

**INSTITUT FÜR BAUSTOFFE, MASSIVBAU UND BRANDSCHUTZ
DER TECHNISCHEN UNIVERSITÄT BRAUNSCHWEIG**

Amtliche Materialprüfanstalt für das Bauwesen

Direktoren:

Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. K. Kordina

Prof. Dr.-Ing. F. S. Rostásy

**WÄRMEBILANZRECHNUNGEN
IN VERBINDUNG MIT VERSUCHEN IN BRANDRÄUMEN**

(TEIL II)

von

Ulrich Schneider

Heft 58

BRAUNSCHWEIG

1983

~~15-0258/003~~
01-557 50

**INSTITUT FÜR BAUSTOFFE, MASSIVBAU UND BRANDSCHUTZ
DER TECHNISCHEN UNIVERSITÄT BRAUNSCHWEIG**

Amtliche Materialprüfanstalt für das Bauwesen

Direktoren:

Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. K. Kordina

Prof. Dr.-Ing. F. S. Rostásy

**WÄRMEBILANZRECHNUNGEN
IN VERBINDUNG MIT VERSUCHEN IN BRANDRÄUMEN**

(TEIL II)

von

Ulrich Schneider

B I B L I O T H E K
Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz
der Technischen Universität Braunschweig
Beethovenstraße 52
D-3300 Braunschweig

Heft 58

BRAUNSCHWEIG

1983

Bezeichnungen und Symbole

Symbol	Dimension	Benennung
A	m ²	Grundfläche des Brandraums
A _T	m ²	innere Oberfläche des Brandraums
A _w	m ²	Fensteröffnung
A' _w	m ²	Dachöffnung
b _D	m	Breite der Fenster
c	min m ² /kWh	Umrechnungsfaktor gem. DIN 18 230 Teil 1
c _K	1	Kontraktionskoeffizient
E _{rest}	kJ(kcal)	potentielle Restenergie bei Beginn der Abkühlphase
g	m/s ²	Erdbeschleunigung
H _u	kJ/kg (kcal/kg)	unterer Heizwert
h	m	neutrale Ebene bis zur Dachöffnung
h _D	m	Fensterhöhe
h'	m	Fensteroberkante bis zur Dachöffnung
h _e	kJ/s (kcal/s)	freigesetzte Energie im Brandraum
h _l	kJ/s (kcal/s)	Konvektion durch Öffnungen
k _f	1	Umrechnungsfaktor gem. DIN 18 230 Teil 1
m	1	Abbrandfaktor gemäß DIN 18 230 Teil 2
m _g	kg/s	horizontal ausströmende Gasmenge
m' _g	kg/s	vertikal ausströmende Gasmenge
m _{gg}	kg/s	gesamte ausströmende Gasmenge
m _l	kg/s	eintretende Luftmenge
q	kg/m ²	Brandlast
R	kg/s	Abbrandrate
R _{max}	kg/min	maximale Abbrandgeschwindigkeit im Brandraum
R _{sp}	kg/m ² h	spezifische Abbrandgeschwindigkeit des Brandgutes
r	kg B/kg L	kg Brennstoff pro kg Luft bei stöchiometrischer Verbrennung
T _g	K	Temperatur im Brandraum
T _o	K	Temperatur der Umgebung
t	s, min	Zeit
t _ä	min	äquivalente Normbranddauer
t _F	min	erf. Feuerwiderstandsdauer gem. DIN 18 230

Symbol	Dimension	Benennung
v_{gB}	m/s	Geschwindigkeit der horizontal ausströmenden Gase
v'_{gB}	m/s	Geschwindigkeit der vertikal ausströmenden Gase
v_g	m/min	Brandausbreitungsgeschwindigkeit
w	1	Wärmeabzugsfaktor gem. DIN 18 230 Teil 1
y	m	horizontale Stromlinie, Abstand zur neutr. Ebene
y^o	m	Dicke der Gasschicht im Fensterbereich
y^u	m	Dicke der Luftschicht im Fensterbereich
γ	1	Sicherheitsbeiwert gemäß DIN 18 230 Teil 1
ρ_g	kg/m ³	Dichte der Verbrennungsgase
ρ_o	kg/m ³	Dichte der Umgebungsluft
ϕ	1	Stöchiometrischer Verbrennungsfaktor

Inhaltsverzeichnis

	Seite
Bezeichnungen	4
1. Einleitung	5
1.1 Allgemeines	5
1.2 Problemstellung	6
2. Berechnung des Gaswechsels in Räumen mit Dachentlüftung	6
2.1 Voraussetzungen	6
2.2 Strömungsgleichungen	8
2.3 Zusammenfassung der Gaswechselfvorgänge	10
3. Untersuchung von Hallenbränden	12
3.1 Aufgabenstellung	12
3.2 Rechenbeispiele	15
3.3 Vergleich der Rechenergebnisse mit Berechnungen gemäß DIN 18 230	21
4. Schlußfolgerungen	27
5. Zusammenfassung	33
6. Schrifttum	34

1. Einleitung

1.1 Allgemeines

Der vorliegende Bericht ist Bestandteil eines größeren Forschungsprogramms, das sich mit der Erstehung, Ausbreitung und Auswirkung von Schadenfeuern in kleinen und großen Brandabschnitten von Wohn- und Industriegebäuden befaßt. Das Forschungsvorhaben wird seit 1976 vom Ministerium für Raumordnung, Bauwesen und Städtebau gefördert, wobei die Gewinnung von theoretischen Erkenntnissen über den Brandablauf und den damit verbundenen thermodynamischen Fragen im Vordergrund steht. Zur Erreichung der gestellten Ziele wurde ein langfristiges Arbeitsprogramm konzipiert (s. [1], S. 2 bis 4), in dem jeweils schrittweise die anstehenden Fragen bearbeitet und geklärt werden sollen. Insgesamt sind 4 Arbeitsphasen vorgesehen:

- I. Untersuchung von Bränden in Räumen mit vertikalen Öffnungen und homogener Temperaturverteilung,
- II. Untersuchung von Bränden in Räumen mit vertikalen und horizontalen Öffnungen und homogener Temperaturverteilung,
- III. Untersuchung von Bränden in Räumen mit vertikalen Öffnungen und mehrzonaler Temperaturverteilung,
- IV. Untersuchung von Bränden in Räumen mit vertikalen und horizontalen Öffnungen und mehrzonaler Temperaturverteilung.

Dieser Bericht bezieht sich auf die II. Arbeitsphase des Gesamtvorhabens. Über die Phase I wurde bereits abschließend berichtet [1]. Die Bearbeitung der Phasen III und IV ist planmäßig angelaufen. Erste Ergebnisse von Pilotstudien liegen bereits vor. Dabei hat sich allerdings gezeigt, daß die nun folgenden Untersuchungen große theoretische Schwierigkeiten mit sich bringen. Es erscheint uns daher zweckmäßig und sinnvoll zu versuchen, die angestrebten mehrzonalen Wärmebilanzmodelle wenigstens partiell experimentell zu überprüfen, um den Einfluß der maßgebenden Parameter in den Modellen besser beschreiben zu können. Entsprechende Versuchsvorschläge können jedoch erst nach kritischer Überprüfung der theoretischen Modelle vorgelegt werden.

1.2 Problemstellung

Die Untersuchung von Bränden in Räumen mit vertikalen Fensteröffnungen und horizontalen Dachöffnungen mit homogener Temperaturverteilung ist vor allen Dingen im Hinblick auf die Beurteilung von Industriehallen wichtig. Es kann davon ausgegangen werden, daß die mittleren Gastemperaturen durch horizontale Öffnungen im Falle eines Brandes wesentlich herabgesetzt werden können, so daß sich durch die damit verbundene Wärmeentlastung eine deutliche Minderung in der Brandbeanspruchung der Bauteile ergibt. Das in [1] beschriebene Wärmebilanzmodell ist also in der Weise zu erweitern, daß neben der horizontalen Gasströmung auch eine vertikale Gasströmung möglich wird. Die vorzunehmenden Änderungen im vorhandenen Modell betreffen (s. Bild 1).

- den konvektiven Wärmestrom \dot{h}_c in der Bilanzgleichung, wobei
- die mit der Dachöffnungsfläche veränderliche Lage der neutralen Ebene

zu berücksichtigen ist. Die übrigen Energieterme des in [1] beschriebenen Wärmebilanzmodells bleiben unberührt und brauchen deshalb hier nicht erneut diskutiert zu werden.

Das hier zu entwickelnde erweiterte Wärmebilanzmodell soll anschließend zur Berechnung von Brandabläufen in Industriehallen eingesetzt werden. Ziel der Berechnungen ist die Ermittlung der äquivalenten Brandauern aufgrund der berechneten mittleren Temperatur-Zeit-Verläufe. Dabei soll der Einfluß der Dachentlüftung systematisch untersucht werden. Ein Vergleich mit den in DIN 18 230 für die gleichen Bezugsgrößen zugrunde gelegten Werten ist ebenfalls vorgesehen.

2. Berechnung des Gaswechsels in Räumen mit Dachentlüftung

2.1 Voraussetzungen

Den im folgenden entwickelten Modellvorstellungen liegen bestimmte vereinfachende Annahmen zugrunde, die im Prinzip zwar in [1] bereits schon diskutiert sind, hier aus Gründen einer besseren Übersicht jedoch kurz wiederholt werden sollen.

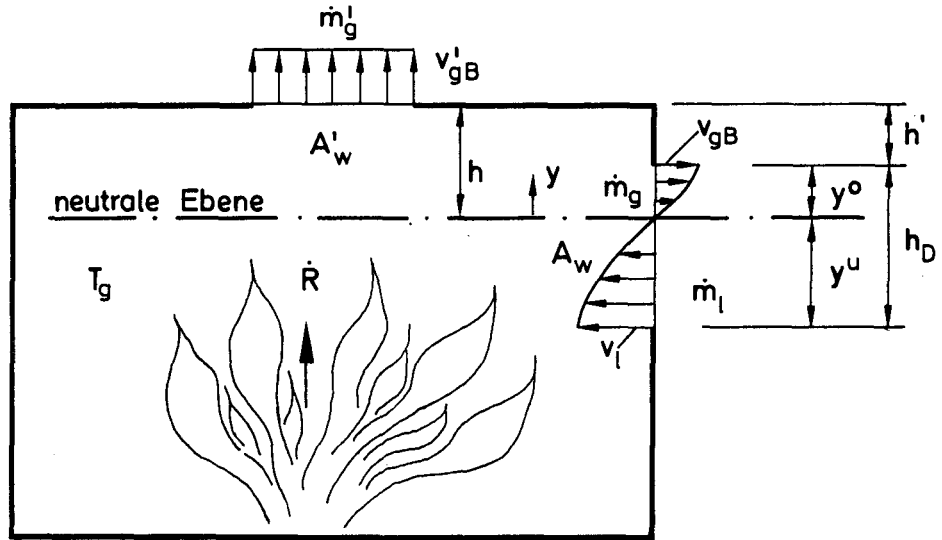


Bild 1: Gaswechsel in einem Gebäude mit Dachentlüftung beim Vollbrand

Unabhängig von der angenommenen Brandabschnittsfläche und Brandraumhöhe wird im weiteren vorausgesetzt, daß

- die Brandraumtemperaturen im Brandraum homogen verteilt sind, d. h. unter anderem, daß im wesentlichen die Phase des vollentwickelten Brandes betrachtet wird,
- im Brandraum eine neutrale Druckebene existiert,
- die Gasströmung als reibungsfreie Strömung mit horizontalen und vertikalen Stromlinien, die sich gegenseitig nicht beeinflussen, nach Bernoulli ermittelt werden kann und
- die ideale Gasgleichung zur Beschreibung der Rauchgaszustände hinreichend genau ist.

Nur unter diesen Voraussetzungen lassen sich für den Gaswechsel im Brandraum vergleichsweise einfache Strömungsmodelle gewinnen. Weiterführende Arbeiten von Prahl [2] und Hasemi [3] werden hier nicht berücksichtigt, zumal die in [3] angestrebte Teillösung der Navier-Stokes-Gleichungen nach unserer Auffassung den Rahmen der für praktisch orientierte Fragestellungen erforderlichen Aufwand weit überschreitet und darüber hinaus eine experimentelle Verifizierung solcher Modelle aufgrund vorliegender Meßergebnisse nicht möglich ist. In der III. und IV. Arbeitsphase des Gesamtvorhabens sollen jedoch auch die Ansätze von Prahl [2] versuchsweise in die bereits vorhandenen Modelle eingearbeitet werden, um anhand von Vergleichsrechnungen bestimmte Effekte besser beurteilen zu können. Eine zusammenfassende Darstellung der gegenwärtig existierenden Gaswechselmodelle bei Gebäudebränden ist übrigens in [4] zu finden.

2.2 Strömungsgleichungen

Unter Zugrundelegung der o. g. Voraussetzungen lassen sich die für den Gaswechselvorgang maßgebenden Gleichungen angeben. Für die horizontal ausströmenden Gase (s. [1], S. 10) gilt

$$v_{gB} = \left(2 g y \left(\frac{\rho_o}{\rho_g} - 1 \right) \right)^{1/2} \quad (2.1).$$

Die vertikale Gasgeschwindigkeit in der Dachöffnung ist dementsprechend durch

$$v'_{gB} = (2 g h \left(\frac{\rho_o}{\rho_g} - 1 \right))^{1/2} \quad (2.2)$$

gegeben, so daß sich die Menge der ausströmenden Gase

$$\dot{m}_{gg} = \dot{m}_g + \dot{m}'_g = \dot{m}_\ell + \dot{R} \quad (2.3)$$

durch

$$\dot{m}_{gg} = (2/3 \cdot b_D \cdot (y^o)^{3/2} + A'_w \cdot (y^o + h')^{1/2}) \cdot c_k \cdot \rho_g \cdot (2 g (\rho_o / \rho_g - 1))^{1/2} \quad (2.4)$$

angeben läßt. Für die einströmende Luftmenge erhält man

$$\dot{m}_\ell = 2/3 \cdot c_k \cdot b_D \cdot \rho_o \cdot (2 g (1 - \frac{\rho_g}{\rho_o}))^{1/2} \cdot y^u \cdot 2/3 \quad (2.5)$$

Unter Berücksichtigung des Vollständigkeitsgrades der Verbrennung nach [1] ergibt sich für die Verbrennungsbilanz

$$(\dot{m}_g + \dot{m}'_g) / \dot{m}_\ell = 1 + \phi / r \quad (2.6),$$

woraus sich mit (2.4) und (2.5) eine Beziehung zur Berechnung der Lage der neutralen Ebene gewinnen läßt:

$$y^u \cdot 3/2 = \left(\frac{\rho_g}{\rho_o} \right)^{1/2} \left((h_D - y^u)^{3/2} + A'_w \cdot \frac{3 \cdot (h_D - y^u + h')^{1/2}}{2 b_D} \right) - \frac{\dot{R}}{2/3 \cdot c_k \cdot b_D \cdot \rho_o \cdot (2 g (1 - \rho_g / \rho_o))^{1/2}} \quad (2.7)$$

Die Lage der neutralen Ebene läßt sich nicht explizit angeben, solange $A'_w > 0$ ist. Dieses bedeutet, daß im Rechenprogramm die neutrale Ebene nach jedem Zeitschritt iterativ bestimmt werden muß. Mit $A'_w \equiv 0$ erhält man aus Gl. (2.6) u. (2.7)

$$y^u \cdot 3/2 = (\rho_g / \rho_o)^{1/2} (h_D - y^u)^{3/2} - (\dot{m}_g / \dot{m}_\ell - 1) \cdot y^u \cdot 3/2 \quad (2.8)$$

woraus sich nach einigen Umformungen die Beziehung

$$y^u = \frac{h_D}{1 + \left(\frac{\rho_0}{\rho_g}\right)^{1/3} \cdot \frac{\dot{m}_g^{2/3}}{\dot{m}_l}} \quad (2.9)$$

ergibt. Diese Gleichung stimmt mit der in [1] auf Seite 12 angegebenen Beziehung überein.

2.3 Zusammenfassung der Gaswechselfvorgänge

Die vorstehenden Überlegungen müssen noch erweitert werden, und zwar im Hinblick darauf, daß die Lage der neutralen Ebene gemäß Bild 2 im Fenster- und auch oberhalb des Fensterbereichs liegen kann. Für die iterative Berechnung ist es erforderlich, vorab entsprechende Beurteilungskriterien aufzustellen, damit der Gasaustausch möglichst einfach zu berechnen ist. Sofern die neutrale Ebene oberhalb der Fensteröffnung liegt (s. Bild 2, oben), wird die einströmende Luftmenge aus

$$\dot{m}_l = 2/3 \cdot c_k \cdot b_D \cdot \rho_0 \left(2g \left(1 - \frac{\rho_g}{\rho_0}\right)\right)^{1/2} \cdot \left((h_D + y^0)^{3/2} - y^0{}^{3/2}\right) \quad (2.10)$$

berechnet. Aus Gl. (2.3) und (2.10) läßt sich dann folgende Beziehung gewinnen

$$\frac{\dot{m}_l + \dot{R}}{\dot{m}_l} = \frac{A'_w}{A_w} \cdot \left(\frac{\rho_g}{\rho_0}\right)^{1/2} \cdot \frac{3 \cdot (h^* - y^0)^{1/2}}{2 \cdot h_D^{1/2}} \cdot \left(\left(1 + \frac{y^0}{h_D}\right)^{3/2} - \left(\frac{y^0}{h_D}\right)^{3/2}\right)^{-1} \quad (2.11)$$

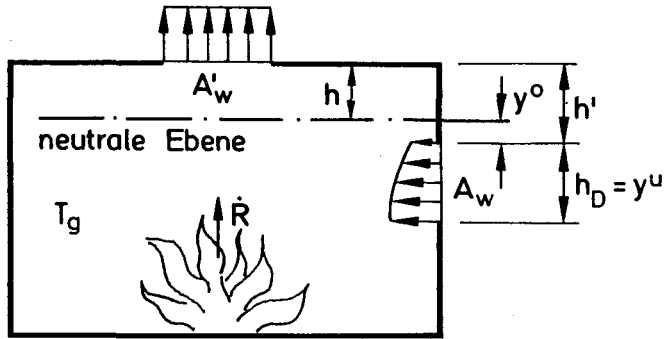
woraus man mit $y^0 \equiv 0$ bzw. $y^u \equiv h_D$ die für den Grenzfall maßgebende Bestimmungsgleichung erhält:

$$\left(A^* \cdot \sqrt{h^*} - B^* \cdot \dot{R}\right) \cdot h_D^{-3/2} \quad \begin{cases} < 1 & \text{Fall I} \\ = 1 & \text{Fall II} \\ > 1 & \text{Fall III} \end{cases} \quad (2.12)$$

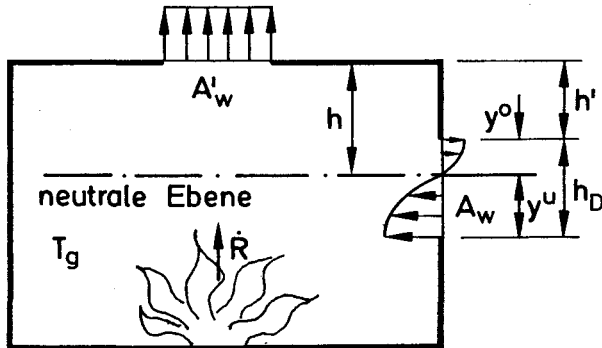
Darin bedeuten:

$$A^* = \frac{3}{2} \cdot \frac{A'_w}{b_D} \cdot \left(\frac{T_0}{T_g}\right)^{1/2} \quad \text{und} \quad (2.12)$$

$$B^* = (2/3) \cdot c_k \cdot b_D \cdot \rho_0 \left(2g \left(1 - T_0/T_g\right)\right)^{1/2}{}^{-1} \quad (2.13)$$



Fall III: $(A^* \cdot \sqrt{h'} - B^* \cdot \dot{R}) \cdot h_D^{-3/2} > 1.0$



Fall I: $(A^* \cdot \sqrt{h'} - B^* \cdot \dot{R}) \cdot h_D^{-3/2} < 1.0$

Bild 2: Grenzfälle beim Gaswechsel in Gebäuden mit Dachentlüftung

Im Fall I berechnet sich die einströmende Luftmenge aus

$$\dot{m}_l = (y^u)^{3/2} / B^* \quad (2.14),$$

wobei y^u gemäß folgender Gleichung

$$(y^u)^{3/2} = \left(\frac{T_o}{T_g}\right)^{1/2} \cdot (h_D - y^u)^{3/2} + A^* \cdot (h_D - y^u + h')^{1/2} - B^* \cdot \dot{R} \quad (2.15)$$

zu berechnen ist. Für den Grenzfall $y^o \equiv 0$ gilt

$$\dot{m}_l = (h_D)^{3/2} / B^* \quad (2.16)$$

und im Fall III erhält man

$$\dot{m}_l = ((h_D + y^o)^{3/2} - (y^o)^{3/2}) / B^* \quad (2.17),$$

wobei die Lage der neutralen Ebene aus

$$((h_D + y^o)^{3/2} - (y^o)^{3/2}) = A^* \cdot (h' - y^o)^{1/2} - B^* \cdot \dot{R} \quad (2.18)$$

bestimmt wird. Die Gln. (2.14), (2.16) oder (2.17) sind in das vorhandene Wärmebilanzmodell nach [1] (s. S. 24, Gl. (54) und (56)) sinngemäß einzuarbeiten. Für den Fall $A'_w \equiv 0$ ergeben sich im Modell zwangsläufig die ursprünglichen Gleichungen für Gebäude ohne Dachentlüftung.

3. Untersuchung von Hallenbränden

3.1 Aufgabenstellung

Die folgende Untersuchung soll den Einfluß einer Dachentlüftung auf den mittleren Temperatur-Zeit-Verlauf in Industriehallen beim Vollbrand aufzeigen. Es werden Hallengrößen von 800 m², 1600 m² und 3200 m² Grundfläche betrachtet. Alle Hallen sind 5,0 m hoch und besitzen folgenden gemeinsamen Aufbau:

Fußboden:	Stahlbeton + Kies	(30 cm)
Wände:	Stahlbeton	(20 cm)
Decken:	Gasbeton	(15 cm)

Der Brandentstehung und -ausbreitung liegt das in [1] entwickelte Modell zugrunde, d. h. es wird angenommen, daß sich der $1 \times 1 \text{ m}^2$ große Brandherd mit einer konstanten Ausbreitungsgeschwindigkeit von $v_g = 1,0 \text{ m/min}$ in den Hallen ausbreitet (s. Bild 3), bis die maximale Abbrandgeschwindigkeit

$$\dot{R}_{\text{max}} = \dot{R}_{\text{sp}} \cdot A \quad (3.1)$$

oder der stöchiometrische Abbrand

$$\phi = 1,0 \quad (3.2)$$

erreicht sind. Sofern der Abbrand brandlastgesteuert verläuft ($\phi < 1,0$), wird im Rechnerprogramm die Verbrennungskennzahl ϕ so gesteuert, daß sich nach vollendeter Ausbreitung des Schadenfeuers über die gesamte Halle bis zum Beginn der Abkühlperiode ($E_{\text{Rest}} = 80 \%$ der potentiellen Energie) eine konstante Luftverhältniszahl einstellt. Bei $\phi \geq 1,0$ wird die Energiefreisetzung aus

$$\dot{h}_c = \dot{m}_l \cdot Hu/r \quad (3.3)$$

berechnet, d. h. der gesamte einströmende Luftsauerstoff nimmt an der Verbrennung teil. In der Abkühlphase wird wie in [1] beschrieben eine experimentell abnehmende Abbrandgeschwindigkeit \dot{R} für die Energiefreisetzung zugrunde gelegt.

Im zweiten Teil dieser Untersuchungen werden für spezielle Konfigurationen die nach dem Wärmebilanzmodell ermittelten äquivalenten Branddauern mit den erforderlichen Feuerwiderstandsdauern t_p gemäß DIN 18 230 [5] verglichen. Es soll überprüft werden, ob die in der Normvorlage eingearbeiteten Wärmeabzugsfaktoren w durch das entwickelte theoretische Modell bestätigt werden können. Die äquivalenten Branddauern im Wärmebilanzmodell werden gemäß [6] anhand eines Temperaturkriteriums bestimmt. Als Vergleichsbauteil dient eine 15 cm Stahlbetonplatte. Die Vergleichsmeßstelle liegt 3,0 cm unter der Betonoberfläche (heiße Seite).

Der Vergleich von t_a mit der erforderlichen Feuerwiderstandsdauer t_p gemäß DIN 18 230 bedeutet, daß die nach dem Wärmebilanzmodell rechnerisch ermittelte äquivalente Branddauer als Bemessungswert eingestuft wird. Sicherer wäre es, in beiden Fällen nur die t_a -Werte miteinander zu vergleichen. Von diesem Vorgehen wurde jedoch abgewichen, weil die deterministisch durchgeführte Wärmebi-

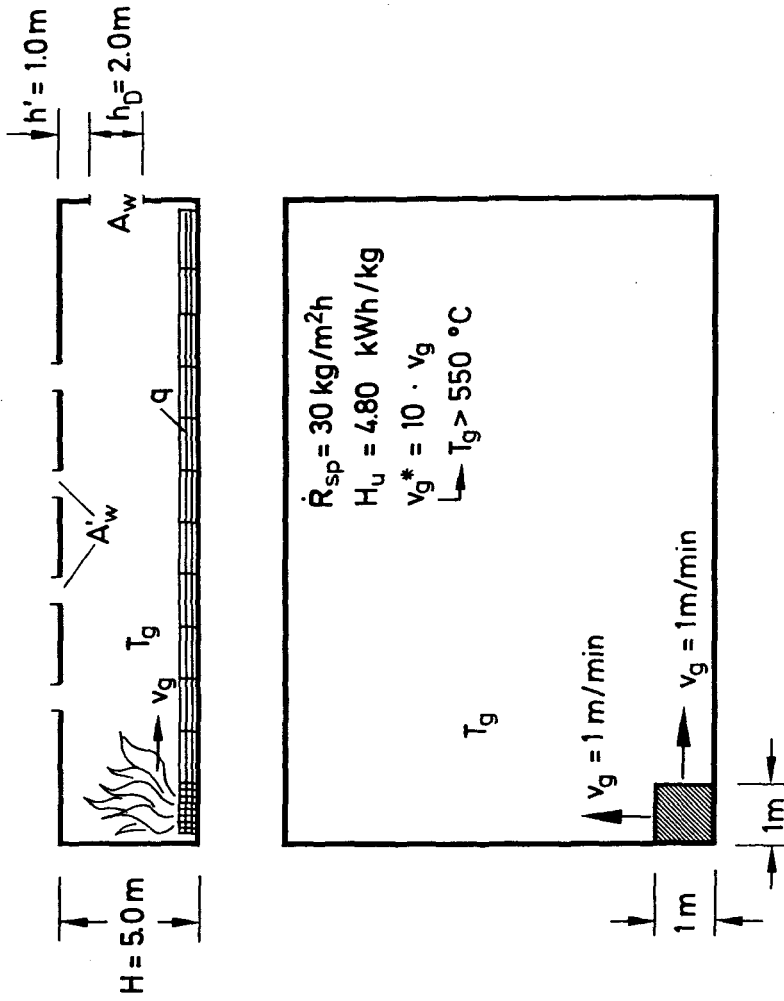


Bild 3: Prinzipbild des Brandausbreitungsmodells der untersuchten Hallen

lanzrechnung eine vergleichsweise ungünstige Abschätzung des Brandgeschehens ist, so daß sich für die Bauteile vom theoretischen Standpunkt aus durchweg die höchsten Temperaturbeanspruchungen ergeben. Im Zuge von Vergleichsrechnungen sollen demnächst die wichtigsten Einflußparameter im Wärmebilanzmodell variiert werden, um auf diese Weise die Streuungen von t_a besser abschätzen zu können. Dieses wäre ein erster Schritt zur Klärung der statistischen Probleme, die mit der Durchführung von Wärmebilanzrechnungen verbunden sind [7]. Eine probabilistische Behandlung dieser Fragen wäre wünschenswert, ist aufgrund der damit verbundenen Aufwendungen bisher nicht vorgesehen.

3.2 Rechenbeispiele

Mit den Eingabedaten von Abschnitt 3.1 wurden zunächst die Brandverläufe in $40 \times 40 \times 5 \text{ m}^3$ großen Hallen bei Brandlasten von 30 und 15 kg/m^2 untersucht, wobei jeweils Holzbretter etc. ($m = 1,0$) mit einer maximalen spezifischen Abbrandgeschwindigkeit \dot{R}_{sp} von 30 $\text{kg/m}^2\text{h}$ als Brandgut dienten. Die einzelnen Berechnungsparameter sind auf Bild 3 und in Tabelle 1 angegeben.

Tabelle 1
Brandlasten und Ventilationsöffnungen der untersuchten 1600 m^2
großen Halle

Brandlast kg/m^2	Fenster m^2	Dachöffnung m^2				
30	40	0	8	32	80	160
30	80	0	8	32	80	160
30	160	0	8	32	80	160
30	240	0	8	32	80	160
15	80	0	8	32	80	160
15	160	0	8	32	80	160

Auf den Bildern 4 und 5 sind einige typische Temperatur-Zeit-Verläufe für verschiedene Ventilationsbedingungen dargestellt. Bild 4 zeigt zunächst Beispiele für eine schlechte Hallenventilation ($A_w/A = 40/1600 = 0,025$). Bei Dachöffnungen $A'_w \leq 32 \text{ m}^2$ sind alle Brände ventilationsgesteuert, d. h. es entstehen vergleichsweise hohe Brandraumtemperaturen, und die Branddauern sind u. U. sehr lang. Die Brandbeanspruchung der Bauteile steigt mit kleiner werdender Dachöffnung deutlich an.

Bild 4 zeigt weiterhin, daß der Flashover im vorliegenden Fall zwischen 22 und 34 Minuten Branddauer eintritt. Je ungünstiger die Ventilation, umso eher ist mit einem Flashover zu rechnen. Die brandschutztechnische Bedeutung dieses Rechenergebnisses ist darin zu sehen, daß die Brandbekämpfung eines Schadenfeuers durch die Feuerwehr bei schlechter Ventilation nicht nur optisch und atmungstechnisch behindert ist, sondern daß darüber hinaus ein zusätzliches Risiko durch Begünstigung des Flashovers entsteht.

Auf Bild 5 sind Temperatur-Zeit-Verläufe für den Fall einer 10 %igen Fensteröffnung, bezogen auf die Hallengrundfläche, dargestellt. Die Rechenergebnisse zeigen, daß alle Brandabläufe brandlastgesteuert ($\phi < 1,0$) sind. Der Luftüberschuß wird bei 80 m^2 Dachöffnung so groß, daß praktisch kein Flashover nach dem hier zugrunde gelegten Kriterium auftreten kann.

Der Flashover ist bei kleinen Dachöffnungen frühestens nach 31 Minuten zu erwarten. Es ist jedoch anzumerken, daß die hier angenommene mittlere Brandausbreitungsgeschwindigkeit von $1,0 \text{ m/min}$ für die ersten Minuten des Brandentstehungsstadiums vermutlich vergleichsweise hoch ist. Im etwas fortgeschrittenen Brandstadium sind solche Werte jedoch anhand der eingehenden Meldesignale von nebeneinander liegenden Sprinklergruppen in großen Industriekomplexen tatsächlich nachgewiesen.

In DIN 18 232 Teil 2 [8] wird von Brandherden zwischen $1,8$ und $3,6 \text{ m}^2$ ausgegangen. Diese Brandherde sollen sich nach Tabelle 1 des Normentwurfs mit $1,8$ bis $3,6 \text{ m}^2/\text{min}$ flächenartig ausweiten. Es ist dem Verfasser nicht bekannt, aufgrund welcher Beobachtungen eine solche additive Vergrößerung des Brandherdes nachgewiesen ist. Ab einer bestimmten Brandherdgröße erscheint diese Annahme zumindest fragwürdig.

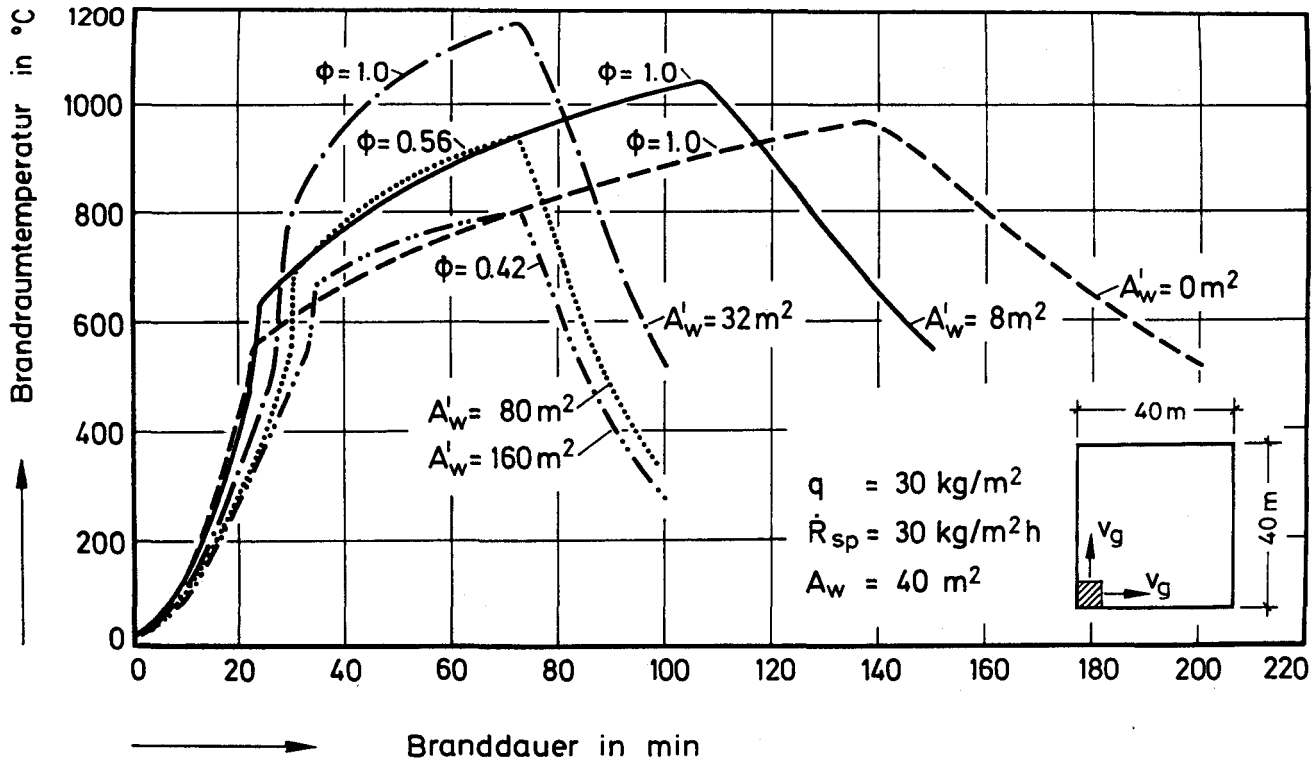


Bild 4 : Temperatur-Zeit-Verläufe in 1600 m² großen Industriehallen mit unterschiedlichen Dachöffnungen

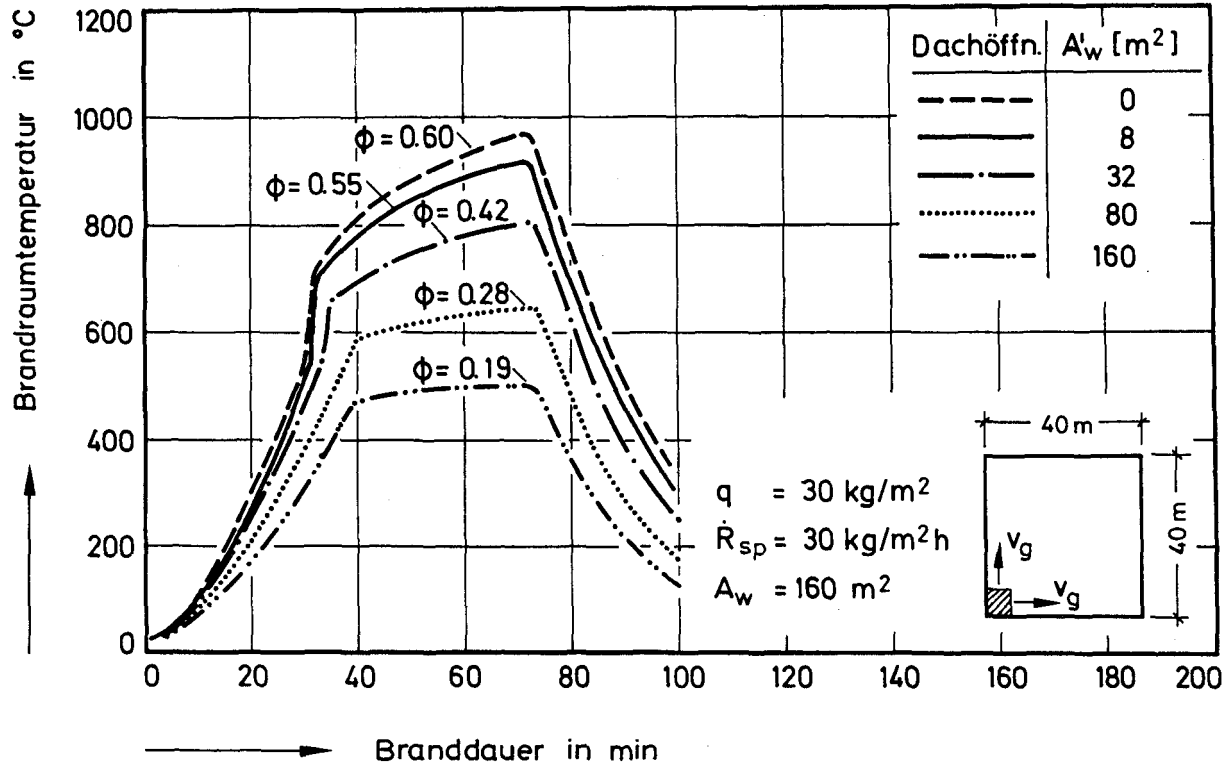


Bild 5: Temperatur-Zeit-Verläufe in 1600 m² großen Industriehallen mit Dachöffnungen bei Luftüberschuß

In Tabelle 2 sind die linearen Ausbreitungsgeschwindigkeiten v_g für eine Brandausbreitung gemäß Bild 3, wie sie aus den Normwerten von DIN 18 232 Teil 2 ermittelt werden können, angegeben. Die danach prognostizierte Abnahme der Brandausbreitungsgeschwindigkeit mit zunehmender Brandherdgröße erscheint unrealistisch und praxisfremd. Im Hinblick auf die zunehmende Strahlungsintensität bei größeren Brandherden würde man eine umgekehrte Tendenz erwarten. Diese Tendenz wird durch die konvektive Vorwärmung der Hallenluft während der Brandausbreitung noch verstärkt. Die in den Arbeitsphasen III und IV zu entwickelnden mehrzonalen Wärmebilanzmodelle werden bezüglich der Annahmen in dieser Norm genauere Aufschlüsse geben können.

T a b e l l e 2

Lineare Brandausbreitungsgeschwindigkeiten gemäß E DIN 18 232, Teil 2 [8]

Branddauer min	Brandfläche m ²	Brandausweitung m ² /min	Brandausbreitung m/min
1	3,6	3,6	0,95
5	18,0	3,6	0,42
10	36,0	3,6	0,30
15	54,0	3,6	0,24
20	72,0	3,6	0,21

Die übrigen Temperatur-Zeit-Berechnungen gemäß Tabelle 1 brauchen nicht weiter diskutiert zu werden, weil sich gegenüber dem Vorhergesagten keine neuen Gesichtspunkte ergeben haben. Auf Bild 6 sind die rechnerisch ermittelten äquivalenten Branddauern t_a für alle Ventilationsparameter angegeben. Man erkennt daran vor allem den Einfluß der Dachentlüftung. Bei schlechter Ventilation infolge zu kleiner Fensteröffnungen ist dieser Einfluß vergleichsweise groß. Mit zunehmender Dachentlüftung nimmt die Wärmeentlastung der Bauteile jedoch nicht so stark zu wie die Öffnungsflächen ansteigen. Oberhalb 80 m² Öffnungsfläche ($A'_W/A = 80/1600 = 0,05$) ist die Verringerung von t_a deshalb nur noch gering, so daß eine weitere Vergrößerung der Dachöffnungsfläche vermutlich schon unwirtschaftlich wird. In [4] wurde auf ähnliche Zusammenhänge bereits hingewiesen.

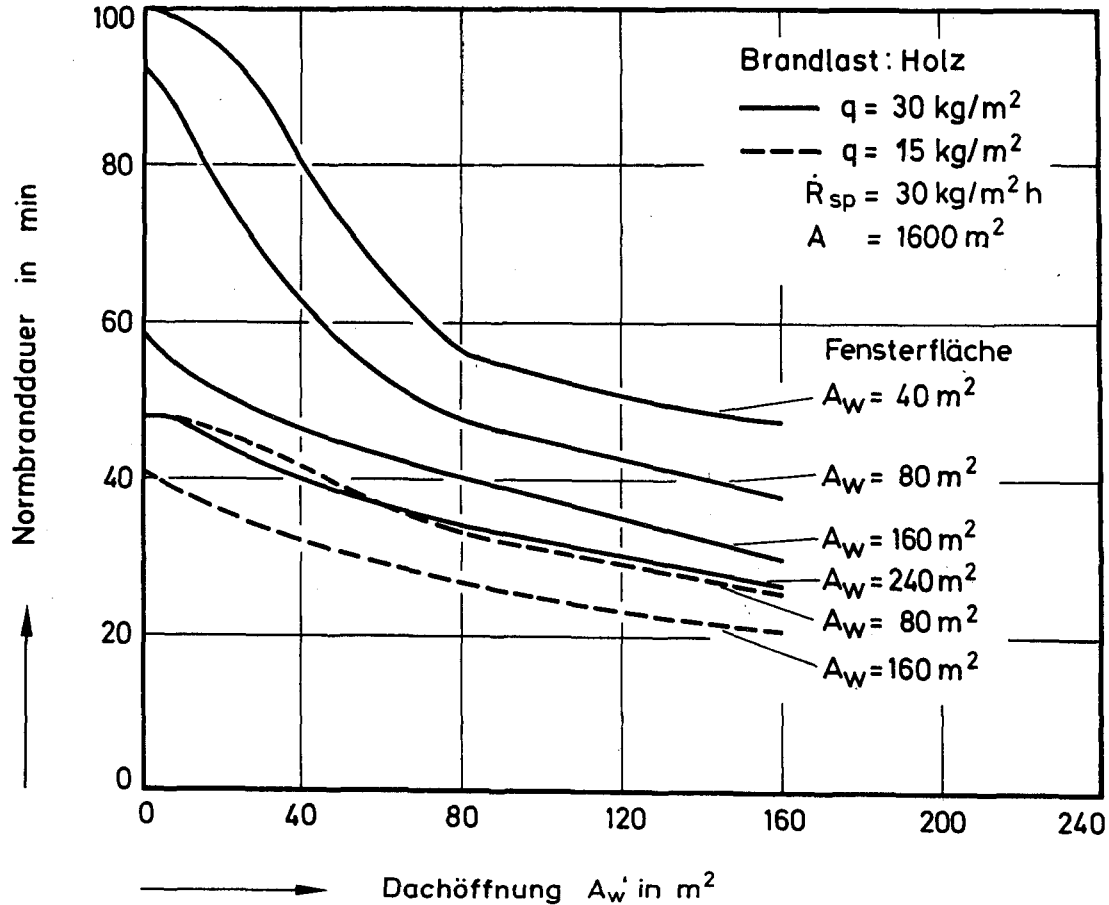


Bild 6 : Einfluß der Dachentlüftung auf die äquivalente Branddauer

3.3 Vergleich der Rechenergebnisse mit Berechnungen gemäß DIN 18 230

Die vorstehenden Wärmebilanzrechnungen wurden anhand von Berechnungen gemäß DIN 18 230 überprüft, um evtl. vorhandene Diskrepanzen aufzuzeigen. Für die 1600 m² große Halle wurde gemäß der Normvorlage die erforderliche Feuerwiderstandsdauer aus

$$\text{erf } t_F = c \cdot m \cdot w \cdot q \cdot r \quad (3.4)$$

errechnet, wobei bei $q = 30 \text{ kg/m}^2$ ($\approx 144 \text{ kWh/m}^2$) Brandlast folgende Werte zugrunde zu legen sind:

$$\begin{aligned} \text{erf } t_F &= 0,22 \cdot 1,0 \cdot 144 \cdot 1,15 \cdot w \\ \text{erf } t_F &= 36,4 \cdot w \text{ [min]} \end{aligned} \quad (3.5)$$

Nach dieser Gleichung wurden zunächst die erforderlichen Feuerwiderstandsdauern von Hallen ohne Dachentlüftung berechnet. Für w wurden die Werte von Tabelle 2 der Normvorlage zugrunde gelegt. Dabei wurde zwischen Räumen mit einseitiger Öffnung (Zeile 1 der Normtabelle) und Räumen mit einseitiger Öffnung und weiterem Luftzutritt (Zeile 2 der Normtabelle) unterschieden. Die Berechnungsergebnisse sind auf Bild 7 dargestellt und mit den Ergebnissen aus den Wärmebilanzrechnungen verglichen. Man erkennt daran, daß in allen Fällen die Werte des Normentwurfs unter den theoretisch zu erwartenden Werten liegen. Mit den w -Werten von Zeile 1 der Normtabelle ergeben sich jedoch nur geringe Unterschiede von etwa 5 bis 10 Minuten Feuerwiderstandsdauer, so daß die Abweichungen durchweg als klein einzustufen sind. Mit den w -Werten von Zeile 2 ergeben sich allerdings Abminderungen um 30 Minuten, was i. a. nicht mehr zu vernachlässigen sein dürfte.

Bei der Wertung dieser Ergebnisse muß allerdings zusätzlich beachtet werden, daß die Einstufungsvorschrift in Feuerwiderstandsklassen gemäß Tabelle A der Normvorlage durchweg eine Erhöhung der Anforderung an die Bauteile bewirkt. Die Einstufungsvorschrift ist in Tabelle 3 für Bauteile der Brandsicherheitsklasse 3 (SK_B 3 Haupttragwerk) angegeben. Berücksichtigt man diese Einstufungsvorschrift^{+) ,}

^{+) Diese Vorgehensweise ist nicht ganz korrekt, weil nach [9] die gewonnenen Sicherheiten aus der Einstufung für die Unsicherheiten, die aus der Klassifizierung von DIN 4102 Teil 2 herrühren, bereits verbraucht sind.}

T a b e l l e 3
Einstufung von Bauteilen des Haupttragwerks SK₃

erf t_F min	F-Klasse DIN 4102	Brandchutzklasse DIN 18 230
< 15	-	BK I
> 15	F 30	BK II
> 30	F 60	BK III
> 60	F 90	BK IV
> 90	F 120	BK V

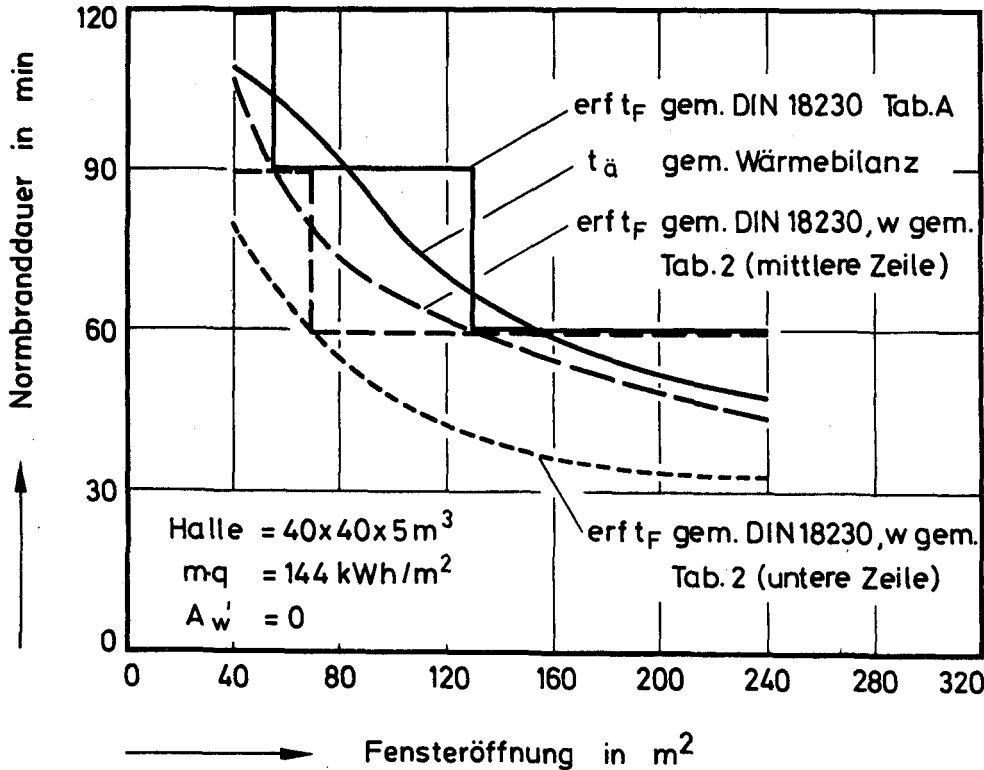


Bild 7: Einfluß der Fensterfläche auf die äquivalente Branddauer in Industriehallen

so ergeben sich die auf Bild 7 eingezeichneten Treppenpolygone. Der Unterschied zwischen theoretischen und Normwerten ist dann nicht mehr so gravierend wie vor dem. Bei sehr großen Ventilationsöffnungen erhält man in diesem Beispiel sogar auf der sicheren Seite liegende Werte. Nach wie vor erscheinen jedoch die Werte von Zeile 2 der Normtabelle als zu gering.

Des Weiteren wurde der Einfluß der Dachentlüftung untersucht. Gemäß der Normvorlage DIN 18 230 wurde in den Berechnungen die Zeile 3 von Tabelle 2 für die w-Werte zugrunde gelegt. In den meisten Fällen konnte die Dachöffnung 2-fach ($k_f = 2,0$ nach Bild 1 von DIN 18 230) bewertet werden. Bild 8 zeigt die Ergebnisse für Hallen mit 80 m^2 großen Fensteröffnungen und 30 bzw. 15 kg/m^2 Holzbrandlast. In beiden Fällen ergibt sich durchweg eine Unterschreitung der theoretischen Werte um 10 bis 30 Minuten. Nur im Bereich von etwa 3,5 % Dachöffnung werden die nach dem Wärmebilanzmodell zu erwartenden Feuerwiderstandsdauern etwa erreicht.

Bild 9 zeigt den Einfluß der Fensteröffnungen bei konstant gehaltener Brandbelastung ($q = 30 \text{ kg/m}^2$). Bei kleinen Fensteröffnungen werden die theoretischen Werte für die Feuerwiderstandsdauer nur dann von den Normwerten erreicht, wenn eine vergleichsweise große Dachentlüftung vorhanden ist. Bei großen Fensteröffnungen zeichnet sich die umgekehrte Tendenz ab. Ohne Berücksichtigung der Einstufungsvorschrift ergeben sich in allen Fällen zu kleine Feuerwiderstandsdauern.

Um den Einfluß der Hallengröße zu erfassen, wurden zusätzlich zwei Gebäude mit 800 und 3200 m^2 Grundfläche untersucht. Es wurde zwar in [1] bereits darauf hingewiesen, daß die Annahmen im Wärmebilanzmodell mit zunehmender Hallengröße vermutlich immer weniger gut zutreffen, andererseits gestattet das Modell jedoch erstmalig eine differenzierte Abschätzung des Brandgeschehens in größeren Gebäuden überhaupt, so daß trotz aller Vorbehalte ein solcher Vergleich mit der Näherungsmethode nach DIN 18 230 gerechtfertigt erschien.

Bild 10 zeigt zunächst die rechnerisch ermittelten Temperatur-Zeit-Verläufe in der 800 m^2 großen Halle mit 30 kg/m^2 Holzbrandlast und 80 m^2 Fensteröffnung. Es wurde jeweils mit den in Abschnitt 3.1 beschriebenen Eingabedaten gerechnet. In allen Fällen ergab sich ein brandlastgesteuerter Brand ($\phi < 1,0$). Dementsprechend waren die Branddauern vergleichsweise kurz. Eine derartige Halle ist nach den vorliegenden Rechenergebnissen nach rd. 90 Minuten leergebrannt.

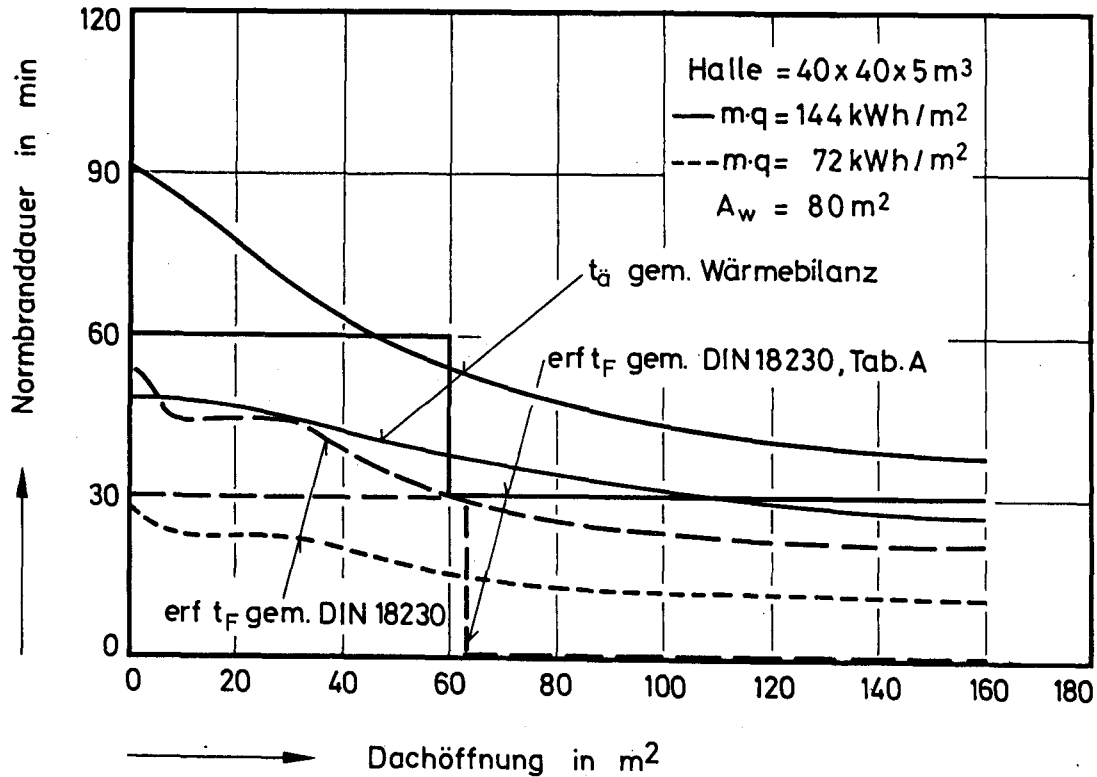


Bild 8: Einfluß der Brandlast und Dachöffnung auf die äquivalente Branddauer in Industriehallen

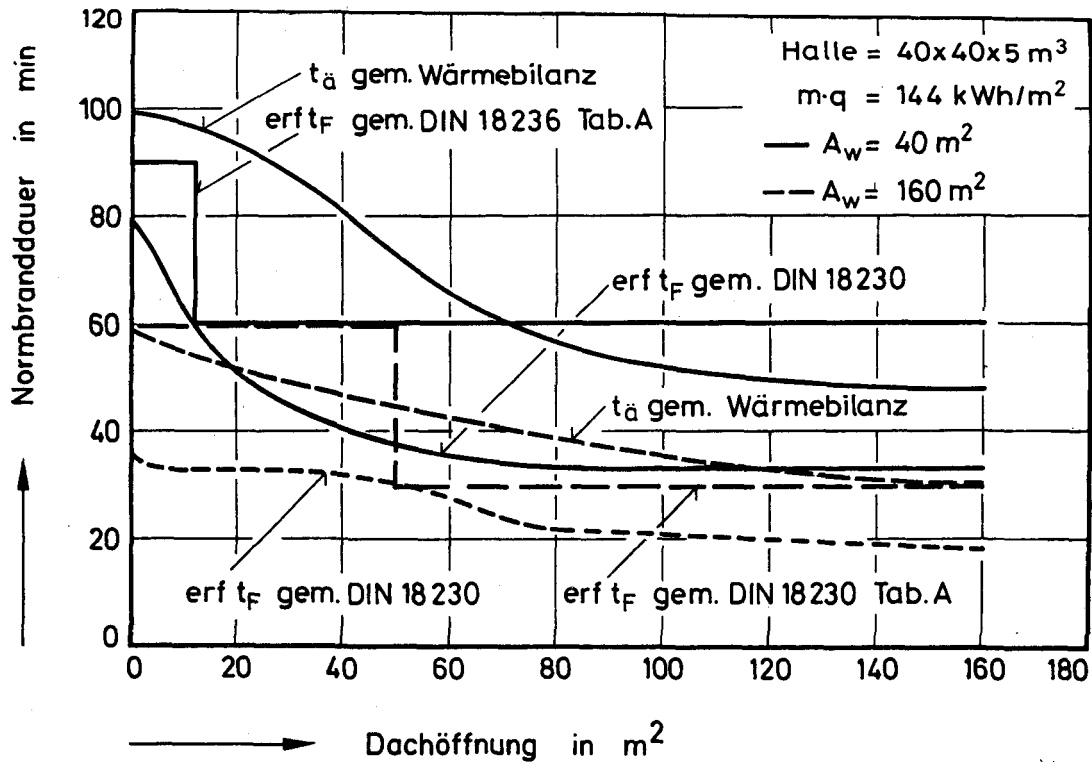


Bild 9: Einfluß der Fenster- und Dachöffnungen auf die äquivalente Branddauer in Industriehallen

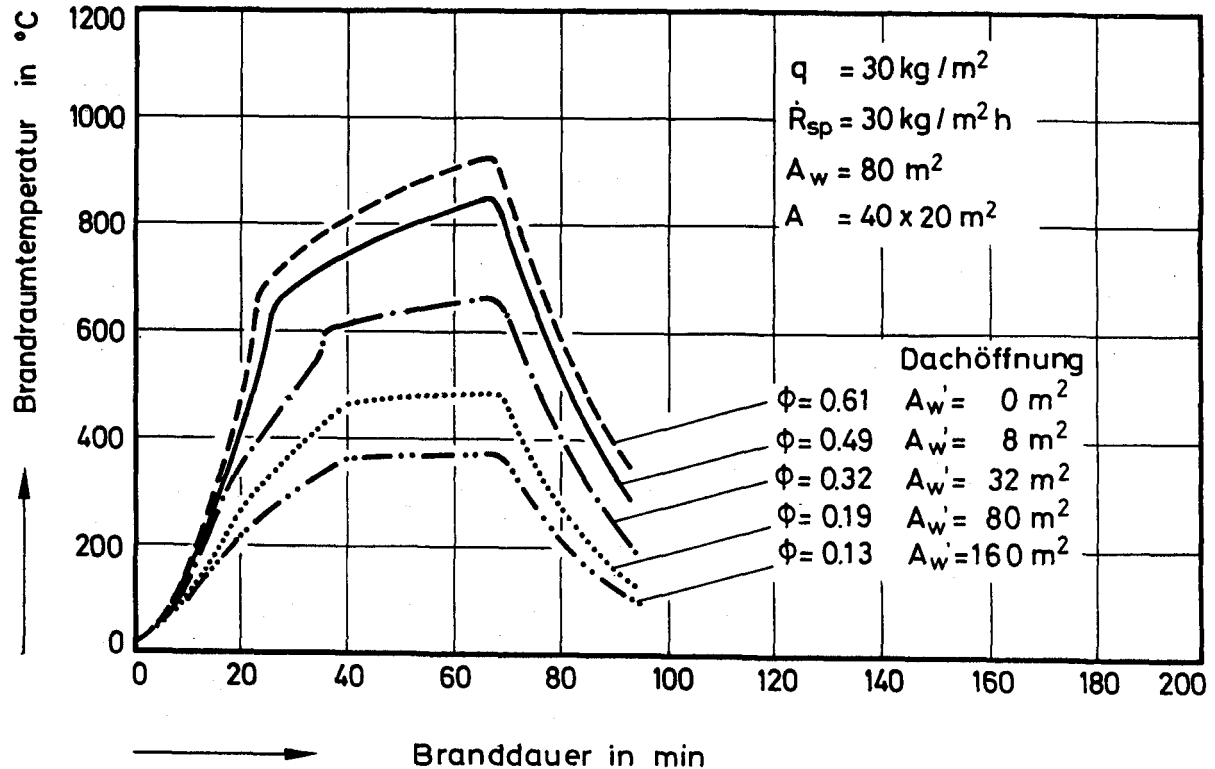


Bild 10: Temperatur-Zeit-Verläufe in 800m² großen Industriehallen bei Luftüberschuß

Bild 11 zeigt die für diese Halle bestimmten äquivalenten Branddauern in Abhängigkeit von der Dachentlüftung. Wie man sieht, liegen im praktisch interessierenden Bereich bis zu 5 % Dachöffnungsfläche die Werte nach DIN 18 230 etwa 20 Minuten unter den Werten des Wärmebilanzmodells. Auch die Einstufungsvorschrift reicht offenbar nicht aus, um bestimmte in der Normvorlage möglicherweise zu günstig bewertete Einflüsse voll abzudecken. Der bei diesem Vergleich als "sicher" zu bezeichnende Bereich oberhalb $A'_w > 80 \text{ m}^2$ ($A'_w/A > 0,10$) ist praktisch nicht mehr interessant, weil so große Dachentlüftungen äußerst selten sind.

Die entsprechenden Temperatur-Zeit-Verläufe für die 3200 m^2 große Halle sind auf Bild 12 dargestellt ($q = 30 \text{ kg/m}^2$, $A_w = 80 \text{ m}^2$). Erst ab 80 m^2 Dachfläche ergibt sich ein brandlastgesteuerter Brand. Bei den kleineren Dachöffnungen sind die Brände jeweils ventilationsgesteuert ($\phi = 1,0$) und dauern infolgedessen auch entsprechend lange. Der Flashover tritt bei schlechter Ventilation etwa nach 34 Minuten Branddauer auf.

Bild 13 zeigt die berechneten äquivalenten Branddauern im Vergleich zu den erforderlichen Feuerwiderstandsdauern nach DIN 18 230. Die Normwerte liegen durchweg 15 bis 20 Minuten unter den theoretischen Werten der Wärmebilanzrechnung. Infolge der Einstufungsvorschrift wird dieser Unterschied allerdings gemildert. Der Sicherheitsbeiwert ($\gamma = 1,5$) der Norm macht sich bereits deutlich bemerkbar. Ohne diesen Beiwert würden sich viel zu geringe Feuerwiderstandsdauern ergeben. Nach Bild 13 ergeben die DIN 18 230 und das Wärmebilanzmodell für den Fall $A'_w = 0$ etwa gleiche Feuerwiderstandsdauern ($t_F = 105 \text{ min}$). Nach Einbau von 5 % Dachöffnung ergibt sich nach dem Normentwurf $t_F = 43 \text{ min}$ und aus dem Wärmebilanzmodell 58 min. Das sind jeweils 41 und 55 % des ursprünglichen Wertes. Der Normwert liegt also bei rd. 75 % des theoretisch zu erwartenden Wertes.

4. Schlußfolgerungen

In dem vorliegenden Bericht wird das Problem von Wärmebilanzrechnungen in Räumen mit Dachentlüftung behandelt. Ausgangspunkt der Überlegungen ist ein vorhandenes Wärmebilanzmodell, welches in [1] entwickelt und diskutiert worden ist. Es konnte gezeigt werden, daß bei Anwesenheit einer Dachentlüftung die Wärmebilanz des Brandraums im wesentlichen nur über den veränderten Gaswechselforgang beeinflusst wird. Der zusätzliche Strahlungswärmeverlust durch die Dachöffnungen ist leicht zu berücksichtigen.

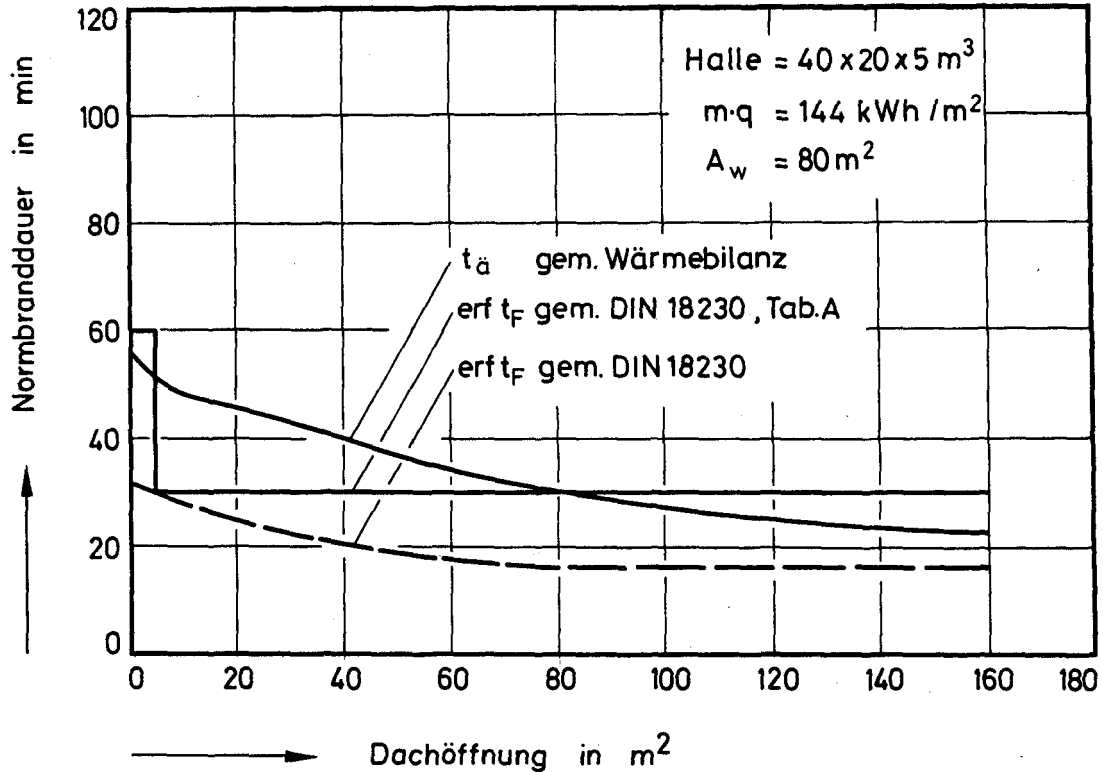


Bild 11: Einfluß der Dachentlüftung auf die äquivalente Branddauer in kleinen Industriehallen

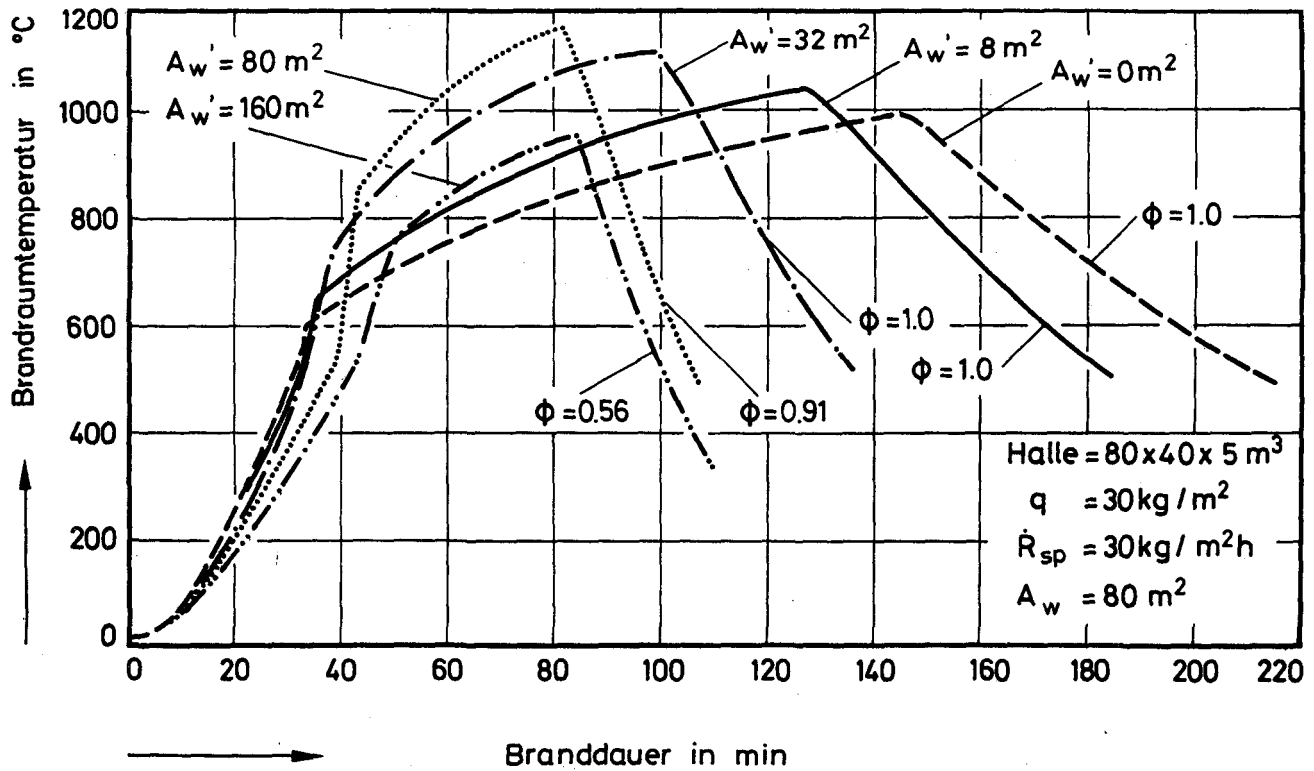


Bild 12 : Temperatur-Zeit - Verläufe in 3200 m² großen Industriehallen

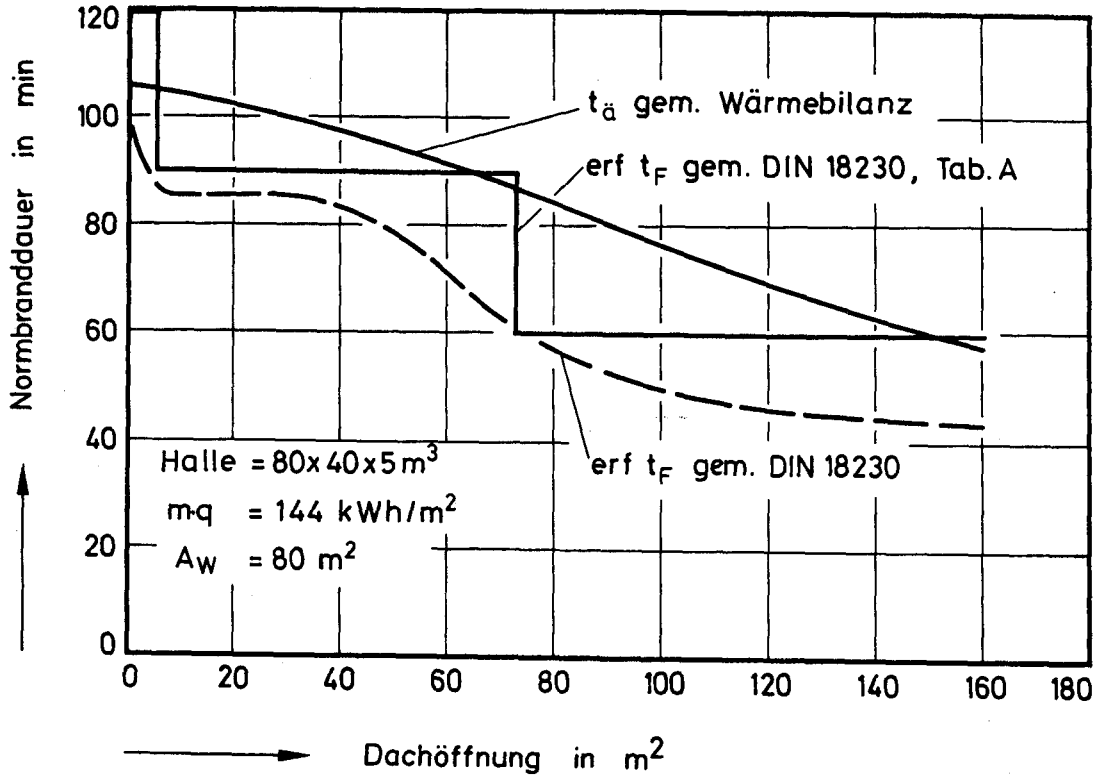


Bild 13: Einfluß der Dachentlüftung auf die äquivalente Branddauer in großen Industriehallen

Im ersten Teil dieses Berichts wurden die für den Gaswechselfvorgang maßgebenden Strömungsgleichungen hergeleitet und angegeben. Es wurden drei Fälle unterschieden, je nachdem ob die neutrale Druckebene im Brandraum oberhalb oder innerhalb des Bereichs der vertikalen Fensteröffnungen zu erwarten ist. Die Lage der neutralen Ebene ist durch eine transzendente Gleichung bestimmt und kann demzufolge nur iterativ ermittelt werden. Dieses bewirkt eine geringe Verlängerung der Rechenzeiten im vorhandenen Rechenprogramm. Die Lage der neutralen Ebene wird bei der Rechenausgabe automatisch ausgedruckt.

Soweit bekannt ist, liegen derzeit keine Meßergebnisse von Brandversuchen in kleinen Räumen mit Dachentlüftung vor. Eine rechentechnische Überprüfung des Modells konnte somit nur für den Grenzfall $A'_w \equiv 0$ (keine Dachentlüftung) vorgenommen werden. Gegenüber den Rechenergebnissen von [1] wurden keine Unterschiede festgestellt, was aufgrund der identischen Programmstrukturen auch nicht zu erwarten war.

Zur quantitativen Abschätzung des Einflusses einer Dachentlüftung auf das Brandgeschehen bei Vollbränden in Industriehallen wurden verschiedene Parameterstudien durchgeführt. Als Kriterium für die Brandwirkung wurden die Gastemperatur-Zeit-Verläufe und daraus resultierend die äquivalenten Branddauern eingeführt. Es wurden Hallen mit 800, 1600 und 3200 m² Grundfläche untersucht, wobei ein in [1] entwickeltes Modell für die Brandausbreitung zugrunde gelegt werden konnte. Dieses Modell wurde jedoch durch Einführung eines einfachen Flashover-Kriteriums noch erweitert, so daß sich die Abläufe von realen Bränden noch besser annähern ließen.

Die Rechenergebnisse haben ergeben, daß eine Dachentlüftung besonders in Gebäuden mit hohen Brandlasten in hohem Maße zur Wärmeentlastung der Konstruktion beiträgt. Bei kleinem Flächenanteil der Dachentlüftung an der gesamten Ventilationsfläche ergeben sich vergleichsweise günstigere Verhältnisse als bei sehr großen Flächenanteilen. Dachentlüftungsflächen von mehr als 5 oder 10 % des Hallengrundrisses sind vermutlich nicht mehr wirtschaftlich. Die Abminderung von t_a durch die ansteigende Dachentlüftungsfläche liegt in diesem Bereich nur bei 5 bis 10 Minuten.

Die Ergebnisse haben weiterhin gezeigt, daß durch schlechte Ventilation der Flashover im Brandabschnitt begünstigt wird. Nach dem hier gewählten Temperaturkriterium für das Auftreten eines Flashovers (550 °C) ergaben sich Zeitunterschiede

von 10 bis 15 Minuten, je nachdem ob in den Hallen gute oder schlechte Lüftungsbedingungen vorlagen. Eine solche Zeitspanne kann zum Vortragen eines gezielten Löschangriffs entscheidend sein, so daß sich hier ein zusätzliches Argument zugunsten einer Dachentlüftung aufdrängt. Unabhängig davon ist das Problem der möglichen Signalflußbeeinträchtigung von gesprinklerten Hallen mit Dachentlüftung zu sehen.

Ein Vergleich von Rechenergebnissen, die nach dem Wärmebilanzmodell ermittelt wurden, mit Berechnungen gemäß DIN 18 230 hat zu differenzierten Aussagen geführt. Hallen ohne Dachentlüftung werden danach in dem Normentwurf zu günstig bewertet, wenn der maßgebende Wärmeabzugsfaktor w nicht nach Zeile 1 von Tabelle 2 der Normvorlage festgelegt wird. Dieses trifft insbesondere auf den Fall der Hallen mit Querlüftung zu. Der in der Norm unterstellte günstige Einfluß der Querlüftung ist mit dem vorhandenen Gaswechselmodell theoretisch nicht nachweisbar.

Bei Hallen mit Dachentlüftung ergaben sich ähnliche Verhältnisse, d. h. die erforderlichen Feuerwiderstandsdauern t_F nach DIN 18 230 lagen durchweg unter den als Bemessungswerte angenommenen t_a -Werten der Wärmebilanzrechnung. Diese Beobachtung war unabhängig davon, ob sich bei der Simulation ventilationsgesteuerte oder brandlastgesteuerte Brände einstellten. Die Berechnungen nach DIN 18 230 ergaben Werte, die durchweg 10 bis 30 Minuten unter den theoretisch zu erwartenden Werten lagen. Ein geringer Ausgleich für diese Unterschätzung der Brandwirkungen ergibt sich aus der Einstufungsvorschrift der Norm, d. h. durch die Aufrundung der t_F -Werte und Einordnung in F-Klassen werden diese gravierenden Unterschiede etwas gemildert. Diese Annahme setzt jedoch voraus, daß der Zuwachs an Feuerwiderstandsdauer durch die Einstufung nicht durch andere Unsicherheiten verbraucht ist. In der DIN 18 230 ist dies der Fall.

Wenngleich die aufgezeigten Ergebnisse nicht in allen Fällen zu einer Bestätigung der Normwerte geführt haben, soll hier nicht übersehen werden, daß die in der Normvorlage eingearbeiteten funktionalen Abhängigkeiten vom Rechenmodell tendenzmäßig gut wiedergegeben werden konnten. Der Einfluß der Ventilation auf das Brandgeschehen in Hallen mit und ohne Dachentlüftung wird nach dem vereinfachten Rechenverfahren der Norm somit vergleichsweise gut erfaßt. Diese Aussage gilt jedoch nur für den hier betrachteten Ventilationsbereich. Bei wesentlich größeren

Ventilationsöffnungen in Gebäuden nimmt die Wirksamkeit z. B. der Dachentlüftung nicht mehr so stark zu wie aufgrund der Öffnungsflächen zu erwarten ist. Eine Extrapolation der Wärmeabzugswerte (w -Faktoren) in den Bereich großer Lüftungsflächen ($A_w/A \gg 0,25$) ist nach den vorliegenden Ergebnissen nicht ratsam. Dazu sind weitere Untersuchungen erforderlich.

5. Zusammenfassung

Im vorliegenden Arbeitsbericht sind die Forschungsergebnisse aus der Arbeitsphase II eines größeren Forschungsprogramms über "Wärmebilanzrechnungen in Brandräumen mit unterschiedlichen Randbedingungen" niedergelegt. Dabei ging es zunächst um die Entwicklung eines Gaswechselmodells für Brandräume mit Dachentlüftung und die Einbeziehung eines solchen Modells in ein Wärmebilanz-Rechenprogramm. Die dabei auftretenden Schwierigkeiten und unvermeidbaren Vereinfachungen im Modell wurden in den ersten Abschnitten dieses Berichts aufgezeigt und diskutiert. Im Zuge der Arbeitsphasen III und IV sollen differenzierte Modelle entwickelt und untersucht werden.

Das Rechenmodell wurde auf Brandabläufe in Industriehallen mit unterschiedlichen Abmessungen angewandt. Der positive Einfluß einer guten Be- und Entlüftung des Brandabschnitts auf das Brandgeschehen wurde qualitativ, teilweise auch quantitativ nachgewiesen. Ein Vergleich der Ergebnisse aus Wärmebilanzrechnungen mit Nachrechnungen gemäß DIN 18 230 wurde im Hinblick auf die im Normentwurf festgelegten Wärmeabzugsfaktoren durchgeführt.

Bei zukünftigen Untersuchungen soll die Frage des Einflusses der Umfassungsbau- teile auf das Brandgeschehen (Umrechnungsfaktor c gemäß DIN 18 230) in gleicher Weise wie hier der w -Faktor behandelt werden. Neben den theoretischen Arbeiten dürfen begleitende experimentelle Untersuchungen jedoch nicht völlig abgeschlossen werden. Es erscheint zweckmäßig und sinnvoll, die geplanten Arbeiten über mehrzonale Wärmebilanzmodelle durch einige gezielte Brandversuche zu ergänzen, um bestimmte Annahmen in den Modellen experimentell abzusichern. Entsprechende Versuchsvorschläge können erst nach Abschluß der theoretischen Vorarbeiten ausgearbeitet werden.

Anmerkung:

Dem Bundesministerium für Raumordnung, Bauwesen und Städtebau sei für die finanzielle Unterstützung dieses Vorhabens herzlichst gedankt.

6. Schrifttum

- [1] Schneider, U., et al.: "Wärmebilanzberechnungen für Brandräume mit unterschiedlichen Randbedingungen". Teil I (Abschlußbericht), Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig, (1980).
- [2] Prah, J., et al.: "Fire induced flow through an opening". Comb. and Flame No. 25, p. 369/385, (1975).
- [3] Hasemi, Y.: "Numerical calculation of the natural convection in fire compartments." Building Research Institute, Paper No. 69, Tokyo, (1977).
- [4] Schneider, U.: "Rauch- und Wärmeabzug in Gebäuden (Literatursichtung im Hinblick auf DIN 18 230)". Abschlußbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig, (1978).
- [5] DIN 18 230 Teil 1 - Baulicher Brandschutz im Industriebau, NABau-Normentwurf, Berlin, (1978).
- [6] Schneider, U., et al.: "Bestimmung der äquivalenten Branddauer von statisch gelagerten Stahlbetonbalken bei natürlichen Bränden." Abschlußbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig, (1977).
- [7] Bub, H., et al.: "Model Code Draft-Structural Fire Protection." Doc. ISO/TC 92/WG 7 N 164, (1979).
- [8] DIN 18 232 Teil 2 - Rauch- und Wärmeabzugsanlagen (Rauchabzüge, Bemessung, Anforderungen und Einbau), NABau-Normentwurf, Berlin, (1980).

In der Schriftenreihe des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, die im Selbstverlag herausgegeben wird, 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 Temperaturbeanspruchung von kreiszylindrischen Stahlbetonsilos. (1964)
von Karl Kordina und Josef Eibl
- Heft 5: Über den Schalungsdruck von Frischbeton. (1964)
von Helmut Ertingshausen
- Heft 6: Transportphänomene in Betonporen. (1966)
von Nils Valerian Waubke
- Heft 7: Ein Beitrag zur rechnerischen Bemessung von brandbeanspruchten 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 Feuer-
schutzmitteln. (1967)
von Axel Lämmke -vergriffen-
- Heft 10: Beitrag zur Frage der Kippstabilität aufgehängter Balkenträger und gerader, flächenartiger Träger. (1968)
von Kamal Fouad Rafla -vergriffen-
- Heft 11: Die Traglast von offenen, kreisförmigen Stahlbetonquerschnitten - Brazier-Effekt -. (1968)
von György Iványi -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 Berücksichtigung der Eigensteifigkeit des Füllgutes. (1969)
von Günther Fuchs -vergriffen-
- Heft 14: Wände aus Holz und Holzwerkstoffen unter Feuerangriff. (1970)
von Claus Meyer-Ottens -vergriffen-
- 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 Neubauer -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 Bödeker
- 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 -vergriffen-
- 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 Ulrich Schneider -vergriffen-
- 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 Josef Eibl und György Iványi -vergriffen-
- Heft 31: Stabilitätsnachweise von Rahmensystemen im Stahlbetonbau. (1974)
von Karl Kordina und Béla Jankó
- Heft 32: Ein Beitrag zur Frage der Festigkeiten und des hohen Verbundverhaltens von Stahl und Beton bei hohen Beanspruchungsgeschwindigkeiten. (1976)
von Olaf Hjorth
- Heft 33: Traglastberechnung instationär thermisch belasteter Stahlbetondruckglieder mittels zwei- und dreidimensionaler Diskretisierung. (1976)
von Wolfram Klingsch -vergriffen-
- Heft 34: Thermische Zerstörung natürlicher Zuschlagstoffe im Beton. (1977)
von Farid Djamous -vergriffen-
- Heft 35: Zur Frage des Trag- und Verformungsverhaltens ebener Stahlbetonrahmen im Brandfall. (1977)
von Ataman Haksever -vergriffen-
- Heft 36: Ein Beitrag zur Traglastermittlung von vierseitig gelagerten Stahlbetonwänden. (1977)
von Karl-Heinz Storkebaum
- Heft 37: Zur thermischen Beanspruchung von Außenstützen im Brandfall. (1977)
von Rolf Bechtold
- Heft 38: Bestimmung der Wasserdurchlässigkeit von Kieselbeton aus dem Wassereindringverhalten. (1978)
von Joachim Steinert
- Heft 39: Ein haufwerkstheoretisches Modell der Restfestigkeit geschädigter Betone. (1978)
von Rolf Weiß

- Heft 40: Zum Schwingkriechen von Beton. (1978)
von Willi Alda
- Heft 41: Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbalken mit rechteckigem Querschnitt unter kombinierter Beanspruchung aus Biegung, Querkraft und Torsion. (1979)
von Manfred Teutsch
- Heft 42: Ein Beitrag zur Frage des Kriechens und der Relaxation von Beton unter hohen Temperaturen. (1979)
von Ulrich Schneider -vergriffen-
- Heft 43: Veröffentlichungen 1967 - 1979.
- Heft 44: Druckmessungen in Silozellen mit einer neu entwickelten Sonde. (1979)
von Karl Kordina und Helmut Fröning
- Heft 45: Ein Beitrag zur Zuverlässigkeit frei gelagerter Stahlbetonstützen unter genormter Brandeinwirkung. (1980)
von Volker Henke
- Heft 46: Wärmebilanzrechnungen für Brandräume mit unterschiedlichen Randbedingungen (Teil I). (1981)
von Ulrich Schneider und Aysen Haksever
- Heft 47: Partiiell brandbeanspruchte Stahlbetondecken - Berechnung des inneren Zwanges mit einem Scheibenmodell -. (1981)
von Robert Walter
- Heft 48: Zum Verformungsverhalten gerissener Stahlbetonbalken unter Einschluß der Mitwirkung des Betons auf Zug in Abhängigkeit von Last und Zeit. (1981)
von Björn Svensvik
- Heft 49: Veröffentlichungen 1967 - 1981.
- Heft 50: Die Steifigkeit und das Verformungsverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbalken unter kombinierter Beanspruchung aus Torsion, Biegemoment, Querkraft und Axialkraft. (1982)
von Surendra K. Ojha
- Heft 51: Zusammenstellung und Anwendung Bayes'scher Verfahren bei der Stichprobenbeurteilung. (1982)
von Volker Henke
- Heft 52: Stahlbetonstützen mit Rechteckquerschnitten bei natürlichen Bränden. (1982)
von Ataman Haksever
- Heft 53: Untersuchung des Riß- und Verformungsverhaltens segmentärer Spannbetonbauteile. (1982)
von Viggo Weber

- Heft 54: Zur Tragfähigkeit von Verklebungen zwischen Baustahl und Beton - Geklebte Bewehrung -. (1982)
von Ernst-Holger Ranisch
- Heft 55: Zum Einfluß tiefer Temperaturen auf Festigkeit und Verformung von Beton. (1982)
von Günter Wiedemann
- Heft 56: Ein geometrisch und physikalisch nichtlineares Rechenmodell zur optimalen Biegebemessung ebener Stahlbetonrahmen. (1982)
von Reiner Timm
- Heft 57: Untersuchungen über den Verbund zwischen Stahl und Beton bei hohen Temperaturen. (1983)
von Ulrich Diederichs