

Neuberechnung der
Wärmeabzugsfaktoren w für die
DIN V 18230
Teil 1 - Baulicher Brandschutz im
Industriebau

T 2216

T 2216

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

Die in dieser Forschungsarbeit enthaltenen Darstellungen und Empfehlungen geben die fachlichen Auffassungen der Verfasser wieder. Diese werden hier unverändert wiedergegeben, sie geben nicht unbedingt die Meinung des Zuwendungsgebers oder des Herausgebers wieder.

Die Originalmanuskripte wurden reprototechnisch, jedoch nicht inhaltlich überarbeitet. Die Druckqualität hängt von der reprototechnischen Eignung des Originalmanuskriptes ab, das uns vom Autor bzw. von der Forschungsstelle zur Verfügung gestellt wurde.

© by Fraunhofer IRB Verlag

Vervielfältigung, auch auszugsweise,
nur mit ausdrücklicher Zustimmung des Verlages.

Fraunhofer IRB Verlag

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau

Postfach 80 04 69
70504 Stuttgart

Nobelstraße 12
70569 Stuttgart

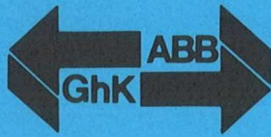
Telefon (07 11) 9 70 - 25 00
Telefax (07 11) 9 70 - 25 08

E-Mail irb@irb.fraunhofer.de

www.baufachinformation.de

4,80

T 2216



**Amtliche
Baustoff- und
Betonprüfstelle F**

**Gesamthochschule
Kassel · Universität**

**Fachbereich Bauingenieurwesen
Fachgebiet Baustoffkunde**

**Neuberechnung der Wärme-
abzugsfaktoren w für die
DIN V 18230 Teil 1 -
Baulicher Brandschutz im
Industriebau**

Prof. Dr.-Ing. habil. U. Schneider

**Amtliche Baustoff- und Betonprüfstelle F
D - 3500 Kassel, Mönchebergstraße 7**

ARBEITSGEMEINSCHAFT BRANDSICHERHEIT
München / Kassel

**Neuberechnung der Wärme-
abzugsfaktoren w für die
DIN V 18230 Teil 1 -
Baulicher Brandschutz im
Industriebau**

von

Prof. Dr.-Ing. habil. U. Schneider

Dr.-Ing. M. Kersken-Bradley

Dipl.-Ing. U. Max

Mai 1990

Kurzfassung

Der vorliegende Forschungsbericht beinhaltet die Ergebnisse der vorgenommenen Überprüfung der w-Faktoren gemäß DIN V 18230. Entsprechend der Aufgabenstellung wurden zunächst Brandscenarien für eine Vielzahl von Industriegebäuden von 2400 bis 20000 qm Größe und 6.0 bis 15.5 m Höhe festgelegt. Auf der Grundlage dieser Scenarien wurden der Brandablauf und die Brandwirkungen in den Gebäuden rechnerisch simuliert. Dazu wurde der Rechencode MRFC (Multi-Room-Fire-Code) der Universität Kassel eingesetzt. Die Rechenläufe haben zu auswertbaren Ergebnissen im Hinblick auf den w-Faktor geführt. Die Größe der horizontalen und vertikalen Öffnungen sowie die Brandherdgröße sind für den w-Faktor von primärer Bedeutung. Sekundäre Effekte wie der Einfluß der Hallenhöhe, Brandlast, Querlüftung und Hallengröße wurden ebenfalls festgestellt und diskutiert.

Aus den Rechenergebnissen wurde ein vereinfachtes w-Konzept hergeleitet und begründet. In Anlehnung an die bisherigen Arbeiten wird von einer tabellarischen w-Darstellung ausgegangen, die vergleichsweise übersichtlich und praktikabel ist. Auf die rechnerische Berücksichtigung von Sekundäreffekten wird in dem neu erarbeiteten Normvorschlag ausdrücklich verzichtet, weil dadurch die leichte Anwendbarkeit und die Übersichtlichkeit des Verfahrens erheblich beeinträchtigt werden würde.

In dem neuen Vorschlag gehen als Primäreffekte die horizontalen und vertikalen Öffnungen ein. Die vorgeschlagenen Werte sind rechnerisch kalibriert an Hallen mit 144 kWh/m² Brandlast, 2400 m² Grundfläche und vertikalen Öffnungen, die überwiegend in der oberen Hälfte der Außenwände angeordnet waren. Vergleichsrechnungen mit größeren Brandlasten bzw. an größeren Hallen hatten vergleichbare, teilweise geringfügig höhere w-Faktoren ergeben. w-Faktoren für Teilflächenbrände bis 400 m² Brandfläche wurden ebenfalls neuerlich bestimmt und festgelegt.

Der Normenvorschlag beinhaltet gegenüber den bisherigen w-Faktoren bereichsweise deutliche Verschärfungen, die jedoch physikalisch begründet und notwendig sind. Die in der gültigen DIN V 18230 möglichen sprunghaften Änderungen in der Brandschutzbewertung, ggf. über mehrere Brandschutzklassen hinweg, sind nach dem neuen Vorschlag nicht mehr möglich, d. h. das Hinzufügen von z. B. wenigen Prozenten an Dachöffnungen in einer Industriehalle führt nunmehr nur noch zu realistischen Abminderungen in der erforderlichen Feuerwiderstandsdauer der Bauteile. Damit ist sichergestellt, daß die Brandschutzbemessung nach DIN V 18230 zukünftig noch besser als bisher den tatsächlichen Gegebenheiten entspricht und eine noch größere Akzeptanz in der Praxis erreicht.

Inhaltsverzeichnis

Abschnitt	Seite
1. Einleitung	2
2. Physikalische Grundlagen des Modells MRFC	5
2.1 Modellannahmen	5
2.2 Massenbilanzen und Massenströme	9
2.2.1 Abbrandmodelle	15
2.3 Energiebilanzen und Energieströme	23
3. Bewertung der Ergebnisse	33
3.1.1 Berechnung der äquivalenten Branddauer nach DIN V 18230	33
3.1.2 Berechnung der äquivalenten Branddauer aus der Simulation	34
3.2 Grundlagen der Berechnungen	36
3.2.1 Grundlagen der neu durchgeführten Berechnungen	36
3.2.2 Grundlagen der Berechnungen für den DBV /S 6/	38
3.2.3 Grundlagen der Berechnungen für den VDA /S 5 und S 10/	40
3.3 Ergebnisse der Berechnungen	43
3.4 Diskussion der Ergebnisse	50
3.4.1 Einfluß der Brandbelastung	50
3.4.2 Einfluß der Hallenhöhe	52
3.4.3 Einfluß der Hallenfläche und des Hallenvolumens	53
3.4.4 Einfluß der Querlüftung	56
3.4.5 Einfluß der Öffnungsflächen	57
3.4.6 Auswertung der Teilflächenbrände	62
4. Vorschlag für die Normung	67
5. Zusammenfassung	71
6. Literaturverzeichnis	72

1. Einleitung

Der bauliche Brandschutz im Industriebau hat in Deutschland traditionell ein hohes Niveau, wozu die seit Jahre vorliegenden Entwürfe der DIN V 18230 und der Industriebaurichtlinie erheblich beigetragen haben. Mit der DIN V 18230 "Baulicher Brandschutz im Industriebau" wurde zudem ein Vorschlag erarbeitet, der erstmalig, starre Brandschutzanforderungen ablöst und diese durch ein Nachweisverfahren ersetzt. Dieses Nachweisverfahren ist auf wissenschaftlich-theoretischen und konventionell-praktischen Erfahrungen gegründet. Es stellt als solches einen Kompromiß aus verschiedenen Blickwinkeln dar und hat bereits jetzt schon vielfältige Anwendungen gefunden.

Soweit es die wissenschaftlich-theoretischen Erfahrungen betrifft, konnten in den 70er Jahren nur bereichsweise endgültige Festlegungen getroffen werden. Zwischenzeitlich sind durch die fortschreitende Entwicklung, vor allem die rechnerischen Untersuchungsmöglichkeiten angestiegen, so daß eine in sich konsistente Anpassung früherer Schätz- und Erfahrungswerte nunmehr erfolgen kann. Insbesondere haben die partiell durchgeführten Untersuchungen von Schneider, Max und Kersken-Bradley (/S5, S6 und S10/) [VDA, Betonverein] gezeigt, daß die w-Faktoren gemäß Tabelle 3 der Norm die praktisch vorkommenden Fälle nur bereichsweise richtig abdecken. Es wurde weiter festgestellt, daß die w-Faktoren teilweise zu niedrig, zu einem kleinen Teil jedoch auch zu hoch angesetzt sind. Um diesen Beobachtungen Rechnung zu tragen, wurde vom NABau-Arbeitsausschuß 12.04 "Baulicher Brandschutz im Industriebau" angeregt, die w-Faktoren zu überprüfen und ggf. neu festzulegen. Insbesondere sollte untersucht werden, ob die nach DIN V 18230 möglichen sprunghaften Abminderungen in den erforderlichen Feuerwiderstandsdauern durch die zusätzliche Anordnung von Dachöffnungen noch realistisch ist. Ebenso sollten der Einfluß der Brandlast, Hallengröße, Hallenhöhe und Querlüftung auf den w-Faktor betrachtet werden. Für die Bewertung von Teilflächenbränden sollte ebenfalls ein neuer Vorschlag erarbeitet werden, weil die alte Näherungsformel bislang nicht bestätigt werden konnte.

Das Institut für Bautechnik hatte zur Finanzierung des Vorhabens kurzfristig entsprechende Forschungsmittel zur Verfügung gestellt. Weitere Beteiligungen kamen indirekt durch den VDA (Verband der Automobilindustrie) und DBV (Deutscher Betonverein) zustande, weil aus anderen Forschungsvorhaben bestimmte Ergebnisse über Brandschutzberechnungen in Industriehallen mit verwendet werden konnten (/S 5, S 6, S 10/).

In dem vorliegenden Bericht sind die Ergebnisse der im Rahmen dieser Forschungsarbeit durchgeführten Brandsimulationen in großen, mittleren und kleinen Industriebäuden zusammengefaßt. Um einen Einblick in die Methodik gewinnen zu können, ist im ersten Teil der Arbeit das hier verwendete Rechenprogramm MRFC (Multi-Room-Fire-Code) kurz beschrieben.

MRFC wurde in den letzten Jahren der Gesamthochschule Kassel im Rahmen einer Dissertation entwickelt, um die Wirkungen eines Brandes in einem komplexen Gebäude rechnerisch abschätzen zu können. Das Programm wurde im Rahmen von Großbrandversuchen in einer großen Anlage durch begleitende Berechnungen ständig verifiziert. Zu Beginn der Versuche im Jahr 1984 war das Rechenprogramm HAL vorhanden. In der ersten Phase des Vorhabens wurde daraus ein einfaches Mehrraummodell entwickelt /S 2/. Später wurde dieses Modell zu einem komplexen Mehrraummodell erweitert, mit dem nun in ersten Ansätzen auch Aussagen über weiter entfernte Räume gemacht werden können /S 4, S 9/. Parallel zu diesen Versuchen wurde die Anwendbarkeit des Verfahrens bei weiteren Forschungsvorhaben geprüft.

Die Zielsetzung für die Großbrandversuche bestand darin, vertiefte Kenntnisse über den Brandverlauf und die Brandwirkungen in einer bestehenden Mehrraumgeometrie zu erhalten, die von der Umgebungsluft abgetrennt ist. Mit den herkömmlichen Brandmodellen ließ sich diese Problemstellung bis vor kurzem nicht bewältigen, da alle bekannten Codes / z.B. J1, T1 / von der Tatsache ausgehen, daß über Ventilationsöffnungen oder durch Zwangsluftzufuhr ein Austausch von Brandgasen und Frischluft erfolgt. Erst mit der Neufassungen von FAST (Fire And Smoke Transport) vom Juni 1989 und der Programmneuentwicklung CCFM (Consolidated Compartment Fire Model), die beide am National Institute of Standards and Technology (NIST) in den USA entwickelt werden, kann ein Brand ohne Verbindung zur Umgebung berechnet werden / M3 /.

Mit den Erfahrungen, die aus den Berechnungen zu den einzelnen Versuchen gewonnen wurden, ist inzwischen ein Rechenprogramm entstanden, das bereits für Anwendungen des konventionellen Brandschutzes eingesetzt wurde. So wurde beispielsweise untersucht, ob die Ventilationsfaktoren zur DIN V 18230 / D1 / praxisgerecht sind und durch Wärmebilanzrechnungen nachvollzogen werden können. Dies wurde in einem Forschungsvorhaben für den deutschen Betonverein untersucht / S6 /.

Ein weiteres Projekt beschäftigt sich mit Untersuchungen in sehr großen Produktionshallen, für die in DIN V 18230 keine Regelung getroffen ist. Dabei soll vor allem eine akzeptable Fluchtweglänge auf der Grundlage von Vergleichsrechnungen mit kleineren Hallen bestimmt werden. Dazu wurden die Verrauchungszeiten sowie die Temperaturentwicklungen in den Gebäuden bestimmt und mit kleineren Hallen verglichen, wobei eine Grenzsituation bestimmt wird, bei der keine Flucht mehr möglich ist. Diese Untersuchungen wurden im Auftrag des Verbandes der deutschen Automobilindustrie durchgeführt / S10 /.

Hauptziel der Berechnungen ist somit die Überprüfung und ggf. neuerliche Festlegung der w-Faktoren im DIN V 18230. Grundsätzlich sollte die normgemäße Ermittlung von w wie bisher jedoch relativ einfach und praktisch anzuwenden sein. Die Arbeit hat als Teilziel die Entwicklung bzw. Erarbeitung eines realistischen, vereinfachten Bemessungsvorschlages für den w-Faktor. Dieser Vorschlag sollte möglichst alle wesentlichen Parameter und Einflußgrößen mit erfassen oder abdecken und die bisherige Inkonsistenz im vorhandenen w-Konzept beseitigen.

Im folgenden werden zunächst die physikalischen Grundlagen des Modells MRFC in verkürzter Form beschrieben. Dabei geht es vor allem um die Modellannahmen, Energiebilanzen und Massenbilanzen. Weiterhin ist die Art der Bewertung der Rechenergebnisse im Hinblick auf die Vergleichbarkeit mit der DIN V 18230 angegeben, wobei es darauf ankommt, die sogenannte äquivalente Normbranddauer in der Weise umzurechnen, daß der erhaltene w-Faktor mit dem Normwert korrespondiert.

Daran anschließend sind die Grunddaten der untersuchten Industriegebäude und die angenommenen Brandszenarien aufgeführt. Bei der Festlegung dieser Daten kam es vor allem darauf an, möglichst das gesamte w-Faktor-Spektrum der DIN V 18230 abzudecken. Neben den Daten der im DIN-Ausschuß verabredeten Parametervarianten sind in diesem Abschnitt auch die Grundlagen der hier partiell berücksichtigten DBV-Läufe /S 6/ und VDA-Berechnungen /S 5, S 10/ beschrieben. In dem folgenden Abschnitt sind die erhaltenen Rechenergebnisse zusammengefaßt und diskutiert. Alle Berechnungen sind so durchgeführt worden, daß die w-Faktoren gemäß DIN V 18230 unmittelbar angegeben werden konnten. Aus den Rechenergebnissen sind zwei Tabellen für die neuen w-Faktoren entwickelt worden. Diese Tabellen wurden dem DIN-Ausschuß als Normvorschlag übermittelt.

2. Physikalische Grundlagen des Modells MRFC

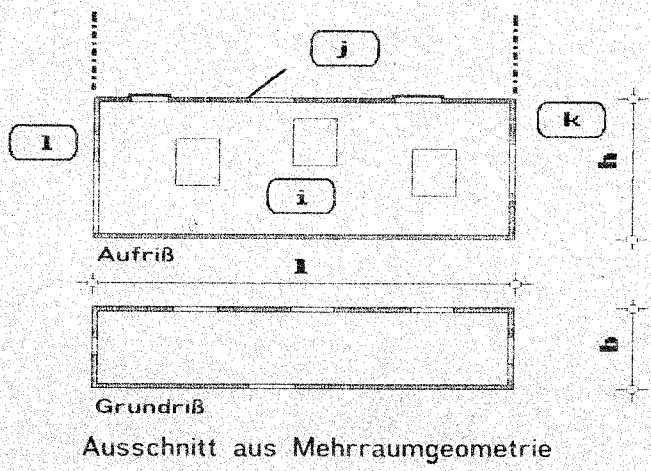
2.1 Modellannahmen

Zur Simulation von natürlichen Bränden wurde an der Universität Kassel ein Mehrraum-Mehrzonenmodell entwickelt, mit dem die das Brandgeschehen wesentlich bestimmenden Größen berechnet werden können. Im folgenden sollen die physikalischen Grundlagen für dieses Modell kurz beschrieben werden, die in /M6/ ausführlich erläutert sind.

Dem Rechenprogramm MRFC (Multi Room Fire Code) liegt ein Mehrzonen-Modell zu Grunde, bei dem über eine Kopplung über mehrere Zonen die das Brandgeschehen bestimmenden Parameter wie Gas- und Bauteiltemperaturen sowie Druckverteilungen und daraus resultierende Massenströme bestimmt werden können. Dabei wird in jedem einzelnen Raum der Gaskörper in einer oder in zwei Zonen abgebildet, für die jeweils die Massen- und Energiebilanzen gelöst werden. Als dritte Zone kommt der Nahbereich der Flammen hinzu, auf dessen genaue Abbildung hier nicht weiter eingegangen wird. Beim Zwei-Zonen-Modell bestehen die beiden betrachteten Schichten aus Gasen, für die eine homogene Temperaturverteilung angenommen wird. Die Massen- und Energiebilanzen werden getrennt für beide Schichten formuliert und im Programm iterativ gelöst.

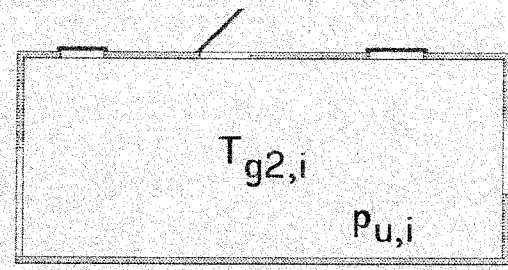
In Bild 2.1.1 ist ein Element des Modells mit unterschiedlichen Annahmen für den betreffenden Raum dargestellt. Dabei ist oben ein Raum im Aufriß und im Grundriss aus einer betrachteten Mehrraumgeometrie herausgeschnitten. Der Raum i ist dabei Verbindungen zu den Räumen j , k und l , über die ein Massen- und Energietransport stattfinden kann. In der Skizze ist berücksichtigt, daß an den Brandraum mehrere Räume anschließen. Der Normalfall für einen Brandraum mit Verbindung zur Umgebung ist als Sonderfall enthalten, wenn nur ein einziger Nebenraum berücksichtigt wird. Wird die Umgebung durch mehrere Räume abgebildet, für die jeweils konstante Verhältnisse unterstellt werden, so besteht zum Beispiel die Möglichkeit, ein Querlüftung zu simulieren, wenn an den Außenseiten unterschiedliche Drücke so angesetzt werden, daß die Druckdifferenz einer bestimmten Windgeschwindigkeit entspricht. Je nach Brandverlauf sind für die Berechnung unterschiedliche Annahmen für den Gaskörper zu treffen. Dieser ist bei einer vorhandenen beziehungsweise in der Ausbildung begriffenen Rauchgasschicht sowie einem Brand in zwei Gaskörper (Fälle 2 und 3) aufgeteilt. Sonst wird für jeden Raum eine einzige Schicht berücksichtigt (Fälle 1 und 4) .

Die Zone über der aktuellen Brandfläche wird dabei allgemein als Plume bezeichnet. In der Regel wird darunter eine begrenzte Zone verstanden, in der die Umsetzung des Brandgutes in die Verbrennungsprodukte stattfindet, unter Einmischung von kalter Luft aus der unteren Schicht. Vereinfachend wird bei den Berechnungen der gesamte Bereich der Brandfläche bis zur Schichtgrenze z oder soweit $z = 0$ ist, bis zur Hallenhöhe h mit der oberen Schicht zusammengefaßt. Für diese Mischzone wird eine homogene Temperatur bestimmt.

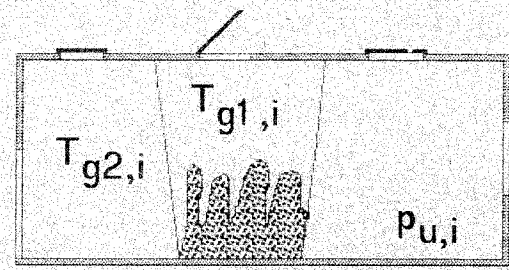


Betrachtet wird Raum i mit der Länge l , der Breite b und der Höhe h , der durch Verbindungen mit den Räumen j , k und l Massen und Energien austauschen kann.

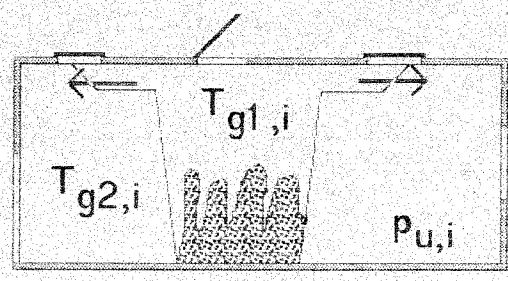
Die dargestellten Öffnungen sind variabel während des Brandes.



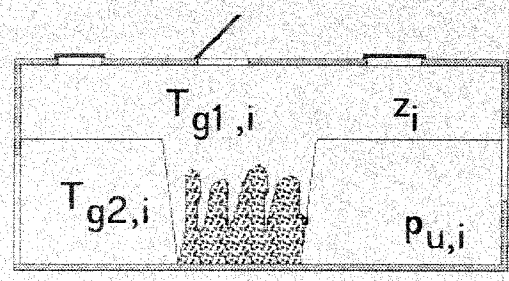
Fall 1 $T_{g1,i} = T_{g2,i}$
 $z_i = 0$



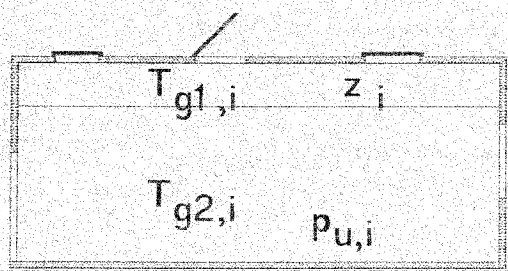
Fall 2 a $z_i = 0$



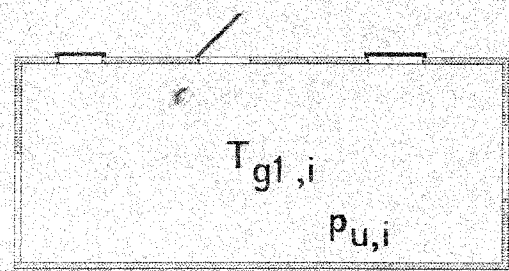
Fall 2 b $z_i = 0$



Fall 3 a



Fall 3 b



Fall 4 $T_{g2,i} = T_{g1,i}$
 $z_i = h_i$

Bild 2.1.1 Element einer Mehrraumbeobachtung und unterschiedliche Aufteilungen des Gaskörpers je nach Brandverlauf

Je nach Ventilationsverhältnissen und Brandverlauf können in den einzelnen Räumen eine, zwei oder drei Zonen vorliegen, womit das Brandgeschehen abgebildet wird. Im einzelnen sind diesbezüglich folgende Fälle unterschieden (vgl. Bild 2.1.1) :

- Der Raum besteht aus einer einzigen kalten Schicht, die noch nicht verqualmt ist. Das ist der Ausgangszustand für alle Räume. Er gilt solange bis ein Zustrom von Heißgasen aus bereits verqualmten Räumen stattfindet. Für den Brandraum ist ab Brandbeginn ebenfalls ein anderes Modell zu verwenden. (Fall 1)
- Zum Brandbeginn bildet sich im Brandraum zuerst der Plume aus. Der Raum besteht dabei solange aus einer heißen Plume sowie einer kalten Schicht über die gesamte Hallenhöhe bis der betrachtete Bereich über dem Brandherd soweit erwärmt ist, daß sich ein Ceiling Jet ausbilden kann. Dieser Fall tritt auch auf, wenn die Ventilation (Dachentlüftung) im Bereich des Plume so groß wird, daß entsprechend der gesamten eingemischten Luft und dem Abbrand darüber genügend Abgase zum Gleichgewichtszustand abgeführt werden können. (Fall 2 a)
- Ausgehend von Fall 2 a breiten sich dann anschließend die Heißgase in Form eines sogenannten Ceiling Jet aus. Dabei bildet sich eine Heißgasfront mit variabler Schichthöhe, die mit der Zeit die gesamte Halle ausfüllt. Dabei werden für den Plume und den Ceiling Jet die gleiche homogene Temperatur angenommen. (Fall 2 b)
- Der Brandraum besteht aus einer heißen Plume und einer Heißgas-schicht, mit einer homogenen Mischtemperatur, sowie einer kalten unteren Schicht ebenfalls mit einer homogenen Temperatur. (Fall 3 a)
- Bei anderen Räumen fehlt der durch den Brand bedingte Plume. Durch Zustrom von Heißgasen aus bereits verqualmten Räumen hat sich ebenfalls eine Heißgasschicht der Höhe z ausgebildet, für die ebenso wie für die restliche untere Schicht eine homogene Temperaturverteilung angenommen wird. (Fall 3 b)
- Der Raum besteht nur aus einer verqualmten heißen Schicht. Dies trifft dann zu, wenn die Brandfläche die gesamte Grundfläche der Halle bedeckt, und wenn die Heißgasschicht sich über die gesamte Hallenhöhe erstreckt. Aus rechen-technischen Gründen muß dieses Modell auch für die Abkühlphase in allen Räumen verwendet werden, weil das Fehlen einer Brandquelle zu numerischen Schwierigkeiten bei der Berechnung der Schichthöhe führen kann, da Schwerkraftströmungen infolge einer Abkühlung von Gasen zur Zeit nicht berücksichtigt werden. (Fall 4)

Als unbekannte Größen gehen im MRFC - Modell in den dargestellten Fällen 2 und 3 für jeden Raum i in die Berechnung ein:

- Gastemperatur der heißen Zone $T_{g1, i}$
- Gastemperatur der kalten Zone $T_{g2, i}$
- Höhe der Heißgasschicht z_i
- Druck am Fußboden $p_{u, i}$

In der Anfangsphase des Brandes und nach Auftreten des Flash-Over liegt in den einzelnen Räumen jeweils nur eine einzige Schicht vor (Fälle 1 und 4). Das bedeutet, daß in dieser Zeit mit einem anderen Gleichungssystem gearbeitet werden muß. In diesem Fall reduzieren sich die Bilanzen zu einer Massen- und einer Energiebilanz.

Mit diesen Unbekannten lassen sich alle Energie- und Massenströme beschreiben, wenn man davon absieht, daß für die Berechnung der Wandtemperaturen der Bauteile die Fouriergleichung gelöst werden muß. Bei einer homogenen Schicht (Fälle 1 und 4) im untersuchten Raum verbleiben die Temperatur sowie der Druck am Fußboden als Unbekannte.

Die Kopplung zwischen den einzelnen Räumen erfolgt dadurch, daß die Abflüsse aus den angekoppelten Räumen als Zufluß der vorgeschalteten Räume wieder in die Bilanz eingehen. Die Verbindung zwischen den Heißgasschichten und den kalten Schichten wird über die Einmischströme und somit über die Bilanzen der Plume hergestellt.

Zur Lösung stehen für jede Schicht eine Massen- und eine Energiebilanz zur Verfügung. Das entstehende umfangreiche Gleichungssystem wird mit einer modifizierten Powell Hybrid Methode gelöst. Ausgehend von einem Startwert (alter Zustand) werden dabei die Unbekannten solange variiert, bis alle Gleichungen mit einer vorgegebenen Genauigkeit erfüllt sind.

2.2 Massenbilanzen und Massenströme

Unter der Voraussetzung, daß in dem betrachteten Raum zwei Schichten und der Brandherd vorliegen, ergeben sich die in Bild 2.2.1 gezeigten Massenströme, für die zu jedem Zeitpunkt das Gleichgewicht zu formulieren ist. Der dargestellte Zustand gilt für den Fall einer voll ausgebildeten Heißgasschicht mit Teilflächenbrand, bei dem alle dargestellten Dachöffnungen zum augenblicklichen Zeitpunkt geöffnet sind.

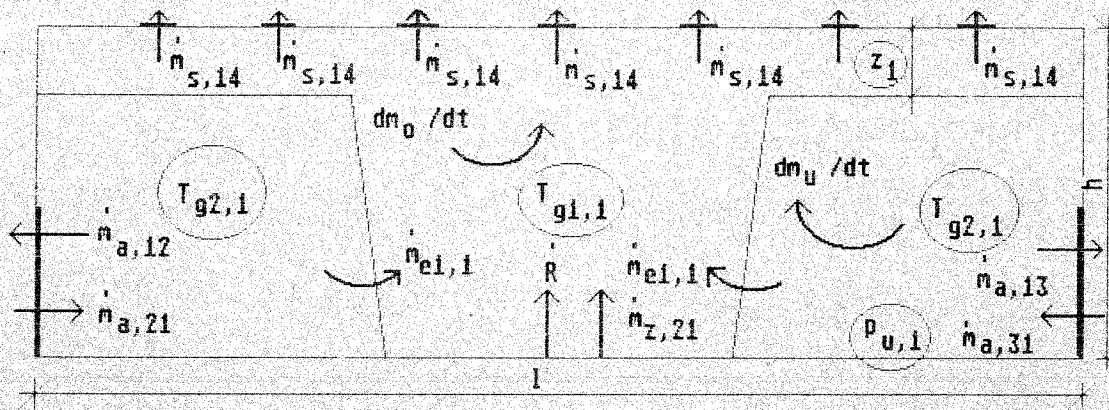


Bild 2.2 Massenströme im Brandraum unter Berücksichtigung von drei Außenräumen mit vorhandener Heißgasschicht

Die beiden Massenbilanzen, die gelöst werden, lauten für den Raum i bei zwei Zonen:

- für die Heißgasschicht

$$dm_{1,i} / dt + \sum \dot{m}_{s,ij} - \sum \dot{m}_{s,ji} - \dot{m}_{e1,i} + \dot{m}_{e2,i} - \dot{R}_i = 0 \quad \text{Gl. (2.2.1)}$$

- für die untere Gasschicht

$$dm_{2,i} / dt + \sum \dot{m}_{a,ij} - \sum \dot{m}_{a,ji} + \dot{m}_{e1,i} - \dot{m}_{e2,i} = 0 \quad \text{Gl. (2.2.2)}$$

Für einen Raum mit einer homogenen Schicht reduzieren sich die Massenbilanzen zu:

$$dm_{1,i} / dt + \sum \dot{m}_{s,ij} - \sum \dot{m}_{s,ji} - \dot{R}_i = 0 \quad \text{Gl. (2.2.3)}$$

für einen Raum mit einer heißen Schicht, bzw. für einen Raum, für den während der gesamten Berechnung eine Zone angesetzt wird und zu

$$dm_{2,i} / dt + \sum \dot{m}_{a,ij} - \sum \dot{m}_{a,ji} = 0 \quad \text{Gl. (2.2.4)}$$

für einen Raum mit einer kalten Zone, in dem der Aufbau einer Heißgasschicht erwartet wird.

Darin bedeuten :

$$\begin{aligned} dm_{1,i}/dt &= d(V_{1,i} \rho) / dt \\ &= \text{zeitliche Massenänderung der heißen Schicht im Raum } i \text{ durch} \\ &\quad \text{Temperatur- und Volumenveränderung} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} dm_{2,i}/dt &= d(V_{2,i} \rho) / dt \\ &= \text{zeitliche Massenänderung der kalten Schicht im Raum } i \text{ durch} \\ &\quad \text{Temperatur- und Volumenveränderung} \end{aligned}$$

$$\dot{m}_{s, ij} = \text{Massenströme aus der heißen Zone des Raumes } i \text{ in Raum } j$$

$$\dot{m}_{s, ji} = \text{Massenströme in die heiße Zone des Raumes } i \text{ aus Raum } j$$

$$\dot{m}_{a, ij} = \text{Kaltgasmassenströme aus der unteren Zone des Raumes } i \text{ in Raum } j$$

$$\dot{m}_{a, ji} = \text{Kaltgasmassenströme in die untere Zone des Raumes } i \text{ aus dem Raum } j$$

$$\dot{m}_{e1, i} = \text{durch Einmischung von unten nach oben eingetragene Massenströme}$$

$$\dot{m}_{e2, i} = \text{durch Einmischung von oben nach unten eingetragene Massenströme}$$

$$\dot{R}_i = \text{Abbrandrate im Raum } i. \text{ Zur Zeit kann nur der Abbrand in einem Raum berücksichtigt werden.}$$

Die Umgebung ist im Sinne dieser Definition als benachbarter Raum mit konstanter Temperatur aufzufassen.

Zur Bestimmung der Einmischterme \dot{m}_e sind in der Literatur umfangreiche Studien bekannt, aus denen die Massen- und Energieströme innerhalb eines Raumes als Austauschströme zwischen den beiden Schichten bestimmt werden können / B1,C1,M1 /. Dabei hat sich in den meisten Fällen die in / M1 / dargestellte Beziehung von Mc' Caffrey und Cox bewährt. Daher wurde sie in das bestehende Programm aufgenommen. Für die Einmischung an Öffnungen sind einige Modifikationen vorgenommen worden, die aus Wärmebilanzrechnungen im Rahmen von Mehrraumuntersuchungen aus Großversuchen abgeleitet wurden / S7 /.

Die Terme $m_{e2, i}$ berücksichtigen die Rückeinmischung von Heißgasen in die untere Zone aufgrund von entgegengesetzt gerichteten Strömungen. In der Energiebilanz kann dieser Anteil nun berücksichtigt werden, da die Annahme, daß die untere Gasschicht den Umgebungsbedingungen genügt, aufgegeben wurde. Da zur Zeit auch keine genaueren Untersuchungen dazu vorliegen, wurde dieser Term in der jetzigen Programmfassung nach Jones / J1 / bestimmt. Zukünftig wird aber verstärkte Sorgfalt auf die physikalische und rechentechnische Realisierung dieses Massenstroms gelegt werden.

Die Massenströme zwischen einzelnen Räumen sowie zwischen Räumen und der Umgebung können physikalisch zur Zeit in folgender Form berücksichtigt werden:

- Massenströme durch vertikale Öffnungen
- Massenströme durch horizontale Öffnungen
- Massenströme durch Schächte
- Zwangsmassenstrom eines vorgegebenen Volumens
- geregelter Zwangsmassenstrom in Abhängigkeit von stöchiometrischer Verbrennung.

- horizontale und vertikale Ströme

Die Massenströme für horizontale und vertikale Öffnungen werden nach einem modifizierten Strömungsmodell ermittelt. Dabei stellen sich für den Fall, in dem Einmischungen stattfinden gekrümmte Stromlinien ein. Es werden zwei Fälle untersucht. Möglich sind das direkte Einströmen in die anliegende Schicht ohne Einmischung und ein Einmischen in die obere oder untere Schicht. Dies wird anhand eines Schwerkraftkriteriums überprüft. Obwohl im Strömungsmodell von horizontalen Stromlinien ausgegangen wird, erscheint die Anwendbarkeit des Modells doch gerechtfertigt, weil für den Bereich des Übergangs horizontale Stromlinien vorliegen, wenn auch auf einer kurzen Länge. Der Bestimmung liegt wegen der angenommenen Homogenität der Schichten die Bernoulli-Beziehung nach Gleichung (2.2.5) zu Grunde, die bei jeder Öffnung so anzuwenden ist, daß immer Teilbereiche betrachtet werden, in denen sich bei beiden Räumen die Rohdichten nicht ändern, wenn man davon ausgeht, daß die betrachteten Schichten relativ groß im Verhältnis zu den Öffnungen sind. Dies ist in der Regel gegeben.

Damit werden die Massenströme aus Raum i nach Raum j zu :

$$m_{n, ij} = b_k \cdot c_k \cdot \sqrt{2 \cdot \rho_{n, i}} \cdot \int_{x_u}^{x_o} \sqrt{p_i(x) - p_j(x)} \cdot dx \quad \text{Gl. (2.2.5)}$$

mit: $\dot{m}_{n, ij}$ = betrachteter Massenstrom der Art n (heiß oder kalt)
 b_k = Breite der betrachteten Öffnung k
 c_k = Kontraktionskoeffizient der Öffnung k
 $\rho_{n, i}$ = Dichte des strömenden Gases der Art n
 $p_i(x)$ = Druck an der ausströmenden Seite an der Stelle x
 $p_j(x)$ = Druck an der einströmenden Seite an der Stelle x
 x_o = obere Intervallgrenze
 x_u = untere Intervallgrenze .

Für horizontale Öffnungen wird x_o zu x_u und es gilt:

$$\dot{m}_{n, ij} = A_k \cdot c_k \cdot \sqrt{2 \cdot \rho_{n, i} \cdot (p_i - p_j)} \quad \text{Gl. (2.2.6)}$$

mit: A_k = Fläche der horizontalen Öffnung .

- Ströme in Schächten

Die Massenströme in einem Schacht werden als Stömung in natürlich rauhen Rohren aufgefaßt. Der Gesamtdruckverlust setzt sich zusammen aus dem Geschwindigkeitsdruck, dem Strömungsverlust und sonstigen Druckverlusten durch Krümmer, Verengungen und anderen Einbauten. Der Druckverlust durch die Strömung wird dabei nach Colebrook und White berücksichtigt. Die daraus abgeleitete Beziehung gilt mit der üblichen Genauigkeit für den gesamten Bereich der natürlichen Brände in einem Temperaturbereich bis 1300 K bis zu einem Rauigkeitsgrad von 1 % des Durchmessers. Größere Abweichungen treten erst bei Reynoldszahlen von 20000 auf, was etwa einer Geschwindigkeit von 10 m/s bei einem Durchmesser von 40 cm entspricht.

In diesem Bereich wird die Funktion für den Verlustbeiwert in 3 Intervallen angenähert durch Funktionen der Form:

$$\lambda = c_1 + c_2 / \text{Re} \quad \text{Gl. (2.2.7)}$$

Dem Gesamtdruckverlust Δp entsprechen dann:

$$\Delta p = \frac{1}{2} \cdot \rho_g \cdot v^2 \cdot (1 + \lambda \cdot \frac{l}{d} + \sum \xi) \quad \text{Gl. (2.2.8)}$$

In den Gleichungen bedeuten:

λ	= Verlustbeiwert durch gerade Rohrstücke
Re	= Reynoldszahl
c_1, c_2	= Konstanten
ρ_g	= Dichte des strömenden Gases
l	= Gesamtlänge der geraden Rohrstücke
d	= Durchmesser der Rohre
ξ	= sonstige Verluste

Daraus resultiert eine quadratische Gleichung für die Strömungsgeschwindigkeit v , die im Programm gelöst wird. Der daraus resultierende Massenstrom bestimmt sich dann aus dem Produkt von Geschwindigkeit und Schachtquerschnitt.

- erzwungene Strömungen

Für Massenströme durch Öffnungen und Schächte wird natürliche Ventilation angenommen. Das bedeutet, daß die Strömung nur durch Druck- und Dichteunterschiede bedingt ist. Im Gegensatz dazu werden bei Zwangsventilation unabhängig von den vorhandenen Druck- und Dichteunterschieden über maschinelle Fördereinrichtungen (z.B. Gebläse und Abzüge) definierte Gasströme mit Zu- und/oder Abfluß herbeigeführt. Konstante Zwangsluft ist dabei so realisiert, daß ein konstanter Volumenstrom zwischen Räumen oder zwischen einem Raum und außen vorgegeben wird, der zusätzlich über den später beschriebenen zeitlich variablen Öffnungsgrad verändert werden kann. Daraus wird unter Berücksichtigung der Verhältnisse im Ausgangs- und Zielraum der Massen- und Energiestrom bestimmt.

Der Zwangsmassenstrom für stöchiometrische Verbrennung ist so realisiert, daß Gase aus einem definierten Raum in den Brandraum eingeblasen werden. Dieser Raum kann Teil der Gesamtgeometrie oder der Umgebung sein. Dabei besteht ein n -facher Luftüberschuß gegenüber der Luftmenge, die erforderlich ist, um das verbrannte Brandgut theoretisch vollständig in CO_2 umzuwandeln. Der so ermittelte Massenstrom wird dabei direkt in die Heißgasschicht des Brandraumes eingebracht, wobei die an der Absaugstelle vorhandene Schichtart berücksichtigt wird. Es gilt dann:

$$\dot{m}_{z, ij} = n \cdot \dot{R} \cdot r \quad \text{Gl. (2.2.9)}$$

mit: $\dot{m}_{z, ij}$ = dem Raum i aus Raum j zugeführte Zwangsluft
 n = Luftüberschuß gegenüber vollständiger Verbrennung
 r = Frischluftbedarf um 1 kg Brennstoff vollständig zu verbrennen (kg Luft / kg Brennstoff)
 \dot{R} = Menge des pro Zeiteinheit verbrannten Brandgutes (Abbrandrate in kg / s)

- zeitlich regulierbare Ströme

Bei jeder Ventilation kann zudem berücksichtigt werden, daß sich der Öffnungsgrad der entsprechenden Öffnungen im Verlauf des Brandes von völliger Geschlossenheit bis zur gänzlichen Öffnung verändern kann (Bild 2.2.2). Dadurch ist es möglich, das Öffnen und Schließen von Dachentlüftungen zu simulieren, um den Einfluß der Ventilation auf das Brandgeschehen zu studieren. So kann etwa berücksichtigt werden, daß Rauch- und Wärmeabzüge erst bei einer bestimmten Heißgastemperatur geöffnet und Lichtkuppeln erst bei einer bestimmten Temperatur zerstört werden. Die Öffnungen werden dann bei vorgegebenen Grenztemperaturen zerstört, für die z. B. die Deckentemperaturen als Kriterium verwendet werden. Weitere Möglichkeiten bestehen darin, den Öffnungsgrad zeitlich vorzugeben oder abhängig von der Druckdifferenz an der Öffnung zu steuern.

Die Möglichkeit der variablen Öffnungen kommt aus der Nachrechnungen von Versuchsergebnissen. Tatsächlich kann sie in zweierlei Hinsicht genutzt werden. Zum einen führt die Annahme einer verzögerten Öffnung der Dachöffnungen zu einer praxisgerechten Berechnungsweise, denn bei einem Brand werden die Lichtkuppeln beziehungsweise Rauch- und Wärmeabzüge mit einer zeitlichen Verzögerung geöffnet, was in der Regel durch ein Versagen des Abdeckmaterials oder häufiger durch eine automatische Öffnung erreicht wird, die durch Temperaturfühler ausgelöst wird. In vielen Fällen erfolgt eine Öffnung der RWA durch die Werkfeuerwehr in der Praxis bevor eine automatische Öffnung erfolgen würde. Dadurch ist eine zusätzliche Sicherheit vorhanden. Zum anderen kann durch eine Staffelung der Ansprechtemperaturen über die Halle verteilt der Tatsache Rechnung getragen werden, daß in der Praxis die Temperatur in der Heißgasschicht nicht homogen ist, sondern durch Einmischeffekte und Abkühlung an Wänden und Einbauten, vom Brandherd zu den Enden hin abnimmt. Dadurch ergibt sich in der Rechnung das realistische Ergebnis, daß die Öffnungen in der Nähe des Brandes zuerst geöffnet werden, während die weiter entfernt liegenden mit einer von der Heftigkeit des Brandes abhängigen Verzögerungszeit geöffnet werden.

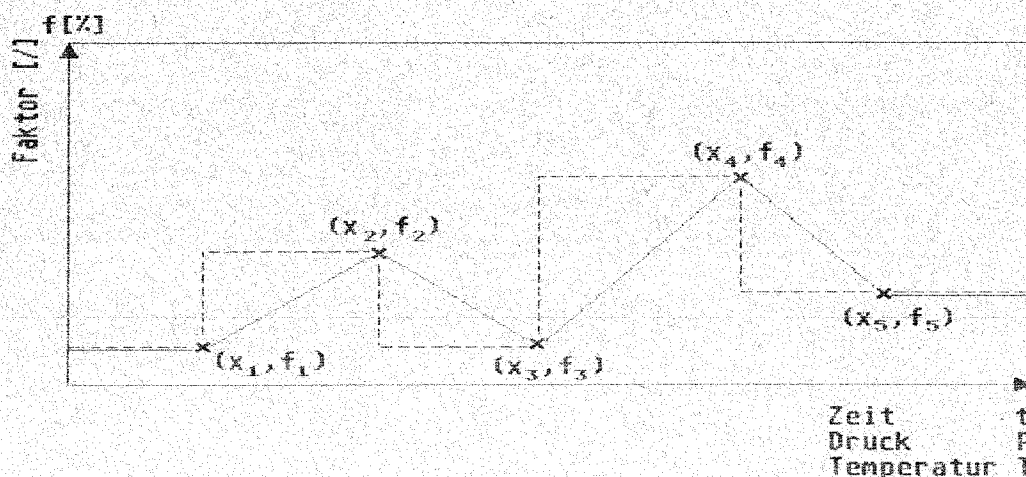


Bild 2.2.2: Zeitlich veränderliche Öffnungen in Abhängigkeit von der Zeit, der Temperatur oder von der Druckdifferenz

2.2.1 Abbrandmodelle

Einen wesentlichen Einfluß auf die Ergebnisse der Brandsimulation hat die Bestimmung der pro Zeiteinheit vom Brandgut in Abbrandprodukte umgesetzten Menge. Diese Menge stellt in Gl. 2.2.1 bis 2.2.4 die Abbrandrate \dot{R} dar. Dabei ist zu unterscheiden, ob genügend Sauerstoff für eine vollständige Verbrennung dieser Menge zur Verfügung steht. Wenn genügend Sauerstoff vorhanden ist, findet eine stöchiometrische Verbrennung statt und der Brandablauf ist brandlastgesteuert. Das bedeutet, daß die Abbrandrate von der Ventilation kaum beeinflusst nur vom Brandgut und der Brandfläche abhängt. Dabei wird die gesamte verdampfte (pyrolysierte) Menge des Brandgutes durch chemische Umwandlungen bei maximaler Energiegewinnung in Brandgase umgesetzt. Dies stellt bei sonst gleichen Randbedingungen für die Konstruktion den ungünstigsten Fall dar. Bei Sauerstoffmangel findet dagegen ein ventilationsgesteuerter Brand statt. Das führt zu einer unvollständigen Verbrennung, bei der größere Mengen von CO und gasförmigen und festen unverbrannten Kohlenstoffverbindungen in die Rauchgase gelangen.

Für die Bestimmung der Abbrandrate stehen im Programm umfangreiche Modelle zur Verfügung. Sie sind:

- Vorgabe einer Abbrandfunktion über drei Bereiche mit jeweils vier Stützstellen (günstig zur Vorgabe von Trapezfunktionen)
- Vorgabe über bis zu 100 Stützstellen, zwischen denen linear oder durch Spline-Funktionen interpoliert wird
- Abbrandmodell für Holzkrippen
- temperatur- und ventilationsabhängiges Ölbrandmodell
- temperatur- und ventilationsabhängiges Kabelbrandmodell
- geometrisches Ausbreitungsmodell für Hallen

Die beiden erstgenannten Modelle eignen sich besonders gut zum Nachvollziehen von durchgeführten Brandversuchen, bei denen die Gültigkeit der Modelle für den Massen- und Energietransport überprüft wurde / S2,S3 /. Dabei wird vor den Berechnungen der zeitliche Verlauf der Abbrandrate vorgegeben, wie er im Versuch beobachtet wurde. Die restlichen Modelle sind aus Versuchen abgeleitet worden, um bestimmte Gegebenheiten auszunutzen. Dabei findet eine mehr oder weniger starke Rückkopplung des Brandverlaufs auf die Entwicklung der Abbrandrate statt. Die stoffspezifischen Modelle für Holz-, Öl- und Kabelbrandlasten sind dabei nur von der Geometrie des Brandraums abhängig. Die restlichen wesentlichen Einflußgrößen wie Temperatur und Sauerstoffzufuhr sind vom Brandverlauf abhängig / S1,S3,S4 /.

-vorgegebene Abbrandfunktion:

Die Abbrandrate wird aus einer Reihe von Stützstellen durch eine funktionale Interpolation bestimmt. Dies ist eine bei fast allen Simulationsmodellen enthaltene Möglichkeit für die Bestimmung der Abbrandrate durch Vorgabe von einigen Stützstellen. Bei einigen ist sie gar die einzige Möglichkeit. Die Vorgabe ist vor allem für solche Fälle interessant, bei denen der Verlauf zum Beispiel durch Versuche bekannt ist.

Bei einer Interpolation über drei Bereiche werden drei kubische Polynome bestimmt, die im Grenzfall ein Trapez bilden. In Bild 2.2.3 ist ein solcher Fall dargestellt. Diese Form ist für viele Fälle der Wärmebilanzrechnungen ausreichend, um zum Beispiel für äquivalente Branddauern (vgl. 3.2) ausreichende Aussagen zu finden, denn diese ist nicht so stark vom exakten Verlauf der Abbrandrate abhängig, wie zum Beispiel die Gastemperaturen. Außerdem können damit sehr viele Brandverläufe ausreichend beschrieben werden.

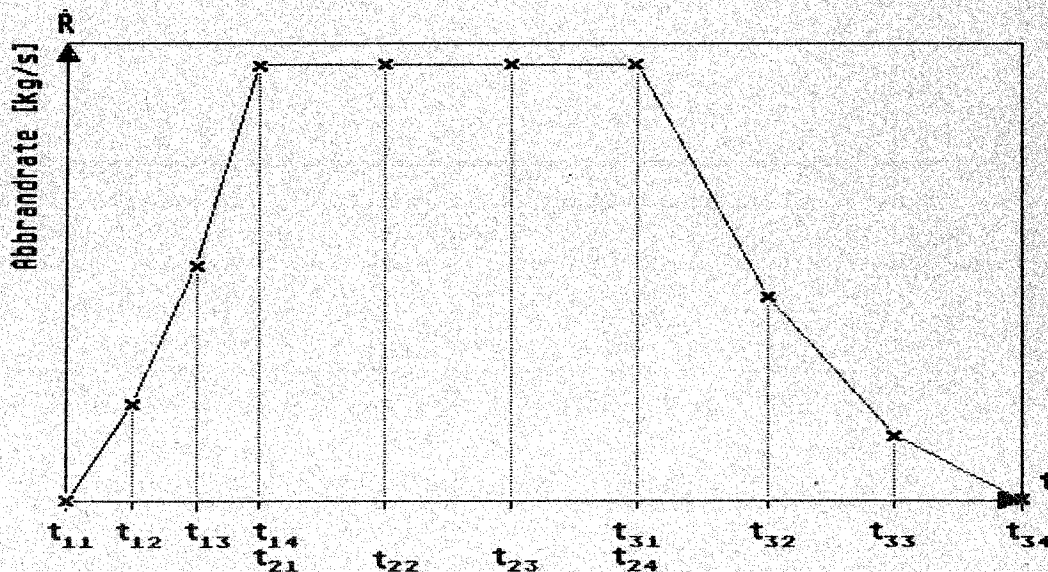


Bild 2.2.3: Darstellung der Abbrandrate durch Stützstellen in drei Bereichen

Im zweiten Fall ist die Anzahl der Stützstellen bis zu maximal 100 beliebig. Dazwischen kann entweder durch natürliche kubische Splinefunktionen oder durch Geraden interpoliert werden. Das Beispiel eines für eine Versuchsnachrechnung bestimmten Abbrandratenverlaufs ist in Bild 2.2.4 dargestellt. Bei Splineinterpolation ist darauf zu achten, daß die Verläufe über den Nullpunkt zwischen den Stützstellen sehr stark schwingen können und daher negative Abbrandraten liefern würden. Dies ist vor allem der Fall, deren Verlauf eher einer e-Funktion entsprechen. In diesem Fall ist eine lineare Interpolation vorzuziehen.

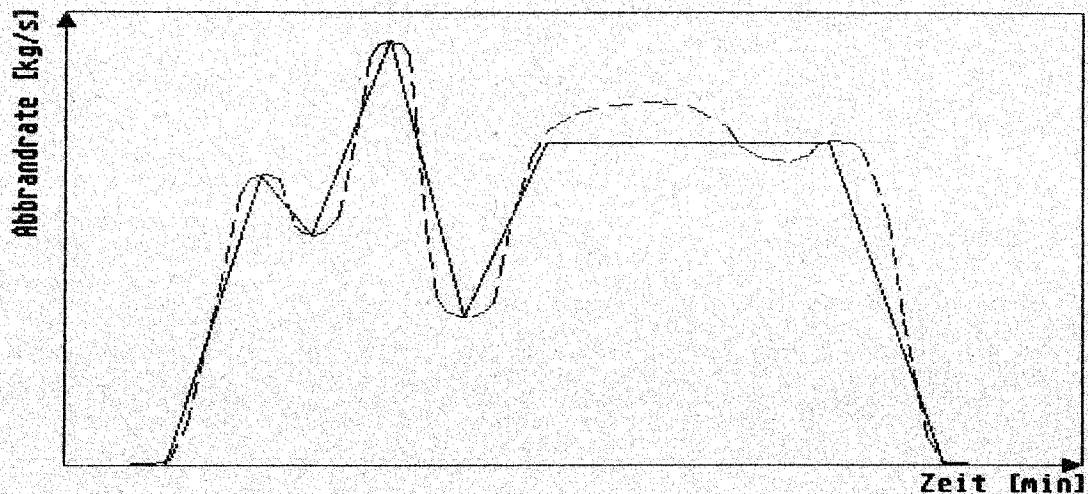


Bild 2.2.4: Mehrere Stützstellen mit Interpolation durch Geraden oder durch Splinefunktionen

- Holzkrippenmodell

Aus der Literatur / N3 / wurde ein spezielles Holzkrippenmodell entwickelt, das nur von den vorhandenen Geometrie- und Ventilationsbedingungen abhängig ist. Dabei wird die Abbrandrate aus einer standardisierten Funktion abgeleitet, die in einer komplexen Form aus den vorhandenen Verhältnissen abgeleitet werden kann. Es gilt:

$$\dot{R} = f (t , m , n , b , l , Q , A_w \cdot \sqrt{h} / A_t) \quad \text{Gl. (2.2.10)}$$

mit:

t	=	Zeit nach Brandbeginn
m	=	Anzahl der Holzstäbe pro Lage
n	=	Anzahl der Lagen pro Krippe
b	=	äquivalente Breite der quadratisch angenommenen Stäbe
l	=	Länge der Stäbe
Q	=	Gesamtbrandlast
$A_w \cdot \sqrt{h} / A_t$	=	Ventilationsfaktor

Dabei sind:

A_w	=	Öffnungsfläche der Ventilation
h	=	Höhe der Öffnung
A_t	=	Oberfläche des Brandraums.

- Ölbrandmodell

Aus Versuchen der Studie SR 144 wurden stoffabhängige Modelle für Ölbrände entwickelt. Diese sind ausführlich in / S3 / beschrieben. Dabei wurde durch Nachrechnung von Versuchen eine empirische Beziehung zwischen der Abbrandratenentwicklung und den Temperatur- und Ventilationsverhältnissen gefunden.

Die Nachrechnung der auswertbaren Versuche ergab, daß offenbar bei ausreichendem Sauerstoffangebot die Abbrandratenentwicklung stärker temperaturabhängig abläuft als bei Sauerstoffmangel. Dabei wurden die in Tabelle 2.1 dargestellten Beziehungen gefunden.

φ -Wert	Gastemperaturen T_g		
	$< 400 \text{ }^\circ\text{C}$	$< T_{g,\varphi}$	$> T_{g,\varphi}$
≤ 1	1,0	$\dot{r}_{sp,1}$	$\dot{r}_{sp,1}$
> 1	1,0	1,0	$\dot{r}_{sp,2}$

Tabelle 2.2.1 Spezifische Abbrandrate pro Flächeneinheit in $\text{kg/m}^2 \text{ min}$

In Tabelle 2.2.1 entspricht der φ -Wert dem Verhältnis von erforderlicher Luftmenge für vollständige Verbrennung zu tatsächlich vorhandener Frischluft (vgl. Gl. 2.3.7) $T_{g,\varphi}$ ist eine Grenztemperatur, ab der die Abbrandrate gegenüber dem angesetzten Grenzwert von $1,0 \text{ kg/m}^2 \text{ min}$ zunimmt. Diese ist ebenso wie $\dot{r}_{sp,1}$ und $\dot{r}_{sp,2}$ temperaturabhängig. Dabei ist:

$$\dot{r}_{sp,1} = c + (T_g - 400) \cdot 0,0025 \quad \text{Gl. (2.2.11)}$$

$$\dot{r}_{sp,2} = c + (T_g - T_{g,\varphi}) \cdot 0,0025 \quad \text{Gl. (2.2.12)}$$

Die Abbrandrate \dot{R} ergibt sich dann als Produkt der spezifischen Abbrandrate \dot{r}_{sp} mit der aktuellen Brandfläche A_{br} .

- Kabelbrandmodell

Aus Versuchen der gleichen Studie SR 144 / S1 / wurde auch ein Abbrandmodell für Kabeltrassen abgeleitet. Dieses Modell wurde mit dem Rechenprogramm HAL entwickelt, das grundsätzlich den Fall des voll entwickelten Brandes simuliert. Mit diesem Modell wurden umfangreiche Parameterstudien durchgeführt, aus denen ein Bemessungskonzept abgeleitet wurde / S3 /. Inzwischen wurde dieses Modell auch in das Programm MRFC übernommen, allerdings steht noch eine breitere Verifizierung aus. Einen besonderen Einfluß hat dabei die geänderte Betrachtungsweise der Gasschichten. Die Ergebnisse sind identisch für Fall 4 aus Bild 2.1.1, der dem Vollbrand entspricht.

Im Simulationsmodell wird die Richtung und die Größe eines resultierenden Zuluftstroms, der die Ausbreitung wesentlich bestimmt, bei der Bestimmung der Abbrandrate berücksichtigt. Diese wird als Produkt einer von der Brandraumtemperatur abhängigen spezifischen Abbrandrate pro Flächeneinheit mit der aktuellen Brandfläche ermittelt, die im wesentlichen von der Ausbreitung und der Brandlastbelegung der Trassen abhängt. Diese Abhängigkeiten wurden durch Nachrechnungen von Versuchen aus der Serie SR 144 abgeleitet.

Bei der zuströmenden Luft wird deren Richtung im Vergleich zur Ausbreitungsrichtung des Brandes berücksichtigt. In Bild 2.2.5 sind die Modellannahmen hinsichtlich eines Massenstromes infolge natürlicher Ventilation dargestellt. Die Öffnungsflächen sind vektoriell zu addieren, um eine resultierende Richtung des Massenstroms zu erhalten. Dabei ist die Höhenlage der Öffnung geeignet zu berücksichtigen. Die resultierende Richtung ist vom Nutzer vorzugeben.

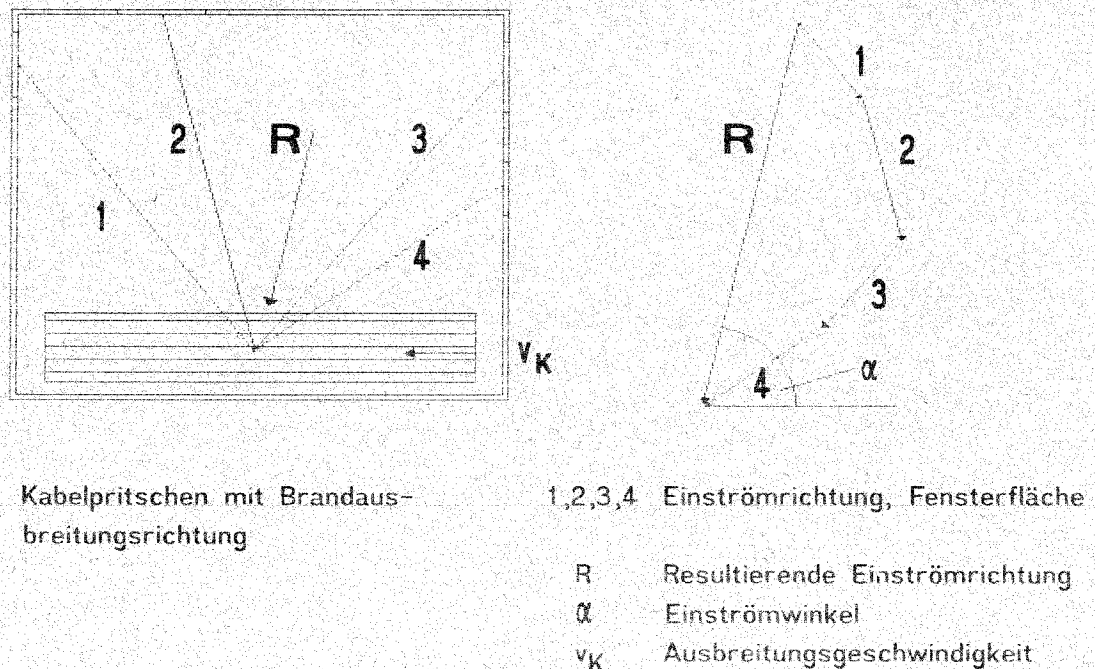
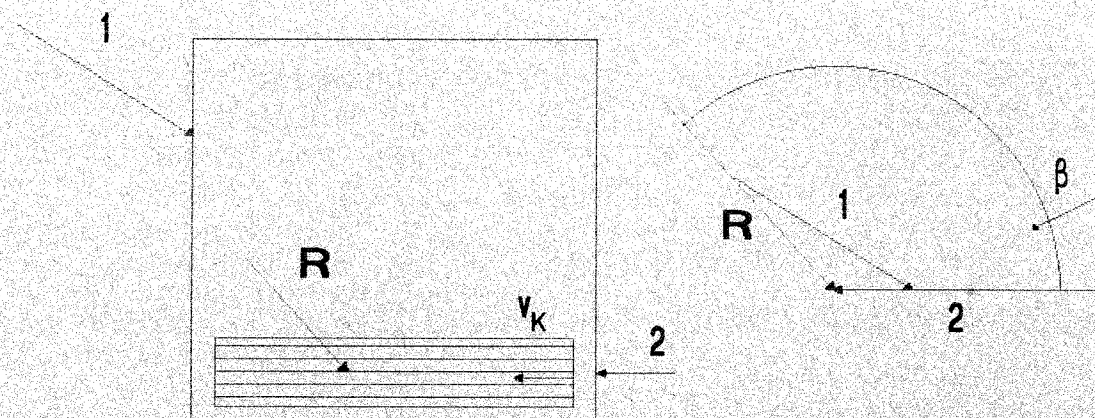


Bild 2.2.5 Bestimmung der resultierenden Richtung des Massenstromes infolge natürlicher Ventilation

Bei Zwangsventilation ist im Prinzip genauso zu verfahren. In Bild 2.2.6 ist das Szenario dargestellt. Es sind jetzt die vorgegebenen Volumenströme vektoriell zu einer resultierenden Richtung zu addieren. Der Unterschied zwischen beiden Strömungsarten liegt darin, daß sich die Massenströme infolge natürlicher Ventilation im Brandverlauf ändern, während die Zwangsströme konstant bleiben. Beim Vorhandensein einer einzigen Art ist die resultierende Richtung daher immer näherungsweise konstant, während bei einer kombinierten Ventilation deutliche zeitliche Änderungen auftreten können.



Kabeltrassen mit Brandausbreitungsrichtung

1,2 Zwangsluftströme

R Resultierende Einströmrichtung

β Einströmwinkel

v_K Ausbreitungsgeschwindigkeit

Bild 2.2.6 Bestimmung der resultierenden Richtung des Massenstromes infolge Zwangsventilation

Die Abbrandrate wird berechnet aus den Beziehungen der Tabelle 2.2.2, wobei die spezifische Abbrandrate \dot{r}_{sp} mit der aktuellen Brandfläche A_{br} multipliziert wird. Dabei werden die Seitenlängen der alten Fläche um den Betrag $v_K \cdot dt$ erhöht bis die maximale Ausdehnung der Brandfläche erreicht wird. In der Tabelle bedeuten:

$$f_t = 0,25 + 0,00075 \cdot T_g$$

$$v_{k0} = 20 \cdot \left(\sum \dot{m}_{a,ji}^n \cdot \cos \alpha + \sum \dot{m}_{a,ji}^z \cdot \cos \beta \right)^2 / b_k^2 + 0,1$$

mit:

$T_{g,i}$ = Vergleichstemperatur im Brandraum

$\dot{m}_{a,ji}^n$ = Massenströme infolge natürlicher Ventilation in untere Schicht

$\dot{m}_{a,ji}^z$ = Zwangsmassenströme in untere Schicht

α, β = Einströmwinkel nach Bild 2.2.5 und 2.2.6

b_k = Breite der Kabeltrassen.

Material	Vergleichstemperatur $T_{g,i}$			Grenzen
	< 300 °C	< 1000 °C	> 1000 °C	
PVC	v_k	$f_t \cdot v_{k0}$	$f_t \cdot v_{k0}$	> 0,1 < 5
	\dot{r}_{sp}	0,5	$0,5 + 0,002 \cdot (T_{g,i} - 300)$	< 2,5
FRNC	v_k	$0,5 \cdot f_t \cdot v_{k0}$	$0,5 \cdot f_t \cdot v_{k0}$	> 0,1 < 5
	\dot{r}_{sp}	0,5	$0,5 + 0,002 \cdot (T_{g,i} - 300)$	< 2,5

Tabelle 2.2.2 : Ausbreitungsgeschwindigkeit des Kabelbrandes v_k in m/min und spezifische Abbrandrate in $\text{kg/m}^2 \text{min}$

- geometrisches Abbrandmodell

Beim geometrischen Ausbreitungsmodell wird von einer gleichmäßigen Verteilung der Brandlast über die gesamte Halle ausgegangen. Gleichzeitig wird eine konstante spezifische Abbrandrate für eine Flächeneinheit angenommen. Dies führt dazu, daß sich der Brand, ausgehend von einem Brandherd, mit einer aufgrund von Erfahrungen vorgegebenen konstanten Geschwindigkeit ausbreitet, bis der sogenannte Flash-Over auftritt. Dabei kommt es in der Praxis zu einer plötzlichen Erhöhung der Temperatur und der Energiefreisetzung. Der Brand breitet sich ab diesem Zeitpunkt mit stark erhöhter Heftigkeit aus und es kommt bei Hallen mit üblichen Abmessungen in der Regel zu einem Vollbrand. Im Modell ist das berücksichtigt durch eine Vergrößerung der Ausbreitungsgeschwindigkeit auf ein mehrfaches des Ausgangswertes.

In Bild 2.2.7 sind die Verhältnisse schematisch dargestellt, die dem Szenario zugrunde liegen. Dargestellt sind die zwei angenommenen Gaskörper im Grund- und Aufriss. Zu erkennen sind die augenblickliche Größe des Brandherdes (schraffierte Fläche im Grundriß) und die vorhandenen Öffnungen. Seitlich sind die Tore und in der Dachebene eventuell vorhandenen Lichtkuppeln dargestellt.

Der Brand breitet sich dabei ausgehend vom schwarz dargestellten Brandherd nach vier Richtungen mit den Geschwindigkeiten v_x und v_y aus, bis die maximale Größe der Brandfläche erreicht ist. Diese Fläche kann mit der Grundfläche der Halle übereinstimmen. Genauso ist die Simulation eines Teilflächenbrandes an jeder beliebigen Stelle der Halle möglich.

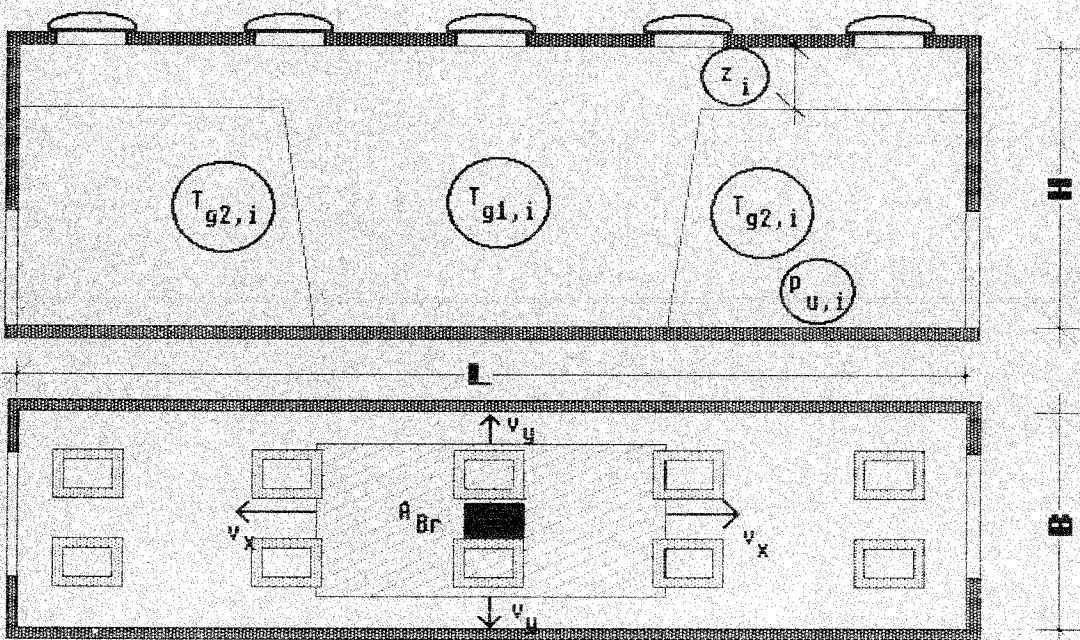


Bild 2.2.7: Abbrandmodell unter konstanter spezifischer Abbrandrate und veränderlichen Ausbreitungsgeschwindigkeiten nach Ausbildung einer Heißgasschicht

Wenn am Brandherd die gesamte Brandlast verbrannt ist, breitet sich eine zweite Fläche mit den gleichen Ausbreitungsgeschwindigkeiten aus, auf der die Brandlast verbraucht ist. Die aktuelle Abbrandrate ergibt sich dann aus der Differenz dieser beiden Flächen multipliziert mit der spezifischen Abbrandrate pro Flächeneinheit.

2.3 Energiebilanzen und Energieströme

Unter der Voraussetzung, daß im Brandraum eine Feuerplume und zwei Schichten vorliegen, ergeben sich die in Bild 2.3.1 dargestellten Energieströme, für die zu jedem Zeitpunkt ebenfalls das Gleichgewicht zu formulieren ist. Dabei sind nicht alle Energieströme darstellbar, die im Programm berücksichtigt werden. So ist zum Beispiel die Einmischung von heißen Gasen aus der oberen Schicht in die Kaltgasschicht im dargestellten Fall nicht möglich, weil dafür das Vorhandensein zweier gegenläufiger Strömungen aus den beiden Schichten Voraussetzung ist. Diese kann sich erst ausbilden, wenn sich die Schichtgrenze im Bereich der vertikalen Öffnungen befindet. Aus Platzgründen konnten ebenfalls nicht alle Energieströme durch Dachöffnungen bezeichnet werden. Sinngemäß haben aber alle dargestellten Ströme die gleiche Bedeutung. Außerdem wurden die Ströme durch Konvektion ($\dot{h}_{s,14}$) und Strahlung ($\dot{h}_{0,14}$) zusammengefaßt

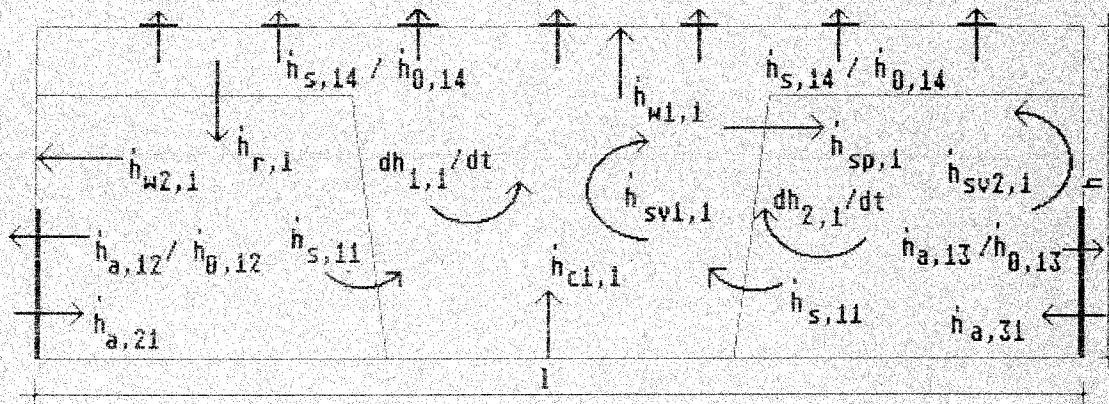


Bild 2.3.1 Energieströme im Brandraum unter Berücksichtigung von drei Außenräumen mit vorhandener Heißgasschicht (Fall 3 a aus Bild 2.21)

Es werden die Energierme für Energieänderung der Gasschichten (dh/dt), für Strahlung (\dot{h}_0) und Konvektion (\dot{h}_s) von Öffnungen, für Strahlung der Heißgasschicht in die kalte Zone (\dot{h}_r) und des Plumes \dot{h}_{sp} sowie für den Energieaustausch mit Wänden (\dot{h}_w) und Einbauten wie Ölbehälter und Stahlwände berücksichtigt (\dot{h}_{sv}). Die Energiebilanz lautet dann für die Heißgasschicht des Raumes i :

$$dh_{1,i} / dt + \dot{h}_{ab\ 1,i} - \dot{h}_{zu\ 1,i} = 0 \quad \text{Gl. (2.3.1)}$$

Die Energieabflüsse werden dabei zu

$$\dot{h}_{ab\ 1,i} = \sum \dot{h}_{s,ij} + \sum \dot{h}_{01,ij} + \sum \dot{h}_{wn,i} + \sum \dot{h}_{sv1,i} + \dot{h}_{r,i} \quad \text{Gl. (2.3.2)}$$

und die Zuflüsse zu

$$\dot{h}_{zu\ 1,\ i} = \dot{h}_{c1,\ i} + \sum \dot{h}_{s,\ ij} + \sum \dot{h}_{01,\ ji} + \dot{h}_{sp\ 1,\ i} \quad \text{Gl. (2.3.3)}$$

Die Energiebilanz der unteren Schicht lautet entsprechend:

$$d\dot{h}_{2,\ i}/dt + \dot{h}_{ab\ 2,\ i} - \dot{h}_{zu\ 2,\ i} = 0 \quad \text{Gl. (2.3.4)}$$

Die Energieabflüsse werden dabei zu

$$\dot{h}_{ab\ 2,\ i} = \sum \dot{h}_{a,\ ij} + \sum \dot{h}_{02,\ ij} + \sum \dot{h}_{wn,\ i} + \sum \dot{h}_{sv2,\ i} \quad \text{Gl. (2.3.5)}$$

und die Zuflüsse zu

$$\dot{h}_{zu\ 2,\ i} = \dot{h}_{sp\ 2,\ i} + \sum \dot{h}_{a,\ ji} + \sum \dot{h}_{02,\ ji} \quad \text{Gl. (2.3.6)}$$

In diesen Gleichungen bedeuten:

$d\dot{h}_{1,\ i}/dt$ = Energieänderung der heißen Schicht des Raumes i

$d\dot{h}_{2,\ i}/dt$ = Energieänderung der unteren Schicht des Raumes i

$\dot{h}_{ab\ 1,\ i}$ = Energieabflüsse aus der heißen Schicht des Raumes i

$\dot{h}_{zu\ 1,\ i}$ = Energiezuflüsse der heißen Schicht des Raumes i

$\dot{h}_{ab\ 2,\ i}$ = Energieabflüsse aus der unteren Schicht des Raumes i

$\dot{h}_{zu\ 2,\ i}$ = Energiezuflüsse der unteren Schicht des Raumes i

$\dot{h}_{s,\ ij}$ = Konvektionsenergie der aus der heißen Schicht des Raumes i in den Raum j strömenden Gase

$\dot{h}_{s,\ ji}$ = Konvektionsenergie der in die heiße Schicht des Raumes i aus dem Raum j strömenden Gase

$\dot{h}_{a,\ ij}$ = Konvektionsenergie der aus der unteren Schicht des Raumes i in den Raum j strömenden Gase

$\dot{h}_{a,\ ji}$ = Konvektionsenergie der in die untere Schicht des Raumes i aus dem Raum j strömenden Gase

$\dot{h}_{01,\ ij}$ = Strahlungsenergie aus der heißen Schicht des Raumes i in den Raum j

$\dot{h}_{01,\ ji}$ = Strahlungsenergie in die heiße Schicht des Raumes i aus dem Raum j

- $\dot{h}_{02, ij}$ = Strahlungsenergie aus der unteren Schicht des Raumes i in den Raum j
- $\dot{h}_{02, ji}$ = Strahlungsenergie in die untere Schicht des Raumes i aus dem Raum j
- $\dot{h}_{wn, i}$ = Energieaustausch mit dem n-ten Umfassungsbauteil des Raumes i. Es werden dabei 4 Teile betrachtet. Decke und Fußboden sowie Wand im oberen und im unteren Bereich
- $\dot{h}_{sv1, i}$ = Energieaustausch mit Einbauten der heißen Schicht des Raumes i. Dazu zählen zur Zeit Ölbehälter und Stahlkörper. In diesem Term kann auch die durch Sprinkler aufgenommene Energie erfaßt werden.
- $\dot{h}_{sv2, i}$ = Energieaustausch mit Einbauten der unteren Schicht des Raumes i
- $\dot{h}_{sp 1, i}$ = Abstrahlungsverluste des Plumes an die obere Schicht im Raum i
- $\dot{h}_{sp 2, i}$ = Abstrahlungsverluste des Plumes an die untere Schicht im Raum i
- $\dot{h}_{r, i}$ = durch Strahlung aus der heißen Schicht an Teile der unteren Schicht abgegebene Energie im Raum i
- $\dot{h}_{c1, i}$ = durch Verbrennung in die heiße Schicht eingetragene Energie im Raum i

Die Energieänderung der Schichten wird aus der zeitlichen Änderung der inneren Energie der betreffenden Schicht bestimmt. Dabei ist die zeitliche Änderung der Volumina und der Temperaturen zu beachten. Die Konvektionsenergien der Massenströme entsprechen deren Energiegehalt. In beiden Fällen wird die spezifische Wärmekapazität der Gase temperaturabhängig berücksichtigt.

Der Energieaustausch zwischen Gasschichten und Bauteilen sowie Einbauten besteht aus einem Konvektions- und einem Strahlungsanteil mit einem temperaturabhängigen Wärmeübergangskoeffizienten für den konvektiven Anteil. Der Energieaustausch kann dabei in beiden Richtungen stattfinden. Er ist in der angegebenen Definition positiv für eine Wärmeabgabe aus der Gasschicht an das betreffende Objekt (i.d.R. während der Hauptdauer des Brandes bei Erwärmung der Gasschicht) und negativ bei einer Wärmeabgabe aus der Gasschicht (i.d.R. bei Abkühlung der Gasschicht, wenn die Gastemperatur niedriger ist als die betreffende Objekttemperatur).

- Energiefreisetzung

Die freigesetzte Energie ist davon abhängig, ob vollständige ($\varphi \leq 1$) oder unvollständige ($\varphi > 1$) Verbrennung vorliegt, wobei φ das Verhältnis von Sauerstoffbedarf für eine stöchiometrische Verbrennung zu tatsächlich vorhandenem Sauerstoff darstellt. (vgl. Abschnitt 2.2.1). Der zur Verfügung stehende Sauerstoff wird aus der in der Plume eingetragenen Gasmenge und dem in der oberen Schicht noch vorhandenen Sauerstoff bestimmt. Dabei wird die Zusammensetzung der Gase berücksichtigt. Also ist

$$\varphi = r_{O_2} \cdot \dot{R} / \dot{m}_{O_2} \quad \text{Gl. (2.3.7)}$$

Dabei bedeuten:

r_{O_2} = Sauerstoffbedarf für die vollständige Verbrennung von einem kg Brennstoff

\dot{R} = Abbrandrate

\dot{m}_{O_2} = für die Verbrennung zur Verfügung stehende Sauerstoffmenge

mit:

$$\dot{m}_{O_2} = \sum \dot{m}_{s, j i} \cdot Y_{O_2, j} - \sum \dot{m}_{s, i j} \cdot Y_{O_2, i} + V_{1, i} \cdot \rho_{1, i} \cdot Y_{O_2, 1, i} / dt$$

$\dot{m}_{s, j i}$ = aus Raum j in die obere Schicht des Raumes i einströmender Massenstrom

$\dot{m}_{s, i j}$ = aus Raum i in die obere Schicht des Raumes j einströmender Massenstrom

$Y_{O_2, i}$ = Sauerstoffgehalt der entsprechenden Schicht des Raumes i

$Y_{O_2, j}$ = Sauerstoffgehalt der entsprechenden Schicht des Raumes j

$V_{1, i}$ = Volumen der Heißgasschicht des Raumes i

$\rho_{1, i}$ = Rohdichte der Heißgasschicht des Raumes i

dt = Iterationsschrittweite

Die Strahlungsverluste des Plume ($h_{sp, i}$) werden nach einer geometrischen Zerlegung den oberen und unteren Umfassungsbauteilen zugeschlagen, so daß in die Heißgasschicht nur ein reduzierter Anteil eingetragen wird. Dies wird dadurch berücksichtigt, daß in allen Berechnungen ein Verlustfaktor für die Flammenstrah-

lung eingeht, der nach vorliegenden Erfahrungen zwischen 0,25 und 0,60 liegen kann. Dieser Faktor ist wegen einer zur Zeit noch fehlenden genaueren Strahlungsberechnung während des ganzen Brandverlaufs konstant. Er wird vom Benutzer vorgegeben. Dieser Umstand kann unter Umständen zu Schwierigkeiten bei der Berechnung von größeren Bränden führen, weil die Bauteile der unteren Schicht zu stark aufgeheizt werden. Dies ist ein Zeichen dafür, daß die Strahlungsverluste zu hoch angesetzt werden. In diesem Fall ist die Berechnung mit einem kleineren Verlustfaktor neu zu starten. Dann ergibt sich die Energiefreisetzung des Brandes $\dot{h}_{c1, i}$ zu:

$$\dot{h}_{c1, i} = \begin{cases} (1-f) \cdot \dot{R} \cdot H_{ui} & \text{für } \varphi \leq 1 \\ (1-f) \cdot \dot{R} \cdot H_{ui} / \varphi & \text{für } \varphi > 1 \end{cases} \quad \text{Gl. (2.3.8)}$$

mit: f = Verlustfaktor (Flammenstrahlung)

\dot{R} = Abbrandrate

H_{ui} = unterer Heizwert

φ = stöchiometrischer Verbrennungsfaktor

Für den Fall, daß der Brandraum nur aus einer heißen Schicht besteht (Vollbrandmodell), verschwindet der Verlustfaktor f und die gesamte freigesetzte Energie wird zunächst in die heiße Schicht eingetragen. Eine Nachverbrennung und damit eine zusätzliche Energiefreisetzung in anschließenden Räumen ist zur Zeit nicht vorgesehen. Dieser Fall tritt auf, wenn die Abbrandrate sehr viel größer ist, als die mit dem vorhandenen Sauerstoff verbrennbare Menge. Dann werden unverbrannte Rückstände den Abgasen beigemischt, die unter Umständen in einem entfernteren Raum verbrennen können. Diese Tatsache befindet sich zur Zeit in der Diskussion und ist noch nicht abschließend geklärt. Vor allem sind die Bedingungen zu untersuchen, bei denen eine solche Verbrennung stattfindet. Im Programm wird zur Zeit die Verbrennung zu ausschließlich CO und CH_4 zugelassen, wobei CH_4 als Gas betrachtet wird, das nicht weiter verbrennt. Bei einem weiteren Fehlen von Sauerstoff wird die Berechnung abgebrochen.

- Konvektions- und Strahlungsenergien

Die Terme \dot{h}_s , \dot{h}_a , \dot{h}_0 , \dot{h}_r und \dot{h}_w sind in den Gleichungen (2.3.9), bis (2.3.14) beschrieben, wobei beachtet werden muß, daß die angegebenen Flächen von der Gasschichthöhe z und vom augenblicklichen Modell nach Bild 2.1.1, also auch von der Zeit abhängig sind. In den Bauteiloberflächen A_{wn} geht in Gleichung 2.3.12 der von der Heißgasschicht bzw. der unteren Schicht augenblicklich bedeckte Anteil ein. Dabei wird der Energieanteil der Wand verschmiert, der theoretisch benötigt wird, um den bei Erhöhung der Heißgasschicht als kalt unterstellten Wandteil im Bereich der heißen Zone zu erwärmen. Diese Tatsache kann aber im Rahmen der Modellierung ohne nennenswerte Fehler hingenommen werden.

Die Konvektionsenergie der Gase ist durch die Beziehung für Gase gegeben, die im Raum j in die Heißgasschicht aus dem Raum i einströmen. Somit wird diese ermittelt nach der Beziehung:

$$\dot{h}_{s, ij} = \dot{m}_{s, ij} \cdot c_{pn, i} (T_{gn, i}) \cdot (T_{gn, i} - T_0) \quad \text{Gl. (2.3.9)}$$

Für nach unten einströmende Gase ist diese Beziehung zu modifizieren. Die Konvektionsenergie lautet dann

$$\dot{h}_{a, ij} = \dot{m}_{a, ij} \cdot c_{pn, i} (T_{gn, i}) \cdot (T_{gn, i} - T_0) \quad \text{Gl. (2.3.10)}$$

Dabei bedeuten:

$\dot{m}_{s, ij}$ = nach einem oben beschriebenen Strömungsmodell ermittelter Massenstrom in die obere Schicht des Raumes j aus dem Raum i einströmender Massenstrom

$\dot{m}_{a, ij}$ = nach einem oben beschriebenen Strömungsmodell ermittelter Massenstrom in die untere Schicht des Raumes j aus dem Raum i einströmender Massenstrom

$c_{pn, i}$ = spezifische Wärmekapazität der Gase in der n-ten Schicht des Raumes i. n berücksichtigt dabei, ob die Gase aus der oberen oder der unteren Schicht ausströmen

$T_{gn, i}$ = Raumtemperatur der n-ten Schicht im Raum i

T_0 = Außentemperatur (Referenztemperatur) .

Die Strahlungsenergie durch Öffnungen vom Raum j in den Raum i geht über die Gleichung

$$\dot{h}_{0, ij} = A_{0n, ij} \cdot \sigma \cdot (T_{gn, i}^4 - T_{gn, j}^4) \quad \text{Gl. (2.3.11)}$$

in die Bilanz ein, bei der unterstellt wird, daß die Brandgase als schwarzer Strahler aufgefaßt werden, wobei σ der Stefan- Boltzmann- Konstanten entspricht und $A_{0n, ij}$ die Fläche der Öffnung zwischen den Räumen i und j darstellt, die zur Zeit zwischen den betrachteten Schichten liegt. Die Strahlung ist dabei so gerichtet, daß immer die entsprechende Temperatur des Raumes i größer sein muß als im Raum j. Das bedeutet faktisch, daß die Strahlung immer vom heißeren Gaskörper zum kälteren beziehungsweise zu dessen Umfassungsbauteilen gerichtet ist.

Für die Strahlungsverluste der Heißgasschicht ($h_{r,i}$) an die untere Schicht des Raumes i muß von einer niedrigeren Strahlungszahl ($\epsilon_{r,i}$) ausgegangen werden als bei Öffnungen. Mit diesem Anteil werden der Strahlungsaustausch zwischen oberer Schicht und im wesentlichen unteren Umfassungsbauteilen näherungsweise erfaßt. Dieser Term ist in der vorliegenden Form des Programms durch einen linearen Ansatz beschrieben.

Dieser Anteil berechnet sich zu

$$h_{r,i} = \epsilon_{r,i} \cdot \sigma \cdot A_{w2,i} \cdot (T_{g1,i}^4 - T_{w2,i}^4) \quad \text{Gl. (2.3.12)}$$

Dabei sind :

$A_{w2,i}$ = Oberfläche des Fußbodens im Raum i

$T_{w2,i}$ = Oberflächentemperatur des Fußbodens

$T_{g1,i}$ = Heißgastemperatur des Raumes i .

Dieser Term verschwindet natürlich dann, wenn im Raum nur eine homogene Schicht vorliegt. Mit dieser Ausnahme und der beschriebenen modifizierten Energiefreisetzung sind alle Energieströme für eine Schicht formuliert und daher auch auf Räume anzuwenden, die nur aus einer Schicht bestehen.

In Gleichung (2.3.13) sind unter der Bezeichnung $h_{wn,i}$ die Energieverluste an die Umfassungsbauteile im Raum i oben und unten zusammengefaßt, die sich aus einem Konvektions- und einem Strahlungsanteil zusammensetzen, so daß gilt:

$$h_{wn,i} = A_{wn,i} \cdot (\alpha_{n,i} \cdot (T_{gn,i} - T_{wn,i}) + \epsilon_{res n,i} \cdot \sigma \cdot (T_{gn,i}^4 - T_{wn,i}^4)) \quad \text{Gl. (2.3.13)}$$

mit: $A_{wn,i}$ = Oberfläche der n -ten Umfassungsbauteile im Raum i

$\alpha_{n,i}$ = temperaturabhängige Wärmeübergangszahl für das n -te Bauteil im Raum i

$T_{gn,i}$ = Gastemperatur am n -ten Bauteil im Raum i

$T_{wn,i}$ = Oberflächentemperatur des n -ten Umfassungsbauteils im Raum i

$\epsilon_{res n,i}$ = konstante mittlere Strahlungszahl für das n -te Bauteil im Raum i .

Die Strahlung wird dabei für einen grauen Strahler berechnet, wobei lokale Energiekonzentrationen nicht berücksichtigt werden. Diese einfache Annahme erlaubt aber trotzdem gerade im Brandraum den Strahlungsanteil relativ gut abzuschätzen. Der gesamte Wärmeübergang setzt sich aus den Einzelanteilen der betrachteten Energieanteile zusammen, wobei die Oberflächentemperatur der Bauteile aus der Fouriergleichung

$$c_{wn, i} \cdot \rho_{wn, i} \cdot \partial T / \partial t = \partial / \partial x \cdot (\lambda_{wn, i} (T, x) \cdot \partial T / \partial x) \quad \text{Gl. (2.3.14)}$$

bestimmt wird. In der bedeuten

$c_{wn, i}$ = Wärmekapazität des n-ten Umfassungsbauteils im Raum i

$\rho_{wn, i}$ = Rohdichte dieses Umfassungsbauteils

$\lambda_{wn, i}$ = Wärmeleitfähigkeit des Materials für behandeltes Bauteil.

Dieses relativ einfache Wärmeübergangsmodell ist besonders für Vollbrandmodelle entwickelt worden. Dafür liegen sehr große Erfahrungen vor über die beim natürlichen Brand im Brandraum auftretenden Strahlungszahlen. Für den Bereich der Räume mit niedrigeren Temperaturen kann daher die Wärmeabgabe an die Umfassungsbauteile zu hoch angenommen werden.

- in Gasen gespeicherte Energie und sonstige Verlustterme

Die in der n-ten Schicht des Raumes i gespeicherte Energie $dh_{n, i} / dt$ stellt den Energieanteil dar, der zur Erhöhung der Raumtemperatur um dTg erforderlich ist. Somit ist

$$dh_{n, i} / dt = d (V_{n, i} \cdot \rho_{n, i} \cdot c_{pn, i} \cdot (T_{gn, i} - T_0)) / dt, \quad \text{Gl (2.3.15)}$$

wobei berücksichtigt werden muß, daß sich mit der Zeit sowohl das Volumen $V_{n, i}$ der n-ten Schicht des Raumes i als auch deren Rohdichte $\rho_{n, i}$ ändern. Für eine geschlossene Geometrie ist zusätzlich bei der Bestimmung der Rohdichte der Gase aller Schichten zu beachten, daß sich der Druck im Gesamtsystem ändert und somit nach dem allgemeinen Gasgesetz die Rohdichte unter der Annahme, daß die Druckerhöhung im gesamten System gleich ist, bestimmt werden kann aus

$$\rho_{n, i} = \rho_0 \cdot \frac{T_0 \cdot p_{n, i}}{T_{gn, i} \cdot p_0} \quad \text{Gl. (2.3.16)}$$

Darin bedeuten

ρ_0 = Rohdichte der Umgebungsluft

T_0 = Temperatur der Umgebungsluft

p_0 = absoluter Ausgangsdruck der Umgebungsluft

$p_{n,i}$ = absoluter Druck des Gesamtsystems zum betrachteten Zeitpunkt

$T_{gn,i}$ = Temperatur der n-ten Schicht in Raum i

$c_{pn,i}$ = von der Temperatur $T_{gn,i}$ abhängige spezifische Wärmekapazität der Gase der n-ten Schicht im Raum i.

Im Energieanteil $h_{svn,i}$ sind alle durch die erwähnten Beziehungen noch nicht erfaßten weiteren Verluste der n-ten Schicht im Raum i zusammengefaßt. Zur Zeit können mit dem Rechenprogramm die Energieabgaben an Stahlflächen, Ölbehälter sowie Sprinkler simuliert werden. Dieser Anteil kann leicht erweitert werden, um spezielle Anforderungen oder Einbauten zu erfassen. Für Einbauten wie zum Beispiel Ölbehälter und Maschinen aus Stahl wird dabei der Teil berücksichtigt, der sich in der betreffenden Schicht befindet. Dies ist entweder die Heißgas- oder die Kaltgasschicht. Die Energieaufnahme $h_{en,i}$ dieser Teile wird bestimmt aus:

$$h_{en,i} = A_{en,i} \cdot (\alpha_{n,i} \cdot (T_{gn,i} - T_{en,i}) + \epsilon_{res n,i} \cdot \sigma \cdot (T_{gn,i}^4 - T_{en,i}^4)) \quad \text{Gl. (2.3.17)}$$

mit: $A_{en,i}$ = Oberfläche des Einbaus in der n-ten Schicht im Raum i

$\alpha_{n,i}$ = temperaturabhängige Wärmeübergangszahl für den Einbau in der n-ten Schicht im Raum i

$T_{gn,i}$ = Gastemperatur der n-ten Schicht im Raum i

$T_{en,i}$ = Oberflächentemperatur des Einbaus in der n-ten Schicht im Raum i

$\epsilon_{res n,i}$ = konstante mittlere Strahlungszahl für den Einbau in der n-ten Schicht im Raum i.

Die daraus ermittelte Energieänderung des Einbaus führt zu einer Temperaturänderung, wobei eine reine Wärmespeicherung unterstellt wird. Die mittlere Temperaturänderung in der n-ten Schicht ergibt sich dann zu:

$$\frac{d T_{en,i}}{dt} = \frac{\dot{h}_{en,i}}{M_{en,i} \cdot c_{pen,i}} \quad \text{Gl. (2.3.18)}$$

mit:

$T_{en,i}$ = Temperatur des Einbaus in der n-ten Schicht des Raumes i

$\dot{h}_{en,i}$ = Energiezufuhr/-abfluß aus dem Einbau in der n-ten Schicht des Raumes i

$M_{en,i}$ = Masse des Einbaus in der n-ten Schicht des Raumes i

$c_{pen,i}$ = spezifische Wärmekapazität des Einbaus in der n-ten Schicht des Raumes i

3. Bewertung der Ergebnisse

3.1.1 Berechnung der äquivalenten Branddauer nach DIN V 18230

Die äquivalente Branddauer $t_{\ddot{a}}$ wird nach DIN V 18230 Gl. (3) / D1 / berechnet aus der Beziehung:

$$t_{\ddot{a}} = q_R \cdot c \cdot w \quad \text{in min.} \quad \text{Gl. (3.1.1)}$$

Dabei sind in den Faktoren c und w die Einflüsse des Wärmeeindringverhaltens der Baustoffe der Umfassungsbauteile (c) sowie die Einflüsse der Ventilationsverhältnisse des zu beurteilenden Industriegebäudes (w) berücksichtigt, während der Faktor q_R die bewertete Brandlast pro Flächeneinheit in kWh / m^2 darstellt, bei dem Kombinationsbeiwerte sowie das Abbrandverhalten des Brandgutes im Vergleich zu Holz eingehen. Nach Gl. 3.1 wird somit eine lineare Beziehung dieser Größen unterstellt. Beim w -Faktor werden die Öffnungsflächen ebenfalls hinsichtlich ihrer Fläche sowie Lage bewertet. Dabei wird unter anderem unterschieden, ob eine Belüftung von mehreren Seiten erfolgt, oder ob Dachöffnungen vorhanden sind.

Zur Ermittlung der erforderliche Feuerwiderstandsdauer t_f von zu beurteilenden Bauwerken sind zusätzliche Sicherheitsfaktoren zu berücksichtigen. Mit ihnen geht die Bedeutung das betreffende Bauteil für die Gesamtstandsicherheit der Konstruktion (γ) sowie die Verringerung von Brandwirkungen durch Löschmaßnahmen (γ_{nb}) ein. Der Bemessungswert für die erforderliche Feuerwiderstandsdauer wird somit zu:

$$\text{erf } t_f = t_{\ddot{a}} \cdot \gamma \cdot \gamma_{nb} \quad \text{Gl. (3.1.2)}$$

Im Vergleich der Ergebnisse aus der Simulation kann somit der Wert aus Gl. 3.1.1 verwendet werden, wenn Löschmaßnahmen bei der Simulation unberücksichtigt bleiben. Eine direkte Übernahme der nach Abs. 3.1.2 berechneten Werte ist nicht möglich. Eine detaillierte Sicherheitsanalyse sowie eine Bestimmung der Modelunsicherheiten und eine statistische Auswertung der Ergebnisse sind zusätzliche Hilfsmittel für ein brandschutztechnisches Gesamtkonzept. In / S3 / wurde beispielhaft für einige Teilbereiche von Kernkraftwerken eine solche Parameterstudie mit anschließenden statistischen Untersuchungen bis hin zu einem Bemessungskonzept durchgeführt.

3.1.2 Berechnung der äquivalenten Branddauer aus der Simulation

Mit dem oben beschriebenen Wärmebilanzmodell werden zunächst die Brandraumtemperaturen sowie die Temperaturverteilungen in den umgebenden Bauteilen berechnet. Durch Variation der wesentlichen das Brandgeschehen bestimmenden Parameter kann damit auch die Höhe der äquivalenten Branddauer berechnet werden. Die äquivalente Branddauer $t_{\ddot{a}}$ ist dabei gemäß DIN 18 230 wie folgt definiert:

Im Brandfall werden an einem 15 cm dicken Beton-Indikatorbauteil in 3,5 cm Tiefe beim natürlichen Brand Maximaltemperaturen berechnet, die bei einem Normbrandversuch nach DIN 4102 und ISO 834 bei einer Temperaturbeanspruchung gemäß Einheitstemperaturkurve (ETK) zur Zeit $t_{\ddot{a}}$ auftreten. (vgl. Bild 3.1.1).

Dazu wird untersucht, welche Wirkung die Temperatur-Zeit Kurven des kalten bzw. des heißen Gaskörpers auf dieses Indikatorbauteil ausüben. Praktisch wird dazu in jedem Gaskörper ein solches Bauteil angeordnet, in dem zu jedem Iterationsschritt der Temperaturverlauf bestimmt wird. Die in 3,5 cm maximal auftretende Temperatur wird dann mit dem Temperaturverlauf unter ETK verglichen, wobei festgestellt wird, zu welcher Zeit die gleiche Temperatur auftritt. Diese Zeit entspricht der äquivalenten Branddauer.

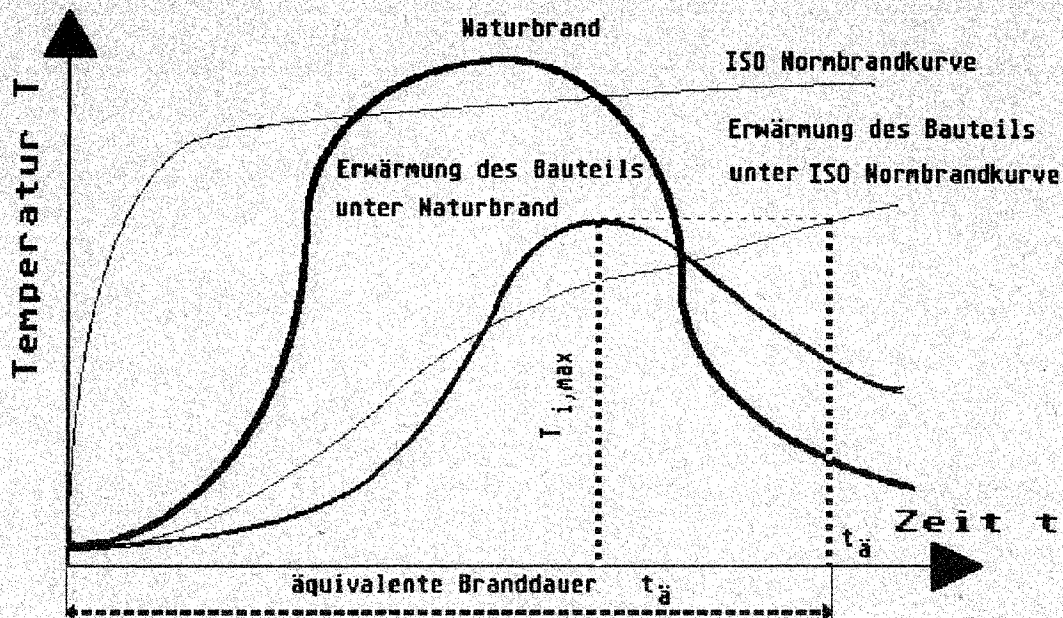


Bild 3.1.1: Definition der äquivalenten Branddauer aus den Brandwirkungen auf ein Bauteil im Vergleich zwischen Normbrand und natürlichem Brand

Zum Vergleich der unter ETK-Brand errechneten Temperaturverläufe zu ausgewählten Branddauern mit gemessenen Verläufen ist Bild 3.1.2 wiedergegeben.

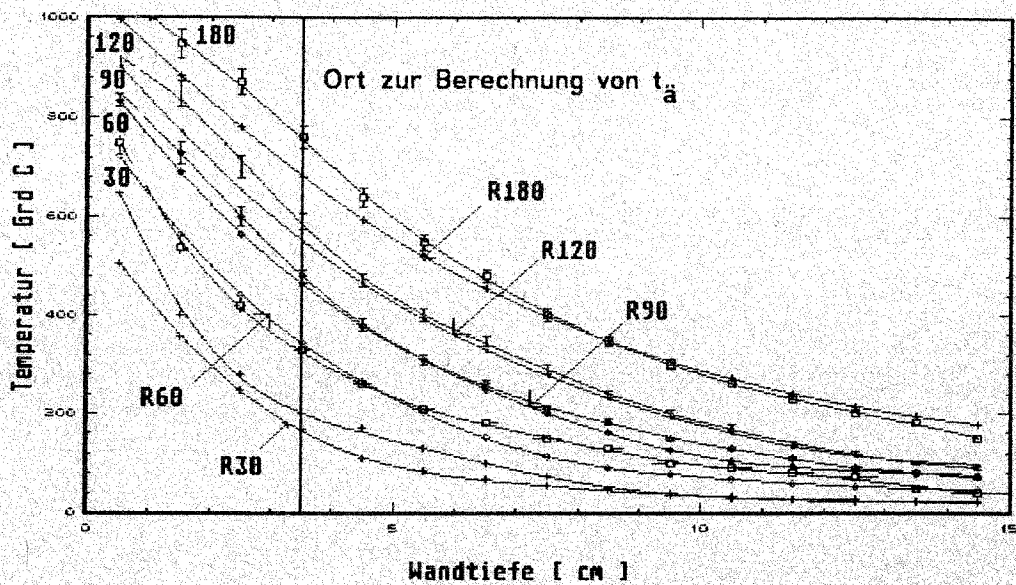


Bild 3.1.2 Vergleich von gemessenen und berechneten Temperaturverläufen in einer 15 cm dicken Stahlbetonplatte bei einseitiger Beflammung unter ETK-Verlauf

Es wird deutlich, daß die berechneten Temperaturverläufe (bezeichnet mit $Rt_{\ddot{a}}$) zu den angegebenen Zeiten im Rahmen der üblichen Näherungen sehr gut mit gemessenen Verläufen ($t_{\ddot{a}}$) übereinstimmen. Es ist außerdem festzustellen, daß die unter Naturbrand ermittelten Temperaturen mit unter gleichen Bedingungen gerechneten Werten verglichen werden, was den absoluten Fehler weiter reduziert und besser abschätzbar macht.

Vom Programm werden zwei äquivalente Branddauern berechnet, je eine für die heiße und eine für die kalte Schicht. Dabei wird vorausgesetzt, daß sich das Bauteil während des gesamten Brandes in der entsprechenden Zone befindet. Dies ist im Fall von sehr großen Hallen nur dann gegeben, wenn immer eine Heißgas-schicht vorhanden ist. In diesem Fall ergibt die Berechnung mit dieser Temperatur-Zeit-Belastung einen ungünstigen Wert für $t_{\ddot{a}}$. Andererseits liefert die Berechnung mit der entsprechenden Belastung aus der unteren Zone zu günstige Werte für $t_{\ddot{a}}$. Durch die Berechnung der beiden Größen ist aber einerseits eine Abschätzung der tatsächlich zu erwartenden äquivalenten Branddauer möglich, andererseits können zum Beispiel bei Teilflächenbränden für abgelegene Bauteile eigene äquivalente Branddauern berechnet werden. Bei Bränden, die in den Vollbrand übergehen, werden sich die beiden Ergebnisse umso mehr annähern, je länger die Vollbrandphase dauert.

3.2 Grundlagen der Berechnungen

Mit dem in Abschnitt 2 beschriebenen Rechenprogramm MRFC wurden unter Verwendung des geometrischen Abbrandmodells durch Variation der wesentlichen das Brandgeschehen beeinflussenden Parametern die Temperaturverläufe sowie Dicken der einzelnen Schichten und die daraus resultierenden äquivalenten Branddauern ermittelt. Durch diese Variation kann der Einfluß der Ventilation bei sonst gleichen Bedingungen abgeleitet werden. Bei Verwendung der entsprechenden Größen für die Berücksichtigung der Brandlast (q_R) und der Umfassungsbauteile (c) nach Gl. (3.1.1) kann direkt der w -Faktor als Einfluß der Ventilation abgelesen werden. Danach ergibt sich aus der mit der Wärmebilanzrechnung ermittelten Wert für die äquivalente Branddauer $t_{ä,W}$ der w -Faktor w_W , der mit dem entsprechenden Wert nach DIN V 18230 w_{DIN} verglichen werden kann, aus der Beziehung

$$w_W = \frac{t_{ä,W}}{c_{DIN} \cdot q_R} \quad \text{Gl. (3.2.1)}$$

Bei der Wahl der Hallengrößen wurden charakteristische Hallen angenommen, die ein weites Spektrum zwischen 2400 bis 10000 m² abdecken. Zusätzlich wurde die Höhe der Hallen variiert, um auch diesen Einfluß zu erfassen. Ein weiterer Schwerpunkt der Berechnungen war die Untersuchung, ob eine Beschränkung der möglichen Brandfläche auf einen Teilbereich der Industriehalle (Teilflächenbrand) wegen konzentrierter Brandlasten auf dieser Fläche zu anderen Ergebnissen führt. Voraussetzung ist dabei, daß sich außerhalb der untersuchten Brandfläche keine oder zumindest nur kleine Brandlasten befinden und eine Ausbreitung des unterstellten Brandes über die untersuchte Brandfläche hinaus sicher ausgeschlossen ist.

3.2.1 Grundlagen der neu durchgeführten Berechnungen

Die Variation der Brandlast sowie der horizontalen und der vertikalen Ventilation führt dazu, daß bei den Berechnungen insgesamt 6 Parameter berücksichtigt werden. Dabei ergibt sich der in Tabelle 3.2.1 dargestellte Rahmen, wobei die einzelnen Berechnungen nach folgendem Schema bezeichnet werden

$$W / n_1 / n_2 / n_3 / n_4 / n_5 / n_6$$

und die Ziffern n_1 bis n_6 die aus Tabelle 3.2.1 ersichtliche Bedeutung haben.

Die Dachöffnungen wurden bei den Berechnungen gleichmäßig im Abstand von 10 m beginnend bei 5 m über die gesamte Hallenlänge verteilt. Damit kann berücksichtigt

werden, daß die aus- bzw. u. U. einströmenden Gase aus unterschiedlichen Schichten stammen oder in unterschiedliche Schichten gelangen. Dabei wurde für die Öffnungen unterstellt, daß sie erst bei einer Deckentemperatur von ca. 100 °C geöffnet werden. Dies ist eine praxisgerechte Annahme, denn die Dachöffnungen sind im Brandfall nicht von Anfang an geöffnet, sondern werden u. U. erst später automatisch oder von Hand geöffnet.

Nr.	Brandfläche	Hallenfl. [m ²]	Hallenhöhe [m]	Brandlast [kWh/m ²]	A _h /A [%]	A _v /A [%]
1	Hallenfl.	2400	6	25	0	2.5
2	100 m ²	5000	8	72	0.5	12.5
3	400 m ²	10000	10	144	2.5	25.0
4			12	216	5.0	
5				432	7.5	

Tabelle 3.2.1: Übersicht der bei den Berechnungen variierten Parameter

Die vertikalen Öffnungen wurden so berücksichtigt, daß jeweils ein Tor von 5 m Breite direkt am Fußboden angebracht war. Der Rest der Öffnungen hatte eine Sturzhöhe von 1 m. Es wurde unterstellt, daß diese Öffnungen von Beginn des Brandes an geöffnet sind. Die Höhe aller Öffnungen wurde entsprechend der Höhe der Halle gestaffelt. Damit ergaben sich für die Hallenhöhen von

$$h = 6 \quad / \quad 8 \quad / \quad 10 \quad / \quad 12 \quad \text{m}$$

Öffnungshöhen von jeweils

$$h_D = 2 \quad / \quad 3 \quad / \quad 4 \quad / \quad 5 \quad \text{m.}$$

Die vertikalen Öffnungen sind damit im wesentlichen von Hallenmitte ab in der oberen Hälfte der Wände angeordnet. Dieser Fall entspricht den praktischen Verhältnissen. Vergleichsrechnungen, bei denen die gesamten Öffnungen in der unteren Hälfte angebracht waren, lieferten teilweise sowohl geringfügig günstigere als auch ungünstigere Ergebnisse als der im folgenden unterstellte Normalfall. Die Abweichungen zu den vergleichbaren Berechnungen betragen dabei weniger als 15 %.

Für die Umfassungsbauteile wurde angenommen, daß die Decke aus Trapezblech mit oben liegender Wärmedämmung und Wände und Fußboden aus Stahlbeton bestehen. Dabei werden die stoffspezifischen Eigenschaften der Bauteile im Verlauf der Simulation temperaturabhängig berücksichtigt. Bei Raumtemperatur werden folgende Kennwerte angenommen:

	Decken bzw. Dach	Wände und Fußboden	
- Dicke	8	20	cm
- Dichte	30	2300	kg/m ³
- Wärmeleitfähigkeit	0.035	1.2	W/mK.

Als Brandscenario wurde das in Abschnitt 2 beschriebene geometrische Abbrandmodell mit folgenden Größen unterstellt:

- Brandherdgröße zu Beginn	1	m ²
- Ausbreitungsgeschwindigkeit vor Flash-Over	1	m/min
- Ausbreitungsgeschwindigkeit nach Flash-Over	5	m/min
- Flash-Over-Temperatur	500	°C
- spezifische Abbrandgeschwindigkeit	20	kg/m ² h
- Höhe der Brandfläche über Fußboden	0	m
- Strahlungsverluste am Plume	40	%
- bewertete Brandlast	13468	kJ/kg

(dieser Wert ergibt sich aus der Annahme einer Mischbrandlast, die zu 20 % aus PUR, zu 30 % aus PVC, zu 40 % aus Holz und zu 10 % aus Öl besteht, wobei die Heizwerte und die m-Faktoren aus DIN V 18230 Teil 2 verwendet wurden.)

Zur Berücksichtigung von Einbauten und der Dachkonstruktion wird ein Stahlanteil von 120 kg/m² Hallenfläche angenommen, der aus Angaben der Automobilindustrie entnommen wurde. Diese Einbauten sind in der oberen Hälfte der Hallen gleichmäßig verteilt.

3.2.2 Grundlagen der Berechnungen für den DBV / S6 /

In Tabelle 3.2.2 sind die ausgewählten Parameter zusammengefaßt. Es sind jeweils die Größen angegeben, für die Berechnungen durchgeführt wurden. Dazu wurde jede Berechnung entsprechend der sieben variierten Parameter durch eine siebenstellige Ziffer bezeichnet, der in allen Fällen ein "B" vorangestellt wurde, um die Berechnungen diesem Vorhaben zuzuordnen. Somit hat die Bezeichnung

$$B / n_1 / n_2 / n_3 / n_4 / n_5 / n_6 / n_7$$

die aus Tabelle 3.2.2 ersichtliche Bedeutung. Im Rahmen dieser Arbeit wurde nur ein kleiner Teil der in der Tabelle dargestellten Parametervariationen mit in die Auswertungen einbezogen.

Nummer	Abmessungen der Halle	Brandlast	Abbrandgeschw.	Ausbreitungsgeschw.	Querlüftung	A_h/A_v	$(A_h+A_v)/A$
	n_1	n_2	n_3	n_4	n_5	n_6	n_7
	m	kg/m ²	kg/m ² h	m/min	m/s	[-]	[-]
1	40x60x6	30	20	1,0	0	0	0,025
2	20x50x6	15	10	0,5	4	1,0	0,125
3	120x60x7	60	30	1,5	** 8,77	0,667	0,250
4						1,5	

**) zusätzlich untersuchter Parameter

Tabelle 3.2.2: Übersicht der bei den Berechnungen für den DBV variierten Parameter

Bei den beiden kleinen Hallen wurde einheitlich eine Höhe der vertikalen Öffnungen von 3 m bei einem Sturzabstand von 1 m angenommen. Damit wurde jeweils nur die Breite der Öffnungen verändert. Bei der großen Halle wurde von 5 m hohen Öffnungen bei einer Sturzhöhe von 1 m ausgegangen.

Die Dachöffnungen wurden bei den Berechnungen gleichmäßig in Abständen von 10 m beginnend bei 5 m über die gesamte Hallenlänge verteilt. Damit kann berücksichtigt werden, daß die aus- beziehungsweise unter Umständen einströmenden Gase aus unterschiedlichen Schichten stammen oder in unterschiedliche gelangen. Bei den Berechnungen wurde gemäß DIN V 18 230 davon ausgegangen, daß die Öffnungen während der gesamten Branddauer geöffnet sind.

Eine Querlüftung wurde dadurch berücksichtigt, daß auf beiden Seiten der Halle die Hälfte der vertikalen Öffnungen angebracht waren. In Anlehnung an DIN 1055 wurde dann aus der vorgegebenen Windgeschwindigkeit ein Differenzdruck an beiden Seiten ermittelt, in dem die Beiwerte von 0,8 auf der Druckseite und 0,5 auf der Sogseite berücksichtigt sind. Der gesamte aufgebrachte Druckunterschied beträgt dann für die gewünschte Windgeschwindigkeit v unter Berücksichtigung der Dichte der Umgebungsluft ρ_L

$$\Delta p = 0,65 \cdot \rho_L \cdot v^2 \quad \text{Gl. (3.2.2)}$$

Im Dachbereich wird davon ausgegangen, daß keine Druckerhöhung oder Abminderung stattfindet. Diese Annahme unterschätzt unter Umständen den Gaswechsel über die Dachöffnungen, wodurch ungünstigere Ergebnisse für $t_{\frac{3}{4}}$ zu erwarten sind. Bei einer detaillierteren Betrachtung der aerodynamischen Verhältnisse kann dieser Einfluß bei einzelnen Hallen unter Kenntnis der geometrischen Verhältnisse berücksichtigt werden. Bei den vorliegenden Untersuchungen wurde darauf verzichtet.

Für die Parameter der Brandlast wurden in Abweichung von den hier neu vorgestellten Ergebnissen während der Berechnungen angenommen:

- Heizwert (Holz)	17280	kJ/kg
- chemische Zusammensetzung:		2
- Kohlenstoff	44,5	%
- Wasserstoff	5,1	%
- Sauerstoff	35,9	%
- Wasser	14,5	%

Damit wurden die Berechnungen auf der Grundlage des geschilderten Ausbreitungsmodells durchgeführt, wobei die wesentlich bestimmenden Größen wie Ausbreitungsgeschwindigkeit und spezifische Abbrandrate pro Flächeneinheit teilweise variiert wurden.

Für die Umfassungsbauteile wurden bei Raumtemperatur folgende Größen für die Wärmeleitfähigkeit und die Rohdichte angenommen:

- Wände:			
20 cm Gasbeton	$\lambda =$	0,186	W/mK
	$\rho =$	600	kg/m ³
- Fußboden und Decken			
20 cm Normalbeton	$\lambda =$	1,2	W/mK
	$\rho =$	2300	kg/m ³

3.2.3 Grundlagen der Berechnungen für den VDA / S5 und S10 /

In Tabelle 3.2.3 sind die ausgewählten Parameter zusammengefaßt. Es sind jeweils die Größen angegeben, für die Berechnungen durchgeführt wurden. Dazu wurde ebenfalls jeweils entsprechend den sieben variierten Parametern durch eine siebenstellige Ziffer bezeichnet, der in allen Fällen ein "V" vorangestellt wurde, um die Berechnungen diesem Vorhaben zuzuordnen. Somit hat die Bezeichnung

$$V / n_1 / n_2 / n_3 / n_4 / n_5 / n_6 / n_7$$

die aus Tabelle 3.2.3 ersichtliche Bedeutung. Im Rahmen dieser Arbeit wurde nur ein kleiner Teil der in der Tabelle dargestellten Parameterkombinationen mit in die Auswertungen einbezogen. Vor allem sind dies die durchgeführten Simulationen der Teilflächenbrände.

Nummer	n ₁ Hallen- abmes- sungen m	n ₂ Anzahl Teilbe- reiche -	n ₃ Beson- derhei- ten	n ₄ Anteil Dachent- lüftung %	n ₅ Anteil vert. Öffn. %	n ₆ maxim. Brand- fläche m ²	n ₇ spez. Brand- last kWh/m ²
1	250x80x7	1	keine	0	0,01	10	15
2	250x80x12	5	St.-Beton	1,5 ^{**)}	0,5	400	25
3	420x120x15,5	5	Br.halb.H.	3,0	1,0	2000	50
4	250x80x5		keine ZwL	1,2 ^{*)}	1,2	20000	85
5	125x80x7		kl. Ausbr.	1,2 ^{**)}		50400	200
6	125x80x12		gr. Abbr.	1,5 ^{*)}		10080	
7	125x80x5		halbe ZwL			10000	
8	97x51,5x5					5000	
9	97x51,5x7						
A	61,5x32,5x5						

*) ständig offen

***) variabel zwischen 100°C und 200°C Decktemperatur

Tabelle 3.2.3: Übersicht der bei den Berechnungen für den VDA variierten Parameter

Das Hauptaugenmerk der Untersuchungen lag auf der Berechnung von Bränden mit üblicherweise in der Automobilindustrie auftretenden kleinen Brandlasten. Für kleine Brandflächen wurden auch größere Brandlasten untersucht. Durch die Gruppe der Besonderheiten sollen Einzelfälle behandelt werden, die für eine Globalbetrachtung von geringerem Interesse sind und daher nur durch wenige Berechnungen zu berücksichtigen waren.

Die Dachöffnungen wurden bei den Berechnungen gleichmäßig in Abständen von 10 m beginnend bei 5 m über die gesamte Hallenlänge verteilt. Damit kann berücksichtigt werden, daß die aus- beziehungsweise unter Umständen einströmenden Gase aus unterschiedlichen Schichten stammen oder in unterschiedliche Schichten gelangen. Die beschriebene Variation des Öffnungsgrades wurde verwendet, wobei als Kriterium für die zeitliche Öffnung die Decktemperatur als Bezugspunkt herangezogen wurde.

Dabei wurden die Ansprechtemperaturen wegen der beschriebenen Modellannahmen hinsichtlich der horizontalen Temperaturverteilung über die Halle gestaffelt. Das Modell läßt zur Zeit nur die ebene Betrachtung des Problems zu. Daher wurde nur eine Staffelung in Längsrichtung berücksichtigt, wobei Öffnungen in der Querrichtung zu Gruppen mit den gleichen Koordinaten zusammengefaßt wurden. Die Temperaturabhängigkeit wurde dabei so angenommen, daß in der Nähe des Brandherdes eine Auslösetemperatur von 100 °C und in den Randbereichen eine Temperatur 220 °C unterstellt wurde. Dazwischen wurde in Schritten von jeweils 20 °C gestaffelt. Bei den Berechnungen ist die Öffnung von zwei Kriterien abhängig:

- die vorgegebene Deckentemperatur wird erreicht, wobei allerdings die Schichthöhe mindestens dem halben fiktiven Durchmesser der Öffnung entsprechen muß. Dies ist eine weitere Einschränkung zur sicheren Seite, um die Modellannahme einer homogenen Temperaturverteilung in der heißen Schicht zu berücksichtigen.
- die Öffnung muß durch den Ceiling Jet erreicht sein. Das bedeutet, daß in der Ausbreitungsphase des Brandes das Temperaturkriterium hinfällig wird.

Für die Parameter der Brandlast wurden im Gegensatz zu den hier neu vorgestellten Berechnungen angenommen:

- Heizwert (Mischbrandlast)	21750	kJ/kg
- Brandherdgröße	4	m ²

Die Berechnungen wurden ebenfalls auf der Grundlage des geschilderten Ausbreitungsmodells durchgeführt, wobei die wesentlich bestimmenden Größen wie Ausbreitungsgeschwindigkeit und spezifische Abbrandrate pro Flächeneinheit teilweise variiert wurden. Für die Umfassungsbauteile wurden bei Raumtemperatur folgende Größen für die Wärmeleitfähigkeit und die Rohdichte angenommen:

- Wände und Decken:			
8 cm Wärmedämmung	λ =	0,035	W/mK
Trapezblech	ρ =	30	kg/m ³

bei Stahlbetonhallen wurden die gleichen Werte wie für den Fußboden verwendet.

- Fußboden:			
20 cm Normalbeton	λ =	1,2	W/mK
	ρ =	2300	kg/m ³

In der Untersuchung zur Bestimmung von Fluchtweglängen auf der Basis von Wärmebilanzrechnungen / S10 / wurden zusätzliche Berechnungen an einer vergleichsweise kleinen Halle von 2000 m² durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Anlage 1 von

/ S10 / enthalten. Für die Auswertung hinsichtlich der Festlegung von w-Faktoren werden im folgenden Abschnitt die Ergebnisse von 4 Berechnungen verwendet (vgl. Bild 3.4.2.2). Die Hallengröße betrug in jedem Fall 61,5 x 32,5 m bei einer Höhe von 3,25 und 5 m. Die Ventilation II/A/2 bestand aus 24 m² vertikalen Öffnungen sowie 60 m² Oberlichter, die in Abhängigkeit von der Deckentemperatur zwischen 100 und 200 °C linear geöffnet wurden. Die Ventilation II/A/3 enthielt die gleichen Öffnungsflächen mit dem Unterschied, daß 10 m² der Deckenöffnungen als RWA ausgebildet waren, die bei einer Deckentemperatur von 100 °C sofort und vollständig geöffnet wurden.

3.3 Ergebnisse der Berechnungen

In den folgenden Tabellen 3.3.1 bis 3.3.4 sind die Ergebnisse der Berechnungen für die äquivalente Branddauer und die w-Faktoren nach DIN V 18230 und nach der Wärmebilanzrechnung mit der Erläuterung der verwendeten Parameter dargestellt. Für DIN V 18230 sind bei reiner vertikaler Ventilation die Ergebnisse unter Verwendung der w-Faktoren nach Zeile 1 und 2 der Tabelle 3 ermittelt. Dabei unterstellt DIN V 18230 eine günstige Wirkung des Rauchabzugs nach unterschiedlichen Seiten (Querlüftung). Dieser Effekt kann mit der Wärmebilanzrechnung nicht nachvollzogen werden. Eine Untersuchung für den Deutschen Betonverein / S6 / hat zudem ergeben, daß eine vorhandene Querlüftung, auf deren Wirkung die günstigeren w-Faktoren beruhen, nicht in jedem Fall günstig wirkt. Auf jeden Fall wird erst eine verhältnismäßig hohe Windgeschwindigkeit günstig, die nicht immer sichergestellt ist. Daher wurde dieser Einfluß im Rahmen dieses Vorhabens auch nicht weiter untersucht.

Tabelle 3.3.1 enthält die Ergebnisse für die 2400 m² große Halle, bei denen die Hallenfläche der maximalen Brandfläche entspricht. Die obere Hälfte der Tabelle enthält die Ergebnisse für 6 m hohe Hallen und die untere Hälfte die für 10 m hohe Hallen. Die verwendeten Größen für die Brandlast und die Ventilation sind jeweils mit angegeben. Tabelle 3.3.2 ist für 5000 m² große Hallen mit einer Höhe von 8 m und Tabelle 3.3.3 für 10000 m² große Hallen von 8 und 12 m Höhe ermittelt worden. Die Tabelle 3.3.4 enthält die Ergebnisse für Teilflächenbrände von unterschiedlich großen Hallen und Teilflächen, während Tabelle 3.3.5 die im Rahmen der hier durchgeführten Diskussion verwendeten Ergebnisse aus /S 6/ enthält. In Tabelle 3.3.6 sind schließlich die Ergebnisse aus früheren Berechnungen für den VDA /S 10/ zusammengefaßt, die im folgenden verwendet werden.

	Brandlast	Ventilation		w _{DIN}		t _ä , DIN		t _ä , Rechn.		w _{Rechn.}	
		$\frac{A_h}{A}$	$\frac{A_v}{A}$	eine Seite(n)	mehr Seite(n)	eine Seite(n)	mehr Seite(n)	oben Bauteil	unten Bauteil	oben Bauteil	unten Bauteil
	$\frac{kWh}{m^2}$	%	%			min	min	min	min		
W111111	25	0	2.5	3.2	2.2	20	14	24	21	3.8	3.4
W111311	144	0	2.5	3.2	2.2	115	79	85	84	2.4	2.3
W111211	72	0	2.5	3.2	2.2	58	40	46	44	2.6	2.4
W111312	144	0	12.5	1.0	0.7	36	25	41	39	1.1	1.1
W111212	72	0	12.5	1.5	1.0	27	18	28	26	1.6	1.4
W111313	144	0	25.0	1.0	0.7	36	25	27	26	0.8	0.7
W111213	72	0	25.0	1.0	0.7	18	13	21	19	1.2	1.1
W111321	144	0.5	2.5		1.8		51	76	74	2.1	2.1
W111331	144	2.5	2.5		1.2		43	62	61	1.7	1.7
W111332	144	2.5	12.5		0.7		25	33	31	0.9	0.9
W111342	144	5.0	12.5		0.6		22	29	28	0.8	0.8
W111343	144	5.0	25.0		0.5		18	23	21	0.6	0.6
W113111	25	0	2.5	3.2	2.2	20	14	21	18	3.4	2.9
W113311	144	0	2.5	3.2	2.2	115	79	74	73	2.1	2.0
W113211	72	0	2.5	3.2	2.2	58	40	41	39	2.3	2.2
W113312	144	0	12.5	1.5	1.0	54	36	31	30	0.9	0.8
W113212	72	0	12.5	1.5	1.0	27	18	23	21	1.3	1.2
W113313	144	0	25.0	1.0	0.7	36	25	21	20	0.6	0.6
W113213	72	0	25.0	1.0	0.7	18	13	17	16	0.9	0.9
W113321	72	0.5	2.5		1.8		65	65	64	3.6	3.6
W113331	144	2.5	2.5		1.2		43	44	42	1.2	1.2
W113332	144	2.5	12.5		0.7		25	26	26	0.7	0.7
W113342	144	5.0	12.5		0.6		22	25	24	0.7	0.6
W113343	144	5.0	25.0		0.5		18	21	20	0.6	0.6

Halle 60 x 40 m = 2400 m²
maximale Brandfläche entspricht Hallenfläche
dritte Ziffer: 1 == Hallenhöhe = 6 m
3 == Hallenhöhe = 10 m

Tabelle 3.3.1: Ergebnisse der Berechnungen nach DIN V 18230 und Wärmebilanzrechnung mit den zusätzlichen Parametern:

	Brandlast	Ventilation		w _{DIN}		t _ä , DIN		t _ä , Rechn.		w _{Rechn}	
		$\frac{A_h}{A}$	$\frac{A_v}{A}$	eine Seite(n)	mehr Seite(n)	eine Seite(n)	mehr Seite(n)	oben Bauteil	unten Bauteil	oben Bauteil	unten Bauteil
	$\frac{kWh}{m^2}$	%	%			min	min	min	min		
W122111	25	0	2.5	3.2	2.2	20	14	34	29	5.4	4.6
W122211	72	0	2.5	3.2	2.2	58	40	75	72	4.2	4.0
W122311	144	0	2.5	3.2	2.2	115	79	133	130	3.7	3.6
W122411	216	0	2.5	3.2	2.2	173	119	186	171	3.4	3.2
W122112	25	0	12.5	1.5	1.0	9	6	17	4	2.7	0.6
W122212	72	0	12.5	1.5	1.0	27	18	27	23	1.5	1.3
W122312	144	0	12.5	1.5	1.0	54	36	38	35	1.1	1.0
W122412	216	0	12.5	1.5	1.0	104	64	57	55	1.1	1.0
W122221	72	0.5	2.5		0.5		32	76	72	4.2	4.0
W122321	144	0.5	2.5		1.8		65	137	134	3.8	3.7
W122421	216	0.5	2.5		1.8		97	189	187	3.5	3.5
W122231	72	2.5	2.5		1.2		22	64	61	3.6	3.4
W122331	144	2.5	2.5		1.2		43	115	112	3.2	3.1
W122431	216	2.5	2.5		1.2		65	162	160	3.0	3.0
W122232	72	2.5	12.5		0.7		13	24	19	1.3	1.1
W122332	144	2.5	12.5		0.7		25	31	29	0.9	0.8
W122432	216	2.5	12.5		0.7		38	37	35	0.7	0.6
W122242	72	5.0	12.5		0.7		13	23	18	1.3	1.0
W122342	144	5.0	12.5		0.7		25	29	26	0.8	0.7
W122352	144	7.5	12.5		0.6		22	27	24	0.8	0.7
W122442	216	5.0	12.5		0.7		38	33	31	0.6	0.6

Halle 100 x 50 m = 5000 m²
maximale Brandfläche entspricht Hallenfläche
dritte Ziffer: 2 == Hallenhöhe = 8 m

Tabelle 3.3.2: Ergebnisse der Berechnungen nach DIN V 18230 und Wärmebilanzrechnung mit den zusätzlichen Parametern:

	Brand last	Ventilation		wDIN		t _ä , DIN		t _ä , Rechn.		wRechn.	
		$\frac{A_h}{A}$	$\frac{A_v}{A}$	eine Seite(n)	mehr	eine Seite(n)	mehr	oben Bauteil	unten Bauteil	oben Bauteil	unten Bauteil
	$\frac{kWh}{m^2}$	%	%			min	min	min	min		
W132211	72	0	2.5	3.2	2.2	58	40	77	63	4.3	3.5
W132311	144	0	2.5	3.2	2.2	104	72	123	105	3.4	2.9
W132212	72	0	12.5	1.5	1.0	27	18	29	23	1.6	1.3
W132312	144	0	12.5	1.2	0.9	43	32	39	35	1.1	1.0
W132321	144	0.5	2.5		1.8		65	142	137	3.9	3.8
W132331	144	2.5	2.5		1.2		43	71	65	2.0	1.8
W132332	144	2.5	12.5		0.7		25	31	28	0.9	0.8
W132342	144	5.0	12.5		0.6		22	28	24	0.8	0.7
W134211	72	0	2.5	3.2	2.2	58	40	69	65	3.8	3.6
W134311	144	0	2.5	3.2	2.2	115	79	132	129	3.7	3.6
W134212	72	0	12.5	1.5	1.0	27	18	22	19	1.2	1.1
W134312	144	0	12.5	1.5	1.0	54	36	30	28	0.8	0.8
W134321	144	0.5	2.5		1.8		65	101	97	2.8	2.7
W134331	144	2.5	2.5		1.2		43	92	87	2.6	2.4
W134332	144	2.5	12.5		0.7		25	26	24	0.7	0.7
W134342	144	5.0	12.2		0.6		22	23	21	0.6	0.6

Halle 125 x 80 m = 10000 m²
maximale Brandfläche entspricht Hallenfläche
dritte Ziffer: 2 == Hallenhöhe = 8 m
4 == Hallenhöhe = 12 m

Tabelle 3.3.3: Ergebnisse der Berechnungen nach DIN V 18230 und Wärmebilanzrechnung mit den zusätzlichen Parametern:

	Brandlast	Ventilation		w _{DIN}		t _ä , DIN		t _ä , Rechn.		w _{Rechn.}	
		$\frac{A_h}{A}$	$\frac{A_v}{A}$	eine Seite(n)	mehr Seite(n)	eine Seite(n)	mehr Seite(n)	oben Bauteil	unten Bauteil	oben Bauteil	unten Bauteil
	$\frac{kWh}{m^2}$	%	%			min	min	min	min		
W211411	216	0	2.5	3.2	2.2	20	14	15	4	0.3	0.1
W211431	216	2.5	2.5		1.2		8	15	4	0.3	0.1
W211511	432	0	2.5	3.2	2.2	20	14	19	5	0.2	0.1
W211531	432	2.5	2.5		1.2		8	19	5	0.2	0.1
W311411	216	0	2.5	3.2	2.2	29	20	30	6	0.6	0.1
W311431	216	2.5	2.5		1.2		11	21	5	0.4	0.1
W311511	432	0	2.5	3.2	2.2	58	40	39	6	0.4	0.1
W311531	432	2.5	2.5		1.2		22	27	6	0.2	0.1
W322411	216	0	2.5	3.2	2.2	20	14	19	5	0.4	0.1
W322431	216	2.5	2.5		1.2		8	19	5	0.4	0.1
W322511	432	0	2.5	3.2	2.2	28	19	23	6	0.2	0.1
W322531	432	2.5	2.5		1.2		10	23	6	0.2	0.1
W334411	216	0	2.5	3.2	2.2	20	14	11	4	0.2	0.1
W334431	216	2.5	2.5		1.2		8	10	4	0.2	0.1
W334511	432	0	2.5	3.2	2.2	20	14	13	4	0.1	0.1
W334531	432	2.5	2.5		1.2		8	13	4	0.1	0.1

erste Ziffer: 2 == maximale Brandfläche = 100 m²
3 == maximale Brandfläche = 400 m²

zweite Ziffer: 1 == Halle 60 x 40 m = 2500 m²
2 == Halle 100 x 50 m = 5000 m²
3 == Halle 125 x 80 m = 10000 m²

dritte Ziffer: 1 == Hallenhöhe = 6 m
2 == Hallenhöhe = 8 m
3 == Hallenhöhe = 10 m

Tabelle 3.3.4: Ergebnisse der Berechnungen nach DIN V 18230 und Wärmebilanzrechnung für Teilflächenbrände mit den zusätzlichen Parametern: (Dachentlüftungen teilweise nicht wirksam)

	Brandlast	Ventilation		w _{DIN}		t _ä , DIN		t _ä , Rechn.		w _{Rechn.}	
		$\frac{A_h}{A}$	$\frac{A_v}{A}$	eine	mehr	eine	mehr	oben	unten	oben	unten
		A	A	Seite(n)		Seite(n)		Bauteil		Bauteil	
	$\frac{kWh}{m^2}$	%	%			min	min	min	min		
B1111111	144	0	2.5	3.2	2.2	92	63	76	75	2.6	2.6
B1111112	144	0	12.5	1.5	1.0	43	29	39	38	1.4	1.3
B1111113	144	0	25.0	1.0	0.7	29	20	25	24	0.9	0.8
B1111121	144	1.0	2.5		1.8		52	102	101	3.5	3.5
B1111131	144	0.667	2.5		1.8		52	99	98	3.4	3.4
B1111141	144	1.5	2.5		1.8		52	102	101	3.5	3.5
B1111122	144	1.0	12.5		0.7		20	31	30	1.1	1.0
B1111123	144	1.0	25.0		0.5		14	19	19	0.7	0.7
B1111132	144	0.667	12.5		0.7		20	32	30	1.1	1.0
B1111142	144	1.5	12.5		0.7		20	31	30	1.1	1.0
B1111211	144	0	2.5	3.2	2.2	92	63	102	101	3.5	3.5
B1111212	144	0	12.5	1.5	1.0	43	29	30	28	1.0	1.0
B1111213	144	0	25.0	1.0	0.7	29	20	20	18	0.7	0.6
B1111222	144	1.0	12.5		0.7		20	20	19	0.7	0.7
B1111223	144	1.0	25.0		0.5		14	13	12	0.5	0.4
B1111311	144	0	2.5	3.2	2.2	92	63	84	83	2.9	2.9
B1111312	144	0	12.5	1.5	1.0	43	29	21	19	0.7	0.7
B1111313	144	0	25.0	1.0	0.7	29	20	15	12	0.5	0.4
B1211111	72	0	2.5	3.2	2.2	46	32	42	41	2.9	2.8
B1211113	72	0	25.0	1.0	0.7	14	10	20	17	1.4	1.2
B1311111	288	0	2.5	3.2	2.2	184	127	151	151	2.6	2.6
B1311113	288	0	25.0	1.0	0.7	58	40	32	31	0.6	0.5

fünfte Ziffer: 1 == keine Querlüftung
2 == Querlüftung von 4 m/s
3 == Querlüftung von 8.77 m/s

Tabelle 3.3.5: Ergebnisse der Berechnungen nach DIN V 18230 und Wärmebilanzrechnung aus / S6 / für 60 x 40 x 6 m große Halle

	Brand last	Ventilation		w _{DIN}		t _ä , DIN		t _ä , Rechn.		w _{Rechn.}	
		$\frac{A_h}{A}$	$\frac{A_v}{A}$	eine Seite(n)	mehr Seite(n)	eine Seite(n)	mehr Seite(n)	oben Bauteil	unten Bauteil	oben Bauteil	unten Bauteil
	$\frac{kWh}{m^2}$	%	%			min	min	min	min		
V4112322	25	1.5	1.0		1.8	11		7	2	1.1	0.3
V4112324	85	1.5	1.0		1.8	11		13	3	0.6	0.1
V5112322	25	1.5	1.0		1.8	11		6	3	1.0	0.5
V5112324	85	1.5	1.0		1.8	11		15	4	0.7	0.2
V6112322	25	1.5	1.0		1.8	11		6	3	1.0	0.5
V6112324	85	1.5	1.0		1.8	11		10	4	0.5	0.2
V7112322	25	1.5	1.0		1.8	11		8	2	1.2	0.4
V7112324	85	1.5	1.0		1.8	11		14	3	0.7	0.2
FF213121	25	3.0	1.2		1.2	8		29	24	4.6	3.8
FF213161	25	3.0	1.2		1.2	8		30	23	4.8	3.7
FG213121	25	3.0	1.2		1.2	8		26	21	4.2	3.4
FG213161	25	3.0	1.2		1.2	8		26	20	4.2	3.2

Bei den Berechnungen mit "V" findet der Brand auf Teilfläche von 400 m² statt.
Es gilt nach 3.2.3 außerdem:

erste Ziffer: 4 == Halle 250 x 80 x 5 m
5 == Halle 125 x 80 x 7 m
6 == Halle 125 x 80 x 12 m
7 == Halle 125 x 80 x 5 m

Die Berechnungen mit "FF" gelten für Hallen von 61.5 x 32.5 x 3.25 m.
Die Berechnungen mit "FG" gelten für Hallen von 61.5 x 32.5 x 5.00 m.

fünfte Ziffer: 2 == Ventilation II/A/2
6 == Ventilation II/A/3

Tabelle 3.3.6: Ergebnisse der Berechnungen nach DIN V 18230 und Wärmebilanzrechnung aus / S10 /

3.4 Diskussion der Ergebnisse

Zusätzlich zu den im Rahmen dieses Projektes durchgeführten Berechnungen sind in der folgenden Auswertung partiell auch Ergebnisse anderer Forschungsarbeiten einbezogen, die mit dem gleichen Rechenprogramm und auch weitgehend gleichen Randbedingungen durchgeführt wurden. Dies sind zwei Arbeiten für den Verband der Automobilindustrie (VDA) / S5 und S10 / sowie eine Arbeit, die im Auftrag des Deutschen Betonvereins (DBV) angefertigt wurde / S6 /.

Die Auswertung der in den Tabellen 3.3.1 bis 3.3.4 dargestellten Ergebnisse sowie der erwähnten Berechnungen aus anderen Arbeiten (Tabelle 3.3.5 und 3.3.6) wird im folgenden so durchgeführt, daß zunächst die Einflüsse der einzelnen Parameter untersucht werden. Bei der Auswertung wurden i. a. die im Rahmen der Simulation erzielten Ergebnisse der äquivalenten Branddauer und der daraus berechneten w-Faktoren für Bauteile im Bereich der Heißgasschicht und der Kaltgasschicht gemittelt. Dabei wird berücksichtigt, daß sich einzelne Bauteile in den unterschiedlichen Brandphasen in verschiedenen Zonen des Rechenmodells befinden (vgl. 3.1.2). Für eine große Dauer der Vollbrandphase (bei hohen Brandlasten) sind beide Ergebnisse fast gleich. Partiiell sind einige Bauteile jedoch stärker beansprucht als durch den so gemittelten w-Faktor vorausgesagt wird.

Unter Ventilation A_h oder A_v werden im folgenden die in Prozent umgerechneten Verhältnisse A_h/A bzw. A_v/A verstanden.

3.4.1 Einfluß der Brandbelastung

In Bild 3.4.1.1 ist der Einfluß der Brandlast auf den w-Faktor dargestellt. Die Beziehungen wurden für alle drei untersuchten Hallengrößen mit den verschiedenen Hallenhöhen und einer reinen vertikalen Ventilation von 2,5 % ermittelt.

Die Brandlasten sind jeweils als rechnerische Brandlasten q_R aufzufassen. Dieses gilt auch dann, wenn in den folgenden Bildern oder Texten jeweils nur von der Brandlast q gesprochen wird.

Das Ergebnis bestätigt frühere Untersuchungen in / S6 / , die in Bild 3.4.1.2 dargestellt sind. Diese Ergebnisse gelten für Hallen von 2400 m^2 mit den angegebenen vertikalen Öffnungen. Die zugehörigen Temperatur-Zeit-Verläufe, Rauchgasverteilungen und -zusammensetzungen sind hier nicht dargestellt, sie wurden in der Diskussion allerdings berücksichtigt.

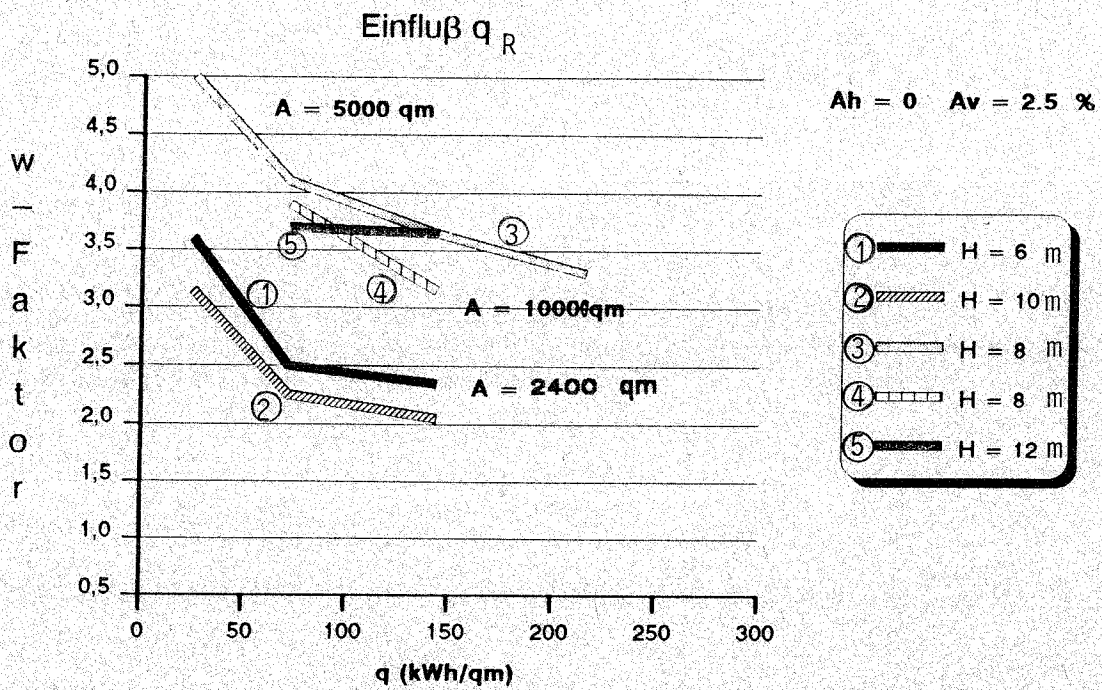


Bild 3.4.1.1 Einfluß der Brandbelastung auf den w-Faktor für unterschiedliche Hallen bei vertikaler Ventilation

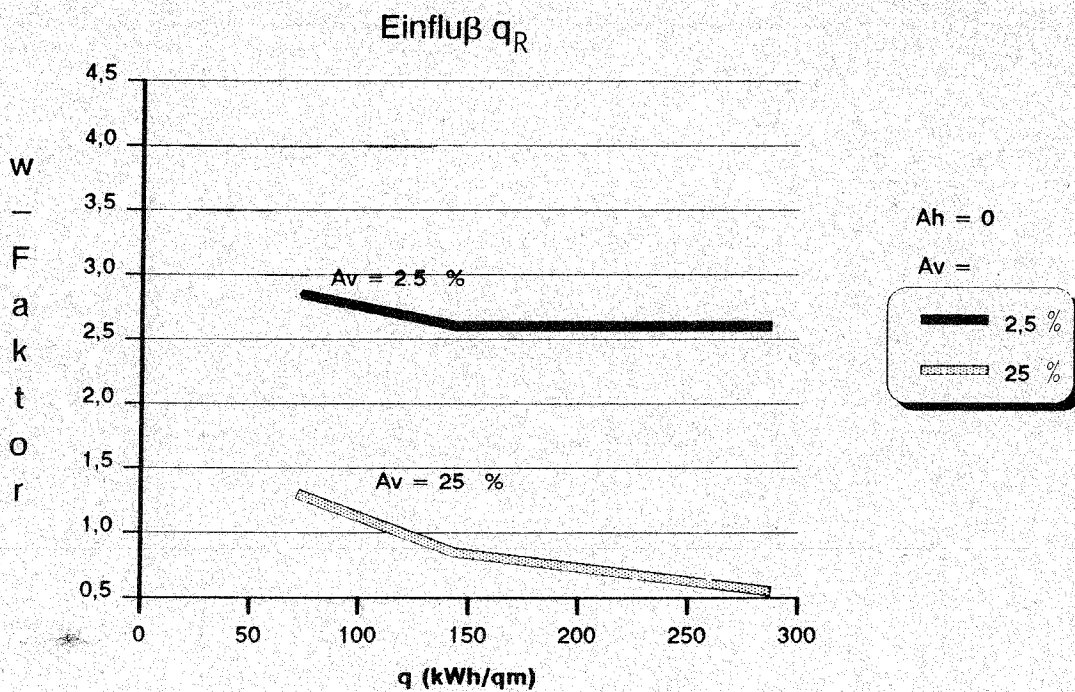


Bild 3.4.1.2 Einfluß der Brandbelastung bei 2400 m^2 großen und 6 m hohen Hallen ohne Dachentlüftung bei unterschiedlicher vertikaler Ventilation nach /S6/

In der Tendenz kann hier festgestellt werden, daß der Brand im vorliegenden Fall bei geringer Brandbelastung weitgehend brandlastgesteuert verläuft und mit zunehmender Brandbelastung in den ventilationsgesteuerten Brand übergeht. Ab einer Brandlast von etwa 140 kWh/m^2 ist nach den vorliegenden Ergebnissen der Einfluß der Brandlast nicht mehr sehr ausgeprägt. Daher wird für den abschließenden Normvorschlag diese Brandbelastung zugrunde gelegt. Damit ist vor allem der Bereich noch höherer Brandlasten erfaßt und gut abgedeckt. Die damit verbundene Unterschätzung des w-Faktors im Bereich kleiner Brandlasten erachten wir als akzeptabel.

3.4.2 Einfluß der Hallenhöhe

In den folgenden Bildern 3.4.2.1 sind die Ergebnisse für 2 unterschiedliche Hallenflächen von 2400 m^2 und 10000 m^2 mit verschiedenen Hallenhöhen und Ventilationen dargestellt. Im Vergleich dazu enthält Bild 3.4.2.2 Ergebnisse aus Berechnungen in früheren Arbeiten.

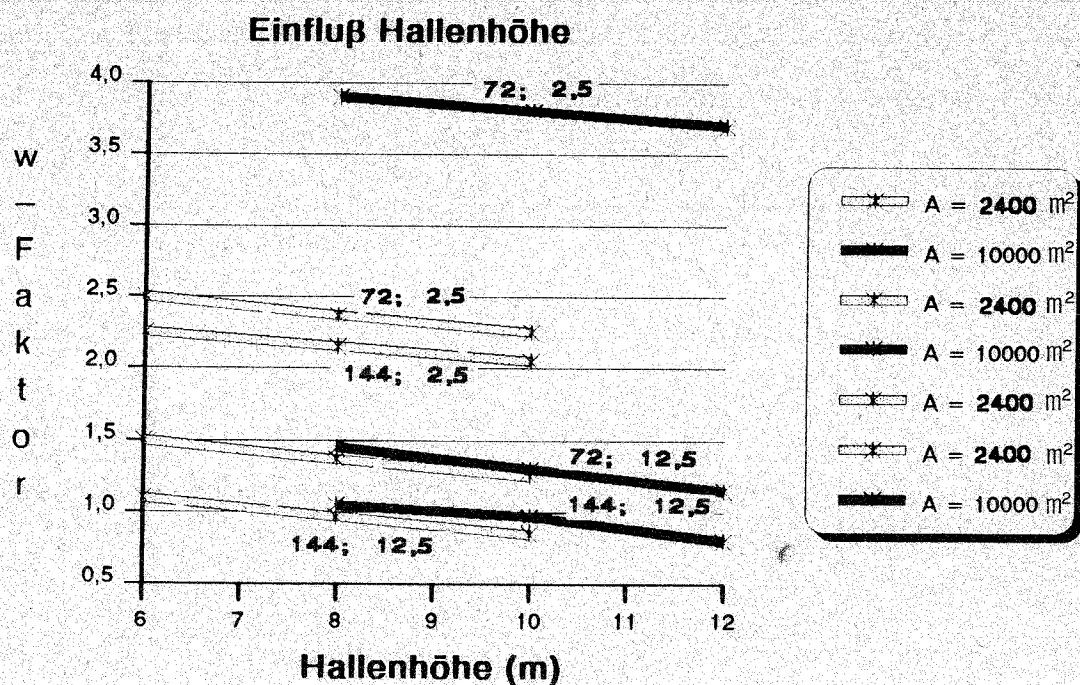


Bild 3.4.2.1 Einfluß der Hallenhöhe bei für 2400 m^2 und 10000 m^2 große Hallen bei vertikalen Ventilationen in % der Grundfläche und Brandlasten (die Brandlast in kWh/qm ist zuerst angegeben)

Mit zunehmender Hallenhöhe nimmt der w -Faktor kontinuierlich ab. Dies zeigen auch die Ergebnisse der älteren Berechnungen aus den Bildern 3.4.2.2. Bei sehr kleinen w -Faktoren ($w < 0,5$) bei Bränden auf Teilflächen scheint diese Tendenz gelegentlich jedoch zu verschwinden (vgl. Bild 3.4.6.4). Der günstige Einfluß der Hallenhöhe ist im wesentlichen auf die größere Kaltlufteinmischung in den Feuerplume und das verfügbare Hallenvolumen zurückzuführen, das entsprechende Wärmemengen bzw. Rauchgase aufnimmt, ohne aber die Art des Brandes (brandlast- oder ventilationsgesteuert) zu beeinflussen. Pro laufenden Meter Zunahme in der Hallenhöhe ändert sich w um etwa 0.05. Im Hinblick auf die praktische Anwendung der Norm wird hier jedoch nicht dafür plädiert den Höheneinfluß zu berücksichtigen.

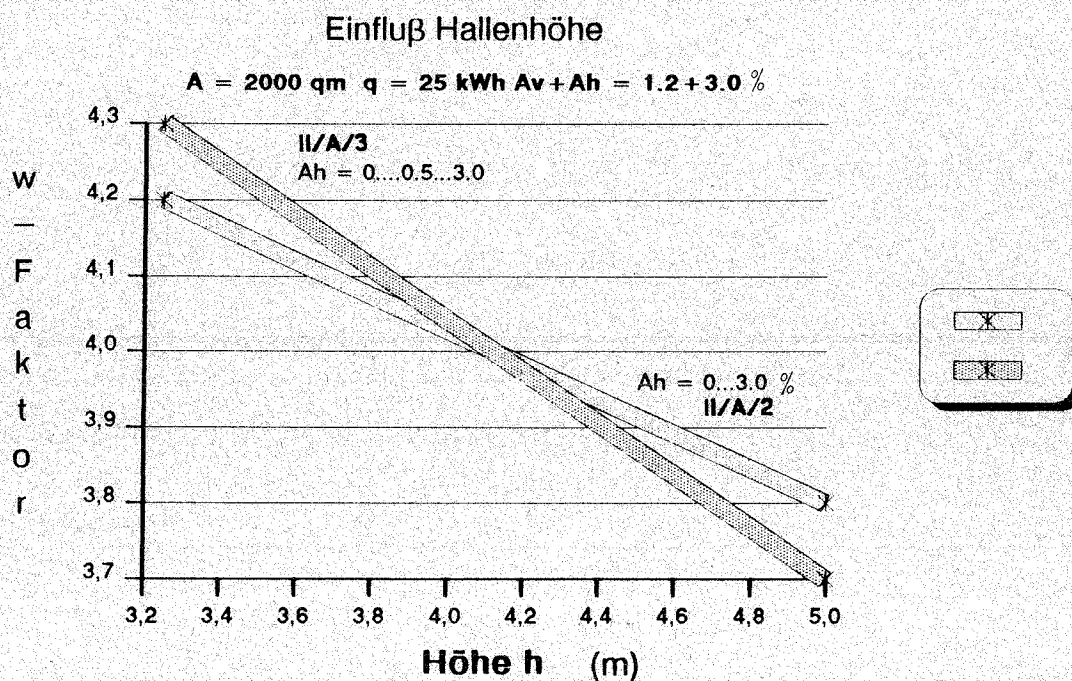


Bild 3.4.2.2: Einfluß der Hallenhöhe bei 2000 m^2 großen Hallen und gleichmäßig verteilten Brandlasten von 25 kWh/m^2 und verschiedenen Ventilationen nach / S 10 /

3.4.3 Einfluß der Hallenfläche und des Hallenvolumens

Auf den Bildern 3.4.3.1 und 3.4.3.2 ist in Abhängigkeit von unterschiedlichen Ventilationen und Brandlasten die Beziehung zwischen dem w -Faktor und der Hallenfläche dargestellt. Abschließend stellt Bild 3.4.3.3 die Abhängigkeiten zwischen dem w -Faktor und dem Hallenvolumen für unterschiedliche vertikale Ventilationen dar.

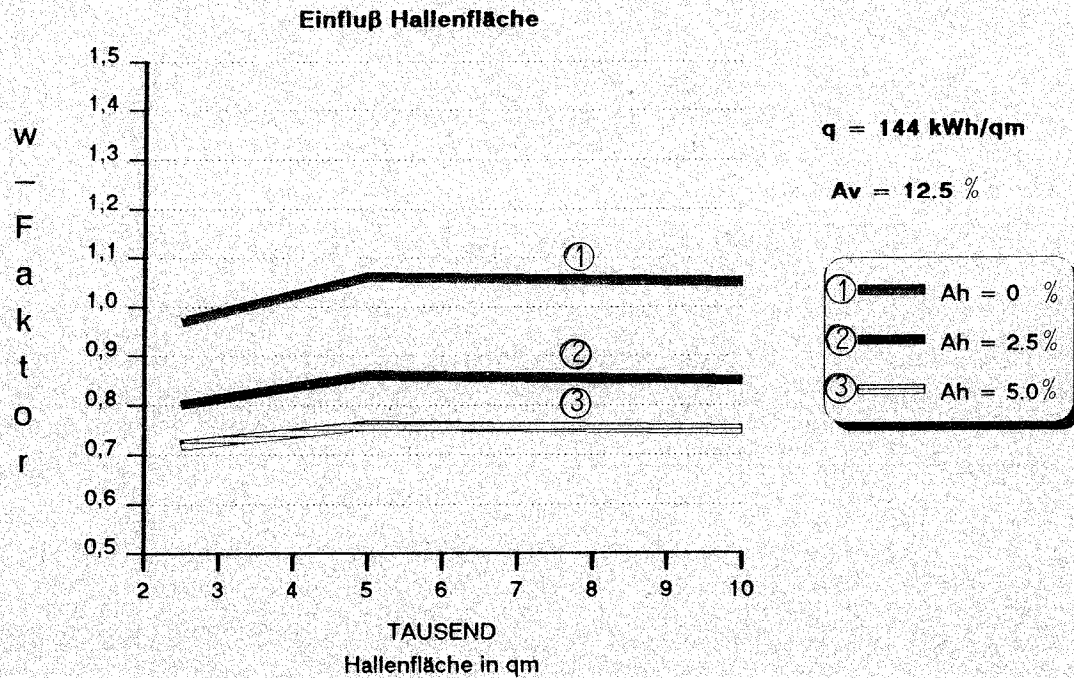


Bild 3.4.3.1 Einfluß der Hallenfläche bei 8 m hohen Hallen für vertikale Ventilation von 12,5 % und unterschiedliche horizontale Ventilationen bei einer Brandlast von 144 kWh/m^2 (Ergebnisse für 2400 m^2 große Hallen sind interpoliert)

Der Einfluß der absoluten Hallenfläche auf den w-Faktor ist differenziert zu sehen. Zunächst kann man feststellen, daß mit zunehmenden bezogenen Öffnungsflächen der Einfluß verschwindet. Bei geringen Ventilationen wirkt sich die Zunahme der Hallenfläche bis auf etwa 5000 m^2 zunächst ungünstig aus, darüberhinaus ist w ungefähr konstant, es ist unter bestimmten Bedingungen jedoch ggf. auch eine abnehmende Tendenz zu erkennen. Insbesondere trifft dies zu bei Teilflächenbränden (vgl. Bild 3.4.6.3). Das bedeutet offenbar, daß hier das gesamte Hallenvolumen in den w-Faktor eingeht.

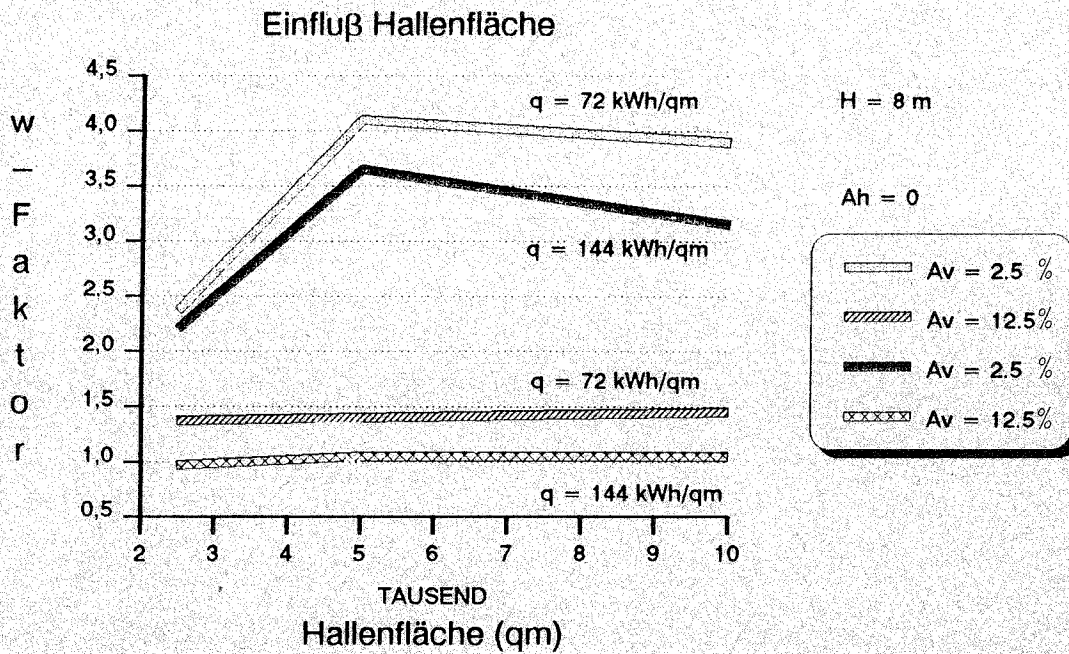


Bild 3.4.3.2: Einfluß der Hallenfläche bei 8m hohen Hallen auf den w-Faktor bei reiner vertikaler Ventilation für Brandlasten von 72 und 144 kWh/m² (Ergebnisse für 2400 m² große Hallen sind interpoliert)

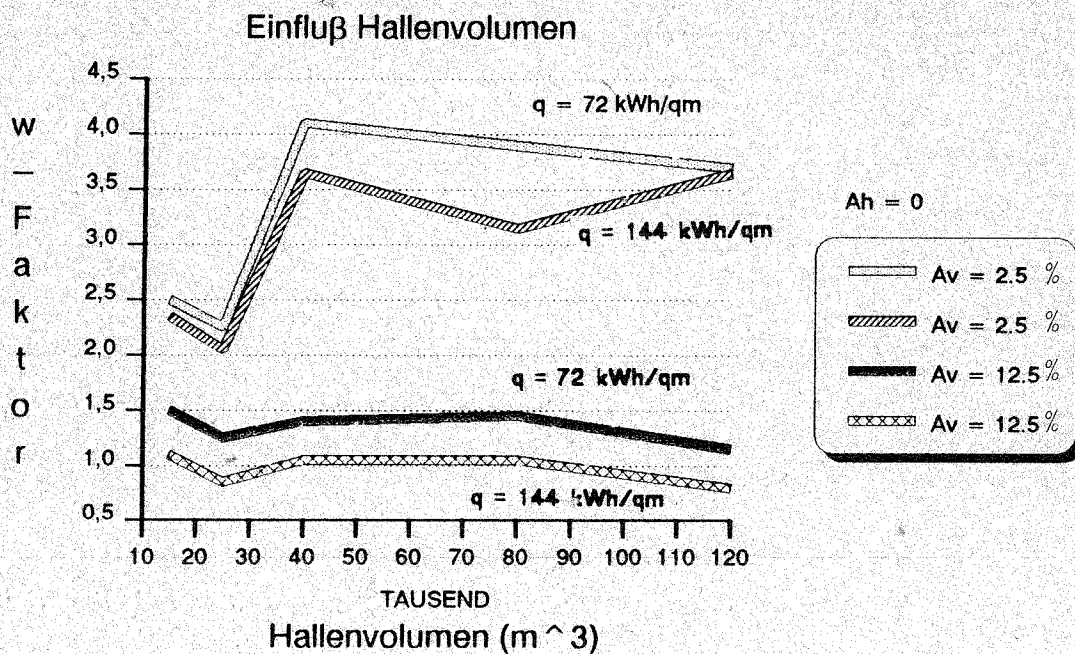


Bild 3.4.3.3 Einfluß des Hallenvolumens für unterschiedliche reine vertikale Ventilationen und Brandlasten von 72 und 144 kWh/m²

Auf Bild 3.4.3.3 ist w in Abhängigkeit vom Hallenvolumen dargestellt. Auch hier erkennt man keine eindeutige Abhängigkeit, d.h. je nach Brandsituation, Ventilation und Hallengröße ergeben sich bestimmte Abhängigkeiten für den w -Faktor. Anzumerken ist, daß die inneren Oberflächen der betrachteten Hallen zwischen $A_t = 0,37 \cdot A$ und $0,43 \cdot A$ liegen. Ein Bezug auf A_t statt auf A reicht aber auch nicht aus, um in allen Fällen eine kontinuierliche Abhängigkeit zu erhalten.

Offenbar entwickeln sich die Brände und damit auch die äquivalenten Branddauern beim hier angewendeten Modell für relativ große Hallen mit variabler Zoneneinteilung anders als beim Vollbrandmodell, das mit sehr guter Näherung für vergleichsweise kleine Brände verwendet wird. Bei den hier diskutierten Ergebnissen können daher auch nicht die in / S 3 / entwickelten Gesetzmäßigkeiten erwartet werden. Bei den Brandscenarien in großen Hallen wirken sich vielmehr die unterschiedlichen Parameter in einer nicht immer vorhersehbaren Weise aus.

Beispielsweise führt eine geringere Rauchgasabfuhr über Dachöffnungen dazu, daß sich eine dickere Heißgasschicht in der Halle einstellt. Dabei wird allerdings die Fläche der Wände größer, die im Bereich der heißen Gase liegt, was zu einer größeren Energieaufnahme der Wände führt. Gleichzeitig wird die am Plume in die heiße Schicht eingemischte Luftmenge geringer. Beide Effekte verändern sowohl das Volumen, als auch die Temperatur der Gasschicht. Bei der Bestimmung der äquivalenten Branddauer geht aber direkt nur der Temperatur-Zeit-Verlauf der Heißgasschicht ein, jedoch nicht das zugehörige Volumen. So kann u. U. der Fall auftreten, daß ein höherer Dachventilationsanteil zu einer höheren äquivalenten Branddauer führen kann; dieser Fall ist dann gegeben, wenn z. B. die Brandentstehungsphase maßgeblich an der Höhe der äquivalenten Branddauer beteiligt ist.

3.4.4 Einfluß der Querlüftung

Der Einfluß einer Querlüftung ist erwartungsgemäß allgemein günstig. Allerdings ist eine wesentliche Verbesserung der Rauch- und Wärmeabfuhr wegen einer vorhandenen Querlüftung erst bei relativ großen Windgeschwindigkeiten zu erwarten. Dies zeigte die Untersuchung für den Deutschen Betonverein / S6 /. In Bild 3.4.4 ist der Einfluß in Abhängigkeit von der wirksamen Windgeschwindigkeit und verschiedenen Ventilationsverhältnissen dargestellt.

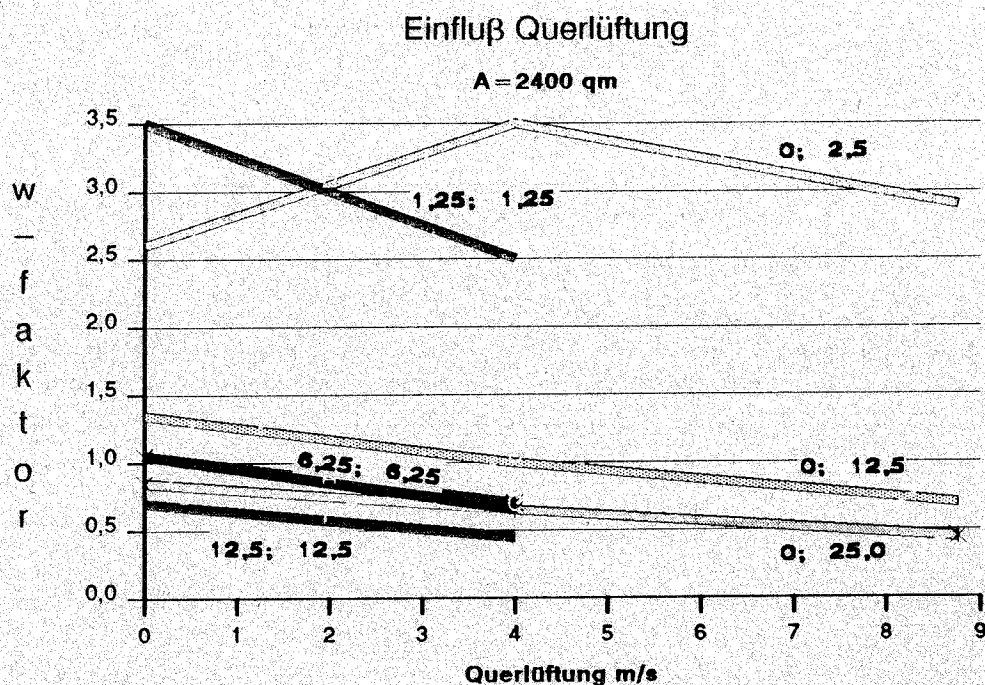


Bild 3.4.4 Einfluß einer Querlüftung bei 2400 m^2 großen und 6 m hohen Hallen mit einer Brandlast von 144 kWh/m^2 für verschiedene Ventilationsverhältnisse A_h und A_v in % der Grundfläche nach / S 6 / (der Anteil der horizontalen Ventilation A_h in % ist zuerst angegeben)

Dieser Einfluß wird hier jedoch nicht weiter betrachtet, da eine nennenswerte Querlüftung nicht zuverlässig unterstellt werden kann. In den oben dargestellten Berechnungen ist z.B. angenommen, daß die Druckdifferenzen auf der Luv- und Leeseite der betrachteten Hallen einer Windgeschwindigkeit von 4 m/s entsprechen und daß die Strömungen senkrecht zur Öffnungsfläche gerichtet sind. In Anbetracht der Tatsache, daß in DIN V 18230 generell unterstellt ist, daß alle Öffnungen bei Brandbeginn bereits offen sind, scheint eine zusätzliche Unterstellung einer auf diese Weise wirksamen Querlüftung als zu optimistisch.

3.4.5 Einfluß der Öffnungsflächen

Für unterschiedliche Hallen sind in den Bildern 3.4.5.1 und 3.4.5.2 für Brandlasten von 72 und 144 kWh/m^2 und reine vertikale Ventilationen deren Einfluß auf den w -Faktor dargestellt. Es ist eindeutig festzustellen, daß mit zunehmenden bezogenen Öffnungsflächen der w -Faktor deutlich abnimmt. Die Abnahme wird allerdings bei sehr großen Öffnungsflächen schwächer, was auch nicht überrascht.

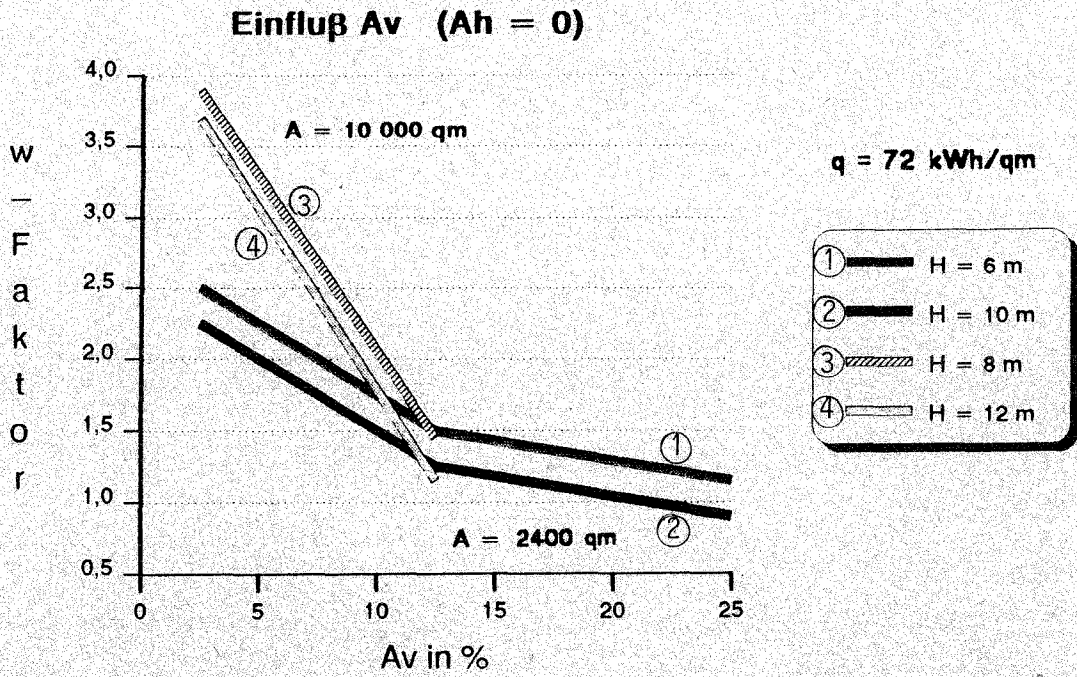


Bild 3.4.5.1 Einfluß der vertikalen Öffnungsflächen für unterschiedliche Hallen mit einer Brandbelastung von 72 kWh/m^2 und reiner vertikaler Ventilation

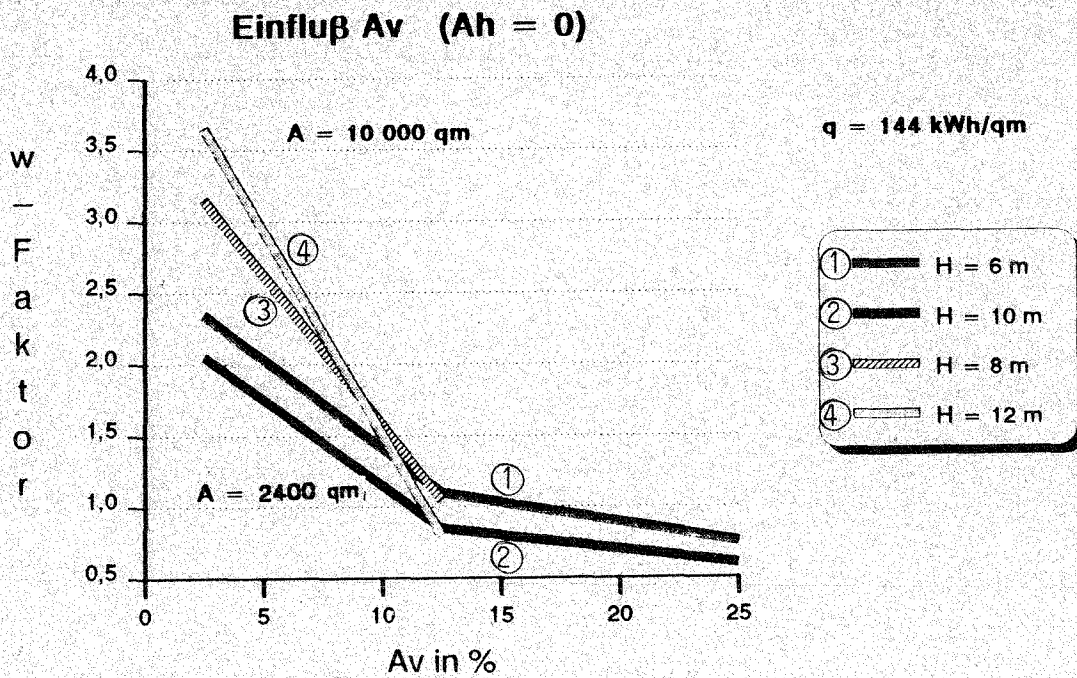


Bild 3.4.5.2 Einfluß der vertikalen Öffnungsflächen für unterschiedliche Hallen mit einer Brandbelastung von 144 kWh/m^2 und reiner vertikaler Ventilation

Interessant ist die Beobachtung, daß die Wirksamkeit der vertikalen Öffnungen bei der 10000 m^2 Halle mit zunehmendem A_v vergleichsweise rasch ansteigt. Bei sehr kleinen Ventilationen ergeben sich dadurch für die sehr großen Hallen ausgesprochen ungünstige w -Faktoren. Dieses Rechenergebnis stimmt mit den Ergebnissen bzw. Beobachtungen in der Praxis völlig überein.

Der Einfluß horizontaler Öffnungsflächen ist für unterschiedliche Hallen und Brandlasten von 144 kWh/m^2 für 2,5 und 12,5 % bezogener vertikaler Öffnungsfläche in den Bildern 3.4.5.3 und 3.4.5.4 dargestellt. Der Einfluß horizontaler Öffnungsflächen für geringe vertikale Öffnungsflächen ist nicht eindeutig. Die beiden oberen Kurven in Bild 3.4.5.3 weisen für fehlende horizontale Öffnungen geringere w -Faktoren auf als die vergleichbare Berechnung mit einem Dachöffnungsanteil von 0,5 %. Dieses Ergebnis liegt darin begründet, daß in diesem Bereich der Übergang vom brandlastgesteuerten Brand zum ventilationsgesteuerten Brand stattfindet. Damit wird modellbedingt nicht mehr das gesamte Brandgut verbrannt, d. h. t_a und damit auch w fallen kleiner aus als aufgrund der eingebrachten Brandlast zu erwarten ist.

Für die 5000 m^2 große Halle werden beispielsweise bei fehlender Dachöffnung nur 86 % der im Brandgut gespeicherten Energie freigesetzt, während bei 0,5 % Öffnungsfläche 96 % und bei 2,5 % die gesamte Energie umgesetzt wird. Noch deutlicher wird dieser Einfluß bei der 10000 m^2 großen Halle, bei der im Falle einer reinen vertikalen Ventilation von 2,5 % nur 76 % der im Brandgut gespeicherten Energie freigesetzt wird, während mit Dachöffnungen 98 bis 100 % auf die Bauteile einwirken.

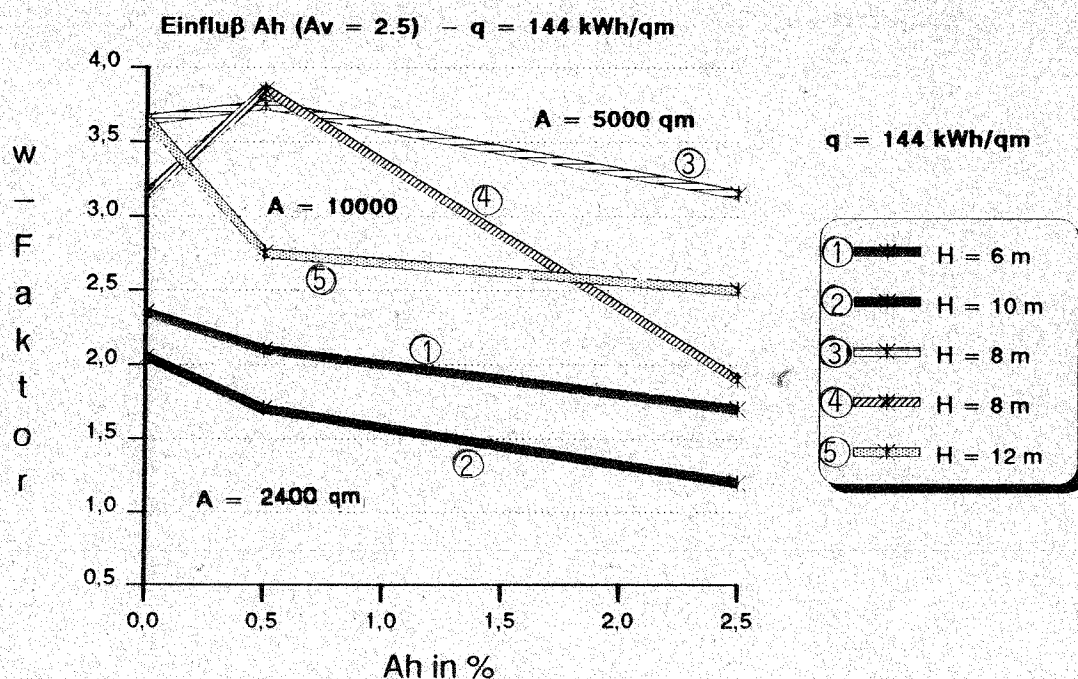


Bild 3.4.5.3 Einfluß der horizontalen Öffnungsflächen für unterschiedliche Hallen mit einer Brandbelastung von 144 kWh/m^2 und vertikalen Öffnungen von 2,5 %

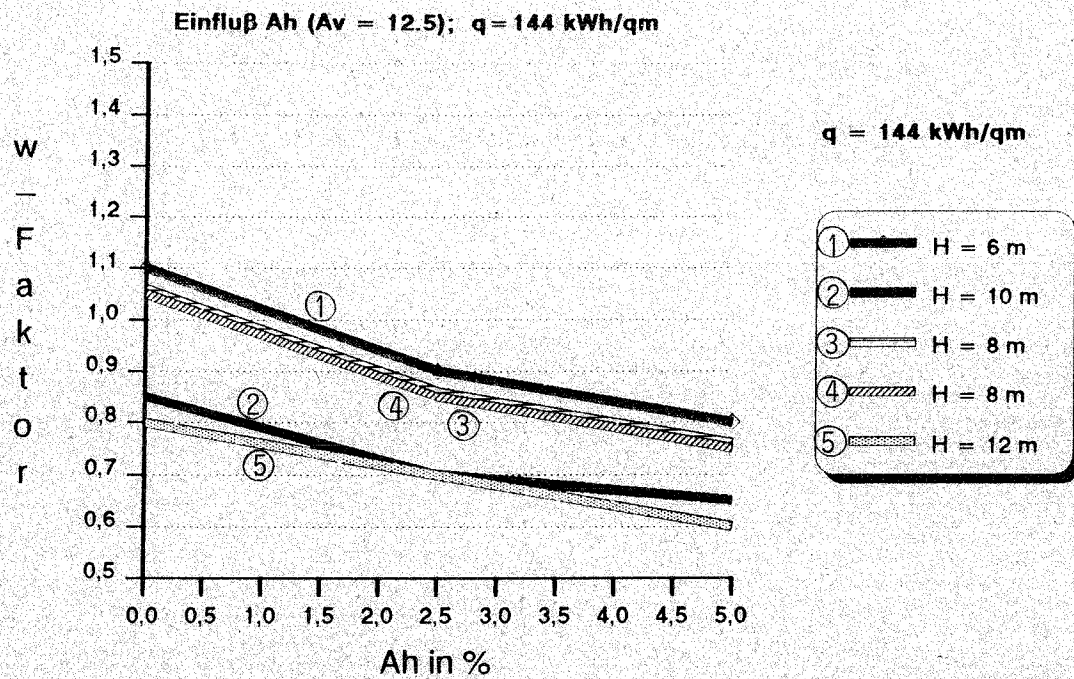


Bild 3.4.5.4 Einfluß der horizontalen Öffnungsflächen für unterschiedliche Hallen mit einer Brandbelastung von 144 kWh/m^2 und vertikalen Öffnungen von $12,5 \%$

Bei größeren Öffnungsflächenanteilen nimmt mit zunehmenden horizontalen Öffnungsflächen der w -Faktor ab. Bei Hallen mit 6 bis 8 m Höhe beträgt die Abnahme des w -Faktors etwa 0,25 bis 0,3 und bei Hallen mit 10 bis 12 m Höhe etwa 0,2, wenn man das Spektrum für A_h von 0 bis 5,0 % für eine verhältnismäßig große vertikale Ventilation von $12,5 \%$ und einer Brandbelastung von 144 kWh/m^2 (Bild 3.4.5.4) zugrundelegt. Eine weitere Vergrößerung der horizontalen Öffnungsflächen bei ohnehin insgesamt großen Öffnungsflächen bringt bezogen auf den w -Faktor deutlich geringere Vergünstigungen, als bei insgesamt gesehen kleineren Öffnungsflächen. Das bedeutet, daß der w -Faktor mit zunehmenden Dachöffnungsflächen unterlinear abnimmt.

Der gemeinsame Einfluß von A_v und A_h ist in den Bildern 3.4.5.5 bis 3.4.5.7 zusammengefaßt. Dabei enthält das erste Bild Ergebnisse von früheren Untersuchungen / S6 /, während das zweite Bild die Ergebnisse aus den neuen Berechnungen enthält. Alle Ergebnisse sind im dritten Bild zusammengefaßt. Dabei wurden Hallen mit 2400 m^2 Grundfläche bei einer Brandbelastung von 144 kWh/m^2 und einer Höhe unter 8 m untersucht. Für diese Hallen wurde bei der Auswertung der neuen Berechnungen der Mittelwert von w für Hallenhöhen von 6 und 10 m gebildet, um so einen Vergleich mit den höheren Hallen zu ermöglichen.

Einfluß Av und Ah

$A = 2400 \text{ qm}$ $QL = 0 \text{ m/s}$ $q = 144 \text{ kWh/qm}$

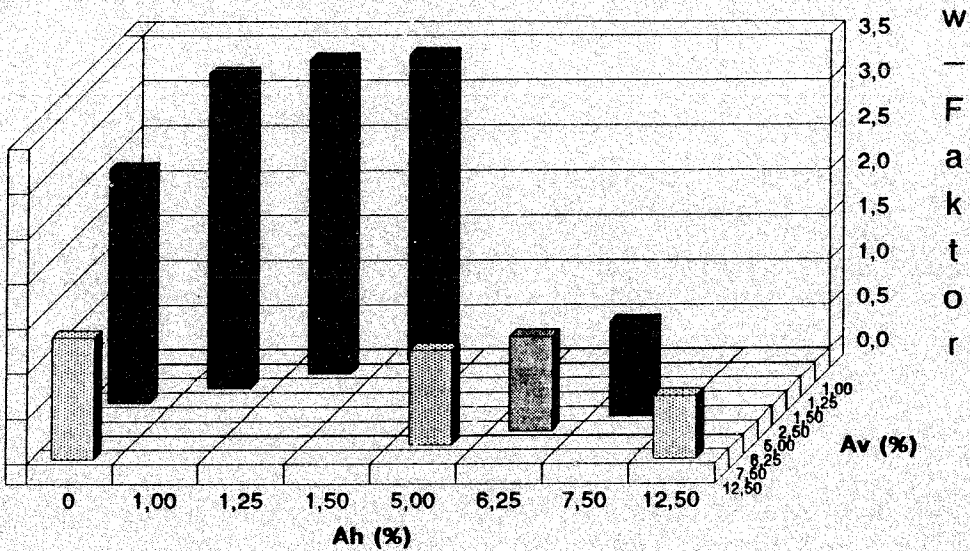


Bild 3.4.5.5 Gemeinsamer Einfluß von horizontalen und vertikalen Öffnungen bei 2400 m^2 großen und 6 m hohen Hallen und Brandlasten von 144 kWh/m^2 nach Ergebnissen aus / S6 /

Einfluß Av und Ah

$A = 2400 \text{ qm}$ $QL = 0 \text{ m/s}$ $q = 144 \text{ kWh/qm}$

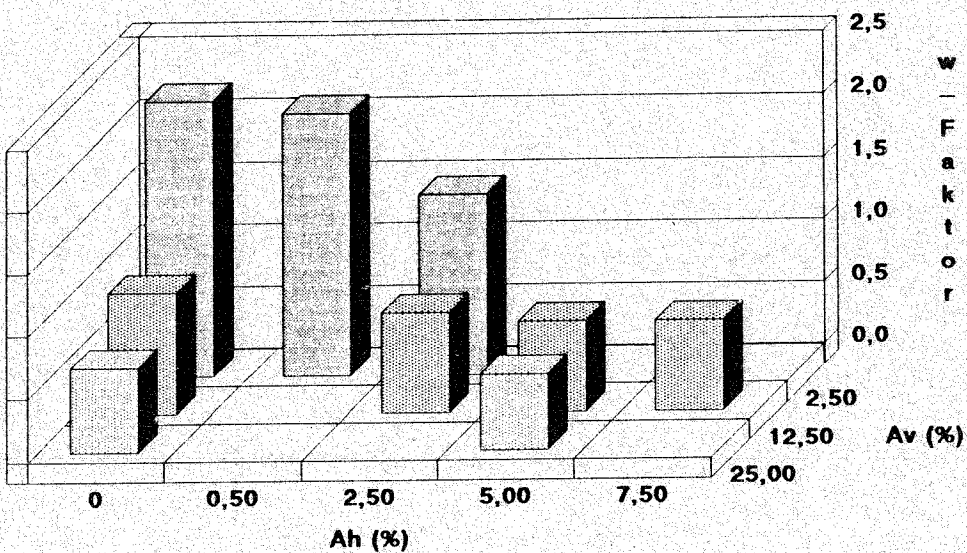


Bild 3.4.5.6 Gemeinsamer Einfluß von horizontalen und vertikalen Öffnungen bei 2400 m^2 großen und 6 m hohen Hallen und Brandlasten von 144 kWh/m^2 nach Ergebnissen der Tabellen 3.3.1 bis 3.3.3

Einfluß Av und Ah

$A=2400 \text{ qm}$ $QL = 0 \text{ m/s}$ $q = 144 \text{ kWh/qm}$

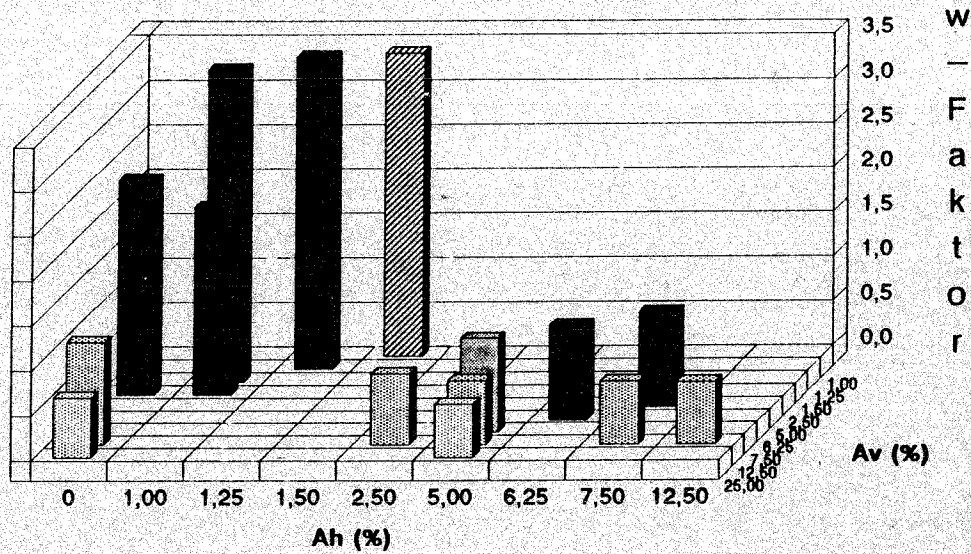


Bild 3.4.5.7 Gemeinsamer Einfluß von horizontalen und vertikalen Öffnungen bei 2400 m^2 großen Hallen und Brandlasten von 144 kWh/m^2 nach Ergebnissen aus / S6 / und Tabellen 3.3.1 bis 3.3.3

3.4.6 Auswertung der Teilflächenbrände

Der Einfluß der Brandfläche auf den w-Faktor ist in Bild 3.4.6.1 dargestellt. In grober Näherung kann zumindest für die Hallengröße von 2400 m^2 gelten, daß eine Reduzierung der Brandfläche AB auf $1/10$ der Hallenfläche eine Verminderung der äquivalenten Branddauer (und des w-Faktors) auf etwa 10 % bewirkt. Dieses gilt zumindest dann, wenn man annehmen kann, daß die Temperaturen in dem Brandabschnitt unterhalb der Decke etwa homogen sind. Soweit es zu einem sehr hohen Feuerplume kommt, der nahezu die Decke erreicht, ist diese Bedingung nicht erfüllt. Desweiteren sei darauf hingewiesen, daß die vorliegende Modellierung eine Brandlast mit $m = 0.63$ unterstellt, demzufolge ist die spezifische Abbrandgeschwindigkeit auch nur mit $20 \text{ kg/m}^2 \text{ h}$ vergleichsweise niedrig angesetzt worden.

Einfluß Brandfläche – A = 2400 qm

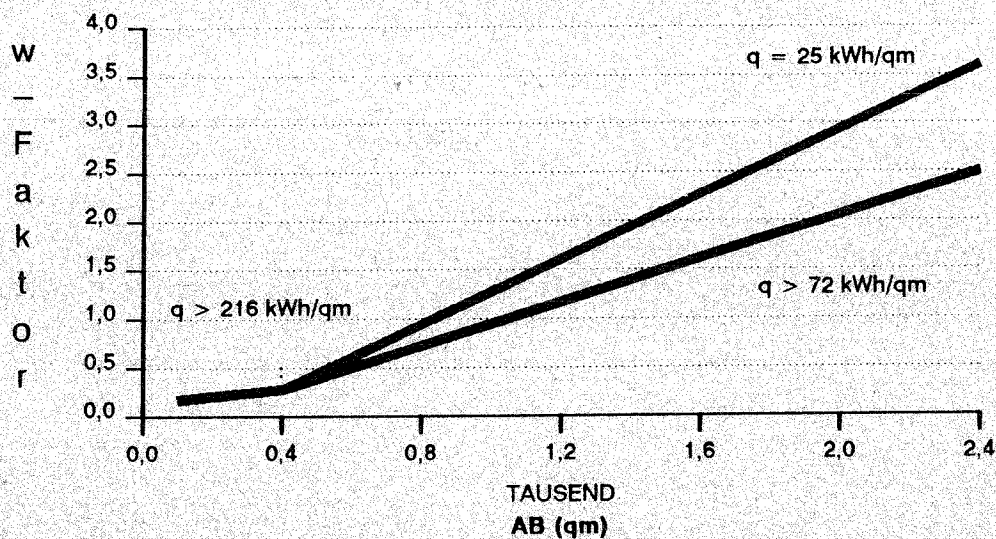


Bild 3.4.6.1 Einfluß der Brandfläche bei 2400 m² großen Hallen in Abhängigkeit von der Brandlast bei vertikaler Ventilation von 2,5 %

Der Einfluß der Hallenfläche auf den w-Faktor bei Teilflächenbränden mit AB = 400 m² ist auf Bild 3.4.6.2 dargestellt (vgl. auch Bild 3.4.3.2). Bei gleichbleibender Brandfläche geht der w-Faktor asymptotisch gegen sehr kleine Werte, wenn man eine entsprechende Hallenhöhe voraussetzt. Diese Beobachtung steht in Einklang mit theoretischen Erfahrungen und den Berechnungen aus /S10/, die auf Bild 3.4.6.3 dargestellt sind. Diese Berechnungen wurden für geringere Brandlasten als bei den hier neu vorgestellten Ergebnissen ermittelt. Außerdem reicht der Rahmen auch über Flächen von 10000 m² bis auf 20000 m² Hallen Grundfläche hinaus. In der Tendenz bestätigen aber die neuen Berechnungen die Ergebnisse der älteren Untersuchungen.

Teilflächenbrände

Einfluß Hallenfläche

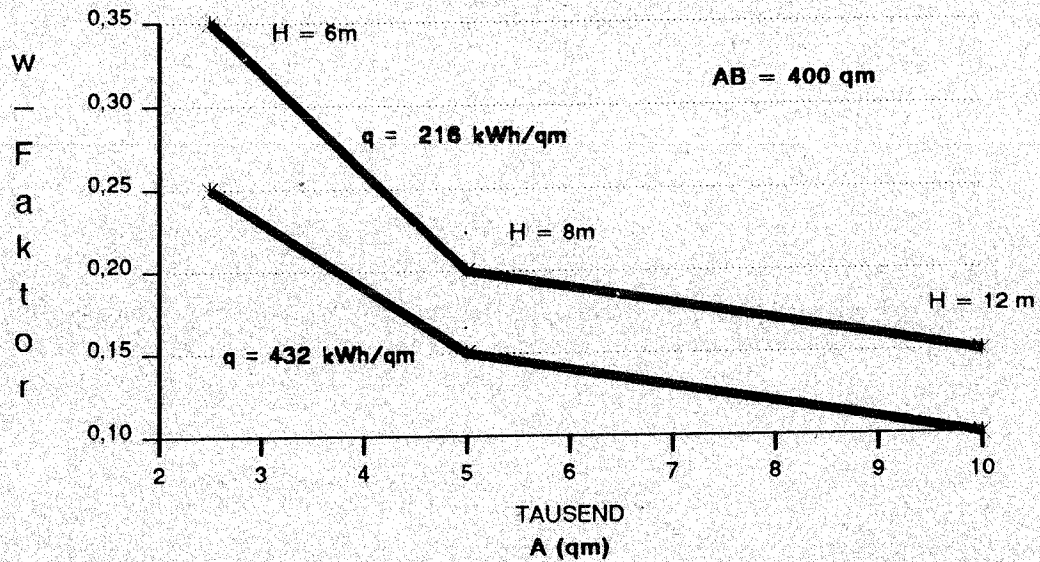


Bild 3.4.6.2 Einfluß der Hallengröße bei einem Teilflächenbrand auf 400 m² und Brandlasten von 216 und 432 kWh/m² für vertikale Ventilation von 2,5 %

Einfluß Hallenfläche

AB = 400 qm

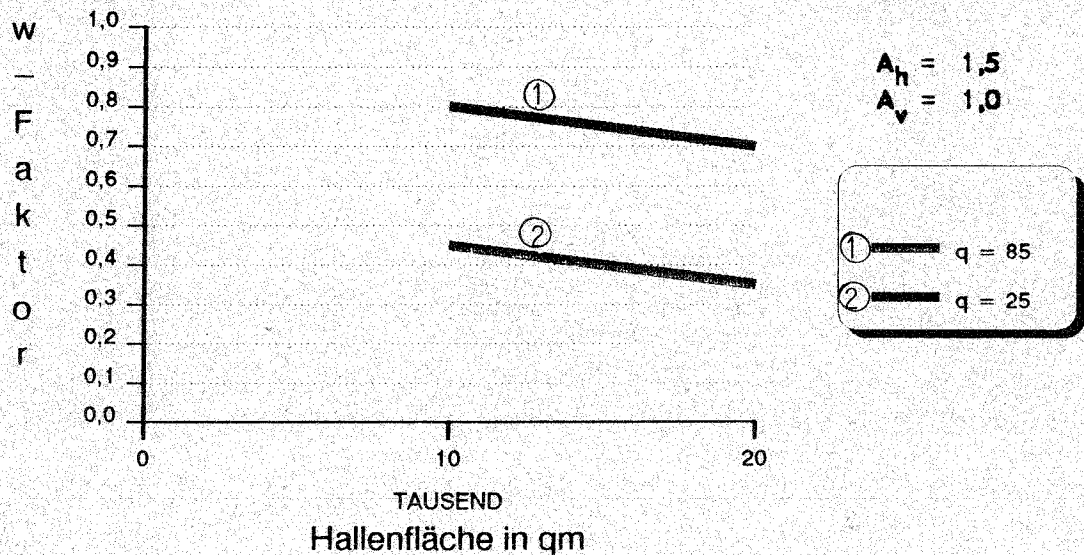


Bild 3.4.6.3 Einfluß der Hallenfläche bei 5 m hohen Hallen auf den w-Faktor bei Brandlasten von 25 und 85 kWh/m² und 1,5 % horizontalen und 1,0 % vertikalen Öffnungen nach / S10 /

Der Einfluß der Hallenhöhe auf den w-Faktor ist in Bild 3.4.6.4 dargestellt. Dabei wird deutlich, daß eine zunehmende Höhe mit einem abnehmenden w-Faktor verbunden ist. Allerdings ist der Einfluß nicht so groß wie bei Bränden auf der gesamten Hallenfläche (vgl. Bild 3.4.2.1 und 3.4.2.2). Dort war der Einfluß am größten für sehr niedrige Hallen (Bild 3.4.2.2) von 3,25 bis 5 m Höhe mit vergleichsweise geringer Brandlast von 25 kWh/m^2 . Dieser Bereich wurde jetzt nicht untersucht.

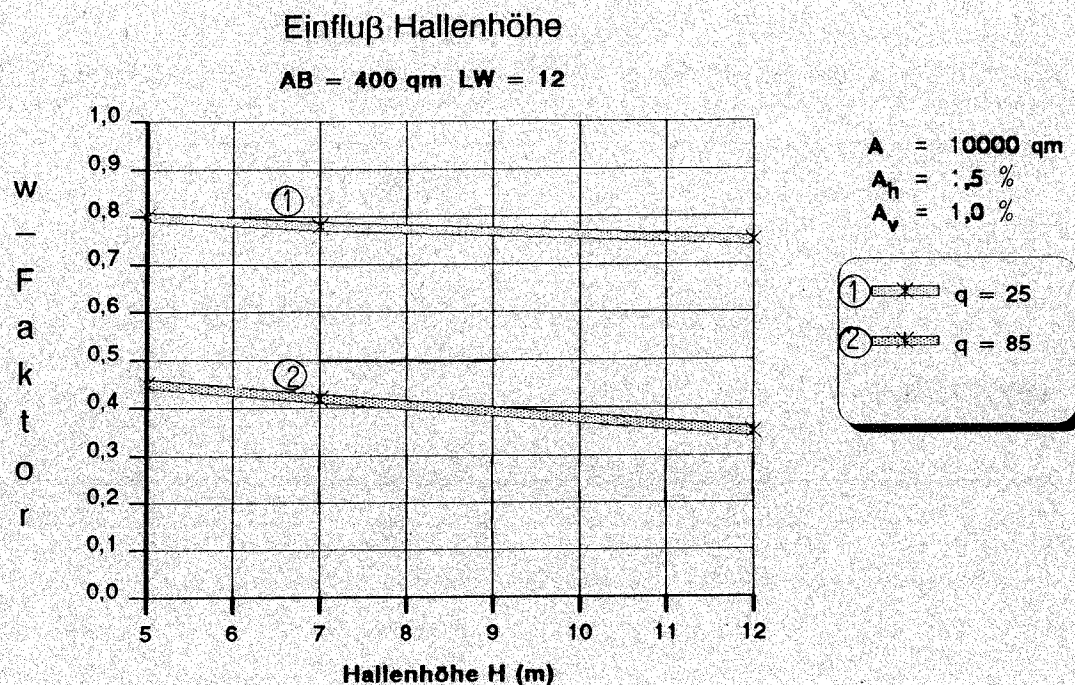


Bild 3.4.6.4: Einfluß der Hallenhöhe bei 10000 m^2 großen Hallen mit unterschiedlichen Brandlasten auf 400 m^2 großen Teilflächen und $1,5 \%$ horizontalen und $1,0 \%$ vertikalen Öffnungen nach / S10 /

Bei der Auswertung des Einflusses von Dachentlüftungen ist zu beachten, daß die Öffnungen beim unterstellten Öffnungskriterium in vielen Fällen gar nicht aktiviert wurden. Daher errechnete sich modellbedingt auch die gleiche äquivalente Branddauer wie für vergleichbare Hallen ohne Dachöffnungen. Dabei werden lokale Einflüsse bzw. Temperaturspitzen nicht berücksichtigt. Andererseits besagt das Ergebnis, daß ein günstiger Einfluß der Dachöffnungen, wenn überhaupt vorhanden, nur aktiviert werden kann, wenn das Öffnen der Einrichtungen sichergestellt ist, z.B. durch Öffnen bei der Rauchdetektion oder von Hand.

Bei den vorliegenden Berechnungen wurde als Öffnungskriterium für die Dachventilation eine mittlere Bauteiltemperatur von $100 \text{ }^\circ\text{C}$ gewählt, die bei vielen Berechnungen überhaupt nicht erreicht wurde. Vergleichsrechnungen, bei denen die Öffnungen im Bereich der Brandfläche wesentlich früher geöffnet wurden,

zeigen einen geringen günstigen Einfluß der horizontalen Ventilation. Der Einfluß wächst erwartungsgemäß mit abnehmendem Anteil der Brandfläche an der gesamten Hallenfläche.

Bei großen Hallenflächen ist zusätzlich noch folgendes festzustellen: Die Zunahme der äquivalenten Branddauer mit der Brandbelastung ist extrem unterproportional. Anhand von Bild 3.4.6.5 ist zu erkennen, daß für $A > 5000 \text{ m}^2$ auch bei sehr großen Brandlasten unter den hier zugrundeliegenden Modellannahmen vermutlich asymptotische Werte für $t_{\ddot{a}}$ existieren, die für eine maximale Brandfläche von 400 m^2 und Hallengrößen von

- $A = 5000 \text{ m}^2$ bei $t_{\ddot{a}} = 20 \text{ min}$
- $A = 10000 \text{ m}^2$ bei $t_{\ddot{a}} = 15 \text{ min}$

liegen werden. Punktbrandlasten in sehr großen Hallen sind somit brandschutztechnisch weniger kritisch zu beurteilen, solange ein niedriger spezifischer Abbrand zu erwarten ist und eine Brandausbreitung mit Sicherheit verhindert werden kann.

Bei den Hallen mit 2400 m^2 Grundfläche wirkt sich die horizontale Ventilation von 2,5 % bei einer Brandfläche von 400 m^2 deutlich aus. Der Anteil an der Grundfläche beträgt dabei $1/6$. Im Gegensatz dazu ist bei einer Fläche von 100 m^2 , die etwa 4 % der Hallenfläche ausmacht, noch kein Einfluß wegen durchgehend geschlossener Dachöffnungen festzustellen (vgl. Tabelle 3.3.4).

Teilflächenbrände

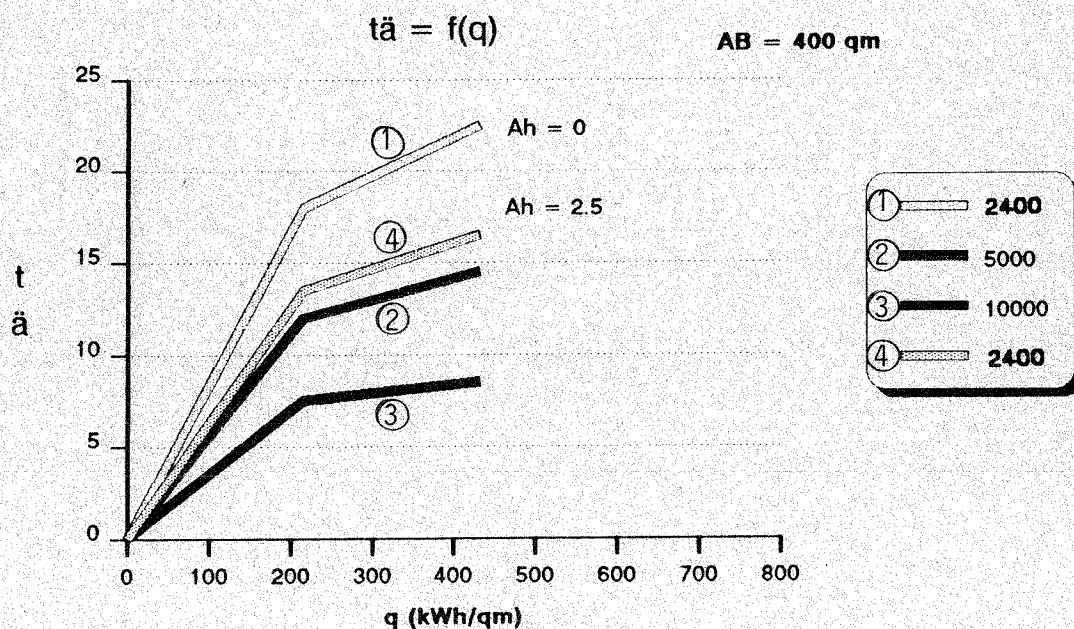


Bild 3.4.6.5: Einfluß der Brandlast auf den w-Faktor bei 400 m^2 großen Teilflächenbränden bei unterschiedlichen Hallengrößen und Ventilationen

4. Vorschlag für die Normung

Mittels Wärmebilanzrechnungen, unter Verwendung des Rechenprogramms MRFC, das im Rahmen dieses Berichtes vorgestellt wurde, konnte für eingeschossige Brandabschnitte, in Form einer Parameterstudie der Einfluß der Ventilation auf die äquivalente Branddauer und damit auch auf die erforderliche Feuerwiderstandsdauer von Bauteilen studiert werden. Durch einen Vergleich mit den w -Faktoren nach DIN V 18230 können daraus Erkenntnisse zu einer realistischeren Erfassung der Ventilation und zur Bestimmung des w -Faktors für Industriegebäude gezogen werden.

In Tabelle 4.1 sind der gemeinsame Einfluß von horizontalen und vertikalen Ventilationen zusammengefaßt, wie er sich aus Bild 3.4.5.7 ergibt. Auf der Grundlage dieser Tabelle und den in den vorhergehenden Abschnitten dargestellten Rechenergebnissen kann ein Normenvorschlag abgeleitet werden, der in Tabelle 4.2 wiedergegeben ist. Prinzipiell ist er auf Brandlasten um 144 kWh/m^2 und für Hallenhöhen um 7 m abgestellt. bei höheren Brandlasten und Hallen liegt er somit auf der sicheren Seite, bei sehr kleinen Brandlasten ist w ggf. um $0,3$ bis $0,7$ zu klein.

Der Vorschlag beinhaltet eine direkte Abhängigkeit von den auf die Hallenfläche bezogenen Öffnungsflächen A_h und A_v und berücksichtigt nicht die Lage und das Verhältnis der Öffnungsflächen wie bislang in DIN V 18230 vorgesehen. Als Begründung für diese Vereinfachung sei folgendes angeführt: Die Wechselwirkung von A_h und A_v ist nicht so eindeutig und trivial wie bislang unterstellt worden ist. Eine komplizierte Beurteilung ist zwar möglich, erscheint im Hinblick auf das Näherungsverfahren der DIN V 18230 jedoch als nicht gerechtfertigt. Das derzeit vorliegende Verfahren erweckt zwar den Eindruck einer großen Genauigkeit, dieses ist wie die Rechenergebnisse jedoch zeigen nicht begründet.

Die Werte liegen für Hallen von 5000 m^2 und 10000 m^2 nicht unbedingt auf der sicheren Seite. Dieser Sachverhalt ergibt sich vor allem bei sehr geringer Ventilation der großen Hallen und ist u.a. durch die auf der sicheren Seite liegenden Eingabedaten für die thermodynamische Simulation begründet (z.B. rasche, ungehinderte Brandausbreitung in allen Richtungen, vollständige Brandlastumsetzung, auch auf großen Flächen, ungehinderte Wärmeverteilung in allen Richtungen). Eine Berücksichtigung des Einflusses der Hallengröße auf den w -Faktor (vgl. Bild 3.4.3.2) würde bereichsweise zu einer weiteren Verschärfung der alten Normwerte führen und zwar vor allem bei Brandabschnitten ohne Dachentlüftung bei relativ geringen vertikalem Öffnungsanteil. Außerdem würde es nicht mehr möglich sein, eine einzige Tabelle für den w -Faktor anzugeben.

Auf Bild 4.1 ist der Normvorschlag für $A_h = 0$ und $A_v = 2,5 \%$ ($w = 2.4$) den gerechneten Werten für verschiedene Hallengrößen gegenübergestellt. Man erkennt daran, wie weit der vorliegende Normvorschlag in ungünstigen Fällen, d. h. bei sehr schlechter Ventilation, von den tatsächlich zu erwartenden $t_{\ddot{a}}$ -Werten abweicht.

$\frac{A_v}{A_h}$	1,0	1,25	1,5	2,5	5,0	6,25	7,5	12,5	25
0				2,2				0,97	0,67
0,5				2,1					
1,0			3,5						
1,25		3,5							
1,5	3,4								
2,5								0,8	
5,0				1,45			1,05	0,72	0,6
6,25						1,05			
7,5					1,05			0,72	
12,5								0,7	

Tabelle 4.1 Ergebnisse der Berechnungen für 2400 m² große Hallen und einer Brandlast von 144 kWh/m²

$\frac{A_v}{A_h}$	1,0	1,25	1,5	2,5	5,0	7,5	10,0	12,5	25
0,0	-	3,9	-	2,4	2,0	1,7	1,4	1,0	0,7
1,25	-	3,5	-	2,1	1,7	1,4	1,1	0,9	0,65
2,5	-	3,0	-	1,8	1,4	1,2	0,9	0,8	0,6
5,0	-	2,6	-	1,5	1,2	1,0	0,8	0,7	0,55
7,5	-	2,3	-	1,2	1,0	0,9	0,7	0,6	0,5

Tabelle 4.2 Normvorschlag für den w-Faktor in Abhängigkeit von den horizontalen und vertikalen Öffnungen

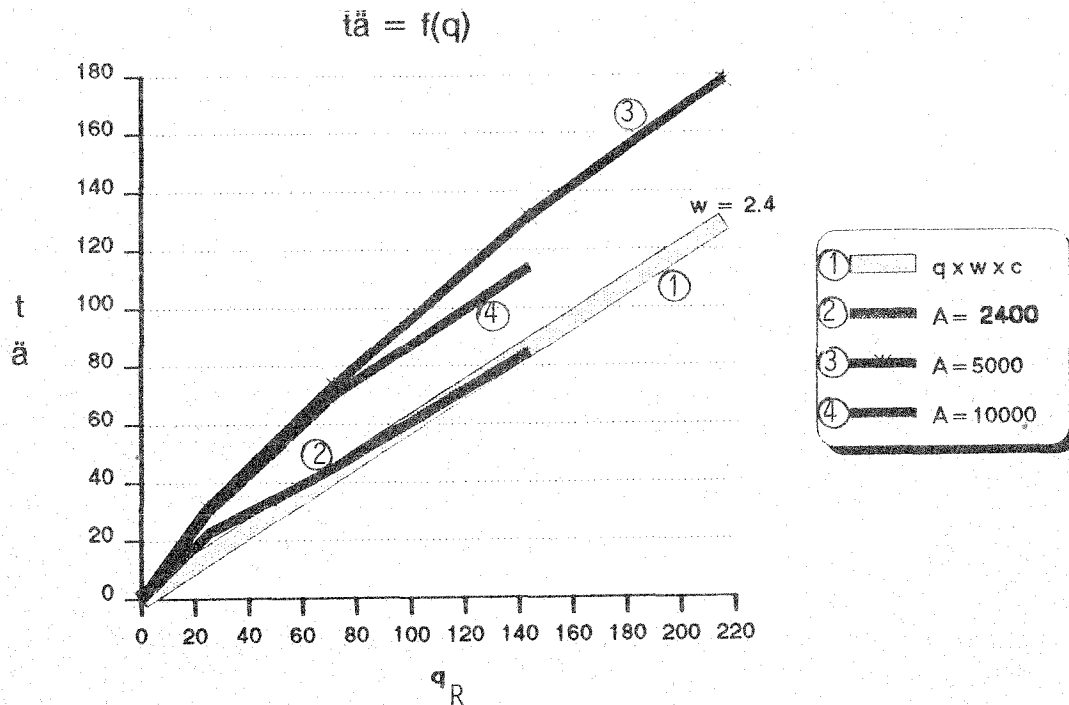


Bild 4.1: Vergleich des Normvorschlages für den w -Faktor bei Hallen ohne Dachentlüftung und 2,5 % bezogener vertikaler Ventilation mit Ergebnissen der Wärmebilanzberechnung

Bei Teilflächenbränden in großen Hallen bis 400 m^2 Brandfläche haben die Berechnungen vergleichsweise günstige Werte ergeben. Dieses trifft auch zu für Brandabschnitte ohne Dachentlüftung, soweit eine gleichmäßige Wärmeverteilung in die Umgebung möglich ist. In so einem Fall würden sich Rauchschürzen o. ä. also negativ auswirken.

Ungeachtet der erforderlichen Voraussetzungen hinsichtlich dessen, wann ein Nachweis mit Teilflächenbränden geführt werden darf, wird folgender Vorschlag für Teilflächenbrände gemacht, der aus den Ergebnissen der Berechnungen abgeleitet wurde. Bei einer Auslösetemperatur von ≥ 100 Grad Celsius sind Rauchabzüge im Dach als geschlossen zu bewerten. Wärmeabzugsflächen unter 1.5 % werden ebenfalls nicht in Ansatz gebracht, weil ihre Öffnung aufgrund der großen Abstände sehr unwahrscheinlich ist. Die w -Faktoren sind damit tendentiell gemäß Tabelle 4.3 zu bestimmen. Sofern von einem relativ raschen Abbrand der Punktbrandlasten auszugehen ist, müssen ggf. deutlich höhere Werte unterstellt werden.

Hallenfläche [m ²]	w-Faktor		äquivalente Branddauer [min]
		A _h > 1,5%	
2400	0,6	0,4	-
5000	0,4	0,3	< 20
10000	0,3	0,2	< 15
>20000	0,2	0,1	< 10

Tabelle 4.3 Normvorschlag für Teilflächenbrände in Abhängigkeit von der Hallen-
größe und der Dachentlüftung

Die Anwendbarkeit von Tabelle 4.3 setzt voraus, daß der Brand in der Teilfläche von maximal 400 m² gehalten wird und sich nicht darüberhinaus ausbreitet. Die w-Faktoren sind jeweils nur auf den oberen Bereich der Halle bezogen, damit der Bauteilnachweis für tragende Unterzüge und Riegel mit abgedeckt ist. Nur im direkten Bereich des Plumes sind einzelne Bauteile ggf. lokal höheren Beanspruchungen ausgesetzt.

Die Tabelle 4.3 gestattet auch die Abschätzung des Einflusses von Rauchschürzen auf die äquivalente Branddauer im Bereich der Deckenbauteile bei einem lokalen Brandangriff. Für eine 10000 qm große Halle mit Deckenfeldern von ca. 2400 qm, die z. B. durch Rauchschürzen gebildet werden, ist bei einer horizontalen Ventilation von 1,5 % ein mittlerer w-Faktor von etwa 0,5 zu erwarten. Es scheint realistisch anzunehmen, daß die Deckentemperaturen bzw. Brandwirkungen einer Teilflächenbrandlast dann richtig abgeschätzt werden, wenn man etwa den 6 bis 10-fachen Teil des Brandherdes als nähere Brandeinflußfläche betrachtet. Daraus ergeben sich w-Faktoren von etwa 0,7 (Decke ohne Dachentlüftung) bis 0,4 (Decke mit Dachentlüftung). Für eine abschließende Bewertung des Einflusses von Rauchschürzen auf die Brandwirkung reichen die vorliegenden Ergebnisse allerdings nicht aus.

5. Zusammenfassung

Der vorliegende Forschungsbericht beinhaltet die Ergebnisse der vorgenommenen Überprüfung der w-Faktoren gemäß DIN V 18230. Entsprechend der Aufgabenstellung wurden zunächst Brandszenarien für eine Vielzahl von Industriegebäuden von 2400 bis 20000 qm Größe und 6.0 bis 15.5 m Höhe festgelegt. Auf der Grundlage dieser Szenarien wurden der Brandablauf und die Brandwirkungen in den Gebäuden rechnerisch simuliert. Dazu wurde der Rechencode MRFC (Multi-Room-Fire-Code) der Universität Kassel eingesetzt. Die Rechenläufe haben zu auswertbaren Ergebnissen im Hinblick auf den w-Faktor geführt. Die Größe der horizontalen und vertikalen Öffnungen sowie die Brandherdgröße sind für den w-Faktor von primärer Bedeutung. Sekundäre Effekte wie der Einfluß der Hallenhöhe, Brandlast, Querlüftung und Hallengröße wurden ebenfalls festgestellt und diskutiert.

Aus den Rechenergebnissen wurde ein vereinfachtes w-Konzept hergeleitet und begründet. In Anlehnung an die bisherigen Arbeiten wird von einer tabellarischen w-Darstellung ausgegangen, die vergleichsweise übersichtlich und praktikabel ist. Auf die rechnerische Berücksichtigung von Sekundäreffekten wird in dem neu erarbeiteten Normvorschlag ausdrücklich verzichtet, weil dadurch die leichte Anwendbarkeit und die Übersichtlichkeit des Verfahrens erheblich beeinträchtigt werden würde.

In dem neuen Vorschlag gehen als Primäreffekte die horizontalen und vertikalen Öffnungen ein. Die vorgeschlagenen Werte sind rechnerisch kalibriert an Hallen mit 144 kWh/m² Brandlast, 2400 m² Grundfläche und vertikalen Öffnungen, die überwiegend in der oberen Hälfte der Außenwände angeordnet waren. Vergleichsrechnungen mit größeren Brandlasten bzw. an größeren Hallen hatten vergleichbare, teilweise geringfügig höhere w-Faktoren ergeben. w-Faktoren für Teilflächenbrände bis 400 m² Brandfläche wurden ebenfalls neuerlich bestimmt und festgelegt.

Der Normvorschlag beinhaltet gegenüber den bisherigen w-Faktoren bereichsweise deutliche Verschärfungen, die jedoch physikalisch begründet und notwendig sind. Die in der gültigen DIN V 18230 möglichen sprunghaften Änderungen in der Brandschutzbewertung, ggf. über mehrere Brandschutzklassen hinweg, sind nach dem neuen Vorschlag nicht mehr möglich, d. h. das Hinzufügen von z. B. wenigen Prozenten an Dachöffnungen in einer Industriehalle führt nunmehr nur noch zu realistischen Abminderungen in der erforderlichen Feuerwiderstandsdauer der Bauteile. Damit ist sichergestellt, daß die Brandschutzbemessung nach DIN V 18230 zukünftig noch besser als bisher den tatsächlichen Gegebenheiten entspricht und eine noch größere Akzeptanz in der Praxis erreicht.

6. Literaturverzeichnis

- /B1/ Beyler, C.L.:
Fire Plumes and Ceiling Jets, Fire Safety Journal, 11 (1986), S. 53-75.
- /B2/ Bub, H.; Hosser, D.; Kersken-Bradley, M.; Schneider U.:
Eine Auslegungssystematik für den baulichen Brandschutz, Brandschutz im Bauwesen, Heft 4, 1983.
- /C1/ Cox, G.; Chitty, R.:
Some Source-Dependent Effects of Unbounded Fires,
Combustion and Flame, 60(1985), S. 219-232.
- /D1/ DIN V 18230 Vornorm Teil 1 und 2,
Baulicher Brandschutz im Industriebau, Beuth Verlag, November 1982.
- /D2/ Drysdale, D.:
An Introduction to Fire Dynamics, Department of Fire Safety Engineering,
University of Edinburgh, 1985.
- /E1/ Engeln-Müllges, G.; Reutter, F.:
Numerische Mathematik für Ingenieure, 4. Auflage, Wissenschaftsverlag,
Biographisches Institut, Mannheim; Wien; Zürich; 1985.
- /G1/ Gross, D.:
Data Sources for Parameters Used in Predictive Modeling of Fire Growth
and Smoke Spread, National Bureau of Standards, Washington D. C.,
NBSIR 85-3223, September 1985.
- /H1/ Hell, F.:
Grundlagen der Wärmeübertragung, VDI-Verlag Düsseldorf, 1973.
- /H2/ Hägglund, B.; Persson, L.-E.:
An Experimental Study of the Radiation from Wood Flames,
FOA 4 Rapport C 4589-D 6 (A3), Stockholm, 1974.
- /J1/ Jones, W. W.:
A Model for the Transport of Fire, Smoke and Toxic Gases (FAST),
National Bureau of Standards, Washington D. C., NBSIR 84-2834,
September 1984.
- /J2/ Jones W. W.; Peacock R. D.:
Technical Reference Guide for FAST Version 18, NIST Technical Note 1262,
National Bureau of Standards, Washington D. C., Mai 1989.

- /M1/ Mc' Caffrey, B.J.; Cox, G.:
Entrainment and Heat Flux of Buoyant Flames from Area Sources through an Analysis of Mean Velocity and Temperature Data, National Bureau of Standards, Washington D.C., Fire Research Station, Borehamwood, England.
- /M2/ Mudan, K.S.:
Thermal radiation Hazards from Hydrocarbon Pool Fires, Prog. Energy. Combust. Sci., 10 (1984), S. 59-80.
- /M3/ Max, U.:
Reisebericht über den Aufenthalt beim National Institute of Standards and Technology (NIST) vom 17. Mai bis 16. August 1989, Abschlußbericht, Kassel, November 1989.
- /M4/ Mitler, H.E.:
The Physical Basis for the Harvard Computer Fire Code, Division of Applied Sciences, Harvard University, Home Fire Project Technical Report No.34, October 1978.
- /M5/ Mitler, H.E.:
Zone Modeling of Forced Ventilation Fires, Combustion Science and Technology, Vol. 39 , pp 83-106, 1984.
- /M6/ Max, U.:
Zur Berechnung der Ausbreitung von Feuer und Rauch in komplexen Gebäuden (laufendes Promotionsverfahren), Kassel, 1990.
- /N1/ National Fire Protection Association:
Standard NFPA 204 M, USA, 1985.
- /N2/ Nelson, H. E.:
Radiant Energy Transfer in Fire Protection Engineering Problem Solving, Fire Technology No. 3, Boston, Mass., 1968, S. 196.
- /N3/ Nilsson, L.:
Experimental and Theoretical Investigations on Compartment Fires, Division of Structural Mechanics and Concrete Construction Bulletin 37, Lund. Institute of Technology, Lund (Sweden), 1974.
- /S1/ Schneider, U.; Max, U.:
Wärmebilanzmodelle zur Ermittlung der Brandwirkungen. Abschlußbericht zur Studie der Gesellschaft für Reaktorsicherheit: Optimierung von Brandschutzmaßnahmen und Qualitätskontrollen in Kernkraftwerken. GRS-A-1066/1, Köln, Sept. 1985.

- /S2/ Schneider, U.; Max, U.:
Abschlußbericht versuchsbegleitende Wärmebilanzrechnungen zur Serie BRA-E T51.1, HDR-Versuchsgruppe BRA-E, Kassel, Juli 1986.
- /S3/ Schneider, U. ; Hosser, D. ; Max, U. :
Nachweisverfahren für den Brandschutz in Kernkraftwerken, Kassel, Oktober 1986.
- /S4/ Schneider, U.; Max, U.:
Abschlußbericht versuchsbegleitende Wärmebilanzrechnungen zur Serie BRA-E T51.2 und T52.1, HDR-Versuchsgruppe BRA-E, Kassel, November 1987.
- /S5/ Schneider, U.; Max, U.:
Rechnerische Untersuchung über die Anwendung von DIN V 18230 in großen Hallen durch Wärmebilanzrechnung Teil 1, Forschungsbericht für den Verband der Deutschen Automobilindustrie (VDA) , Kassel, Februar 1989.
- /S6/ Schneider, U.; Max, U.:
Einfluß des Wärmestaus und -abzugs auf die Brandwirkungen im Stahlbeton- Industriebau (DIN V 18230), Forschungsbericht für den Deutschen Betonverein DBV Nr. 115, Kassel, Mai 1988.
- /S7/ Schneider, U.; Max, U.:
Fire Calculations for Oil Fire Tests in the HDR-Nuclear Power Plant with the Code MRFC. HDR-Sicherheitsprogramm des KfK, PHDR-Arbeitsbericht Nr. 5.139/88, Karlsruhe, Februar 1989.
- /S8/ Schneider, U.; Max, U.:
Überprüfung der Faktoren m und w der DIN V 18230, Tagungsband zu Braunschweiger Brandschutztagen 1988, Braunschweig, September 1988.
- /S9/ Schneider, U.; Max, U.:
Abschlußbericht versuchsbegleitende Wärmebilanzrechnungen zur Serie E41, HDR-Sicherheitsprogramm, Kassel, Dezember 1988.
- /S10/ Schneider, U.; Kersken-Bradley, M.; Max, U.:
Abschlußbericht Untersuchungsvorhaben Flucht- und Rettungswege, Arbeitsgemeinschaft Brandsicherheit, Kassel, September 1989.
- /T1/ Tanaka, T.:
A Mathematical Model for a Compartment Fire, Building Research Institute BRI, Paper No. 70, Tokyo 1977.
- /V1/ VDI- Wärmeatlas, Berechnungsblätter für den Wärmeübergang, VDI-Verlag Düsseldorf, 1974.

Summary

This research report presents the results of a reassessment of the ventilation factors used in DIN V 18230 for the determination of the equivalent fire duration. Within a first step fire scenarios were specified for a variety of industrial buildings with one-storey fire compartments ranging from 2400 to 20000 m² floor area and 6.0 to 15.5 m height. On the basis of these scenarios fire development and fire exposure of the building structure were simulated numerically. This was accomplished by using the Multi-Room-Fire-Code (MRFC) of the University of Kassel. The simulations rendered results which allowed a systematic evaluation of implicit ventilation factors.

The main parameters governing the ventilation factor are: the size of horizontal and vertical openings and the size of combustion area. Secondary parameters, e. g. height of compartment, fire load, cross-ventilation and size of the compartment, are identified and discussed.

A simplified approach for determining ventilation factors is derived and verified on the basis of the numerical results. With reference to the previous presentations, a tabular approach which is clear and easy to use is pursued. Secondary parameters are excluded from this suggestion for codification in order to achieve a clear and simple procedure.

The new procedure accounts for the main parameters as are the horizontal and vertical openings. Numerical values are calibrated for fire compartments with 144 kWh/m² fire load density, 2400 m² floor area and vertical openings located mainly in the upper part of the facades. Comparative calculations with other fire load densities and larger compartments resulted in approximately the same or slightly larger ventilation factors. Ventilation factors were also determined for localized fires.

The new suggestion for codification results in more severe specifications for certain situations which, however, are physically verified and necessary. The present version of DIN V 18230 may render considerable differences in fire severity classification, depending only on the supplement of a few percent horizontal opening area. This drawback has been overcome in the new suggestion which gives a more reasonable relation between opening areas and required fire resistance. Hence, it may be expected that a fire design according to DIN V 18230 will give a more reasonable prediction of the actual conditions and will experience on even broader acceptance in practical application in the future.

Resumée

Ce report de recherche contient les résultats de la révision des facteurs w conforme au prénorme DIN V 18230. Suivant les exigences d'abord des conditions d'incendie furent fixées pour une multiplicité des édifices industrielles avec d'étendue de 2400 à 20000 m² et d'hauteur de 6.0 à 15.5 m. À partir de cetttes conditions d'incendie le développement du feu et les effets incendiaires dans les édifices furent calculés par une calculatrice électronique. Pour cetttes calculations le code du programme calculaire MRFC (Multi-Room-Fire-Code) de la Université fut utilisé. Les calculs ont produit des résultats interprétables à l'égard du facteur w . L'étendue d'ouvertures horizontales et verticales et l'étendue de la source de feu sont d'importance première pour le facteur w . Des effets secondaires comme l'influence de la hauteur de hall, la charge de feu, la ventilation transversale et l'étendue de hall aussi furent constatés et discutés.

À partir de ces résultats de calcul une description simplifiée des facteurs w est déterminée et constatée. Suivant l'exemple des travaux jusqu'à présents une représentation sous forme de tableau qui est comparativement bien disposée et praticable est prise pour la base. La proposition de norme gagnée par des travaux explicitement renonce à la considération de calcul des effets secondaires, parce que l'application facile et la bonne disposition considérablement soient atteindues.

Dans la proposition nouvelle les ouvertures horizontales et verticales sont considérées comme des effets premières. Les valeurs proposées sont calibrées par de calcul aux halls avec de charge du feu de 144 kWh/m², de plan inférieur de 2400 m² et des ouvertures verticales que par la plupart sont été arrangées à la moitié supérieure. Des calculs de comparaison avec charges du feu plus fortes ou aux halls plus spacieux ont eu des résultats comparables ou petitement plus hauts pour les facteurs w . Des facteurs w pour des incendies en surface partielle à la surface d'incendie de 400 m² aussi dernièrement sont été déterminés et fixés.

En face des facteurs w jusqu'à présents la proposition du norme par domaine contient des aggravations marquées que pourtant physiquement sont constituées et nécessaires. Les changements versatiles à l'évaluation de protection contre l'incendie qui sont possibles dans DIN V 18230 présent et parfois impliquent des classes plusieurs de protection contre l'incendie, ne sont plus possibles conforme à la proposition nouvelle. Par exemple l'addition de peu des pourcentages des ouvertures du toit dans un hall industriel maintenant n'effectue que des réductions realistes à la duration nécessaire du résistance contre le feu des éléments de construction. Cela met en sécurité que à venir le calcul de protection contre le feu conforme à DIN V 18230 décrit les conditions effectives mieux que jusqu'à et arrive à l'acceptabilité meilleur dans la pratique.