöffnung ausströmenden Heißgasen erwärmt bzw. bereichsweise von der Wärmestrahlung getroffen, die von dem in Brand befindlichen Raum ausgeht.

Außenstützen können sich deshalb bei einem Gebäudebrand anders verhalten als klassische Innenstützen, die nach den Vorstellungen von DIN 4102 [1] auf volle Höhe allseitig gleichmäßig vom Feuer umgeben werden.

Zur Darstellung der Brandbeanspruchung von Außenstützen fehlt die Kenntnis des Temperaturzeitverlaufs der vor der Fassade aufsteigenden Rauch- bzw. Heißgase. Die Wärmeübergangsbedingungen von den aus der Brandraumöffnung herausschlagenden Flammen auf Außenbauteile sind noch weitgehend unbekannt. Es gibt weder eine Prüfeinrichtung noch eine Richtlinie zur Ausführung von Brandversuchen an Außenstützen. Naturgemäß sollen Außenstützen schlank sein und werden demzufolge statisch hoch beansprucht. Dies bringt brandschutztechnische Probleme mit sich, deren Lösung bislang noch nicht möglich ist.

1.2. Ziel der Arbeit

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist, eine wirklichkeitsnahe Modellvorstellung für die Brandbeanspruchung von Außenstützen zu entwickeln, auf deren Grundlage ein Vorschlag für ein Prüfverfahren für Außenstützen erarbeitet werden kann.

Dabei sollen alle für das Brandverhalten von Außenstützen wesentlichen Einflußgrößen erfaßt und mit der für diesen Zweck notwendigen Genauigkeit untersucht und aufbereitet werden.

Neben der Erfassung und Auswertung aller bisher bekannt gewordenen Versuchsergebnisse an Außenstützen werden auch Brandversuche des Instituts für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig herangezogen, die unter Leitung des Verfassers durchgeführt wurden, um die erheblichen Kenntnislücken auf dem Gebiet der Brandbeanspruchung von Außenbauteilen wenigstens teilweise zu schließen.

2. Erkenntnisse aus bisher ausgeführten Versuchen an Außenstützen und Außenbauteilen und aus Schadensfeuern

2.1. Allgemeines

Bei der Untersuchung der Brandbeanspruchung von Außenstützen handelt es sich um ein sehr junges Teilgebiet der Brandschutzforschung. Während die ersten gezielten Brandversuche an Stahlbeton-Stützen im Innern eines Gebäudes bereits 1910 stattgefunden haben, hat es bis zum Jahre 1957 gedauert, bis die ersten Untersuchungen über das Brandverhalten von Außenstützen durchgeführt worden sind.

Grundsätzlich ist das Studium der Brandbeanspruchung von Außenstützen ein baustoffunabhängiges Problem, besitzt aber für den Stahlbau eine größere Bedeutung als für den Betonbau, da Ummantelungen und Verkleidungen zur Erhöhung der Feuerwiderstandsfähigkeit, wie sie bei Innenstützen oftmals angewendet werden, aus verschiedenen Gründen bei Außenbauteilen unerwünscht sind. Deshalb sind kostenaufwendige Großversuche (Versuche im Maßstab 1 : 1) bis jetzt nur mit Blickrichtung auf die Belange des Stahlbaus durchgeführt worden.

Der Analyse des allgemeinen Problems wurden bisher nur Modellversuche in kleinem Maßstab gewidmet, deren Wert jedoch, wie noch gezeigt wird, auf qualitative Aussagen beschränkt bleiben muß.

Hinweise auf die Brandbeanspruchung von Außenstützen bei Schadensfeuern konnten in der Vergangenheit nur als Nebenergebnisse von Untersuchungen an brandgeschädigten Bauwerken mit anderer Zielsetzung gewonnen werden. Systematische Untersuchungen wurden nicht durchgeführt.

Der derzeitige Stand der Erkenntnisse, wie er üblicherweise für ein bestimmtes Wissensgebiet umrissen werden kann, läßt sich somit nur schwer darstellen. Deshalb sollen nachfolgend alle Untersuchungen, die einen Beitrag zur Lösung des Problems bringen, kurz abgehandelt und Versuchsergebnisse, die unmittelbar für die Zwecke der vorliegenden Arbeit weiterverwendet werden, dargestellt werden.

2.2. Erkenntnisse aus Brandversuchen

2.2.1. Brandversuche im Maßstab 1 : 1

Boué [2] und Bongard [3], [4] berichten über die ersten Brandversuche, die an Außenstützen aus Stahl durchgeführt worden sind. In den Jahren 1957 - 1961 wurden in einem ölbeheizten Brandhaus in Hamburg Brandversuche an unbelasteten, ungeschützten und teilgeschützten Stahlaußenstützen durchgeführt. Der Brandraum hatte die Abmessungen $b/d/h = 2,50/2,65/3,00$ m. Die Fensteröffnung, durch welche die Feuerbeaufschlagung der Außenstütze erfolgte, war $b_F/h_F = 2,5/1,90$ m groß.

Die Stahl-Außenstützen standen in Fenstermitte, die dem Feuer zugekehrte Seitenfläche lag etwa in der Fassadenebene. *)

Untersucht wurde die Temperaturerhöhung von Breitflansch- und Kastenprofilen, unter der Voraussetzung eines Normbrandes nach DIN 4102 im Inneren des Brandhauses. Dabei wurde die dem Brandraum zugeführte Ölmenge so gesteuert, daß die Einheitstemperaturkurve an einer Temperaturmeßstelle in Raummitte eingehalten wurde.

Diese Versuchsanordnung lieferte folgende Ergebnisse:

- Der Temperaturanstieg an der Außenstütze (IPB 240) ist bei gleichem Brandablauf im Brandraum geringer als der einer dem Normbrand ausgesetzten Innenstütze, die im Stützenbrandhaus der Bundesanstalt für Materialprüfung (BAM) in Berlin geprüft wurde.

Während die allseitig gleichmäßig vom Feuer umspülte Innenstütze bereits nach 14 Minuten eine Temperatur von ~ 500 °C erreichte, dauerte es 22 Minuten, bis der brandraumseitige Flansch der Außenstütze im Hamburger Versuchshaus dieselbe Temperatur zeigte.

Wie bei dieser Versuchsanordnung zu erwarten war, zeigte sich, daß die dem Feuer zugekehrte Fläche der Außenstütze schneller erwärmt wurde als alle anderen Flächen.

*) Fassadenebene = Außenfläche der Frontwand.

- Eine bei einigen Versuchen brandraumseitig auf die Stütze aufgeklebte Verkleidung aus Brandschutzplatten schützte die Stahlfläche wirkungsvoll vor Temperaturerhöhungen. Bekam diese einseitige Verkleidung einen seitlichen Überstand über die ursprünglich zu schützende Fläche, so erfuhren auch die anderen Flächen der Außenstütze, die jetzt im "Strahlungsschatten" lagen, geringere Temperaturerhöhungen. Dies wurde sowohl bei den Versuchen mit I-Profilen als auch bei den Versuchen mit Kastenprofilen festgestellt.

Auffallend war, daß bei diesen Versuchen im Vergleich zu Normbrandversuchen im Berliner Stützenbrandhaus etwa die doppelte Heizölmenge pro Zeiteinheit verbraucht wurde.

Während der 90 Minuten dauernden Versuche im Hamburger Außenstützenversuchsstand wurden stets zwischen 550 und 650 l Heizöl verbraucht. Auf einen natürlichen Brand umgerechnet entspricht dies einer Brandbelastung der Grundfläche des Versuchsstandes von $q = 2.550 \div 2.920 \text{ [MJ/m}^2\text{]}$ bzw. einem Holzgleichwert von $q_H = 175 \div 200 \text{ [kg/m}^2\text{]}$. Diese Erkenntnis führt dazu, daß im selben Versuchsstand noch einige Versuche mit 90 kg Holz/m^2 (einem im Vergleich zu tatsächlich in Wohn- oder Bürogebäuden auftretenden Brandbelastungen sehr hohen Wert, siehe 3-1 und Bild 3-5) als Brandlast durchgeführt wurden.

Die Temperaturerhöhung an den Außenstützen war bei der Beflammung durch das Holzfeuer geringer.

Die Ergebnisse aus diesen Versuchen waren nicht befriedigend. Schon damals wurde ein Zusammenhang von Brandraumgeometrie, Fenstergröße und Brandgeschehen vermutet. Es wäre reiner Zufall gewesen, wenn sich im Rahmen des gewählten Versuchsaufbaus das bei einer Brandbelastung von 90 kg Holz/m^2 ungünstigste Brandgeschehen eingestellt hätte. Weiter muß bemerkt werden, daß die Erkenntnisse aus den Hamburger Versuchen nur auf eingeschossige Bauten übertragen werden können, da in dem Bereich über dem Brandraum keine Temperaturmessungen vorgenommen worden sind.

Die erste Gelegenheit, dem wirklichen Brandgeschehen in einem mehrgeschossigen Gebäude nahezukommen, bot sich 1961. An einem abbruchreifen Schulhaus in Hamburg konnten Brandversuche durchgeführt werden, bei denen Temperaturerhö-

an einseitig geschützten Außenstützen (IPB 240) gemessen wurden, die in Fenstermitte unmittelbar vor der Fassade standen. Die Brandlast bestand aus Abfallholz. Die von Schütze [5, 6, 7] mitgeteilten Ergebnisse zeigten, daß die Temperaturen an den Außenstützen trotz Abschirmung der Strahlung aus dem Brandraum durch einen beidseitig 10 cm über den Flansch der Stütze überstehenden Vermitecta-Streifen 500 °C erreichen.

Die höchsten Temperaturen an den Außenstützen traten in Höhe des Sturzes des Brandraumfensters auf.

Die im Übergangsbereich vom Brandgeschoß zum darüberliegenden Stockwerk an den Außenstützen festgestellten Temperaturen lagen wesentlich höher als die in der Fenstermitte gemessenen.

Dies ist als deutlicher Hinweis darauf zu werten, daß eine einseitige Verkleidung von Außenstützen brandschutztechnisch nur im Bereich vor dem Brandraum wirkt und daß das Brandgeschehen vor der Fassade in Höhe des über dem Brandraum gelegenen Geschosses für die Beurteilung des Brandverhaltens von Außenstützen sehr wichtig ist.

Weiterhin zeigten diese Versuche, daß ein Brand in einem Raum mit einer kleineren Ventilationsöffnung als der des Hamburger Versuchsstandes bei sonst näherungsweise gleichen Bedingungen höhere Temperaturen an Außenstützen hervorrufen kann.

Obwohl eine quantitative Wertung der Meßergebnisse dieser Versuche nicht möglich ist, zeigen sie sehr deutlich, daß die weitere Erforschung des Brandverhaltens von Außenstützen nur über die Kenntnis der Vorgänge bei natürlichen Bränden in mehrgeschossigen Versuchsständen oder Gebäuden möglich ist.

Die ersten Versuche, bei denen der Einfluß von Brandraumabmessungen, Größe der Ventilationsöffnungen und Brandbelastung im Hinblick auf den Brandablauf und auf die Erwärmung von Bauteilen systematisch untersucht wurde, sind Anfang der sechziger Jahre in Boreham Wood, England [8], ausgeführt worden.

Der Versuchsstand bestand aus zwei nebeneinander liegenden Brandräumen, von denen jeder die Abmessungen $b/d/h = 7,7/3,7/2,9$ m hatte, und aus einem Obergeschoß, in dem die Meßeinrichtung untergebracht war.

Die Brandversuche wurden mit 7, 15, 30 und 60 kg Holz/m² als Brandbelastung in zwei Serien mit unterschiedlichen Ventilationsbedingungen durchgeführt. Bei der ersten Serie war das Verhältnis der Flächen der sich gegenüberliegenden Belüftungsöffnungen zu den Flächen der Außenwände 1 : 2, bei der zweiten Serie nur noch 1 : 4.

Es zeigte sich, daß die Brände der zweiten Serie mit geringerer Luftzufuhr höhere Brandraumtemperaturen aufwiesen als die Brände, bei denen die Belüftungsöffnungen des Versuchsstandes sehr groß waren.

In den Brandräumen wurden sowohl ungeschützte als auch verkleidete Innenstützen aus Stahl dem Brand ausgesetzt.

Vor den Brandräumen standen ungeschützte Außenstützen aus Stahl (I-Profil, etwa einem IPB 240 entsprechend).

Die Standorte waren:

- a) Fenstermitte,
- b) Fensterrand (Stützenachse innerhalb des Fensterlichtraumes,
- c) Fensterrand (Stützenachse außerhalb des Fensterlichtraumes und
- d) vor einem schmalen Mauerwerkspfeiler zwischen zwei breiten Fenstern.

Im Bild 2-1 sind die wesentlichen Ergebnisse der Temperaturmessungen an den Außenstützen als Maximaltemperatur am Stahl in Abhängigkeit von der Brandbelastung der Grundfläche des Versuchsstandes dargestellt.

Es hat sich gezeigt, daß die erreichten Maximaltemperaturen am Stahl der Außenstützen in einigen Fällen dem der Innenstützen nahekommen. Die Außenstützen haben etwa dieselbe Feuerbeanspruchung wie die Innenstützen erfahren.

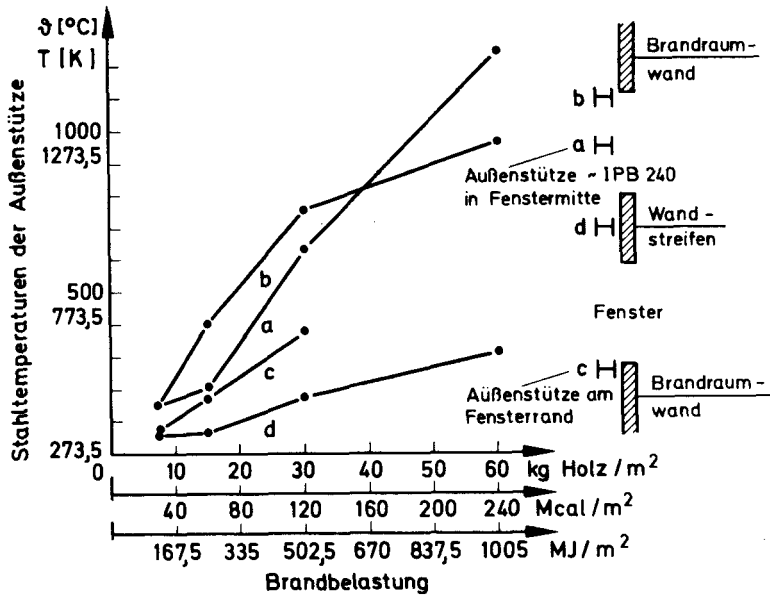


Bild 2-1 Maximal-Temperaturen am Stahl von unverkleideten Stahlausenstützen in Abhängigkeit von der Brandbelastung des Brandraumes für verschiedene Standorte nach [8]

Die Ergebnisse einer statistischen Auswertung zeigten, daß die Witterungsbedingungen - die Versuche wurden bis zu 5,3 m/sec Windgeschwindigkeit durchgeführt - innerhalb der Meßgenauigkeit keinen Einfluß auf das Brandgeschehen im Gebäude haben. Eine vom Verfasser der vorliegenden Arbeit durchgeführte Analyse der in [8] angegebenen Einzeldaten zeigt jedoch, daß bei den Versuchen mit großer Feuerbeanspruchung einzelner Außenstützen Windeinflüsse eine wesentliche Rolle gespielt haben, weil die Heißgase vermehrt den Brandraum durch die dem Wind abgekehrten Fensteröffnungen verlassen haben.

Die auf der Luv-Seite des Versuchsstandes placierten Außenstützen haben in diesen Versuchen eine geringere Feuerbeanspruchung erfahren.

Die Feststellung der Verfasser von [8], daß Versuche mit gleicher Brandbelastung und gleichen Ventilationsbedingungen von Witterungsbedingungen unabhängig gut reproduzierbare Ergebnisse liefern, muß deshalb auf das Geschehen im Brandraum beschränkt werden.

Die Beobachtung des Flammenbildes zeigte, daß im Gegensatz zu Öl- oder gasbeheizten Versuchshäusern zur Durchführung von Normbrandversuchen an Bauteilen während der Hauptphasen der Versuche der gesamte Brandraum von leuchtenden Flammen ausgefüllt war, die bis zu 3 m über Fensteroberkante aus den Ventilationsöffnungen herausschlügen.

Es wurden bei den Versuchen in Boreham Wood - obwohl das zweigeschossige Brandhaus es zugelassen hätte - keine Temperaturmessungen an Außenstützen im Bereich über dem Brandgeschoß durchgeführt. Auch wurde auf eine Temperaturmessung außerhalb des Brandraumes in der Nähe der beflamten Außenstützen verzichtet.

Ein Zusammenhang zwischen dem Brandgeschehen im Inneren eines Gebäudes und vor der Fassade bzw. der Unterschied zwischen der Brandbeanspruchung von Innenstützen und Außenstützen während desselben Brandes läßt sich deshalb aus diesen Versuchen in quantitativer Hinsicht nicht ableiten.

Der Vollständigkeit halber sei erwähnt, daß vom American Iron and Steel-Institute 1964 in Huston/Texas mit einem eingeschossigen gasbeheizten Brandraum Versuche an Stahlaußenstützen durchgeführt wurden [9]. Sie zeigten ähnliche Ergebnisse, wie sie mit dem Ölbeheizten Hamburger Brandhaus gefunden worden sind.

Dies war auch zu erwarten, da die Untersuchungen als "Vergleichsversuche" zu den Hamburger Versuchen unter praktisch denselben Bedingungen durchgeführt worden sind.

Aufgrund dieser Versuche ist zu schließen, daß Öl- oder Gasfeuerung hinsichtlich der Brandbeanspruchung von Außenstützen bezüglich des Flammenvolumens, der Rauchgasströmung und der Zusammensetzung der Heißgase die Bedingungen eines Gebäudebrandes nur ungenau wiedergeben kann.

Das bisher umfassendste Untersuchungsprogramm über den Ablauf natürlicher Brände unter verschiedenen Randbedingungen wurde in den Jahren 1968 - 1973 in einem Brandversuchsstand $b/d/h = 3,60/3,60/3,31$ m in Maizières les Metz durchgeführt [10, 11, 12, 13]. Der Versuchsstand war eingeschossig, hatte aber über der Brandraumöffnung eine 2,5 m hohe Wand, die das Vorhandensein eines Obergeschosses simulieren sollte. Es wurden der Einfluß von Brandlast, Ventilationsbedingungen und Art der Umfassungslauteile des Brandraumes auf den Temperatur-Zeit-Verlauf eines Brandes und die von ihm auf Bauteile ausgehenden Wirkungen untersucht.

Die im Zusammenhang mit der vorliegenden Arbeit wichtigsten Versuchsziele waren Untersuchungen über die Temperaturentwicklung im Brandraum, vor der Fassade und an Außenstützen aus Stahl unter verschiedenen Versuchsbedingungen.

Für diese Zwecke wurden außer im Brandraum auch vor der Fassade Thermoelemente installiert.

Mit der in Bild 2-2 dargestellten Anordnung der Thermoelemente konnten die Temperaturen der Heißgase entlang der in Fenstermitte vor dem Brandraum stehenden Außenstütze (IPB 240) gemessen werden.

Die Außenstütze selbst war in denselben Höhenschnitten wie der Luftraum mit Thermoelementen an beiden Flanschen und am Steg bestückt.

In Bild 2-2 ist ein typischer Verlauf der während eines Versuchs aufgetretenen Maximaltemperaturen dargestellt. Es fällt auf, daß die Temperaturen an der Stütze oberhalb der Brandraumdecke sehr schnell abfallen. Weiter ist bemerkenswert, daß die Temperaturen des dem Brandraum zugekehrten Flansches (Linie 4) in den oberen Bereichen niedriger liegen als die Temperaturen des dem Brandraum abgekehrten Flansches der Außenstütze.

Sämtliche Versuche haben ergeben, daß (abgesehen von Windeinflüssen, über die nichts ausgesagt ist), zwischen den Temperaturen im Brandraum und vor der Fassade ein direkter Zusammenhang besteht, der stets dem in Bild 2-3 dargestellten ähnlich ist. Diese Erkenntnis wurde von einigen Forschern aufgrund

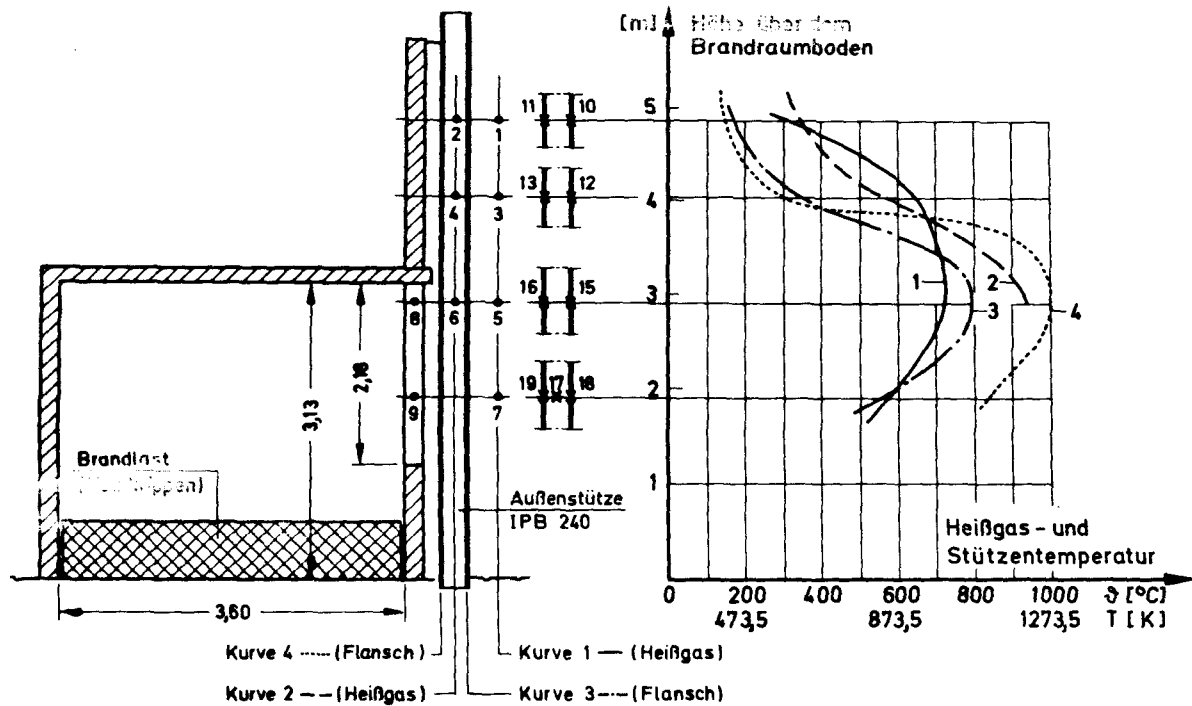


Bild 2-2 Querschnitt durch den Versuchszustand in Metz (rechts) und maximale Temperaturen an der Außenstütze IPB 240 und in ihrer Umgebung bei einem Brand mit 40 kg/m^2 Holz als Brandbelastung und 25 % Ventilation nach [13] (links)

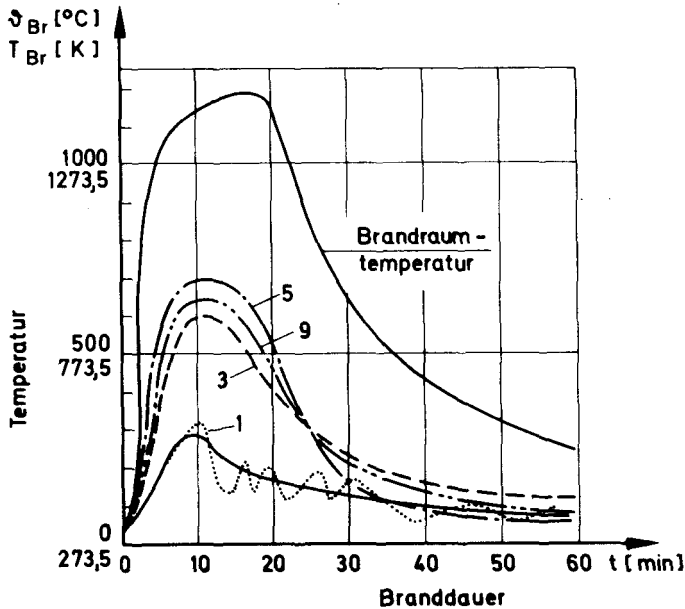


Bild 2-3 Temperaturzeitverlauf im Brandraum und an verschiedenen Punkten vor der Fassade bei einem Brand mit 40 kg Holz/m^2 als Brandbelastung und 25 % Ventilation. Die Lage der Meßstellen ist Bild 2 zu entnehmen (nach [13])

aus Ergebnissen von Modellbrandversuchen [14] und den Versuchen von Boreham Wood [8] bislang angezweifelt.

Die höchsten Temperaturen in der Umgebung der Außenstütze liegen in der Größenordnung von 85 - 95 % der Höchstwerte der mittleren Brandraumtemperatur. Mit zunehmender Höhe über dem Brandraum nehmen die Temperaturen verhältnismäßig schnell ab. Die Temperaturmaxima einzelner Meßpunkte treten etwa gleichzeitig auf.

Die Brandbeanspruchung von Außenstützen ist also eng mit dem Brandgeschehen im Brandraum verbunden. Einen erheblichen Einfluß auf die während eines Brandes auftretenden Maximaltemperaturen einer Außenstütze hat die Brandlast bzw. die Brandbelastung der Grundfläche des Brandraumes.

Die während eines Brandes auftretenden Maximaltemperaturen der Stütze steigen mit zunehmender Brandlast zunächst an (Bild 2-4), bis sie bei 40 kg/m^2 Holzgleichwert Werte erreichen, die auch bei einer Steigerung der Brandbelastung auf 60 kg Holz/m^2 nicht mehr wesentlich überschritten werden.

Die Stahltemperaturen der Außenstützen nähern sich in diesem Fall den Heißgastemperaturen, so daß keine weitere Wärme mehr in die Stütze übergehen kann.

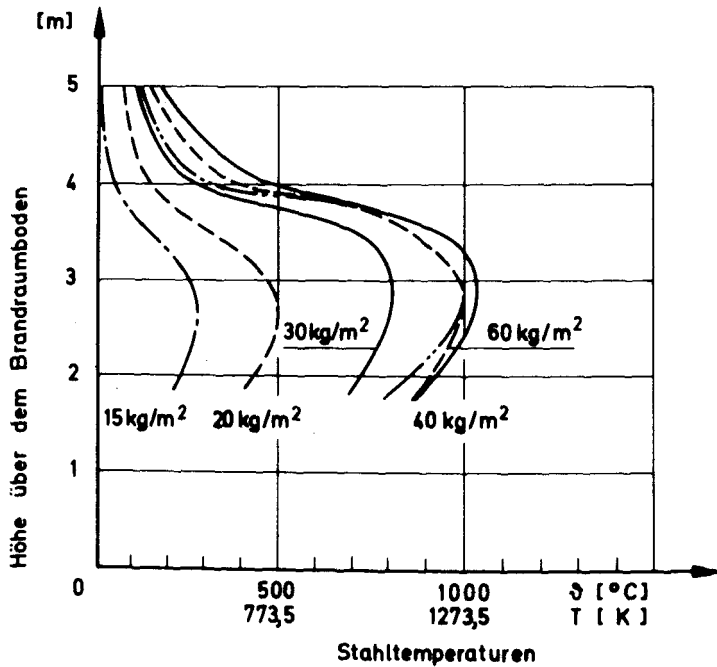


Bild 2-4 Einfluß der Größe der Brandbelastung auf die Maximaltemperatur einer Außenstütze IPB 240 bei einem Brand mit 25 % Ventilation nach [13]

Für andere Ventilationsbedingungen, z. B. größere Brandraumöffnungen als 25 % der Frontfläche, besteht, wie weitere Versuche gezeigt haben, ein direkter Zusammenhang zwischen der Größe der Brandbelastung und den am Stahl auftretenden Maximaltemperaturen.

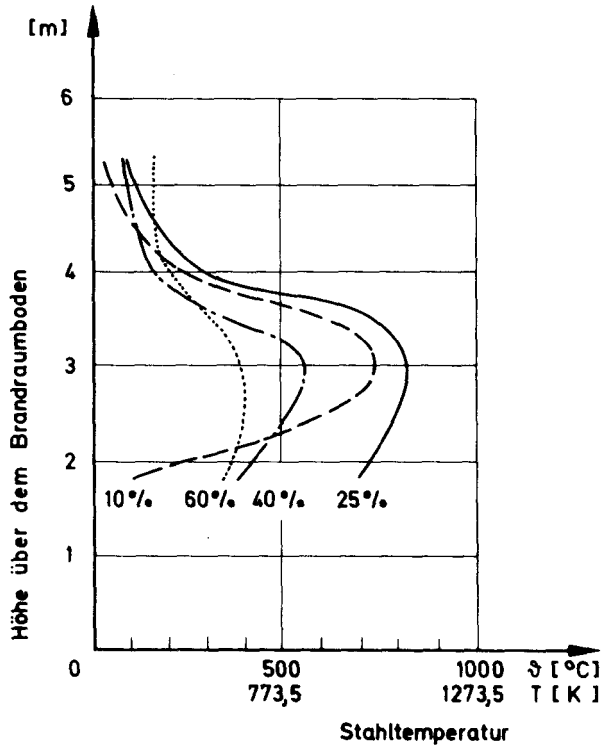


Bild 2-5 Einfluß der Größe der Ventilationsöffnung auf die Maximaltemperatur einer Außenstütze IPB 240 bei einer Brandbelastung von 30 kg/cm^2 nach [13]

Einen wesentlichen Einfluß auf die Maximaltemperaturen, die eine Außenstütze während eines Brandes erreicht, hat die Fläche der Ventilationsöffnung des Brandraumes. Die maximale Stahltemperatur im Bereich der größten Feuerbeanspruchung tritt bei einer Größe der Ventilationsöffnung von 25 % der Frontfläche des Brandraumes auf.

Die Art der Umfassungswände des Brandraumes hat einen bemerkenswerten Einfluß auf die Temperaturentwicklung im Brandraum und auf die Wärmebeanspruchung von Außenstützen. Deshalb wurde eine Versuchsserie durchgeführt, bei

der die Feuerleichtsteinwände des Metzger Versuchsstandes mit Vermitecta-Platten verkleidet wurden.

Einige Ergebnisse aus dieser Versuchsreihe sind im Bild 2-6 Ergebnissen aus Versuchen mit dem nicht isolierten Brandraum gegenübergestellt. Der größte Unterschied in der während des Brandes erreichten Maximaltemperatur tritt bei einer Brandbelastung von $q = 40 \text{ kg Holz/m}^2$ wiederum bei "25 % Ventilation" auf. Während die Maximaltemperatur des Stahles wenig unter $\vartheta_{\text{max}} = 600 \text{ }^\circ\text{C}$ lag, stieg sie beim isolierten Brandraum auf etwa $\vartheta_{\text{max}} = 900 \text{ }^\circ\text{C}$ an.

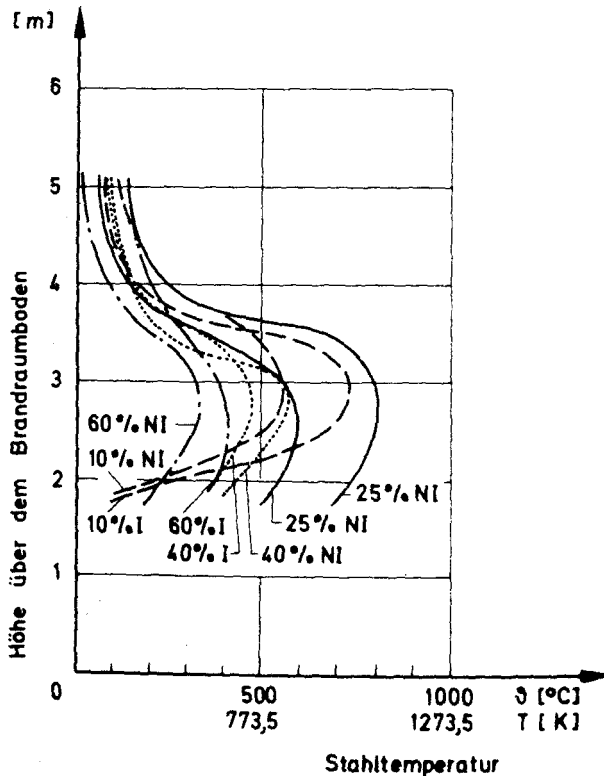


Bild 2-6 Einfluß der Art der Umfassungsbauteile des Brandraumes auf die Maximaltemperatur einer Außenstütze IPB 240 bei einer Brandbelastung von 30 kg/m^2 und verschiedenen Größen der Ventilationsöffnung

NI = nicht isolierter Brandraum (Feuerleichtstein)
I = isolierter Brandraum (ausgekleidet mit Vermitecta-Platten)
nach [13]

Des weiteren wurde der Einfluß der Verteilung der Brandlast auf der Grundfläche des Brandraumes auf die Erwärmung von Stahlaußenstützen untersucht. Die als Brandlast dienenden Holzkrippen wurden während einer Versuchsserie gleichmäßig verteilt, schachbrettartig verteilt und punktförmig angeordnet.

Es zeigte sich dabei folgendes Ergebnis:

Wenn der Quotient $n = \frac{Q}{b_F \cdot h_F}$ [kg/m^2] (Q [kg Holz] ist die Brandlast und $b_F \cdot h_F$ die Fläche der Ventilationsöffnung) den Wert von 150 [kg/m^2] übersteigt, hat die Verteilung der Brandlast im Brandraum keinen Einfluß mehr auf die Erwärmung der Außenstützen. Bei Werten $n < 150$ [kg/m^2] zeigte sich ein deutlicher Einfluß des Aufbaus und der Anordnung der Brandlast (weiteres* siehe Kapitel 3).

Weitere Versuchsergebnisse hinsichtlich Art und seitlichem Überstand von brandraumseitig angebrachten Wärmeschutzplatten bzw. flammenabweisenden Blechen wurden erzielt. Da diese für die Zwecke der vorliegenden Arbeit jedoch von untergeordneter Bedeutung sind, seien sie hier nicht weiter diskutiert. Es wurde der Abstand der Stütze zur Fassade nur bei einigen Versuchen, bei denen die Stütze überdies einseitig durch einen weit überstehenden Vermitecta-Schild geschützt war, um 15 cm verändert. Diese sonst so wertvollen Versuchserkenntnisse geben deshalb keinen Aufschluß darüber, wie sich die Brandbeanspruchung der Stahlaußenstütze ändert, wenn sie von der Fassade abgerückt wird.

Um eine Reproduzierbarkeit natürlicher Brände nachzuweisen, wurden im Versuchsstand in Metz 2 Serien von je 6 Versuchen unter denselben Bedingungen durchgeführt. Dabei hat sich gezeigt, daß erwähnenswerte Unterschiede im Ablauf der einzelnen Brände nur während der ersten Versuchsminuten (Zündphase) auftreten. Abweichungen der erreichten Maximaltemperatur im Brandraum waren bei einer Brandbelastung von 30 kg/m^2 (HGW) kleiner als 7 % und bei 60 kg/m^2 unter 3 %.

*) Brände, bei denen $n > 150$ [kg/m^2] ist, werden in Kapitel 3 dieser Arbeit als "ventilationsgesteuerte Brände" definiert.

Über die Abweichungen der Maximaltemperaturen der Außenstützen, die infolge verschiedener Windeinwirkungen während der einzelnen Versuche wesentlich größer als 7 % sein dürften, liegen keine Informationen vor.

Um das Brandverhalten eines über der Fensteröffnung in der Außenwand liegenden Stahlträgers im Brandfall abschätzen zu können, wurden von den Underwriter Laboratories in Northbrook und in Trenton (USA) Brandversuche [15] durchgeführt. Der Steg des I-förmigen Stahlträgers war auf der Außenseite nicht geschützt, die beiden Flansche waren mit Spritzputz versehen und mit Blech verkleidet (siehe Bild 2-7). Der Brandraum wurde beim ersten Versuch mit Holz, beim zweiten Versuch mit aus 50 Düsen ausströmendem Stadtgas beheizt. Die Abmessungen des Brandraumes waren $b/d/h = 16,8/7,2/2,7$ m, die der Brandraumöffnung $b_F/h_F = 4,20/1,80$ m.

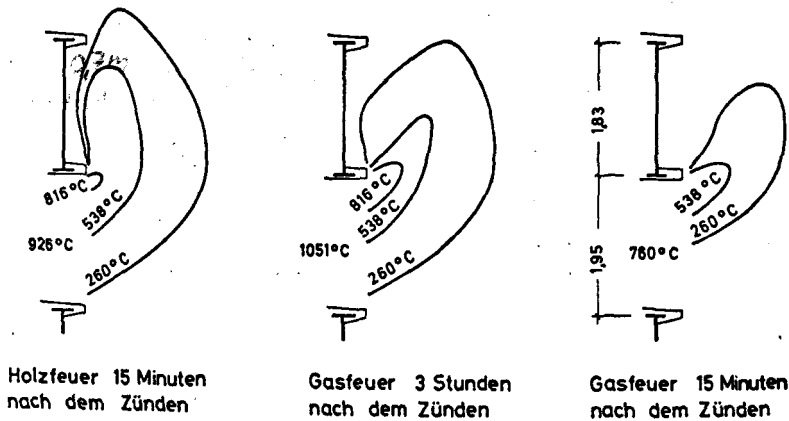
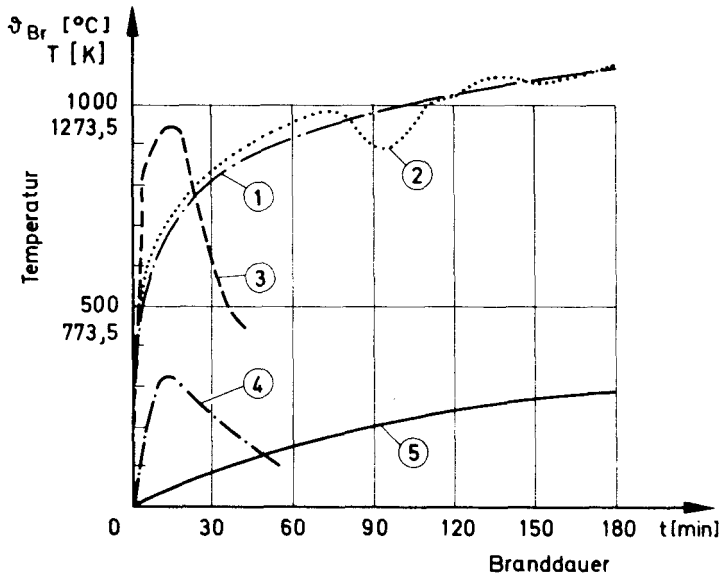


Bild 2-7 Temperaturfelder vor der Fassade in Fenstermitte nach [15]

Nach 12 Minuten Branddauer des Holzfeuers erreichte der Steg des Stahlträgers eine Temperatur von 320 °C. Nach drei Stunden Beflammung durch das Gasfeuer war die Temperatur am gleichen Meßpunkt des Stahlträgers 295 °C (Bild 2-8).



- ① Einheitstemperaturkurve ASTM E 119 \approx ETK nach DIN 4102
- ② Temperaturzeitverlauf im Brandraum beim Versuch mit Gasbeheizung
- ③ Temperaturzeitverlauf im Brandraum beim Brandversuch mit 20 kg/m^2 Holz als Brandlast
- ④ Verlauf der Temperatur am Steg des I-Trägers beim Versuch mit Holz als Brandlast
- ⑤ Verlauf der Temperatur am Steg des I-Trägers beim Versuch mit Gasbeheizung

Bild 2-8 a) Temperatur-Zeit-Verläufe im Brandraum und am Stahl des T-Trägers über der Fensteröffnung nach [15]

Die Wirkung des nur kurze Zeit dauernden Holzfeuers war also - nimmt man die erreichte Temperatur des Trägersteges als Maß für die Brandbeanspruchung - größer als die des dreistündigen Gasfeuers.

Ein Blick auf die Achse des aus dem Fenster austretenden Heißgasstromes zeigt deutlich, daß im Falle des Holzfeuers der Bereich hoher Temperatur sich näher an dem Träger befand als im Falle des Gasfeuers.

Außerdem kann aufgrund der vorliegenden Versuchsbedingungen geschlossen werden, daß beim Holzfeuer leuchtende Flammen aus dem Fenster herausgeschlagen haben, die auf den Träger eine höhere Wärmestromdichte übertragen als dies die nichtleuchtenden Verbrennungsprodukte der Gasfeuerung bei derselben Temperatur konnten.

Die Versuche lieferten die ersten Hinweise auf die wirkliche räumliche Ausdehnung des Temperaturfeldes vor der Fassade eines brennenden Gebäudes.

Ein Bericht über weitere Versuche, die Aufschluß über das Temperaturgeschehen eines brennenden Gebäudes geben sollten, wurde 1971 von Moulen [16] veröffentlicht.

Die Versuche sollten zeigen, welche Abmessungen eine über dem Brandraumfenster horizontal auskragende Platte haben muß, um einen Feuerübersprung vom Brandraum ins nächsthöhere Geschoß zu verhindern.

Die Versuchsergebnisse decken sich mit Erfahrungen aus Schadensfeuern und zeigen, daß die den Brandraum verlassenden Heißgase kleinere Auskragungen einfach umströmen, ohne daß sich das Flammenbild im Bereich der Fassade wesentlich ändert.

Wie diese Versuche zeigten, lassen Kragplatten mit einer Breite von $b = 1$ [m] die Heißgase zwar zunächst von der Fassadenebene abrücken, in einiger Höhe über der Auskragung bekommt der Heißgasstrom jedoch wieder eine größere Ausdehnung rechtwinklig zur Fassade, so daß eine am Rande der Platte stehende Außenstütze eventuell eine erhebliche Brandbeanspruchung erfahren kann. Verwertbare Meßergebnisse sind in [16] jedoch nicht enthalten.

Eine weitere Angabe über die mögliche Ausdehnung des Bereichs hoher Temperaturen rechtwinklig zur Fassade kann einem Bericht von Seigel [17] entnommen werden. Dort ist das Bild einer während eines Holzkrippenfeuers an der Brandraumöffnung herausschlagenden Flamme zusammen mit der Temperaturverteilung längs der Flammenachse dargestellt. Demnach können Temperaturen von 800°C noch in einem Abstand von ca. 1,30 m von der Fassadenebene in einer Höhe von etwa einem Meter über der Brandraumöffnung auftreten.

Diese Werte sind jedoch im Rahmen dieser Übersicht mit Vorsicht einzuschätzen, da zusätzlich zur natürlichen Luftzufuhr durch die Brandraumöffnung eine große Menge Preßluft in den Brandraum geblasen wurde. Die Abbrandgeschwindigkeit der Holzkrippen und die damit verbundene Freisetzung von Energie pro Zeiteinheit liegt in diesem Fall bestimmt wesentlich höher als bei einem Brand mit natürlicher Belüftung des Brandraumes. Die aus dem Fenster herausschlagende Flamme dürfte deshalb eine größere horizontale und vertikale Ausdehnung haben als eine Flamme, die bei sonst gleichen Bedingungen den nicht zusätzlich belüfteten Brandraum verläßt.

2.2.2. Erkenntnisse aus Modelluntersuchungen

Da Brandversuche im Maßstab 1 : 1 sehr aufwendig sind, wurden bereits 1958 von Yokoi [18] Modellversuche zur Erforschung des Brandgeschehens vor der Fassade durchgeführt. Ziel dieser Untersuchungen sollte sein, die zur Vermeidung eines Feuerübersprunges notwendige "Brüstungshöhe" des über dem Brandraum liegenden Fensters zu finden. Er verwendete einen Modellbrandraum mit den Abmessungen $b/d/h = 40/40/20$ cm aus Asbestzementplatten, über dessen Öffnung er ein mit Thermoelementen bestücktes dreidimensionales Meßgitter angebracht hatte.

Die Frontseite des Modellbrandraumes war so beschaffen, daß Fensteröffnungen verschiedener Größe und unterschiedlicher Geometrie simuliert werden konnten. Als Brandlast diente Alkohol. Den Ergebnissen kann entnommen werden, daß bei unterschiedlichen Verhältnissen von Höhe zu Breite der Fensteröffnung der Heißgasstrom verschiedene Ausdehnungen rechtwinklig zur Fassadenebene zeigt. Es sind dies die ersten Erkenntnisse, die auf einen Einfluß der Fenstergeometrie auf die Beflammung von Außenstützen schließen lassen.

Zur gleichen Zeit wurden in Japan einige Brandversuche im Maßstab 1 : 1 durchgeführt, die jedoch nicht unter optimalen Belüftungsbedingungen abgelaufen sind, da die Zusammenhänge zwischen Brandraumgröße, Ventilationsfläche und Brandbelastung noch nicht bekannt waren. Die befriedigende Übereinstimmung einiger Meßwerte der Modellbrandversuche mit Werten der Großversuche werden deshalb in [18] vom Verfasser selbst als "eventuell zufallsbedingt" bezeichnet.

Weitere Modelluntersuchungen wurden 1969 von Knublauch [14] in einem zweigeschossigen Brandhaus durchgeführt mit dem Ziel, das Temperaturfeld vor der Fassade auszumessen. Als Brandlast wurden Holzkrippen mit sehr kleinen Abmessungen verwendet. Die Abmessungen des Brandraumes waren $b/d/h = 40/60/40$ cm, wobei bei einigen Versuchen die Tiefe des Brandraumes zwischen $d = 40$ cm und $d = 120$ cm variiert wurde.

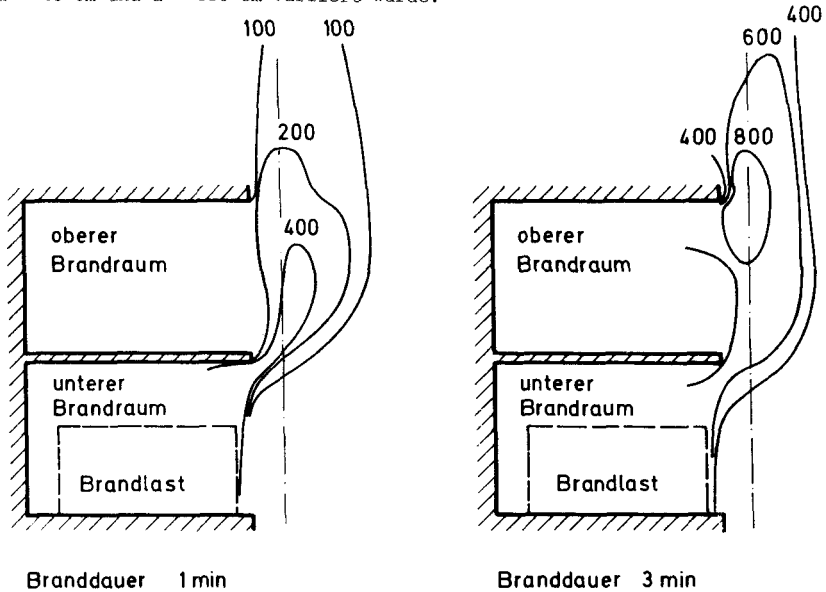


Bild 2-9 Temperaturen in der Mittelebene des Brandhauses zu unterschiedlichen Zeiten nach der Zündung nach [14]

Entgegen allen bisher vorliegenden Erkenntnissen über die Temperaturverteilung vor der Fassade zeigte sich bei diesen Versuchen, daß sich im oberen Bereich des über dem Brandraum liegenden Geschosses höhere Temperaturen als in den anderen Zonen vor der Fassade bzw. vor oder im Brandraum einstellten.

Eine mit einem gewissen Abstand zur Öffnungsebene vor dem Brandraum stehende Außenstütze (siehe gestrichelte Linie in Bild 2-9) würde diesen Untersuchungsergebnissen zufolge vor dem Brandraum einseitig und über dem Brandraum allseitig vom Feuer beansprucht.

Die von Petterson [19] 1973 vorgelegten Ergebnisse aus Versuchen in einem ebenfalls holzbefeuerten, etwas größeren Modellbrandhaus bestätigen die Beobachtung nicht, daß in Höhe des über dem Brandraum liegenden Geschosses höhere Temperaturen als vor oder im Brandraum auftreten.

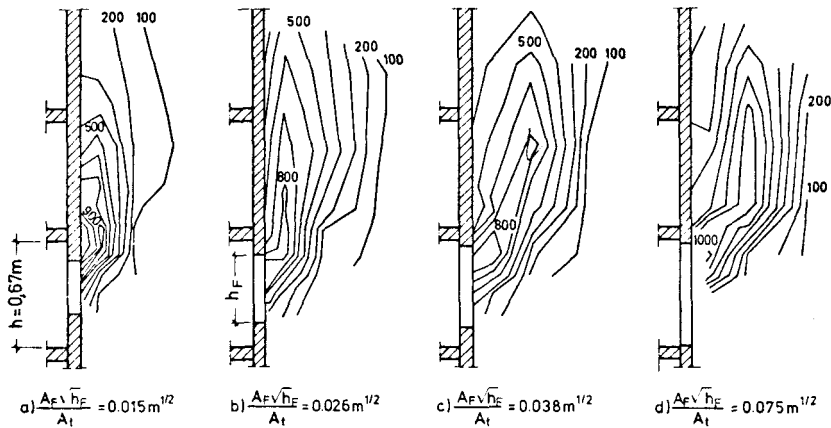


Bild 2-10

Temperaturfelder (in Fenstermitte) vor der Fassade eines Modellbrandhauses (M = 1 : 4) für verschiedene Ventilationsparameter nach Petterson [19]

A_F = Fensterfläche
 h_F = Fensterhöhe
 A_t = totale Fläche der Brandraumumfassung

2.3. Erkenntnisse aus Schadensfeuern

Beobachtungen bei Schadensfeuern haben immer wieder gezeigt, daß Feuerübertragungswege in der Größenordnung von 1,0 - 1,5 m, wie sie bei Hochhäusern bauaufsichtlich vorgeschrieben werden, nicht in der Lage sind, die Brandübertragung von Stockwerk zu Stockwerk über die Außenfront zu verhindern.

Schütze führte in [7] dafür einige eindrucksvolle Beispiele an. So hat z. B. beim Brand eines Erdgeschosses eines Textilgeschäfts (Brandbelastung 100 kg Holzgleichwert pro m²) ein Feuerübersprung auf das 3. Obergeschoß stattgefunden. Der Feuerüberschlagsweg betrug dabei in vertikaler Richtung 9 m; die zusätzliche horizontale Auskragung eines Erkers von rd. 1 m Breite hat die Brandübertragung nicht beeinflusst. Dies bedeutet, daß in diesem Fall 9 m über der Öffnung des Brandraums hohe Temperaturen wirkten.

Eine grobe Abschätzung des Temperaturfeldes vor der Fassade unter Annahme einer Temperatur im Brandraum von $\vartheta = 1000 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ergibt demnach, daß in Höhe der Decke des 1. OG noch Temperaturen von $\sim 800 \text{ }^{\circ}\text{C}$ geherrscht haben müssen. Dies bedeutet, daß eine im Bereich der Heißgase vor der Fassade stehende Außenstütze bei diesem Brand auf eine Länge von mindestens 3,5 m von Heißgasen mit einer Temperatur zwischen 800 und 1000 $^{\circ}\text{C}$ beaufschlagt worden wäre.

Zahlreiche vom Verfasser der vorliegenden Arbeit an durch Schadensfeuer brandgeschädigten Bauteilen durchgeführte Untersuchungen haben ergeben, daß bei außerhalb der Fassade liegenden Bauteilen etwa dieselben brandbedingten Schäden (Betonabplatzungen, Betonermürbungen, Betonfestigkeitsminderungen) auftreten können, wie sie vergleichbare im Bauwerk liegende und vom gleichen Brand betroffenen Bauteile zeigten.

Diese eigenen Beobachtungen werden durch umfangreiche Untersuchungen *) bestätigt, die während des zweiten Weltkrieges an brandgeschädigten Bauwerken durchgeführt wurden.

*) Persönliche Mitteilung von Herrn Oberbranddirektor i. R. Hans Brunswick, Hamburg.

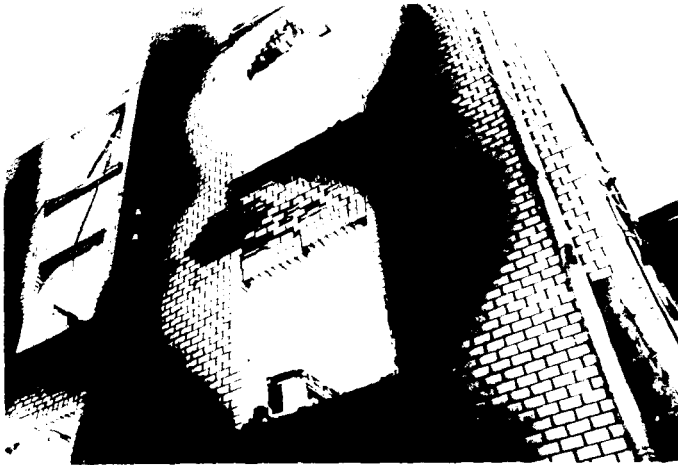


Bild 2-11 Frontwand, die auf ihrer Außenseite von Flammen, die aus dem Fenster herausschlugen, brandbeansprucht wurden. Der rußfreie Teil über den Fenstern ist der Bereich hoher Brandbeanspruchung

2.4. Schlußfolgerungen

Eine Auswertung aller bis jetzt gewonnenen Erkenntnisse zeigt, daß das Brandverhalten von Außenstützen unter Berücksichtigung des in einem Brandraum möglichen ungünstigsten Brandablaufs und exponierter Stellung der Außenstütze allgemein noch nicht beschrieben werden kann. Eine gezielt brandschutztechnische Dimensionierung einer Außenstütze in einem mehrgeschossigen Gebäude ist somit noch nicht möglich.

Die Erkenntnisse aus den Modellbrandversuchen [14, 19] zeigen, daß das Zentrum des Heißgasstromes vor der Fassade im Bereich über der Brandraumöffnung deutlich vor der Fensterebene abrücken kann.

Da bei den Modellbrandversuchen Maßstabsverzerrungen grundsätzlich unvermeidlich sind - so z. B. sind die Flammenlängen bei Modellbränden mit Holz

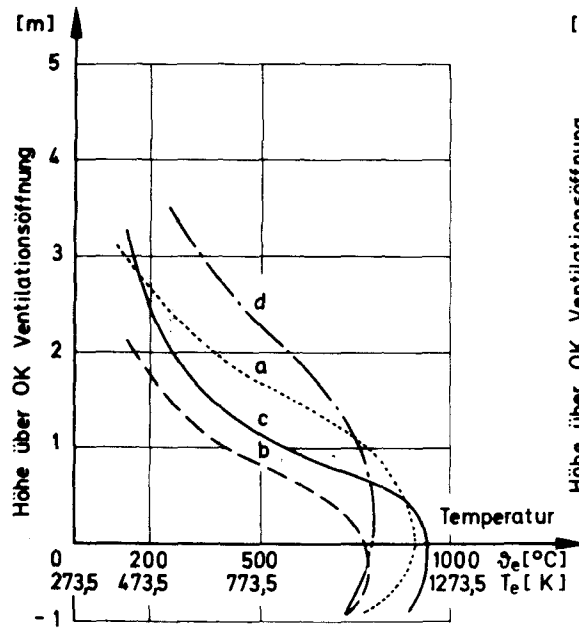
als Brandlast im Verhältnis zur Stockwerkshöhe viel zu groß -, kann der einzige Hinweis auf die Größenordnung des tatsächlichen Abstandes der Heißgasstromachse zur Fassade vorerst nur den Versuchen von Seigel (Bild 2-7) entnommen werden. Der Abstand der Heißgasstromachse zum Steg des Trägers war beim Holzfeuer ca. 0,7 m. Es ist daher leicht einzusehen, daß im Falle der Versuche von Metz die sehr nahe an der Fassadenebene stehende Außenstütze in der Zone zwischen 4 und 5 m über dem Brandraumboden (siehe Bild 2-2, Kurven 3 und 4) ein anderes Aufheizverhalten zeigte als in weiter unten liegenden Bereichen. In dieser Zone lag der dem Brandraum abgekehrte Flansch der Außenstütze näher am Zentrum des Heißgasstromes. Er wurde von Gasen höherer Temperatur umspült und hat gleichzeitig den brandraumseitigen Flansch von der aus dem Zentrum des Heißgasstromes ausgehenden Wärmestrahlung abgeschirmt.

Somit kann die von Boué [2], Bongard [4] und Arnault [13] als Schlußfolgerung ihrer Außenstützenversuche getroffene Feststellung, daß mit Abrücken der Außenstütze von der Fassade die Brandbeanspruchung geringer wird, nur für den unteren Bereich der Stütze gelten. Dieser untere Bereich der Stütze ist dadurch gekennzeichnet, daß dort nur die Strahlung aus dem Brandraum die Stütze erwärmt, die mit größer werdendem Abstand der Stütze zum Brandraum abnimmt. Dieser Bereich dürfte etwa bis zur halben Höhe der Ventilationsöffnung reichen.

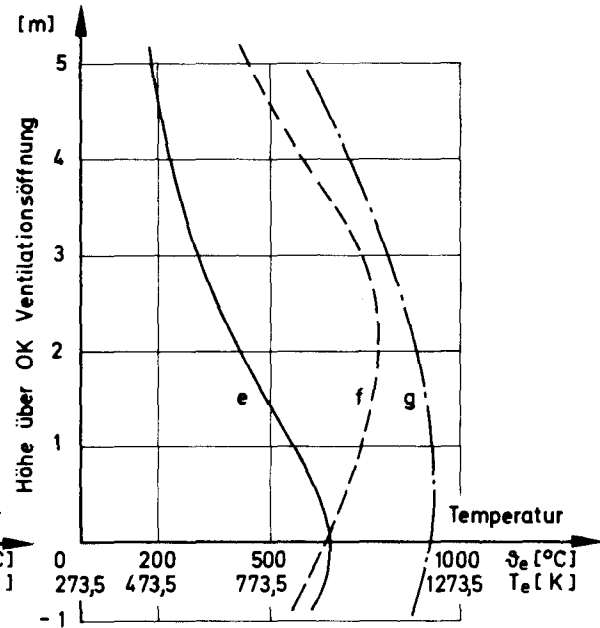
Dies ist jedoch nicht der Ort der maximalen thermischen Beanspruchung der Außenstütze im Brandfall. Die Versuche in Metz haben eindeutig gezeigt, daß dieser etwa in Höhe der Brandraumdecke liegt.

Bild 2-12 zeigt einen Vergleich über den Temperaturverlauf vor der Fassade in einem senkrechten Schnitt in Fenstermitte. Dargestellt sind die während der Versuche festgestellten Maximaltemperaturen (mit Ausnahme der Linie b, die den Temperaturverlauf 15 Minuten nach dem Zünden des Gasfeuers zeigt, um mit dem entsprechenden Holzfeuer vergleichbar zu sein.

Der Höhenmaßstab der Skizzen wurde so gewählt, daß die Brandhaushöhe bei den Modellversuchen mit der Brandhaushöhe (≈ 3 m) der Versuche im Maßstab 1 : 1 übereinstimmt.



Versuch im Maßstab 1:1



Modellversuch in kleinem Maßstab

Bild 2-12 Verlauf der Maximaltemperaturen vor der Fassade

Der Vergleich der Temperaturgradienten zeigt nun folgendes:

Sowohl bei den Bränden im Maßstab 1 : 1 als auch bei den Modellbrandversuchen nehmen bei Holzfeuern die Temperaturen mit zunehmender Höhe über der Fensteröffnung nicht so schnell ab wie bei Gas- und Alkoholbränden. Dies bedeutet, daß infolge der unterschiedlichen Verbrennungsmechanismen von Gas- bzw. Flüssigkeitsbränden und Feuern, bei denen Feststoffe verbrennen, das bei einem Schadensfeuer zu erwartende Brandgeschehen vor der Fassade nur dann durch ein Modellfeuer richtig wiedergegeben wird, wenn eine wirklichenkeitsnahe Brandlast - z. B. Mobiliar oder Holzkippen - zum Einsatz kommt.

Während bei den Versuchen im Maßstab 1 : 1 die Temperaturen in Höhe der Decke des über dem Brandraum liegenden Geschosses auf Werte $\vartheta < 350 \text{ }^\circ\text{C}$ abgeklungen sind, wurden in dem dieser Höhe entsprechenden Bereich bei den Modellversuchen in kleinem Maßstab Temperaturen $> 700 \text{ }^\circ\text{C}$ festgestellt. Das heißt, der vor den Fenstern brennende Anteil der Flamme von ihrer Gesamtlänge ist bei den kleinen Modellräumen sehr groß und im Verhältnis zur "Gebäudehöhe" bei Modellversuchen im kleinen Maßstab zu groß.

Dies ist leicht einzusehen, denn maßgebend für die Länge der Flammen vor dem Fenster sind die auf die Volumeneinheit der Heißgase wirkenden Auftriebskräfte. Sie erreichen bei gleicher Temperaturdifferenz zur Umgebung der Flammen im Modell dieselben nach oben gerichteten Beschleunigungen wie die Flammen beim Feuer im Versuch $M = 1 : 1$ oder bei Schadensfeuern.

Modellbrände in kleinem Maßstab können also nur qualitative Hinweise auf die Beflammung von Außenbauteilen geben; Meßergebnisse sind sehr vorsichtig zu bewerten.

2.5. Notwendigkeit weiterer Versuche

Um die Fortschritte in den Möglichkeiten der rechnerischen Bemessung brandbeanspruchter Bauteile [53, 74, 75] auch für Außenstützen nutzen zu können, muß das Brandgeschehen im Bereich der Fassade unter den Voraussetzungen des für die Brandbeanspruchung von Außenstützen ungünstigsten Brandablaufs und

die zugehörigen Wärmeübertragungsbedingungen auf Bauteile bekannt sein. Die noch fehlenden Informationen können nur durch Versuche im Maßstab 1 : 1 an Bauteilen, welche die Wirklichkeit richtig wiedergeben, d. h. Stahl und Stahlbetonstützen, erhalten werden.

Die Versuche müssen für jeden Zeitpunkt während des Brandes Aufschluß geben über:

1. Daten des Heißgasstromes, der das Brandraumfenster verläßt und vor der Fassade aufsteigt.
 - 1.1. Geometrische Daten, Form und Abmessungen des Heißgasstromes,
 - 1.2. Verlauf der Temperaturen innerhalb des Heißgasstromes in möglichst dicht beieinander liegenden horizontalen und vertikalen Schnitten,
 - 1.3. Zusammensetzung der strahlenden Heißgase,
 - 1.4. Richtung und Geschwindigkeit der Heißgase.
2. Meßdaten an Bauteilen.
 - 2.1. Temperaturen an der Oberfläche und im Querschnittsinneren von Stahlbetonaußenstützen,
 - 2.2. Temperaturen von Stahlaußenstützen.

3. Ablauf des Brandes und Stellung der Außenstütze zur Brandraumöffnung für eine extrem ungünstige Feuerbeanspruchung

3.1. Einfluß der Größe der Brandlast auf den Brandablauf und die Brandbe- anspruchung von Außenstützen

Da die Dauer des voll entwickelten Brandes eine der wesentlichsten Einflußgrößen bei der Brandbeanspruchung von Bauteilen darstellt, diese wiederum in hohem Maße von der Menge des in einem Bauwerk vorhandenen brennbaren Materials abhängt, müssen die häufig auftretenden Brandlasten herangezogen werden, um den mit ausreichender Wahrscheinlichkeit auftretenden ungünstigen Brandablauf zur Beurteilung der Brandbeanspruchung von Außenstützen zugrunde legen zu können.

Als Brandlast Q_B ist in DIN 18 230 E [20] der Heizwert der Summe aller brennbaren Stoffe definiert, die sich in einem Brandabschnitt (hier: Brandraum) befinden. Ihre Einheit ist [MJ]. In der Brandschutztechnik oftmals - und bei der Diskussion von natürlichen Bränden grundsätzlich - wird der Begriff "kg Holz" oder Holzgleichwert (HGW) als Einheit der Brandlast Q_B verwendet.

Als Umrechnungsfaktor wird dann der untere Heizwert des Holzes

$$H_u = 4000 \text{ [kcal/kg]}$$

$$h_u = 16,8 \text{ [MJ/kg]}$$

verwendet.

Als Brandbelastung q_B soll die Brandlast, bezogen auf die Grundfläche des Brandraums, dienen. Ihre Einheit ist somit entweder [MJ/m²] oder [$\frac{\text{kg Holz}}{\text{m}^2}$].

Abschätzungen von Brandlasten im Rahmen feuersicherheitlicher Betrachtungen im Hochbau zeigen, daß heutzutage die meisten Räume in Wohn- und Bürogebäuden Brandbelastungen in der Größenordnung zwischen 80 und 640 MJ/m² aufzeigen (Bild 3-1).

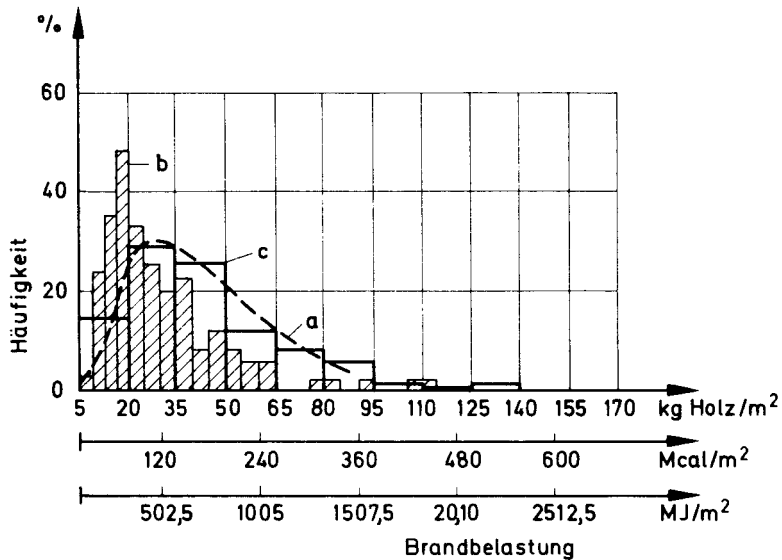


Bild 3-1 Verteilung der Häufigkeit der Brandbelastung für Wohngebäude (a) nach Kordina [21], für Bürogebäude (b) nach Nilsson [22] und (c) nach Czech [23]

Es ist deutlich zu erkennen, daß der Wert der größten Häufigkeit der Brandbelastung bei Wohnhäusern bei ca. 335 MJ/m^2 ($\approx 20 \text{ kg/m}^2$ Holzgleichwert) und bei Bürogebäuden etwa bei 500 MJ/m^2 ($\approx 30 \text{ kg/m}^2$ HGW) liegt. Die mit 5 % Wahrscheinlichkeit auftretende Brandbelastung bei Wohnhäusern beträgt etwa 1000 MJ/m^2 ($= 60 \text{ kg/m}^2$ HGW) und bei Bürogebäuden 1500 MJ/m^2 ($= 90 \text{ kg/m}^2$ HGW). Für die folgenden theoretischen und experimentellen Untersuchungen liegt deshalb der untere interessante Grenzwert der Brandbelastung bei 20 kg/m^2 HGW und der obere bei 90 kg/m^2 HGW.

Weiter ist der obere Grenzwert der Brandbelastung von Wohnhäusern von 60 kg/m^2 HGW gleichzeitig der Mittelwert der wahrscheinlichen Brandbelastung bei Bürogebäuden und deshalb besonders wichtig.

Mit größer werdender Brandlast wächst die Zeit-Dauer des voll entwickelten Brandes, die maximalen Brandraumtemperaturen und somit die Temperaturen der ausströmenden Heißgase steigen an; dies bedeutet, daß die Brandbeanspruchung der Außenstützen ansteigt.

Wenn nun, wie aus Bild 2-4 ersichtlich, die Maximal-Temperaturen einer Stahlaußenstütze (IPB 240) bei einem Brand mit 40 kg/m^2 und 60 kg/m^2 Holzgleichwert etwa gleich groß sind, so ist das nur darauf zurückzuführen, daß das Wärmeaufnahmevermögen des Stahlprofils IPB 240 beim Brand mit 40 kg/m^2 HGW Brandlast bereits erschöpft ist. Ein Stahlprofil mit größeren Abmessungen, ein verkleidetes Stahlprofil oder eine Betonstütze würden, wenn sie einem Brand mit 60 kg Holz/m^2 ausgesetzt worden wären, deutlich höhere Maximaltemperaturen gezeigt haben als bei einem Brand mit 40 kg Holz/m^2 im gleichen Brandraum.

3.2. Einfluß der Luftzufuhr zum brennbaren Material auf den Brandablauf

Ein Gebäudebrand kann sich nur voll entwickeln, wenn der Brandlast genügend Sauerstoff zugeführt wird. Die Abbrandgeschwindigkeit und somit die pro Zeiteinheit freigesetzte Energiemenge wird deshalb entscheidend von der Luftzufuhr zum brennbaren Material bestimmt.

3.2.1. Einfluß der Lagerungsart und der spezifischen Oberfläche der Brandlast

Wenn Holz im Freien oder in einem Raum mit großer Ventilationsöffnung abrennt, so ist die Abbrandgeschwindigkeit R_A abhängig von der zur Pyrolyse zur Verfügung stehenden Oberfläche. Diese Oberfläche ist z. B. bei einem auf dem Brandraumboden stehenden Holzwürfel die Gesamtoberfläche abzüglich der Aufstandsfläche.

Bei einem Holzstapel (z. B. Holzkrippe) ist diese Oberfläche die Summe aller Oberflächen der Einzelhölzer abzüglich der Berührungsflächen Holz/Holz und der Aufstandsfläche Holz/Brandraumboden. Eine Holzkrippe besitzt also eine

*) Die Abbrandgeschwindigkeit R_A [kg Holz/min] ist als Brandlastverlust pro Zeiteinheit definiert.

wesentlich größere Oberfläche, an der die Pyrolyse ablaufen kann, als ein Holzwürfel gleichen Gewichts oder gleicher Außenabmessungen. Demzufolge zeigt die Krippe auch eine größere Abbrandgeschwindigkeit als der Würfel unter sonst gleichen Brandbedingungen. Die Abbrandgeschwindigkeit der Holzkrippe wiederum ist eine Funktion des Querschnitts der Einzelstäbe (Größe der "inneren Oberfläche") und deren Abstand innerhalb der Krippe, dem Holz/Luftverhältnis ("Krippenporosität"), Krippengröße (Länge der Einzelstücke und Anzahl der Lagen aufeinander liegender Hölzer).

Der Versuch einer numerischen Erfassung dieses Sachverhalts auf der Grundlage der Analyse von umfangreichen Abbrandversuchen [24, 25, 26] wurde von Thomas und Nilsson [27] unternommen. Es soll hier auf diesen Sachverhalt nicht näher eingegangen werden, da - wie in Kapitel 3.3.2 gezeigt wird - bei der Beurteilung der Brandbeanspruchung von Außenstützen ventilationsgesteuerte Brände maßgebend sind.

3.2.2. Einfluß der Größe der Ventilationsöffnung

Entsprechend den Versuchsergebnissen von Boreham Wood und Metz wird bei Bränden, bei denen der Wert $n = \frac{Q_B}{A_F}$ die Größenordnung von 150 kg/m^2 Fensterfläche übersteigt, die Abbrandgeschwindigkeit der Brandlast von der Größe der Brandraumöffnung (Ventilationsöffnung) bestimmt.

Es liegt dann ein ventilationsgesteuerter Brand vor. Ein Kleinerwerden der Brandraumöffnung bedeutet dann ein Abnehmen der Luftzufuhr zur Brandlast und somit eine geringere Abbrandgeschwindigkeit der Brandlast als bei freiem Abbrand, also bei genügender Luftzufuhr, möglich wäre.

Wie die Versuche von Metz sehr eindrucksvoll bewiesen haben, ist in diesem Bereich der Aufbau der Brandlast im Hinblick auf das Brandgeschehen unbedeutend. Versuche mit demselben Wert der Brandlast, bei denen die Krippenhölzer verschiedene Querschnitte hatten, bei denen die Krippen auf dem Brandraumboden gleichmäßig verteilt oder schachbrettartig angeordnet oder in Brandraummitte aufgetürmt waren, zeigten wie erwähnt im ventilationsgesteuerten Bereich im Rahmen der Meßgenauigkeit denselben Temperaturzeitverlauf des Brandes, sowohl im Brandraum als auch vor der Fassade.

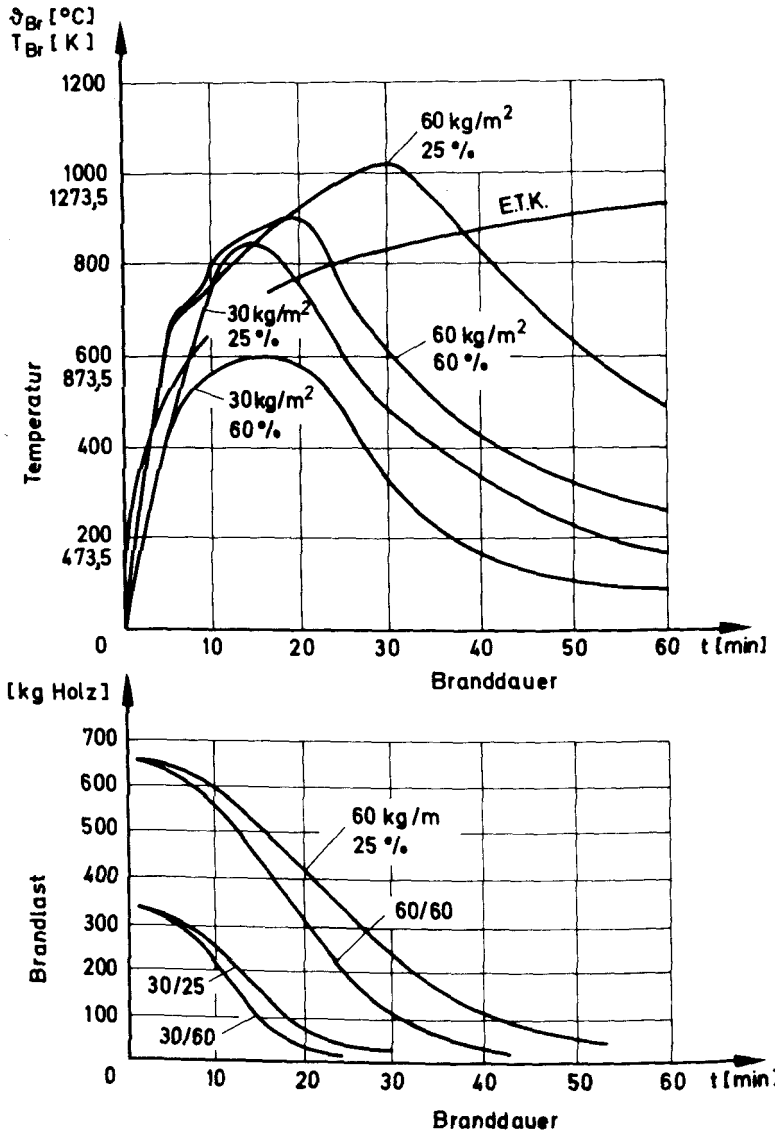


Bild 3-2 Vergleich der Temperaturzeitverläufe und der Abbrandgeschwindigkeiten von ventilationsgesteuerten Bränden mit Bränden, deren Ablauf durch die Eigenschaften der Brandlast bestimmt wird

Das heißt, daß die Vorteile, die Holzkrippen gegenüber Mobiliar als Brandlast für die Durchführung von Versuchen im Maßstab 1 : 1 bieten (genaue Definition und gute Reproduzierbarkeit der Brandlast, einfache Handhabung, sauberer Abbrand bis zur Asche), genutzt werden können, ohne die Aussagekraft der Ergebnisse zu mindern.

Ein Vergleich der Branddauern und der dabei auftretenden maximalen Brandraumtemperaturen zeigt, daß ventilationsgesteuerte Brände länger dauern und höhere Temperaturen aufweisen als Brände, deren Ablauf durch die Eigenschaften der Brandlast bestimmt wird. Dieser Sachverhalt wird durch Bild 3-2 anhand einiger Zeit-Temperaturkurven aus [10] verdeutlicht.

Durch die große Brandraumöffnung im Falle eines nicht ventilationsgesteuerten Brandraumes strömt überschüssige Luft ein, die sich an der Verbrennung nicht beteiligt, sondern sich aufwärmt und mit den Brandgasen den Brandraum verläßt.

Da nun die Abbrandgeschwindigkeit R_A [kg Holz/min] bei ventilationsgesteuerten Bränden im wesentlichen von der Größe der Ventilationsöffnung abhängt, ist sie aus einem einfachen Zusammenhang*) bestimmbar:

$$R_A = k \cdot A_F \sqrt{h_F} \quad (3.1)$$

A_F [m²] = Fläche der Ventilationsöffnung

h_F [m] = Höhe der Ventilationsöffnung

Die Konstante k in der Näherungsformel wird von verschiedenen Autoren [27], [28], [29] in unterschiedlicher Größe zwischen $k = 5,5$ und $k = 6,5$ angegeben.

Für den Gebrauch der Formel im Rahmen dieser Arbeit kann $k = 6$ angenommen werden.

*) Die in Wirklichkeit äußerst komplizierten zahlreichen Einzelvorgänge, die jeweils Einfluß auf die Abbrandgeschwindigkeit nehmen, sind von Harmathy in [29] zusammenfassend dargestellt und kommentiert.

Über die Kenntnis der Abbrandgeschwindigkeit der Brandlast läßt sich das Maß an durch Verbrennung freigesetzter Energie pro Zeiteinheit bestimmen.

Ventilationsgesteuerte Brände lassen sich also hinsichtlich ihres Temperatur-Zeit-Verlaufs innerhalb der Genauigkeit wärmetechnischer Betrachtungen berechnen [30].

Der Einfluß der Fenstergröße (Fläche der Ventilationsöffnung) auf die Dauer des voll entwickelten Brandes sei am Beispiel eines Brandraumes mit 20 m^2 Grundfläche und einer Brandbelastung von $q_B = 60 \text{ kg Holz/m}^2$, d. h. einer Brandlast von $Q = 1200 \text{ kg Holz}$, gezeigt.

Für drei verschieden große quadratische Ventilationsöffnungen ergeben sich die in Tafel 3.1 aufgeführten Werte, wenn man einen Brandraum mit einem Volumen $V \approx 50 \text{ m}^3$ und Umfassungsbauteilen aus Mauerwerk bzw. Beton voraussetzt.

Während der "Phase des vollentwickelten Brandes τ^* [min]" verbrennen nach [13] (Bild 3-2) etwa 80 % der Brandlast; im vorliegenden Beispiel also 960 kg Holz.

Es gilt:

$$\tau^* = 0,8 \cdot \frac{Q}{R_A} \quad (3.2)$$

dabei ist

Q [kg Holz] = Brandlast

R_A [kg Holz/min] = Abbrandgeschwindigkeit nach Gl. (3.1).

An Energie wird beim Verbrennen des Brandgutes (Holz, Mobilier) pro Zeiteinheit frei:

$$Q = R_A \cdot H_U \quad (3.3)$$

wobei H_U [MJ/kg] = der untere Heizwert des Brandgutes ist

($H_U = 16,8$ [MJ/kg] bei Holz).

Die numerische Auswertung ergibt nun folgende Werte:

Tafel 3.1

Fall	b_F/h_F	b_F [m]	h_F [m]	A_F [m ²]	R_A [kg Holz/min]	τ [min]	Q_B [MJ/s]	v^* [m/s]
a	1	1,41	1,41	2,0	14,3	67,0	4,0	5,5
b	1	1,73	1,73	3,0	23,5	40,0	6,6	6,0
c	1	2,0	2,0	4,0	33,9	28,3	9,5	6,5

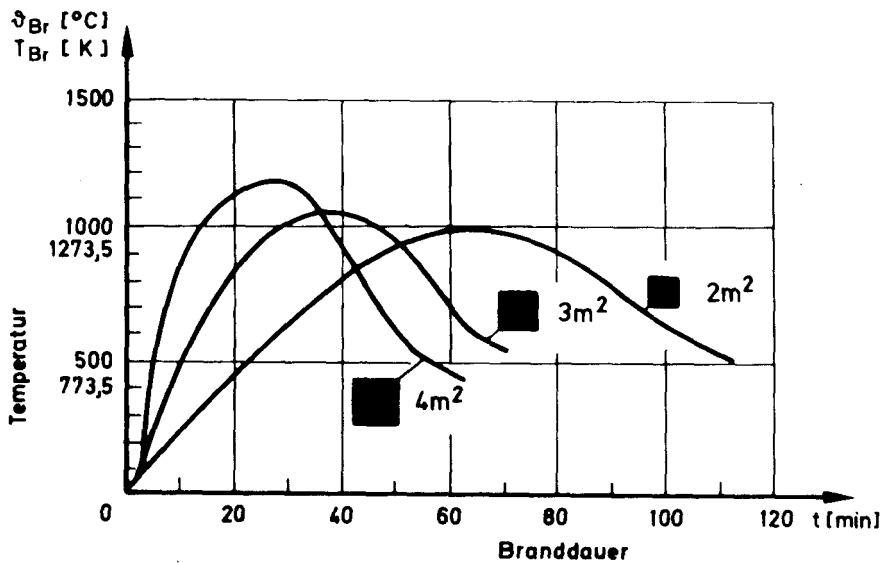


Bild 3-3: Einfluß der Fensterfläche auf den Brandverlauf

v^* ist die mittlere Ausströmgeschwindigkeit der Heißgase aus der Brandraumöffnung. Ihre Berechnung wird in Kapitel 6.2 ausführlich behandelt. Sie ist an dieser Stelle mit angeführt, weil die Zahlenwerte dieses Berechnungsbeispiels im Kapitel 3.2.3 weiter verwendet werden.

Es ist nun leicht ersichtlich, daß der Abbrand von 60 kg Holz/m^2 in demselben Brandraum je nach Größe der Belüftungsöffnung Branddauern τ^* von mehr als 60 Minuten bzw. weniger als 30 Minuten bewirken kann (Bild 3-3).

Entsprechend der geringen Energiefreisetzung pro Zeiteinheit ist der Anstieg der Temperaturzeitkurve im Fall **a** am flachsten. Da während der Kühlphase die Energieabfuhr aus dem Brandraum im wesentlichen durch ausströmende Heißluft geschieht, ist während dieser Phase des Brandes das Gefälle der Temperatur-Zeit-Kurve ebenfalls im Falle der kleinsten Brandraumöffnung am geringsten.

Umgekehrt zieht die große Energiefreisetzung pro Zeiteinheit beim Brandraum mit der großen Belüftungsöffnung einen raschen Anstieg der Brandraumtemperaturen und höhere Maximaltemperaturen nach sich. Das Auskühlen des Brandraumes verläuft im Falle **c**, der großen Belüftungsöffnung, ebenfalls schneller als bei der mittleren und kleinen Öffnung.

3.2.3. Einfluß der Geometrie der Ventilationsöffnung

Die Näherungsformel

$$R_A = 6 \cdot A_F \cdot \sqrt{h_F} \quad (3.1a)$$

zeigt, daß auch die Fenstergeometrie Einfluß auf die Abbrandgeschwindigkeit und somit auf das Brandgeschehen sowohl im Brandraum als auch vor der Fassade hat.

Die Abbrandgeschwindigkeit nimmt proportional zur Fensterbreite zu, die Fensterhöhe jedoch geht mit dem $h_F \cdot 3/2$ -fachen Wert ein. Bild 3-4 zeigt diesen Einfluß am Beispiel von drei Ventilationsöffnungen mit der Fläche $A = 3 \text{ [m}^2\text{]}$ und verschiedenen Verhältnissen b_F/h_F .

Die zu Bild 3-4 gehörenden Ausgangsgrößen können Tafel 3.2 entnommen werden.

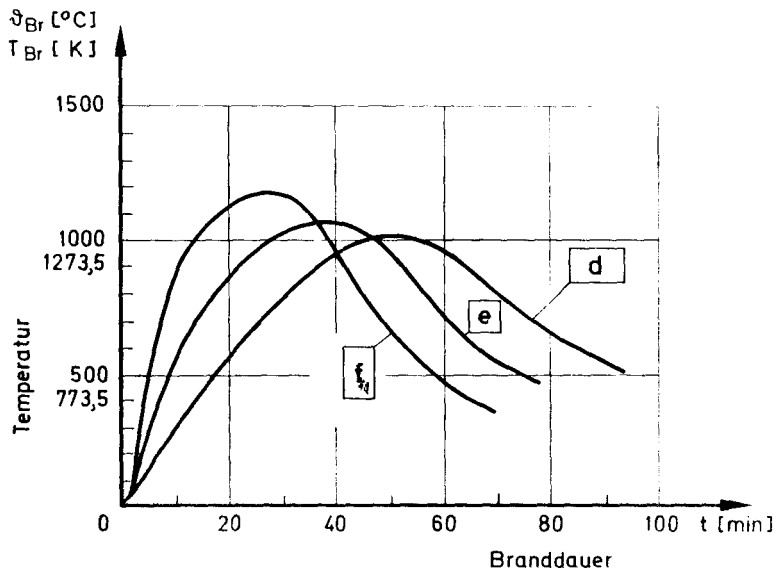


Bild 3-4 Einfluß der Fenstergeometrie auf den Brandverlauf

Tafel 3.2

Fall	b_F/h_F	b_F [m]	h_F [m]	A_F [m ²]	R_A [kg Holz/min]	τ [min]	\dot{Q}_B [MJ/s]	v [m/s]
d	3	3,0	1,0	3,0	18,0	53,3	5,02	4,6
e	1	1,73	1,73	3,0	23,5	40,0	6,60	6,1
f	0,33	1,0	3,0	3,0	31,1	30,6	8,70	8,1

Daß die Fenstergeometrie in entscheidendem Maße auch die Form des Heißgasstromes vor der Fassade bestimmt, soll nachfolgend an drei Beispielen gezeigt werden.

Maßgebend für die Ausdehnung des Heißgasstromes vor der Fassade ist die Horizontalgeschwindigkeit, mit der die Rauchgase die Brandraumöffnung verlassen. Sie bestimmt die horizontale Strecke s [m], nach deren Durchlaufen die Rauch-

gase infolge Auftrieb in eine vertikale Bahn umgelenkt sind. Um diesen Sachverhalt zu erläutern, seien drei Ventilationsöffnungen als Beispiel gewählt, die eine unterschiedliche Geometrie besitzen, jedoch die gleiche Abbrandgeschwindigkeit erzeugen. Die Zahlenwerte für das Beispiel sind Tafel 3.3 zu entnehmen. Vorausgesetzt sei wieder derselbe Brandraum mit der gleichen Brandbelastung wie in den vorangegangenen Beispielen.

Tafel 3.3

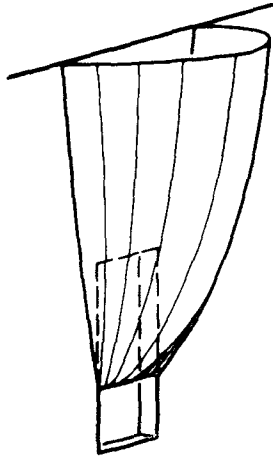
Fall	b_F/h_F	b_F [m]	h_F [m]	A_F [m ²]	R_A [kg Holz/min]	τ [min]	Q_B [MJ/s]	v [m/s]
g	3	3,12	1,04	3,24	20	48	5,58	4,78
h	1	1,63	1,63	2,65	20	48	5,58	5,82
i	0,22	0,84	2,51	2,11	20	48	5,58	7,38

Da die Abbrandgeschwindigkeiten in den Fällen g, h und i gleich groß sind, verlassen auch die gleichen Mengen Rauchgas pro Zeiteinheit die Ventilationsöffnungen, d. h. die Massenströme M [kg Rauchgas/s] und die Volumenströme V [m³ Rauchgas/s] sind in den drei Fällen, bei derselben Brandraumtemperatur, gleich.

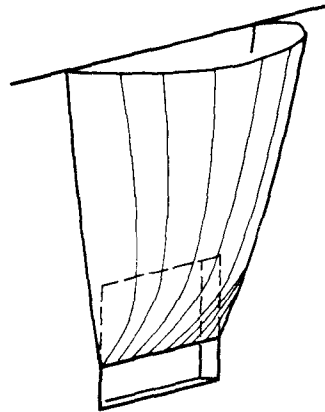
Die Horizontalgeschwindigkeiten, mit denen die Heißgase ausströmen, sind jedoch verschieden. Sie sind in Bild 3-5 maßstäblich dargestellt.

Im Falle der hohen schmalen Ventilationsöffnung (i) wird sich der Heißgasstrom im Bereich der Fensteröffnung weiter in den an die Frontwand grenzenden Lufthalbraum erstrecken als in den Fällen (g) und (h).

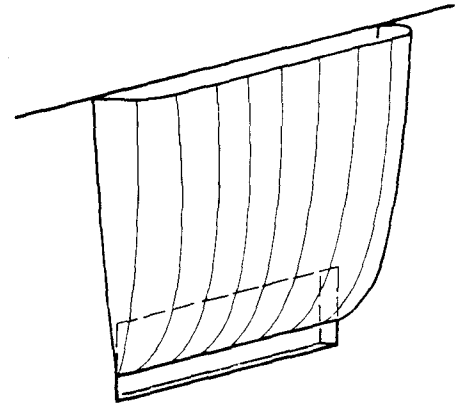
Die dieser Darstellung zugrunde liegenden Annahmen, daß die Rauchgase über die Fensterbreite gleichmäßig und über 2/3 der Höhe der Ventilationsöffnung parabelförmig verteilt sind, werden bei der Berechnung von Brandabläufen grundsätzlich verwendet [31, 32] und in Kapitel 5 dieser Arbeit anhand von Versuchsergebnissen und in Kapitel 6 nochmals theoretisch belegt.



Fall i)



Fall h)



Fall g)

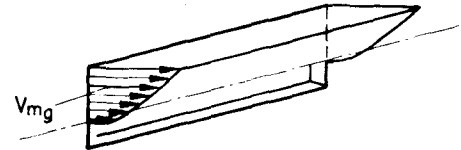
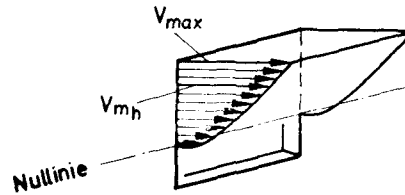
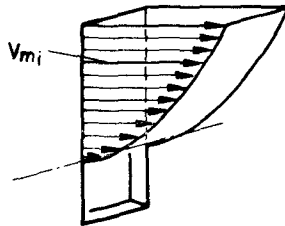


Bild 3-5 Begrenzung des Heißgasstromes und Verteilung der Horizontalkomponente der Heißgasgeschwindigkeit bei unterschiedlicher Geometrie der Ventilationsöffnung

Verfolgt man nun den Lauf der Heißgase weiter und gibt dem aufsteigenden Strom eine Begrenzungsfläche ^{*)}, wird deutlich, daß auch in einigem Abstand von der Ventilationsöffnung deren Geometrie noch Einfluß auf das Brandgeschehen nimmt.

Ein aufsteigender Heißgasstrom saugt aus seiner Umgebung Kaltluft an und vermischt sich mit ihr. Das Mischungsverhältnis von Heißgas zu Kaltluft bestimmt im wesentlichen das Maß der Abkühlung des Stromes längs seines Weges.

Der hier zur Diskussion stehende Strom kann im Bereich der angrenzenden Wand keine Kaltluft ansaugen. Deshalb legt er sich infolge des an der Grenzfläche herrschenden Unterdruckes an die Wand an. Im Falle einer großen Grenzfläche (Fall g) steigen die Heißgase somit in unmittelbarer Wandnähe auf. Ist die Grenzfläche klein wie im Fall einer hohen und schmalen Ventilationsöffnung (Fall i), kann der Strom von der Wand abrücken.

Die in Bild 3-5 dargestellten geometrischen Verhältnisse wurden im Fall i beim Versuchsstand in Metz, im Fall (g) beim Versuchsstand in Trenton vorgefunden. Die Darstellung von Fall h soll als Arbeitshypothese für die Durchführung der eigenen Versuche dienen.

Für die zu erwartende Brandbeanspruchung von Außenstützen kann aus dieser Arbeitshypothese noch weiter geschlossen werden.

Eine mit einigem Abstand zur Frontwand vor der Brandraumöffnung stehende Außenstütze (quadratischer Stützenquerschnitt vorausgesetzt) wird im Bereich über der Brandraumöffnung im Fall (i) auf der dem Brandraum abgekehrten Seite von großen Heißgasvolumen bestrahlt, im Fall (h) dürfte sie dort etwa allseitig gleichmäßig vom Feuer umspült werden, und im Fall (g) tritt die intensivste Bestrahlung an den Seitenflächen auf.

Eine Variation des Abstandes der Außenstütze von der Frontwand wird im Fall i nur geringen Einfluß auf die thermische Beanspruchung im Brandfall haben, im Fall (g) jedoch könnte sich bei genügend großem Abstand die dem Brandraum abgekehrte Fläche der Außenstütze einer großen Temperaturbeanspruchung weitgehend entziehen.

*) Diese ist in Kapitel 6 genau definiert.

3.3. Die Intensität eines natürlichen Brandes als Maß für die Brandbeanspruchung von Außenstützen

Brandschutztechnisch kann die Intensität eines Brandes am einfachsten durch die Einwirkung auf ein Bauteil (z. B. Temperaturerhöhung eines bestimmten Punktes in einer Stahlplatte) definiert werden. Dies ist ein bewährtes Verfahren, um verschiedene Brandabläufe miteinander zu vergleichen und hinsichtlich ihrer Intensität zu bewerten. Dieses Verfahren ist jedoch an ein Indikatorbauteil einer bestimmten Bauart und aus einem bestimmten Baustoff gebunden.

Da es sich bei der Erforschung der Brandbeanspruchung von Außenstützen jedoch um ein Problem handelt, das allgemein - also bauteil- (hier ist im wesentlichen die geometrische Form gemeint) und baustoffunabhängig - gelöst werden soll, müssen bei der Suche nach dem brandschutztechnisch ungünstigsten Brandverlauf andere Größen die Feuerintensität kennzeichnen.

Folgende Kennwerte können dazu herangezogen werden:

- die Dauer des voll entwickelten Brandes τ [min],
 - die mittleren auf das Bauteil während der Dauer des voll entwickelten Brandes einwirkenden Temperaturen,
 - die Beiwerte, welche den Wärmeübergang infolge Strahlung (ϵ) und Konvektion (α) vom Feuer auf ein Bauteil charakterisieren.
- Diese Beiwerte sind hauptsächlich von der räumlichen Ausdehnung, der Gaszusammensetzung, dem Rußgehalt der Flamme und der Strömungsgeschwindigkeit der Heißgase abhängig.

Bei bekannter Oberflächentemperatur läßt sich mit den erwähnten Kennwerten der Wärmestrom angeben, der pro Flächeneinheit in ein Bauteil übergeht (Wärmestromdichte \dot{q} [W/m^2]).

Eine Außenstütze wird dann von einem Brand in hohem Maße beansprucht, wenn auf großer Länge eine hohe Wärmestromdichte auf sie übergeht. Dies ist der Fall, wenn sich ein großer Teil des Brandgeschehens außerhalb des Brandraumes abspielt.

Am Beispiel zweier Brandräume, die sich nur durch ihre Höhe unterscheiden, soll dieser Sachverhalt erläutert werden (Bild 3-6).

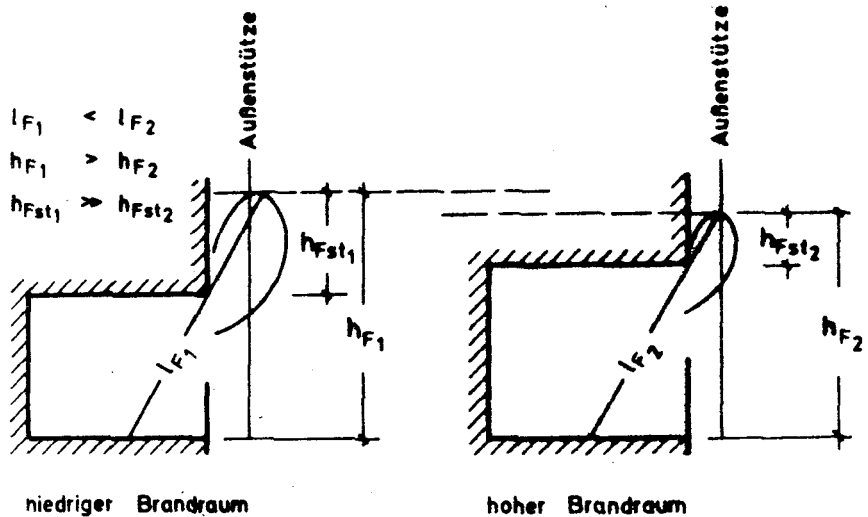


Bild 3-6 Beflammung von Außenstützen bei verschieden hohen Brandräumen

Beim hohen Brandraum ist die Gesamtfläche der aufzuheizenden Umfassungsbauteile größer als beim niedrigeren. Es werden sich also in jedem Zeitpunkt des Brandverlaufs im hohen Brandraum niedrigere Mittelwerte der Temperatur einstellen als im Falle des niedrigeren Brandraumes.

Da der mittlere Weg der Heißgase vom Verlassen der Brandlast bis zur Ventilationsöffnung beim niedrigen Brandraum kürzer ist als beim hohen, werden die Heißgase mit einer ~ im Verhältnis zur mittleren Brandraumtemperatur - höheren Temperatur ausströmen. Das heißt, im Falle des niedrigen Brandraumes entweicht mehr Wärme pro Zeiteinheit aus der Ventilationsöffnung, und die sich einstellende Flammenlänge wird größer sein als im Falle des hohen Brandraumes.

Eine vor der Ventilationsöffnung eines niedrigen Brandraumes stehende Außenstütze wird also auf größere Länge von Gasen höherer Temperaturen umgeben als eine Außenstütze, die vor der Öffnung eines hohen Brandraumes steht. Die Höhe der Flammenspitze über dem Fenstersturz - ein maßgebender Wert für die Brandbeanspruchung des über dem Brandgeschoß liegenden Außenstützenteils - ist beim niedrigen Brandraum wesentlich größer als beim hohen.

3.4. Bedingungen für eine "extrem ungünstige", jedoch praxisnahe Beflammung von Außenstützen

Es können nun folgende Schlüsse für die lt. 2.5 notwendigen Versuche herangezogen werden:

1. Die Versuche müssen mindestens mit den Brandbelastungen 30, 60 und 90 kg/m² Holzgleichwert durchgeführt werden.
2. Die Brände müssen im "ventilationsgesteuerten" Bereich ablaufen, damit hohe Zeit-Dauern t^* der vollentwickelten Phase und hohe mittlere Gastemperaturen auftreten. Damit jedoch auch hohe Abbrandgeschwindigkeiten der Brandlasten erzeugt werden, muß die Brandraumöffnung genügend groß sein. Sie muß die Fläche aufweisen, daß die Brände im ventilationsgesteuerten Bereich, jedoch an der Grenze zum "brandlastkontrollierten" Bereich hin, ablaufen.
3. Die Ventilationsöffnung des Brandraumes sollte bei einer geringen Anzahl von Versuchen eine etwa quadratische Form besitzen.
4. Der Brandraum sollte - damit sich ein großer Teil der Flammen während der Dauer des vollentwickelten Brandes außerhalb der Ventilationsöffnung befindet - die niedrigste bauübliche Raumhöhe (ca. 2,5 m) besitzen.
5. Der Brandraum muß eine genügend große Grundfläche haben ($F > 10 \text{ m}^2$), damit bei einer Brandbelastung von 30 kg/m² ein Feuer von der Intensität entsteht, das einen Gebäudebrand repräsentiert, der einem Normbrand nach DIN 4102 von 30 Minuten Dauer näherungsweise wirkungsgleich ist.

6. Die Stellung der Außenstütze muß so gewählt werden, daß sie sich im Falle einer ebenen Fassade auf möglichst großer Länge im Zentrum der aus dem Brandraum strömenden Gase befindet. Im Falle einer Fassade mit Kragplatten muß mindestens die Stellung der Stütze am Plattenrand und unmittelbar vor der Brandraumöffnung untersucht werden.
7. Es müssen sowohl Stahl als auch Stahlbetonstützen als Versuchskörper verwendet werden. Ihre Abmessungen müssen im brandschutztechnisch interessanten Bereich liegen.

<u>Betonquerschnitt</u>	zwischen 20 x 20 cm und 30 x 30 cm Kantenlänge
<u>Stahlquerschnitt</u>	$\frac{U}{F} \approx 150$
	U = beflamter Umfang des Profils [m]
	F = Querschnittsfläche des Profils [m ²]

4. Versuche des Instituts für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig

4.1. Allgemeines

Grundsätzlich sind Meßwerte, die bei Brandversuchen gewonnen werden, in erheblichem Maße von den geometrischen und thermischen Eigenschaften des Brandhauses abhängig.

Dies gilt in verstärktem Maße für Versuche mit natürlichen Bränden, da bei diesen die Eigenschaften des Brandraumes zusätzlich den Zeit-Temperaturverlauf des Brandes mitbestimmen.

Wenn nun aus wenigen Versuchen, die in einem bestimmten Brandhaus durchgeführt werden, Gesetzmäßigkeiten abgeleitet werden sollen, die auch auf andere Fälle übertragbar sind, so müssen alle wesentlichen Daten, welche die Wirkung eines Brandes auf ein Bauteil bestimmen, gemessen werden.

Diese Daten sind im einzelnen:

- die Temperaturen der Flammen bzw. der Rauchgase,
- die Temperaturen in einem repräsentativen Bauteil,
- die Zusammensetzung der Rauchgase,
- die Geschwindigkeiten der Rauchgase,
- die Druckunterschiede, welche die Rauchgas-Strömung hervorrufen.

4.2. Das Versuchshaus

Zur Erarbeitung der o. a. Daten stand als Versuchsobjekt ein mehrgeschossiges, massives Gebäude zur Verfügung (Bild 4-1). Das Gebäude hatte 16 gleiche Wohnungen. Im Rahmen von 10 Versuchen konnten Ergebnisse gewonnen werden, bei welchen bestimmte Einflußgrößen variiert wurden (z. B. Brandbelastung, Größe der Ventilationsöffnung, Stellung der Außenstütze), während andere Einflußgrößen (z. B. Brandraumgeometrie, thermische Eigenschaften der Umfassungsbauteile des Brandraumes) als konstant und nicht beliebig veränderbar hinzunehmen waren.

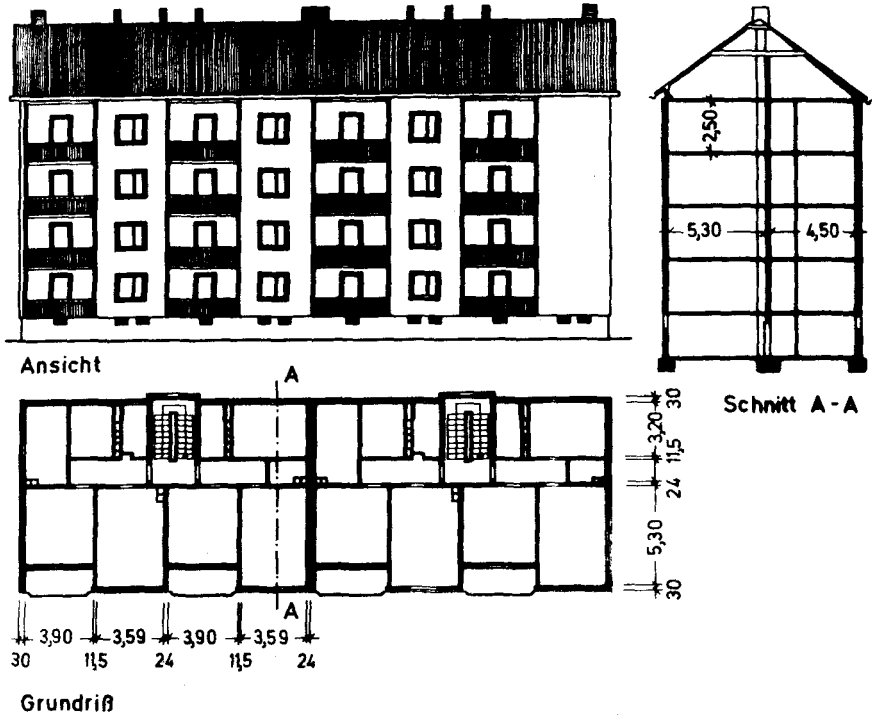


Bild 4-1 Das Versuchshaus

Die Wände und Decken des Gebäudes hatten einen etwa 0,8 - 1,5 cm dicken Kalkzement-Putz. Die Art der Umfassungsbauteile der "Brandräume" entsprach also von den thermischen Eigenschaften der Baustoffe her durchschnittlichen bauüblichen Verhältnissen. Weitere Einzelheiten zum Versuchshaus können [33] und Bild 4-1 entnommen werden.

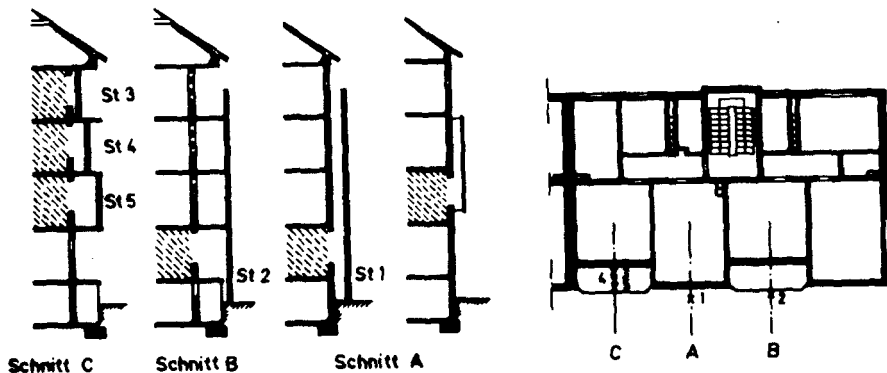
4.3. Die Versuchskörper

Als Versuchskörper wurden Außenstützen aus Stahlbeton und Stahl eingesetzt. Die Stahlbetonaußenstützen aus Bn 250 hatten einen Querschnitt 24/24 cm, sie waren mit 8 \emptyset 18 III^b bewehrt, die Betondeckung der Bewehrung betrug 4 cm (bezogen auf die Achse der Längsstäbe).

Als Stahlstützen kamen IPB 240 und Kastenprofile 220 x 220 x 10 zum Einsatz. Die Stahlstützen waren nicht verkleidet. Die Walzhaut an der Stützenoberfläche wurde nicht entfernt. Die Stahlkastenprofile waren 2,50 m lang und wurden in verschiedenen Stellungen zwischen den Balkonplatten angebracht.

Zur Ermittlung der Temperaturerhöhung waren an der Bewehrung, im Querschnitt und an der Oberfläche der Stahlbetonstützen Eisen-Konstantan-Thermoelemente installiert. An die Oberfläche der Stahlausenstützen waren Mantelthermoelemente Ni-Cr-Ni auf Kontakt angeschraubt. Über Ausgleichsleitungen waren die Thermoelemente an Siemens-Kompensographen angeschlossen.

Die Stellung der Außenstütze konnte so variiert werden, daß die Fälle, welche in der Baupraxis häufig vorkommen, untersucht werden konnten (Bild 4-2).



St 1, St 2	IPB 240 bzw. Stahlbetonstütze 24 x 24 cm,	l = 8,0 m
St 3, St 4, St 5	Quadratrohr 220 x 220 x 10,	l = 2,50 m
St 6	I 140,	l = 5,0 m

Bild 4-2 Stellung der Außenstützen bei den einzelnen Versuchen

4.4. Die Meßeinrichtung

Die Brandräume des Versuchshauses waren mit Thermoelementen bestückt. Die Meßstellen waren in drei horizontalen und in drei vertikalen Ebenen angeordnet (es wurden Mantelthermoelemente \varnothing 3 mm NiCr-Ni verwendet). So konnte die Temperaturverteilung im Brandraum und in der Entstehungszone des aus dem Fenster austretenden Heißgasstromes verfolgt werden.

Vor dem Gebäude stand ein fahrbarer Meß- und Beobachtungsturm, an dessen Kragarmen in drei Ebenen mit Thermoelementen bestückte Meßgitter hingen. Die Meßgitter hatten Ösen im Abstand 50 cm, durch welche die Thermoelemente gesteckt wurden.

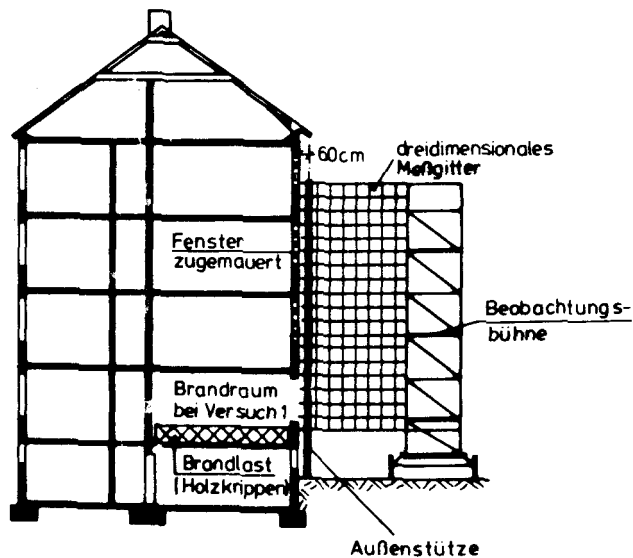


Bild 4-3 Versuchsaufbau des "Standardfalles". Brand in einem Brandraum mit einer Ventilationsöffnung. Die Außenstütze steht in der Symmetrieebene der Brandraumöffnung. Ihre Achse ist ca. 60 cm von der Frontwand entfernt.

Die Thermoelemente wurden jeweils so gesteckt, daß in der Nähe der Brandraumöffnung ein räumliches Meßstellenraster von 50 x 50 cm und im weiter entfernten Gebiet von 1 m x 1 m erreicht wurde. Zur genauen Überprüfung der Temperaturquerverteilung im Heißgasstrom wurden bei einigen Versuchen zusätzlich Querholme in das Meßgitter eingebaut, die eine Befestigung von Thermoelementen in dichtem Abstand erlaubten. Einige Thermoelemente wurden mit einer langen, beweglichen Ausgleichsleitung versehen ("Wanderthermoelemente") und dienten zur Messung von Heißgas-Temperaturen außerhalb des Meßturms.

Diese Anordnung gestattete eine optimale Nutzung der 100 Eingänge der eingesetzten Vielstellenmeßanlage mit automatischer Datenerfassung und Speicherung.

Um einen möglichen Einfluß des teilweise verkleideten Meßturms auf das Brandgeschehen vor der Fassade (Kaminwirkung) auszuschließen, wurde ein Abstand zwischen Gebäudefront und Meßturm von 4,0 m gewählt.

Zur Bestimmung des Gehalts an strahlenden Bestandteilen (CO , CO_2 , H_2O) der Flammen wurden an den maßgebenden Stellen im Brandraum und vor der Fassade Gasentnahmestellen angebracht, an denen Rauchgase abgesaugt und Analysatoren zugeführt wurden. *)

Um Aussagen über den Wärmeübergang auf Außenstützen infolge Konvektion machen zu können, wurden die Heißgasgeschwindigkeiten gemessen. Im Bereich der Fensteröffnung wurde ein wassergekühltes Flügelradanemometer installiert, das die Austrittsgeschwindigkeit der Rauchgase aus der Brandraumöffnung feststellte.

Sowohl vor der Brandraumöffnung als auch im aufsteigenden Heißgasstrom wurde der Verlauf der Heißgasgeschwindigkeit optisch bestimmt. Rechtwinklig zur

*) Die Temperaturmessung im Brandraum, die Luftdruckmessung mittels Tauchglockenmeßgeräten und die Rauchgasanalyse im Brandraum wurden vom Institut für Wärmetechnik und Industrieofenbau der Technischen Universität Clausthal vorgenommen (Bericht 4/76) [35].

Strömungsrichtung wurde der Weg der Heißgase von einer Filmkamera mit konstanter Bildfolge-Geschwindigkeit aufgenommen. Nach Cox [34] ist dies die genaueste Methode zur Bestimmung der mittleren Geschwindigkeit von Rauchgasströmungen bei Holzfeuern. Die Zeit, die ein Rauchgasteilchen zum Durchlaufen einer Meßstrecke braucht, wird durch den Vergleich kurzzeitig nacheinander aufgenommener Bilder ermittelt.

Die Ursache für Rauchgasströmungen sind Druckunterschiede. Deshalb wurden an verschiedenen Stellen im Brandraum die Luftdruckunterschiede zur vom Feuer nicht beeinflussten Umgebung registriert. Die Luftdruckdifferenzen wurden mittels Schrägrohrmanometer und Tauchglockenmeßgeräten bestimmt.

Der Wind lenkt die vor der Fassade aufsteigenden Heißgase um und kann Einfluß auf den Brandablauf nehmen, sofern in einem Brandraum, der mehrere Öffnungen besitzt, windbedingte zusätzliche Strömungen auftreten. Deshalb wurden während der Versuche die Windrichtung und Geschwindigkeit mit einem Schalenkreuzanemometer gemessen.

4.5. Brandlasten

Bei 8 Versuchen wurden Holzkrippen als Brandlast verwendet. Diese bestanden aus 80 cm langen Fichtenholzplatten mit dem Querschnitt 4 cm x 4 cm. Der Abstand der Platten in einer Lage war 8 cm. Die einzelnen Lagen waren kreuzweise übereinander gelegt und miteinander vernagelt, so daß quadratische Krippen der Grundfläche 80 x 80 cm entstanden, die bei einer Höhe von 0,30 m 30 kg wogen und bei 0,60 m Krippenhöhe ein Gewicht von 60 kg hatten.

Die Räume 1 und 2 (Bild 4-1) wurden je nach Versuch mit 30, 60 und 90 kg Holz/m² belegt, die restlichen Räume erhielten Brandlasten von 10 bis 20 kg Holz/m².

Bei einem Versuch wurde zum Vergleich als Brandlast Wohnungsmobiliar (20 kg/m² HGW) und bei einem weiteren Büromobiliar (40 kg/m² HGW) verwendet. Näheres siehe [33].

4.6. Orientierende Versuche mit Mischbrandlasten (Holz/Kunststoff)

Im Hinblick auf steigende Anteile an Kunststoff im Mobiliar und im Innenausbau von Gebäuden sollten diese orientierenden Versuche zeigen, ob eine Mischbrandlast aus Holz und Kunststoff beim Abbrand ein wesentlich anderes Temperaturverhalten zeigt als Holz allein. Weiter sollten diese Versuche zeigen, ob die Wärmeübergangsverhältnisse von der Flamme auf ein Bauteil im Falle des Abbrandes der Mischbrandlast anders sind als beim Holzfeuer.

Ergänzend zu den Großversuchen wurden in einer Versuchskammer $b/d/h = 1,0/2,0/1,3 \text{ m}^3$ (Bild 4-4) und im Freien Holzkippen abgebrannt, denen Kunststoff beigemischt war. Die Abmessungen der Krippen waren dieselben wie bei den Großversuchen, die Brandlast betrug $Q = 500 \text{ [MJ]}$ ($\approx 30 \text{ kg Holz}$).

Die Temperaturmessung erfolgte mit denselben Thermoelementen wie bei den Großversuchen. Zusätzlich wurde die Heißgastemperatur bei diesen Versuchen mittels Absaugpyrometer bestimmt. Dies aus folgendem Grund:

Mit dem Thermoelement wird die Komplexgröße ϑ_e aus Gastemperatur ϑ_G und Brandraumumschließungsflächentemperatur - also die mittlere Temperatur der Wände, der Decke und des Bodens - ϑ_U gemessen (im Freien die Temperatur der vom Brand unbeeinflussten Umgebung $\vartheta_{U(F)}$). Nach Rietschel-Raiß [36] ist diese resultierende Temperatur ϑ_e auch die Temperatur, welche für die Beflamung einer Bauteiloberfläche maßgebend ist. Sie hat den Wert

$$\vartheta_e = \frac{\alpha_K \cdot \vartheta_G + \alpha_{StrG} \cdot \vartheta_G + \alpha_{StrU} \cdot \vartheta_U}{\alpha_K + \vartheta_{StrG} + \vartheta_{StrU}} \quad (4.1)$$

α_K und α_{Str} sind dabei die Wärmeübergangszahlen für Konvektion und Strahlung. Mit dem Absaugpyrometer wird nur die Gastemperatur ϑ_G gemessen.

In jedem Fall, in dem die Temperatur der Umschließungsflächen niedriger ist als die des Gases, registriert das Thermoelement eine Temperatur, die unter der Gastemperatur liegt.

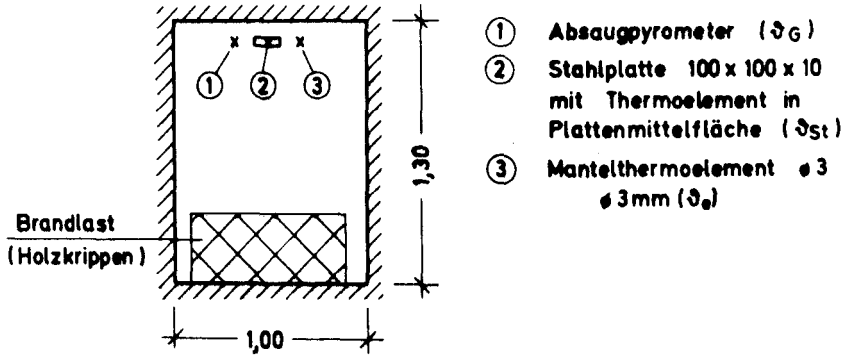


Bild 4-4 Kleinbrandhaus mit wassergekühlten Wänden

Weil für Abhandlung des Heißgasstromes, der vor der Fassade eines brennenden Gebäudes aufsteigt, die reinen Gastemperaturen bekannt sein müssen, im Rahmen der Großversuche jedoch nur an einigen charakteristischen Stellen ϑ_G mit dem Absaugpyrometer ermittelt werden konnte, wurden mit Hilfe der orientierenden Versuche der Zusammenhang

$$\vartheta_G = f(\vartheta_e, \vartheta_U) \quad (4.2)$$

für die Bedingungen eines Holzkippenfeuers bei konstanter Temperatur der Umgebung (wassergekühlte Umschließungswände der Brandkammer bzw. freie Umgebung) untersucht.

5. Ergebnisse aus den Versuchen des Instituts für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig

5.1. Allgemeines

Im folgenden werden nur die Meßergebnisse aus den Versuchen dargestellt, die zur Entwicklung eines Modells für die Brandbeanspruchung von Außenstützen im "Standard-Fall" - Brand in einem Brandraum mit einer Ventilationsöffnung, keine Windeinwirkung - notwendig sind. Ein Versuch*) mit $Q_B = 30 \text{ kg Holz/m}^2$ als Brandbelastung in einem Brandraum mit $20,5 \text{ m}^2$ Grundfläche und einer Ventilationsöffnung von $b_F/h_F = 1,70/1,60 \text{ [m]}$ (Raum 1, Bild 4-1) soll dafür als Beispiel dienen.

Die Stahlbetonaußenstütze stand in diesem Fall mit einem Achsabstand von ca. 60 cm zur Frontwand in der Symmetrieebene der Brandraumöffnung (Bild 4-1). Dieser Versuch wurde bei Windgeschwindigkeiten $v_w \ll 1 \text{ [m/s]}$, Umgebungslufttemperaturen von $17 \text{ }^\circ\text{C}$ und leichter Bewölkung durchgeführt. Diese meteorologischen Randbedingungen können als "Standardfall ohne besondere Witterungseinflüsse" betrachtet werden.

Die Ergebnisse aus den Temperaturmessungen sind als Isothermen oder Linienzüge dargestellt, die aus den Originalmeßwerten errechnet und geglättet wurden (Bild 5-1). Als Originalmeßwert wird dabei die Temperatur bezeichnet, die ein Mantelthermoelement NiCr-Ni, $\varnothing 3 \text{ mm}$, mißt. Diese Temperatur ist für die Brandbeanspruchung eines Bauteils maßgebend (siehe hierzu Entwurf DIN 4102 Teil 2, Januar 1976) [1].

5.2. Temperaturen im Brandraum und vor der Fassade

Nach Bild 5-1 lagen die Temperaturen einer Meßstelle 10 cm unter der Brandraumdecke ① und einer Meßstelle im Zentrum des vor der Fassade aufsteigenden Heißgasstroms ② nahe beieinander.

*) In den Kapiteln 7 und 8 wird auf weitere Meßergebnisse eingegangen.

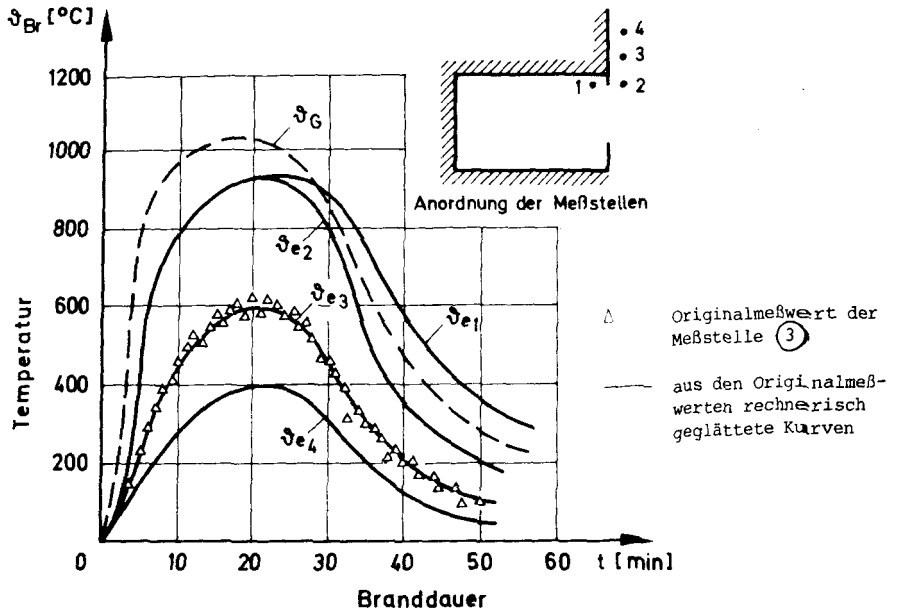


Bild 5-1 Zeit-Temperatur-Verlauf einiger Meßstellen im Brandraum vor der Fassade

Vor der Fassade trat das Temperaturmaximum allerdings zeitlich einige Minuten früher auf als im Brandraum. Die Temperaturen fielen während der Kühlphase vor der Fassade schneller ab als im Brandraum.

Der Grund hierfür ist, daß das Thermoelement im Brandraum ① während der Kühlphase weniger Energie an die aufgeheizten Brandraumwände abstrahlen konnte als dies das Thermoelement vor der Fassade ② im Strahlungsaustausch mit der "kalten" Umgebung außerhalb des Brandhauses tat.

Die reinen Gastemperaturen waren zu jedem Zeitpunkt des Brandes an den Meßpunkten ① und ② gleich hoch und folgten dem Linienzug ϑ_G in Bild 5-1.

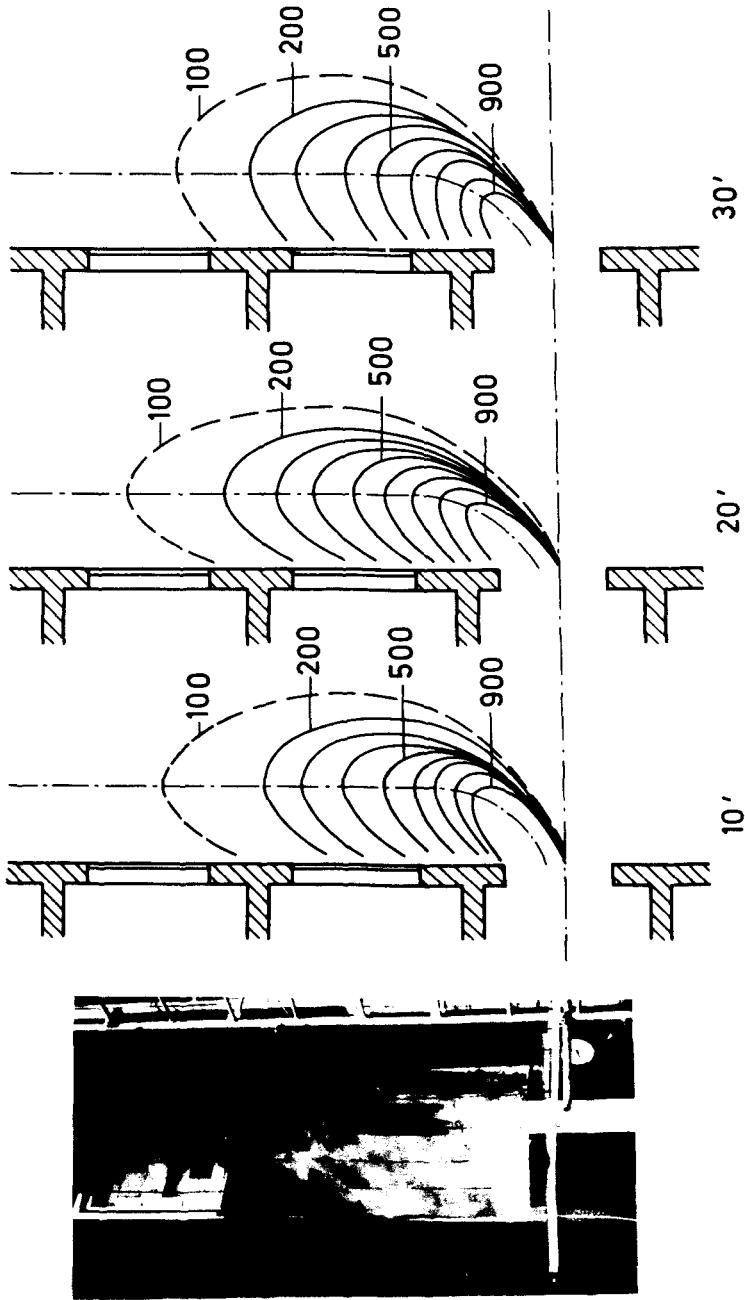


Bild 5-2 Flammenbild und Isothermendarstellung der Temperaturen ϑ_a vor der Fassade für verschiedene Branddauern. Schnitt in Fenstermitte, rechtwinklig zur Frontwand.

Die Linienzüge ϑ_G , ϑ_{e1} und ϑ_{e2} unterscheiden sich durch Einflüsse, die Gl. 4.1 erfaßt und durch die "Anzeigenträgheit" der Thermoelemente.

Mit zunehmendem Abstand vor der Brandraumöffnung kühlen die Heißgase ab. Das Ausmaß der Abkühlung geht aus Bild 5-2 hervor. Die Temperaturachse des Heißgasstromes, definiert als Verbindungslinie der Hochpunkte der Isothermen, lag bei diesem Versuch ca. 60 cm vor der Fassadenebene.

Die Temperaturverteilung auf einer waagerechten Linie parallel zur Fassadenebene ist symmetrisch und hat die Form einer Glockenkurve (Bild 5-3). Rechtwinklig zur Fassadenebene entspricht die Temperaturverteilung im wandfernen Teil des Stroms ebenfalls einer Glockenkurve. Im wandnahen Bereich fallen die Temperaturen nicht so schnell ab.

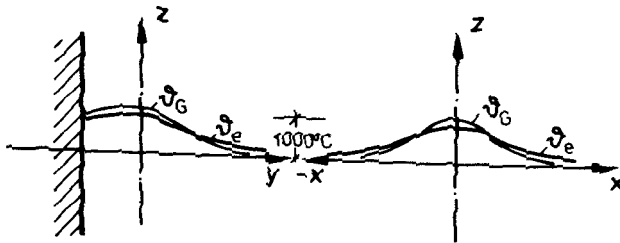


Bild 5-3 Verlauf der Gastemperatur ϑ_G und der mit dem Thermoelement gemessenen Temperatur ϑ_e in Höhe des waagerechten Schnitts A - A des Bildes 5-2

5.3. Temperaturen der Stahlbeton- und Stahlausenstützen

Die maximalen Temperaturerhöhungen an den Außenstützen wurden zwischen dem oberen Drittel der Ventilationsöffnung und etwa 60 cm über ihrer Oberkante gefunden.

Die Temperaturerhöhungen an der dem Brandraum zugekehrten Oberfläche und an den Seitenflächen der Stahlbetonaußenstütze sind dabei kurzzeitig höher als bei einer Stütze gleicher Abmessungen, die einem Normbrand nach DIN 4102 ausgesetzt ist (Bild 5-4).

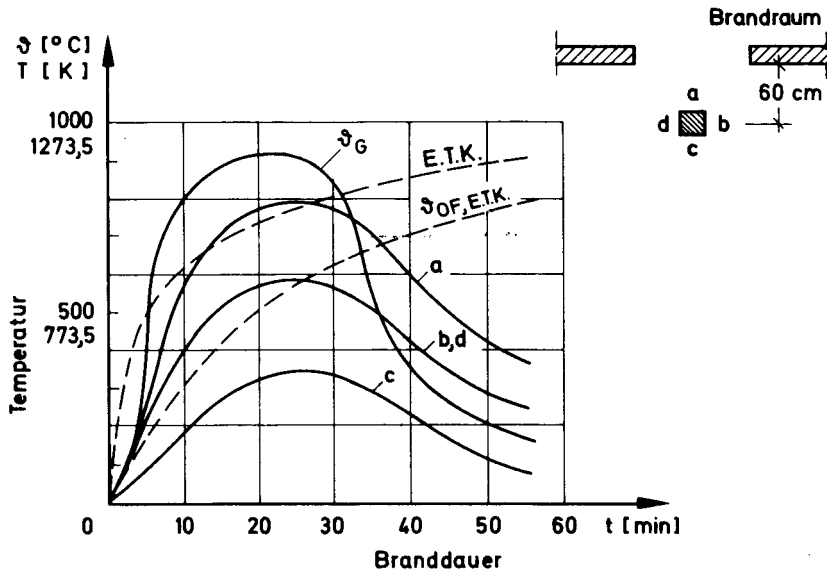


Bild 5-4 Verlauf der Oberflächentemperatur einer Stahlbetonstütze in der Mitte der Flächen a, b, c und d, 20 cm unter OK Brandraumöffnung

Zum Vergleich sind in Bild 5-5 die in demselben Meßquerschnitt an einer Stahlaußenstütze gemessenen Temperaturen gezeigt. Diese wurden während eines Versuchs in demselben Brandraum mit derselben Brandlast gewonnen, bei dem jedoch der Brandraum durch eine geöffnete Innentür in Verbindung zu weiteren Räumen stand. Trotz des geringfügig anderen Temperatur-Zeitverlaufs an der maßgebenden Stelle vor der Fassade können die Meßergebnisse verglichen werden.

Wie weitere zusätzliche Temperatur-Messungen gezeigt haben, kann im Falle der Stahlstützen angenommen werden, daß - abgesehen von den ersten Minuten des Brandes - der Stahlquerschnitt gleichmäßig durchwärmt wird.

Die allmähliche Durchwärmung des Betonquerschnitts zeigt Bild 5-6.

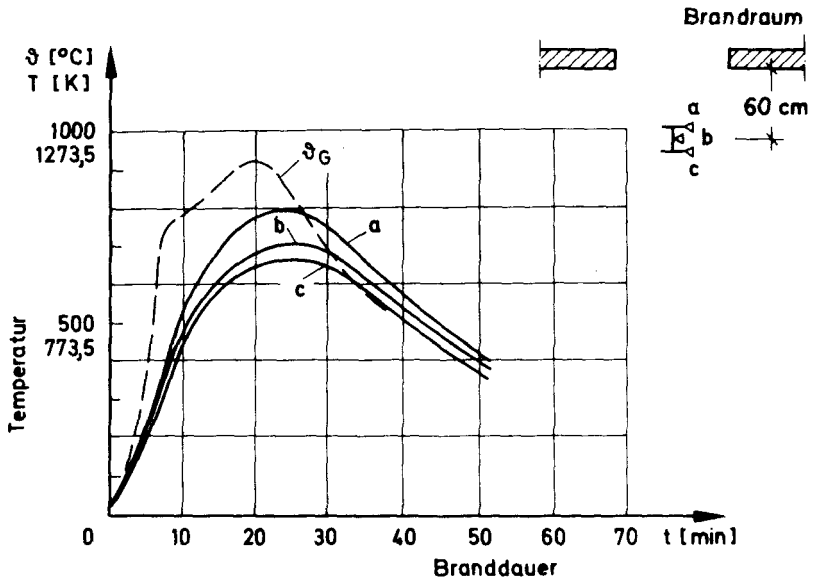


Bild 5-5 Verlauf der Oberflächentemperatur einer Stahlausenstütze IPB 240, 20 cm unter OK Brandraumöffnung

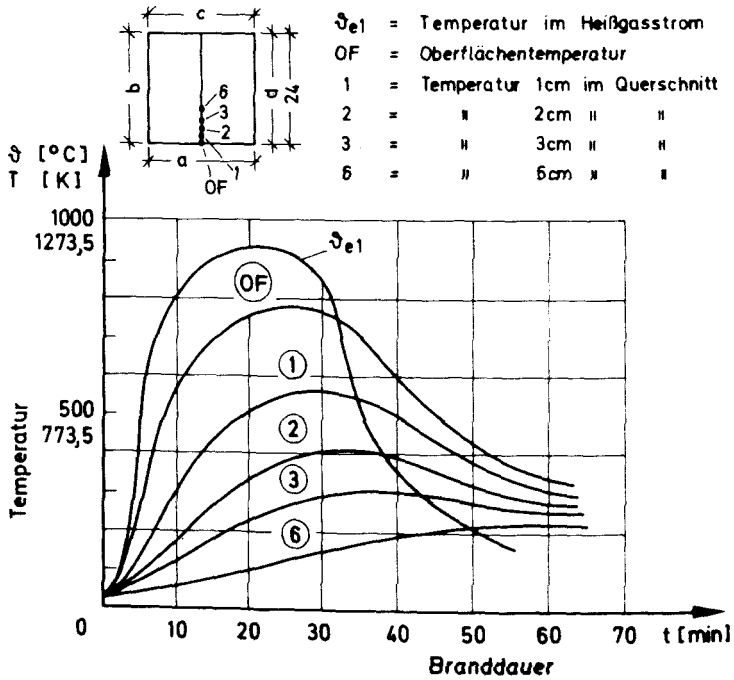


Bild 5-6 Verlauf der Temperaturen einzelner Meßstellen im Querschnittsinneren der Beton-Außenstütze

5.4. Heißgasgeschwindigkeit, Druck im Brandraum und Rauchgaszusammensetzung

Die Größenordnung und die Richtung der Heißgasgeschwindigkeit, wie sie durch Auswertung der Filmaufnahmen festgestellt worden ist, zeigt Bild 5-7. Dargestellt sind die Mittelwerte aus einer Beobachtungsdauer von mehreren Minuten. Kurzzeitige Schwankungen im Zehntelsekundenbereich weichen von diesen Werten bis zu + 40 % ab.

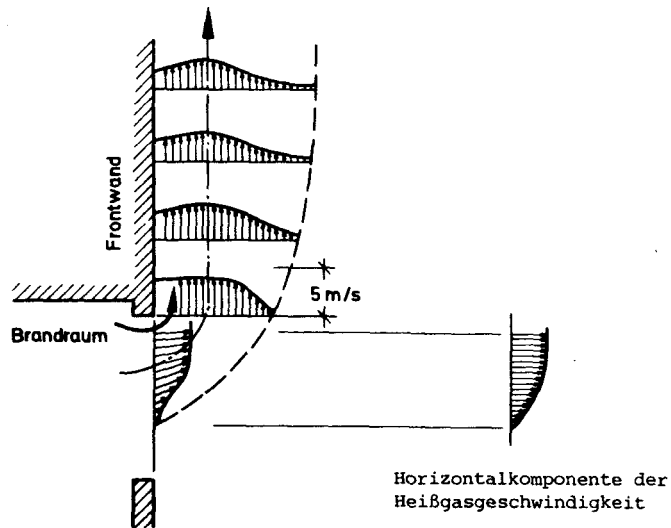


Bild 5-7 Verteilung der Heißgasgeschwindigkeit vor der Fassade

In der Nähe der Oberkante der Brandraumöffnung sind der Betrag und die Richtung der Strömungsgeschwindigkeit infolge von Wirbelbildung schwer festzustellen. Ebenso ist der Betrag der Geschwindigkeit in der Strömungsgrenzschicht an der Wand aus den Versuchsaufzeichnungen schlecht erkennbar. Sie sind deshalb in Bild 5-6 nicht eingetragen.

Während der Zündphase konnte ein rascher Anstieg der Heißgasgeschwindigkeiten beobachtet werden. In der Phase des voll entwickelten Brandes blieben die Geschwindigkeiten konstant und fielen bei Beginn der Abkühlphase langsam ab (Bild 5-8).

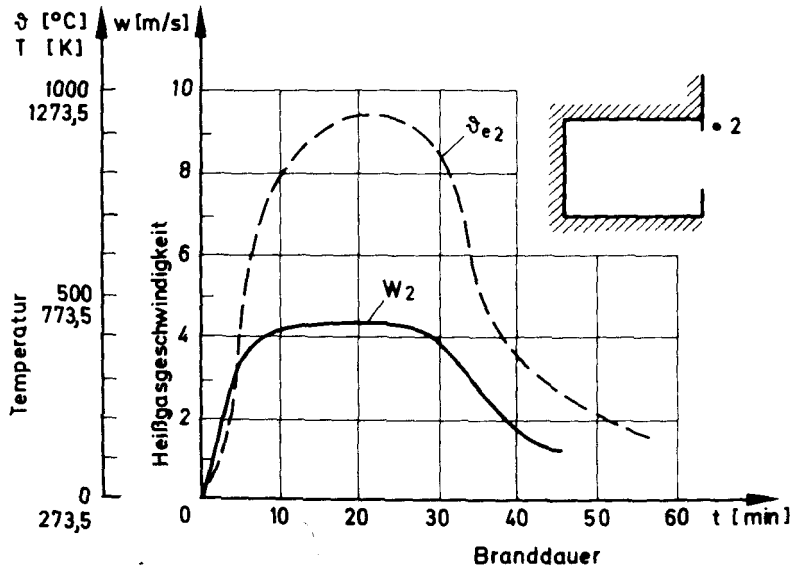


Bild 5-8 Zeit-Temperaturverlauf einiger Meßstellen im Brandraum und vor der Fassade

Während der Abkühlphase verlassen nur noch wenige Ruß- und Ascheteilchen die Brandraumöffnung, außerdem können wegen des Fehlens der leuchtenden Flamme "Turbulenzspuren" nicht mehr verfolgt werden. Die optische Bestimmung der Heißgasgeschwindigkeit wird dann sehr ungenau. Die vom Flügelradanemometer registrierten Geschwindigkeiten in der Fensterebene hatten die gleiche Größe wie die Horizontalkomponente der optisch ermittelten Geschwindigkeiten.

Der Überdruck im oberen Teil des Brandraums folgt ebenfalls dem Temperatur-Zeit-Verlauf des Brandes (Bild 5-9). Während der Dauer des voll entwickelten Brandes ist sein Wert konstant bei etwa $10 \text{ Pa} \approx 1 \text{ mm WS}$. Dies ist der Wert, der bei den weiteren eigenen Versuchen ebenfalls als "feuerbedingter" Überdruck ermittelt wurde.

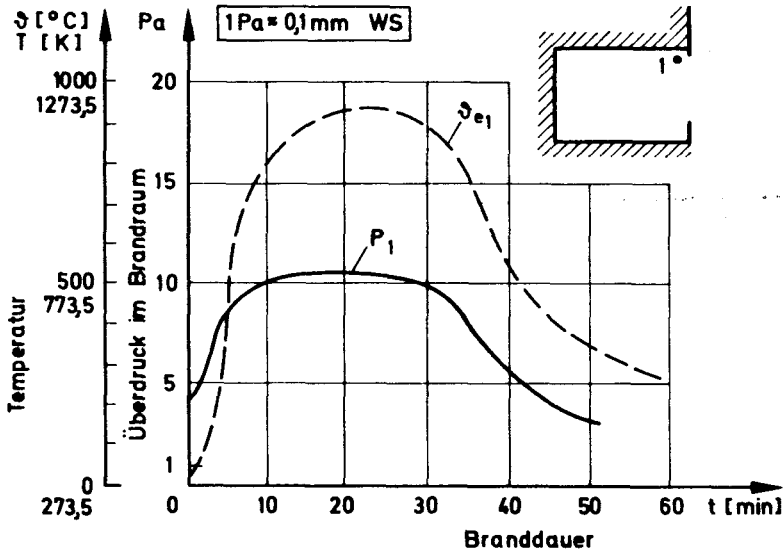


Bild 5-9 Überdruck im Brandraum im Meßpunkt ①

Den temperaturbedingten Über- bzw. (im unteren Teil des Brandraums) Unterdruck überlagern sich bei Windeinfluß Luftdrücke, die ein Mehrfaches des o. a. Maximalwertes betragen können. Sie werden in Kapitel 7 im Rahmen des Windeinflusses auf die Brandbeanspruchung von Außenstützen diskutiert.

Wie die Ergebnisse der Gasanalyse zeigen, ist der Anteil der strahlenden Gase (CO_2 , CO , H_2O) im Rauchgas während der Phase des vollentwickelten Brandes weitgehend konstant. Anstieg und Abfall fallen zeitlich mit den Änderungen von Druck und Heißgasgeschwindigkeit zusammen (Bild 5-10).

Der Rußgehalt des Rauchgases hat sich während der Phase des vollentwickelten Brandes nicht geändert. Dies konnte festgestellt werden, indem Rauchgas, das so weit abgekühlt war, daß es nicht mehr leuchtete, durch eine Lichtschranke (Photozelle mit gegenüber liegender Lichtquelle) geleitet wurde. Schwankun-

gen im Rußgehalt des Rauchgases konnten mit dieser Einrichtung als Schwankungen des photoelektrischen Stroms ermittelt werden.

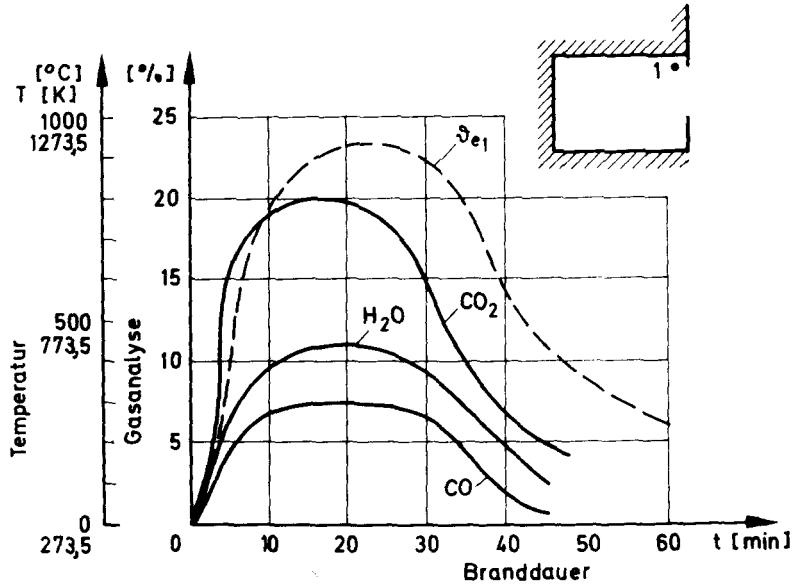


Bild 5-10 Analyse des Rauchgases im Meßpunkt ①

5.5. Ergebnisse aus den orientierenden Versuchen mit Mischbrandlasten aus Holz und Kunststoff

Brände, bei denen die Brandlast aus reinem Holz besteht, laufen zeitsynchron mit Bränden ab, deren Brandlast aus einem Gemisch von Holz und Kunststoff besteht. Die erreichten Gastemperaturen sind ebenfalls gleich hoch. Die vom Thermoelement registrierten Temperaturen weichen jedoch voneinander ab (Tafel 5.1 und Bild 5-10). Das Feuer mit reiner Holzbrandlast ruft sowohl im Thermoelement als auch in der Stahlplatte die niedrigsten Temperaturen hervor.

Tafel 5.1

Versuch Nr.	Zusammensetzung der Brandlast (Anteile am Heizwert)		Absaug- pyrometer max G [°C]	Thermo- element max [°C] e	Stahl- platte max [°C] st
	Holz	Kunststoff			
1	100 %	-	1090	730	540
2	100 %	-	1070	740	570
3	100 %	-	1080	740	590
4	80 %	20 % Polyäthylen	1080	880	690
5	80 %	20 % Plexiglas	1060	810	640
6	80 %	20 % Polyvinylchlorid	1090	870	670
7	80 %	20 % Polystyrol	1080	820	650
8	95 %	5 % Polyäthylen	1100	780	600
9	95 %	5 % Plexiglas	1060	790	610

Vergleicht man die beiden Brände miteinander, die im Indikatorbauteil (Stahlplatte) die unterschiedlichsten Temperaturerhöhungen hervorgerufen haben (Versuch 1 und Versuch 4), so stellt man fest, daß die Wärmeübergangsbedingungen von Rauchgas auf das Bauteil in erheblichem Maße von der Art der Brandlast abhängen.

Als Heizwerte wurden angenommen:

Holz	16,8 [MJ/kg]
Polyäthylen	44,1 [MJ/kg]
PVC	21,0 [MJ/kg]
Plexiglas	31,5 [MJ/kg]
Polystyrol	39,9 [MJ/kg]

Während der Versuche, bei denen die Brandlast aus reinem Holz bestanden hat, war die Sicht quer durch die Brandkammer hindurch in den Rauchgaskanal hinein stets frei. Im Verlauf der Versuche mit Mischbrandlasten dagegen war die Sicht durch Rußteilchen so lange behindert, bis der Kunststoffanteil ver-

brannt war. Die Kunststoffstäbe, die denselben Querschnitt hatten wie die Holzstäbe, brannten im allgemeinen schneller ab als das Holz.

Der Abbrand zweier zahlenmäßig gleich hoher Brandlasten ($Q \approx 503$ [MJ]), jedoch mit unterschiedlicher Zusammensetzung des brennbaren Gutes, erbrachte einen Unterschied von $\Delta\vartheta = 160$ °C bei der Temperaturerhöhung eines Indikatorbauteils; der brandschutztechnisch wichtige Fall des Abbrands von Mischbrandlasten aus Holz und Kunststoff muß somit näher untersucht werden.

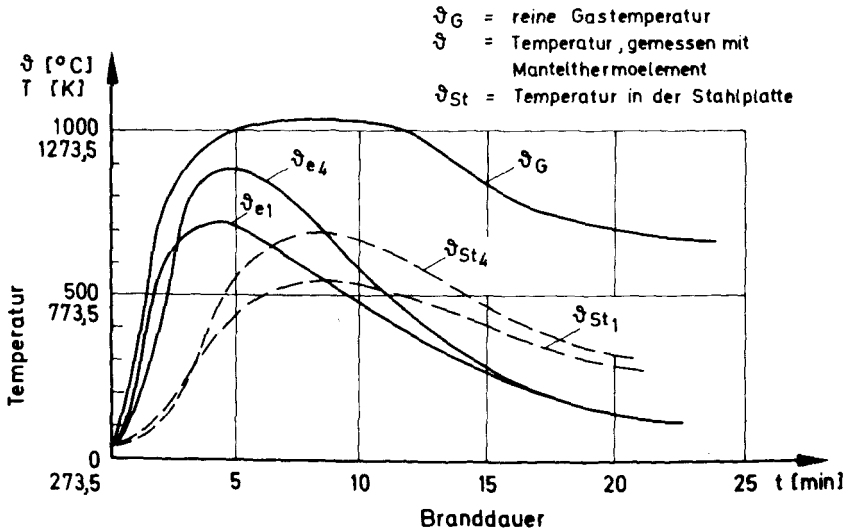


Bild 5-11 Vergleich des Ablaufs der Temperaturen und Temperaturerhöhungen im Indikatorbauteil von Bränden mit verschiedener Zusammensetzung von Brandlasten

- (1) reines Holz
- (4) 80 % Holz - 20 % Polyäthylen

6. Modellvorstellung der thermischen Beanspruchung von Außenstützen

6.1. Allgemeines

Nachdem nun Versuchsergebnisse vorhanden sind, denen die kennzeichnenden Werte des Heißgasstromes vor der Fassade für einige baupraktisch wesentliche Fälle entnommen werden können, soll nachfolgend versucht werden, ein Modell für die Brandbeanspruchung von Außenstützen zu entwickeln, das es ermöglicht, auch die Fälle, für die keine Versuchserkenntnisse vorliegen, brandschutztechnisch abschätzen zu können.

Das Modell soll mit Hilfe der eigenen Versuchserkenntnisse aufgestellt werden. Seine Übertragbarkeit auf andere Fälle soll anhand der Ergebnisse aus Metz [13] und Trenton [15] überprüft werden.

Die an das Modell zu stellenden Forderungen sind:

1. Bei bekanntem Temperatur-Zeit-Verlauf des Feuers im Brandraum soll sich die Temperaturverteilung im Heißgasstrom während der Aufheiz- und Abkühlphase errechnen lassen.
2. Die im Verlauf des Brandes sich ändernden Wärmeübergangsbedingungen zwischen Heißgasstrom und Außenstütze sollen so wirklichkeitsnah wie möglich erfaßt werden.
3. Der Bereich vor der unteren Hälfte der Brandraumöffnung, in dem die Außenstütze vorwiegend einseitig erwärmt wird, soll mit eingeschlossen sein. Die Modellvorstellung muß also drei Bereiche umfassen, die sich durch die Höhenlage in bezug auf die Brandraumöffnung unterscheiden.

Nachfolgend soll unter Bereich ① der Teil des Heißgasstromes verstanden werden, der ab OK Brandraumöffnung etwa senkrecht nach oben aufsteigt. Der obere Teil der Brandraumöffnung, der von den ausströmenden Rauchgasen eingenommen wird, soll der Bereich ② sein.

Der Bereich ③ erstreckt sich über den unteren Teil der Brandraumöffnung, durch den Kaltluft einströmt, und die unterhalb der Brandraumöffnung liegenden Zonen.

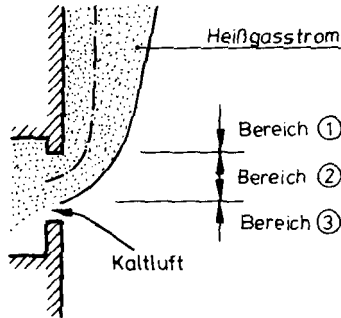


Bild 6-1 Darstellung der Bereiche ①, ② und ③

6.2. Die wesentlichen Merkmale des über der Brandraumöffnung aufsteigenden Heißgasstromes (Bereich ①)

Nach Bild 5-1 und 5-2 bleiben die Temperaturen im Heißgasstrom von seinem Ursprung im Brandraum beim Durchtritt durch die Brandraumöffnung und beim Umlenken bis in die etwa vertikale Bahn vor der Fassade weitgehend erhalten. Der Betrag der Strömungsgeschwindigkeiten der Gase und die Maße des "Durchflußquerschnitts" ändern sich ebenfalls nicht wesentlich, wenn man ihre Werte in einem Schnitt in der vertikalen Ebene der Ventilationsöffnung und einem horizontalen Schnitt in Höhe der Oberkante der Brandraumöffnung vergleicht. Es soll deshalb gedanklich der über der "Nulllinie" (siehe Bild 6-2) liegende Teil der Brandraumöffnung um 90° in die Horizontale gedreht werden, um einen ersten Anhalt für thermische Ausgangswerte des aufsteigenden Heißgasstroms zu bekommen.

Der Überdruck in Brandraum, als dessen Folge die Heißgase aus der Brandraumöffnung strömen, hat die Größe

$$\Delta P'' = g \cdot h'' (\rho_K - \rho_{Br}) \quad (6.1)$$

und der Unterdruck, der die Frischluft aus der Umgebung zufließen läßt, errechnet sich zu

$$\Delta P' = g \cdot h' (\rho_{Br} - \rho_K) \quad (6.2)$$

Dabei ist g die Erdbeschleunigung, die weiteren Bezeichnungen können Bild 6-2 entnommen werden.

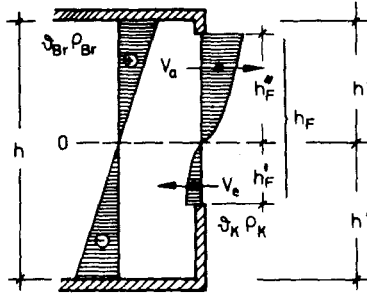


Bild 6-2 Verteilung des Drucks im Brandraum und der Geschwindigkeit des Heißgases in der Ventilationsöffnung

Nach Bernoulli errechnen sich die Strömungsgeschwindigkeiten bei bekannter Dichte ρ_{Br} des strömenden Mediums und bei bekanntem Druckunterschied ΔP zwischen zwei Punkten zu

$$V = \varphi \sqrt{2 \frac{\Delta P}{\rho}} \quad (6.3)$$

Bei Berücksichtigung der parabelförmigen Geschwindigkeitsverteilung ist die mittlere Ausströmgeschwindigkeit

$$v_{a_m} = \frac{2}{3} \cdot \varphi_a \cdot \sqrt{2 \cdot g \cdot h_F'' \cdot \left(\frac{\rho_K}{\rho_{Br}} - 1 \right)} \quad (6.4)$$

und die mittlere Einströmgeschwindigkeit

$$v_{e_m} = \frac{2}{3} \cdot \varphi_e \cdot \sqrt{2 \cdot g \cdot h_F' \cdot \left(1 - \frac{\rho_{Br}}{\rho_K} \right)} \quad (6.5)$$

φ_a und φ_e sind dabei Verlustzahlen, deren Größenordnung bei $\varphi \approx 0,7$ liegt. Physikalisch sind sie der Konstruktionszahl einer Durchflußöffnung gleichbedeutend und berücksichtigen die Richtungsänderung und die Einschnürung des Gasstroms vor und in der Durchflußöffnung.

Ist die Breite der Fensteröffnung b_F , so errechnet sich der den Brandraum verlassende Massenstrom zu

$$\dot{M}_a = b_F \cdot \int_0^{h_F''} \rho_{Br} \cdot v_a \cdot dh'' \quad (6.6)$$

Gl. 6.1 und Gl. 6.4 eingesetzt und integriert ergeben

$$\dot{M}_a = \frac{2}{3} \cdot \varphi_a \cdot b_F \cdot \rho_{Br} \cdot \sqrt{2 \cdot g \cdot \left(\frac{\rho_K}{\rho_{Br}} - 1 \right)} \cdot (h_F'')^{\frac{3}{2}} \quad (6.7)$$

Analog hierzu erhält man den einströmenden Kaltluftmassenstrom zu

$$\dot{M}_e = \frac{2}{3} \cdot \varphi_e \cdot b_F \cdot \rho_K \cdot \sqrt{2 \cdot g \cdot \left(1 - \frac{\rho_{Br}}{\rho_K} \right)} \cdot (h_F')^{\frac{3}{2}} \quad (6.8)$$

$$\dot{M}_e \equiv \dot{M}_{Luft} \quad (6.8a)$$

Um 1 kg der Brandlast (Brennstoff) zu verbrennen, benötigt man jedoch $\lambda \cdot a$ kg Luft.

Es gilt allgemein

$$\dot{M}_{Luft} = \lambda \cdot a \cdot \dot{M}_{Brennstoff} \quad (6.9)$$

Es ist dabei

- λ [1] die Luftüberschußzahl
- a [kg/kg] die Luftbedarfszahl

Im Falle eines ventilationsgesteuerten Brandes füllen der einströmende Kaltluftstrom und der ausströmende Heißgasstrom die Fensteröffnung, wie aus Bild 6-2 ersichtlich, ganz aus.

Es gilt also aus Kontinuitätsgründen

$$\dot{M}_a = \dot{M}_{Luft} + \dot{M}_{Brennstoff} \quad (6.10)$$

und mit Gl. 6.9

$$\dot{M}_a = \dot{M}_e \left(1 + \frac{1}{\lambda \cdot a} \right) \quad (6.11)$$

Zur Ermittlung der Lage der Null-Linie setzt man Gl. 6.7 und Gl. 6.8 in Gl. 6.11 ein und kommt nach Umformen zu der Beziehung

$$\frac{h_F''}{h_F'} = \left[\frac{\rho_K}{\rho_{Br}} \left(1 + \frac{1}{\lambda \cdot a} \right)^2 \right]^{\frac{1}{3}} \quad (6.12)$$

Als zweite Bestimmungsgleichung muß zur numerischen Rechnung noch die Beziehung

$$h_F = h_F' + h_F'' \quad (6.13)$$

verwendet werden.

Bei Bränden mit großer Intensität im Sinne von Kapitel 3.4 dieser Arbeit kann mit genügender Genauigkeit die Luftüberschußzahl $\lambda = 1$ gesetzt werden.

Für Brände mit vorwiegend zellulosehaltiger Brandlast und speziell für den Abbrand von Holz gilt nach Gums [37]

$$a = 0,126 + 1,289 \cdot \frac{H_u}{1000} \quad (6.14)$$

H_u ist der untere Heizwert des Holzes. Er hat die Größe $H_u \approx 4000$ kcal/kg und schwankt entsprechend dem unterschiedlichen Harzgehalt der verschiedenen Hölzer geringfügig.

Mit Hilfe der Gleichungen 6.1 bis 6.14 lassen sich die thermischen Ausgangswerte*) für den Heißgasstrom für jeden Zeitpunkt der Phase des voll entwickelten Brandes errechnen.

*) Diese lassen sich noch allgemeiner darstellen. Auch bei Voraussetzung beliebiger Brandlasten gelten die Gleichungen 6.1 bis 6.13 uneingeschränkt. Untersuchungen hierzu wurden vom Institut für Wärmetechnik und Industrieofenbau der Technischen Universität Clausthal durchgeführt (siehe institutsinternen Bericht, Veröffentlichung in Vorbereitung).

Die Ergebnisse von systematisch durchgeführten numerischen Untersuchungen zeigen folgenden Sachverhalt, der für die Zulässigkeit weiterer Vereinfachungen wichtig ist:

Die Nulllinie liegt bei einem Brand von vorwiegend zellulosehaltigem Material bzw. Holz in der Nähe des unteren Drittelpunktes der Fensteröffnung. Bei konstanter Abbrandgeschwindigkeit der Brandlast ändert sich ihre Höhenlage nur geringfügig, wenn die Brandraumtemperaturen im brandschutztechnisch interessanten Bereich variieren.

Zur Veranschaulichung sind in Tafel 6.1 einige Werte für einen 1 m breiten Streifen einer 1,6 m hohen Ventilationsöffnung (vergl. Kapitel 5) angegeben.

Tafel 6.1

ϑ_{Br} [°C]	P_O [mm WS]	V_{am} [m/s]	h_F/h_F [1]
600	0,8	3,0	0,34
800	0,9	3,6	0,33
1000	1,0	4,0	0,31
1200	1,1	4,6	0,30

Es kann nun gezeigt werden, wieviel der pro Zeiteinheit freiwerdenden Wärmeenergie den Brandraum verläßt und Außenbauteile aufheizen kann und welcher Anteil in die Brandraumumschließungsbauteile übergeht.

Als Beispiel hierfür soll der Brand dienen, für den in Kapitel 5 die Meßergebnisse dargestellt sind.

Es werden folgende Zahlenwerte vorausgesetzt:

Brandraumöffnung:

Breite	$b_F = 1,70$ [m]
Höhe	$h_F = 1,60$ [m]
Fläche	$A_F = 2,72$ [m ²]

Brandraumtemperatur	$\vartheta_{Br} = 900$ [°C]
	$T_{Br} = 1173$ [K]
Dichte der Rauchgase bei Brandraumtemperatur	$\rho_{Br} = 0,30$ [kg/m ³]
Spezifische Wärmekapazität der Rauchgase bei Brandraumtemperatur	$C_{PBr} = 1,20$ [kJ/kgK]
Umgebungstemperatur	$\vartheta_K = 15$ [°C]
	$T_K = 288$ [K]
Dichte der einströmenden Kaltluft	$\rho_K = 1,19$ [kg/m ³]
spezifische Wärmekapazität der einströmenden Kaltluft	$C_{PK} = 1,00$ [kJ/kgK]

Die Wärmebilanz ergibt nun folgende Werte:

An Verbrennungswärme wird im Brandraum nach Gl. 3.1 und Gl. 3.3 frei:

$$Q_1 = 6 \cdot A_F \cdot h_F \cdot H_u = 6 \cdot 2,77 \cdot 1,6 \cdot 16,75$$
$$= 345 \frac{\text{MJ}}{\text{min}} \cdot \frac{1}{60} = 5.763 \text{ KW} \quad \underline{\underline{(100 \%)}}$$

durch den oberen Teil der Brandraumöffnung strömt nach Gl. 6.7 folgender Massenstrom aus:

$$\dot{M}_a = \frac{2}{3} \cdot 0,7 \cdot 1,7 \cdot 0,3 \cdot \sqrt{2 \cdot 9,81 \left(\frac{1,19}{0,3} - 1 \right)}$$
$$\cdot (0,68 \cdot 1,6)^{2/3}$$
$$= 2,45 \text{ kg/sec}$$

Die mitgeführte Wärmeenergie beträgt:

$$Q_{2a} = \dot{M}_a \cdot C_{PBr} \cdot T_{Br} = 2,45 \cdot 1,2 \cdot 1173 = 3.448 \text{ KW}$$

Durch das Fenster strömt nach Gleichung 6.8 als Frischluftmassenstrom ein

$$\dot{M}_e = \frac{2}{3} \cdot 0,7 \cdot 1,7 \cdot 1,19 \cdot 2 \cdot 9,81 \left(1 - \frac{0,3}{1,19}\right) \cdot (0,32 \cdot 1,6)^{3/2}$$
$$= 1,32 \text{ kg/sec}$$

An Wärmeenergie wird somit in den Brandraum eingebracht:

$$Q_{2b} = - \dot{M}_e \cdot C_{PBr} \cdot T_K = - 1,32 \cdot 1,00 \cdot 288 = - 380 \text{ KW}$$

Durch den Heißgasstrom wird aus dem Brandraum abgeführt:

$$Q_2 = 3.068 \text{ KW} \quad (53 \%)$$

Durch den unteren Teil der Brandraumöffnung ($\sim \frac{1}{3} h_F$) wird an Energie abgestrahlt:

$$Q_3 \approx \left(\frac{1}{3} \cdot A_F\right) \cdot \epsilon_s \cdot 5,67 \frac{T_B^4}{100} =$$
$$\frac{1}{3} \cdot 2,72 \cdot 0,8 \frac{1173^4}{100} \approx 97 \text{ KW} \quad (\sim 2 \%)$$

Damit entweichen aus dem Brandraum

$$Q_2 + Q_3 = 3.165 \text{ KW} \quad (\sim 55 \%)$$

Die Brandraumumschließungsbauteile werden aufgeheizt von

$$Q_4 = 2.598 \text{ KW} \quad (\sim 45 \%)$$

Nach Verlassen des Brandraums mischen sich die Heißgase mit der Umgebungsluft und kühlen ab. Dieser Mischvorgang verläuft nach den Gesetzmäßigkeiten des turbulenten Frei- bzw. Wandstrahles.

Strömungs- und Mischungsvorgänge in Freistrahlen wurden für den allgemeinen Fall von Prandtl [38], Schmidt [39], Abraham [40], Traustl [41], Koestel [42] und Kremer [43] erforscht und für die Anwendung im Bauwesen (Klima- und Lüftungstechnik) von Moog [44], Regescheidt [45] und Schnitzler [46] untersucht.

Ein Strom von Heißgasen zeigt nach Verlassen der Austrittsöffnung drei Bereiche, in denen die Verteilung von Geschwindigkeit, Temperatur und Gaskonzentration quer zur Stromachse einen unterschiedlichen Verlauf zeigen (Bild 6-3).

Im "Kernbereich" - unmittelbar hinter der Austrittsöffnung - bleiben Temperatur, Geschwindigkeit und Gaskonzentration innerhalb des sogenannten Potentialkerns konstant, und zwar auf den Werten, die in der Austrittsöffnung vorzufinden sind. Ab einem gewissen Abstand von der Austrittsöffnung zeigt sich ein Gefälle bei den die Strömung charakterisierenden Werten vom Zentrum zum Rand hin. Nach Durchlaufen eines "Übergangsbereichs", der sich an den Kernbereich anschließt, treten die Heißgase in den "Ähnlichkeitsbereich" ein. Dieser ist dadurch charakterisiert, daß die Verteilungen von Temperatur, Geschwindigkeit und Konzentration (Zusammensetzung) der Heißgase in einem Schnitt rechtwinklig zur Strömungsrichtung zueinander ähnlich sind.

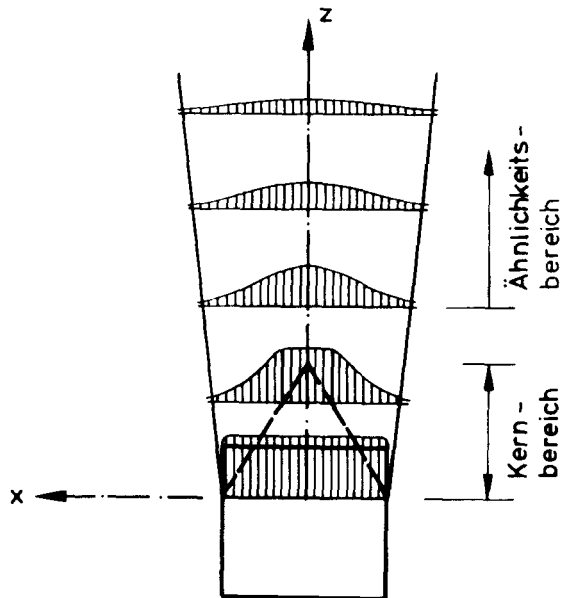


Bild 6-3 Temperaturfeld des Heißgasstromes vor der Fassade
(Schnitt parallel zur Wand)

Den eigenen Meßergebnissen zufolge sind der Kernbereich und der Übergangsbereich im Falle des Heißgasstroms, der die Ventilationsöffnung eines Brandraums verläßt, sehr kurz. Bereits etwa 0,1 - 0,3 m über der Oberkante der etwa quadratischen Brandraumöffnung verlaufen in einem horizontalen Schnitt rechtwinklig zur Frontwand (y-Richtung) und ca. 0,3 - 0,5 m in einem Schnitt parallel zur Frontwand (x-Richtung) die Temperaturen ähnlich wie in Horizontalschnitten in wesentlich größerer Höhe. Die unterschiedlichen Längen der Kern- und Übergangsbereiche in x- und y-Richtung kommen wahrscheinlich dadurch zustande, daß die Mischung von Heißgas und Kaltluft in y-Richtung bereits im Brandraum beginnt, während in x-Richtung erst außerhalb der Ventilationsöffnung Kaltluft in den Strom eindringen kann. Eine exakte Trennung des Kernbereichs und des Übergangsbereichs ist weder anhand der eigenen Meßergebnisse möglich, noch kann deren Länge aus Erkenntnissen der von anderer Seite durchgeführten Versuche entnommen werden. Eine Berechnung der Kernlänge ist nach Regenscheidt [45] für die hier vorliegenden Verhältnisse beim derzeitigen Stand der Kenntnisse nicht möglich.

Um nun den Heißgasstrom einer mathematischen Erfassung zugänglich zu machen, müssen vereinfachte Annahmen getroffen werden. Die Größenordnung der Fehler, welche die Vereinfachungen enthalten, werden am Ende dieses Kapitels diskutiert.

Um einen möglichst großen Teil des Heißgasstroms mit demselben Modell zu beschreiben, wird angenommen, daß ab Oberkante Brandraumöffnung der Ähnlichkeitsbereich des Stroms beginnt, d. h. daß die Temperatur- und Strömungsprofile voll ausgebildet und zueinander ähnlich sind und die Stromachse senkrecht verläuft (Bereich ①).

Wie ein Vergleich aller bekannt gewordenen Meßergebnisse aus Versuchen im Maßstab 1 : 1 übereinstimmend zeigt, kann der Abstand der Achse des Heißgasstroms von der Wand mit

$$S = 1,5 \cdot \frac{v_m}{g} \quad (6.15)$$

v_m = mittlere Austrittsgeschwindigkeit der Heißgase aus der Brandraumöffnung [m/s]

g = Erdbeschleunigung [m/s²]

angenommen werden.

Für die Verteilung der Temperatur, Geschwindigkeit, Zusammensetzung und des Rußgehalts der Heißgase in einem waagerechten Schnitt sollen die Gesetze der Ähnlichkeiten gelten. Ihre Werte sollen vom Zentrum zum Rand hin derselben Funktion entsprechend abnehmen. Die Funktionen werden nachfolgend für den Temperaturverlauf angegeben, gelten aber gleichlautend für die anderen Eigenschaften des Stroms, wenn man anstelle der Temperaturwerte die Werte der gefragten Eigenschaft (z. B. Geschwindigkeit) einsetzt.

Parallel zur Frontwand (x-Richtung) folgt die Temperaturverteilung einer Gaußschen Fehlerkurve. Es soll gelten:

$$\vartheta = \vartheta_a \cdot e^{-c_1 x^2} \quad (6.16)$$

Dabei bedeuten:

ϑ_a [°C] = Temperatur auf der Achse des Stroms

c_1 = ein Wert, welcher die Steigung der Kurve angibt.

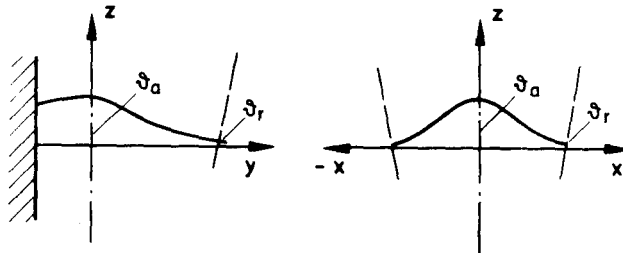


Bild 6-4 Temperaturverlauf im Heißgasstrom in einem Schnitt parallel zur Frontwand und rechtwinklig dazu

Der Wert c_1 ist von Höhenschnitt zu Höhenschnitt verschieden und läßt sich aus dem Verhältnis der Temperatur auf der Achse ϑ_a zur Randtemperatur ϑ_r und der jeweiligen Strombreite b_{Str} bestimmen.

Rechtwinklig zur Frontwand soll für den wandfernen Teil des Strahls (+ y-Richtung) der Funktionsverlauf

$$\vartheta = \vartheta_a \cdot e^{-c_2 y^2} \quad (6.17)$$

gelten.

Der Wert C_2 kann größer, kleiner oder gleich C_1 sein, je nach den Verhältnissen b_F/h_F der Brandraumöffnung, die der Strom verläßt.

Die Linien gleicher Temperatur in einem waagerechten Schnitt durch den Strom sind also im Bereich positiver Werte von y Ellipsen bzw. im Sonderfall $C_1 = C_2$ Kreise (Bild 6-5).

Längs der Frontwand kann der Heißgasstrom keine Kaltluft ansaugen, die Temperaturen nehmen deshalb zur Wand hin ($-y$ -Richtung) nicht so schnell ab wie zum freien Rand. Die Temperaturabnahme erfolgt dort infolge Wärmeabgabe durch Strahlung und Konvektion an die Wand aber auch infolge des Einflusses der von den "Seitenflächen" des Stroms angesaugten Kaltluft.

Durch eine anhand der eigenen Messungen empirisch gefundenen Funktion läßt sich der Temperaturverlauf zwischen der Achse und der Wand näherungsweise beschreiben:

Ist ϑ_{rw} die Gas-Temperatur am Rand des Stroms in Wandnähe außerhalb der Grenzschicht und ϑ_{rw_2} die Temperatur, wie sie sich nach Gl. 6.17 für $-y_1 = s$ ergibt, und wird

$$\vartheta_{rw} = \vartheta_{rw_1} + \vartheta_{rw_2} \quad (6.18)$$

gesetzt, so gilt für den Temperaturverlauf die Näherungsgleichung:

$$\vartheta = \vartheta_0 \cdot e^{-c_2 y^2} + \vartheta_{rw_1} \cdot \left(1 - \frac{s+y}{s}\right)^2 \left(1 + 2 \cdot \frac{s+y}{s}\right) \quad (6.19)$$

Die Gastemperatur in Wandnähe ϑ_{rw} ist in geringem Maße von der Temperatur der Frontwand abhängig. Da mit zunehmender Branddauer die Frontwand wärmer wird, wird der Heißgastemperaturgradient mit zunehmender Branddauer kleiner und das Verhältnis $\vartheta_{rw}/\vartheta_a$ größer.

Im Fall des Heißgasstroms, der während der Lehrter Versuche eine etwa quadratische Fensteröffnung verließ und vor einer Mauerwerkswand mit Kalkzementputz aufgestiegen ist, war das Verhältnis $\max \vartheta_{rw}/\vartheta_a$ ($\max \vartheta_{rw}$ liegt auf der Symmetrieachse des Stroms) zu Beginn der Phase des voll entwickelten

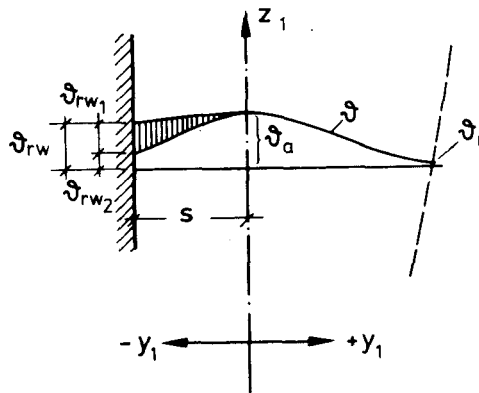


Bild 6-5 Graphische Darstellung der Gleichung 6.19

Brandes ca. 0,6 und etwa 0,9 am Übergang zur Kühlphase. Während der Kühlphase war $\max \vartheta_{rw} / \vartheta_a \cong 1$.

Bei allen im Rahmen der eigenen Versuche untersuchten Bränden mit Brandbelastungen zwischen 15 und 90 kg Holz/m² und Branddauern bis zum Auftreten des Temperaturmaximums im Brandraum zwischen 10 und 70 Minuten hat sich gezeigt, daß die Verhältniszahl $n = \frac{\max \vartheta_{rw}}{\vartheta_a}$ der Funktion

$$n = 0,6 + 0,065 \sqrt{t} \quad (n \leq 1) \quad (6.20)$$

folgt, dabei ist t [min] die Branddauer vom Beginn der Phase des voll entwickelten Brandes an.

Zur mathematischen Erfassung des Temperaturgradienten wird deshalb angenommen, daß die Begrenzung des Stroms geradlinig und rechtwinklig zur Frontwand verläuft (Bild 6-6).

Der Temperaturverlauf in Wandnähe läßt sich dann wie folgt beschreiben:

$$\vartheta_{rw} = \max \vartheta_{rw} \cdot e^{-c_3 x^2} \quad (6.21)$$

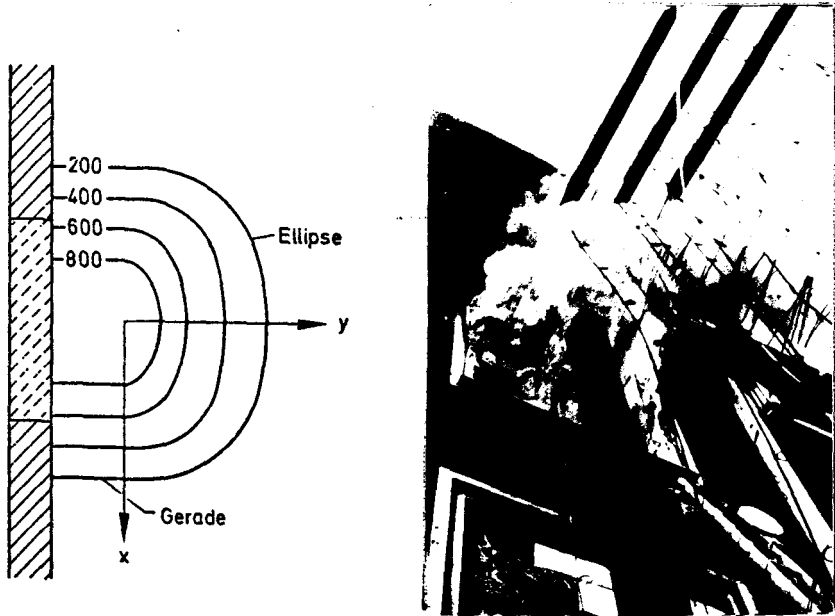


Bild 6-6 Isothermendarstellung des Temperaturfeldes in einem waagerechten Schnitt oberhalb der Brandraumöffnung und zugehöriges Flammenbild

Mit Hilfe der Gleichungen 6.16 bis 6.21 läßt sich die Temperaturverteilung in einem horizontalen Schnitt durch den Heißgasstrom vollständig darstellen (Bild 6-7).

Wie aus Bild 6-3 hervorgeht, wird der Querschnitt des Heißgasstroms mit zunehmender Höhe größer. Bei Freistrahlen, die in der Technik häufig vorkommen (z. B. Öl- oder Gasbrenner) nimmt die Breite des Strahls proportional zum Abstand von der Austrittsöffnung zu.

Der Ausbreitungswinkel - dies ist der Winkel zwischen Strahlachse und dem Rand des Strahls - liegt beim turbulenten Freistrahler zwischen 8° und 12° [48, 42, 49], je nach den Werten der die Strömung bestimmenden Ausgangsgrößen.

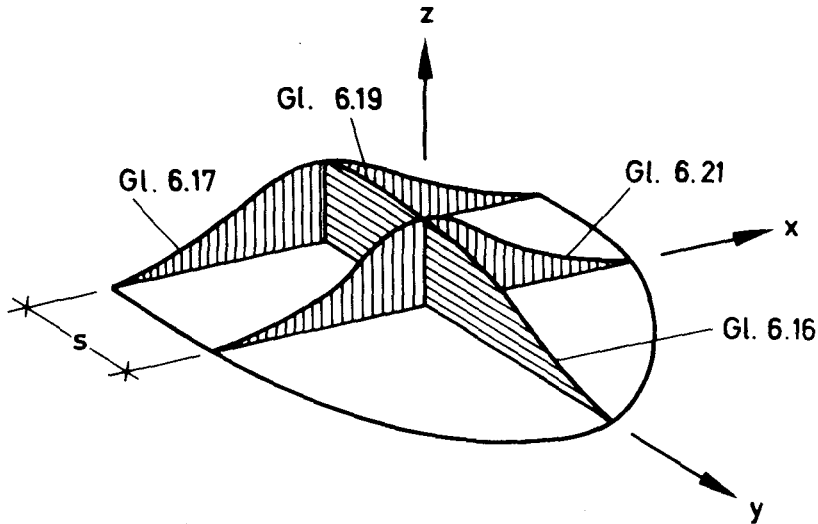


Bild 6-7 Zusammenfassende Darstellung der Temperaturverteilung in einem Horizontalschnitt

Sobald sich nun ein Strahl entlang einer Wand fortbewegt, nimmt die Strahlbreite nicht mehr proportional zum Abstand von der Austrittsöffnung zu, sondern folgt nach Regenscheidt [47] dem Gesetz

$$y_0 \sim z^{0,75} \quad (6.22)$$

wobei z die laufende Koordinate auf der Strahlachse und y_a der Abstand des Strahlrandes von der Achse ist.

Für die Krümmung der Begrenzungsflächen in einem senkrechten achsialen Schnitt parallel und rechtwinklig zur Frontwand des hier zur Diskussion

stehenden Heißgasstroms soll ebenfalls der durch Gl. 6.22 gegebene Zusammenhang verwendet werden.

Der Ausbreitungswinkel des vor der Fassade eines brennenden Gebäudes aufsteigenden Heißgasstroms läßt sich nur sehr schwer bestimmen, da - wie bereits in 5.2 erläutert - Temperatur und Geschwindigkeitsmessungen im Randbereich wegen der Turbulenzerscheinungen mit großen Ungenauigkeiten behaftet sind und die Strömung ohne klare Begrenzung diffus in die ruhende Umgebung übergeht. Die in Abb. 6-3 eingezeichnete Grenzlinie ist deshalb nur als Hilfsmittel für die geometrische Darstellung und mathematische Erfassung des Heißgasstroms anzusehen. Die eigenen Versuchsergebnisse deuten darauf hin, daß sich der Ausbreitwinkel im Laufe der Branddauer ändert.

Er ist abhängig von der Temperatur und demzufolge von der Geschwindigkeit der aufsteigenden Heißgase und der Form (b_F/h_F) der Ventilationsöffnung.

Für die weiteren Ausführungen sei nachfolgender Ausbreitwinkel zwischen der Begrenzungsfläche des Heißgasstroms in Höhe der Oberkante der Ventilationsöffnung und der Lotrechten definiert.

Im allgemeinen hat der Ausbreitwinkel in x-Richtung einen anderen Wert als in y-Richtung (Bild 6-8).

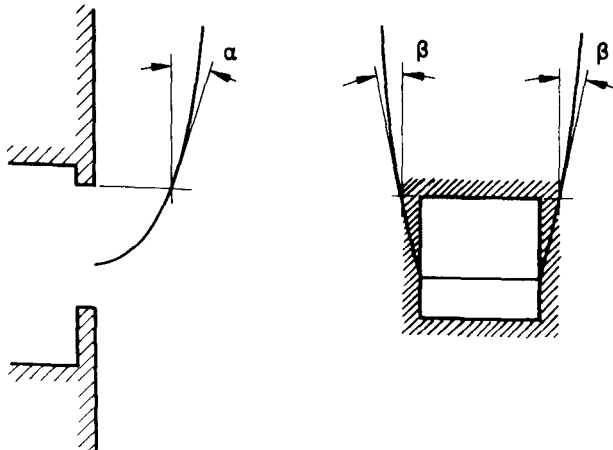


Bild 6-8 Definition des Ausbreitungswinkels

Die Temperaturabhängigkeit des Ausbreitwinkels ist durch die Gleichungen 6.23 und 6.24 gekennzeichnet.

$$\alpha = k_1 \cdot \frac{2200 + \vartheta_{G_0}}{\vartheta_{G_0}} \quad (6.23)$$

$$\beta = k_2 \cdot \frac{2200 + \vartheta_{G_0}}{\vartheta_{G_0}} \quad (6.24)$$

(wobei $600 \text{ }^\circ\text{C} < \vartheta_{G_0} < 1200 \text{ }^\circ\text{C}$ als Grenzen zu beachten sind).

Die Konstanten k_1 und k_2 können nur experimentell bestimmt werden.

Bei den eigenen Versuchen waren die Werte während der Phase des voll entwickelten Brandes

im Falle	$k_1 = 2,8 \text{ bis } 3,2$	im Falle	$k_1 = 2,4 \text{ bis } 2,8$
$b_F/h_F = 0,94$	$k_2 = 2,4 \text{ bis } 3,6$	$b_F/b_F = 1,5$	$k_2 = 2,7 \text{ bis } 3,0$

Das Verhältnis k_1/k_2 ist ebenfalls temperaturabhängig. Für die etwa quadratische Fensteröffnung läßt es sich angeben zu

$$\frac{k_1}{k_2} = n \cdot \frac{\vartheta_{G_0}}{1000} \quad (6.25)$$

wobei $n \approx 1$ ist.

Die Nachrechnung anhand des im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Rechenmodells der Temperaturmeßergebnisse von Metz zeigt, daß im Falle der Ventilationsöffnung mit den Abmessungen $b_F = 1,18 \text{ m}$, $h_F = 2,18 \text{ m}$ die Konstanten folgende Werte annehmen:

$$\begin{aligned} k_1 &= 3,6 \text{ bis } 4,4 \\ k_2 &= 3,1 \text{ bis } 3,8 \end{aligned}$$

Im Falle der sehr breiten Ventilationsöffnung des Versuchsstandes von Trenton $b_F = 4,20 \text{ m}$, $h_F = 1,80 \text{ m}$ wären

$$\begin{aligned} k_1 &= 2,2 \text{ bis } 2,7 \\ k_2 &= 2,6 \text{ bis } 3,0 \end{aligned}$$

Entsprechend der vorhandenen Versuchsergebnisse lassen sich die Konstanten im Falle von Ventilationsöffnungen mit verschiedenem Verhältnis von Breite zu Höhe näherungsweise, wie in Bild 6-9 dargestellt, bestimmen.

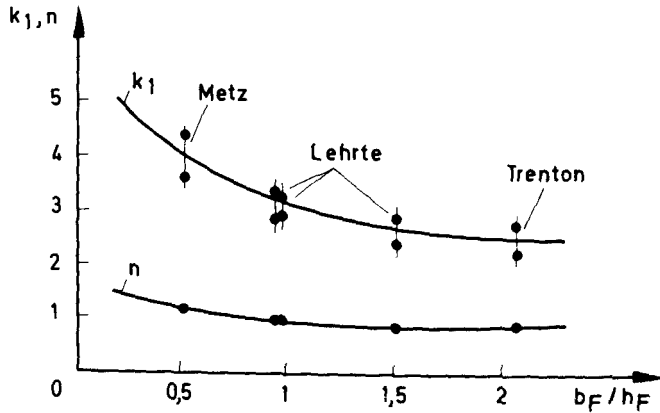


Bild 6-9 Größenordnung der Konstanten k und der Verhältniszahl n nach Versuchsergebnissen von Metz [13], Lehrte [33] und Trenton [15]

Die entsprechend den gemessenen Temperaturen festgelegte Begrenzung des Heißgasstroms soll auch als die Fläche gedeutet werden, welche die einströmende Kaltluft durchfließen muß. Es wird angenommen, daß die Kaltluft rechtwinklig auf die Begrenzungsfläche des Heißgasstroms zufließt, sich mit den Heißgasen mischt und nach einem bestimmten Mischungsweg sich in Stromrichtung weiterbewegt (Bild 6-10).

Um nun die Menge an zuströmender Kaltluft, deren Kenntnis zur Berechnung der Mischtemperaturen aus Heißgas und Kaltluft in einem Querschnitt erforderlich ist, bestimmen zu können, muß die Einströmgeschwindigkeit der Kaltluft bekannt sein.

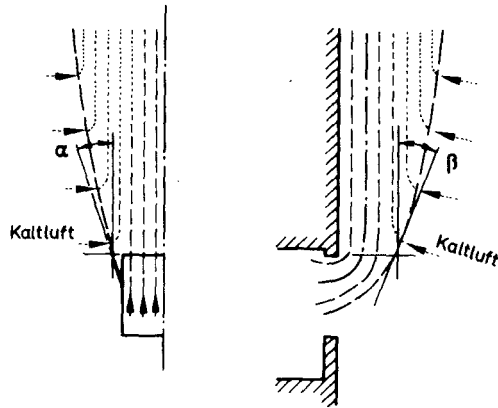


Bild 6-10 Strömungsfeld der Heißgase vor der Fassade

Sie läßt sich nach Thomas [50] für den über einer brennenden Holzkrippe aufsteigenden Heißgasstrom mit

$$V_K = 0,16 \cdot \left(\frac{\rho_H}{\rho_K} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot W_H \quad (6.26)$$

angeben.

Dabei bedeuten: ρ_K [kg/m³] die Dichte der Umgebung (Kaltluft),
 ρ_H [kg/m³] die mittlere Dichte der Heißgase im betrachteten Querschnitt,
 W_H [m/s] die Vertikalgeschwindigkeit im Zentrum der aufsteigenden Heißgase.

Der durch ein Flächenelement dF [m²] der Begrenzungsfläche einströmende Kaltluftvolumenstrom [m³/s] ist somit

$$\dot{V}_K = 0,16 \cdot \left(\frac{\rho_H}{\rho_K} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot W_H \cdot dF \quad (6.27)$$

und der Kaltluftmassenstrom [kg/s]

$$\dot{M}_K = \rho_K \cdot 0,16 \cdot \left(\frac{\rho_H}{\rho_K} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot W_H \cdot dF \quad (6.28)$$

Für die Geschwindigkeit w_H der aufsteigenden Heißgase über einem Holzfeuer gibt Thomas [50] die Näherungsformel

$$w_H = 0,36 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot g \cdot \vartheta_{fl} \cdot z_1}{T_u}} \quad (6.29)$$

an. Es ist

w_H	[m/s]	= mittlere Geschwindigkeit der aufsteigenden Heißgase,
g	[m/s ²]	= Erdbeschleunigung,
ϑ_{fl}	[°C]	= mittlere Temperatur der Heißgase im betrachteten Höhenschnitt,
z_1	[m]	= Höhe des betrachteten Schnitts über dem brennenden Holz,
T_u	[K]	= absolute Temperatur der Umgebung.

Nach Taylor [51] läßt sich die Geschwindigkeit des über einem brennenden Haus aufsteigenden Heißgasstroms aus folgender Beziehung näherungsweise bestimmen:

$$w_H = \sqrt{g \cdot r \cdot \frac{\rho_u - \rho_H}{\rho_u}} \quad (6.30)$$

wobei

r	[m]	= der hydraulische Radius des Heißgasstroms,
ρ_u	[kg/m ³]	= die Dichte der kalten Umgebungsluft,
ρ_H	[kg/m ³]	= die Dichte der Heißgase

bedeuten. Beide Näherungsbeziehungen gelten für radialsymmetrische Ströme ohne "Störung" durch die Frontwand eines Gebäudes, stehen aber trotzdem in gutem Einklang mit den eigenen Meßergebnissen.

Im Falle der ebenen Frontwand werden die eigenen Meßwerte am besten durch die Näherungsgleichung

$$w_H = \sqrt{\frac{\vartheta_G + \vartheta_{G0}}{120}} \quad (6.31)$$

erfaßt. Es bedeuten

ϑ_G	[°C]	= Heißgastemperatur im betrachteten Höhenschnitt,
ϑ_{G0}	[°C]	= Heißgastemperatur im Bereich der Ventilationsöffnung.

Diese Näherungsgleichung gilt wiederum für $600\text{ }^{\circ}\text{C} < \vartheta_{G_0} < 1200\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Eine Gegenüberstellung der eigenen Meßergebnisse mit den Gleichungen 6.27, 6.28 und 6.29 zeigt Bild 6-11.

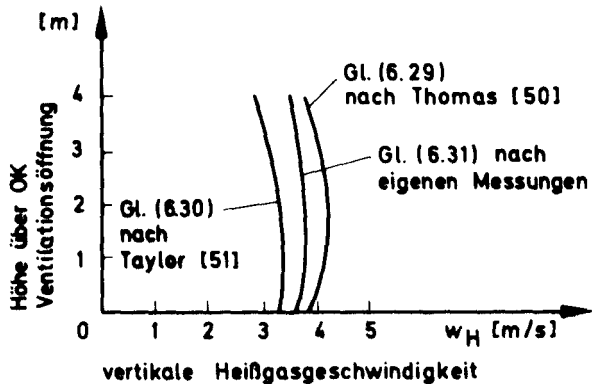


Bild 6-11 Größenordnung der Geschwindigkeit der aufsteigenden Heißgase

Die Vertikalgeschwindigkeit im Zentrum des Heißgasstroms bleibt also im brandschutztechnisch interessanten Gebiet (im Brand befindliches und darüberliegendes Geschoß) nahezu konstant.

Die Errechnung des Temperaturverlaufs längs der Heißgasstromachse erfolgt nun als schrittweise Ermittlung der Mischtemperatur aus Heißgas und zuströmender Kaltluft nach Gl. 6.32. Es soll gelten:

$$\vartheta_{m_{II}} = \frac{\dot{M}_I \cdot \vartheta_{m_I} \cdot c_{p_I} + \dot{M}_K \cdot \vartheta_K \cdot c_{p_K}}{\dot{M}_{II} \cdot c_{p_{II}}} - \Delta \vartheta_m \quad (6.32)$$

Darin bedeuten

- $\vartheta_{m_{II}}$ [$^{\circ}\text{C}$] = die mittlere (arithmetisches Mittel) Temperatur der Heißgase im Schnitt II (Bild 6-10),
- ϑ_{m_I} [$^{\circ}\text{C}$] = die mittlere Temperatur der Heißgase im Schnitt I,
- ϑ_K [$^{\circ}\text{C}$] = die Temperatur der zuströmenden Kaltluft,
- \dot{M}_I [kg/s] = der Massenstrom der Heißgase im Schnitt I,

- \dot{M}_{II} [kg/s] = der Massenstrom der Heißgase im Schnitt II,
 \dot{M}_{I-II} [kg/s] = der Massenstrom der zwischen Schnitt I und Schnitt II einströmenden Kaltluft,
 c_{PI}/c_{PII} [kJ/kgK] = die spezifische Wärmekapazität der Heißgase,
 c_{P_k} [kJ/kgK] = die spezifische Wärmekapazität der Kaltluft,
 $\Delta \vartheta_m$ [°C] = ein Korrekturglied zur Berücksichtigung des Temperaturabfalls der Heißgase entlang des Weges dh infolge Wärmeabstrahlung an die Umgebung.

Die Werte von c_p der Luft sind geringfügig temperaturabhängig und können dem VDI-Wärmeatlas [52] entnommen werden.

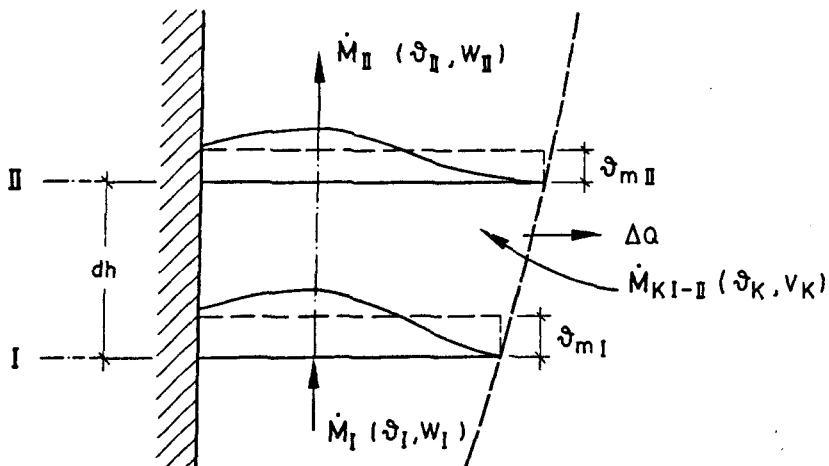


Bild 6-12 Element des Heißgasstroms

Die spezifische Wärmekapazität der Rauchgase von Holz- oder Mobiliarbränden ist nicht bekannt. Für die Berechnungen im Rahmen dieser Arbeit wird angenommen, daß sie in der Größenordnung eines Gemischs aus Luft und Wasserdampf liegt. Sie kann daher für verschiedene Wasserdampfgehalte des Rauch-

bzw. Heißgases näherungsweise nach Gl. 6.33 ermittelt werden.

$$c_{p_g} = \frac{n}{100} \cdot c_{p_L} + \frac{m}{100} \cdot c_{p_{H_2O}} \quad (6.33)$$

wobei n [Gew.-%] = der Anteil an Luft bzw. Stickstoff und Sauerstoff und
 m [Gew.-%] = der Anteil an Wasserdampf im Heißgas in den jeweils betrachteten Schnitten bedeuten.

Wenn man davon ausgeht, daß nur Kaltluft in den Heißgasstrom eintritt und keine Rauchgase in die Umgebungsluft ausströmen, kann aus den bekannten Werten von n und m für die Rauchgaszusammensetzung im Brandraum in der Nähe der Ventilationsöffnung die Änderung des Verhältnisses n/m längs der Stromachse durch Mischungsrechnung (Kaltluft + Heißgas) bestimmt werden.

Das Korrekturglied $\Delta \dot{\vartheta}_m$ kann für praktische Rechnungen näherungsweise wie folgt berücksichtigt werden:

Man nimmt an, daß die Begrenzungsfläche dF des Heißgasstroms mit der mittleren Temperatur T_m des jeweils betrachteten Elements dV der Höhe dh strahlt. Es errechnet sich der Wärmeverlust infolge Abstrahlung an die Umgebung zu

$$-\Delta Q = c_s \cdot \epsilon \cdot \left[\left(\frac{T_m}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_u}{100} \right)^4 \right] \cdot dF \quad (6.34)$$

Dabei ist

- $c_s \approx 5,67 \left[\frac{W}{m^2 \cdot K^4} \right]$ = die Strahlungskonstante des schwarzen Körpers,
 ϵ [1] = ein Emissionsverhältnis, hier $\epsilon \approx 0,17$,
 T_m [K] = die mittlere Temperatur des betrachteten Elements,
 T_u [K] = die Temperatur der Umgebung,
 dF [m²] = die äußere Begrenzungsfläche des betrachteten Elements.

Ist \dot{M}_m [kg/s] der Mittelwert des Massenstroms im Element dV und c_{p_m} [kJ/kgK] die spezifische Wärmekapazität des Heißgases, so ist der Betrag der Temperaturabminderung des Heißgases längs des Weges dh

$$\Delta \dot{\vartheta}_m = \frac{\Delta Q}{\dot{M}_m \cdot c_{p_m}} \quad (6.35)$$

Mit zunehmender Entfernung des betrachteten Elements dV von der Brandraumöffnung nimmt die Bedeutung des Korrekturgliedes ΔT_m ab.

Während die Temperatur infolge Wärmeabstrahlung längs des ersten Höhenmeters über der Brandraumöffnung bei einer mittleren Temperatur von $\vartheta_{m1} = 900$ [°C] noch um etwa $\Delta\vartheta_m = 70$ [°C] fällt, nimmt sie zwischen dem zweiten und dritten Höhenmeter unter der Annahme einer mittleren Temperatur von $\vartheta_{m2} = 700$ [°C] nur noch um $\Delta\vartheta_{m2} = 7$ [°C], also um 1/10 des ersten Wertes ab. Dies ist leicht einzusehen, da $\Delta\dot{Q}$ von der 4. Potenz der mittleren Heißgas-Temperatur abhängt und deshalb mit zunehmendem Abstand von der Brandraumöffnung rasch kleine Werte annimmt und die strömende Masse und somit \dot{M} längs des Flammenweges stetig zunimmt.

Weil die Temperaturabnahme infolge Wärmeabstrahlung im Vergleich zur Temperaturabnahme durch Mischung mit der Umgebungsluft nur eine untergeordnete Rolle spielt, ist es im Rahmen der erreichbaren Genauigkeit des hier angewandten Verfahrens vertretbar, daß Gl. 6.31 nur den Anteil an abgegebener Wärme berücksichtigt, der durch die seitliche bzw. untere Begrenzung des Heißgasstroms abgestrahlt wird. Die Abstrahlung nach oben kann vernachlässigt werden.

6.3. Die wesentlichen Merkmale des Strömungs- und Temperaturfeldes vor der Brandraumöffnung (Bereiche (2) und (3))

Das untere Drittel der Brandraumöffnung bleibt von Rauchgasen frei. Deshalb werden Außenstützen bis zur Höhe des Drittelspunktes der Brandraumöffnung nicht von Flammen umgeben, sondern nur von Wärmestrahlung getroffen, die vom Brandraum emittiert wird oder vom Heißgasstrom herrührt. Die Brandbeanspruchung der Außenstütze ist deshalb in diesem unteren Teil im wesentlichen einseitig. Außerdem sind die auf die bestrahlte Außenstützenseite übertragenen Wärmestromdichten vergleichsweise gering. Vom unteren Drittelspunkt der Ventilationsöffnung an aufwärts vollzieht sich ein stetiger Übergang, von der vorwiegend einseitigen Brandbeanspruchung über die dreiseitige (etwa in Höhe des oberen Drittelspunktes) zur allseitigen Brandbeanspruchung der Außenstütze.

Zur rechnerischen Behandlung dieses Teils des Heißgasstroms können den eigenen Versuchsbeobachtungen entsprechend folgende vereinfachende Annahmen getroffen werden:

In einem waagerechten Schnitt (I-I) in Höhe der Oberkante der Ventilationsöffnung gelten aus Kontinuitätsgründen für die Verteilung von Temperatur, Geschwindigkeit und Gaszusammensetzung die Gleichungen 6.16, 6.17, 6.19 und 6.21 (Bild 6-7).

In einem senkrechten Schnitt in Fenstermitte, rechtwinklig zur Fassadenebene, folgt die Begrenzung des Stroms einer quadratischen Parabel, die ihren Tiefpunkt in $1/4 h_F$ über der Brüstung und $1/3 h_F$ hinter der Fassadenebene hat (Bild 6-13).

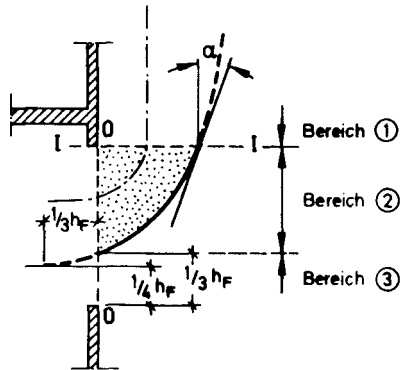


Bild 6-13 Schnitt durch den Heißgaskörper vor der Ventilationsöffnung in der Symmetrieebene

Die Steigung der Parabel im Übergang zum Bereich ② ist der Tangens des Ausbreitwinkels α des Heißgasstroms. Nach den eigenen Versuchsergebnissen kann man davon ausgehen, daß längs des Weges zwischen der vertikalen Ebene der Ventilationsöffnung (O-O) und dem Horizontalschnitt in Höhe OK Ventilationsöffnung (I-I) die angesaugte Kaltluftmenge sich näherungsweise ebenfalls zu

$$\dot{M} = \rho_0 \cdot 0,16 \cdot \left(\frac{\rho_H}{\rho_K} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot V_H \cdot dF \quad (6.26a)$$

berechnen läßt, wobei unter v_H [m/s] der Betrag der Heißgasgeschwindigkeit auf dem gekrümmten Teil der Achse ist. Da sich im "Kern" des Stroms der Betrag der Zentralgeschwindigkeit nicht ändert, ist im vorliegenden Fall

$$V_H \approx V_0 \cdot \sqrt{2} \quad (6.36)$$

wobei v_0 die horizontale Ausströmgeschwindigkeit auf der Achse im Schnitt (0-0) ist.

Unter der Voraussetzung, daß die Stromausbreitung in x-Richtung in Höhe des Durchtritts der Achse durch die Ebene 0-0 beginnt, läßt sich aus der Kontinuitätsbedingung

$$\dot{V}_I = \dot{V}_0 + \Delta \dot{V}_{1-0} \quad (6.37)$$

- \dot{V}_I [m³/s] = Volumenstrom im Querschnitt I-I,
- \dot{V}_0 [m³/s] = Volumenstrom im Querschnitt 0-0,
- $\Delta \dot{V}_{1-0}$ [m³/s] = zwischen Schnitt 0-0 und Schnitt I-I zuströmender Kaltluftvolumenstrom,

der Durchflußquerschnitt des Heißgasstroms aus den in Kapitel 6.2 beschriebenen Zusammenhängen berechnen.

Die Begrenzung des Stroms wird dabei als vom Rechteckquerschnitt in der Ventilationsöffnung stetig in die aus Ellipse und Rechteck zusammengesetzte Form übergehend angenommen.

6.4. Der Wärmeübergang vom Heißgasstrom auf Außenstützen

6.4.1. Allgemeines

Die Wärmeübergangsbedingungen von einem ölbeheizten Versuchsbrandhaus auf Stahlbetonbalken wurde von Ehm [53] untersucht und beschrieben. Untersuchungen allgemeiner Art über den Wärmeübergang wurden von Jeschar [54, 55] durchgeführt. Außerdem liegen im Hinblick auf die Brandbeanspruchung von

Außenstützen spezielle Erfahrungen über den konvektiven Wärmeübergang von Heißgasströmen auf Bauteile und über die Verbrennung bei gleichzeitiger Wärmeübertragung vor, die von Jeschar [56, 57] abgehandelt sind. Diese vorliegenden Erfahrungen beziehen sich jedoch auf Vorgänge, die sich im Inneren von Brandräumen abspielen, und können deshalb nicht unmittelbar auf die Wärmeübertragung auf Außenbauteile und speziell Außenstützen übertragen werden. Deshalb sollen im folgenden die charakteristischen Kenngrößen für den Wärmeübergang vom Heißgasstrom vor der Fassade eines in Brand geratenen Gebäudes auf Außenstützen anhand der eigenen Versuchsergebnisse unter Verwendung der bereits bekannten Gesetze erarbeitet werden.

Wärme kann durch Leitung, Konvektion und Strahlung übertragen werden. Die Wärmeleitung spielt bei der Wärmeabgabe von Flammen an ihre Umgebung infolge der geringen Wärmeleitfähigkeit der Gase eine geringere Rolle im Vergleich zu den anderen Arten der Wärmeübertragung. Sie soll deshalb hier nicht weiter behandelt werden und wird auch bei Wärmeübergangsrechnungen nicht berücksichtigt.

Durch Konvektion können jedoch vom Heißgasstrom auf Außenstützen erhebliche Wärmeströme übertragen werden: deshalb soll nachfolgend die Größenordnung ihres Einflusses untersucht werden. Daran anschließend soll der strahlungsbedingte Anteil der Brandbeanspruchung von Außenstützen abgehandelt werden.

6.4.2. Wärmeübergang durch Konvektion

Bei einer vor der Fassade stehenden Stütze tritt im Brandfall sowohl erzwungene als auch freie Konvektion auf.

Bei der freien Konvektion wird die Strömung der Gasteilchen nur durch Auf- oder Abtriebskräfte infolge Temperaturunterschiedes zwischen Gas und Stützenoberfläche hervorgerufen. Während der Aufheizphase ist die Stütze kälter als die sie umgebenden Heißgase. Die freie Konvektions-Strömung ist somit infolge der Abtriebskräfte nach unten gerichtet. Während der Abkühlphase bewirkt die jetzt heiße Stützenoberfläche in den angrenzenden, nun kälteren Gasschichten eine nach oben gerichtete freie Konvektionsströmung. Die freie Konvektionsströmung überlagert sich der aus dem Brandraum austretenden, im

Hinblick auf die Außenstütze erzwungenen Heißgasströmung.

Wenn im Vergleich zur freien Konvektion die erzwungene Gasbewegung sehr groß ist, so wird diese im wesentlichen den Wärmeübergang bestimmen, im umgekehrten Fall gelten die Gesetze der freien Strömung. Im Bereich zwischen diesen Extremfällen sind beide Bewegungsarten von Einfluß und müssen daher berücksichtigt werden.

Die im Hinblick auf die Anströmung der Außenstütze erzwungene Heißgasströmung hat sowohl im Bereich der Brandraumöffnung, in dem die Außenstütze umströmt wird, als auch in den höher liegenden Gebieten, in denen die Gase parallel zur Stützenoberfläche strömen, Geschwindigkeiten in der Größenordnung von $v = 4$ [m/s]. Die Geschwindigkeiten, die infolge der Temperaturdifferenz zwischen Heißgas und Stützenoberfläche auftreten können, sind wesentlich geringer.

Der Strömungszustand der Heißgase, welche die Außenstütze umgeben, ist turbulent. Dies läßt sich anhand der Reynoldszahl Re , durch die der Zustand einer Strömung charakterisiert werden kann, nachweisen.

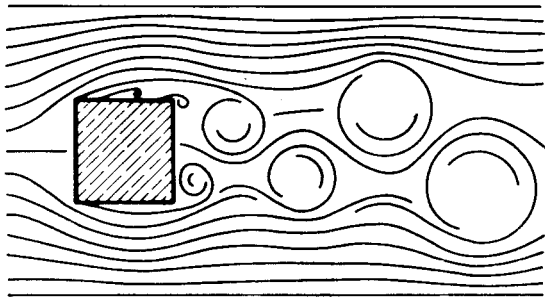
Ist die Außenstütze umströmt, so errechnet sich die Reynoldszahl als

$$Re = \frac{v \cdot l}{\nu} \quad (6.38)$$

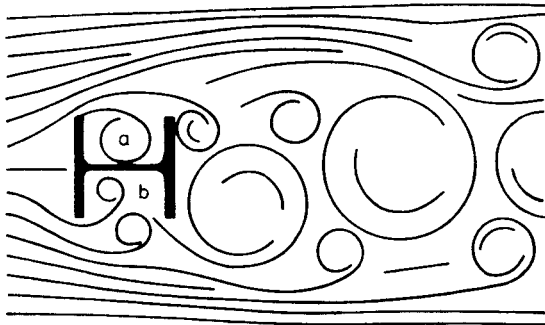
- v [m/s] = Geschwindigkeit des strömenden Mediums,
 l [m] = die kennzeichnende Länge,
 ν [m²/s] = die kinematische Viskosität des strömenden Mediums.

Die kennzeichnende Länge l ist der mittlere Weg, den ein Heißgasteilchen im Falle einer Laminarbewegung längs der Stützenoberfläche zurücklegen muß (Bild 6-14).

Nimmt man als Strömungsgeschwindigkeit $v = 4$ [m/s] und als kennzeichnende Längen für die Betonstütze $l_B = 0,48$ [m] und für die Stahlstütze $l_{St} = 0,72$ [m] an, so ergibt sich der in Bild 6-15 dargestellte Zusammenhang zwischen Heißgastemperatur und Reynoldszahl.



Nachlauf:
Karmann'sche
Wirbelstraße



Nachlauf:
totalverwirbelt

a: oszillierender Potentialwirbel
b: turbulentes Totwassergebiet

Bild 6-14 Grundriß des Strömungsbildes, wie es bei den Versuchen mit einer Stahlbetonstütze $b/d = 24/24$ cm und einer Stahlstütze IPB 240 im Bereich der Brandraumöffnung beobachtet wurde.

Die geringfügig größere Reynoldszahl bei der I-Stütze kommt in dem etwas mehr verwirbelten Nachlauf der Strömung hinter der Stütze zum Ausdruck.

Oberhalb der Brandraumöffnung strömen die Heißgase etwa parallel zur Stütze.

Die Reynoldszahl errechnet sich dann zu

$$Re = \frac{v \cdot x_1}{\nu} \quad (6.39)$$

wobei x_1 die Strecke vom Beginn der Parallelströmung bis zu dem Querschnitt ist, in dem die Reynoldszahl errechnet werden soll.

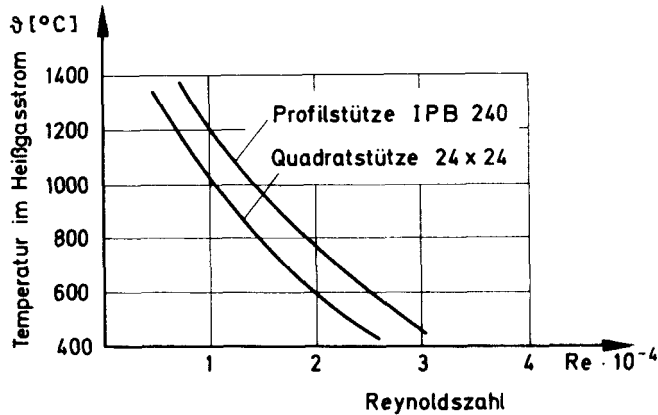


Bild 6-15 Größenordnung der Reynoldszahl der Heißgasströmung, die im Bereich der Brandraumöffnung eine Außenstütze umgibt

Da mit zunehmender Höhe die Temperatur und somit auch die kinematische Viskosität der Heißgase abnehmen und die kennzeichnende Länge - hier die Länge des betrachteten Stützenabschnitts oberhalb OK Brandraumöffnung - zunimmt, wächst auch die Reynoldszahl längs der Stützenachse mit zunehmender Höhe an (Bild 6-16). In dem dort angegebenen Bereich sind die möglichen Werte der Reynoldszahl erfaßt, die diese in Abhängigkeit von der Branddauer (Heißgas-temperatur, Strömungsgeschwindigkeit) und der Stützenform (\square, \bigcirc, I) und der betrachteten Stützenfläche (Vor-, Rückseite, Seitenfläche) annehmen kann.

Nach [52] kann, wenn die Reynoldszahl $Re > 5 \cdot 10^3$ ist, im vorliegenden Fall davon ausgegangen werden, daß die Strömung turbulent ist.

Der erzwungenen überlagert sich nun die freie Konvektion. Maßgebende Kenngröße der freien Konvektion ist die Grashofzahl

$$Gr = \frac{g \cdot l^3 \cdot \beta \cdot (\vartheta_{GOF} - \vartheta_{GF})}{\nu^2} \quad (6.40)$$

Es bedeuten:

- g [m/s²] = die Erdbeschleunigung,
- l [m] = die Länge des betrachteten Elements,
- $\beta = \frac{1}{T}$ [$\frac{1}{K}$] = der Wärmemischungskoeffizient,
- ν [m²/s] = die kinematische Viskosität,
- ϑ_{GOF} [K] = die Gastemperatur in unmittelbarer Nähe der Stützenoberfläche,
- ϑ_{GF} [K] = die Gastemperatur im stützenfernen Bereich.

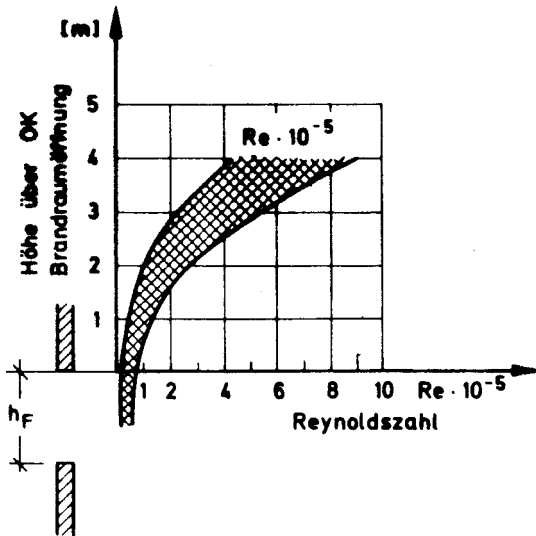


Bild 6-16 Reynoldszahl der Heißgasströmung entlang einer Außenstütze

Es besteht aber zwischen der Reynoldszahl und der Grashofzahl der Zusammenhang

$$Re_e = \frac{Gr}{2,5} \quad (6.41)$$

Man kann nun die resultierende Reynoldszahl aus freier plus erzwungener Strömung mit Re_{erzw} = Reynoldszahl nach Gleichung 6.38 zu

$$Re = \sqrt{Re_{erzw} + \frac{1}{2,5} \cdot Gr} \quad (6.42)$$

ermitteln und in die Gleichungen, welche den Wärmeübergang bei erzwungener Strömung darstellen, einsetzen und erhält damit die Kennwerte für die überlagerte Strömung.

Der pro Einheit der Stützenoberfläche durch Konvektion übertragene Wärmestrom bestimmt sich zu

$$\dot{q}_K = \alpha_K \cdot (\vartheta_G - \vartheta_{OF}) \quad (6.43)$$

Es bedeuten:

- ϑ_G [°C] = die Gastemperatur,
- ϑ_{OF} [°C] = die Oberflächentemperatur der Außenstütze,
- α_K [W/m²K] = der Wärmeübergangskoeffizient.

Weiter ist

$$\alpha_K = Nu \cdot \frac{\lambda}{l} \quad (6.44)$$

- wobei λ [W/mk] = die Wärmeleitfähigkeit des Heißgases,
- l [m] = die Länge des betrachteten Stützelements,
- Nu = die Nusseltzahl

sind.

Zur Berechnung der Nusseltzahl gibt es eine Vielzahl von Formeln [81, 62]. Bei den vorliegenden Randbedingungen gilt für den Bereich, in dem die Außenstütze umströmt wird,

$$Nu_u = \frac{0,0766}{\sqrt[3]{Pr}} (Re \cdot Pr)^{0,75} \quad (6.45)$$

mit den Gültigkeitsgrenzen $0,5 < Pr < 1000$
 $5 \cdot 10^5 < Re$

Dabei ist Pr die Prandtlzahl; sie ist definiert als

$$Pr = \frac{\eta \cdot c_p}{\lambda} \quad (6.46)$$

mit η [kg/ms] = dynamische Viskosität,
 c_p [kJ/kgK] = kinematische Viskosität,
 λ [W/mK] = Wärmeleitfähigkeit

Die Stoffwerte sind als Mittelwerte zwischen der Gastemperatur ϑ_G und der Oberflächentemperatur ϑ_{OF} einzusetzen.

$$m = \frac{\vartheta_G + \vartheta_{OF}}{2} \quad (6.47)$$

Wenn die Gase parallel zur Oberfläche strömen, gilt

$$Nu = 0,10 \cdot (Gr \cdot Pr) \quad (6.48)$$

Der Gültigkeitsbereich dieser Gleichung ist $Gr \cdot Pr > 2 \cdot 10^9$

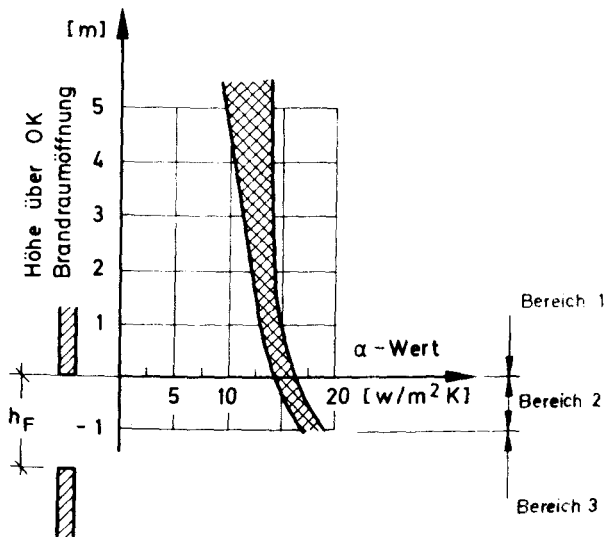


Bild 6-17 Größenordnung des α_K -wertes längs einer Außenstütze

Da die Nusseltzahl bei Queranströmung einer anderen Funktion folgt als bei der Längsanströmung der Außenstütze, müssen die Werte Nu getrennt nach Bereich ① und Bereich ② ermittelt werden. Demzufolge zeigt sich die Wärmeübergangszahl α_K in der Nähe der Fensteröffnung geringfügig größer als in den höher liegenden Bereichen (Bild 6-17).

6.4.3. Wärmeübergang durch Strahlung

Die Grundgesetze, mit denen die Gas- und Flammenstrahlung beschrieben werden kann, sind bekannt und von Schack [60, 61, 62], Rummel [63], Groeber [64] und Elegeti [65] abgehandelt. Quantitative Angaben zur rechnerischen Erfassung der Strahlung, die bei natürlichen Bränden von den leuchtenden Flammen bzw. Heißgasen ausgeht, sind nicht zu finden.

Es ist zur Zeit noch nicht möglich, für leuchtende Flammen Kennwerte für den Wärmeübergang auf Bauteile mit brauchbarer Genauigkeit vorauszusagen. Es soll deshalb nachfolgend versucht werden, für die hier vorliegenden Verhältnisse anhand von Meßergebnissen an Außenstützen $b/d = 24/24$ [cm] und IPB 240 die Wärmeübergangsbedingungen rückwirkend zu bestimmen und so aufzubereiten, daß grobe Abschätzungen auch für weitere Außenstützen anderer Abmessungen vorgenommen werden können. Dabei kann es sich nur um das Festlegen der richtigen Größenordnung der Kenngrößen des Wärmeübergangs handeln, da folgende Einflüsse weder einzeln noch in ihrem Zusammenwirken exakt erfaßt werden können.

- Exakte Aufteilung der gesamten frei werdenden Wärme in einen Anteil, der im Brandraum frei wird, und einen Anteil, der durch das Fenster entweicht,
- Einfluß der in der Flamme vorhandenen Rußteilchen,
- Einfluß der Temperaturunterschiede innerhalb der Flamme,
- Beeinflussung der Meßergebnisse durch schwer erfaßbare Vorgänge während der Zündphase und der Abkühlphase,
- Beeinflussung der Meßergebnisse durch den Wind.
- Erfassen der geometrischen Form des sich ständig bewegenden Heißgasstromes vor der Fassade.

Die den Brandraum verlassenden Heißgase bestehen nach 5.4 im wesentlichen aus Stickstoff, Kohlendioxid, Kohlenmonoxid und Wasserdampf. Während trockene Luft und Edelgase für Wärmestrahlung durchlässig sind, emittieren und absorbieren CO_2 , CO und H_2O Wärme innerhalb enger Wellenbereiche.

Nach dem Beerschen Gesetz ist die Intensität der Gasstrahlung in einem Gaskörper mit konstanter Temperatur eine Funktion der Schichtdicke der strahlenden Gase und des Partialdrucks

$$I = I_0 \cdot e^{-kPs} \quad (6.49)$$

I = die Intensität der Strahlung [W/m^2],

P = der Partialdruck des Gases,

S = die Strecke S , entlang der Strahlung absorbiert oder emittiert wird (Schichtdicke),

k = Konstante.

Für den Strahlungsaustausch zwischen der Stützenoberfläche und den Heißgasen ist außerdem die geometrische Gestalt des Gaskörpers von Bedeutung.

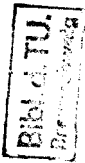
In [52] sind für verschiedene, regelmäßig geformte Körper sog. gleichwertige Schichtdicken angegeben. Als gleichwertige Schichtdicke wird dabei der Radius einer Ersatzhalbkugel (bei der alle Strahlen, die auf den Mittelpunkt auftreffen, gleich lang sind) bezeichnet, die - mit strahlendem Gas gefüllt - genau so viel Strahlung an einen definierten Punkt abgibt wie der Körper anderer geometrischer Gestalt.

Nähert man einen Ausschnitt aus dem Heißgasstrom z. B. durch einen unendlich langen Zylinder mit halbkreisförmigem Querschnitt an und nimmt als bestrahltes Außenstützenelement einen Punkt auf der Mittellinie der flachen Seite an, so bestimmt sich die gleichwertige Schichtdicke nach [52] zu $S_{gl} = 1,26 r$, wobei r der Radius des Zylinders ist.

Der Nettoenergiestrom zwischen dem Heißgas und der Stützenoberfläche wird dann durch die Gleichung

$$\dot{Q}_{G-OF} = A \cdot C_s \cdot \frac{1 + \epsilon_{OF}}{2} \cdot \left[\epsilon_G \cdot \left(\frac{T_G}{100} \right)^4 - A_v \cdot \left(\frac{T_{OF}}{100} \right)^4 \right] \quad (6.50)$$

beschrieben.



In dieser Gleichung ist

A [m^2] der Teil der Oberfläche des Gaskörpers, der an die betrachtete Stützenfläche grenzt,

$C_S = 5,67 \frac{W}{m^2} = 4,88 \frac{Kcal}{m^2 h}$ die Stephan-Boltzmann-Konstante,

$A_V = A_V (P, T_G, T_{OF}, S_{Gl} \cdot P_G)$ der geometrisch abhängige Absorptionsgrad,

ϵ_{OF} = der Emissionsgrad der Stützenoberfläche,

$\epsilon_G = \epsilon_G (P, T_G, S_{Gl} \cdot P_G)$ der Emissionsgrad des Gases,

T_G [K] = die absolute Temperatur des Gases,

T_{OF} [K] = die absolute Temperatur der Stützenoberfläche.

Der Emissionsgrad ϵ_{OF} der Stützenoberfläche kann nach Versuchserfahrungen des Instituts für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig für Betonflächen mit $\epsilon_{OF,B} = 0,9$ angenommen werden, für Stahloberflächen mit $\epsilon_{OF,St} = 0,8 - 0,85$.

Der Emissionsgrad des Rauchgases (Heißgasgemisch) bestimmt sich zu

$$\epsilon_G = \epsilon_{H_2O} + \epsilon_{CO_2} - (\Delta\epsilon)_G \quad (6.51)$$

Die Werte für ϵ_{H_2O} , ϵ_{CO_2} und $(\Delta\epsilon)_G$ können zum Beispiel dem VDI-Wärmeatlas [52] entnommen werden.

Der Wert A_V bestimmt sich zu

$$A_V = A_{V_{H_2O}} + A_{V_{CO_2}} - (\Delta\epsilon)_{OF} \quad (6.52)$$

wobei

$$A_{V_{H_2O}} = \epsilon_{GOF} \cdot \left(\frac{T_G}{T_{OF}} \right)^{0,45} \quad (6.53)$$

$$A_{V_{CO_2}} = \left(\frac{T_G}{T_{OF}} \right)^{0,65} \cdot \epsilon_{GOF} \quad (6.54)$$

ist. Das Korrekturglied für die Gasmischung $(\epsilon_G)_{OF}$ ist wiederum in [52] enthalten.

Wie eingangs bemerkt, gelten diese Zusammenhänge zunächst nur für Gaskörper mit konstanter Temperatur, Dichte und Konzentration. Diese Voraussetzungen sind jedoch bei dem Heißgasstrom, der das Fenster eines brennenden Gebäudes verläßt, zunächst nicht erfüllt.

Die Gesamtstrahlung eines kohlendioxid- und wasserdampfhaltigen zylindrischen Gaskörpers, bei dem sich die Temperatur örtlich ändert, wurde von Pandaya [66] untersucht. Es wurde festgestellt, daß man die Strahlung von Gaskörpern ungleicher Temperatur mit ausreichender Genauigkeit ($\sim 5\%$) berechnen kann, wenn man als äquivalente Temperatur die über den Strahlungsweg planimetrierte mittlere Temperatur (arithmetisches Mittel) als Gastemperatur einsetzt und den Gaskörper als mit dieser Temperatur homogen strahlend betrachtet.

Einfluß der Rußstrahlung

Im Rauchgas vorhandene kleine Teilchen aus Ruß (und eventuell Asche) erwärmen sich und strahlen einen Teil der aufgenommenen Wärme wieder ab.

Der Durchmesser der Rußteilchen ist etwa $0,3\ \mu$. Sie haben praktisch dieselbe Temperatur wie die sie umgebenden Gase [61], da die Wärmeübergangszahl bei den kleinen Teilchen infolge Konvektion groß ist und sie nur etwa 5% der auf sie einfallenden Strahlung aufnehmen und 95% unabsorbiert durchlassen. Der geringe Durchmesser der Rußteilchen bewirkt ebenfalls, daß sie im Rauchgas schweben und praktisch dieselbe Geschwindigkeit besitzen wie das Gas selbst.

Die Größenordnung der Rußstrahlung ist vom Flammendurchmesser abhängig, da sich die Strahlung der hintereinanderliegenden Teilchen summiert. Die Abhängigkeit der Rußstrahlung von der Flammendicke (Flammendurchmesser) folgt ebenfalls dem Absorptionsgesetz [62] (Gl. 6.49).

Wenn die Schichtdicke des mit strahlenden Rußteilchen angereicherten Gasvolumens so groß geworden ist, daß das letzte von Strahlung getroffene Rußteilchen endlich so viel Wärme abstrahlt wie es selbst aufnimmt, kann die Intensität der Rußstrahlung nicht weiter zunehmen.

Die Strahlung des schwarzen Körpers gleicher Temperatur wie die der Rußteilchen ist dann erreicht. Hieraus ist ersichtlich, daß die Rußstrahlung ein Mehrfaches der reinen Gasstrahlung betragen kann. Denselben Einfluß auf die Strahlung wie die Schichtdicke hat die Anzahl an Rußteilchen pro Volumeneinheit Heißgas, denn maßgebend für die Verstärkung der Gasstrahlung durch Ruß ist die Anzahl der entlang des Strahlungswegs getroffenen Rußteilchen.

Die Schwierigkeit bei der Berechnung der Strahlung von Flammen mit Rußanteil liegt nun darin, daß die Zahl der Rußteilchen pro Volumeneinheit in hohem Maße von den Gesamtbedingungen, unter denen die Verbrennung abläuft, abhängt und im konkreten Fall z. B. eines Holzkrippenfeuers nicht unmittelbar gemessen werden kann.

Die Größenordnung der Rußstrahlung kann nur dadurch erfaßt werden, daß man Annahmen über die Rußbeladung R [kg/m^3] des Rauchgases trifft, und die Richtigkeit der Annahmen kann dann durch Nachrechnung von Versuchsergebnissen (Wärmestromdichten, die in ein Bauteil übertragen werden) überprüft werden.

Den Einfluß der Temperatur und der Beschaffenheit der bestrahlten Fläche kann dabei nach der Gleichung

$$q = s \cdot (q_{tOF} - q_{tFl}) \quad (6.55)$$

berücksichtigt werden; dabei ist

- s = der Schwärzegrad der bestrahlten Fläche (für die Zwecke der hier vorliegenden Aufgabe mit 0,8 angenommen),
- q_{tFl} = die Strahlung der Flamme bei der Temperatur ϑ im betrachteten Schnitt des Heißgasstroms,
- q_{tOF} = die Strahlung der Flamme bei der zugehörigen Oberflächentemperatur.

Im hier vorliegenden Fall der Strahlung von heißen Rauchgasen, die von einem Holzfeuer herrührend den Brandraum verlassen, handelt es sich um eine Kopplung von Gas- und Rußstrahlung.

In [72] wird als gute Näherung für den Gesamtemissionsgrad ϵ_{G+R} einer gekoppelten Gas- und Rußstrahlung der Ausdruck

$$\epsilon_{G+E} = \epsilon_G + \epsilon_R - \epsilon_G \cdot \epsilon_R \quad (6.56)$$

angegeben.

Dabei ist

ϵ_G = der Emissionsgrad der reinen Gasstrahlung,

ϵ_R = der Emissionsgrad der Rußstrahlung.

Die Werte ϵ_R können für unterschiedliche Rußbeladungen R [kg/m^3] dem VDI-Wärmeatlas entnommen werden.

Numerische Auswertungen der Gleichungen zeigen, daß die Rußstrahlung die reine Gasstrahlung erheblich verstärkt. Bei der Strahlung auf eine Außenstützenfläche, die sich im Zentrum des Heißgasstroms befindet, kann die Rußkomponente einen 3- bis 4-fach höheren Anteil annehmen als die reine Gasstrahlung. Die ϵ_{G+R} -Werte schwanken dabei, je nach Ort und Richtung der betrachteten Außenstützenfläche und je nach Ausdehnung des Heißgasstroms, während des voll entwickelten Brandes zwischen 0,3 und 0,7.

Wie Vergleichsrechnungen, die anhand der Ergebnisse von Kalorimetermessungen durchgeführt wurden, zeigen, sind diese Werte geringfügig kleiner als die Emissionswerte des zugehörigen Brandraumes.

Der Wärmeübergang infolge Strahlung und der Wärmeübergang infolge Konvektion beeinflussen sich gegenseitig nicht. Man kann beide rechnerisch durch Addition überlagern.

Anhand der in Kapitel 3 und 6 dargestellten Zusammenhänge läßt sich somit die thermische Beanspruchung von Außenstützen rechnerisch entsprechend nach folgendem Schema (Bild 6-18, S. 106) erfassen.

Die Rechenergebnisse zeigen sehr deutlich den hervorragenden Anteil der Strahlung am Gesamtwärmeübergang im Bereich hoher Temperaturen. In den hochliegenden Bereichen mit geringer Heißgastemperatur ist der Anteil der Strahlung am Wärmeübergang immer noch geringfügig höher bzw. gleich groß wie der konvektive (Bild 6-19).

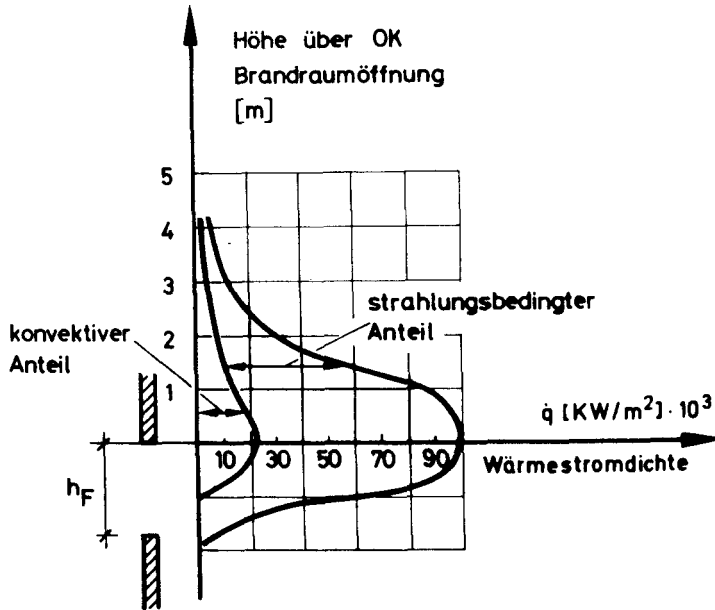


Bild 6-19 Verlauf der Wärmestromdichte einer dem Brandraum zugekehrten Außenstützenfläche (Seite a, Bild 5-4) zum Zeitpunkt der maximalen Brandraumtemperatur ($\vartheta_{Br} \approx 950 \text{ }^\circ\text{C}$)

Am Ort maximaler thermischer Beanspruchung der Außenstütze liegt die Wärmestromdichte in derselben Größenordnung, wie sie aus Kalorimetermessungen und Bauteiluntersuchungen, die im Brandraum bei natürlichen Bränden durchgeführt worden sind [13, 35], bekannt ist.

Nimmt man als Maß für die Brandbeanspruchung einer Stütze die ankommende Wärmestromdichte und setzt die Brandbeanspruchung der Innenstütze, die in der Mitte eines Brandraums üblicher Größe steht, mit 100 % an, so läßt sich als Ergebnis der rechnerischen Untersuchungen für Brandraumöffnungen mit verschiedener Geometrie der Sachverhalt nach Bild 6-20 zeigen.

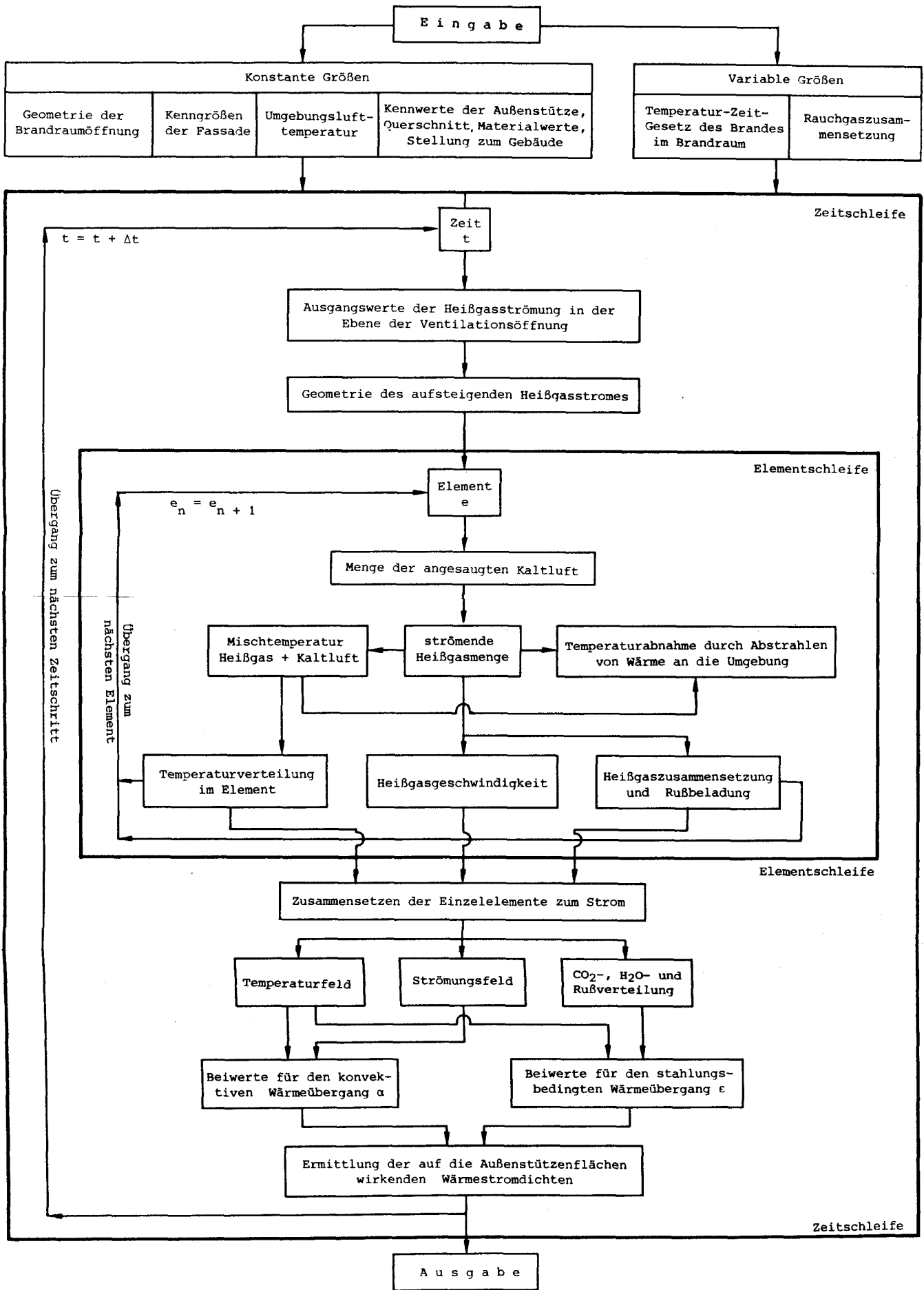


Bild 6-18 Fluidagramm der Berechnung der thermischen Beanspruchung von Außenstützen

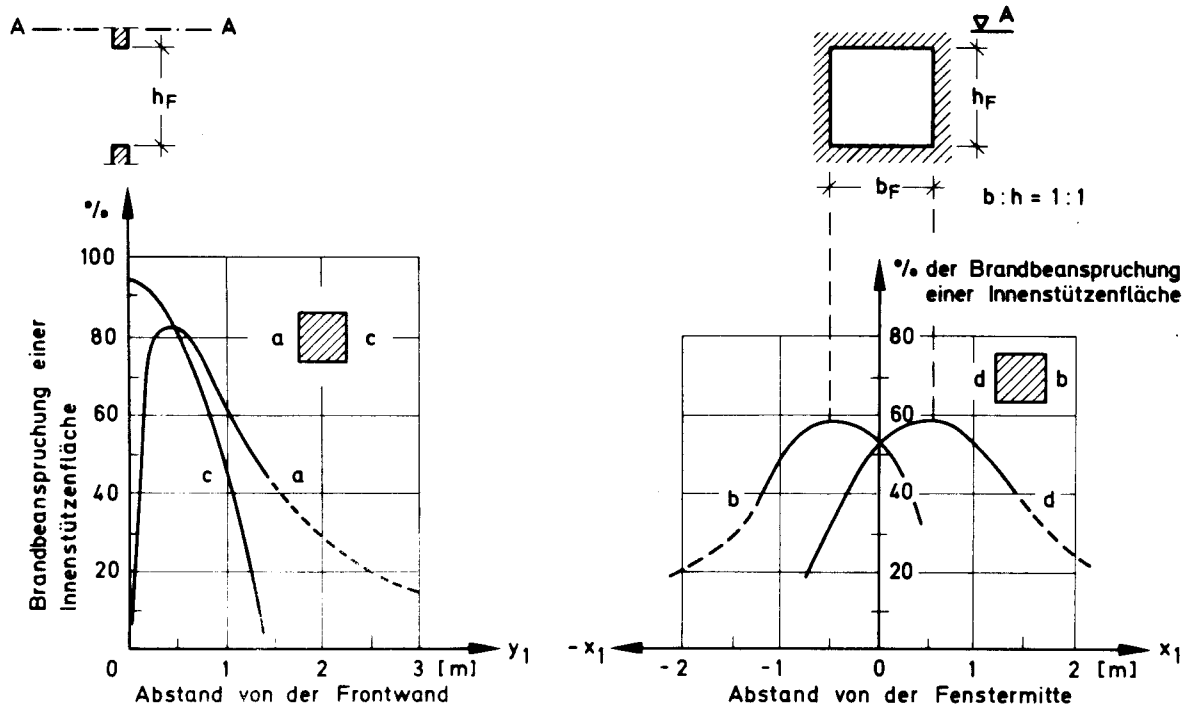


Bild 6-20a Brandbeanspruchung von Außenstützenflächen in % der Brandbeanspruchung einer Innenstützenfläche für ein Stützelement in Höhe des Schnittes A - A

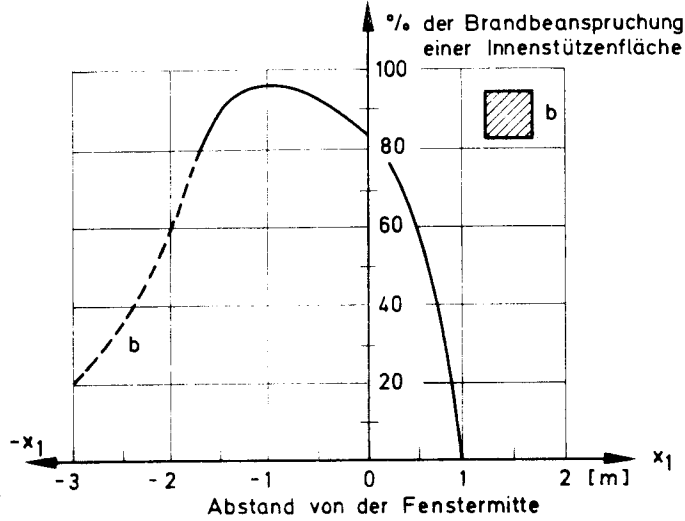
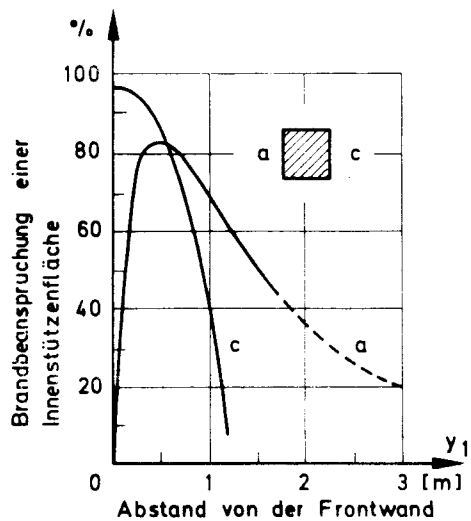


Bild 6-20b Brandbeanspruchung von Außenstützenflächen in % der Brandbeanspruchung einer Innenstützenfläche für ein Stützelement in Höhe des Schnittes A - A

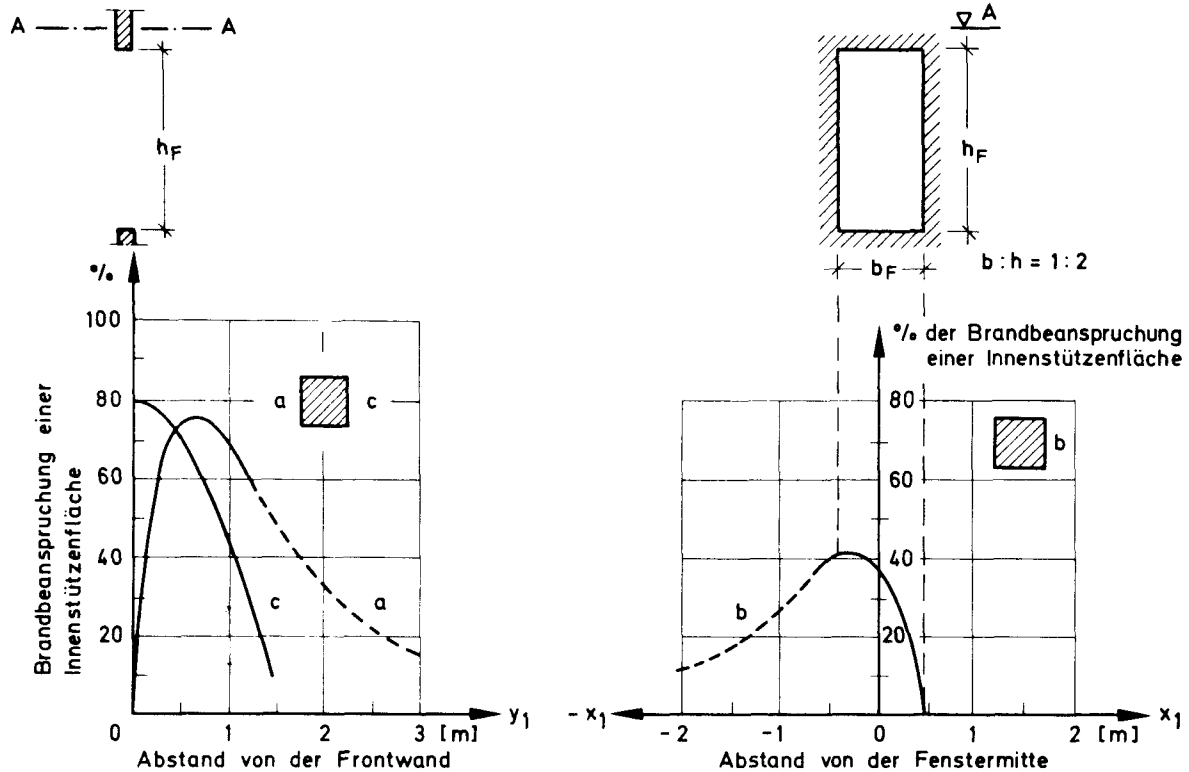


Bild 6-20c Brandbeanspruchung von Außenstützenflächen in % der Brandbeanspruchung einer Innenstützenfläche für ein Stützelement in Höhe des Schnittes A - A

Die Brandbeanspruchung einer Außenstütze ist also im "Standardfall" der Stütze mittig vor einem Fenster - Brandraum mit e i n e r Öffnung und Brand in e i n e m Geschoß und keine Windeinwirkung - grundsätzlich geringer als die einer demselben Brand ausgesetzten Innenstütze.

Das Maß der Brandbeanspruchung eines Oberflächenelements einer Außenstütze ist in erheblichem Maße abhängig von der Stellung zur Brandraumöffnung. Für den Bereich hoher Brandbeanspruchung ist die Schichtdicke des Heißgaskörpers entscheidend, der das betrachtete Flächenelement bestrahlt. Deshalb erfahren die Flächen einer Außenstütze, die rechtwinklig zur Frontwand stehen, ihre größte Brandbeanspruchung, wenn die Stütze etwa am Rande der Ventilationsöffnung steht und die betrachtete Fläche dem Zentrum des Heißgasstroms zugekehrt ist. Die dem Brandraum abgekehrte Stützenfläche erleidet demzufolge dann die größte thermische Beanspruchung, wenn sie in der Ebene der Frontwand liegt. Die dem Brandraum zugekehrte Stützenfläche wird, wenn man ein Flächenelement in gleicher Höhe wie in den vorangegangenen Fällen betrachtet, am stärksten brandbeansprucht, wenn sie sich in geringem Abstand zur Achse des Heißgasstroms befindet.

7. Meteorologische Einflüsse auf die thermische Beanspruchung von Außenstützen im Brandfall

7.1. Einfluß des Windes

Die Art und die Größenordnung der Brandbeanspruchung von Außenstützen ist erheblich von Windeinflüssen abhängig.

Unter Wind soll im folgenden die horizontale Bewegung der Luft verstanden werden. Örtliche Auf- oder Abwärtsbewegungen von Luft in der Nähe eines Gebäudes sollen nicht in Ansatz gebracht werden. Weiter soll vereinfacht angenommen werden, daß der Wind gleichmäßig, d. h. über die Dauer des Brandes mit etwa konstanter Geschwindigkeit aus derselben Richtung weht. Wie Bild 7-1 zeigt, ist diese Annahme real.

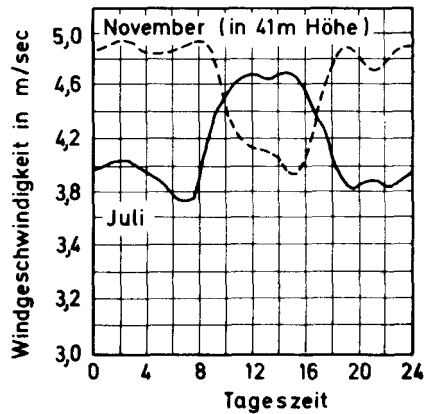


Bild 7-1 Tagesgang der Windgeschwindigkeit nach [36]

Die Windgeschwindigkeiten erreichen folgende Größenordnungen:

Tafel 7.1

Windstärke nach der Beaufort-Skala	Windgeschwindigkeit [m/s]
3 schwache Brise	3,4 - 5,2
5 frische Brise	7,6 - 9,8
7 steifer Wind	12,5 - 15,2
9 Sturm	18,3 - 21,5

Nach Rietschel-Raiß [36] liegt die Häufigkeit der Winde mit einer Geschwindigkeit über 5 m/s bei etwa 25 - 30 % aller Winde, die während eines Jahres wehen. Die Windgeschwindigkeit wurde dabei ca. 20 m über dem Boden gemessen.

Strömt der Wind ein durch ebene Flächen begrenztes Gebäude an, so entsteht nach [36] die in Bild 7-2 dargestellte Druckverteilung.

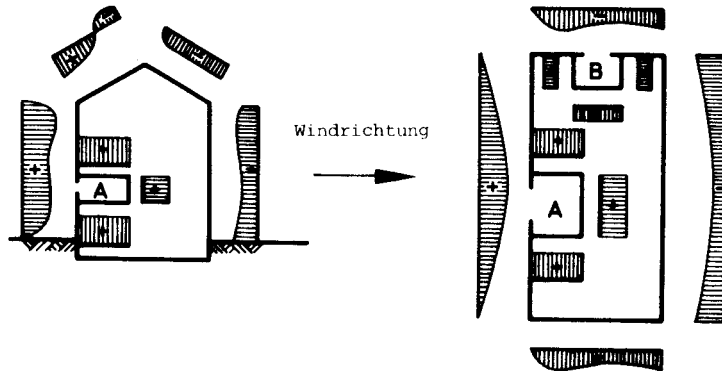


Bild 7-2 Druckverteilung an einem angeströmten Gebäude und in den Räumen A und B

Der Staudruck q_o ist nach DIN 1055 [73]

$$q = \frac{\gamma \cdot v_w^2}{2 \cdot g} \cdot \varphi \quad (7.1)$$

Es bedeuten:

- γ [kp/m³] = das spezifische Gewicht der Luft,
- v [m/s] = die Windgeschwindigkeit,
- g [m/s²] = die Erdbeschleunigung,
- φ = Formbeiwert des Gebäudes.

Ist die Umfassung des Brandraums völlig dicht, so herrscht im Brandraum derselbe Druck wie vor der Fassade. Die in Abschnitt 6.2 (siehe auch Bild 6-1) beschriebene Verteilung des Über- bzw. Unterdrucks im Brandraum gegenüber der Umgebung vor der Fensteröffnung wird durch den Wind nicht gestört.

Der Brandablauf im Gebäude und somit die aus dem Fenster ausströmende Heißgasmenge sind dieselben wie bei Windstille. Wenn man voraussetzt, daß die Abmessungen des Heißgasstroms im Verhältnis zur Höhe und Breite des Gebäudes klein sind, kann festgestellt werden, daß ein rechtwinklig zur Fassadenebene wehender Wind auf den Heißgasstrom, der das Fenster eines in Brand geratenen Raums verläßt, keinen Einfluß hat (Bild 7-2, Fall A). Genau genommen gilt diese Feststellung nur für einen Brandraum, der in der Symmetrieachse eines Gebäudes liegt, da der rechtwinklig auf die Fassade zuströmende Wind zu den Gebäudeseiten hin abgelenkt wird und eine Geschwindigkeitskomponente parallel zur Fassadenebene bekommt, die mit zunehmendem Abstand von der Gebäudemitte rasch ansteigt.

Im Bereich der Dachtraufe erhält der horizontal auf das Gebäude zuströmende Wind eine vertikale Geschwindigkeitskomponente. Deshalb soll die vorerwähnte Feststellung auch nicht für einen Brand im obersten Geschoß eines Gebäudes gelten.

Betrachtet man einen Raum, dessen Fensteröffnung in der Fassade liegt, zu welcher der Wind parallel weht (Fall B in Bild 7-2), und setzt wiederum voraus, daß seine Umfassung dicht ist, so stellt sich in diesem Raum ein Unterdruck ein, der ebenso groß ist wie der Unterdruck vor der Fensteröffnung.

Auch in diesem Fall wird sich der Ablauf des Brandes im Gebäudeinneren nicht anders als bei Windstille einstellen. Sobald jedoch der aus dem Fenster austretende Heißgasstrom in die sich bewegende Umgebungsluft einströmt, wird er von dieser mitgenommen. Der Weg eines Teilchens des Heißgasstroms ist jetzt eine Funktion des Verhältnisses zwischen Auftriebskraft, Trägheitskraft und Windkraft, die auf den Heißgasstrom wirken.

Für den Fall einer etwa quadratischen Fensteröffnung - für die eigene Versuchserkenntnisse vorliegen - soll nachfolgend die Ablenkung der Heißgase infolge Windeinwirkung untersucht werden.

Ein Teilchen, das sich am Rand des Heißgasstroms fortbewegt, hat eine wesentlich geringere Aufwärtsgeschwindigkeit als ein Teilchen in der Nähe der Achse. Durch Querwind werden die Randzonen des Stroms deshalb mehr abgelenkt als das Zentrum. Der Querwind neigt nicht nur seine Achse, sondern deformiert den Heißgasstrom auch. Mit zunehmender Entfernung vom Fenster steigt seine Ausdehnung parallel zur Wand schneller an als rechtwinklig dazu.

Die Bahnen einiger kennzeichnender Punkte des Stroms sind in Bild 7-3 dargestellt. Bild 7-4 zeigt die zugehörige leuchtende Flamme. Wie aus Bild 7-3 ersichtlich ist, ändert sich die Kontur des Heißgasstroms bei Windeinfluß mit zunehmender Entfernung von der Brandraumöffnung.

Die Ablenkung eines quer angeströmten Strahls ist deshalb physikalisch sehr kompliziert und läßt sich nur näherungsweise durch empirisch gefundene Formeln darstellen [68]. Zur Beschreibung der Brandbeanspruchung von Außenstützen bei Windeinwirkung genügt allerdings die Kenntnis des ungefähren Verlaufs der Heißgasstromachse.

Durch vektorielle Addition der Geschwindigkeiten in x-y- und z-Richtung läßt sich die räumliche Bahn eines Volumenelements im Zentrum des Heißgasstroms näherungsweise bestimmen:

Für einen Heißgasstrom, der mit einer Temperatur von 900°C die Brandraumöffnung verläßt, ist der Verlauf der Achse für verschiedene Windgeschwindigkeiten in Bild 7-5 dargestellt.

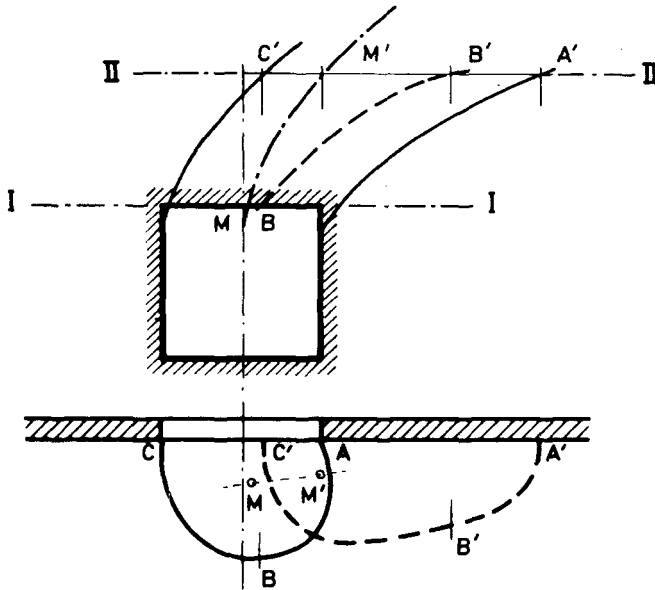


Bild 7-3

Kontur einer durch Wind abgelenkten Flamme und Bahnen einiger kennzeichnender Punkte in Auf- und Grundriß



Bild 7-4

Zu Bild 7-3 gehörendes Flammenbild

Die errechnete Neigung der Heißgasstromachse stimmt mit den während der Versuche festgestellten Werten gut überein.

Weiterhin konnte beobachtet werden, daß im Falle eines Brandraums mit nur einer Belüftungsöffnung sich bei Querwindeinfluß der Temperaturverlauf entlang der Heißgasstromachse nicht merklich änderte. Diese Erfahrung deckt sich mit den Versuchserkenntnissen, die Thomas [50] an Holzkrippenfeuern bei (Ventilator-) Windeinwirkung gewonnen hat. Thomas hat durch eine statistische Auswertung seiner Versuchsergebnisse festgestellt, daß die Änderung der Flammenlänge bei Windeinfluß kleiner ist als der Fehler, der bei der (optischen) Bestimmung der Flammenlänge unvermeidlich ist.

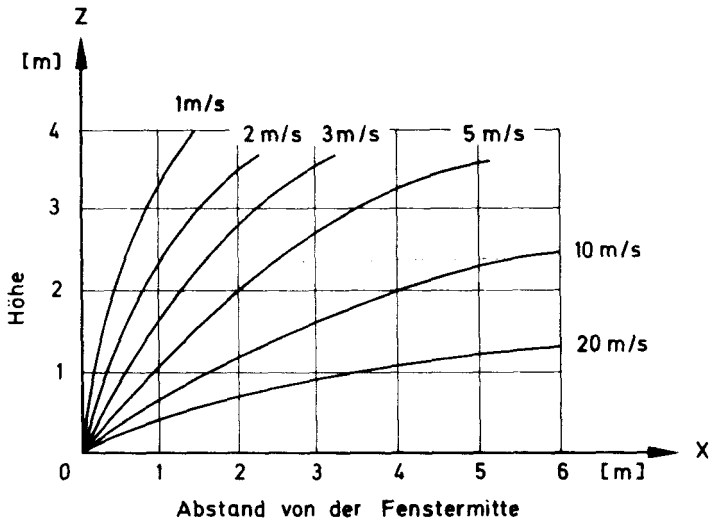


Bild 7-5 Auslenkung der Heißgasstromachse parallel zur Frontwand in Abhängigkeit von der Querwindgeschwindigkeit

Unter Berücksichtigung der Querverteilung der Temperatur im Heißgasstrom (entsprechend Bild 7-5) und der Neigung seiner Achse kann deshalb gesagt werden, daß schon bei geringen Windgeschwindigkeiten (ab ~ 3 m/s) der Teil der Außenstütze, der höher als etwa 1 m über der Oberkante der Brandraumöffnung liegt, sich der Brandbeanspruchung entzieht.

Die vorwiegend einseitige Bestrahlung der Außenstütze vor dem unteren Drittel der Fensteröffnung und die allseitige Feuerumspülung im weiter oben liegenden Bereich bleiben bei Querwindeinwirkung erhalten (s. hierzu Bild 7-6).

Die vorbeschriebenen Zusammenhänge können für grobe Abschätzungen im Rahmen baupraktischer Problemstellungen qualitativ auch auf Brandraumöffnungen mit nicht quadratischer Form angewendet werden:

Sind in den Wänden eines Raumes mehrere Öffnungen, die mit der vom Brand nicht beeinflussten Umgebung in Verbindung stehen, so kann man - ohne Windeinwirkung - 3 Fälle unterscheiden:

1. Alle Öffnungen des Raumes sind gleich hoch und liegen in gleicher Höhe über dem Brandraumboden. Entsprechend der symmetrischen Druckverteilung werden im Brandfall durch alle Öffnungen dieselben Mengen Rauchgas ausströmen bzw. Frischluft einströmen. Die Abbrandgeschwindigkeit der Brandlast vergrößert sich entsprechend der Zunahme der Ventilationsfläche.

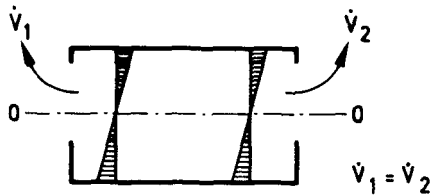


Bild 7-6

Es gilt

$$R_A = k \cdot \Sigma A_F \cdot \sqrt{h_F} \quad (7.2)$$

2. Sind die Öffnungen verschieden hoch, so strömen - auf die Einheit der Fensterbreite bezogen - größere Ströme mit höherer Geschwindigkeit durch die höhere Öffnung. Dies bedeutet, daß die aus dem höheren Fenster Herausschlagenden Flammen länger sind und einen größeren Durchmesser haben. Eine vor dem hohen Fenster stehende Außenstütze wird vom Feuer auf einen größeren Höhenabschnitt mit größerer Wärmestromdichte beaufschlagt.

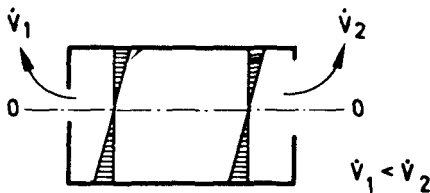


Bild 7-7

Die Abbrandgeschwindigkeit läßt sich durch die Gleichung

$$R = k \cdot \Sigma A_F \cdot h_m \quad (7.3)$$

bestimmen, wobei

$$h_m = \frac{\sum A_F \cdot h_F}{\sum A_F} \quad (7.4)$$

zu setzen ist.

3. Liegen die Öffnungen in verschiedener Höhe über dem Brandraumboden, so stellt sich im Brandraum keine gleichmäßige Druckverteilung mehr ein. Die Nulllinien des Drucks an beiden Fenstern liegen nicht in derselben Höhe.

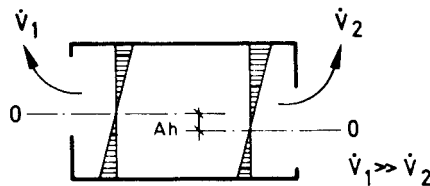


Bild 7-8

Demzufolge entsteht im Brandraum ein Druckgefälle. Durch die höher liegende Öffnung strömen vermehrt Heißgase aus und durch die tiefer liegende mehr Kaltluft ein. Vor dem höher liegenden Fenster stellt sich ebenfalls eine längere Flamme mit größerem Durchmesser ein als ohne Einfluß des zweiten Fensters. Weitere Untersuchungen zum Verhalten der Rauchgasströmungen in Brandräumen wurden von John [69] durchgeführt.

Die Abbrandgeschwindigkeit gehorcht dabei der unter Pkt. 2 angeführten Gesetzmäßigkeit.

Die Änderung der Feuerbeanspruchung einer Außenstütze durch den Einfluß einer zweiten Brandraumöffnung nimmt jedoch erst durch Windeinfluß große Werte an. Sobald ein vom Wind angeströmtes Gebäude Räume mit mehreren Öffnungen in der Außenwand besitzt, bilden sich infolge Druckdifferenzen Luftströmungen aus (Bild 7-8). Diese überlagern sich im Brandfall den Konvektionsströmungen. Die Massen- bzw. Volumenströme, die zusätzlich infolge Windeinwirkung strömen, lassen sich auch nach den in Kapitel 6 dieser Arbeit gezeigten Gesetzmäßigkeiten aus den Druckdifferenzen abschätzen.

Bei der Durchführung von numerischen Rechnungen muß ein Druckabfall beim Einströmen der Frischluft in den Brandraum berücksichtigt werden ($\rho \approx 0,7$). So-



zusätzlicher Flammeinfluß

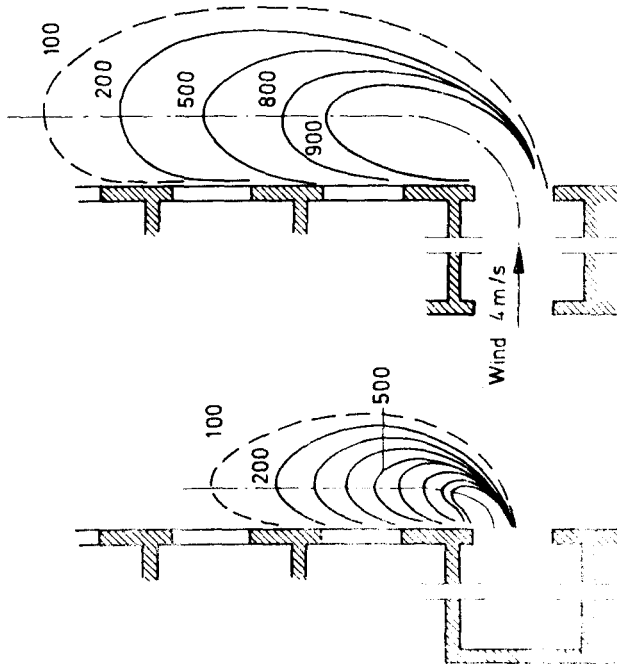


Bild 7-9 Temperaturverteilung und die Windeinflüß

bald der Winddruck die Größenordnung des feuerbedingten Überdrucks im Brandraum (~ 1 mm WS) erreicht hat, strömen die Heißgase nur noch durch die leeseitige Brandraumöffnung aus. Sind Ein- und Ausströmöffnung etwa gleich groß, dient die ganze Öffnungsfläche als Durchflußquerschnitt.

Dem großen Heißgasmassenstrom entsprechend bildet sich eine lange Flamme aus (Bild 7-9).

Liegt die 500°C -Isotherme im Fall eines Brandraums mit einer Öffnung etwa 4,0 m über dem Boden, so erreicht sie eine Höhe von ca. 6 m über dem Boden, wenn der Raum eine zweite Öffnung hat, durch die Luft mit 4 m/s eingebblasen wird.

Wenn der Wind das Gebäude von der Rückseite her rechtwinklig anströmt, der Heißgasstrom also lotrecht aufsteigt, wird der Außenstützenabschnitt vor dem Geschoß über dem Brandraum auf voller Länge von Heißgasen umgeben, deren Temperatur sich nur unwesentlich von der Brandraumtemperatur unterscheidet.

Steht die Außenstütze in der Heißgasstromachse, wird sie vom Feuer etwa allseitig gleichmäßig umgeben. Qualitativ ist ihre Wärmebeanspruchung nun wie die einer Innenstütze, die dem gleichen Feuer, jedoch im Brandraum, ausgesetzt ist. Sie ist jedoch, wie in Kapitel 6 gezeigt wurde, quantitativ geringer als die der vergleichbaren Innenstütze.

Die Neigung der Heißgasstromachse bei zusätzlichem Querwindeinfluß läßt sich ebenfalls wie in 7.1 beschrieben abschätzen. Bei gleicher Querwindgeschwindigkeit zeigt die Achse der längeren Flamme eine kleinere Neigung als die der kürzeren Flamme. Dies resultiert aus dem unterschiedlichen Verlauf der vertikalen Heißgasgeschwindigkeit mit zunehmender Höhe in beiden Fällen.

Solange in einem Brandraum mit 2 Belüftungsöffnungen, die einander gegenüber liegen, genügend Brandlast lagert, nimmt die aus der leeseitigen Öffnung pro Zeiteinheit ausströmende Heißgasmenge mit steigender Windgeschwindigkeit zu. Dies bedeutet eine Zunahme der Brandbeanspruchung des beflamten Außenstützenteils.

Wird nun infolge Windeinwirkung die Luftzufuhr zum Brandraum so weit gesteigert, daß sich ein erheblicher Luftüberschuß einstellt, so wird ein Teil der eingeströmten Kaltluft sich nicht an der Pyrolyse beteiligen, sondern sich nur erwärmen und mit den Rauchgasen zusammen ausströmen. Es liegt dann kein ventilationsgesteuerter Brand mehr vor. In diesem Falle stellen sich niedrigere Brandraumtemperaturen ein; die Heißgase enthalten prozentual weniger strahlende Gase (H_2O , CO_2) und vermutlich einen geringeren Gehalt an Rußteilchen.

Dies bedeutet, daß sowohl die Temperaturen im Heißgasstrom tiefer liegen als auch die Wärmeübergangsbedingungen infolge Strahlung vom Heißgas auf die Außenstütze sich verschlechtern. Die Brandbeanspruchung einer Außenstütze kann also durch Wind hoher Geschwindigkeit auch abgemindert werden.

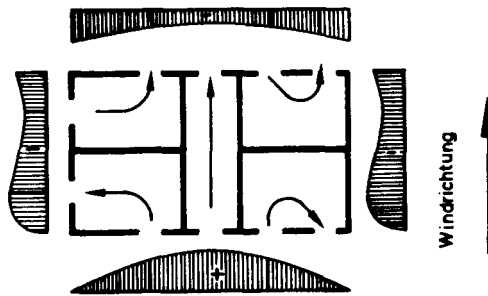


Bild 7-10 Querströmungen im Gebäude bei Windeinfluß und geöffneten Fenstern

Dieses Geschehen konnte bei einem der eigenen Versuche mit einem Brandraum von 20 m^2 Grundfläche, die mit 1.800 kg Holz (90 kg/m^2) belegt war und zwei gegenüber liegende Öffnungen von je ca. 2 m^2 hatte, bei Windgeschwindigkeiten von etwa $7 - 9\text{ m/s}$ beobachtet werden.

Liegen in einem Gebäude die Öffnungen in den Außenwänden einander nicht gegenüber, so stellen sich die Windeinwirkungen auf die Brandbeanspruchung von

Außenstützen trotzdem wie beschrieben ein. Nur die Strömungen im Brandraum erfahren eine Richtungsänderung.

Bemerkenswert ist auch die Tatsache, daß im Fall eines Brandraums in der Nähe einer Gebäudeecke, der zwei Öffnungen in einer Ebene besitzt (z. B. Raum 1 in Bild 7-10), bei Windeinwirkung erhebliche Querströmungen im Brandraum auftreten können. Weil der Winddruck vor dem Fenster F_2 kleiner ist als vor dem Fenster F_1 , strömen aus dem ecknahen Fenster vermehrt Heißgase aus. Eine vor dem Fenster F_2 stehende Außenstütze erfährt deshalb bei Windeinwirkung eine größere Brandbeanspruchung als eine Stütze, die vor dem Fenster F_1 steht. Außerdem entsteht durch das Druckgefälle an der angeströmten Gebäudefront eine zur Gebäudeecke gerichtete Querwindkomponente, die die Flammen um die Ecke herumschlagen läßt. Eine in der Gebäudeecke stehende Stütze kann dann von den aus Fenster F_2 ausströmenden Heißgasen umgeben werden.

Wirkungen auf die Brandbeanspruchung von Außenstützen, die dem Windeinfluß ähnlich sind, können durch Lüftungs- und Klimaanlage ebenso wie bei hohen Bauten durch Druckunterschiede in Treppenhäusern infolge Temperaturdifferenzen zur Umgebungsluft (Kaminwirkung) hervorgerufen werden. Einzelheiten hierzu können [70] entnommen werden.

7.2. Einfluß der Sonneneinstrahlung und der Umgebungslufttemperaturen

Infolge Sonneneinstrahlung wärmen sich die Gebäudeaußenflächen auf.

Die auf ein Flächenelement auftreffende Wärmestromdichte ist dabei im wesentlichen abhängig von seiner Himmelsrichtung, Neigung und Oberflächenbeschaffenheit.

Man muß nach [36] mit folgender maximalen Sonneneinstrahlung rechnen:

Tafel 7.1

bestrahlte Fläche	Sonnenstrahlung in W/m ²
Nordwand	160
Ostwand	610
Südwand	430
Westwand	610
Flachdach	810
geneigte Dachflächen	1010

Maßgebend für die Wärmeaufnahme der Fläche ist die Absorptionsziffer A. Sie beträgt nach [36]:

bei dunklen Flächen	A = 0,9
bei grauen Flächen	A = 0,7
bei hellen Flächen	A = 0,5

Während sich dunkle Flach- und Sheddachflächen bis zu ca. 100 °C aufheizen können, muß man bei Außenwandflächen, wenn man leichte Wandelemente voraussetzt, damit rechnen, daß sie sich im Extremfall (Südwestwand) auf etwa 80 °C aufheizen können. Die Oberfläche einer Betonaußenstütze dürfte sich auf maximal 60 °C und die einer Stahlaußenstütze auf 70 °C erwärmen. Die Temperatur der Umgebungsluft in einigem Abstand vom Gebäude kann dabei mit etwa 35 °C angenommen werden.

In unmittelbarer Nähe der bestrahlten Außenwand erwärmt sich die Luft und steigt nach oben. Nach [71] läßt sich das Temperatur- und Geschwindigkeitsfeld dieser Strömung bestimmen.

Es ist die maximale Geschwindigkeit der erwärmten Luft

$$w_{\max} = 0,766 \cdot v \cdot \left(0,952 + \frac{v}{a}\right)^{-\frac{1}{2}} \cdot \left(\frac{g \cdot \beta \cdot \theta}{v^2}\right)^{\frac{1}{2}} \cdot x^{\frac{1}{2}} \quad (7.5)$$

und die Ausdehnung der Strömung

$$\delta = 3,93 \cdot \left(\frac{\nu}{a}\right)^{\frac{1}{2}} \cdot \left(0,952 + \frac{\nu}{a}\right)^{\frac{1}{4}} \cdot \left(\frac{g \cdot \beta \cdot \theta}{\nu^2}\right)^{-\frac{1}{4}} \cdot x^{\frac{1}{2}} \quad (7.6)$$

Dabei bedeuten:

- ν [m^2/s] = kinematische Zähigkeit,
- a [m^2/s] = Temperaturleitzahl,
- g [m/s^2] = Erdbeschleunigung,
- β [$1/\text{K}$] = thermischer Ausdehnungskoeffizient,
- Θ [K] = Temperaturdifferenz Wand/Umgebungsluft
- δ [m] = Entfernung von der Unterkante der bestrahlten Wand.

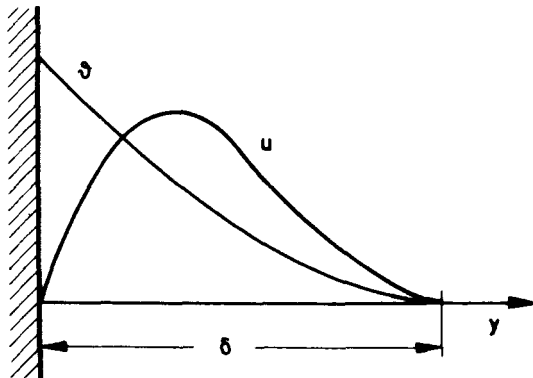


Bild 7-11 Verlauf der Temperatur und Geschwindigkeit an einer aufgeheizten Wand nach [69]

Für einen heißen Sommertag ergeben sich demzufolge die in Tafel 7.2 dargestellten Werte:

Annahmen: Wandtemperatur + 65 °C
Lufttemperatur + 30 °C

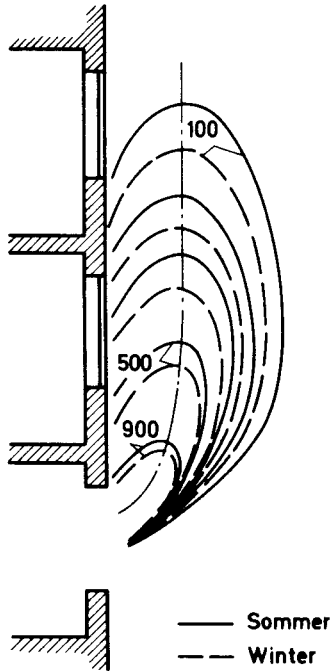
Tafel 7.2

Höhe über UK bestrahlter Wand	Luftgeschwindigkeit infolge Auftrieb [m/s]	Ausdehnung der strömenden Luftschicht [m]
5 m	0,13	0,05
10 m	0,18	0,06
20 m	0,25	0,07

Dies bedeutet, daß sich die Heißgasströmung, die das Brandraufenster verläßt, durch die zusätzliche Luftbewegung infolge Sonneneinstrahlung praktisch nicht ändert.

Unterschiede im Verlauf der Temperaturen im Heißgasstrom zwischen einem Brand im Winter und im Sommer werden also nur durch die verschiedenen Temperaturen der angesaugten Frischluft und der Außenwand hervorgerufen. Bild 7-12 zeigt die Größenordnung des Unterschieds im Falle eines quadratischen Fensters.

Die Einflüsse aus Sonneneinstrahlung und verschiedenen Umgebungslufttemperaturen sind - wenn man Extremfälle betrachtet - so groß, daß sie die Oberflächentemperatur einer Außenstütze zu Brandbeginn bestimmen und während des Brandes das Temperaturfeld des Heißgasstroms verändern können. Im Vergleich zu den Windeinflüssen sind sie jedoch klein und werden die Brandbeanspruchung von Außenstützen nicht maßgeblich mitbestimmen.



Annahmen:

Luft- temperatur ϑ_L [°C]	Wand- temperatur ϑ_W [°C]	Brandraum- temperatur $\vartheta_{BR(G)}$ [°C]
+ 35	+ 65	1000
- 20	0	1000

Bild 7-12

Isothermendarstellung des Temperaturfeldes bei extrem niedrigen bzw. extrem hohen Umgebungstemperaturen

8. Variation der Stellung der Außenstütze zur Brandraumöffnung

8.1. Die Außenstütze steht zwischen zwei Brandraumöffnungen

Um Außenstützen im Brandfall vor der Strahlung aus dem Brandraum zu schützen, können diese vor einen vertikalen Wandstreifen gestellt werden. Wie die Versuche von Boreham Wood gezeigt haben, ist die Temperaturerhöhung der Außenstütze in Höhe des Brandgeschosses bei dieser Stellung der Stütze sehr gering (s. Bild 2-1).

Nun zeigen aber Flammen, die einander naheliegende Öffnungen verlassen, die Tendenz zu verschmelzen.

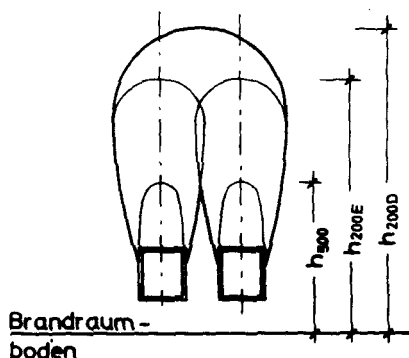
Die gegenseitige Flammenbeeinflussung wurde von Oberndörfer [72] untersucht. Er hat festgestellt, daß es einen "kritischen Abstand" zweier Brenner gibt, bei dessen Unterschreitung sich die Flammen bzw. ihre Mischungsgebiete erst berühren und bei noch kleiner werdendem Düsenabstand immer mehr zusammenfließen. Die resultierende Länge der Mehrstrahlflamme ist größer als die Länge der beiden Einzelflammen. Die Größe des kritischen Abstands ist nach Oberndörfer allein vom Brennerdurchmesser und der längs des Flammenweges angesaugten Luftmenge abhängig. Die in [72] dargestellten Gesetzmäßigkeiten können quantitativ nicht auf die Bedingungen eines Gebäudebrands übertragen werden.

Deshalb sollen nachfolgend einige Schlußfolgerungen gezogen werden, die eine grobe Abschätzung der Brandbeanspruchung von Außenstützen, die zwischen zwei Fensteröffnungen stehen, gestatten.

In den Bildern 8-1 und 8-2 sind die Versuchsbeobachtungen dargestellt. Die 500 °C-Isotherme wurde dabei aus der Begrenzung des leuchtenden Teils der Flamme festgelegt, die 200 °C-Isotherme wurde mit Wandthermoelementen ausgemessen. Für Flammen, die mit einem Achsabstand von $a = 2,75$ m aus zwei nebeneinander liegenden Öffnungen der Fläche $F = 1,60 \text{ m}^2$ herausschlagen, kann festgestellt werden:

- die 500 °C-Isothermen ändern sich durch gegenseitige Flammenbeeinflussung nicht.

- Die 200 °C-Isothermen verschmelzen im Bereich zwischen den Fenstern nach einer Weglänge der Flamme außerhalb des Brandraums von ca. 3,30 m.
- Ein gemeinsames Zentrum der aufsteigenden Rauchgase beider Flammen kann nach etwa 6,0 m Weglänge beobachtet werden.



- h_{500} = Höhe der 500 °C-Isotherme
- h_{200E} = Höhe der 200 °C-Isotherme (Einzelflamme)
- h_{200D} = Höhe der 200 °C-Isotherme (Doppelflamme)

Bild 8-1

Verschmelzung der Heißgasströme, die nebeneinander liegende Brandraumöffnungen verlassen

Bild 8-2

zugehöriges Flammenbild

Setzt man für die Kontur des Heißgasstroms einen Ausbreitwinkel von 10° voraus, ist damit zu rechnen, daß eine Außenstütze, die vor einem schützenden Wandstreifen zwischen zwei Fensteröffnungen steht, spätestens auf halber Höhe des über dem Brandraum liegenden Geschosses, auch ohne Quer-Windeinwirkung, eine erhebliche Brandbeanspruchung erfahren kann. Dabei ist für quantitative Abschätzungen zu beachten, daß die Fläche der gemeinsamen Kontur beider Flammen kleiner ist als die Summe der Flächen der Konturen der Einzelflammen. Die Mehrstrahlflamme kann deshalb weniger Kaltluft aus der Umgebung ansaugen als die Einzelflammen und wird deshalb länger. Gleichzeitig nimmt im Falle der Mehrstrahlflamme der Anteil der strahlenden Bestandteile der Heißgase (H_2O ,

CO₂, Ruß) längs des Flammenweges nicht so schnell ab, was wiederum eine Steigerung der Brandbeanspruchung der Außenstütze bedeutet, wenn man dieselben Ausdehnungen beider Flammen rechtwinklig zur Gebäudewand voraussetzt.

8.2. Die Außenstütze steht neben der Brandraumöffnung

Steht die Außenstütze neben der Brandraumöffnung, so wird sie bei Windstille in Höhe des Brandgeschosses nicht von Heißgasen umgeben. Die Brandbeanspruchung wird nun fast ausschließlich durch die Wärmeabstrahlung aus dem Heißgasstrom heraus hervorgerufen.

Nach Schwanecke [73] läßt sich die Wärmebelastung einer Fläche im Abstand R [m] vom Zentrum einer Flamme nach der Gleichung

$$\dot{q} = \frac{\epsilon \cdot Q}{4 \cdot \pi \cdot R^2} \quad (8.1)$$

berechnen. Dabei ist ϵ das Emissionsverhältnis, das den Anteil der Gesamtwärmemenge Q kennzeichnet, der von der Flamme in Form von Wärmestrahlung nach außen abgegeben wird. Nach Fons [74] ist bei Holzfeuern $\epsilon = 0,17$ anzunehmen. Nach Knublauch [14] gilt dieser Wert auch im Falle nichtleuchtender Flammen.

Die Gesamtwärmemenge Q [kW] ist bei einer Flamme, die aus der Ventilationsöffnung eines Brandraums herausschlägt,

$$\dot{Q} = \dot{M} \cdot c_p \cdot T_m \quad (8.2)$$

Dabei ist

- \dot{M} [kg/s] = der Massenstrom, der aus der Brandraumöffnung ausströmt,
- c_p [kJ/kgK] = die spezifische Wärmekapazität der Rauchgase,
- T_m [K] = die absolute Temperatur der Rauchgase.

Für die Gültigkeit der Gleichung 8.1 ist vorausgesetzt, daß sich die bestrahlte Fläche nicht wesentlich erwärmt. Nimmt man eine Temperatur der Außenstützenfläche von $\vartheta_{OF} \approx 100$ °C an, so kann man die nach dem Verfahren

des Kapitels 6 ermittelten Wärmestromdichten und die sich nach Gl. 8.1 ergebenden Werte kombinieren (Bild 8-3) und zeigen, wie sich die Brandbeanspruchung einer Außenstützenoberfläche ändert, wenn der Abstand von der Symmetrieebene der Ventilationsöffnung variiert wird.

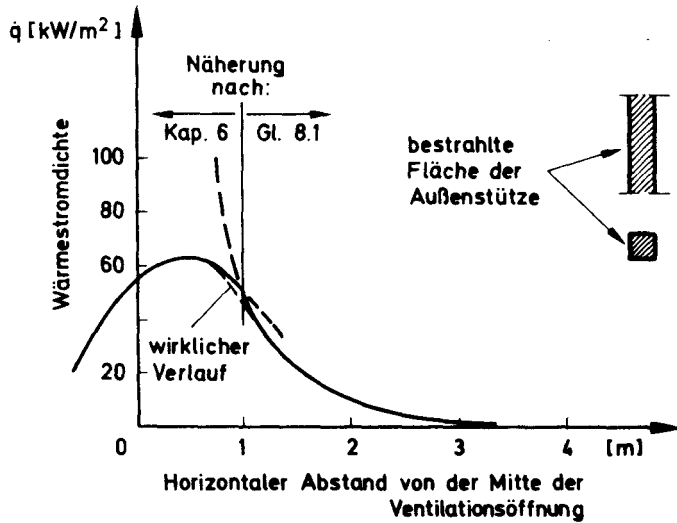


Bild 8-3 Wärmebeaufschlagung einer Außenstützenfläche in Abhängigkeit vom Abstand von der Mitte der Ventilationsöffnung ($b_F/h_F \approx 1,60/1,70$)

Bild 8-3 läßt auch die Gültigkeitsgrenzen von Gl. 8.1 erkennen. Sobald die betrachtete Außenstützenfläche in die "Kontur" des Heißgasstroms eintritt, liefert Gl. 8.1 zu große Werte. Andererseits scheint das umfassende Verfahren zur Ermittlung der Wärmestromdichte auch im Randbereich des Heißgasstroms noch brauchbare Werte anzugeben.

Grundsätzlich kann jedoch festgestellt werden, daß die einseitige Brandbeanspruchung einer Außenstütze, die am Fensterrand steht, noch von erheblicher Größenordnung ist. Die ankommende Wärmestromdichte nimmt jedoch mit dem Quadrat des Abstands zur Mitte der Ventilationsöffnung ab und erreicht schon in geringen Entfernungen vom Rand der Ventilationsöffnung sehr kleine Werte.

8.3. Die Außenstütze steht zwischen horizontal aus der Frontwand auskragenden Platten

Es kann vorausgesetzt werden, daß aus der Frontwand auskragende Balkenplatten den Ablauf des Brands im Gebäudeinnern nicht beeinflussen. Sie können also nur auf die Führung und Abkühlung der Rauchgase einwirken, wenn diese die Ventilationsöffnung verlassen haben.

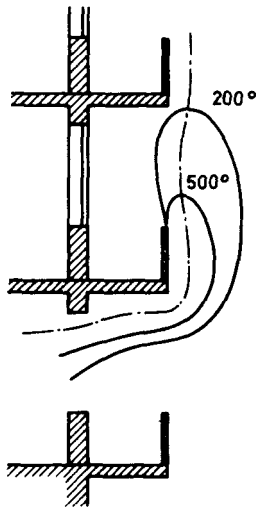


Bild 8-4
Einfluß von Kragplatten auf das Temperaturfeld vor der Fassade

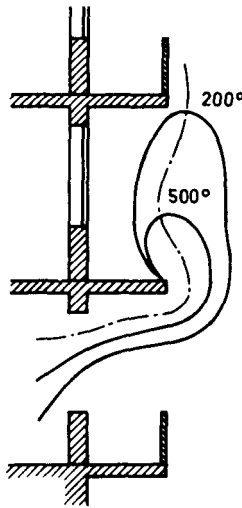


Bild 8-5
Einfluß von Kragplatten und Brüstungen auf das Temperaturfeld vor der Fassade

Bei den eigenen Versuchen durchströmte das Heißgas die Ventilationsöffnung des Brandraums, über der eine Kragplatte vorhanden war, mit derselben Geschwindigkeit und in derselben Richtung wie bei den Fällen, bei denen sich über der Ventilationsöffnung nur die senkrechte ebene Frontwand befand.

Erst in einem Abstand von ca. $1/3 h_F$ von der Fensterebene machte sich der Einfluß der Kragplatte auf die Bahn der Heißgase bemerkbar. Sie strömten dort mit geringerer Geschwindigkeit horizontal bis zum Plattenrand und wurden

umgelenkt (Bild 8-4, 8-5). Wenn am Plattenrand ein Brüstungselement stand, verlief die Flammenachse etwa senkrecht. War kein Brüstungselement vorhanden, wurde nach Umströmen des freien Plattenrandes die Heißgasachse erst zur Frontwand hin geneigt, verlief jedoch in Höhe der 500 °C-Isotherme ebenfalls senkrecht.

Weiter oben wurde die Heißgasstromachse wieder von der darüber liegenden Kragplatte abgelenkt.

Es konnte festgestellt werden, daß die Höhe über OK Ventilationsöffnung der 500 °C-Isotherme sich durch das Vorhandensein der Kragplatten - innerhalb der Genauigkeit der Meß- und Beobachtungsmöglichkeiten - im Vergleich zur ebenen Frontwand nicht wesentlich änderte, obwohl der Weg des Heißgases vom Verlassen des Brandraums bis zur 500 °C-Isotherme durch die Kragplatten um etwa $\Delta l_F = 1,3$ [m] verlängert wurde.

Die Ursache hierfür ist, daß der Strom längs seines horizontalen Weges unter der Kragplatte nur wenig Kaltluft ansaugen kann. Entsprechend seinem flachen und breiten Querschnitt, der zu fast der Hälfte von der Kragplatte begrenzt wird (Bild 8-6), ist die Eintrittsfläche für Kaltluft dort geringer als beim unmittelbar hinter der Ventilationsöffnung aufsteigenden Strom, dessen Ausdehnung nach Bild 6-10 in x- und y-Richtung etwa gleich groß ist und der deshalb nur mit etwa einem Viertel seiner Mantelfläche an die Frontwand grenzt.

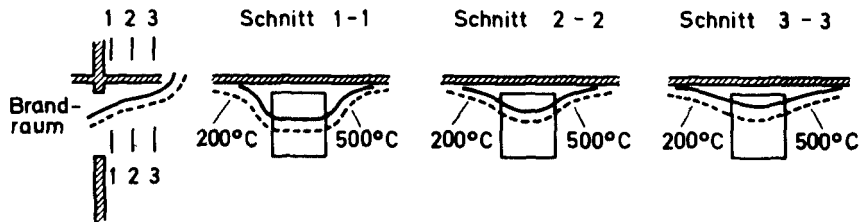


Bild 8-6 Isothermendarstellung des Heißgasstroms unter Kragplatten in verschiedenen Schnitten

Außerdem ist die mittlere Horizontalgeschwindigkeit der an der Unterseite der Kragplatte entlangströmenden Heißgase etwa nur 0,7 - 0,9 mal so groß wie die durch Auftriebskräfte erzeugte Vertikalgeschwindigkeit im aufsteigenden Strom. Dies bedeutet, daß auch die Geschwindigkeit der einströmenden Kaltluft und somit der pro Flächeneinheit der Begrenzung eintretende Kaltluftmassenstrom unter dem mittleren Teil der Kragplatte klein ist.

In der Nähe des Plattenrandes strömen die Heißgase wieder schneller, da sich dort der Querschnitt leicht einschnürt.

Bei Vorgabe einer Glockenkurve als Mantelfläche der Unterseite des Stroms im Bereich der Kragplatte und als äußere Begrenzungsfläche im aufsteigenden Teil kann der Temperaturverlauf auch beim Vorhandensein von Kragplatten nach dem in Bild 6-18 gezeigten Schema berechnet werden.

Der Kopf der Außenstützen, die zwischen den Kragplatten standen, wurden bei jedem Versuch allseitig vom Brand beansprucht. Stand die Außenstütze zwischen der Brandraumöffnung und dem außenliegenden Drittelpunkt der Kragplatte, so wurden alle Seiten gleichmäßig erwärmt. Die erreichten Temperaturen lagen in derselben Größenordnung wie bei einem Vergleichselement (Stützenabschnitt aus demselben Material mit demselben Querschnitt wie die Außenstütze), das im Brandraum dem Feuer ausgesetzt war.

Stand die Außenstütze am Plattenrand (Bild 8-7), war die Brandbeanspruchung ihres Kopfes nur noch auf der Brandraumseite ebenso groß wie bei den anderen Stellungen, die Seitenflächen und die dem Brandraum abgewandte Fläche erfuhren geringere Temperaturerhöhungen.

Auf Bild 8-7 ist die Zone der Plattenunterseite zu erkennen, innerhalb der die Betonoberflächentemperaturen beim Abbrand einer Brandlast von $\dot{Q}_{OF} = 500 \text{ }^\circ\text{C}$ ($Q \approx 600 \text{ kg Holz}$, Brandbelastung $q_B = 40 \text{ kg/m}^2$) zu Beginn der Kühlphase übersteigen.

Der Ruß, der sich zu Versuchsbeginn dort niedergeschlagen hatte, ist später verbrannt. Diese Zone war etwa so breit wie die Fensteröffnung und endete kurz vor dem Plattenrand.



Bild 8-7

brandbeanspruchte Außenstütze
und Balkonplatte nach dem
Versuch

Wenn man die Geometrie des strahlenden Heißgasstroms und die Temperaturverteilung in ihm berücksichtigt, kann man zu dem Schluß kommen, daß der Kopf einer Außenstütze, die im Zentrum dieser Zone steht, allseitig gleichmäßig beflammt wird. Rückt die Stütze aus dem Zentrum heraus, so wird sie, ähnlich wie bereits in Kapitel 6 beschrieben, zunächst noch dreiseitig mit voller Intensität und von der dem Zentrum abgekehrten Fläche weniger bestrahlt. Steht die Stütze am Rand dieser Zone, so wird nur noch eine Seite stark bestrahlt, die anderen drei im wesentlichen durch Konvektion aufgeheizt. Windeinflüsse können diesen Bereich jedoch vergrößern oder seitlich verschieben.

Man muß also davon ausgehen, daß der Kopf einer zwischen Kragplatten stehenden Außenstütze dieselbe Brandbeanspruchung erfahren kann wie der Teil einer Außenstütze vor der ebenen Frontwand, der sich vom oberen Drittel der Ventilationsöffnung bis in Höhe der Brandraumdecke erstreckt.

Die Brandbeanspruchung einer Außenstütze, die zwischen Kragplatten über dem Brandraum steht, ergibt sich nun, wenn man Windeinwirkungen auf das Feuer wiederum ausschließt, wie folgt:

Der konvektive Wärmeübergang ist von derselben Größenordnung wie im Falle der ebenen Frontwand, da - wie aus Pkt. 6 leicht abzuleiten ist - die Heißgase

zwischen den auskragenden Platten mit etwa der gleichen Geschwindigkeit aufsteigen wie im vorerwähnten Fall.

Der Wärmeübergang durch Strahlung wird oberhalb der Kragplatte durch einen Heißgasstrom gekennzeichnet, der im Bereich hoher Temperaturen parallel zum Plattenrand eine große und rechtwinklig dazu eine relativ kleine Ausdehnung hat. Demzufolge sind die gleichwertigen Schichtdicken S_{g1} [m] der die Außenstützenflächen bestrahlenden Heißgaskörper kleiner als im Fall eines Stroms, der unmittelbar nach Verlassen der Brandraumöffnung aufsteigen kann. Trotz gleichhoher Heißgastemperaturen ist der auf ein Außenstützenflächenelement übergehende Wärmestrom deshalb geringer. Die Seitenflächen der Außenstütze werden mit größerer Intensität bestrahlt als die dem Gebäude zu- bzw. abgewandte Seite.

Bild 8-4 kann entnommen werden, daß die größte Brandbeanspruchung einer zwischen Kragplatten über dem Brandraum stehenden Außenstütze in der Nähe des Stützenfußes auftritt. Sobald sich nun infolge Windeinwirkung der die Ventilationsöffnung verlassende Massenstrom vergrößert und seine Temperatur beibehält, kann eine hohe Wärmebeanspruchung auf voller Stützenhöhe eintreten.

Ein am Rand der Kragplatte stehendes Brüstungselement kann - auch bei Windeinfluß - den Stützenfuß und den unteren Außenstützenbereich wirkungsvoll vor Brandeinwirkungen aus dem darunterliegenden Geschoß schützen.

9. Thermische Beanspruchung von Außenstützen beim Brand in zwei übereinanderliegenden Geschossen

Innenstützen werden nur thermisch beansprucht, solange es in dem Raum, in dem sie stehen, brennt.

Außenstützen können jedoch von Heißgasströmen erwärmt werden, die von verschiedenen Brandräumen herrühren. Der wichtigste Fall ist der, bei dem die beiden Brandräume und deren Öffnungen übereinander liegen. Dabei ist zu unterscheiden, ob es in beiden Räumen gleichzeitig brennt oder ob die Brände zeitlich nacheinander ablaufen. Laufen die Brände zeitlich nacheinander ab, so kann der Teil einer Außenstütze, der im oberen Drittel der obenliegenden Brandraumöffnung steht, nahezu die doppelte Brandbeanspruchung bekommen, die er beim Brand in nur einem Geschoß erfahren würde.

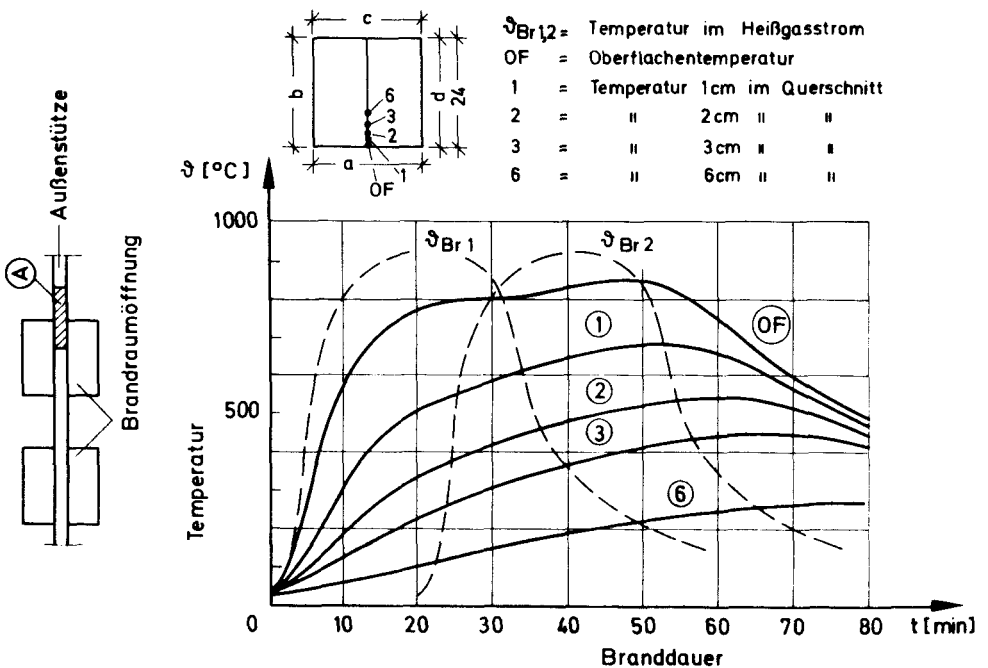


Bild 9-1 Brandbeanspruchung eines Außenstützenelements bei Beflammung durch zwei nacheinander ablaufende Brände

Setzt man voraus, daß der Brand im untenliegenden Geschoß ausbricht und infolge Windeinwirkung lange Flammen aus der unteren Brandraumöffnung heraus schlagen, so kann das Stück (A) der Außenstütze (Bild 9-1) eine ebenso hohe Brandbeanspruchung erfahren wie beim Brand im oberen Geschoß.

Wenn das Feuer während der Abkühlphase im unteren Brandraum auf den oberen Brandraum übergreift, so stellt sich für Punkt (A) ein Maximum an Brandbeanspruchung ein. Wie aus Bild 9-1 hervorgeht, ist dieses Maximum im Falle einer Betonstütze im wesentlichen durch eine starke Durchwärmung des Querschnittsinneren gekennzeichnet. Die Oberflächentemperatur steigt - wegen der geringeren Temperaturdifferenz Heißgas/Stütze beim Brand im obenliegenden Brandraum - nicht mehr wesentlich an.

Die Möglichkeit einer mehrfachen Beflammung eines Außenstützenteils muß bei der Festlegung der notwendigen Feuerwiderstandsdauer beachtet werden.

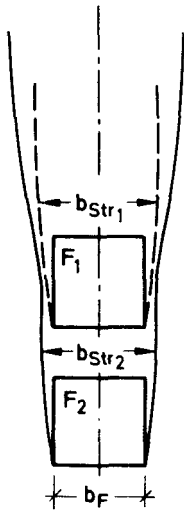


Bild 9-2

Kontur des Heißgasstroms bei gleichzeitigem Brand in zwei übereinanderliegenden Geschossen

Laufen die Brände im unteren und im oberen Brandraum gleichzeitig ab, so bekommen die beiden Heißgasströme eine gemeinsame Kontur (Bild 9-2). Sind beide Volumenströme gleich groß, so ist die waagerechte Querschnittsfläche innerhalb der gemeinsamen Kontur doppelt so groß wie die des Einzelstroms, da angenommen werden kann, daß sich die Vertikalgeschwindigkeit wie im Falle des Einzelstroms einstellt. Diese Annahme ist berechtigt, da die Temperaturen im "Doppelstrom" und somit auch die Auftriebskräfte dieselbe Größenordnung besitzen wie im Einzelstrom.

Hieraus leitet sich unmittelbar ab, daß auch der konvektive Wärmeübergang, wenn aus beiden Brandraumöffnungen Heißgase ausströmen, an den einander entsprechenden Stellen gleich groß ist wie beim Heißgasaustritt aus nur einer Brandraumöffnung.

Wenn sich die Querschnittsfläche des Heißgasstroms verdoppelt, wachsen die Ausdehnungen in x - und y -Richtung um den Faktor $\sqrt{2}$ an. Durch die Verdopplung des Volumenstroms verlängert sich die Flamme um das 1,5-Fache. Die gleichwertige Schichtdicke S_{gl} des strahlenden Gaskörpers wächst jedoch nur um das 1,2-Fache an. Setzt man voraus, daß aus beiden Brandraumöffnungen Rauchgase gleicher Temperatur, Gaszusammensetzung und mit demselben Rußgehalt ausströmen, so ändert sich der Beweiswert ϵ des strahlungsbedingten Wärmeübergangs um etwa das 1,1-Fache. Dies bedeutet, daß bei gleichzeitigem Brand in zwei übereinanderliegenden Räumen an der für die Feuerwiderstandsdauer einer Außenstütze maßgebenden Stelle nur ein geringer Zuwachs an Brandbeanspruchung auftritt.

Setzt man voraus, daß die Fensteröffnung in beiden Geschossen so breit ist wie die Brandräume (horizontale Lichtbänder) und daß die Heißgasvolumenströme durch Windeinwirkung von der gegenüberliegenden Gebäudeseite erheblich vergrößert werden, so tritt ein Maximum der Brandbeanspruchung der in der Symmetrieebene des Fensters stehenden Außenstütze auf. Da das Flammenvolumen vor der Fassade so groß sein kann wie im Brandraum, erfährt die Außenstütze eine ebenso große, allseitige Brandbeanspruchung wie die vergleichbare Innenstütze.

10. Zusammenfassung

Die bislang vorliegenden Versuchsergebnisse und theoretischen Erkenntnisse reichten noch nicht aus, die thermische Beanspruchung von Außenstützen im Brandfall zu beschreiben. Eine kritische Analyse zeigte, daß ein Teil der noch vorhandenen Kenntnislücken nur durch Versuche mit natürlichen Bränden im Maßstab 1 : 1 geschlossen werden kann.

Deshalb wurde eine Versuchsreihe mit "natürlichen Bränden" in einem mehrgeschossigen Wohnhaus dazu benutzt, im Rahmen eigener Versuche eine Sammlung von wesentlichen Kennwerten zu erarbeiten, auf deren Grundlage ein Modell für die Brandbeanspruchung von Außenstützen entwickelt werden konnte. Da die einzelnen Einflußgrößen zum Teil physikalisch komplex und mathematisch schwer zu erfassen sind, wurden zahlreiche Vereinfachungen vorgenommen und Näherungsformeln eingeführt, welche die Wirklichkeit jedoch für brandschutztechnische Zwecke mit genügender Genauigkeit wiedergeben. Es wurde versucht, die Gültigkeitsgrenzen der Näherungsansätze jeweils anzugeben.

Das Rechenmodell zur Beschreibung der Brandbeanspruchung von Außenstützen, das für ein Bauwerk mit ebener Fassade entwickelt wurde, kann auch dann für die Abschätzung des auf Außenstützen übertragenen Wärmestroms verwendet werden, wenn in der Frontwand Auskragungen vorhanden sind.

Anhand theoretisch-rechnerischer Untersuchungen konnte gezeigt werden, inwieweit die Brandbeanspruchung von Außenstützen - quantitativ und qualitativ - bei bekanntem Temperatur-Zeit-Gesetz des Brandes im Gebäudeinnern von ihrer Stellung zur Brandraumöffnung und deren Geometrie abhängt. Bezieht man Windeinflüsse, welche den die Brandraumöffnung verlassenden Heißgasvolumenstrom erheblich vergrößern können, mit in die Betrachtungen ein, so kann als Ergebnis der Untersuchungen folgendes festgestellt werden:

1. Die auf die Flächen einer Außenstütze übertragenen Wärmestromdichten ändern ihre Größenordnung längs der Stützenachse. Sie nehmen mit zunehmendem Abstand des betrachteten Flächenelements von der Brandraumöffnung ab. Die Brandbeanspruchung kann den Wert der Wärmestromdichte erreichen, der auf eine demselben Brand im Gebäude ausgesetzte Innenstütze übertragen wird.

Bei einem Brand, der in nur einem Geschoß oder g l e i c h z e i t i g in mehreren Geschossen abläuft, können auf Außenstützen keine höheren Wärmestromdichten übertragen werden als auf Innenstützen.

Die Brandbeanspruchung eines Außenstützenabschnitts kann - je nach seiner Stellung zur Frontwand und zum Heißgasstrom - allseitig (gleichmäßig oder von Seite zu Seite unterschiedlich, dreiseitig und einseitig sein.

2. Steht die betrachtete Außenstütze im Brandfall bei gleichzeitiger Wind- einwirkung auf der Leeseite des Gebäudes, so kann sie ab Unterkante der Brandraumöffnung bis etwa zur Decke des über dem Brandraum liegenden Geschosses von einem großen Heißgasvolumen hoher Temperatur umgeben werden und somit auf große Höhe eine Brandbeanspruchung erfahren, die in der gleichen Größenordnung liegt wie die einer Innenstütze.
3. Auch unter ungünstigsten Voraussetzungen ist eine Beflammung von Außen- stützen unterhalb der Unterkante der Brandraumöffnung nicht möglich.

Schrifttum

- [1] DIN 4102
Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen.
- [2] Boié, P.:
Brandversuche mit Außenstützen aus Stahl. Beiträge aus Statik und Stahlbau anlässlich des 60. Geburtstages von Prof. Klöppel, Köln 1961.
- [3] Bongard, W.:
Brandversuche mit Außenstützen aus Stahl. Der Stahlbau 32, Nr. 5, Berlin 1963, S. 139 - 146.
- [4] Bongard, W.:
Außenstützen aus Stahl im Feuer. VFDB-Zeitschrift 12 (1963), Nr. 4, S. 117 - 125.
- [5] Schütze, W.:
Versuche in natürlichem Maßstab zur Untersuchung der baulichen Bedingungen für die Ausbreitung von Bränden, VFDB-Zeitschrift 1962, Nr. 3, S. 72 - 86.
- [6] Schütze, W.:
Das Feuerrisiko von Frontaußenwänden. Bauen mit Kunststoffen 1967, Nr. 5 und Nr. 6.
- [7] Schütze, W.:
Brandübertragung über Gebäudeaußenfronten, VFDB-Zeitschrift 17 (1968), Nr. 4, S. 104 - 113.
- [8] Butcher, E.G., Chitty, T.B., und Ashton, L.A.:
The temperature attained by steel in building fires; Fire Research Technical Paper No. 15. Her Majesty's Stationery Office, London 1966.
- [9] Southwest Research Institute San Antonio:
Fire Exposure of exterior structural Members; Project No. 01-1704, prepared for American Iron and Steel Institute, New York, July 1965.
- [10] Ehm, H., und Arnault, P.:
Versuchsbericht über Untersuchungen mit natürlichen Bränden; Europäische Konvention für Stahlbau, Unterkommission 3.1, Oktober 1969.
- [11] Ehm, H., und Arnault, P.:
Bericht über vergleichende Auswertungen der Erwärmungsversuche (vorl. Fassung); Europäische Konvention für Stahlbau unter Kommission 3.1, März 1970.

- [12] Arnault, P., Ehm, H., und Kruppa, J.:
Rapport Experimental sur les Essais avec des Feux Naturels Executes dans la petite Installation; Europäische Konvention für Stahlbau, Kommission 3, Juni 1973.
- [13] Arnault, P., Ehm, H., und Kruppa, J.:
Evolution des températures dans les poteaux extérieurs soumis des à des incendies; Centre Technique Industriel de la Construction Métallique Poteaux - France, 1974.
- [14] Knublauch, E.:
Über das Brandgeschehen vor der Fassade eines brennenden Gebäudes unter besonderer Berücksichtigung der Feuerbeanspruchung von Außenstützen; BAM-Berichte Nr. 25, Berlin 1973.
- [15] Seigel, L.G.:
Fire Test of an Exterior Exposed Steel Spandrel Girder. Materials Research and Standards 10 (1970), Nr. 2, S. 10 - 13.
- [16] Moulen:
Horizontal Projections in the Prevention of Spread of Fire from Storey to Storey. Department of Works Commonwealth Experimental Building Station, Australien 1971.
- [17] Seigel, L.G.:
The Projection of Flames from Burning Buildings; Fire Technologie, Febr. 1969.
- [18] Yokoi, S.:
Study on the prevention of Fire-Spread, caused by Hot Upward Current; Report Nr. 34 of the Building Research Institute, Tokio 1960.
- [19] Pettersson, O.:
Principles of Fire Engineering Design and Fire Safety of Tall Buildings; Division of Structural Mechanics and Concrete Construction, Lund Institute of Technology, Bulletin 31, Lund, Schweden, 1973.
- [20] DIN 18 230 E
Baulicher Brandschutz im Industriebau, Ermittlung der Brandschutzklasse, Entwurf, 1974.
- [21] Kordina, K., u. Bechtold, R.:
Sécurité et Résistance au Feu des Structures en Béton. Veröffentlichung in Cahiers de l'Institut Techn. Bâtim. Trav. Publics, Nr. 294, Juni 1972.
- [22] Nilsson, L.:
Brandbelastning i bostadslägenheter
- [23] Czech, R.:
Ermittlung von Brandlasten in Bürogebäuden; Europäische Konvention für Stahlbau, Unterkommission 3.1 (unveröffentlicht).

- [24] Gross, D.:
Experiments on the burning of cross piles of wood.
I.Res.Natn.Bur.Stand. 1962, 66c(2), S. 99 - 105.
- [25] O'Dogherty, M.J., and Young, R.A.:
Miscellaneous experiments on the burning of wooden cribs. Joint
Fire Research Organisation, Fire Research Note 548, 1968.
- [26] Thomas, P.H., and Heselden, A.J.M.:
Fully developed fires in single compartments (C.I.B.Report No. 20).
Joint Fire Research Organisation, Fire Research Note 923/1972.
- [27] Thomas, P.H., und Nilsson, L.:
Fully Developed Compartment Fires: New Correlations of Burning
Rates - Fire Research Note Nr. 979, CIB/WG 14/21/73, August 1973.
- [28] Harmathy, T.Z.:
A New Look at Compartment Fires, Parts I and II; Division of Building
Research - Research Paper Nr. 566, CIB/W 14/16/73, Ottawa 1972.
- [29] Thomas, P.H.:
The Effect of Crib Porosity in Recent CIB Experiments; Fire Research
Note Nr. 999, CIB/WG 14/39/74, Februar 1974.
- [30] Lie, T.T.:
Characteristic Temperature Curves for Various Fire Severities;
Forschungsbericht des National Research Council of Canada, Division
of Building Research, Ottawa 1975, S. 315 - 326.
- [31] Kawagoe, K.:
Fire Behaviour in Rooms. Report of the Japanese Government, Building
Research Institute, Ministry of Construction, 1958.
- [32] Magnusson, S.E., and Thelandersson, S.:
Temperature-Time Curves of Complete Process of Fire Development;
Acta Polytechnica Scandinavica, Civil Engineering and Building
Construction Series, Nr. 65, Stockholm 1970.
- [33] Kordina, K., Jeschar, R., Bechtold, R., Ehlert, K-P., Wesche, J.:
Brandversuche an einem viergeschossigen Wohngebäude - Lehrte.
(Bericht in Vorbereitung)
- [34] Cox, G.:
Gas velocity measurement in fires by the crosscorrelation of random
thermal fluctuations. Fire Note No. 1032.
Joint Fire Research Organisation Booreham Wood England, 1975.

- [35] Ehlert, K. P., und Jeschar, R.:
Abschlußbericht der Versuchsergebnisse zum Forschungsvorhaben
"Abbrandversuche an einem zum Abbruch bestimmten viergeschossigen
Wohnhaus in Lehrte", Bericht 4/1976.
- [36] Rietschel - Raiß:
Heiz- und Lüftungstechnik, 14. Auflage 1962
Springer-Verlag Berlin/Göttingen/Heidelberg.
- [37] Gumz, W.:
Kurzes Handbuch der Brennstoff- und Feuerungstechnik, Springer-Verlag.
- [38] Prandtl, L.:
Führer durch die Strömungslehre, 3. Aufl., Braunschweig, 1949.
- [39] Schmidt, W.:
Turbulente Ausbreitung eines Stromes erhitzter Luft; Z. angew.
Math. Mech., Bd. 21, Nr. 5 + 6, S. 265 - 279 und S. 351 - 363.
- [40] Abraham, G.:
Horizontal Jets in Stagnant Fluid of Other Density; Journal of the
Hydraulics Division, Proceedings of the American Society of Civil
Engineers, Vol. 91, No. HY4, 1965.
- [41] Traustel, S., Löhner, A.:
Über die allgemeinen Transportgleichungen des runden unverdrallten
turbulenten Freistrahls; Gas Wärme International, Bd. 16, Nr. 8,
1967, S. 399 - 404.
- [42] Koestel, A.:
Computing Temperatures and Velocities in Vertical Jets of Hot or Cold
Air; This paper is the result of research sponsored by The American
Society of Heating and Ventilating Engineers in Cooperation with
the Case Institute of Technology, Cleveland, Ohio, June 1954.
- [43] Kremer, H., und Klopp, E.:
Die Anwendung numerischer Verfahren auf das Ausbreiten freier
turbulenter Gasstrahlen; VDI, Forschung im Ingenieurwesen 35,
Nr. 2, Düsseldorf 1969, S. 33 - 68.
- [44] Moog, W., und Sodec, F.:
Thermodynamische Auslegung von Fensterblasanlagen.
Klima- und Kälteingenieur, Heft 1973.
- [45] Regenscheidt, B.:
Die Luftbewegung in klimatisierten Räumen.
Kältetechnik, 11, S. 3, 1959.

- [46] Schnitzler, W.:
Das Verhalten eines rechteckigen Strahles.
E-Bericht 1701 (Fa. H. Krantz, Lufttechnik, Aachen), 1957.
- [47] Regenscheidt, B.:
Die Berechnung von radial strömenden Frei- und Wandstrahlen sowie
von Rechteckstrahlen, Ges.-Ing. 7, S. 193 - 201, 1971.
- [48] Günther, Rudolf:
Vorträge des Gaskurses 1964. Institut für Gastechnik, Feuerungstechnik
und Wasserchemie der TU Karlsruhe.
- [49] Petterson, O.:
The Connection Between a Real Fire Exposure and the Heating Conditions
According to Standard Fire Resistance Tests, with Special Application
to Steel Structures; Lund 1973
- [50] Thomas, P.H.:
The size of Flames from natural fires.
- [51] International Symposium on "The use of models in fire research".
National Academy of Sciences, Washington D.C., Publication 786.
Diskussionsbeitrag Taylor, 1961.
- [52] VDI-Wärmeatlas; VDI-Verlag GmbH, 2. Auflage, Düsseldorf, 1974.
- [53] Ehm, H.:
Beitrag zur rechnerischen Bemessung von brandbeanspruchten balken-
artigen Stahlbetonbauteilen, Institut für Baustoffkunde und Stahl-
betonbau der TU Braunschweig, Heft 7, Braunschweig, 1967.
- [54] Jeschar, R.:
"Der konvektive Wärmeübergang an Steingittern, im Lichte der
Ähnlichkeitslehre".
Archiv für das Eisenhüttenwesen 32, 1961, S. 361 - 368.
Mitteilung Nr. 499 der Wärmestelle des VDEh Düsseldorf,
(Mitverfasser C. O. Pels Leusden).
- [55] Jeschar, R.:
Untersuchungen über den konvektiven Wärmeübergang in
Industrieöfen.
gas wäreme international, Bd. 17, Nr. 2, S. 54 - 60, 1968.
- [56] Jeschar, R.:
Die Bedeutung der Strömungstechnik beim Ziegelbrand.
Die Ziegelindustrie, S. 331 - 340, 1960.
Vorgetragen auf der Jahrestagung des Ziegeleiverbandes im
Januar 1960 im Haus der Technik, Essen.

- [57] Jeschar, R.:
Verbrennung bei gleichzeitiger Wärmeübertragung.
1. Teil (Auszug aus Dissertation).
Archiv für das Eisenhüttenwesen, S. 329 - 335, 30, 1959.
Mitteilung Nr. 474 der Wärmestelle des VDEH Düsseldorf.
- [58] Klingsch, W.:
Traglastberechnung instationär thermisch belasteter schlanker
Stahlbetondruckglieder mittels zwei- und dreidimensionaler
Diskretisierung. Dissertation TU Braunschweig, 1975.
- [59] Haksever, A.:
Zur Frage des Trag- und Verformungsverhaltens ebener Stahlbeton-
rahmen im Brandfall. Dissertation TU Braunschweig, 1976.
- [60] Schack, A.: Über die Strahlung der Feuergase und ihre praktische
Berechnung; Zeitschrift für techn. Physik 15, Nr. 6, 1924.
- [61] Schack, A.:
Strahlung von leuchtenden Flammen. Zeitschrift für technische Physik,
Nr. 10, 1925, S. 530 - 540.
- [62] Schack, A.:
Der industrielle Wärmeübergang; 7. Auflage, Düsseldorf 1969, Verlag
Stahleisen.
- [63] Rummel, K., und Veh, P.O.:
Die Strahlung leuchtender Flammen. Arch. Eisenhüttenw. 14, 1941, S.
489 - 499, und Veh, P.O.: Arch. Eisenhüttenw. 14, 1941, S. 533 - 542.
- [64] Gröber, Erk, Gringull:
Wärmeübertragung, 3. Auflage, Springer-Verlag, 1963.
- [65] Elegeti, K.:
Ein neues Verfahren zur Berechnung des Strahlungsaustausches
zwischen einem Gas und einer grauen Wand.
Brennstoff, Wärme, Kraft (BWK), Bd. 14, Nr. 1, 1962.
- [66] Pandaya:
Untersuchung über die Strahlung von Gaskörpern ungleicher Temperatur.
Dissertation TH Aachen, 1961.
- [67] DIN 1055 Lastannahmen für Bauten, Blatt 4 - Windlast
- [68] Kremer, H., und Hoitz, J.:
Untersuchung der Eigenschaften von Zündbrennern für industrielle
Gasfeuerungen.

- [69] John, R.:
Rauchgas- und Luftströme durch Öffnungen in Brandräumen.
Beitrag zum 5. Internationalen Brandschutz-Seminar, Karlsruhe, 1976.
- [70] Wakamatsu, Takao:
Calculation Methods for Predicting Smoke Movement in Building
fires and designing smoke control systems.
Building Research Institute, Fire Research Section Hayakumin - CHO,
3 28-8 Shing Juker - KL, Tokyo, Japan, 1975.
- [71] Eckert, E.:
Wärme- und Stoffaustausch.
Springer-Verlag Berlin/Göttingen/Heidelberg, 2. Auflage, 1959.
- [72] Oberndörfer:
Untersuchung der gegenseitigen Flammenbeeinflussung. Bericht des
Instituts für Wärme- und Brennstofftechnik der TU Braunschweig, 1976.
- [73] Schwanecke, R.:
Sicherheitstechnik und Nachbarschutz an Abgasfackeln.
Verfahrenstechnik 8, Nr. 6, 1974.
- [74] Fons, W.L., et al:
Project fire Model, Summary progress report II.
Southern Forest Fire Laboratory, Macon, Georgia, 1962).

In der Schriftenreihe des Instituts für Baustoffkunde und
Stahlbetonbau, Technische Universität Braunschweig, sind
bisher erschienen:

- Heft 1: Über das Verdunstungsverhalten und den Nachweis öligler
Holzschutzmittel (1962)
von Rolf Deters - vergriffen -
- Heft 2: Das Verhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbauteilen
unter Feuerangriff (1963)
von Karl Kordina - vergriffen -
- Heft 3: Zur Stabilitätsfrage des Zweigelenkbogens mit biegeweichem
Zugband und schlaffen Hängestangen (1963)
von Josef Eibl - vergriffen -
- Heft 4: Ein Verfahren zur Bestimmung des Vorspannverlustes infolge
Schlupf in der Verankerung - Zur Frage der Temperatur-
Beanspruchung von kreiszylindrischen Stahlbetonsilos - (1964)
von Karl Kordina und Josef Eibl
- Heft 5: Über den Schalungsdruck von Frischbeton (1965)
von Helmut Ertingshausen
- Heft 6: Transportphänomene in Betonporen (1966)
von Nils Valerian Waubke
- Heft 7: Ein Beitrag zur rechnerischen Bemessung von brandbean-
spruchten balkenartigen Stahlbetonbauteilen (1967)
von Herbert Ehm - vergriffen -
- Heft 8: Möglichkeiten der Bestimmung der kritischen Last von Stab-
und Flächentragwerken mit Hilfe ihrer Eigenfrequenz (1967)
von Joachim Steinert - vergriffen -
- Heft 9: Untersuchungen an dämmschichtbildenden Feuerschutzmitteln (1967)
von Axel Lämmke - vergriffen -
- Heft 10: Beitrag zur Frage der Kippstabilität aufgehängter Balkenträger
und gerade, flächenartiger Träger (1968)
von Kamal Fouad Rafla - vergriffen -
- Heft 11: Die Traglast von offenen, kreisförmigen Stahlbetonquerschnitten
- Brazier-Effekt - (1968)
von György Ivány - vergriffen -
- Heft 12: Brandverhalten verschiedener Bauplatten aus Baustoffen der
Klassen A und B, insbesondere aus Baustoffen der Klasse A 2 (1969)
von Claus Meyer-Ottens - vergriffen -
- Heft 13: Zum Tragverhalten von kreisförmigen Doppelsilos unter Berücksich-
tigung der Eigensteifigkeit des Füllgutes (1969)
von Günther Fuchs
- Heft 14: Wände aus Holz und Holzwerkstoffen unter Feuerangriff (1970)
von Claus Meyer-Ottens

- Heft 15: Beurteilung von Bauwerksfestigkeiten an Hand von Betongütewürfeln und -bohrproben (1970)
von Ralf Lewandowski - vergriffen -
- Heft 16: Untersuchungen zur Frage der Rissesicherung von leichten Trennwänden aus Gips-Wandbauplatten (1970)
von Fritz-Joachim Neübauer - vergriffen -
- Heft 17: Brandverhalten von Bauteilen aus dampfgehärtetem Gasbeton (1970)
von Claus Meyer-Ottens und Karl Kordina
- Heft 18: Die Stahlblech-Holz-Nagelverbindung und ihre Anwendung - Grundlagen und Bemessungsvorschläge - (1971)
von Wilfried Böderker
- Heft 19: Bauaufsichtliche Brandschutzvorschriften - Beispiele für ihre Erfüllung bei Wänden, Brandwänden und Decken - (1971)
von Claus Meyer-Ottens - vergriffen -
- Heft 20: Das Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonbrückenpfeilern mit Rollenlagern (1972)
von Kurt Liermann
- Heft 21: Zum Trag- und Verformungsverhalten ebener Stockwerksrahmen aus Stahlbeton (1972)
von Béla Jankó
- Heft 22: Zur Frage des Spannungsrißkorrosionsverhaltens kohlenstoffarmer Betonstähle in Nitratlösungen unter Berücksichtigung praxisnaher Verhältnisse (1972)
von Ulf Nürnberger
- Heft 23: Zur Frage der Abplatzungen an Betonbauteilen aus Normalbeton bei Brandbeanspruchung (1972)
von Claus Meyer-Ottens
- Heft 24: Über die Steinkohlenflugasche und ihre Wirkung auf die Eigenschaften von Leichtbeton mit geschlossenem Gefüge im frischen und festen Zustand (1973)
von Hassan Taha El-Arousy
- Heft 25: Mechanismen der Spannungskorrosion von Spannstählen im Hinblick auf ihr Verhalten in Spannbetonkonstruktionen (1973)
von Günter Rieche
- Heft 26: Beitrag zur rechnerischen Ermittlung von Zwangsschnittgrößen unter Berücksichtigung des wirklichen Verformungsverhaltens des Stahlbetons (1974)
von Eckhard Tennstedt
- Heft 27: Zur Kinetik festigkeitsmindernder Reaktionen in Normalbetonen bei hohen Temperaturen (1973)
von Ullrich Schneider
- Heft 28: Ein dreiparametrisches, komplexes Ultraschall-Prüfverfahren für die zerstörungsfreie Materialprüfung im Bauwesen (1974)
von Jürgen Neisecke

- Heft 29: Traglastermittlung an Stahlbeton-Druckgliedern (1974)
von Karl Kordina, Peter Maack und Olaf Hjorth
- Heft 30: Berücksichtigung der Torsionssteifigkeit von Randbalken
bei Stahlbetondecken (1974)
von Joef Eibl und György Ivány
- Heft 31: Stabilitätsnachweise von Rahmensystemen im Stahlbetonbau (1974)
von Karl Kordina und Béla Jankó †
- Heft 32: Ein Beitrag zur Frage der Festigkeiten und des Verbundverhaltens
von Stahl und Beton bei hohen Beanspruchungsgeschwindigkeiten (1976)
von Olaf Hjorth
- Heft 33: Traglastberechnung instationär thermisch belasteter schlanker
Stahlbetondruckglieder mittels zwei- und dreidimensionaler
Diskretisierung (1976)
von Wolfram Klingsch
- Heft 34: Thermische Zerstörung natürlicher Zuschlagstoffe im Beton (1977)
von Farid Djamous
- Heft 35: Zur Frage des Trag- und Verformungsverhaltens ebener Stahl-
betonrahmen im Brandfall (1977)
von Ataman Haksever
- Heft 36: Ein Beitrag zur Traglastermittlung von vierseitig gelagerten
Stahlbetonwänden (1977)
von Karl-Heinrich Storkebaum

2508 025