

# Bewertung von Brandlasten in größeren Räumen

**T 2482/2**

Tl. I - Theoretische Untersuchungen - Stufe 1

T 2482/2

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](mailto:irb@irb.fraunhofer.de)

[www.baufachinformation.de](http://www.baufachinformation.de)

# **ARBEITSGEMEINSCHAFT BRANDSICHERHEIT**

**MÜNCHEN / KASSEL**

**Prof. Dr.-Ing. habil. U. Schneider  
Dr.-Ing. M. Kersken-Bradley  
Dr.-Ing. U. Max**

## **Forschungsbericht**

**Bewertung von Brandlasten in größeren Räumen**

**Teil I**

**Theoretische Untersuchungen**

**Stufe I**

**Oktober 1991**

## Inhaltsverzeichnis

<b>Kapitel</b>		<b>Seite</b>
<b>1</b>	<b>Einleitung</b>	<b>4</b>
1.1	Allgemeines und Problemstellung	4
1.2	Untersuchungsumfang	6
<b>2.</b>	<b>Vorbemerkungen</b>	<b>6</b>
2.1	Voraussetzungen	6
2.1.1	Versuchsaufbau für die Vergleichsversuche in der großen m-Faktor-Anlage	6
2.1.2	Brandversuche in der kleinen m-Faktor-Anlage	8
2.2	Vorgehensweise	10
<b>3.</b>	<b>Physikalische Grundlagen des Wärmebilanzmodells</b>	<b>12</b>
3.1	Modellannahmen	12
3.2	Massenbilanzen und Massenströme	15
3.2.1	Abbrandmodelle	20
3.3	Energiebilanzen und Energieströme	23
3.4	Beurteilung der Rauchausbreitung in Flucht- und Rettungswegen	32
3.4.1	Bestimmung der Gaszusammensetzung	34
3.4.2	Verbrennungsvorgänge	35
3.4.3	Bestimmung der Sichtweite in den einzelnen Gasschichten	40
3.5	Berechnung der äquivalenten Branddauer aus der Simulation	43
3.6	Beispiele für die praktische Anwendung des Modells	45
3.6.1	Vergleich von Meß- und Rechenergebnissen für einen Ölbrandversuch im Forschungsreaktor HDR	48
3.7	Eingabegrößen und Ergebnisse der Simulation	56
<b>4.</b>	<b>Simulation der m-Faktor-Versuche</b>	<b>63</b>
4.1	Voruntersuchungen zur Bestimmung des Temperaturverlaufes im Vergleichselement bei ETK-Versuchen	63
4.2	Diskussion und Ergebnisse der ausgewählten Versuche	68
4.3	Randbedingungen für die Vergleichsrechnungen	74
4.4	Grundlage für den Vergleich von Versuch und Rechenergebnissen für den m-Faktor	77

<b>5.</b>	<b>Auswertung der Vergleichsrechnungen</b>	<b>82</b>
5.1	Temperaturvergleiche	82
5.2	Rauchgasvergleiche	86
5.3	Energiebetrachtungen	87
5.4	Vergleiche mit den Einheitsbrandlast-Referenzversuchen	89
<b>6.</b>	<b>Vorläufige Wertung</b>	<b>106</b>
<b>7.</b>	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>110</b>

## 1. Einleitung

### 1.1 Allgemeines und Problemstellung

Das Forschungsvorhaben "Abbrandfaktor  $m$  - große Räume" wurde im Jahre 1985 von Herrn Dipl.-Ing. Klingelhöfer, MPA Dortmund und Prof. Dr. Schneider, TU Wien, angeregt und beim Institut für Bautechnik zur Förderung eingereicht. Zum Jahresende 1985 wurden der Forschungsvorschlag genehmigt und die Forschungsarbeiten begonnen. Die durchzuführenden Versuche waren eng verbunden mit dem vom MPA Dortmund betriebenen Ausbau der Brandschutzabteilung und den zugehörigen baulichen und technischen Maßnahmen in Dortmund und Erwitte. Aus diesem Grunde konnten die praktischen Versuche des MPA erst im Jahre 1988 in größerem Umfang begonnen und bis Ende 1990 abgeschlossen werden. Demgemäß sind die theoretischen Arbeiten weit hinter dem ursprünglichen Zeitplan zurück. Mit der Vorlage dieses Berichtes soll der eingetretene Zeitverzug egalisiert werden.

Grundlage dieses Berichtes sind in experimenteller Hinsicht ausschließlich Versuche bzw. Versuchsergebnisse, die in der MPA Dortmund durchgeführt bzw. erarbeitet wurden. Über diese Versuche liegen gesonderte Berichte vor [1, 2].

Gegen das derzeitige Prüfverfahren zur Ermittlung des Abbrandfaktors  $m$  nach DIN 18 230 Teil 2 werden Bedenken erhoben. Dabei handelt es sich sowohl um Bedenken bezüglich der versuchstechnischen Durchführung als auch um Bedenken bezüglich der physikalischen Bewertung der ermittelten Werte.

Bei der versuchstechnischen Ermittlung der  $m$ -Faktoren hat sich für einige Stoffe eine Mengenabhängigkeit angedeutet, deren Einfluß in dem  $8 \text{ m}^3$  großen Raum nicht studiert werden kann. Es ist z. B. nicht möglich, in der Praxis vorkommende höhere Stapel in den Versuchsraum einzubringen.

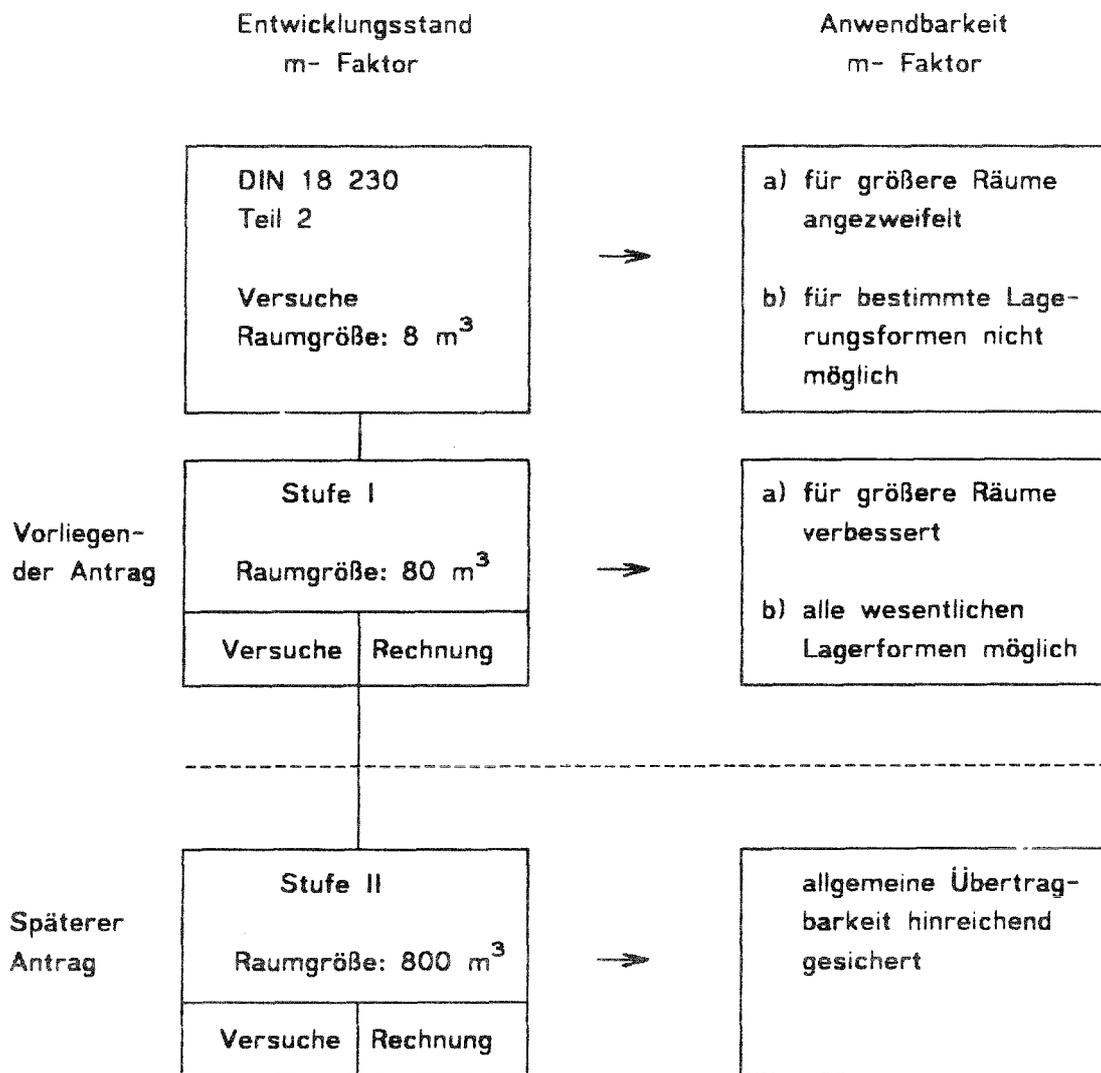
Zur Lösung dieser Probleme ist der Einsatz eines größeren Brandraumes erforderlich. Die vorgesehenen Versuche sollen deshalb in einem ca.  $80 \text{ m}^3$  großen Raum erfolgen. Die Versuche tragen dazu bei, die aus physikalischen Gründen vorgebrachten Bedenken gegen die Übertragbarkeit der  $m$ -Faktoren auf große Räume auszuräumen. Es wird diesbezüglich argumentiert, daß aufgrund des gegenseitigen Aufheizens der Bauteile und der Lagergüter, der höheren Strahlungsintensität sowie anderer Ventilationsverhältnisse das Abbrandverhalten der Lagergüter in größeren Räumen grundsätzlich anders abläuft als durch den  $m$ -Faktor angegeben wird.

Die Ergebnisse der vorgesehenen praktischen und theoretischen Untersuchungen sollen miteinander verglichen werden. Es soll festgestellt werden, ob und ggf. welche Korrelation zwischen den bisher ermittelten  $m$ -Faktoren und den entsprechenden Daten aus den Versuchen in größeren Räumen besteht.

Falls es gelingt, in den theoretischen Untersuchungen den Übergang von dem  $8 \text{ m}^3$  großen Raum auf den  $80 \text{ m}^3$  großen Raum zufriedenstellend nachzuvollziehen, kann dies als Grundlage für den späteren Übergang auf sehr große Räume bilden. Dieser Übergang soll in einem zweiten Untersuchungsprogramm durchgeführt werden. Aus

ökonomischen und Umweltschutzgründen wird sich dieses zweite Programm auf eine relativ geringe Versuchszahl abstützen müssen, da hierzu ein ca. 800 m<sup>3</sup> großer Brandraum und Brandlasten in einer Größenordnung von 2 - 4 t eingesetzt werden müssen. Die für die Übertragbarkeit des m-Faktors auf größere Räume bzw. Lager-einheiten erforderlichen Schlußfolgerungen sind daher in erster Linie theoretisch - rechnerisch zu ziehen.

### Forschungskonzept



## 1.2 Untersuchungsumfang

Die im Rahmen der m-Faktor-Untersuchungen durchgeführten experimentellen Untersuchungen umfassen u. a.:

- Normbrandversuche in der großen Versuchskammer
- 20 Brandversuche an Holzbrandlasten (ca. 5 Versuche bei variabler Ventilation mit einer mittleren Brandlast und ca. 15 Versuche mit fester Ventilation mit variabler Brandlast)
- 20 m-Faktor-Versuche mit Materialien, die im Beiblatt 1 zu DIN 18 230 bereits aufgeführt sind (5 Versuche bei variabler Ventilation und 3 x 5 Versuche bei fester Ventilation).

Bei den Versuchen werden folgende Daten ermittelt:

- Temperatur-Zeit-Verläufe im Raum
- O<sub>2</sub>-, CO<sub>2</sub>-, CO-Verläufe im Abgas
- Gewichtsverlustkurven (Abbrandwaage)
- Temperatur-Zeit-Verläufe im Vergleichsbauteil
- Drücke im Raum

Anhand der Versuchsergebnisse werden folgende Größen mit Hilfe von Wärmebilanzrechnungen im Großrechner simuliert:

- Temperatur-Zeit-Verläufe
- Energiefreisetzung / Heizwert - Relation
- Energiefreisetzung / Brandlast - Relation
- Verbrennungskennzahl / Abgaszusammensetzung
- äquivalente Normbranddauer an Stahl- und Beton-Indikatorbauteilen

Für die Simulation kommt das gegen Ende der 80er Jahre von Schneider/Max entwickelte Simulationsprogramm MRFC (Multi-Room-Fire-Code) zur Anwendung [3]. Untersucht werden für jede Materialgruppe typische Abbrandverläufe sowie die Eich- und Referenzverläufe, die gemäß DIN 18 230 Teil 2 für die Bestimmung des Abbrandfaktors m erforderlich sind.

## 2. Vorbemerkungen

### 2.1 Voraussetzungen

#### 2.1.1 Versuchsaufbau für die Vergleichsversuche in der großen m-Faktor-Anlage

Für die Vergleichsversuche wurde der sogenannte kleine Dom in Dortmund umgebaut, so daß sich ein nahezu kubischer Brandraum analog der genormten m-Faktor-Anlage ergab. Die so entstandene große m-Faktor-Anlage hatte Abmessungen von ca. 3.9 x 4.1 x 3.8 m, entsprechend einem Volumen von 63 m<sup>3</sup>. Es war aus technischen Gründen nicht möglich den Dom, wie ursprünglich vorgesehen, auf 80 m<sup>3</sup> umzubauen. Die so entstandene Versuchsanlage ist auf der Abbildung 2.1 dargestellt.

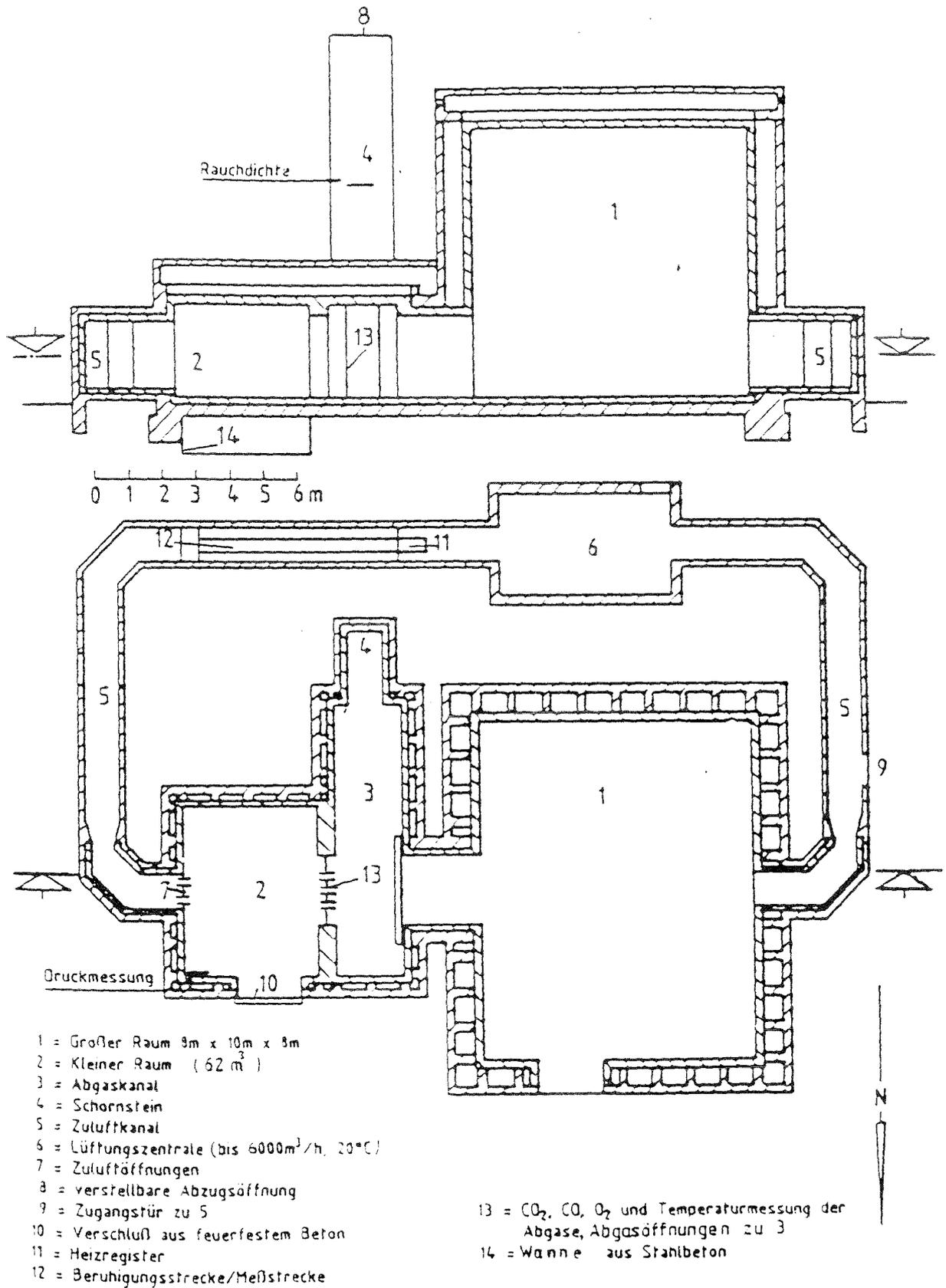


Abb. 2.1: Große m-Faktor-Anlage des MPA Dortmund

Die derart ausgeführte Versuchsanlage mußte in verschiedener Hinsicht gemäß DIN 18 230 Teil 2 geeicht werden. Zunächst wurde an dem genormten Vergleichsbauteil anhand von ETK-Versuchen die  $t_a$ -Temperatur-Funktion ermittelt. Desweiteren wurde mit der Vergleichsbrandbelastung (Holzkrippen) die  $t_a$ -Brandlast-Funktion für den Fall  $m \approx 1.0$  ermittelt. Zu diesem Zweck war es erforderlich optimale Lüftungsbedingungen zu schaffen bzw. einzustellen. Anhand umfangreicher Vorversuche wurde die Referenzventilation auf  $6000 \text{ m}^3/\text{h}$  festgelegt. Der Normbrandofen hat dagegen bei  $8 \text{ m}^3$  Raumvolumen eine Referenzventilation von  $500 \text{ m}^3/\text{h}$ , d. h. die spezifische Luftwechselzahl wurde von 60fach auf ca. 90fach erhöht. Aus den Holzversuchen wurde weiterhin die Vergleichsbranddauer - Vergleichsbrandlast - Funktion ermittelt. Alle Meßergebnisse aus diesen Versuchen sind in [1] dokumentiert und diskutiert, weshalb hier darauf nicht weiter eingegangen wird.

### 2.1.2 Brandversuche in der kleinen m-Faktor-Anlage

Die kleine m-Faktoranlage der MPA-Dortmund wurde in der Vergangenheit für alle bisher durchgeführten m-Faktor-Versuche verwendet. Haben die spezifischen versuchstechnischen Randbedingungen möglicherweise die bisher verabschiedeten m-Faktoren beeinflusst? Die Vergleichsversuche in größeren Anlagen und das rechnerische Nachvollziehen der beobachteten Phänomene sollen Antworten auf diese Frage liefern. Die kleine Anlage ist in Abb. 2.2 dargestellt. Der größte Unterschied besteht in der räumlichen Ausdehnung und der Art und Größe der Zuluftführung der beiden Anlagen. Der Brandraum ist  $2 \times 2 \times 2 \text{ m}$  groß und hat damit etwa ein Achtel des Volumens der großen Anlage. Die Zuluft strömt über vier Öffnungen im unteren Drittel des Brandraumes ein, während die Abluft etwa in der oberen Hälfte den Brandraum verläßt.

Bei der Eichung der Vergleichselemente der beiden Anlagen an der Einheitstemperaturkurve (ETK) spielt die Art und die Größe des Wärmeüberganges auf das Vergleichselement eine entscheidende Rolle. Dabei werden die Vergleichselemente sowohl durch die anliegende Gasschicht als auch durch Strahlung der Flamme und Rückstrahlung der Umfassungsbauteile belastet. Versuchstechnisch wird die ETK-Kurve durch Messung der Gastemperatur in  $10 \text{ cm}$  Abstand von der Decke gesteuert. Damit kann man davon ausgehen, daß für beide Anlagen die für die Bestimmung des Wärmeüberganges zwischen Heißgasen und Vergleichselement charakteristische Temperatur identisch ist.

Beim Wärmeübergang spielen neben den bereits erwähnten Strahlungseffekten die Strömungsverhältnisse innerhalb des Brandraumes eine wesentliche Rolle. Neben der Größe des Luftwechsels sind auch die thermodynamischen Eigenschaften des Feuers am Plume sowie die Temperaturdifferenz zwischen Decke und Fußboden von Bedeutung. Bei sehr kleinen Räumen wurde bisher bei Versuchen eine sehr gute Durchmischung festgestellt. Mit zunehmender Größe bzw. Höhe der Brandräume wird eine mehr oder weniger deutlich erkennbare Schichtung festgestellt, bei der zum Teil sehr hohe Temperaturgradienten am Übergang zwischen Heißgasen und kälteren Gasen auftreten.

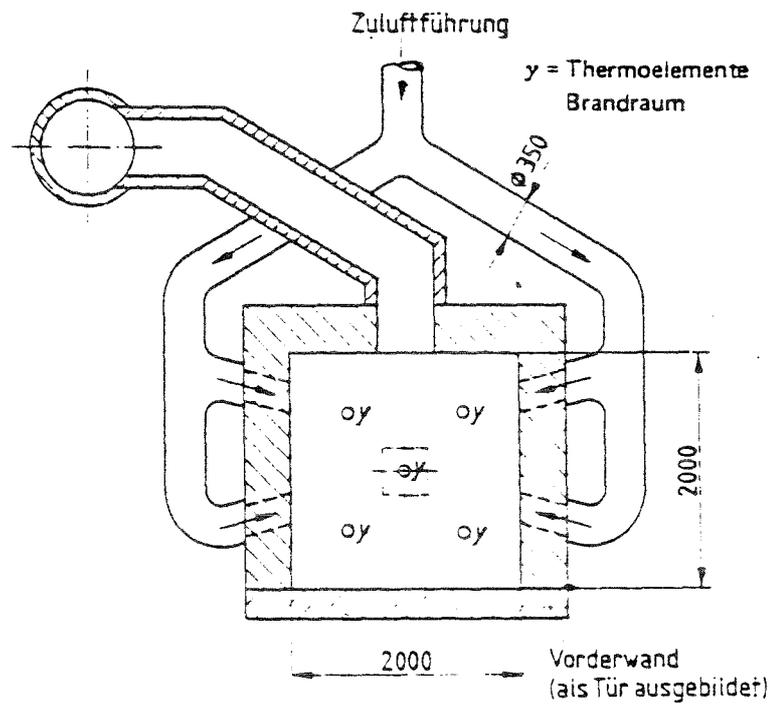
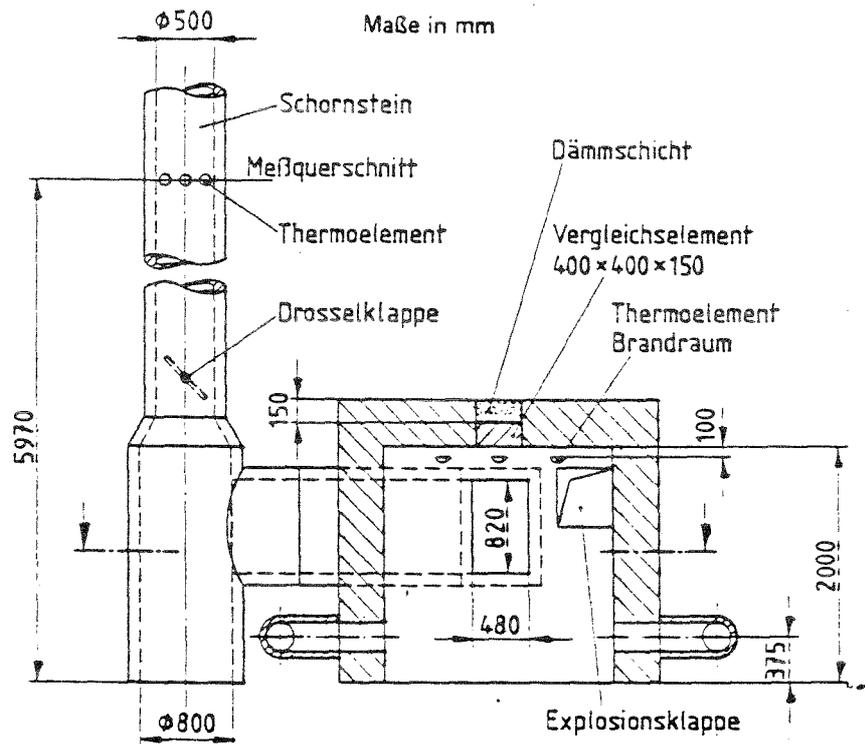


Abb. 2.2: Versuchseinrichtung (dargestellt am Beispiel der Versuchsanlage in Dortmund)  
nach DIN V 18230

Zur Zeit sind keine Verfahren bekannt, mit denen Versuche in kleineren Räumen auf größere durch Modellfaktoren, wie z. B. in der Hydrodynamik, übertragen werden können. Dies liegt vor allem an den brandspezifischen Phänomenen am Brandherd. Damit spielt auch z. B. die Anordnung der Ölbrenner für ETK-Versuche eine bedeutende Rolle.

## 2.2 Vorgehensweise

Der Vergleich der Ergebnisse aus den Eichversuchen in der großen m-Faktor-Anlage ergab, daß zwischen den Normwerten und Meßergebnissen bereichsweise größere Diskrepanzen vorhanden sind. Teilweise sind die festgestellten Unterschiede physikalisch begründbar bzw. anhand von Plausibilitätsbetrachtungen erklärbar, es gibt jedoch auch solche Meßergebnisse, die nicht ohne weiteres gedeutet werden können. Insbesondere stellte sich heraus, daß die  $t_a$ -Temperatur-Funktion in der großen Versuchsanlage deutlich unter den genormten Werten liegt, woraus bei einer m-Faktor-Bestimmung z. B. grundsätzlich höhere Abbrandfaktoren resultieren würden.

Es mußte somit zunächst untersucht werden, durch welche unterschiedlichen Randbedingungen bei den ETK-Versuchen in der großen und kleinen Anlage die festgestellten Differenzen in den Meßergebnissen jeweils verursacht wurden. Dazu wurde ein Rechenprogramm für ETK-Simulationen in den beiden Anlagen erstellt und geeicht. Die Ergebnisse dieser Simulationen sind in den beiden folgenden Abschnitten beschrieben.

Weiterhin wurden aus den bislang durchgeführten Brandversuchen elf Stück für die geplanten Vergleichsrechnungen ausgewählt. Die Vergleichsrechnungen sind auf den in Abb. 2.1 dargestellten Versuchsaufbau abgestellt worden, d. h. es wurde der Brandraum mit dem daran anschließenden Schornstein als zwangsgelüftetes Zweiraummodell zugrundegelegt. Die räumlichen Abmessungen und thermischen Daten des Brandraumes sind in [1] beschrieben, weshalb hier darauf nicht näher eingegangen wird. Die geometrischen und thermodynamischen Randbedingungen sind in dem nachfolgenden Abschnitt 2.2 beschrieben. In der vorliegenden Arbeit soll untersucht werden, ob die durchgeführten Versuche durch die Simulation bestätigt werden können. Dabei soll auch versucht werden, die Abweichungen zu alten Forschungsergebnissen zu erklären. Das ist vor allem auch für die angestrebte Übertragung auf noch größere Räume und Hallen erforderlich.

Zum Verständnis wird dazu in Abschnitt 3 das für die Wärmebilanzrechnung verwendete Rechenmodell kurz erläutert. Eine ausführliche Beschreibung ist in [3] erfolgt. Hier werden i. w. nur die Massen- und Energiebilanzen mit den zugehörigen Termen erläutert. Dann werden die Grundlagen für die Berechnung der Gaszusammensetzung der einzelnen Gasschichten beschrieben. Mit den Ergebnissen der Simulationsrechnung kann eine äquivalente Branddauer bestimmt werden, mit deren Hilfe ein Bezug zu Normbrandversuchen und damit zur üblichen Prüfpraxis für Bauteile hergestellt werden kann. Das Verfahren wird in Abschnitt 3.5 erläutert. Dabei werden auch

gemessene mit gerechneten Temperaturverläufen in einem Stahlbetonbauteil verglichen. In Abschnitt 3.6 sind Beispiele für die bisherige Anwendung des Simulationsmodells wiedergegeben. Dabei wird ein Vergleich von Meß- und Rechenergebnissen für eine komplexe Mehrraumgeometrie ausführlicher dargestellt. Abschließend werden die Eingabegrößen sowie die Ergebnisse der Simulation beschrieben.

In Abschnitt 4 werden die Randbedingungen und Ergebnisse für durchgeführte Vergleichsrechnungen erläutert. Zuerst werden die Berechnungen für die Bestimmung der äquivalenten Branddauer für die ETK-Versuche vorgestellt. Anschließend werden die Annahmen für die Brandscenarien der m-Faktor-Versuche für die Holzkrippen und 5 weitere Brandgüter beschrieben.

Die Auswertung der Vergleichsrechnungen für die elf ausgewählten Versuche erfolgt in Abschnitt 5. Es werden im besonderen die Brandraumtemperaturen, Energieverteilungen und Plausibilität und die Abgaszusammensetzungen mit den Rechenergebnissen verglichen.

Abschließend werden aus den Ergebnissen der Simulationsrechnungen rechnerische m-Faktoren ermittelt. Für die Beziehung zwischen Temperaturerhöhung im Vergleichsbauteil  $\Delta\theta_v$  und der Vergleichsbrandmenge Holz ( $Q_v$ ) werden dabei experimentelle Werte verwendet. Die restlichen Größen sind Ergebnisse der Simulation.

In Abschnitt 6 erfolgt abschließend eine vorläufige Wertung der Nachvollziehbarkeit der Versuchsergebnisse und der Einsatzmöglichkeit des Simulationsmodells für die Übertragung von Versuchsergebnissen auf andere Randbedingungen.

### 3. Physikalische Grundlagen des Wärmebilanzmodells

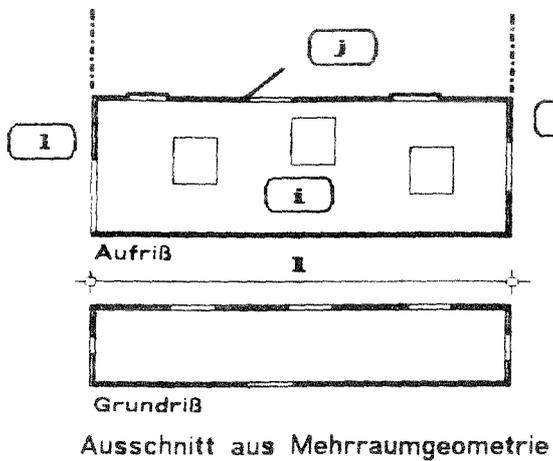
#### 3.1 Modellannahmen

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. Dieses Modell wird im folgenden zur Simulation der durchgeführten m-Faktor-Versuche in der großen Versuchsanlage angewandt. Im folgenden sollen die physikalischen Grundlagen für dieses Modell kurz beschrieben werden. Eine ausführliche Beschreibung des Verfahrens kann [3] entnommen werden.

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.

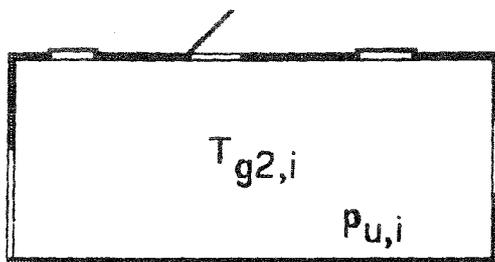
In Bild 3.1 ist ein Element des Modells mit unterschiedlichen Annahmen für den betreffenden Raum dargestellt. Dabei ist oben ein Raum im Aufriß und im Grundriss aus einer betrachteten Mehrraumgeometrie herausgeschnitten. Der Raum  $i$  ist dabei Verbindungen zu den Räumen  $j$ ,  $k$  und  $l$ , über 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.

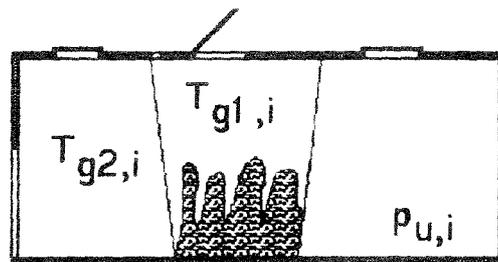


Betrachtet wird Raum  $i$  mit der Länge  $l$ , der Breite  $b$  und der Höhe  $h$ , der durch Verbindungen mit den Räumen  $j$ ,  $k$  und  $l$  Massen und Energien austauschen kann.

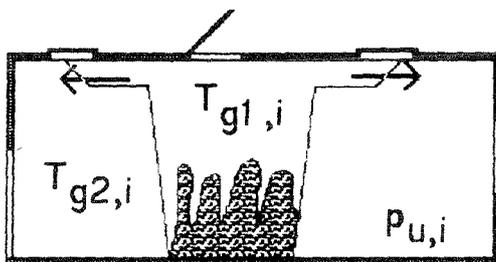
Die dargestellten Öffnungen sind variabel während des Brandes.



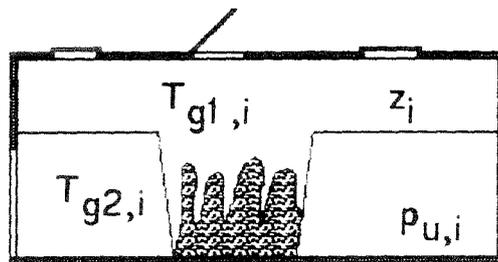
Fall 1  $T_{g1,i} = T_{g2,i}$   
 $z_i = 0$



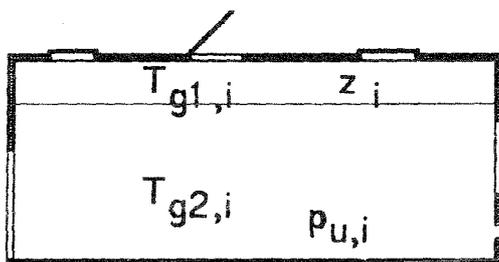
Fall 2 a  $z_i = 0$



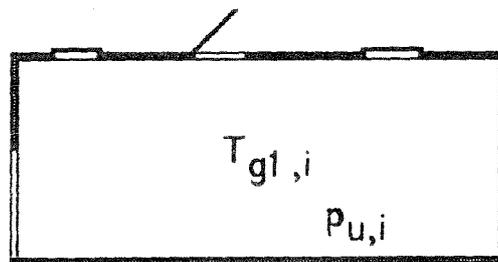
Fall 2 b  $z_i = 0$



Fall 3 a



Fall 3 b



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

Bild 3.1: 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 3.1 ) :

- 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 der 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 Heißgasschicht, 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 rechentechnischen 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 Fourierrechnung 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.

### 3.2 Massenbilanzen und Massenströme

Unter der Voraussetzung, daß in dem betrachteten Raum zwei Schichten und der Brandherd vorliegen, ergeben sich die in Bild 3.2 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.

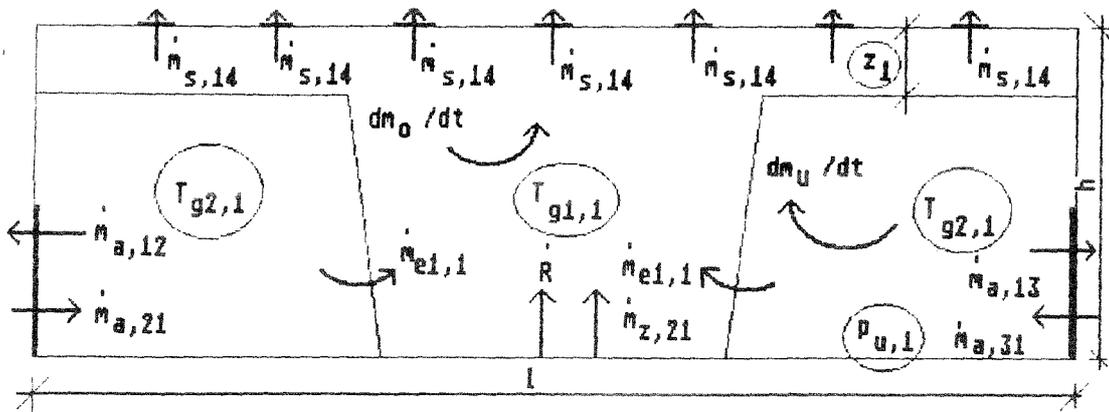


Bild 3.2: Massenströme im Brandraum unter Berücksichtigung von drei Außenräumen mit vorhandener Heißgasschicht

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

- für die Heißgasschicht

$$dm_{1,i} / dt + \sum \dot{m}_{s,ij} - \sum \dot{m}_{s,ji} - \dot{m}_{e1,i} + \dot{m}_{e2,i} - \dot{R}_i = 0 \quad \text{Gl. (3.3.1)}$$

- für die untere Gasschicht

$$dm_{2,i} / dt + \sum \dot{m}_{a,ij} - \sum \dot{m}_{a,ji} + \dot{m}_{e1,i} - \dot{m}_{e2,i} = 0 \quad \text{Gl. (3.3.2)}$$

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

$$dm_{1,i} / dt + \sum \dot{m}_{s,ij} - \sum \dot{m}_{s,ji} - \dot{R}_i = 0 \quad \text{Gl. (3.3.3)}$$

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

$$dm_{2,i} / dt + \sum \dot{m}_{a,ij} - \sum \dot{m}_{a,ji} = 0 \quad \text{Gl. (3.3.4)}$$

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

Darin bedeuten :

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

- $\frac{dm_{2,i}}{dt} = d(V_{2,i} \cdot \rho) / dt$   
 = zeitliche Massenänderung der kalten Schicht im Raum i durch Temperatur- und Volumenveränderung
- $\dot{m}_{s,ij}$  = Massenströme aus der heißen Zone des Raumes i in Raum j
- $\dot{m}_{s,ji}$  = Massenströme in die heiße Zone des Raumes i aus Raum j
- $\dot{m}_{a,ij}$  = Kaltgasmassenströme aus der unteren Zone des Raumes i in Raum j
- $\dot{m}_{a,ji}$  = Kaltgasmassenströme in die untere Zone des Raumes i aus dem Raum j
- $\dot{m}_{e1,i}$  = durch Einmischung von unten nach oben eingetragene Massenströme
- $\dot{m}_{e2,i}$  = durch Einmischung von oben nach unten eingetragene Massenströme
- $\dot{R}_i$  = Abbrandrate im Raum i. 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. Dabei hat sich in den meisten Fällen die in 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.

Die Terme  $\dot{m}_{e2,i}$  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 [4] 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.

Im folgenden sollen die Massenströme durch horizontale und durch vertikale Öffnungen kurz dargestellt werden. Eine ausführliche Beschreibung auch für die anderen möglichen Strömungstypen kann [3] entnommen werden.

#### - 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 (3.2.5) 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 :

$$\dot{m}_{n, ij} = b_k \cdot c_k \cdot \sqrt{2 \cdot \rho_{n, i}} \cdot \int_{x_u}^{x_o} \sqrt{p_i(x) - p_j(x)} \cdot dx \quad \text{Gl. (3.2.5)}$$

- 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:

$$\dot{m}_{n, ij} = A_k \cdot c_k \cdot \sqrt{2 \cdot \rho_{n, i} \cdot (p_i - p_j)} \quad \text{Gl. (3.2.6)}$$

mit:  $A_k$  = Fläche der horizontalen Öffnung .

#### - 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 3.3). Dadurch ist es möglich, das Öffnen und Schließen von Dachentlüftungen, Türen und Fenstern sowie den geregelten Einsatz von mechanischen Fördereinrichtungen 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.

Eine weitere Möglichkeit besteht in der Berücksichtigung der Tatsache, daß Türen oder Fenster im Verlauf von Flucht- und Rettungsmaßnahmen ganz oder teilweise geöffnet oder geschlossen werden. Auch der Einsatz von stationären oder mobilen Entqualmungseinrichtungen mit definierter Förderleistung kann z.B. in Abhängigkeit von der Zeit, der Heißgastemperatur oder dem anstehenden Differenzdruck in die Simulation eingehen.

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 praxismgerechten 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.

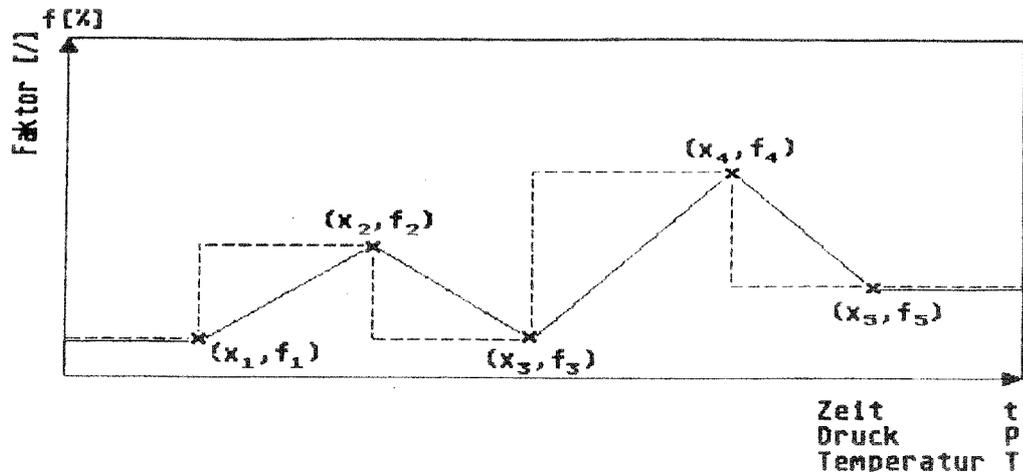


Bild 3.3: Zeitlich veränderliche Öffnungen (in Abhängigkeit von der Zeit, der Temperatur oder von der Druckdifferenz)

### 3.2.1 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. 3.3.1 bis 3.3.4 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 [6, 7]. 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 [7].

**-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 3.4 ist ein solcher Fall dargestellt. Diese Form ist für viele Fälle der Wärmebilanzrechnungen ausreichend, um zum Beispiel für äquivalente Branddauern ( vgl. Abschnitt 3.5 ) 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.

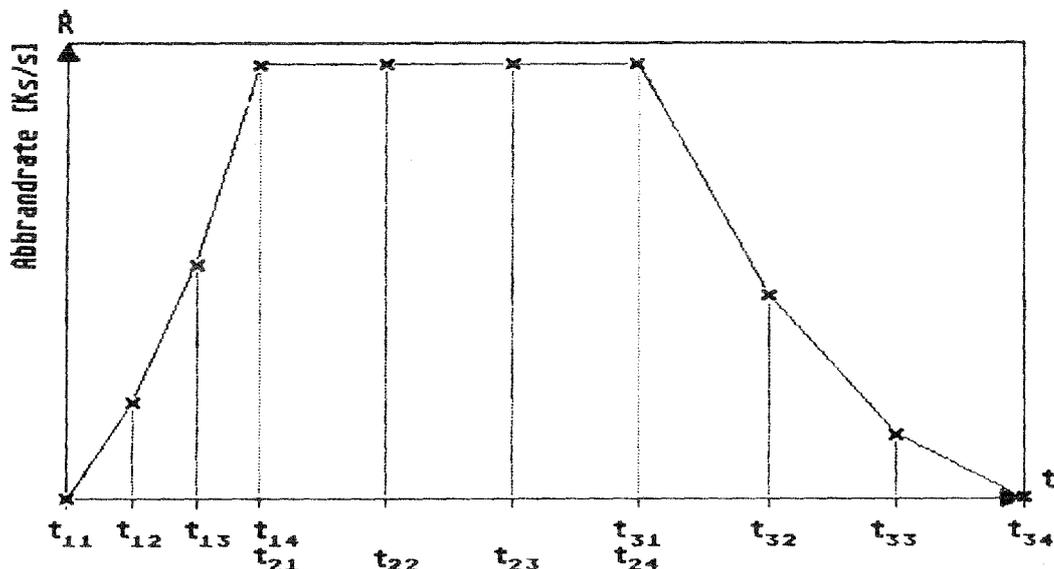


Bild 3.4 : Darstellung der Abbrandrate durch Stützstellen in drei Bereichen

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 3.5 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.

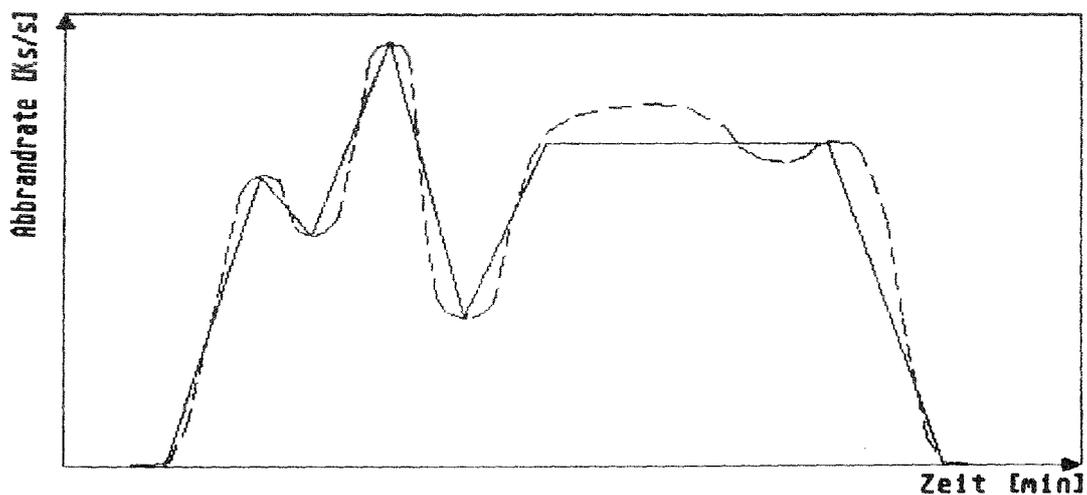


Bild 3.5: Mehrere Stützstellen mit Interpolation durch Geraden oder durch Splinefunktionen

### 3.3 Energiebilanzen und Energieströme

Unter der Voraussetzung, daß im Brandraum ein Feuerplume und zwei Schichten vorliegen, ergeben sich die in Bild 3.6 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

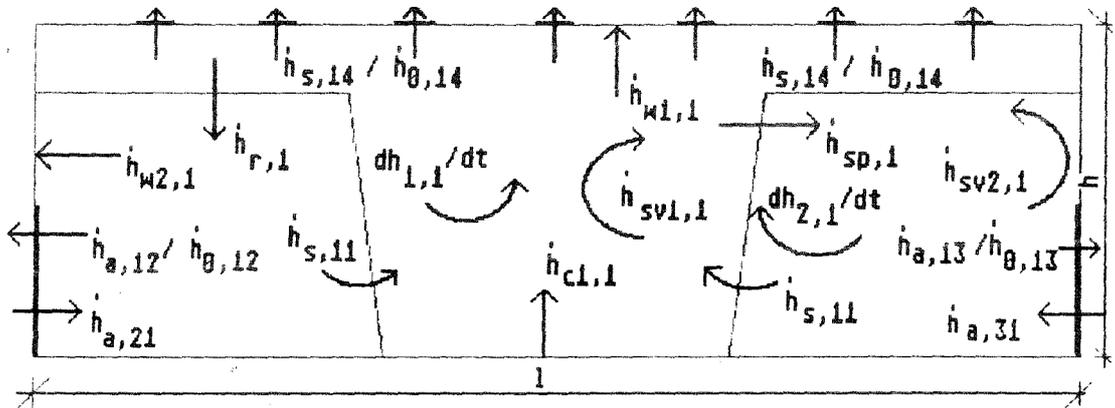


Bild 3.6: Energieströme im Brandraum unter Berücksichtigung von drei Außenräumen mit vorhandener Heißgasschicht ( Fall 3 a aus Bild 3.1 )

Es werden die Energierterme 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  $i$ :

$$dh_{1,i} / dt + \dot{h}_{ab\ 1,i} - \dot{h}_{zu\ 1,i} = 0 \quad \text{Gl. (3.3.1)}$$

Die Energieabflüsse werden dabei zu

$$\dot{h}_{ab\ 1,i} = \sum \dot{h}_{s,ij} + \sum \dot{h}_{01,ij} + \sum \dot{h}_{wn,i} + \sum \dot{h}_{sv1,i} + \dot{h}_{r,i} \quad \text{Gl. (3.3.2)}$$

- $\dot{h}_{01, ji}$  = 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  $\varphi$  das Verhältnis von Sauerstoffbedarf für eine stöchiometrische Verbrennung zu tatsächlich vorhandenem Sauerstoff darstellt. (vgl. Abschnitt 3.4.2). Der zur Verfügung stehende Sauerstoff wird aus der in den Plume eingetragenen Gasmenge und dem in der oberen Schicht noch vorhandenen Sauerstoff bestimmt. Dabei wird die Zusammensetzung der Gase berücksichtigt. Also ist

$$\varphi = r_{o_2} \cdot \dot{R} / \dot{m}_{o_2} \quad \text{Gl. (3.3.7)}$$

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:

$$\dot{m}_{o_2} = \sum \dot{m}_{s, ji} \cdot Y_{o_2, j} - \sum \dot{m}_{s, ij} \cdot Y_{o_2, i} + V_{1, i} \cdot \rho_{1, i} \cdot Y_{o_2, 1, i} / dt$$

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

$\dot{m}_{s, ij}$  = 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

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

$dt$  = Iterationsschrittweite

Die Strahlungsverluste des Plume ( $\dot{h}_{sp, i}$ ) 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 Flammenstrahlung 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:

$$\dot{h}_{c1, i} = \begin{cases} (1-f) \cdot \dot{R} \cdot H_{ui} & \text{für } \varphi \leq 1 \\ (1-f) \cdot \dot{R} \cdot H_{ui} / \varphi & \text{für } \varphi > 1 \end{cases} \quad \text{Gl. (3.3.8)}$$

mit:  $f$  = Verlustfaktor (Flammenstrahlung)

$\dot{R}$  = Abbrandrate

$H_{ui}$  = unterer Heizwert

$\varphi$  = 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  $H_2O$ ,  $CO$ ,  $CH_4$  und Kohlenstoffrückständen  $C$  zugelassen, wobei  $CH_4$  als Gas betrachtet wird, das nicht weiter verbrennt (vgl. Kapitel 3.4.2).

#### - 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 (3.3.9), bis (3.3.14) beschrieben, wobei beachtet werden muß, daß die angegebenen Flächen von der Gasschichthöhe  $z$  und vom augenblicklichen Modell nach Bild 1.1, also auch von der Zeit abhängig sind. In den Bauteiloberflächen  $A_{wn}$  geht in Gleichung 3.3.12 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:

$$\dot{h}_{s, ij} = \dot{m}_{s, ij} \cdot c_{pn, i} (T_{gn, i}) \cdot (T_{gn, i} - T_0). \quad \text{Gl. (3.3.9)}$$

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

$$\dot{h}_{a, ij} = \dot{m}_{a, ij} \cdot c_{pn, i} (T_{gn, i}) \cdot (T_{gn, i} - T_0). \quad \text{Gl. (3.3.10)}$$

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

$$\dot{h}_{0, ij} = A_{0n, ij} \cdot \sigma \cdot (T_{gn, i}^4 - T_{gn, j}^4) \quad \text{Gl. (3.3.11)}$$

in die Bilanz ein, bei der unterstellt wird, daß die Brandgase als schwarzer Strahler aufgefaßt werden, wobei  $\sigma$  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 ( $\dot{h}_{r,i}$ ) 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

$$\dot{h}_{r,i} = \epsilon_{r,i} \cdot \sigma \cdot A_{w2,i} \cdot (T_{gt,i}^4 - T_{w2,i}^4) \quad \text{Gl. (3.3.12)}$$

Dabei sind :

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

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

$T_{gt,i}$  = 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 (3.13) sind unter der Bezeichnung  $\dot{h}_{wn,i}$  die Energieverluste an die Umfassungsbauteile im Raum  $i$  oben und unten zusammengefaßt, die sich aus einem Konvektions- und einem Strahlungsanteil zusammensetzen, so daß gilt:

$$\dot{h}_{wn,i} = A_{wn,i} \cdot (\alpha_{n,i} \cdot (T_{gn,i} - T_{wn,i}) + \epsilon_{res\ n,i} \cdot \sigma \cdot (T_{gn,i}^4 - T_{wn,i}^4)) \quad \text{Gl. (3.3.13)}$$

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 Fourierrechnung

$$c_{wn, i} \cdot \rho_{wn, i} \cdot \partial T / \partial t = \partial / \partial x \cdot ( \lambda_{wn, i} ( T, x ) \cdot \partial T / \partial x ) \quad \text{Gl. (3.3.14)}$$

bestimmt wird. In der bedeuten

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

$\rho_{wn, i}$  = Dichte 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. Eine genauere Beschreibung der im Simulationsmodell MRFC verwendeten Modellannahmen für die Behandlung der Strahlungseffekte und des konvektiven Wärmeüberganges auf Bauteile kann [3] entnommen 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  $dT_g$  erforderlich ist. Somit ist

$$dh_{n, i} / dt = d ( V_{n, i} \cdot \rho_{n, i} \cdot c_{pn, i} \cdot ( T_{gn, i} - T_0 ) ) / dt , \quad \text{Gl. (3.3.15)}$$

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 Dichte  $\rho_{n, i}$  ändern. Für eine geschlossene Geometrie ist zusätzlich bei der Bestimmung der Dichte der Gase aller Schichten zu beachten, daß sich der Druck im Gesamtsystem ändert und somit nach dem allgemeinen Gasgesetz die Dichte unter der Annahme, daß die Druckerhöhung im gesamten System gleich ist, bestimmt werden kann aus

$$\rho_{n,i} = \rho_0 \cdot \frac{T_0 \cdot p_{n,i}}{T_{gn,i} \cdot p_0} \quad \text{Gl. (3.3.16)}$$

Darin bedeuten

- $\rho_0$  = Dichte 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  $\dot{h}_{svn,i}$  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  $\dot{h}_{en,i}$  dieser Teile wird bestimmt aus:

$$\dot{h}_{en,i} = A_{en,i} \cdot (\alpha_{n,i} \cdot (T_{gn,i} - T_{en,i}) + \epsilon_{res n,i} \cdot \sigma \cdot (T_{gn,i}^4 - T_{en,i}^4)) \quad \text{Gl. (3.3.17)}$$

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:

$$\frac{d T_{en,i}}{dt} = \frac{\dot{h}_{en,i}}{M_{en,i} \cdot c_{pen,i}} \quad \text{Gl. (3.3.18)}$$

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

### 3.4 Beurteilung der Rauchausbreitung in Flucht- und Rettungswegen

In den deutschen Sicherheitsvorschriften kommen außer dem Baurecht noch zusätzliche Vorschriften und Verordnungen zur Anwendung. So sind beispielsweise die Arbeitsstätten-Verordnung und -Richtlinien sowie die Gewerbeordnung und Unfallverhütungsvorschriften bei der Genehmigung und dem Betrieb einer Anlage zu beachten. Entscheidend ist dabei, daß von jeder Stelle der Anlage aus auf den Fluchtwegen ein sicheres Verlassen des Gefahrenbereiches möglich ist. Dabei wird als Fluchtweg die Strecke verstanden, die von Personen zurückgelegt werden muß, um den gefährdeten Abschnitt zu verlassen. Der Rettungsweg dagegen gibt die Strecke an, die erforderlich ist, um gefährdete Personen aus dem Abschnitt zu bringen. Dabei ist nicht unbedingt der Brandfall von besonderem Interesse, denn auch z.B. nach einem Unfall muß eine Rettung bei laufendem Betrieb der Anlage möglich sein.

In jedem Fall muß der Weg sicher begehbar sein. Das setzt auch voraus, daß eine Orientierung innerhalb des Gebäudes möglich ist. So müssen beispielsweise angebrachte Hinweisschilder ausreichend früh und gut sichtbar sein. Dies erfordert für das Modell, daß neben der Gaszusammensetzung hinsichtlich toxischer Stoffe auch die Sichtweite bestimmt werden muß. Als Maß für die Sichtweite kann die optische Rauchdichte verwendet werden, die ebenfalls sehr stark vom Abbrandgeschehen abhängig ist.

Ein weiteres Kriterium kann die Gastemperatur sowie die Strahlungsdichte auf dem Rettungsweg sein. Die Temperatur ergibt sich dabei neben der Dicke der betrachteten Schicht als natürliches Ergebnis der Wärmebilanzrechnung. Die Strahlungsdichte kann im derzeitigen Stand der Modellentwicklung wegen der groben Vereinfachungen nur ungenau abgeschätzt werden. Eine detaillierte Strahlungsbetrachtung mit einer Berücksichtigung des Plume ist aber im Rahmen des Modells in Zukunft möglich. Voruntersuchungen dazu wurden bereits durchgeführt.

Für die Beurteilung von Flucht- und Rettungswegen sind also aufgrund der geschilderten Anforderungen im Modell für jeden Raum Aussagen erforderlich hinsichtlich

- Gasschichthöhen
- Gastemperaturen
- Gaszusammensetzung
  - hinsichtlich toxischer Stoffe
  - hinsichtlich der Sichtweite

Für die Bestimmung der Gaszusammensetzung ist die Kenntnis der Ausgangszustände der Umgebungsluft sowie der Luft innerhalb der Anlage von entscheidender Bedeutung. Dabei spielen die zeitliche Entwicklung des Abbrandes für die Massenfreisetzung in der Abbrandrate sowie die ablaufenden chemischen Umwandlungsprozesse eine entscheidende Bedeutung.

Unter der gemachten Voraussetzung, daß in jeder Schicht zu jedem Zeitpunkt homogene Bedingungen vorliegen, ist auch die Zusammensetzung homogen. Das bedeutet, daß sich die zugeströmten Gase und Feststoffpartikel gleichmäßig mit den vorhandenen vermischen. Somit lautet die Differentialgleichung für jede Komponente  $k$  in der Schicht  $i$  für den Raum  $j$ , wenn das Gebäude aus  $n$  Räumen besteht:

$$\frac{d}{dt} ( V_{i,j} \cdot \rho_{i,j} \cdot Y_{i,j,k} ) + \sum_{l=1}^n \sum_{i=1}^2 ( \dot{m}_{i,j,l} \cdot Y_{i,j,k} - \dot{m}_{i,l,j} \cdot Y_{i,l,k} ) - \dot{\omega}_{i,j,k} = 0 .$$

Gl. (3.4.1)

Dabei sind:

$V_{i,j}$  = Volumen der Schicht  $i$  im Raum  $j$

$\rho_{i,j}$  = Dichte der Schicht  $i$  im Raum  $j$

$Y_{i,j,k}$  = Massenkonzentration der Komponente  $k$  in der Schicht  $i$  des Raumes  $j$

$Y_{i,l,k}$  = Massenkonzentration der Komponente  $k$  in der Schicht  $i$  des Raumes  $l$

$\dot{m}_{i,j,l}$  = Massenstrom aus der Schicht  $i$  des Raumes  $j$  in Raum  $l$

$\dot{m}_{i,j}$  = Massenstrom aus der Schicht i des Raumes l in Raum j

$\dot{\omega}_{i,j,k}$  = Produktionsrate für die Komponente k in der Schicht i des Raumes j .

Die Produktionsrate  $\dot{\omega}_{i,j,k}$  entspricht dabei den durch die Verbrennung oder durch andere Maßnahmen in die Schicht eingebrachten Anteilen der Bestandteile k. Sie wird durch den Abbrand bestimmt oder repräsentiert einen anderen Quellterm, der z.B. eine Löscheinrichtung mit Wasser oder  $\text{CO}_2$  berücksichtigt. Verbrauchte Komponenten wie z.B.  $\text{O}_2$  und Rußablagerungen an Wänden, Einbauten und Filtern gehen dabei als negative Werte ein. Die einzelnen Größen der Gleichung 4.1 sind bis auf die Konzentrationen  $Y_{i,j,k}$  im bisher vorgestellten Modell enthalten. Das bedeutet, daß die Konzentration der einzelnen Komponenten außerhalb der Lösungsprozedur für das Wärmebilanzproblem explizit gelöst werden kann, wenn alle thermodynamischen Kenngrößen ermittelt sind.

### 3.4.1 Bestimmung der Gaszusammensetzung

Im Rechenprogramm MRFC werden zur Zeit sechs Gaskomponenten berücksichtigt. Diese sind:

- Stickstoff	$\text{N}_2$
- Sauerstoff	$\text{O}_2$
- Kohlendioxid	$\text{CO}_2$
- Kohlenmonoxid	$\text{CO}$
- Wasser	$\text{H}_2\text{O}$
- unverbrannte Kohlenwasserstoffe	$\text{C}_n\text{H}_m$

Die Beschränkung auf diese sechs Komponenten ist lediglich eine Frage der Dimensionierung sowie der Formulierung des Produktionsterms  $\dot{\omega}$ , der für jeden Gasanteil in Abhängigkeit von der aktuellen Brandsituation nach Tabelle 3.4 bestimmt wird. Daher stellt diese Beschränkung keine Grenze für die Anwendung des Verfahrens dar.

Die Unabhängigkeit der Wärmebilanzrechnung von der Gaszusammensetzung ( mit Ausnahme der Energiefreisetzung ) führt dazu, daß Gl. 3.4.1 explizit für jede Gaskomponente gelöst werden kann. Bei einer zeitlichen Diskretisierung mit dem Zeitschritt von  $\Delta t$  ergibt sich daher aus den Gegebenheiten zur Zeit t:

$$Y_{i,j,k}^{t+\Delta t} = \frac{1}{V_{i,j}^{t+\Delta t} \cdot \rho_{i,j}^{t+\Delta t}} \left\{ ( V_{i,j}^t \cdot \rho_{i,j}^t \cdot Y_{i,j,k}^t + \Delta t \cdot \left[ \sum_{l=1}^n \sum_{i=1}^2 (-\dot{m}_{i,jl} \cdot Y_{i,j,k} + \dot{m}_{i,lj} \cdot Y_{i,l,k} ) + \dot{\omega}_{i,j,k} \right] \right\} \quad \text{Gl. (3.4.2)}$$

Zur Angabe des Volumenanteils  $X_{i,j,k}$  ist der Massenanteil über die Molekulargewichte  $M_k$  der  $n$  Einzelkomponenten umzurechnen. Dabei gilt:

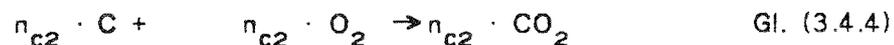
$$X_{i,j,k} = \frac{Y_{i,j,k}}{M_k \cdot \sum_{k=1}^n (Y_{i,j,k} / M_k)} \quad \text{Gl. (3.4.3)}$$

### 3.4.2 Verbrennungsvorgänge

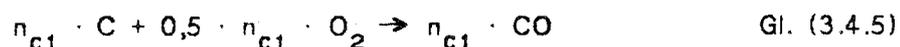
Die bei der Verbrennung ablaufenden Phänomene sind in der Regel sehr komplex. Bei Brennstoffen, die fast ausschließlich Kohlenstoff, Wasserstoff und Sauerstoff enthalten, kann die Verbrennung zumindest für die Reaktionsprodukte ziemlich genau beschrieben werden. Dabei ist gegebenenfalls vorhandene Feuchtigkeit zu berücksichtigen. Solche Stoffe sind z.B. Cellulose wie Holz und Mineralölprodukte. In der Praxis tritt kaum der Fall einer idealen Verbrennung auf, der für diese Stoffe durch zwei grundlegende Beziehungen für eine Kohlenstoff- und eine Wasserstoffverbrennung dargestellt werden kann. Es entstehen vielmehr auch Zwischenprodukte, die z.B. durch lokal fehlenden Sauerstoff nicht weiter zu den natürlichen Reaktionsprodukten verbrennen können.

Ganz schwierig wird eine zuverlässige Abschätzung der Reaktionsprodukte, wenn weitere brennbare Grundstoffe vorhanden sind, und wenn andere Reaktionsprodukte als die natürlichen Stoffe Wasser und Kohlendioxid entstehen. So sind beispielsweise alle Produkte der organischen Chemie, die in zunehmendem Maße im Bauwesen Anwendung finden, in der Regel sehr schwer zu behandeln. Von besonderem Interesse sind dabei alle Stoffe, die auch bei genügendem Sauerstoffangebot toxische Reaktionsprodukte erzeugen. Bei der Beurteilung von Bauwerken hinsichtlich einer Gefährdung von Menschen ist diese Frage von sehr großer Bedeutung.

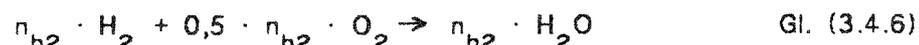
Die bekannten Rechenprogramme behandeln die Frage der chemischen Verbrennungsvorgänge alle auf der Grundlage einer sehr vereinfachten Anschauung. Die beiden grundlegenden Beziehungen lauten für die Kohlenstoffverbrennung:



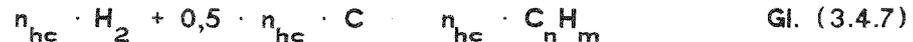
bei vollständiger Verbrennung und



bei unvollständiger Verbrennung. Für die Wasserstoffverbrennung gilt entsprechend



Bei einer Verbrennung unter extremem Sauerstoffmangel treten größere Mengen von unverbrannten Resten auf. Diese können in fester Form als Ruß oder aber als gasförmige Verbindungen entstehen. Für eine Bilanz sind diese Stoffe daher zu berücksichtigen, wenn der weite Bereich vom brandlastgesteuerten bis zum ventilationsgesteuerten Brand in der Simulation abgedeckt sein soll. Die Bestimmung der gasförmigen Stoffe erfolgt so, daß die einfachste Form eines Kohlenwasserstoffs in Form von Methangas  $C_n H_m$  angenommen wird, in der das Gasgemisch auftritt. Die so ermittelte Masse an unverbrannten Kohlenstoffen repräsentiert daher aus Gründen der Vereinfachung das gesamte Gemisch. Die Reaktionsgleichung für diese Stoffe wird daher in folgender Form beschrieben:



Dabei gibt  $n$  jeweils die Anzahl der an der Reaktion beteiligten Mole der betrachteten Stoffe wieder. Besteht der Brennstoff nur aus den hier berücksichtigten Teilen, bzw. bei Vernachlässigung von anderen Stoffen, ist das Verbrennungsgeschehen damit in der Regel zu beschreiben. Es ist lediglich die Bilanz der Mole durchzuführen. Daraus können die Anteile aller Reaktionsprodukte ermittelt werden, wenn die Zusammensetzung des Brennstoffs und der an der Verbrennung beteiligten Gase bekannt ist. Es ist daher die Anzahl der bei der Verbrennung pro Zeiteinheit freigesetzten Mole an Kohlenstoff ( $C$ ,  $n_c$ ), Wasserstoff ( $H_2$ ,  $n_h$ ), Sauerstoff ( $O_2$ ,  $n_{of}$ ) und Wasser ( $H_2O$ ,  $n_{h_2o}$ ) sowie des zur Verfügung stehenden Sauerstoffs ( $n_{og}$ ) zu bestimmen, damit alle erforderlichen Größen für die Bilanz bekannt sind. Alle anderen Stoffe werden dabei nicht berücksichtigt.

In Abhängigkeit vom zur Verfügung stehenden Sauerstoff sind für die Verbrennung im Modell 4 Bereiche berücksichtigt. Diese sind durch bei idealer Verbrennung vorgegebene Grenzbedingungen bestimmt. So lautet die Bedingung für eine vollständige Verbrennung zu  $H_2O$  und  $CO_2$  der freigesetzten Abbrandrate bei vollständigem Verbrauch des  $O_2$ :

$$n_o = 0,5 \cdot n_h + n_c \quad \text{Gl. (3.4.8)}$$

mit:

$$n_o = n_{og} + n_{of}$$

Ist nicht genügend  $O_2$  vorhanden, dann verbrennt zuerst der gesamte Wasserstoff und der Restgehalt an  $O_2$  wird vollständig verbraucht zu  $CO_2$  und  $CO$ . Die Grenzbedingung ist dabei erreicht, wenn nur noch  $CO$  und  $H_2O$  produziert werden. Diese Bedingung lautet:

$$n_o = 0,5 \cdot (n_h + n_c) \quad \text{Gl. (3.4.9)}$$

In der nächsten Phase werden die Kohlenstoffverbindungen nur noch vollkommen unvollständig zu  $CH_4$  und  $CO$  reduziert. Als letzte Grenzbedingung gilt daher bei einer vollständigen Umwandlung:

$$2 \cdot n_o + 0,5 \cdot n_h = n_c \quad \text{Gl. (3.4.10)}$$

Bei einem noch größeren Kohlenstoffangebot kann dieser nicht mehr verbrannt werden. Er bleibt in Form von Kohle und Ruß zurück. Dabei kann dann natürlich aus diesem Anteil keine Energie freigesetzt werden.

Unter Verwendung der 3 in Gl. 3.4.8 bis 3.4.10 definierten Grenzbedingungen werden pro Zeiteinheit in der Verbrennungszone in Abhängigkeit von den vorhandenen Ausgangsprodukten die in Tabelle 3.4. dargestellten Reaktionsprodukte erzeugt.

Es wird immer unterstellt, daß die theoretisch maximal mögliche Menge an gasförmigen Reaktionsprodukten entsteht. Die Bedingungen, aus denen die Beziehungen für die 4 Bereiche abgeleitet wurden, sind dabei jeweils eingerahmt.

Zeile	Reaktions- produkte	Bereich 1 vollständig zu $\text{CO}_2$ , $\text{H}_2\text{O}$ und $\text{O}_2$	Bereich 2 unvollständig zu $\text{CO}_2$ , $\text{CO}$ und $\text{H}_2\text{O}$	Bereich 3 Reduktion zu $\text{CO}$ , $\text{C}_n\text{H}_m$ und $\text{H}_2\text{O}$	Bereich 4 Reduktion zu $\text{CO}$ , $\text{C}_n\text{H}_m$ , $\text{H}_2\text{O}$ und $\text{C}$
1		$n_o >$ $0,5 \cdot n_h + n_c$	$n_o >$ $0,5 \cdot (n_h + n_c)$	$2 \cdot n_o + 0,5 \cdot n_h$ $\geq n_c$	$2 \cdot n_o + 0,5 \cdot n_h$ $< n_c$ $n_c^* = n_c - n_{cr}$
2	$\text{H}_2\text{O}$ : $n_{h2}$	$n_h + n_{h2o}$	$n_h + n_{h2o}$	$\frac{4}{3}n_o - \frac{2}{3}n_c$ $+ \frac{1}{3}n_h + n_{h2o}$	$\frac{4}{3}n_o - \frac{2}{3}n_c^*$ $+ \frac{1}{3}n_h + n_{h2o}$
3	$\text{CO}_2$ : $n_{c2}$	$n_c$	$-n_c - n_h + 2 \cdot n_o$	0	0
4	$\text{CO}$ : $n_{c1}$	0	$2 \cdot n_c + n_h - 2 \cdot n_o$	$\frac{2}{3}(n_o + n_c)$ $-\frac{1}{3}n_h$	$\frac{2}{3}(n_o + n_c^*)$ $-\frac{1}{3}n_h$
5	$\text{CH}_4$ : $n_{ch}$	0	0	$\frac{1}{3}(n_c + n_h - 2n_o)$	$\frac{1}{3}(n_c^* + n_h - 2n_o)$
6	$\text{O}_2$ : $n_{op}$	$-n_c - 0,5 \cdot n_h$	$-0,5n_h + n_c + n_h$ $-2 \cdot n_o - n_c$ $-0,5n_h + n_o$ = $-n_o$	$-\frac{1}{3}(n_o + n_c)$ $+\frac{1}{6}n_h - \frac{2}{3}n_o$ $+\frac{1}{3}n_c - \frac{1}{6}n_h$ = $-n_o$	$-\frac{1}{3}(n_o + n_c^*)$ $+\frac{1}{6}n_h - \frac{2}{3}n_o$ $+\frac{1}{3}n_c^* - \frac{1}{6}n_h$ = $-n_o$
7	$\text{C}$ : $n_{cr}$	0	0	0	$n_c - 2n_o - \frac{1}{2}n_h$

Tabelle 3.4: Anzahl der Mole für Entstehung von Verbrennungsprodukten in Abhängigkeit von der Zusammensetzung der Ausgangsprodukte

In Tabelle 3.4 ergibt die Berechnung nach Zeile 6 für  $O_2$  immer einen negativen Wert. Das bedeutet, daß eine negative Produktion von Sauerstoff, also ein Sauerstoffverbrauch, vorliegt. Für die Gesamtproduktion im Bezug zur betrachteten Gas-schicht ist zu berücksichtigen, daß der im Brennstoff enthaltene Sauerstoffanteil ( $n_{of}$ ) zu dieser negativen Produktion addiert werden muß. Der resultierende Wert ist üblicherweise kleiner als Null, denn das Gegenteil würde bedeuten, daß der Brennstoff als reaktionsfähiges Gemisch vorliegt, der Verbrennungsvorgang aber wegen z.B. zu geringer Temperatur nicht eingeleitet werden konnte. Zeile 7 enthält dagegen den Anteil an unverbrannten Kohlenstoffresten. Ihre Bildung setzt im Modell erst ein, wenn der vorhandene Sauerstoff nicht ausreicht, die Kohlenstoff- und Wasserstoffanteile vollständig zu gasförmigen Produkten zu verbrennen.

Das ist z.B. der Fall bei der Berücksichtigung von Nachverbrennungen in anderen Zonen als der Verbrennungszone. In diesem Fall können die einströmenden Gase, die ja durch Einmischung von sauerstoffhaltigen Gasen einen erhöhten  $O_2$ -Gehalt erhalten können, als Brennstoffgemisch aufgefaßt werden, für das dann die hier abgeleiteten Beziehungen gelten. Dieser Fall ist aber wie schon erwähnt in der vorliegenden Fassung des Modells noch nicht enthalten. Auch könnte mit der Verwendung eines Brennstoffs, der mehr  $O_2$  enthält, als für eine vollständige Verbrennung erforderlich ist, der Fall eines Zwangsmassenstroms aus einer Zone mit konstanten Bedingungen simuliert werden.

Die vorgestellte Beschreibung der Verbrennungsvorgänge ist sehr stark vereinfacht und idealisiert. Aus Versuchen ist beispielsweise bekannt, daß wegen der ungenügenden Vermischung der Ausgangsprodukte eine unvollständige Verbrennung schon bei wesentlich geringeren  $O_2$ -Konzentrationen im Gemisch auftritt, als hier unterstellt wird. Dies wäre der nächste Schritt, um das dargestellte Schema zu ergänzen. Das könnte z.B. dadurch geschehen, daß in Abhängigkeit von der vorhandenen  $O_2$ -Konzentration ein funktionaler Verlauf für das Verhältnis von CO zu  $CO_2$  ermittelt wird, aus der dann auf gleiche Weise modifizierte Beziehungen ermittelt werden. Der Vorteil der Methode liegt allerdings darin, daß die Produktion von Brandgasen zu jedem Zeitpunkt der Simulation vom Sauerstoffangebot abhängt.

Für das HAZARD Paket [8] werden einige Tips für die Anwendung gegeben, die Vorgabe einer Produktionsrate wird aber dem Anwender überlassen. Aus Gründen der Vereinfachung wird im vorliegenden Modell auf die Behandlung der Rückstände verzichtet. Dabei wird konservativ angenommen, daß das gesamte Brandgut unter maximal möglicher Energieausnutzung verbrennt. Für die Rußbildung wird während des gesamten Brandgeschehens eine konstante Rate für die vom Brand erzeugte Trübung berücksichtigt, die vom Anwender vorgegeben wird. Im Bestreben, das Modell möglichst selbstregulierend zu formulieren, sind daher noch wesentliche Anstrengungen erforderlich, um diese Vorgänge wie erwähnt in Abhängigkeit von den aktuellen Gegebenheiten zu beschreiben. Dabei wird ein konstanter Wert  $D_o$  in  $m^2/kg$  angenommen, der einem spezifischen Rauchpotential entspricht und im weiteren Verlauf für die Bestimmung der optischen Rauchdichte benötigt wird.

### 3.4.3 Bestimmung der Sichtweite in den einzelnen Gasschichten

Der Anteil der Rauchgase, der die Trübung des Gasgemischs hervorruft, ist sehr schwierig zu bestimmen. Für die Produktion wurde vereinfacht angenommen, daß ein sehr kleiner Teil der Verbrennungsprodukte in feste Partikel umgesetzt wird, der jedoch so klein ist, daß er in den Massenbilanzen nicht gesondert behandelt werden muß. Die mathematische Beschreibung der chemischen Prozesse bis hin zur Bildung von Rauchpartikeln ist bis heute kaum möglich. Durch Messungen kann allerdings die optische Rauchdichte relativ einfach bestimmt werden.

Die optische Rauchdichte ist dabei logarithmisch proportional zur Intensität eines definierten Lichtstrahls, nachdem er eine bestimmte Strecke durch ein Gasgemisch zurückgelegt hat, dessen optische Dichte bestimmt werden soll. Daher wird die optische Rauchdichte häufig auch als Extinktionskoeffizient bezeichnet. Der Vorteil für die Bestimmung der optischen Rauchdichte liegt dabei darin, daß dazu die Sichtweite korreliert ist.

Die grundlegende Arbeit im Bezug zur Sichtweitenkorrelation stammt von Jin. Die Sichtweite für reflektierende Schilder entspricht dem dreifachen Reziprokwert der optischen Rauchdichte aus Messungen von Jin in logarithmischen Größen. Die Beziehung

$$S = 1,9463 \cdot \sigma^{-0,7108} \quad \text{Gl. (3.4.11)}$$

ergibt sich durch logarithmische Interpolation zwischen den beiden Stützstellen für die optische Rauchdichte von 0,1 und 5 mit den zugehörigen Sichtweiten von 10 bzw. 0,65 m. Das Rauchpotential  $D_o$  ist über einen konstanten Faktor  $\eta$  linear an den spezifischen Extinktionskoeffizienten  $\sigma_o$  des Materials gekoppelt. Dabei entspricht  $\eta$  dem Anteil der Feststoffpartikel  $\dot{m}_s$  an der Abbrandrate  $\dot{R}$ . Es gilt:

$$D_o = \eta \cdot \sigma_o = \dot{m}_s / \dot{R} \cdot \sigma_o \quad \text{Gl. (3.4.12)}$$

Der spezifische Extinktionskoeffizient  $\sigma_o$  ist für einen weiten Anwendungsbereich konstant für fast alle brennbaren Materialien und hängt im wesentlichen davon ab, ob die Verbrennung in Form einer hell brennenden Flamme abläuft oder nicht. Die optische Rauchdichte  $D_{i,j}$  in der Schicht  $i$  des Raumes  $j$  entspricht letztlich dem Produkt aus Massenkonzentration der Partikel  $C_{s,i,j}$  und dem spezifischen Extinktionskoeffizienten  $\sigma_o$ . Mit den Bezeichnungen für Gl. 4.1 ist also:

$$D_{i,j} = \sigma_o \cdot C_{s,i,j} = \sigma_o \cdot Y_{i,j,k} \cdot \rho_{i,j} \quad \text{Gl. (3.4.13)}$$

Das bedeutet, daß die optische Rauchdichte ebenfalls aus Gl. 3.4.2 bestimmt werden kann. Der Quellterm in der Heißgasschicht des Raumes  $j$   $\omega_{1,j,7}$  entspricht dem Produkt aus spezifischem Rauchpotential  $D_o$  des Brandgutes mit der Abbrandrate  $\dot{R}_j$

$$\omega_{1,j,7} = D_o \cdot \dot{R}_j \quad \text{Gl. (3.4.14)}$$

Zur versuchstechnischen Bestimmung des stoffspezifischen Rauchpotentials der verschiedenen Brandgüter wurden verschiedene Testmethoden entwickelt. In Tabelle 3.5 aus [25] sind für verschiedene Kunststoffe die spezifischen optischen Rauchdichten nach dem NBS-Test (ASTM, 1979) angegeben, die sich bei vollständiger Verbrennung in einer leuchtenden Flamme (Flaming) und bei unvollständiger Verbrennung in einer nicht leuchtenden Flamme (Non-flaming) ergeben. Bei diesem Test wird die Intensität eines Lichtstrahles nach Durchgang durch das zu prüfende Rauchgas gemessen und mit der Intensität ohne Rauchgas verglichen. Die spezifische optische Rauchdichte entspricht dann

$$D_m = \frac{1}{10} \frac{D \cdot V}{L \cdot A_s} \quad \text{Gl. (3.4.14)}$$

mit:  $D = -10 \cdot \log_{10} \left( \frac{I}{I_0} \right)$  (dB)

= optische Rauchdichte entspricht dem logarithmischen Verhältnis der Lichtstrahlen mit ( $I_0$ ) und ohne ( $I$ ) Rauch

$V$  = Volumen der Rauchkammer ( $m^3$ )

$L$  = Weglänge des Lichtstrahles (m) durch das untersuchte Medium

$A_s$  = den Flammen ausgesetzte Oberfläche der des Brandgutes ( $m^2$ )

Damit hat die spezifische optische Rauchdichte in Tabelle 3.5 die Einheit  $\frac{\text{bel}}{m} \cdot \frac{m^3}{m^2}$ , wobei 1  $\frac{\text{bel}}{m}$  der 10-fachen Verminderung der Lichtintensität bei einer Weglänge von einem m entspricht.

Tabelle 3.5: Vergleich der Raucherzeugung bei vollständiger und unvollständiger Verbrennung beim NBS Raumkammertest (ASTM, 1979) aus [25]

	Specific optical density Dimension $\left( \frac{\text{bel}}{m} \cdot \frac{m^3}{m^2} \right)$	
	Flaming	Non-flaming
Polyethylene	62	414
Polypropylene	96	555
Polystyrene	717	418
Polymethylmethacrylate	98	122
Polyurethane	684	426
Polyvinylchloride	445	306
Polycarboante	370	41

Mit der Testmethode nach Rasbash und Philips wird das Rauchpotential brennbarer Stoffe bestimmt. Dabei wird in den gleichen Brennkammern wie beim NBS-Test das entstehende Rauchgas in einem anschließenden Raum gesammelt. Die danach in diesem Raum gemessene Reduktion der Lichtintensität ist ein Maß für das Rauchpotential des Stoffes. Dann kann  $D_o$  aus den Testergebnissen bestimmt werden zu

$$D_o = \frac{D}{L} \cdot \frac{V}{W_e} \quad \text{Gl. (3.4.15)}$$

mit:  $D$ ,  $V$ ,  $L$  wie in Gl. 3.4.14

$W_e$  = Masse des verbrannten Stoffs in (g)

Damit ergibt sich für  $D_o$  die Einheit von  $\frac{\text{dB}}{\text{m}} \cdot \frac{\text{m}^3}{\text{g}}$ . In Tabelle 3.6 sind für einige brennbare Stoffe Ergebnisse dieser Testmethode angegeben.

Tabelle 3.6: Rauchpotential verschiedener Materialien (Rasbash und Philips, 1978)

	Smoke potential $\frac{\text{dB}}{\text{m}} \cdot \frac{\text{m}^3}{\text{g}}$	
	Flaming	Non-flaming
Fibre insulation board	0.6	1.8
Chipboard	0.37	1.9
Hardboard	0.35	1.7
Birch plywood	0.17	1.7
External plywood	0.18	1.5
$\alpha$ -Cellulose	0.22	2.4
Rigid PVC	1.7	1.8
Extruded ABS	3.3	4.2
Rigid polyurethane foam	4.2	1.7
Flexible polyurethane foam	0.96	5.1
Plasterboard	0.042	0.39

### 3.5 Berechnung der äquivalenten Branddauer aus der Simulation

In der Systematik einer praktischen Anwendung der Wärmebilanzrechnung wird z. B. für eine konkrete Bemessung ein Bezug zum Normbrandversuch erforderlich. Als übliches Beurteilungskriterium wird dazu die Zeit verwendet, während der das Bauteil seine Funktion im Verlauf eines Normbrandversuches sicher erfüllt.

Mit dem oben beschriebenen Wärmebilanzmodell werden dazu nach dem bisher beschriebenen Verfahren die Brandraumtemperaturen sowie die Temperaturverteilungen in den umgebenden Bauteilen berechnet. Durch Berücksichtigung 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 Stahl-Indikatorbauteil in 5 cm Tiefe oder 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 3.7 ).

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.

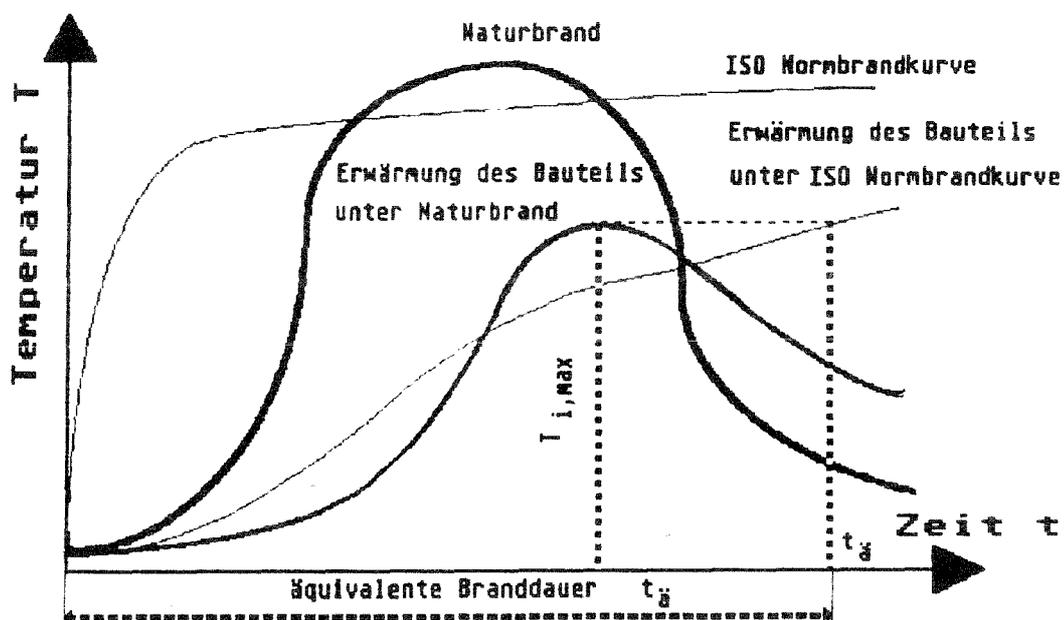


Bild 3.7: Definition der äquivalenten Branddauer aus den Brandwirkungen auf ein Bauteil im Vergleich zwischen Normbrand und natürlichem Brand

Zum Vergleich der unter ETK-Brand errechneten Temperaturverläufe für 15 cm dicke Stahlbetonplatten zu ausgewählten Branddauern mit gemessenen Verläufen ist Bild 3.8 wiedergegeben.

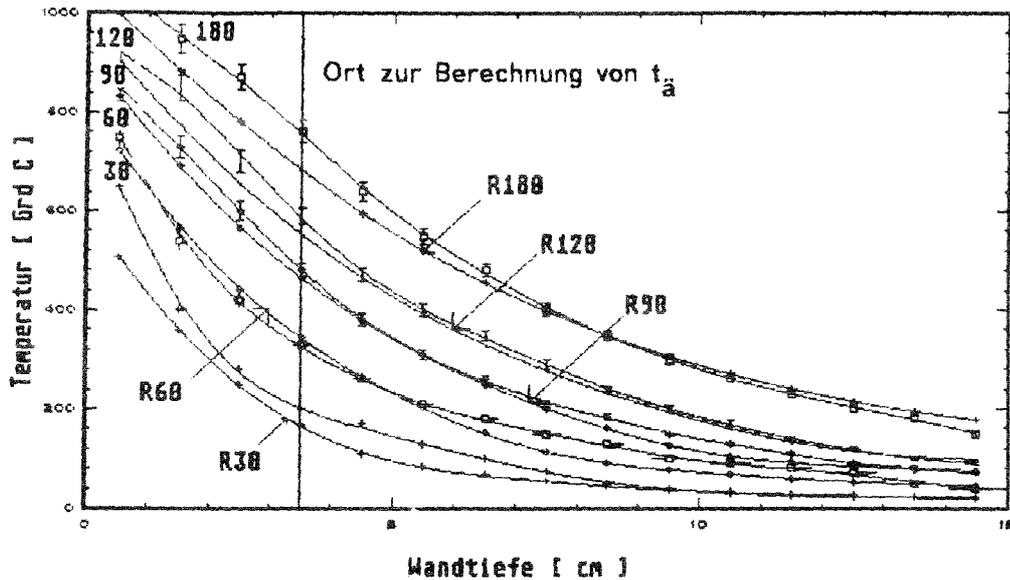


Bild 3.8: Vergleich von gemessenen und berechneten Temperaturverläufen in einer 15 cm dicken Stahlbetonplatte bei einseitiger Beflammung unter ETK-Verlauf

Es wird deutlich, daß die berechneten Temperaturverläufe ( bezeichnet mit  $Rt_a$  ) zu den angegebenen Zeiten im Rahmen der üblichen Näherungen sehr gut mit gemessenen Verläufen ( $t_a$ ) 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  $t_a$ . Andererseits liefert die Berechnung mit der entsprechenden Belastung aus der unteren Zone zu günstige Werte für  $t_a$ . 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.

Grundlage für die Bestimmung der äquivalenten Branddauern sind die Phänomene Wärmeübergang zwischen Brandgasen und Bauteil, der von konvektiven und strahlungsabhängigen Effekten dominiert ist, und Wärmeleitung in den Bauteilen, die i. w. von den physikalischen Eigenschaften der Bauteile bestimmt sind.

Eine Aufgabe der hier vorliegenden Arbeit bestand darin, die abweichenden Temperaturverläufe in den Indikatorbauteilen für die Bestimmung der äquivalenten Branddauer bei der kleinen und der großen m-Faktor Anlage zu erklären. Der Aufbau des Stahlklotzes ist in [1] ausführlich beschrieben, weshalb hier darauf nicht näher eingegangen wird.

Die Berechnung der Energieströme in die Bauteile erfolgt nach Gl. 3.3.13. Die Parameter sind dabei die konvektive Wärmeübergangszahl  $\alpha_{n,i}$ , sowie eine konstante mittlere Strahlungszahl  $\epsilon_{res\ n,i}$  für das entsprechende Bauteil. Dabei werden komplexe Strahlungsvorgänge z. B. vom Feuerplume, den Rauchgasen und den anderen Bauteilen vereinfachend zusammengefaßt. Die Temperaturverteilung im Bauteil wird mit der Fourierrechnung Gl. 3.3.14 ermittelt. Dabei sind die temperaturabhängige Kenntnis der Wärmekapazität  $C_{wn,i}$ , der Dichte  $\rho_{wn,i}$  und der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_{wn,i}$  des Baustoffes erforderlich. Die Fourierrechnung wird dabei durch ein explizites finites Differenzenverfahren gelöst.

Die für die Voruntersuchungen verwendeten Stoffgrößen sind in Abschnitt 4.1 erläutert. Dort sind auch die Ergebnisse der durchgeführten Parameterstudie dargestellt.

### 3.6 Beispiele für die praktische Anwendung des Modells

Die Entwicklung des Rechenprogramms erfolgte in einem engen Zusammenhang mit gleichzeitig seit 1984 durchgeführten Brandversuchen in einem Forschungsreaktor. Diese Versuche hatten zuerst die Zielsetzung, grundlegende Experimente in einer geschlossenen Geometrie durchzuführen um festzustellen, ob bei einem Brand die Konstruktion oder das Personal gefährdet sind. Zu Beginn lagen keine fundierten Aussagen über zu erwartende Wirkungen vor. Die Vermutungen reichten von der Aussage, daß gravierende Wirkungen auftreten, bis zur Annahme, daß ein größerer Brand mit hoher Energiefreisetzung wegen der ungünstigen Strömungspfade der Gase überhaupt nicht auftreten kann. Dabei würden allerdings dann wegen der unvollständigen Verbrennung größere Mengen an toxischen Stoffen entstehen.

Auch einige begrenzte Modellrechnungen konnten keine Klärung bringen, weil die Randbedingungen des Brandes damit nicht ausreichend nachvollzogen werden konnten. Im Zusammenhang dazu wurden in Deutschland erste Schritte zur Entwicklung eines eigenständigen Mehrraummodells unternommen. Es wurden Berechnungen durchgeführt mit den Programmen DOB [11, 12], CFC V [10] sowie dem hier vorgestellten Modell MRFC, allerdings in einer viel einfacheren

Form. Dabei wurde deutlich, daß vor allem Einmischeffekte zwischen den einzelnen Räumen als Einfluß der Mehrraumproblematik zu berücksichtigen sind. In [5] ist ausführlich über die Rechenergebnisse im Vergleich zu den Meßergebnissen sowie über den damaligen Entwicklungsstand des Modells berichtet. Das wesentliche Ergebnis war, daß die beobachteten Temperaturen teilweise deutlich über den vorhergesagten lagen. Die Frage nach der Möglichkeit eines heftigen Brandes war damit, sowohl von der Rechnung her wie auch durch die Experimente gestützt, eindeutig mit ja zu beantworten.

Aus Sicherheitsgründen wurden zuerst Versuche mit Gasbrennern unter gleichzeitiger Zufuhr von Frischluft durchgeführt, damit sichergestellt war, daß keine toxischen Stoffe und explosionsfähige Gasgemische entstehen. Mit einer leicht geänderten Geometrie wurden später zusätzliche Gasversuche sowie Ölbrandversuche durchgeführt. Dazu wurde das Mehrraummodell in der ersten Fassung für die geschlossene Geometrie verwendet. Damit konnten erstmals 10 Räume gleichzeitig behandelt werden. In [6] wurde über den damaligen Stand der Modellierung sowie über die Ergebnisse im Vergleich zu den Meßergebnissen berichtet. Das Modell entsprach dabei vom Grundsatz her dem hier vorgestellten. Allerdings wurden inzwischen einige zusätzliche Phänomene berücksichtigt. Diese sind beispielsweise die Neuformulierung der Einmischungsbedingungen, der Plumestrahlung sowie die Einbeziehung weiterer Abbrandmodelle und der Berechnung der Gaszusammensetzung außerhalb des Brandraums. Für die Berechnung des Ölversuches konnte dabei vor allem im Nahbereich des Brandraumes schon sehr gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung erzielt werden.

Die letzte Überprüfung des Modells fand im Rahmen der Berechnung eines Ölbrandes mit sehr hoher Leistung statt. Dabei konnte ein deutlicher Einfluß der Modellierung des Gebäudes festgestellt werden. Eine Berücksichtigung von 6 Räumen erbrachte teilweise andere Ergebnisse als die Berücksichtigung von 10 Räumen. Dabei ist festzustellen, daß die Modellierung der Randbedingungen die wesentliche Aufgabe des Anwenders von Wärmebilanzrechnungen darstellt. Vor allem ist darauf zu achten, daß Raumbereiche einer komplexen Geometrie sinnvoll zusammengefaßt werden. Über die Ergebnisse der Berechnung wurde ausführlich in [16] berichtet.

Außer dieser Überprüfung des Rechenmodells durch Versuche wurden umfangreiche Berechnungen mit der Zielsetzung der Bestimmung von äquivalenten Branddauern für Industriebauten durchgeführt. Ein Schwerpunkt lag dabei auf der Überprüfung des w-Faktors in DIN 18230, der die Ventilation des Gebäudes berücksichtigt. Über den Umfang und die Ergebnisse der Berechnungen wurde in [14] berichtet. Die wesentlichen Ergebnisse sind, daß teilweise Abweichungen zur ungünstigen Seite gegenüber den  $t_a$ -Werten nach DIN 18230 bestehen. Außerdem ergab die Wärmebilanzrechnung, daß offenbar eine nichtlineare Abhängigkeit der äquivalenten Branddauern von der Brandlast besteht, die in der DIN nicht berücksichtigt ist. Aus den Ergebnissen im variierten Parameterspektrum folgte auch, daß nur eine sehr geringe Abhängigkeit von der Hallengröße besteht. Auch konnte die in DIN 18230 unterstellte günstige Wirkung einer Ventilation an mehreren Seiten des Gebäudes bei der Berücksichtigung von einseitiger Windströmung nur bei vergleichsweise hohen Windgeschwindigkeiten und unter der Annahme gegenüberliegender Druck- und Sogbeiwerte nachvollzogen werden.

Schwerpunkt einer weiteren Untersuchung war ebenfalls die Bestimmung der äquivalenten Branddauer, allerdings jetzt mit der Aufgabe, festzustellen, ob auch für sehr große Hallen Bemessungsgrundlagen unter Verwendung von Wärmebilanzrechnungen erstellt werden können. Solche Hallen sind wegen ihrer Größe nicht in DIN 18230 geregelt. Sie enthalten aber i.d.R. nur eine sehr geringe Brandlast. Es wurde ein weites Parameterspektrum beginnend bei 20000 m<sup>2</sup> Grundfläche untersucht, wobei auch einige Berechnungen für eine Mehrraumgeometrie durchgeführt wurden. Darüber wurde in [13] berichtet. Die wesentlichen Ergebnisse daraus sind, daß Brände auf einer vergleichsweise kleinen Brandfläche von 10 m<sup>2</sup> unkritisch sind. Bei Brandflächen von 400 m<sup>2</sup> wird  $t_a$  meist größer als 15 Minuten, wobei sich Dachventilationen günstig auswirken. Mehrraumscenarien erbrachten das Ergebnis, daß bei der Anordnung von Rauchschürzen bei kleineren Brandflächen und hohem Dachventilationsanteil die Ausbreitung der Rauchgase auf den direkt vom Brand betroffenen Abschnitt begrenzt bleiben kann. Teilweise wird noch ein Nachbarbereich beeinträchtigt.

Eine weitere größere Anwendung des Programms erfolgte im Rahmen einer Untersuchung ebenfalls für große Hallen, allerdings jetzt unter dem Thema der Rauchausbreitung und der Beurteilung der Flucht- und Rettungsmöglichkeiten aus einer sehr großen Halle im Falle eines Brandes. Die Begründung der Untersuchung lag in der offenen Frage, ob für sehr große Hallen unter Sicherheitsaspekten eine Bemessung für die zulässigen Längen von Fluchtwegen abgeleitet werden kann. Dabei wurde auf der Grundlage von umfangreichen Parameterstudien auch im Vergleich zu den Gegebenheiten einer kleineren Halle ein Verfahren entwickelt, bei dem sowohl die Verrauchung des Raumes als auch die Temperaturentwicklung auf der Höhe des Fluchtweges eingeht. Das Verfahren und die zugrunde liegenden Wärmebilanzrechnungen sind in [17] vorgestellt.

Zusammen mit weiteren durchgeführten Berechnungen erfolgte eine Parameterstudie über den Einfluß der horizontalen und der vertikalen Öffnungen auf die äquivalente Branddauer. Die Ergebnisse werden z. Z. im Normenausschuß diskutiert. Sie sollen Grundlage für die zukünftige Berücksichtigung von Öffnungen bei der brandschutztechnischen Bemessung von Industriebauten werden. Die Ergebnisse sind in [18] zusammengestellt. Eine verkürzte Darstellung erfolgte in [20].

Außerdem wurde im Rahmen eines Forschungsprojektes versucht, qualitative Aussagen für die Verqualmung von Wohngebäuden zu gewinnen. Dazu wurden umfangreiche Berechnungen mit dem amerikanischen Softwarepaket HAZARD I [8] durchgeführt, bei denen vor allem die Einflüsse der Geometrie und der Ventilation untersucht wurden. Das thermodynamische Modell, das dabei verwendet wurde, ist das Rechenprogramm FAST [4]. Mit dem hier vorgestellten Modell MRFC werden dazu einige Vergleichsrechnungen durchgeführt und in [19] vorgestellt, um Modellunsicherheiten tendenziell zu erfassen.

Aus dem Bereich der umfangreichen Anwendungen sollen hier im folgenden die Berechnung eines Brandversuches im Forschungsreaktor HDR im Vergleich zu den Meßergebnissen sowie zu Ergebnissen einer Vergleichsrechnung mit zwei anderen Mehrraummodellen angegeben werden. Zum anderen wird exemplarisch die Anwen-

dung für große Hallen gezeigt. Dazu werden die Berechnungen einmal ohne und einmal mit Unterteilung in einzelne Abschnitte durch Rauchschrüzen dargestellt. Die Berechnungen wurden in beiden Fällen mit dem Strömungsmodell für horizontale Öffnungen nach der Plumeanalogie durchgeführt.

### **3.6.1 Vergleich von Meß- und Rechenergebnissen für einen Ölbrandversuch im Forschungsreaktor HDR**

Die Brandversuche finden in einem Versuchsreaktor statt, der außer für Brandversuche auch für andere thermodynamische Versuche genutzt wird. Wesentliche Zielsetzung ist dabei, vertiefte Kenntnisse zu erhalten über die möglichen Auswirkungen von Schadensfällen auf den Betrieb und vor allem auf die Sicherheit der Anlage. Es ist auch zu untersuchen, welche Mengen an Reaktionsprodukten die Filter belasten können.

Seit 1984 werden in diesem Zusammenhang auch Brandversuche durchgeführt. Das wesentliche Ziel dieser Versuche ist die Überprüfung und Verbesserung von Rechenmodellen, mit denen sowohl die Brandvorgänge im Brandraum selbst, als auch die Strömungsvorgänge sowie Temperaturentwicklungen in entfernteren Bereichen im ganzen geschlossenen System, dem Containment, simuliert werden können. Auch die Problemkreise der Beurteilung von Eingriffs- und Rettungsmöglichkeiten durch Personal und der Belastung von Filtern mit Rußpartikeln enthalten Fragestellungen, auf die sowohl experimentell als auch mit theoretischen Berechnungen Antworten gefunden werden sollen. Wie erwähnt wurden bisher sowohl Gas- als auch Holz- und Ölversuche durchgeführt.

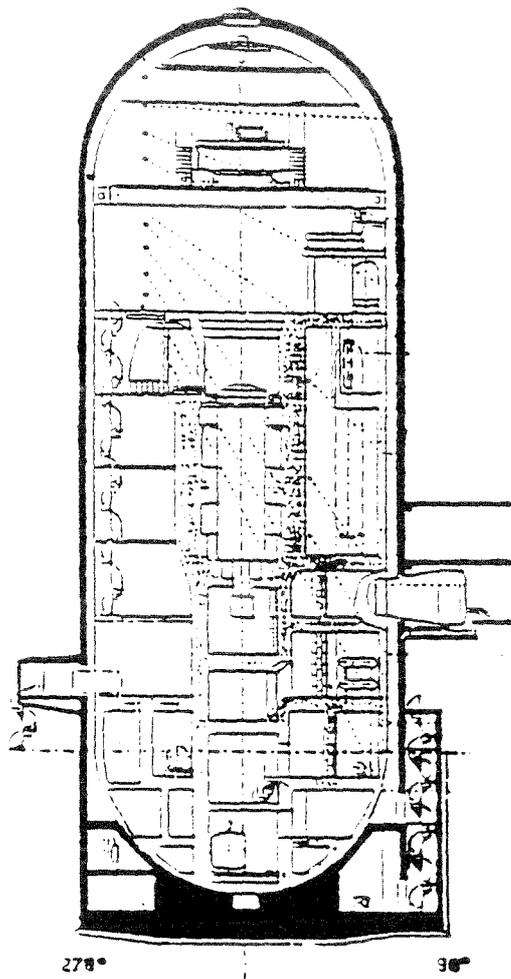
Die Zielsetzung lag dabei am Anfang darin, erste Erfahrungen sowohl versuchs-technisch als auch theoretisch mit solchen Großversuchen in geschlossenen, komplexen Geometrien zu sammeln. Die vorhandenen Brandmodelle stellten zu dem Zeitpunkt keine Mehrraummodelle dar, sondern waren als Pre- oder Post- Flashover-Modelle für die Berechnung eines einzigen Raumes geeignet. Zusätzlich wurden von Anfang an auch Berechnungen mit anderen thermodynamischen Modellen, den sogenannten Systemcodes, durchgeführt, die nicht aus dem Bereich der Brandforschung stammen, und daher auf die Unterstützung durch ein Brandprogramm für die Simulation der Verbrennungsvorgänge angewiesen sind [22].

Im Rahmen dieser Versuche wurden auch die Rechenmodelle DOB [11, 12] und das hier vorgestellte Modell MRFC zu Mehrraum-Mehrzonenmodellen weiterentwickelt. Mit diesen kann jetzt nicht nur der Nahbereich des Brandes, sondern auch der entferntere Teil des geschlossenen Gebäudes untersucht werden. Dabei kann die Druckerhöhung durch die Massenfreisetzung und die Erwärmung der Gase berechnet werden. Außerdem ist es möglich, die Rauchgaszusammensetzung sowohl hinsichtlich der Gaskomponenten als auch der Feststoffpartikel zu bestimmen. Die

Kenntnis der in den einzelnen Raumbereichen vorhandenen Gaskomponenten ist entscheidend für die Beurteilung der Gefährlichkeit des entstehenden Gemisches für Personal und Rettungsmannschaften. Die Feststoffpartikel gewinnen in zweierlei Hinsicht an Bedeutung. Zum einen wird durch sie die Sichtweite innerhalb des Gebäudes beeinträchtigt, zum anderen stellen sie auch eine erhebliche Belastung für Filteranlagen dar.

Die Geometrie der Anlage ist auf Bild 3.9 dargestellt. Dabei ist links oben ein Vertikalschnitt durch den Reaktor enthalten, der die Form eines Zylinders mit halbkugelförmigen Abschlüssen sowohl oben als auch unten hat. Die Anordnung und die Geometrie der einzelnen Räume ist dabei sehr unregelmäßig. Es gibt zwar eine klare Aufteilung in Stockwerke, allerdings erstrecken sich einige Räume über mehrere Etagen. Die Trennung der Räume in Raumbereiche und damit auch die Definition der Verbindungen der einzelnen Räume untereinander ist ebenfalls sehr schwierig und aufwendig. Unten sind links ein Horizontalschnitt durch den Reaktor in Höhe des Brandraumes, der auf dem Niveau +25 m angeordnet war, und rechts ebenfalls ein Horizontalschnitt durch die Ebene auf Höhe des Bezugsniveaus dargestellt. Rechts oben schließlich ist eine Skizze für die zehn Räume des verwendeten Modells für die Berechnungen im Vertikalschnitt enthalten.

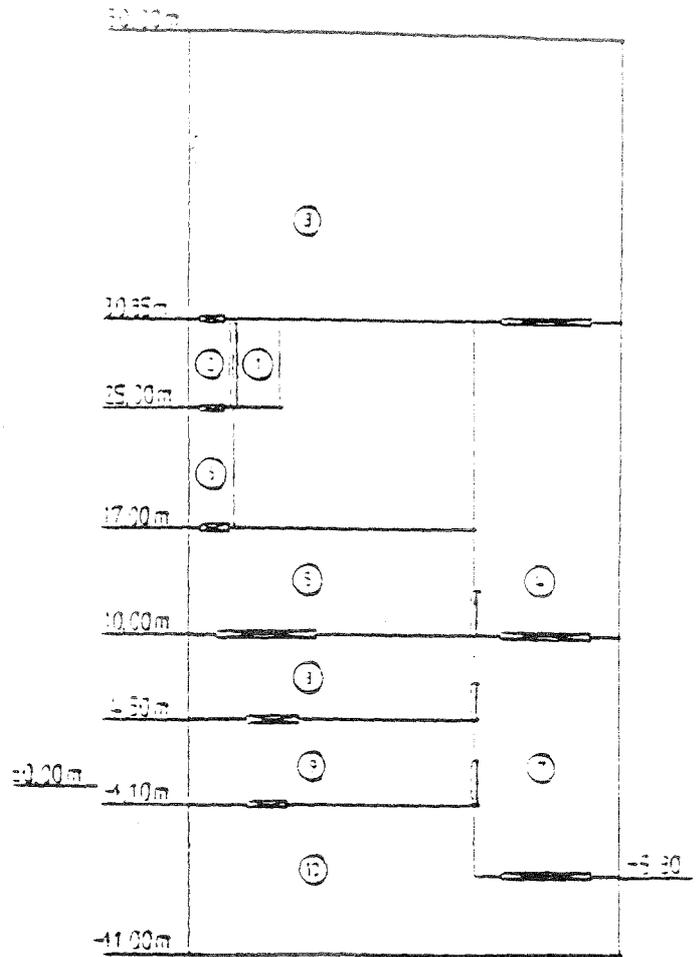
Durch die gewählte Modellierung entstehen mehrere mögliche Strömungspfade, die auch in der Anlage möglich sind. Weil sich einige Räume über mehrere Etagen erstrecken, konnten einige Verbindungen gar nicht berücksichtigt werden. Der Brandraum liegt im oberen Teil der Anlage im Raum 1.906 im Schnitt links unten auf Bild 3.9. Er ist ein länglicher, vergleichsweise schmaler Raum mit den Abmessungen von 4,50 x 1,75 x 3,00 m, der durch eine vertikale Öffnung von 0,95 x 3,0 m mit einem Vorraum verbunden ist, wobei die Heißgase aus der Öffnung nach dem Verlassen des Brandraumes direkt auf eine mit knapp 6,5 m<sup>2</sup> vergleichsweise große Deckenöffnung zuströmen und durch diese hindurch direkt in die etwa 20 m hohe Kuppel der Anlage gelangen. Dieser Punkt stellte auch bei den Berechnungen ein großes Problem dar. Schwierigkeiten bereitete vor allem die Tatsache, daß sich im Vorraum keine Heißgasschicht ausbildet.



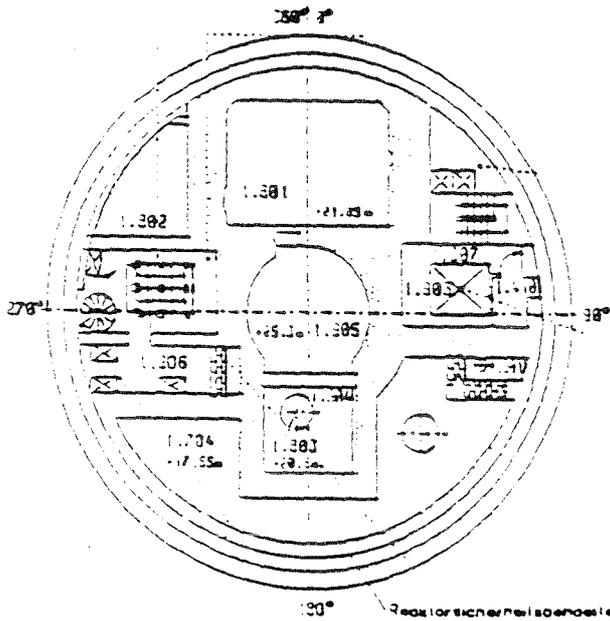
278°

96°

Vertikalschnitt



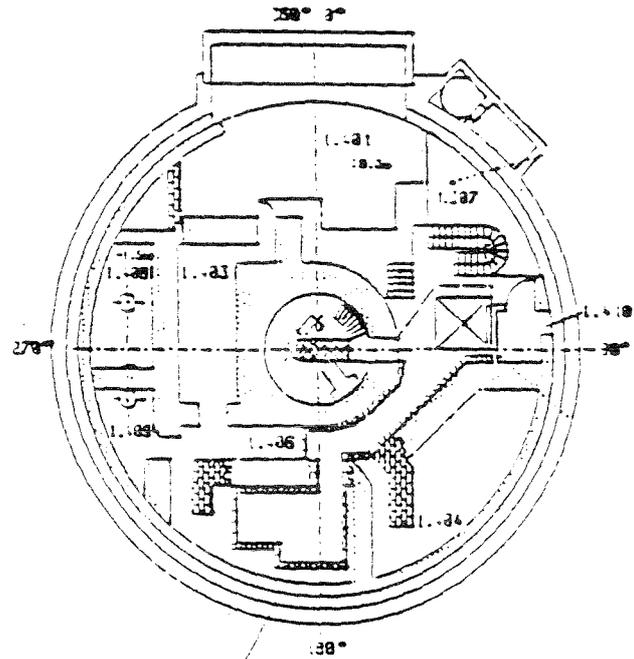
Geometrie für Rechenmodell



100°

Reaktorsicherheitsbehälter

Horizontalschnitt auf +25 m  
( Brandraumebene )



100°

Reaktorsicherheitsbehälter

Horizontalschnitt auf ±0 m

Bild 3.9: Vertikal- und Horizontalschnitte durch den Reaktor sowie Rechenmodell

Im Fußboden des Vorraums befindet sich eine etwa ebenso große Öffnung, durch die aus den unteren Bereichen kalte sauerstoffreiche Gase zuerst in den Vorraum nachströmen. Diese werden dann teilweise in die aus dem Brandraum ausströmenden Heißgase eingemischt oder strömen in den unteren Bereich des Brandraumes ein. In der Kuppel steigen die Rauchgase über der Öffnung im Fußboden unter Einmischung von kalter Luft aus der unteren Schicht nach oben und bilden eine Schicht aus, bis diese die gesamte Höhe ausfüllt. Im späteren Verlauf findet eine heftige Durchmischung im gesamten Gebäude statt und es strömen teilweise erwärmte Rauchgase wieder in den Bereich des Vorraumes und damit auch in den Brandraum zurück.

Der Brand erfolgte in einer 2,0 x 1,0 m großen Wanne, die vor Versuchsbeginn mit 50 l des "wenig rußenden" leichten Heizöls mit der Handelsbezeichnung SHELLSOL T gefüllt war. Nach ca. 7 Minuten erfolgte eine konstante Ölzufuhr von etwa 5,6 l/min. Die dabei erzielte Abbrandrate ist in Bild 3.1.2 dargestellt. Während des freien Abbrandes wurde eine maximale Abbrandrate von etwa 0,12 kg/s gemessen, was einer Leistung von ca. 5000 kW entspricht, während der gesteuerte Brand eine Leistung von knapp 3000 kW erreichte. Das verwendete Heizöl hatte dabei eine Dichte von  $756 \text{ kg/m}^3$  und einen Heizwert von  $42500 \text{ kJ/kg}$ . Die Berechnungen erfolgten dann mit der vereinfachten Form der Abbrandrate, die ebenfalls in Bild 3.10 enthalten ist. Sie ging als Eingabegröße unter Verwendung des Abbrandmodells nach Kapitel 3.2.1 ein. Dabei wurden die wesentlichen Phasen des zuerst freien Abbrandes und dann des etwa konstanten Verlaufes näherungsweise nachempfunden.

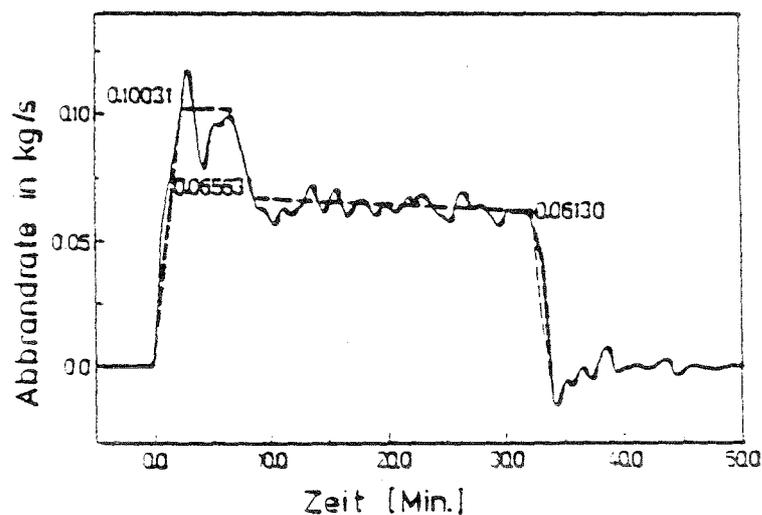
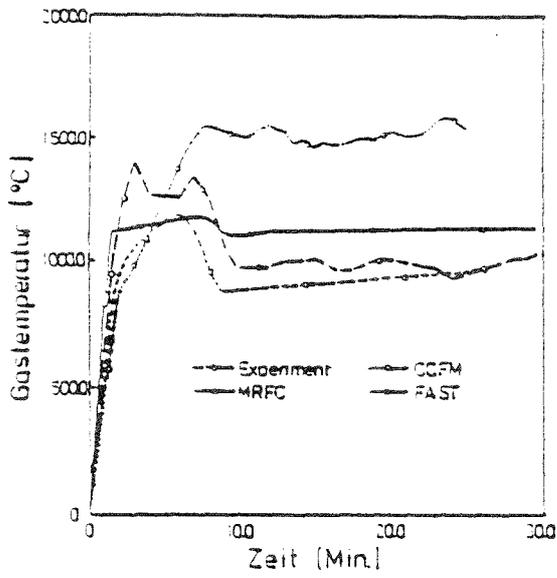
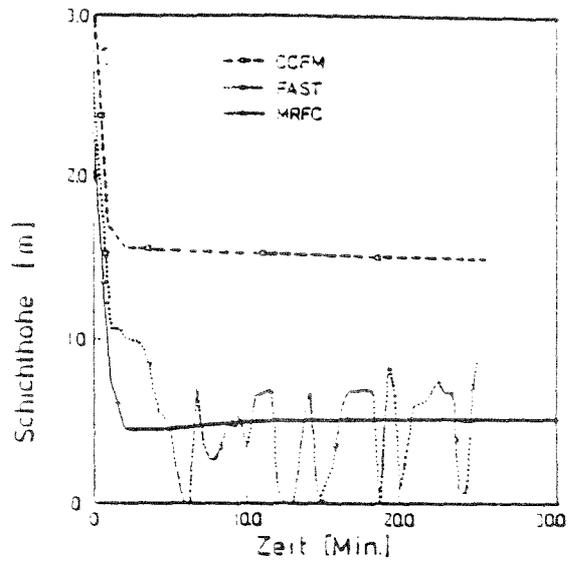


Bild 3.10: Verlauf der Abbrandrate bei Messung sowie bei Rechnung

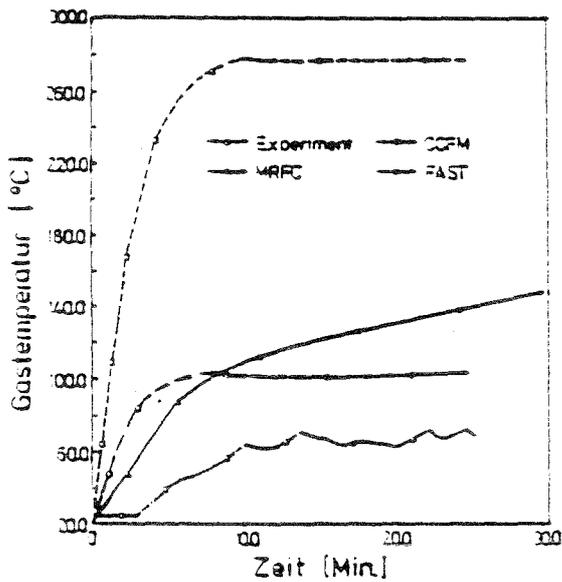
Mit diesen Vorgabewerten wurden sowohl mit dem Rechenprogramm MRFC, als auch mit den Modellen FAST [4] und CCFM [23] unabhängige Vergleichsrechnungen durchgeführt. Die Berechnungen mit den Modellen FAST und CCFM sind während eines Forschungsaufenthaltes im Sommer 1989 am National Institute of Standards and Technology ( NIST ) in Gaithersburg ( USA ) entstanden. In [24] ist eine



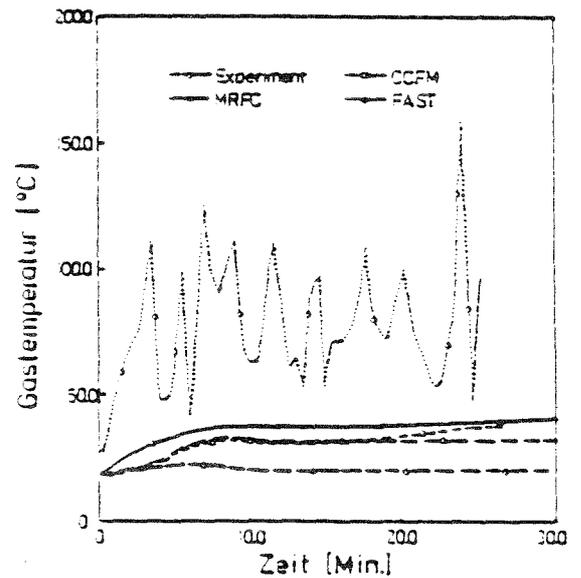
Gastemperatur im Brandraum



untere Schichthöhe im Brandraum



Temperatur in der Kuppel



Temperatur im unteren Bereich

Bild 3.11 Temperaturen in Brandraum, Kuppel und im unteren Bereich sowie Schichthöhe für Brandraum

vollständige Dokumentation dieser Berechnungen enthalten. Für das Modell CCFM mußten die Räume 9 und 10 der Skizze in Bild 3.9 zusammengefaßt werden. Es wurden für die globale Berücksichtigung der Energieverluste an das Gebäude für die Verluste der Plumestrahlung 20 %, für die Wärmeabgabe im Brandraum 65 % und für die Wärmeabgabe in den restlichen Räumen 50 % angesetzt.

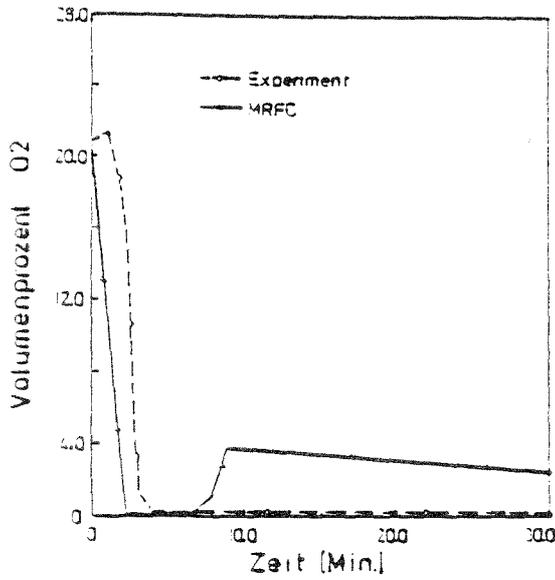
Für die Temperaturen im Brandraum, in der Kuppel ( Raum 3 ) und für den unteren Bereich des Containments ( Raum 5 ) sowie für die Schichthöhe der unteren Gasschicht sind in Bild 3.11 die zeitlichen Verläufe dargestellt. Dabei fällt auf, daß mit allen Programmen die Brandraumtemperaturen sehr gut bestimmt werden konnten. Lediglich das Ergebnis von FAST weicht nach etwa 10 Minuten im Verlauf des konstanten Abbrandes stärker von der gemessenen Kurve ab.

Das hängt vermutlich sehr stark mit der Entwicklung der Schichthöhe im Brandraum zusammen. Nach etwa 6 Minuten verschwindet die untere Gasschicht, wobei die Heißgasschicht den Fußboden erreicht. Diese geht nach kurzer Zeit wieder etwas zurück und schwingt schließlich in einem Bereich von 2,50 bis 3,00 m Dicke. Die beiden anderen Modelle liefern eine sehr schnell auf eine dann relativ konstante Größe abnehmende untere Gasschicht auf unterschiedlichem Niveau. Interessant ist, daß mit MRFC etwa eine Größe erreicht wird, um die die Kurve nach FAST schwingt.

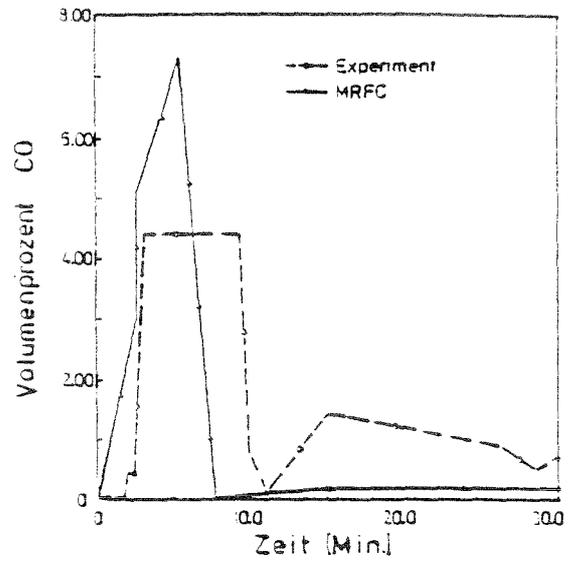
Dieser Effekt einer unregelmäßigen Temperatur verstärkt sich für das Ergebnis mit FAST noch für den unteren Bereich. Dabei werden deutlich höhere Temperaturen berechnet als mit den anderen Programmen, die beide zwei gemessene Verläufe aus diesem Bereich sehr gut repräsentieren. Größere Abweichungen können für die Temperatur in der Kuppel beobachtet werden. Das Rechenergebnis mit CCFM liegt fast dreimal so hoch wie das Meßergebnis, während die Berechnungen mit FAST etwa zwei Drittel der gemessenen Temperaturen erreichen. Die Kurve für MRFC liegt bis etwa 10 Minuten unter der gemessenen und dann etwa 30 °C darüber.

Eine Erklärung für diese Phänomene ist die unterschiedliche Behandlung der Einmischung beim Einströmen von Heißgasen in kalte Gasschichten und von kalten Gasen in Heißgaschichten an Öffnungen. Bei den Berechnungen mit FAST werden dabei offensichtlich die Temperaturen in der Kuppel unterschätzt, was auf eine Überschätzung der Einmischung an dieser verhältnismäßig hoch aufsteigenden Heißgassäule über der Deckenöffnung des Vorrums schließen läßt. Dies wird auch durch die Tatsache unterstützt, daß im Brandraum sogar höhere Temperaturen ermittelt werden als im Experiment und bei den anderen Rechnungen.

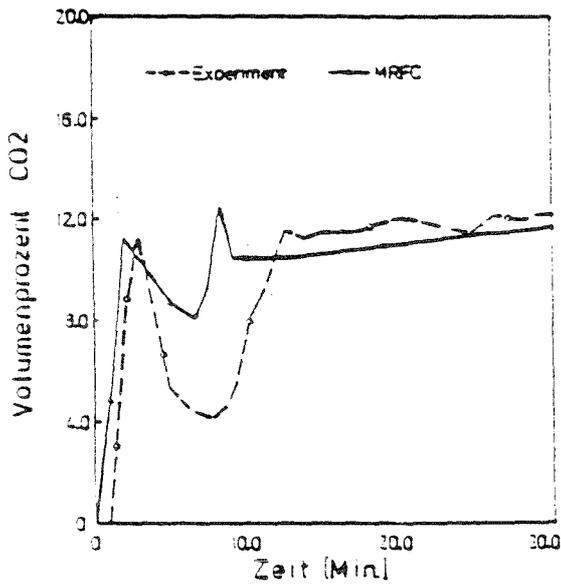
Für CCFM ist festzustellen, daß die pauschale Berücksichtigung der Wärmeabgabe an die Bauteile nicht angemessen ist. Damit werden allgemein zu hohe Temperaturen in den ersten Räumen nach dem Brandraum erzielt, während die Überschätzung mit abnehmender Entfernung vom Brandraum abnimmt. Für das Modell MRFC dagegen deutet einiges darauf hin, daß Einmischungen etwas unterschätzt werden, wie der Verlauf der Temperatur in der Kuppel zeigt.



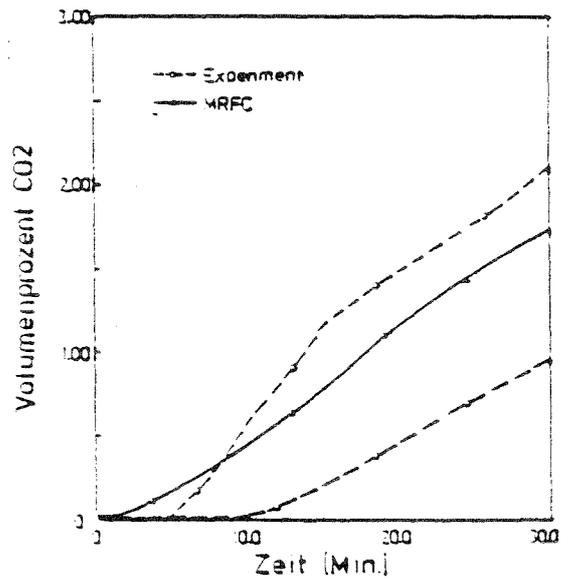
Sauerstoffgehalt an Brandraumtür



Kohlenmonoxidgehalt an Brandraumtür



Kohlendioxidgehalt an Brandraumtür



Kohlendioxidgehalt im unteren Bereich

Bild 3.12 : Gaszusammensetzung am Brandraum sowie Kohlendioxidgehalt im unteren Bereich des Containments

Auf Bild 3.12 sind für den Brandraum die Gaszusammensetzungen in Bezug auf Sauerstoff, Kohlenmonoxid und Kohlendioxid enthalten. Zusätzlich ist noch die Konzentration an Kohlendioxid im unteren Bereich der Anlage dargestellt. Dabei werden die Meßergebnisse mit den Ergebnissen der Berechnung mit dem Programm MRFC verglichen. Es zeigt sich deutlich, daß die Zusammensetzung vom Modell sehr gut wiedergegeben wird. Allerdings wird die Produktion von Kohlenmonoxid im Brandraum offenbar überschätzt. Interessant ist jedoch die Frage, warum sich bei gleichbleibendem Kohlenmonoxidgehalt der Kohlendioxidgehalt so stark reduziert. Eine mögliche Erklärung ist die Bildung von erhöhten Rußanteilen in dieser Phase des Brandes. Dessen Entstehung kann im Modell derzeit nicht berücksichtigt werden. Bei der Weiterentwicklung der Abbrandmodellierung ist auf diese Fragestellungen zu achten. Dafür sind allerdings weitere Versuche auszuwerten.

Der Sauerstoffgehalt wird durch das Modell im Verlauf des gleichmäßigen Abbrandes leicht überschätzt, während der Kohlenmonoxidgehalt unterschätzt wird. Das würde bedeuten, daß der Massenstrom aus dem Vorraum in den Brandraum überschätzt wird, denn bei vorgegebener Abbrandrate, also bei bekanntem Kohlenstoffangebot für die Verbrennung kann lediglich die Menge an zugeführter Luft überschätzt werden.

Auch die Zusammensetzung der Gase im unteren Bereich deuten darauf hin. Im Vergleich zur Rechnung sind zwei Meßkurven enthalten. Die Kurve mit den höheren gemessenen Werten liegt dabei im Bereich der in Bild 3.9 auf der rechten Seite abwärts gerichteten Strömung, während die Kurve mit den geringeren  $\text{CO}_2$ -Konzentrationen im Bereich der auf der linken Seite aufwärts gerichteten Strömung liegt. Dabei geht aus dem Vergleich hervor, daß offensichtlich zu Beginn der Berechnung die Strömung innerhalb des Gebäudes leicht überschätzt wird. Tendenziell gibt allerdings die gerechnete Kurve den tatsächlich beobachteten Zustand sehr gut wieder.

Zusammenfassend ist zu den Berechnungen im Vergleich mit den Messungen für alle bisher durchgeführten Projekte festzustellen:

- Die Zustände im Brandraum sowie in dessen näherer Umgebung werden im allgemeinen gut wiedergegeben.
- Die Gaszusammensetzung wird dabei auch gut erfaßt.
- Die Massenströme im entfernteren Bereich des Containments werden teilweise überschätzt.
- Die Anwendbarkeit des Modells auf komplexe Gebäude hinsichtlich der Ausbreitung von Rauchgasen sowie des Transportes von Massen- und Energieströmen wurde gezeigt.
- Es ist ein deutlicher Einfluß der Umsetzung der vorhandenen Geometrie in ein Modell erkennbar. Die sorgfältige Durchführung der erforderlichen Vereinfachungen ist unerlässlich.

### **3.7 Eingabegrößen und Ergebnisse der Simulation**

#### **- Eingabegrößen**

Die Beschreibung der Eingabedaten zum Simulationsmodell MRFC ist in Anhang 1.1 bis 1.16 zusammengestellt. Die Eingabedaten sind dabei in einen allgemeinen Teil, die Beschreibung der einzelnen Räume, der Öffnungen nach außen und der Verbindungen zwischen den einzelnen Räumen, der Einbauten, der Löschmaßnahmen und der Eigenschaften des Brandgutes bzw. des verwendeten Abbrandmodelles gegliedert. Die Erstellung der Datensätze erfolgt interaktiv mit einem Preprozessor, der sowohl auf einer VAX als auch auf MS-DOS und unter TOS für den Atari zur Verfügung steht.

#### **- Ergebnisse der Berechnung**

Die Ergebnisse werden bei der Berechnung für jeden Raum in eine separate Binärdatei abgespeichert, von der sie zur späteren Weiterbearbeitung gelesen werden können. Außerdem werden eine Kurz- und eine Langfassung der Ergebnisse jeweils in tabellarischer und druckfähiger Form erzeugt.

#### **- Langausgabe**

Die Langausgabe enthält zuerst die Eingabedaten. Danach werden in Form einer Matrix die für die Berechnung der Druckverteilung erforderlichen Informationen ausgegeben. Zu den gewünschten Zeiten werden die Massen- und Energieströme zwischen den einzelnen Räumen sowie zwischen den Räumen und den Kontrollbereichen in der Umgebung in tabellarischer Form wiedergegeben. Abschließend erfolgt für jeden Raum getrennt die Ausgabe der wesentlichen Ergebnisse der Berechnung sowohl für deren Extremwerte wie auch für deren zeitlichen Verlauf. Eine Zusammenstellung dieser Werte ist in den Tabellen 3.6 für maximal und minimal beobachteten Werte enthalten. Für diese wird dann der zeitliche Verlauf dieser Größen in tabellarischer Form ausgegeben, bevor abschließend jeweils die Summen der Massen- und Energiebilanzen für die einzelnen Gasschichten zur Kontrolle der Berechnungen wiedergegeben werden. Nach den Einzelergebnissen für die Räume werden für jede Gasschicht die äquivalenten Branddauern aus den Wärmebilanzberechnungen dargestellt mit den wesentlichen Parametern für die Temperaturberechnungen im Vergleichsbauteil.

#### **- Kurzausgabe**

Neben der Langausgabe der Ergebnisse wird eine weitere Datei erzeugt, die zuerst eine kurze Angabe der wesentlichsten Eingabeparameter enthält. Anschließend sind die Ergebnisse der Berechnungen nach DIN 18230 für den Brandraum mit den bestimmenden Parametern dargestellt. Zum Abschluß sind die wesentlichen Ergebnisse der Berechnung für jeden Raum in einer oder zwei Tabelle zusammengefaßt. Falls Ventilationsverhältnisse zu bestimmten Zeiten geändert werden, dann erfolgt eine Ausgabe dieser Zeiten für alle Öffnungen.

## Maximalwerte und Minimalwerte der abgespeicherten Groessen

Zeit	ZEIT =	[ min ]
Temperatur Heissgasschicht	TGO =	[ GrdC ]
Druck innen unten	PIU =	[ Pa]
Temperatur kalte Zone	TGU =	[ GrdC ]
Hoehe der Heissgasschicht	Z =	[ m]
Dichte der Gase heisse Zone	RHO1 =	[ kg/m]
Dichte der Gase kalte Zone	RHO2 =	[ kg/m]
Oeltemperatur in heisser Z.	TOEL =	[ Grd ]
Stahltemperatur in heisser Z.	TSTAHL =	[ Grd ]
Bauteil 1 : Decke		
Deckeninnentemperatur	TWI =	[ Grd ]
Deckenaussentemperatur	TWA =	[ Grd ]
Waermestrom innen	QI =	[ W/m2]
Waermestrom aussen	QA =	[ W/m2]
Waermeuebergangskoeff. innen	ALFI =	[ kW/mK ]
Strahlungsw.uebergang innen	STRI =	[ kW/mK ]
Bauteil 2 : Fussboden		
Fussbodentemperatur innen	TWI =	[ Grd C ]
Fussbodentemperatur aussen	TWA =	[ Grd ]
Waermestrom innen	QI =	[ W/m2]
Waermestrom aussen	QA =	[ W/m2]
Waermeuebergangskoeff. innen	ALFI =	[ kW/m2 K ]
Strahlungsw.uebergang innen	STRI =	[ kW/m2 K ]
Bauteil 3 : Wand heisse Zone		
Wandinnentemperatur	TWI =	[ Grd C ]
Wandaussentemperatur	TWA =	[ Grd ]
Waermestrom innen	QI =	[ W/m2]
Waermestrom aussen	QA =	[ W/m2]
Waermeuebergangskoeff. innen	ALFI =	[ W/m2K ]
Strahlungsw.uebergang innen	STRI =	[ W/m2K ]
Bauteil 4 : Wand kalte Zone		
Wandinnentemperatur	TWI =	[ Grd C ]
Wandaussentemperatur	TWA =	[ Grd ]
Waermestrom innen	QI =	[ W/m2]
Waermestrom aussen	QA =	[ W/m2]
Waermeuebergangskoeff. innen	ALFI =	[ kW/m K ]
Strahlungsw.uebergang innen	STRI =	[ kW/m K ]

Tabelle 3.6: Zusammenstellung der Ergebnisse für alle Räume

## Maximalwerte und Minimalwerte der abgespeicherten Groessen

		maximal	minimal
heisse Zone			
Sauerstoffgehalt der Abgase	O2V =	[ Vol. % ]	
CO2-Gehalt der Abgase	CO2V =	[ Vol. % ]	
CO-Gehalt der Abgase	COV =	[ Vol. % ]	
CH-Gehalt der Abgase	CHV =	[ Vol. % ]	
Kalte Zone			
Sauerstoffgehalt der Abgase	O2V =	[ Vol. % ]	
CO2-Gehalt der Abgase	CO2V =	[ Vol. % ]	
CO-Gehalt der Abgase	COV =	[ Vol. % ]	
CH-Gehalt der Abgase	CHV =	[ Vol. % ]	
heisse Zone			
Energiezufuhr	HZU =	[ kW ]	
Energieabfluss	HAB =	[ kW ]	
gespeicherte Energie	HSP =	[ kW ]	
Energieverluste	EV =	[ kW ]	
kalte Zone			
Energiezufuhr	HZU =	[ kW ]	
Energieabfluss	HAB =	[ kW ]	
gespeicherte Energie	HSP =	[ kW ]	
Energieverluste	EV =	[ kW ]	
heisse Zone			
Massenzustrom	PMZU =	[ kg/s ]	
Massenabfluss	PMAB =	[ kg/s ]	
Massenaenderung der Schicht	PMDE =	[ kg/s ]	
Massenverluste	PMVE =	[ kg/s ]	
kalte Zone			
Massenzustrom	PMZU =	[ KG/S ]	
Massenabfluss	PMAB =	[ KG/S ]	
Massenaenderung der Schicht	PMDE =	[ KG/S ]	
Massenverluste	PMVE =	[ kg/s ]	
Abbrandrate	RO =	[ kg/s ]	*)
freigesetzte Energie gesamt	HC =	[ kW ]	*)
freigesetzte Energie oben	HCOP =	[ kW ]	*)
stoech. Verbrennungsfaktor	PHI =	[ - ]	*)
optische Rauchdichte	OD =	[ 1/m ]	
Sichtweite	VIS =	[ m ]	

\*) Diese Groessen werden nur für den Brandraum berechnet.

Tabelle 3.6 ( Fortsetzung ): Zusammenstellung der Ergebnisse für alle Räume

## - Grafische Darstellung der Ergebnisse

Zu den Ausgabedateien wird noch eine Datei mit den wichtigsten Ergebnissen aufgebaut, die für grafische Darstellungen verwendet werden können. Dabei sind für den Brandraum die Brandflächen mit der Abbrandrate, die Restbrandlast und die freigesetzte Energie mit der von den Bauteilen absorbierten Energie sowie der stöchiometrische Verbrennungsgrad zusammen mit den aktuellen Luftwechselzahlen und dem Verhältnis von horizontalen zu vertikalen Öffnungen enthalten. Außerdem werden für jeden Raum die Temperaturen, Gaskonzentrationen, optischen Rauchdichten und Sichtweiten der heißen sowie der kalten Schicht und die Dicke der Rauchgasschicht angegeben. Für ein Atarisystem, unter dem Betriebssystem TOS, liegt ein Basic Plottprogramm vor, das diese Aufgabe erfüllt. Diese Datei kann u.U. auch mit einem kommerziellen Grafikprogramm mit wenigen Änderungen verwendet werden.

Beispielhaft für die Berechnungen sind zu Versuch 4.2.2 die darstellbaren Ergebnisse einer Simulation wiedergegeben. Bild 3.13 zeigt wesentliche Ergebnisse zum Brandverhalten im Brandraum, während in Bild 3.14 die Ergebnisse für die Rauchgasschichten dargestellt sind.

In Bild 3.13 sind auf dem ersten Bild jeweils die aktuellen Brandflächen und die Abbrandrate dargestellt. Der Brand breitet sich beim geometrischen Abbrandmodell ausgehend vom Brandherd nach vier Richtungen mit den Geschwindigkeiten  $v_x$  und  $v_y$  aus, bis die maximale Größe der Brandfläche erreicht ist. In den anderen Fällen wird dabei das Verhältnis von aktueller Abbrandrate zu spezifischer Abbrandrate oder die Ursprungsfläche verwendet. Bei den Potts ist die sich so ergebende Fläche jeweils als "Fläche 1" dargestellt.

Wenn am ursprünglichen Brandherd die gesamte Brandlast verbrannt ist, breitet sich beim geometrischen Abbrandmodell eine zweite Fläche mit den gleichen Ausbreitungsgeschwindigkeiten aus, auf der die Brandlast verbraucht ist. Diese Fläche ist in den Plotts als "Fläche 2" bezeichnet. Diese beiden Größen sind auf der rechten Achse dargestellt. Die aktuelle Abbrandrate ergibt sich dann aus der Differenz dieser beiden Flächen multipliziert mit der spezifischen Abbrandrate pro Flächeneinheit für das geometrische Abbrandmodell. Bei den anderen Abbrandmodellen ist die Fläche 2 Null und die Abbrandrate wird nach einem vorgegebenen Modell oder durch die eingegebenen Werte bestimmt. Für die Abbrandrate ist die linke Achse maßgebend.

Auf dem zweiten Bild ist auf der linken Achse die Restbrandlast dargestellt, die sich aus der ursprünglichen Brandgutmenge reduziert um den bereits verbrannten Anteil ergibt. Auf der rechten Achse kann die Energiefreisetzung und die von den Bauteilen absorbierte Energie abgelesen werden.

Auf dem dritten Bild ist der zeitliche Verlauf des Luftwechsels auf der linken Achse abzulesen. Dabei wird die gesamte Zuluftmenge einschließlich eventuell vorhandener Zwangsluft, bezogen auf das gesamte Hallenvolumen und die Dichte

der Umgebungsluft berücksichtigt. Auf der rechten Achse sind die Verhältnisse von vorhandener Luft zur erforderlichen Luft für die vollständige Verbrennung ( $\varphi$  - Wert aus Gl. 3.3.7) sowie das augenblickliche Verhältnis von Dachöffnungen zu vertikalen Öffnungen dargestellt. Mit dem  $\varphi$  - Wert kann beurteilt werden, in welchem Maß die theoretisch zur Verfügung stehende Brandlast durch Verbrennung verzehrt wird, wodurch Wärme entsteht, die Einbauten und Bauteile belastet. Am Verhältnis von horizontalen zu vertikalen Öffnungen kann die zeitliche Veränderung der horizontalen Öffnungen wie Lichtkuppeln oder RWA's abgelesen werden. Ein Verhältnis 0 besagt, daß entweder keine horizontalen Öffnungen vorhanden oder zum betrachteten Zeitpunkt geöffnet sind.

Auf Bild 3.14 sind für die Rauchgase links die Ergebnisse für den Brandraum und rechts für den anschließenden Raum dargestellt. Die ersten Plotts enthalten für alle Berechnungen den Verlauf der Schichthöhenentwicklung für die untere Schicht und der Temperaturentwicklung für den heißen und den kalten Gaskörper. Darunter ist die Zusammensetzung der oberen und der unteren Schicht angegeben, während der unterste Plot die Ergebnisse für die optische Rauchdichte und die Sichtweite enthält.

Die beiden Kurven im ersten Plott für die Rauchgastemperaturen sind jeweils mit Symbolen für "T oben" und "T unten" versehen. Für diese Kurven wird die rechte Achse verwendet. Auf der linken Achse kann die Entwicklung der Schichthöhe für die untere Gasschicht abgelesen werden. Die zugehörige Kurve ist mit dem Symbol "Raute" versehen. Beim Brand auf der gesamten Hallenfläche, wenn die Schichthöhe die gesamte Hallenhöhe erreicht hat, vereinigen sich die beiden Kurven. Dieser Übergang ist bei geringen Ventilationen kaum feststellbar. In diesen Fällen geht die gemeinsame Kurve aus der Kurve für die heiße Schicht hervor, wobei die Temperatur der unteren Schicht das gleiche Niveau annimmt. Dies ist einsichtig, da das Volumen des unteren Gaskörpers sehr klein wird und bei der Gesamtenergiebilanz nur einen geringen Einfluß hat. Für die Darstellung der Schichthöhenentwicklung ist somit die linke Achse und für die Temperaturen die rechte Achse maßgebend.

Die mittleren Bilder enthalten den Anteil an  $O_2$ ,  $CO_2$ ,  $CO$  und unverbrannte Kohlenwasserstoffe ( $CH_4$ ) in Volumen % an den Rauchgasen. Die Komponenten  $O_2$  und  $CO_2$  sind auf der linken Achse dargestellt, während die rechte Achse für  $CO$  und  $CH_4$  verwendet wird. Dies ist in der üblicherweise vergleichsweise geringen Konzentration dieser Stoffe begründet.

Unten sind jeweils auf der linken Achse die Sichtweite in der oberen und der unteren Schicht dargestellt, während die rechte Achse jeweils die zugehörigen optischen Rauchdichten wiedergibt.

In der Mitte über den Bildern ist jeweils die Bezeichnung des zugehörigen Laufes angegeben. Links davon stehen immer die zum Symbol gehörenden Größen, für die jeweils die linke Achse gilt. Rechts davon stehen die entsprechenden Größen mit den Symbolen für die dann die rechte Achse zu verwenden ist.

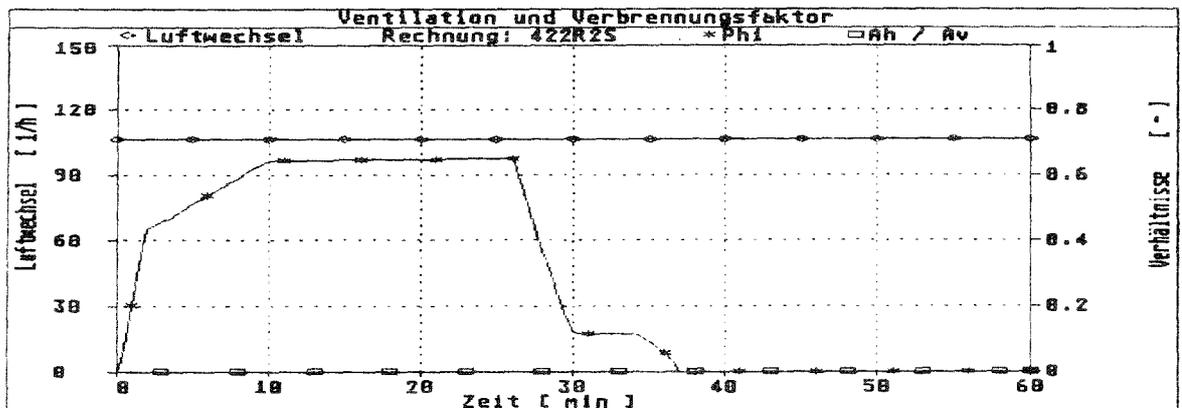
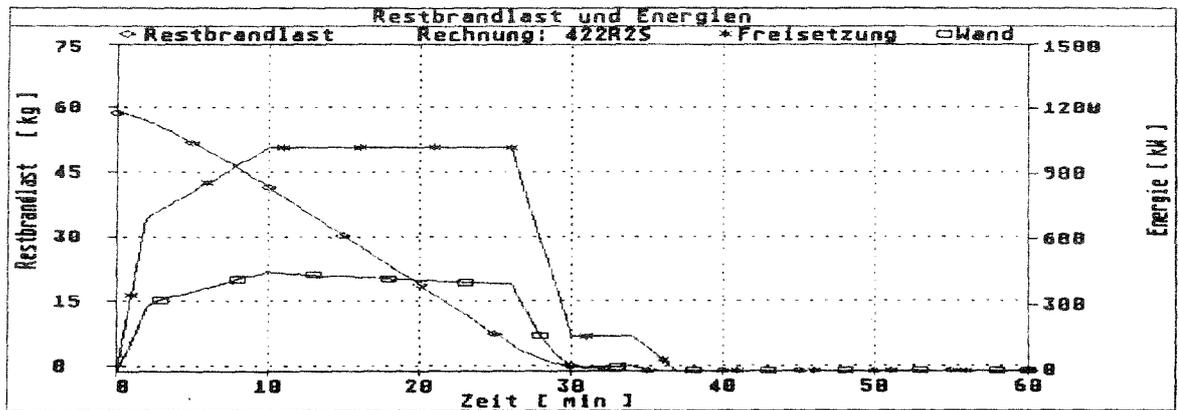
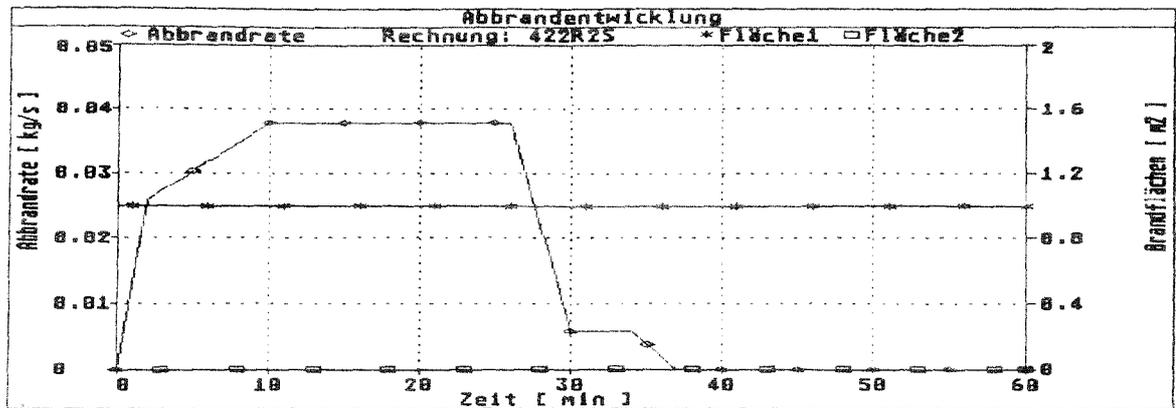


Bild 3.13: Ergebnisse einer Berechnung für die Abbrandvorgänge im Brandraum

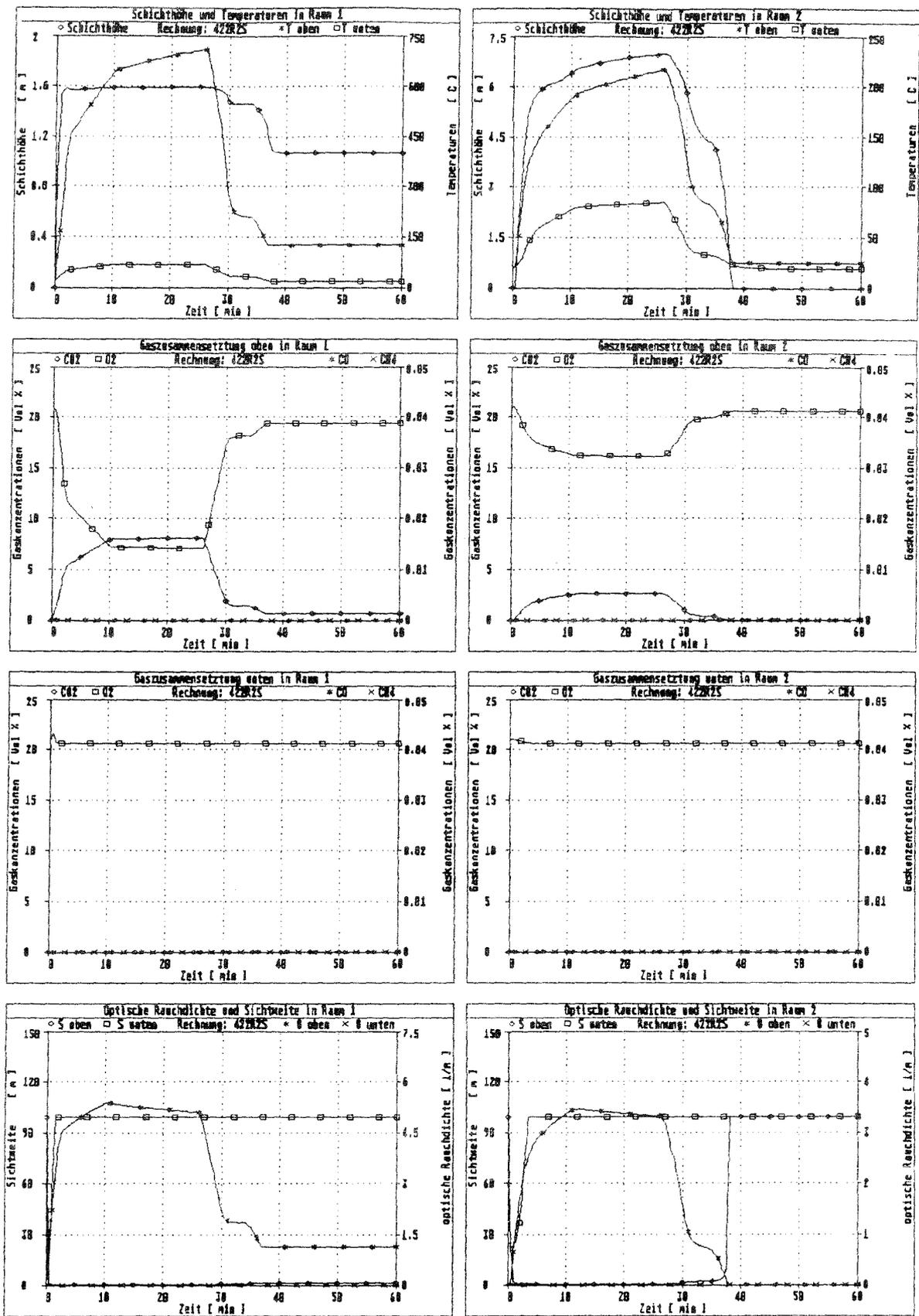


Bild 3.14: Ergebnisse einer Berechnung für die Gasschichten in zwei Räumen

#### 4. Simulation der m-Faktor-Versuche

##### 4.1 Voruntersuchungen zur Bestimmung des Temperaturverlaufes im Vergleichselement bei ETK-Versuchen

Die Eichversuche für den größeren Brandraum erbrachten das Ergebnis, daß sich unter ETK-Temperaturbelastung im Vergleichselement für die Bestimmung der äquivalenten Branddauer eine andere Temperaturverteilung einstellt als in der kleinen m-Faktor-Anlage (Abb. 27 in [1]). Damit stellt sich die Frage, ob diese Abweichung durch die unterschiedlichen Randbedingungen in den beiden Anlagen bedingt ist.

Die dominierenden Phänomene für die Temperaturverteilung im Vergleichselement und damit die Temperatur in einer Bezugstiefe von 50 mm sind der Wärmeübergang an den Kontaktflächen zwischen Vergleichselement und Gasen sowie die Wärmeleitung innerhalb des Vergleichselementes. Die modellmäßige, physikalisch mathematische Beschreibung der Wärmeleitung ist davon bisher am besten gelöst. Vergleichsrechnungen haben ergeben, daß gemessene Temperaturverteilungen in Bauteilen sehr gut nachvollzogen werden können, wenn die Materialkenngrößen in Abhängigkeit von der Temperatur bekannt sind. Der Vorgang wird durch die Fourier-Gleichung (Gl. 3.3.14) beschrieben, bei der Wärme- und Temperaturleitfähigkeit des Materials benötigt wird.

Die modellmäßige Beschreibung des Wärmeüberganges dagegen bereitet größere Schwierigkeiten. Die Wärme wird durch Strahlung und Konvektion übertragen. Dieser Vorgang kann nur näherungsweise beschrieben werden. Je nach Ablauf des Brandgeschehens werden unterschiedliche Einflüsse dominierend. Der Einfluß der Flammenstrahlung hängt u. a. vor allem von der Flammenhöhe, der Intensität des Abbrandes und dem Abstand der Flamme vom Vergleichsbauteil ab. Die Strahlung der Heißgasschicht hängt sehr stark von der Dicke und der Zusammensetzung der Schicht ab. Reflexion und Absorption der Strahlung im Raum hängen zusätzlich zur Form und Zusammensetzung der Gasschichten noch von der Anordnung und Oberflächenbeschaffenheit der umgebenden Bauteile ab. Einige Rechenmodelle arbeiten mit teilweise sehr komplizierten Modellen für die Berücksichtigung der Strahlung bei der Berechnung der Bauteiltemperaturen. Für das hier verwendete Simulationsmodell wird ein vergleichsweise einfacher Ansatz verwendet, bei dem von konstanten Strahlungszahlen ausgegangen wird (vgl. Abschnitt 3.3).

Die Übertragungsmechanismen für den konvektiven Anteil der aus dem Brandraum auf das Vergleichselement übertragenen Energie sind bisher für Grenzfälle besser bekannt und physikalisch beschrieben. Für die Anwendung in konkreten Rechenmodellen ist allerdings die Kenntnis der Strömungsvorgänge im Bereich der Kontaktfläche von entscheidender Bedeutung für die Formulierung des Wärmeüberganges. In der Regel liegt an der Kontaktfläche keine freie Konvektion vor. Durch die dynamischen Prozesse am Brandherd hat die Strömung vielmehr den Charakter einer erzwungenen Strömung, für die allerdings die treibenden Kräfte nicht genau bekannt sind.

Die freien Parameter für den Wärmestrom in das Vergleichselement nach Gl. (3.3.13) sind die konvektive Wärmeübergangszahl  $\alpha$  und die mittlere Strahlungszahl  $\epsilon$ . Die Lösung der Fourierrechnung ist numerisch möglich, wenn konstante Zeitschnitte verwendet werden und das Vergleichselement in Scheiben gleicher Dicke unterteilt wird. Die Temperaturen zu jedem Zeitschritt in der Mitte dieser Scheiben sind die unbekanntenen Größen der Differentialgleichung.

Mit dem Differenzenverfahren nach Schmidt [z. B. 26] kann dann Gl. (3.3.14) umgeformt werden zu:

$$\frac{\Delta T (x = \text{const})}{\Delta t} = a \cdot \frac{\Delta^2 T (t = \text{const})}{\Delta X^2} \quad \text{Gl. (4.1.1)}$$

mit:  $T$  = Temperatur im Vergleichselement  
 $\Delta t$  = Zeitabschnittgröße  
 $\Delta X$  = Schichtdicke im Vergleichselement  
 $a$  = Temperaturleitfähigkeit

Die Stoffwerte werden in Abhängigkeit von der Temperatur eingesetzt. Damit kann die Temperatur in jeder Schichtmitte zum Zeitpunkt  $n \cdot \Delta t$  bestimmt werden aus den Temperaturen an den Schichtmitten  $m$  zum Zeitpunkt  $(n - 1) \cdot \Delta t$  aus

$$\frac{T_{m, n+1} - T_{m, n}}{\Delta t} = a (T_n) \frac{T_{m+1, n} - 2T_{m, n} + T_{m-1, n}}{\Delta X^2} \quad \text{Gl. (4.1.2)}$$

Diese Gleichung liefert alle Temperaturen im Inneren des Bauteiles. Für die äußerste Schicht und die Oberflächentemperatur sind weitere Überlegungen erforderlich. Es wird angenommen, daß die Speicherung der Energie in der ersten Schicht vernachlässigt wird. Für den Wärmestrom an der Oberfläche gilt dann

$$\frac{\dot{Q}}{A} = \frac{(T_K - T_W) \lambda}{\frac{\Delta X}{2}} = (T_W - T_f) \cdot \alpha. \quad \text{Gl. (4.1.3)}$$

Daraus folgt schließlich

$$T_W = \frac{\frac{2}{\Delta X} \cdot T_K + \frac{\alpha}{\lambda} \cdot T_f}{\frac{\alpha}{\lambda} + \frac{2}{\Delta X}} \quad \text{Gl. (4.1.4)}$$

Darin bedeuten:

$T_W$  = Oberflächentemperatur am Bauteil  
 $T_K$  = Temperatur in der Mitte der äußeren Schicht  
 $T_f$  = Gastemperatur außerhalb des Übergangsbereiches  
 $\Delta X$  = Schichtdicke im Bauteil  
 $\alpha$  = Wärmeübergangszahl an der Oberfläche (incl. Strahlung)  
 $\lambda$  = Wärmeleitfähigkeit in äußerster Schicht

Durch Variation der freien Parameter  $\alpha$  und  $\epsilon$  aus Gl. (3.3.13) und Vergleich der damit berechneten Temperaturprofile mit gemessenen Verläufen im Vergleichselement für die kleine und die große m-Faktoranlage unter ETK-Temperaturbelastung können die Parameter für die Berechnung anderer Temperaturbelastungen bestimmt werden. Für die Gastemperatur  $T_f$  zur Zeit  $t$  in Gl. (4.1.3 und 4.1.4) wird dabei die ETK-Kurve nach der Beziehung

$$T_f = 20 + 345 \cdot \log(8 \cdot t + 1) \quad \text{Gl. (4.1.5)}$$

Die Stoffwerte für das Vergleichselement sind nicht exakt für den gesamten Temperaturbereich verfügbar. Daher wurden für die Berechnungen Stoffgesetze für ähnliche Stoffe aus [27, 28] entnommen. Für eine Chromnickellegierung aus 25 % Chrom, 20 % Nickel und 55 % Eisen gelten danach für die Temperatur  $T$ :

$$a = (3,61 + 1,7 \cdot 10^{-3} \cdot T) \cdot 10^{-6} \quad [\text{m}^2/\text{s}]$$

$$\lambda = 12,8 + 0,015 \cdot T \quad [\text{W}/\text{mK}] \quad \text{Gl. (4.1.6)}$$

Für Vergleichsrechnungen wurden zusätzlich diese Größen linear verändert. Außerdem wurden Stoffgesetze für Stahl verwendet, um den Einfluß der Materialeigenschaften zu studieren. Für Stahl gelten die Beziehungen

$$a = (12 - 4,226 \cdot 10^{-3} \cdot T - 1,131 \cdot 10^{-5} \cdot T^2) \cdot 10^{-6} \quad [\text{m}^2/\text{s}]$$

$$\lambda = 45 - 0,0125 \cdot T - 1,25 \cdot 10^{-5} \cdot T^2 \quad [\text{W}/\text{mK}] \quad \text{Gl. (4.1.7)}$$

Daraus geht hervor, daß mit zunehmender Temperatur ein grundsätzlich anderes Verhalten für Stahl zu erwarten ist. Im Gegensatz zur Chrom-Nickel-Legierung nehmen die Wärmeleitfähigkeit und die Temperaturleitzahl beim Stahl ab, während sie bei der Legierung zunehmen.

Die Bestimmung der Wärmeübergangszahl erfolgt gemäß [3]. Danach hängt die Größe des Wärmeüberganges vom Rauchgas zum Bauteil ab von der Gastemperatur  $T$  und der Geschwindigkeit  $w$  der Gasströme in der Grenzschicht. Danach gilt:

$$\alpha = (8,58 + 0,00263 \cdot T) \cdot w^{0,5} \quad \text{Gl. (4.1.8)}$$

Mit diesen Grundlagen wurden mehrere Berechnungen durchgeführt. In Anhang 2 sind die Temperaturverläufe in 5 cm Tiefe (also an der Stelle, an der bei den m-Faktor-Versuchen ein Thermoelement angebracht war) in Abhängigkeit von der Branddauer bis zu 90 Minuten dargestellt. Zum Vergleich sind jeweils die Temperaturverläufe für die kleine Anlage mit 8 m<sup>3</sup> und die große Anlage mit 64 m<sup>3</sup> dargestellt. Beide Kurven entstanden unter ETK-Temperaturbelastung, die durch Messung der Gastemperatur im Abstand von 10 cm von der Decke kontrolliert wurde (Abb. 2.1, Abb. 2.2 und Abb. 11 aus [1]). Die experimentell festgestellten Unterschiede sind nur durch einen veränderten Wärmeübergang infolge anderer Strahlungs- oder Strömungsverhältnisse im Brandraum zu erklären, wobei davon ausgegangen werden kann, daß Temperaturmeßfehler ausgeschlossen sind.

In Anhang 2.1 auf dem oberen Bild sind die Ergebnisse für üblicherweise verwendete Größen für den Wärmeübergang dargestellt. Dabei zeigt sich, daß damit der Temperaturverlauf in der großen Anlage recht gut simuliert werden kann. Bis zu 60 Minuten Branddauer kann dabei eine Abweichung für die Stahltemperaturen von 50 - 70°C festgestellt werden, was bei der äquivalenten Branddauer eine Abweichung von etwa 10 Minuten bedeutet. Danach liegt die Temperatur etwa 20°C unter den gemessenen Werten. Der "Fehler" in der äquivalenten Branddauer beträgt dabei etwa 3 Minuten. Dieser Verlauf deutet darauf hin, daß im Bereich von Temperaturen unter etwa 300°C die Temperaturleitfähigkeit des Stoffes, oder der Wärmeübergang zu hoch eingeschätzt werden.

Auf dem unteren Bild ist der Einfluß der Stoffwerte dargestellt. Bei unveränderten Bedingungen für den Wärmeübergang wurden dabei die Stoffwerte nach Gl. (4.1.6) im Rahmen einer Größenordnung verändert. Die Abweichungen bis zu einer Halbierung der ursprünglichen Stoffwerte sind als sehr gering einzuschätzen, wobei mit abnehmender Temperaturleitfähigkeit insgesamt niedrigere Temperaturverläufe entstehen. Interessant ist, daß mit um 75 % geänderten Stoffwerten bis 40 Minuten Branddauer der gemessene Kurvenverlauf sehr gut angenähert wird.

In Anhang 2.2 und 2.3 sind jeweils die Heißgasgeschwindigkeit  $w$  und die Strahlungszahl  $\epsilon$  variiert. Es wird deutlich, daß der Temperaturverlauf für die kleine m-Faktor-anlage mit hohen Strahlungs- und Wärmeübergangszahlen nachvollzogen werden kann, während für die große Anlage mittlere Strahlungszahlen und sehr geringe Werte für die Gasgeschwindigkeit sehr gute Ergebnisse liefern. Es kann somit festgestellt werden, daß der Einfluß der Heißgasgeschwindigkeit für eine ETK-Temperaturbelastung im Bereich der ersten etwa 40 Minuten dominiert, während danach der Einfluß der Strahlungszahl deutlich zunimmt.

In Anhang 2.4 sind 4 Berechnungen mit Stoffgesetzen für Stahl dargestellt. Die Kurven verlaufen ähnlich wie die für Chrom - Nickel - Stahl. Das deckt sich mit den Ergebnissen auf Anhang 2.1. Ein Einfluß des Materialverhaltens wird erst bei deutlichen Abweichungen bemerkbar. Der dominierende Einfluß bei der Berechnung des Temperaturverlaufes im Inneren des Bauteils ist die Modellierung des Wärmeüberganges.

Den Berechnungen kann insgesamt entnommen werden, daß der Temperaturverlauf bei ETK-Brandbelastung in der kleinen m-Faktor-Anlage mit  $\epsilon = 0,9$  und  $w = 20$  m/s und in der großen Anlage mit  $\epsilon = 0,75$  und  $w = 0,1$  m/s sehr gut nachgerechnet werden kann. Für diese Verhältnisse sind die Ergebnisse in Abb. 4.1 im Vergleich zu den gemessenen Verläufen dargestellt. Es ist festzustellen, daß die gefundenen Parameter von  $\epsilon = 0,9$  und  $w = 20$  m/s für die kleine Anlage als nicht praxisgerecht anzusehen sind. Bei der großen Anlage erscheint die Strahlungszahl  $\epsilon = 0,75$  im Rahmen von praktischen Größen zu liegen, während der Wert von  $w = 0,1$  m/s in der Praxis kaum auftreten wird.

Grundsätzlich zeigen die theoretischen Untersuchungen, daß bei den m-Faktor-Kalibrierversuchen unter ETK-Beanspruchung jeweils deutliche Unterschiede hinsichtlich der thermischen Wärmeübergangsbedingungen bei vermutlich sehr starkem Strahlungseinfluß in der kleinen Anlage geherrscht haben. Die Versuche sind somit nicht konsistent.

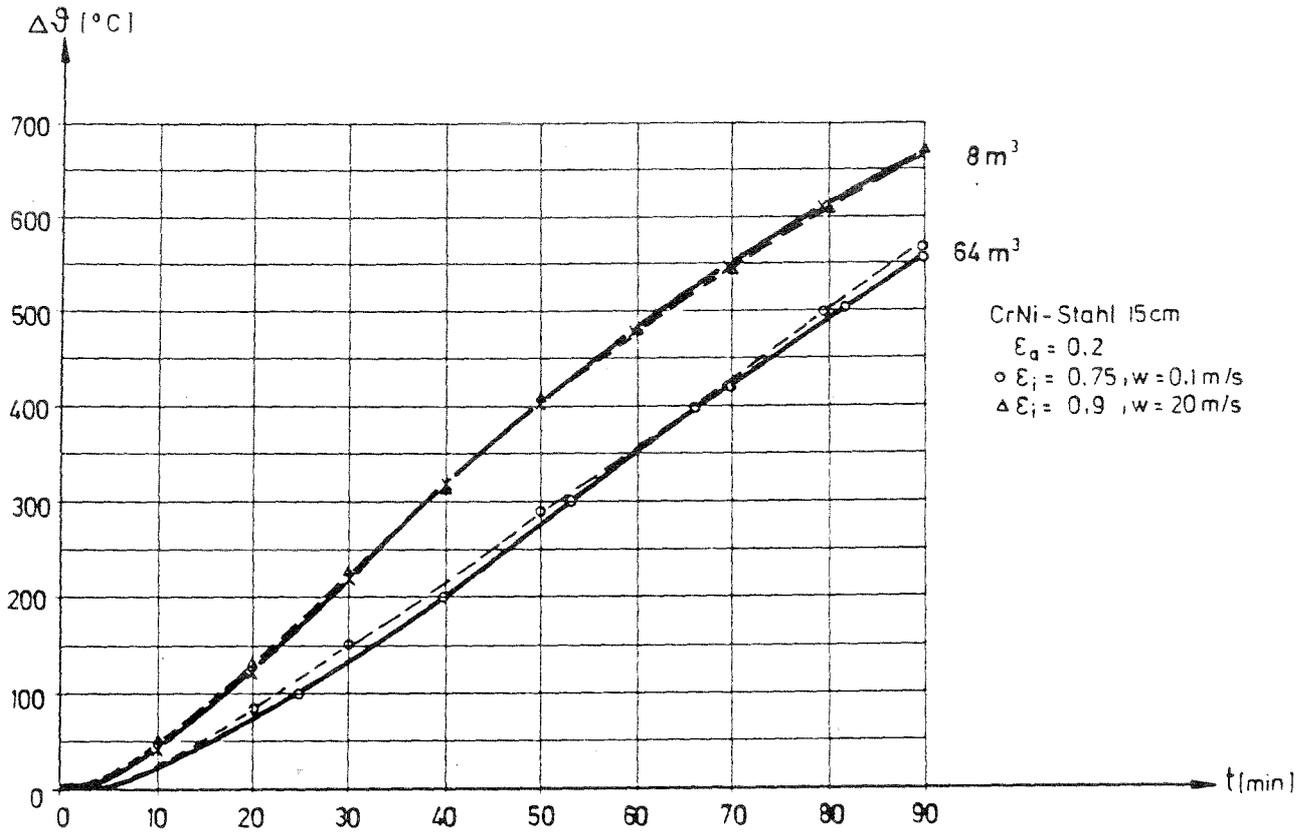


Abb. 4.1: Temperaturen im Indikatorelement in 5 cm Tiefe für beste Annäherung an gemessene Verläufe

## 4.2 Diskussion und Ergebnisse der ausgewählten Versuche

Im folgenden werden die experimentellen Ergebnisse der für die Berechnungen ausgewählten Versuche kurz diskutiert. Die Versuchsergebnisse selbst sind in ausgewählten Teilen im Anhang 3 zusammengestellt. Eine ausführliche Zusammenfassung dieser Ergebnisse ist in dem zugehörigen Versuchsbericht der MPA-Dortmund zu finden [1]. Von den insgesamt 36 Versuchen werden 11 in die rechnerischen Analysen einbezogen. Darin sind enthalten:

- 4 Versuche mit Kanthölzern 40 x 40 mm,
- 1 Versuch mit Kanthölzern 200 x 200 mm,
- 2 Versuche mit Isopropanol,
- 2 Versuche mit Methylalkohol,
- 1 Versuch mit Sanitärkrepp,
- 1 Versuch mit PP-Teilen (in der Wanne).

Die nachstehende Diskussion bezieht sich vor allem auf die gemessenen Temperaturverteilungen innerhalb der Versuchskammer, weil dieses im Hinblick auf die rechnerische Analyse mit Hilfe einer Zwei-Zonen-Modellierung von Bedeutung ist. Weiterhin werden Konsistenzbetrachtungen bezüglich der gemessenen Heat-Release-Rate (HRR) und Gaskonzentrationen vorgenommen.

Die Temperaturmessungen in der Versuchskammer erfolgten mit vier Meßsäulen (A, B, C und D) wie auf der Abb. 11 im Anhang 3 dargestellt. Die Säulen B und C sind beide im inneren Bereich der Kammer angeordnet, so daß an diesen Meßstellen die höchsten Temperaturen zu erwarten sind. Die Meßsäule A liegt noch im Zuluftbereich der Kammer, Meßsäule D liegt im Abluftbereich.

Die Ergebnisse des Versuches 3.2.1.a (Kanthölzer 40 x 40 mm) sind im Anhang 3.1.1 bis 3.1.8 dargestellt. Die 4 Thermosäulen zeigen keine ausgeprägte Temperaturdifferenz bezüglich der maximalen Gastemperatur. Das Temperaturfeld in der Kammer weist jedoch Temperaturgradienten von knapp 200 Grad auf, das sind etwa 40 % bezogen auf die maximale Temperatur von 500°C. Eine genauere Analyse zeigt, daß sich die Temperaturverteilung über die Raumhöhe durch zwei Schichten darstellen läßt (Anhang 3.1.3). Nach 30 min ist das Temperaturfeld in der Kammer nahezu homogen (Anhang 3.1.5).

Der Verlauf der Restbrandlastkurve ist im Vergleich zu den gemessenen Temperaturen nicht plausibel. Nach 20 Minuten wird das Temperaturmaximum erreicht, während die Restbrandlast bereits den Wert 0 liefert. Auch die starke Brandlastabnahme zwischen 12 und 15 Minuten zeigt sich bei den gemessenen Temperaturen nicht.

Die maximale Heat-Release-Rate (HRR) liegt bei 1000 kW, sie tritt nach etwa 16 min auf. Dies entspricht dem ersten gemessenen Temperaturmaximum. Das gemessene zweite relative Temperaturmaximum spiegelt sich in der HRR nicht wieder.

Die gemessenen O<sub>2</sub> und CO<sub>2</sub>-Kurven verlaufen analog den gemessenen Temperaturen (Anhang 3.1.7). Der Druckverlauf im Brandraum (Anhang 3.1.8) ist dagegen nicht erklärbar.

Der Versuch 3.2.3.b (Kanthölzer 40 x 40 mm) hat ergeben, daß nach etwa 20 min Branddauer in der Kammer keine größeren Temperaturdifferenzen mehr vorhanden sind (Anhang 3.2.1 und 3.2.2). Eine Schichtung ist nach dieser Zeit ebenfalls nicht erkennbar (Anhang 3.2.3).

Im Verlauf der Restbrandlast ist die Konstanz zwischen 40 und 60 Minuten nicht erklärbar. Die Temperaturen nehmen nahezu gleichmäßig ab. An den Übergängen sind jedenfalls keine größeren Änderungen der Brandraumtemperaturen feststellbar.

Die HRR spiegelt das Temperaturmaximum nach 20 min durch einen Peak mit ca. 1.800 kW Leistung wieder. Der Temperaturanstieg bis 20 min korreliert dagegen nicht mit der HRR.

Die Messung der Druckdifferenz in der Brandkammer wird nach 20 min negativ, d. h. es wurden Unterdrücke bis - 4.0 Pa gemessen. Der Verlauf der Meßwerte ist schwer erklärbar.

Der Versuch 3.2.6 (Kanthölzer 40 x 40 mm, s. Anhang 3.3.1 bis 3.3.5) hat ergeben, daß es bis 15 min Branddauer größere Temperaturdifferenzen (300 Grad) in der Kammer gibt. Die Schichtgrenze liegt bei etwa 1.80 m, sie sinkt bis 20 min auf ca. 2.50 m ab, danach ist eine Schichtung nicht mehr feststellbar. Die Temperaturen der einzelnen Thermosäulen zeigen deutliche Temperaturunterschiede, was bei den anderen Versuchen nicht der Fall war. Säule A zeigt die höchsten, Säule D die niedrigsten Temperaturen. Dieses entspricht nicht den Erwartungen (Anhang 3.3.1). Die Temperaturen der Säule C korrelieren mit denen der Säule A. Größere Unstimmigkeiten treten an der Säule C ab ca. 40 min Branddauer auf (Strahlungseinfluß?).

Beim Vergleich der Restbrandlasten mit den gemessenen Temperaturen sind keine Auffälligkeiten feststellbar.

Die Heat-Release-Rate nach Anhang 3.3.3 korreliert schwach mit den gemessenen Temperaturen. Nach 40 min Branddauer fällt die Messung praktisch aus. Das Maximum der HRR liegt bei knapp 2.000 kW, die mittlere Leistung zwischen 18 und 38 min Branddauer liegt bei 1.800 kW.

Die gemessenen O<sub>2</sub>- und CO<sub>2</sub>-Verläufe entsprechen naturgemäß dem Verlauf der HRR. Die Unterdrücke bei diesem Versuch lagen zwischen -14 Pa (t = 0) und -23 Pa (t = 100), d. h. es wurde ständig im Unterdruckbereich gebrannt.

Der Versuch 3.2.8 (Kanthölzer 40 x 40 mm) ist in Anhang 3.4.1 bis 3.4.5 dargestellt. Die Thermosäulen B, C und D zeigen diesmal die höchsten Temperaturen, bei vergleichsweise geringen Temperaturdifferenzen bei C und D. Die Säule B zeigt wiederum größere Temperaturschwankungen (Meßfehler?), Säule A zeigt dagegen bei einem etwa um 100 Grad niedrigeren Temperaturniveau, daß es in der Kammer keine Schichtung gibt.

Die Zunahme der Abbrandrate nach etwa 25 Minuten korreliert mit der deutlichen Zunahme vor allem der Temperaturen im unteren Bereich. Nicht nachvollziehbar ist dagegen die Abkühlphase ab etwa 100 Minuten, wobei die Brandraumtemperaturen auf einem hohen Niveau verbleiben, aber die gesamte Brandlast verbraucht ist.

Die HRR zeigt nach 30 min ein deutliches Maximum von 3200 kW, was mit den Temperaturmessungen nicht korreliert. Ein 2. relatives Maximum mit 2.200 kW tritt bei 60 min Branddauer auf. Zu diesem Zeitpunkt sind auch die Kammertemperaturen am höchsten.

Die Gaskonzentrationen von  $O_2$  und  $CO_2$  entsprechen ehestens dem Verlauf der HRR. Sehr geringe  $CO$ -Anteile wurden nach 30 min gemessen.

Der Kammerdruck geht von + 6 Pa ( $t = 0$ ) auf + 3 Pa ( $t = 100$  min) zurück, d. h. der Versuch wurde bei Überdruck durchgeführt. Die Drücke nehmen mit zunehmender Branddauer jedoch ab.

Der Versuch 4.1.2 mit Kanthölzern 200 x 200 mm hat einen sehr differenzierten Abbrand ergeben (s. Anhang 3.5.1 bis 3.5.5). Die Säule D weist ein etwa gleichmäßiges Temperaturgefälle ohne erkennbare Schichtung über die Höhe aus, wobei die Temperaturen gut mit der Säule A korrelieren und etwas niedriger sind als an der Säule B. Die Säule B zeigt teilweise eine Umkehrung des Temperaturgefälles in der Kammer an (Meßfehler?). Nach 90 min kommt es zu einem plötzlichen Temperaturanstieg in der Kammer um etwa 100 Grad.

Der Verlauf der Restbrandlast im Vergleich zu den gemessenen Temperaturen sieht plausibel aus. Fragwürdig könnte der dramatische Einbruch nach etwa 90 Minuten sein, der sich zwar in einer deutlichen Temperaturerhöhung widerspiegelt, wobei aber deren Höhe zweifelhaft erscheint.

Die HRR zeigt maximale Leistungen bei 200 kW und ist in ihrem Verlauf mit den Temperaturen nicht korrelierbar. Insbesondere wird der Temperaturanstieg nach 90 min nicht wiedergegeben. Entsprechend undefiniert sind die gemessenen Verläufe von  $O_2$  und  $CO_2$ . Der Versuch wurde bei einem mittleren Überdruck von + 3 Pa durchgeführt, wobei keine Druckschwankungen beobachtet wurden.

Der Versuch 4.2.2 mit Isopropanol (Anlage 3.6.1 bis 3.6.8) hat ergeben, daß die höheren Temperaturen bei den Thermosäulen A und C auftreten und ein ausgeprägter Temperaturgradient in der Kammer vorhanden ist. Eine Zonenbildung ist nur bedingt (ca. 2 cm) erkennbar (Anhang 3.6.3, 3.6.4 und 3.6.5). Der Temperaturgradient ist nach 24 min Branddauer sehr ausgeprägt (Zeitpunkt des Temperaturmaximums) und nach 34 min praktisch verschwunden.

Der Verlauf der Restbrandlast scheint mit den gemessenen Temperaturen korrelierbar zu sein.

Die gemessene HRR beträgt maximal 350 kW, sie tritt bei 23 min auf. Der zeitliche Verlauf der HRR korreliert nur schwach mit den gemessenen Temperaturverläufen. Bei den Temperatur- und Gaskonzentrationsverläufen sind dagegen Übereinstimmungen erkennbar.

Der Druck in der Versuchskammer liegt nach 2 min Branddauer nahezu konstant bei 4.7 Pa mit leicht fallender Tendenz, d. h. der Versuch wurde unter Überdruck durchgeführt.

Bei dem Versuch 4.2.3 (Isopropanol, Anlage 3.7.1 bis 3.7.7) wurden um 500 Grad höhere Maximaltemperaturen gemessen als im Versuch 4.2.2, obwohl die Brandlast nur um 50 % erhöht wurde (90 kg Isopropanol anstelle von 60 kg). Das Temperaturmaximum ist nach 14 min bereits überschritten, wobei an der Thermosäule A die höchsten Werte gemessen werden. Die Temperaturen der Thermosäule C sind um durchweg 100 Grad geringer. Bis 12 min Branddauer ist ein ausgeprägter Gradient in der Kammer vorhanden, der erst nach Beginn der Abkühlung deutlich abnimmt (Anlage 3.7.1 und 3.7.2). Ausgeprägte Schichtungen sind auf den Anlagen 3.7.3 und 3.7.4 nicht erkennbar.

Der Verlauf der Restbrandlast korreliert mit den gemessenen Temperaturen, wobei sich auch die Zunahme des Abbrandes nach 10 Minuten im Temperaturverlauf deutlich zeigt.

Die Heat-Release-Rate zeigt ein deutliches Maximum von 900 kW nach 10 min Branddauer und korreliert in ihrem Verlauf schwach mit den gemessenen Temperaturverläufen. Die O<sub>2</sub>- und CO<sub>2</sub>-Verläufe entsprechen etwa dem HRR-Verlauf, wobei das CO<sub>2</sub>-Maximum allerdings bei 12 min Branddauer liegt. Ob dieser Verzug von 2 min meßtechnisch oder auswertetechnisch bedingt ist, konnte nicht geklärt werden. Der gemessene Überdruck in der Kammer lag nach 2 min etwa konstant zwischen 6 und 7 Pa.

Im Versuch 4.3.2 (Methylalkohol, s. Anlage 3.8.1 bis 3.8.5) trat eine deutliche Schichtbildung mit ca. 2 m Dicke auf. Alle Thermosäulen zeigen tendenzmäßig die gleichen Zeitverläufe. Die Thermosäule C zeigt ein Temperaturmaximum nach 18 min von ca. 600°C, die Maximaltemperaturen der übrigen Säulen betragen dagegen nur rd. 500°C.

Die Restbrandlast nimmt ziemlich gleichmäßig ab und korreliert etwa mit den gemessenen Brandraumtemperaturen. Die Abkühlung nach etwa 25 Minuten bei verbrauchter Brandlast erfolgt aber deutlich langsamer als bei Versuch 4.2.2.

Die gemessene HRR liegt etwa konstant bei 100 kW, eine Korrelation mit den Temperaturverläufen ist nicht erkennbar. Entsprechend unkorreliert zu den Temperaturen sind die O<sub>2</sub>- und CO<sub>2</sub>-Verläufe. Es werden z. B. ständig 21 % O<sub>2</sub> gemessen. Die Druckmeßstelle der Kammer zeigt ab 3 min dagegen einen Überdruck von + 6 Pa, der nahezu konstant verläuft. Es stellt sich somit die Frage, ob die Messungen in dieser Form richtig sein können?

Im Versuch 4.3.5 ( Methylalkohol, s. Anlage 3.9.1 bis 3.9.5) wurde ebenfalls eine deutliche Schichtung bei ca. 1.70 m gemessen. Die maximalen Temperaturen traten an der Säule A auf, die Säule B zeigt dagegen um etwa 200 Grad niedrigere Temperaturen, was anhand der Meßanordnung nicht erklärbar ist. Nach etwa 20 min Branddauer zeigen alle Temperaturmeßstellen einen gleichförmigen Temperaturabfall.

Für die Restbrandlast gilt das gleiche wie bei Versuch 4.3.2, wobei die Abkühlphase nach etwa 18 Minuten besser zu korrelieren scheint.

Die HRR und auch die CO<sub>2</sub>-Meßstelle zeigen bereits nach 4 min ein deutliches Maximum, was mit den Temperatur- und Gewichtsverlustkurven nicht korreliert. Der gemessene Überdruck liegt bei + 6 Pa (t = 3 min) und + 5 Pa (t = 30 min), der Druckverlauf ist nahezu linear.

Der Versuch 4.4.3 (Sanitärkrepp, Anlage 3.10.1 bis 3.10.5) hat zu differenzierten Temperaturverläufen geführt. An der Thermosäule C wurden maximale Temperaturen bis 500°C gemessen, während die drei übrigen Säulen etwa gleiche Temperaturverläufe zeigen, die 300°C nicht überschreiten. Bei den Säulen A und B ist bis 60 min Branddauer eine gering ausgeprägte Schichtung erkennbar, durchweg sind die Kammertemperaturen jedoch eher als gleichförmig anzusehen. Nach 280 min ist ein plötzlicher Temperaturanstieg um 100 Grad erkennbar.

Für den Verlauf der Restbrandlast gilt das gleiche wie für Versuch 4.1.2. Der dramatische Einbruch nach etwa 270 Minuten scheint im Vergleich mit der relativ geringen Temperaturerhöhung etwas zu stark auszufallen.

Die HRR korreliert schwach mit den gemessenen Temperaturverläufen (Anhang 3.10.3). Ihr Maximalwert liegt bei 400 kW (t = 5 min). Bei 280 min und 330 min zeigt die HRR jeweils Anstiege von rd. 150 kW, der letztere ist in den Temperatur- und CO<sub>2</sub>-Verläufen nicht nachweisbar (Anhang 3.10.4).

Der gemessene Überdruck in der Kammer (Anlage 3.10.5) steigt nach 100 min von + 8 Pa nahezu linear auf + 12 Pa (t = 300 min) an. Danach springt der Druck schlagartig auf + 21 Pa und bleibt dann bis 1000 min zwischen + 21 Pa und + 23 Pa konstant.

Der Versuch 4.5.1 (Propylen-Teile, Anlage 3.11.1 bis 3.11.7) hat ergeben, daß in einer Dicke von 1.70 m eine Schichtung entsteht (wie bei 4.3.5) und daß innerhalb der oberen Schicht ein ausgeprägter Gradient an der Kammer von etwa 200 Grad vorhanden ist (s. Anlage 3.11.3 und 3.11.4). Die Thermosäule A zeigt Maximaltemperaturen von 560°C nach 44 min Branddauer. Die Werte der Thermosäule D liegen etwa 200 Grad darunter. Die niedrigsten Temperaturen treten an den Säulen B und D auf.

Nach dem Verlauf der Restbrandlast gliedert sich der Brand in 2 Phasen. Der Abbrand ist etwa konstant zwischen etwa 8 und 35 Minuten sowie zwischen 35 und 60 Minuten. Bei 35 Minuten findet eine gravierende Änderung statt, die im Verlauf der Brandraumtemperaturen nicht wiederzufinden ist.

Die HRR liegt nach 16 min konstant bei 150 kW.  $\text{CO}_2$  wurde kaum gemessen, der  $\text{O}_2$ -Gehalt in der Kammer liegt nahezu konstant bei 21 %. Korrelationen zur Gewichtsverlustkurve sind erkennbar (Anlage 3.11.6).

Der Überdruck in der Kammer steigt alle 8 min stufenförmig von + 10 Pa ( $t = 4$  min) auf + 16 Pa ( $t = 60$  min) an. Der Verlauf ist nur schwer zu begründen.

**Zusammenfassend** kann gesagt werden, daß die vorliegenden Messungen zu aussagefähigen und differenzierten Ergebnissen geführt haben. In der Versuchskammer sind bei allen Versuchen deutliche Temperaturgradienten beobachtet worden, die in Abhängigkeit von der Branddauer in vielen Fällen abnehmen. Nicht alle Versuche haben zu einer Schichtbildung, d. h. einer differenzierbaren Verteilung der heißen und weniger heißen Rauchgase in der Versuchskammer geführt.

Weiterhin wurde festgestellt, daß bezüglich der Querverteilung der Temperaturen in der Kammer teilweise Unterschiede bis zu 200 Grad auftreten. Dieses ist bei der Bewertung von Rechenergebnissen ebenfalls zu berücksichtigen.

Für den Verlauf der Restbrandlastkurven muß bei einigen Versuchen festgestellt werden, daß sie nicht mit den gemessenen Temperaturverläufen zu korrelieren sind. Es fällt besonders auf, daß einige ausgeprägte Änderungen im Verlauf der Restbrandlast bei den Kurven für die Brandraumtemperaturen nicht nachvollziehbar sind.

Die gemessene Heat-Release-Rate korreliert nicht in allen Fällen mit den gemessenen Kammertemperaturen. Eine Erklärung dafür wurde nicht gefunden. Offen ist auch die Frage, wie die Restbrandlastkurven mit den Verläufen der Heate-Release-Rates korrelieren.

Die gemessenen Kammerdrücke waren teilweise konstant, teilweise wurden Druckanstiege und -abfälle gemessen. Einige Versuche wurden bei Unterdruck durchgeführt. Ob die festgestellten Druckschwankungen aus Rückwirkungen des Abbrandes auf die Zwangsventilatoren herrühren oder versuchstechnisch bedingt sind, konnte nicht geklärt werden. Es zeigt sich jedoch, daß die Versuche mit großen Heat-Release-Rates ( $> 1000$  kW) jeweils zu Druckabfällen in der Kammer führen. Möglicherweise ist der Naturzug des Schornsteines bei den höheren Temperaturen hier ein entscheidender Faktor. Eine Drosselung mit der Fuchsklappe wurde bei den Versuchen offenbar nicht versucht. In DIN 18230 Teil 2 ist grundsätzlich ein Überdruck von 2,5 Pa vorgesehen. Die Bewertung der Versuchsergebnisse kann nicht ohne Bezugnahme zu dieser Festlegung erfolgen.

### 4.3 Randbedingungen für die Vergleichsrechnungen

Für die Durchführung der Vergleichsrechnungen sind bei der vorliegenden Konstellation die Kenntnis der Lüftungstechnischen Gegebenheiten (Größe der zugeführten Zwangsluft, Lage und Größe der Abluftöffnung) und der von den Bauteilen absorbierten Energieanteilen von ausschlaggebender Bedeutung. Beide Größen beeinflussen maßgeblich die Bewertung der Rechenergebnisse im Vergleich mit den Versuchsergebnissen.

Für die Ventilation liegen klar definierte Randbedingungen mit einer konstanten Zuluft von  $6000 \text{ m}^3/\text{h}$  für alle Versuche vor. Auch die Lage der Abgasöffnung ist klar definiert. Für die Bestimmung der von den Bauteilen absorbierten Energie ist die Bestimmung des konvektiven und des strahlungsbedingten Wärmeüberganges von ausschlaggebender Bedeutung. Hinzu kommen noch die Eigenschaften der Bauteile im Hinblick auf die Speicherung und Leitung der von den Brandgasen zugeführten Energie. Die modellmäßige Beschreibung dieser Phänomene erfolgt gemäß Abschnitt 3.3 (Glg. 3.3.13 und 3.3.14).

Für eine Beurteilung des Abbrandverhaltens der brennbaren Stoffe ist die Kenntnis des zeitlichen Verlaufes der Abbrandrate, also der pro Zeiteinheit verbrennenden Brandgutmenge, erforderlich. Dazu gibt es national wie international keine genügend abgesicherte Modelle, um die Abbrandrate zu bestimmen. Für einige Stoffe gibt es empirische Beziehungen (z. B. nach [7] für Öl- und Kabelbrandlasten). Auch geometrische Abbrandmodelle [9, 3] werden verwendet, bei denen von einer Brandausbreitung und einer konstanten spezifischen Abbrandgeschwindigkeit ausgegangen wird. In [10] wird ein Modell verwendet, bei dem die Strahlung auf das Brandgut den entscheidenden Parameter für die Bestimmung der Abbrandrate darstellt. Auch für Poolbrände liegen empirische Beziehungen vor, die allerdings immer für den freien Abbrand ohne Berücksichtigung von Rückkopplungen aus dem Brandraum ermittelt wurden.

In den vorliegenden Berechnungen wurde gemäß den vorliegenden Untersuchungsergebnissen von den gemessenen Gewichtsverlustkurven des Brandgutes ausgegangen. Dieses Modell war Grundlage aller durchgeführten Berechnungen. Weitere Berechnungen wurden mit modifiziertem Verlauf der Abbrandraten durchgeführt. Bei den Holzversuchen wurden zusätzlich Berechnungen mit einem Abbrandratenverlauf durchgeführt, der in Anlehnung an die gemessene Heat-Release-Rate festgelegt wurde. Vom Rechenprogramm wird jeweils die zur Verfügung stehende Sauerstoffmenge kontrolliert und die Energiefreisetzung bei Luftunterschub aufgrund der  $\text{O}_2$ -Bilanz definiert (vgl. Abschnitt 3.4.2). Für eine Weiterentwicklung des Verfahrens und zur Übertragung in den praktischen Brandschutz ist die Erstellung und versuchstechnische Absicherung u. U. stoffabhängiger Abbrandmodelle unbedingt erforderlich. Dazu können die im Rahmen dieses Vorhabens erarbeiteten Kenntnisse über die gemessene Heat-Release-Rate als Ausgangspunkt für weitere Forschungsarbeiten dienen.

In den Berechnungen wurde eine Konfiguration von 2 Räumen berücksichtigt (vgl. Bild 2.1). Der erste Raum entspricht dem Brandraum mit den Abmessungen L/B/H = 4,94/3,97/2,85 m. Daran schließt ein zweiter Raum an, der mit dem Brandraum über die Abzugsöffnungen verbunden ist. Seine Abmessungen sind L/B/H = 8,00/1,80/2,85 m. Beide Räume sind durch 15 cm starke Schamottebauteile begrenzt, die mit den Stoffgesetzen für Beton simuliert wurden. Die Öffnungen zwischen dem Brandraum und dem anschließenden Raum befinden sich in 50 cm Höhe über dem Fußboden und sind 1,27 m hoch und 0,97 m breit. In der Decke des zweiten Raumes befindet sich eine Öffnung von 1,00 · 1,00 m über der ein Kamin von 8 m Höhe angeordnet ist. Für beide Öffnungen wurde ein Strömungsverlustbeiwert von 0,70 verwendet. Die Zuluft in den Brandraum strömt über die Lüftungsanlage in 30 cm Höhe über dem Fußboden mit einer Zulufrate von 6000 m<sup>3</sup>/h ein.

Für die Berechnung des Wärmeüberganges wurden für den Brandraum die bei den Voruntersuchungen bestimmten Werte von  $w = 0,1$  m/s und  $\epsilon = 0,75$  verwendet. Für den zweiten Raum wurde  $\epsilon$  auf 0,6 reduziert. Dies ist der Wert, der üblicherweise für Berechnungen mit MRFC verwendet wird.

Die Abbrandrate wurde für die ersten Berechnungen aus den vorgegebenen Gewichtsverlustkurven durch Differentiation gewonnen. Mit mehreren Stützstellen wurde der Verlauf durch lineare Interpolation simuliert. Zusätzlich wurden einige Berechnungen mit modifiziertem Verlauf für die Abbrandrate durchgeführt. Dies ist vor allem für Stoffe erforderlich, die Feuchtigkeit enthalten (z. B. Holz). Bei diesen Stoffen entsteht zu Beginn des Brandes ein von der Feuchtigkeit abhängiger Gewichtsverlust durch Verdampfung der enthaltenen Feuchtigkeit, ohne daß dabei die entsprechende Energie freigesetzt wird. Für die Holzkrippenversuche ( 3.2.1.a bis 3.2.8 ) wurde deshalb als zusätzliche Variation die Abbrandrate an den Verlauf der gemessenen Heat-Release-Rate angeglichen. Die für die Berechnung jeweils vorgegebene Abbrandrate kann den Plotts im Anhang 4 entnommen werden. Die Bezeichnung der Berechnungen mit Simulation der Restbrandlast ist jeweils mit R2, die für die angenäherte Heat-Release-Rate mit HR2 gekennzeichnet.

Die für die Berechnung verwendeten Daten für die Zusammensetzung des Brandgutes ist in Tabelle 4.1 zusammengefaßt. Da die Werte für die Rauchgasproduktion relativ unsicher sind, wurde für alle Stoffe für das Rauchpotential  $D_o$  ein konstanter Wert von 250 m<sup>2</sup>/kg verwendet, der einem mittleren Wert für  $\alpha$ -Cellulose (Holz) nach Tabelle 3.5 entspricht. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit sollte vor allem die prinzipielle Anwendbarkeit der Rauchgasberechnung gezeigt werden. Für quantitative Aussagen sind Berechnungen derzeit wegen der fehlenden praxisgerechten Produktionsterme noch nicht geeignet. Zukünftigen Versuchen sollte sowohl von Seiten der Meßtechnik als auch der Theoriebildung diesbezüglich mehr Aufmerksamkeit gewidmet werden.

Tabelle 4.1: Zusammensetzung der verschiedenen Brandgüter für die Simulation

Stoff	Heizwert [kWh/kg]	Kohlenstoffgehalt [Massen %]	Wasserstoffgehalt [M.-%]	Sauerstoffgehalt [M.-%]	Feuchtigkeitsgehalt [M.-%]	stöch. Luftverbrauch [kg Luft/ kg Brennst.]
Holz	4,8	43	5	34	18	5,2
Isopropanol $C_3H_8O$	7,5	60	13	27	0	10,3
Methylalkohol $CH_4O$	5,4	37,5	12,5	50	0	6,5
Sanitärkrepp	4,8	43	5	34	18	5,2
Polypropylen	12,8	85,7	14,3	0	0	14,8

#### 4.4 Grundlage für den Vergleich von Versuch und Rechenergebnissen für den m-Faktor

Mit dem m-Faktor in DIN V 18230 [29] wird das Abbrandverhalten von Lagerstoffen im Vergleich zu genau definierten Holzkrippenbränden in einer genormten m-Faktor-anlage bewertet. Dabei wird die im Vergleichselement maximal auftretende Temperatur in 5 cm Tiefe berücksichtigt. Ein zweiter wesentlicher Punkt ist das zeitliche Auftreten dieser maximalen Temperatur. Danach ist der m-Faktor definiert als:

$$m = \frac{Q_v \cdot H_{uv}}{Q \cdot H_u} \cdot k_t \quad \text{Gl. (4.4.1)}$$

mit:  $k_t = e^{-0,4 \left( \frac{t}{t_v} - 1 \right)}$  Gl. (4.4.2)

$Q_v$  = Holzkrippenvergleichsbrandmenge in kg

$Q$  = Versuchsbrandmenge in kg

$H_{uv}$  = unterer Heizwert des Vergleichsbrandgutes Holz = 4,8 kWh/kg

$H_u$  = unterer Heizwert des Versuchsbrandgutes in kWh/kg

$t$  = Zeit bis zum Erreichen des Temperaturmaximums für die Versuchsbrandmenge

$t_v$  = Zeit bis zum Erreichen des Temperaturmaximums für die Vergleichsbrandmenge  $Q_v$ .

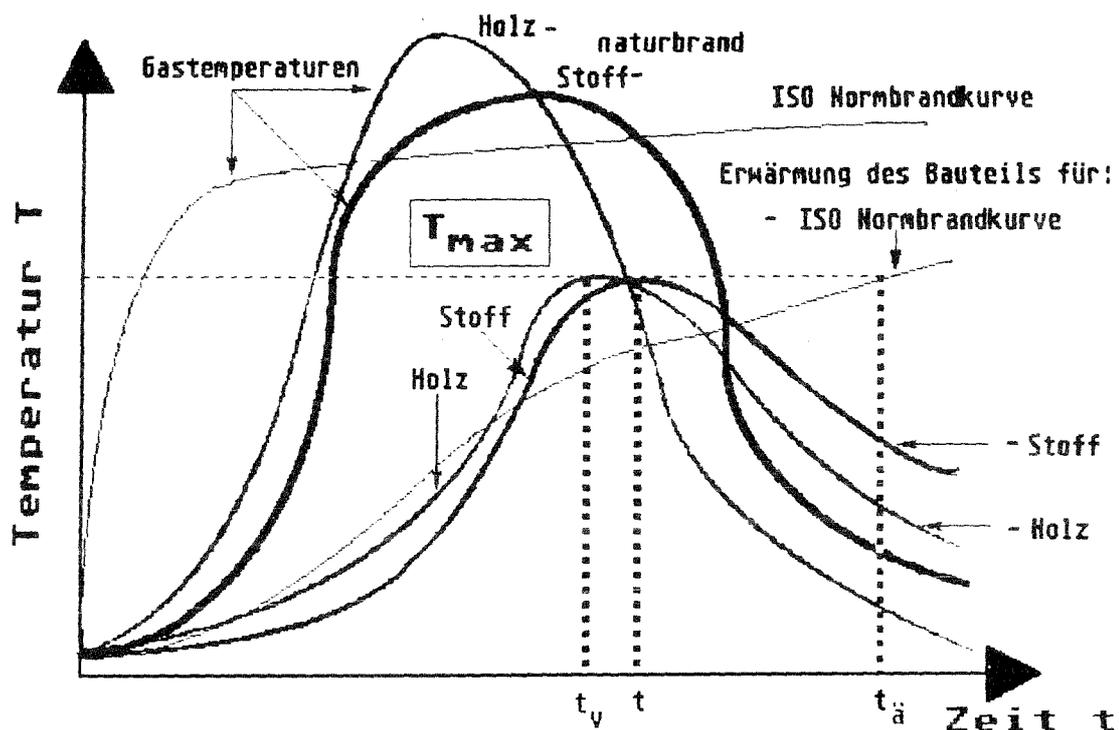


Bild 4.2: Äquivalente Branddauer und Vergleichszeitpunkte  $t_v$  und  $t$  aus Temperaturverlauf

In Bild 4.2 sind für 3 unterschiedliche Brandverläufe die Temperaturentwicklungen für die Heißgase in einem Brandraum und die daraus resultierende Entwicklung der Temperaturen im Vergleichselement in 5 cm Tiefe dargestellt. Die Kurven gelten für einen Brandverlauf mit ETK-Temperaturbelastung (ISO-Normbrandkurve) sowie für zwei Naturbrände mit dem zu untersuchenden Stoff und der entsprechenden Vergleichsbrandmenge, bei denen die gleiche Maximaltemperatur im Vergleichselement auftritt. Die äquivalente Branddauer  $t_{\bar{a}}$  wurde bereits in Abschnitt 3.5 definiert. Die Zeitpunkte  $t$  und  $t_v$ , zu denen jeweils die Maximaltemperatur im Vergleichselement erreicht wird, sind hier gemäß den Versuchsergebnissen in [1] oder den Rechenergebnissen aus der Simulation neu definiert.

Die Größen  $Q_v$  und  $k_t$  sind möglicherweise anlagenabhängige Konstanten, die mit der Wärmebilanzrechnung nur bedingt nachvollzogen werden können. Die restlichen Größen können aber aus Rechenergebnissen mittelbar oder unmittelbar entnommen werden. Von besonderer Bedeutung sind für die Auswertung die Beziehungen

$$\begin{aligned} \text{a)} \quad & t_{\bar{a}} = f(\Delta\theta_v), \\ \text{b)} \quad & Q_v = f(\Delta\theta_v), \\ \text{c)} \quad & t_v = f(Q_v). \end{aligned}$$

Dabei ist  $\Delta\theta_v$  die im Stahlvergleichselement in 5 cm und im Betonbauteil in 3,5 cm Tiefe maximal aufgetretene Temperatur ( $T_{\max}$  in Bild 4.2).

Für  $t_{\bar{a}}$  kann im Prinzip die in [1] angegebene Beziehung

$$\begin{aligned} t_{\bar{a}} = & 3,7008 + 0,27982 \cdot \Delta\theta_v - 1,03538 \cdot 10^{-3} \cdot \Delta\theta_v^2 + & \text{Gl. (4.4.3)} \\ & 4,13233 \cdot 10^{-6} \cdot \Delta\theta_v^3 - 9,18015 \cdot 10^{-9} \cdot \Delta\theta_v^4 + \\ & 10,477 \cdot 10^{-12} \cdot \Delta\theta_v^5 - 4,718206 \cdot 10^{-15} \cdot \Delta\theta_v^6 \end{aligned}$$

verwendet werden. Zur Ausschaltung von systematischen Fehlern wird für die in Abschnitt 4.1 gefundenen optimalen Parameter  $w = 0,1$  m/s und  $\epsilon = 0,75$  der Temperaturverlauf im Vergleichselement rechnerisch ermittelt. Dabei ergeben sich die Interpolationspolynome

$$\begin{aligned} t_{\bar{a}} &= \sqrt[3]{18,0135 \cdot \Delta\theta_v + 0,8631 \cdot \Delta\theta_v^2 - 68,0875 \cdot 10^{-6} \cdot \Delta\theta_v^3} \quad \text{für } \Delta\theta_v < 60 \text{ K} \\ &= 16,1 + 0,15 \cdot (\Delta\theta_v - 60) - 17,361 \cdot 10^{-6} (\Delta\theta_v - 60) (\Delta\theta_v - 120) \\ &\quad + 0,2315 \cdot 10^{-6} (\Delta\theta_v - 60) (\Delta\theta_v - 120) (\Delta\theta_v - 180) \quad \text{für } \Delta\theta_v < 240 \text{ K} \\ &= 41,9 + 0,14 (\Delta\theta_v - 240) + 30 \cdot 10^{-6} (\Delta\theta_v - 240) (\Delta\theta_v - 340) \\ &\quad + 0,3833 \cdot 10^{-6} (\Delta\theta_v - 240) (\Delta\theta_v - 340) (\Delta\theta_v - 440) \quad \text{für } \Delta\theta_v < 540 \text{ K} \\ &= 86,5 + 0,18417 (\Delta\theta_v - 540) + 0,2118 \cdot 10^{-6} (\Delta\theta_v - 540) (\Delta\theta_v - 660) \\ &\quad + 1,0224 \cdot 10^{-8} (\Delta\theta_v - 540) (\Delta\theta_v - 660) (\Delta\theta_v - 780) \quad \text{für } \Delta\theta_v > 540 \text{ K} \end{aligned}$$

zur direkten Bestimmung der äquivalenten Branddauer aus der Temperaturerhöhung  $\Delta\theta$  am Vergleichselement für den zu untersuchenden Stoff.

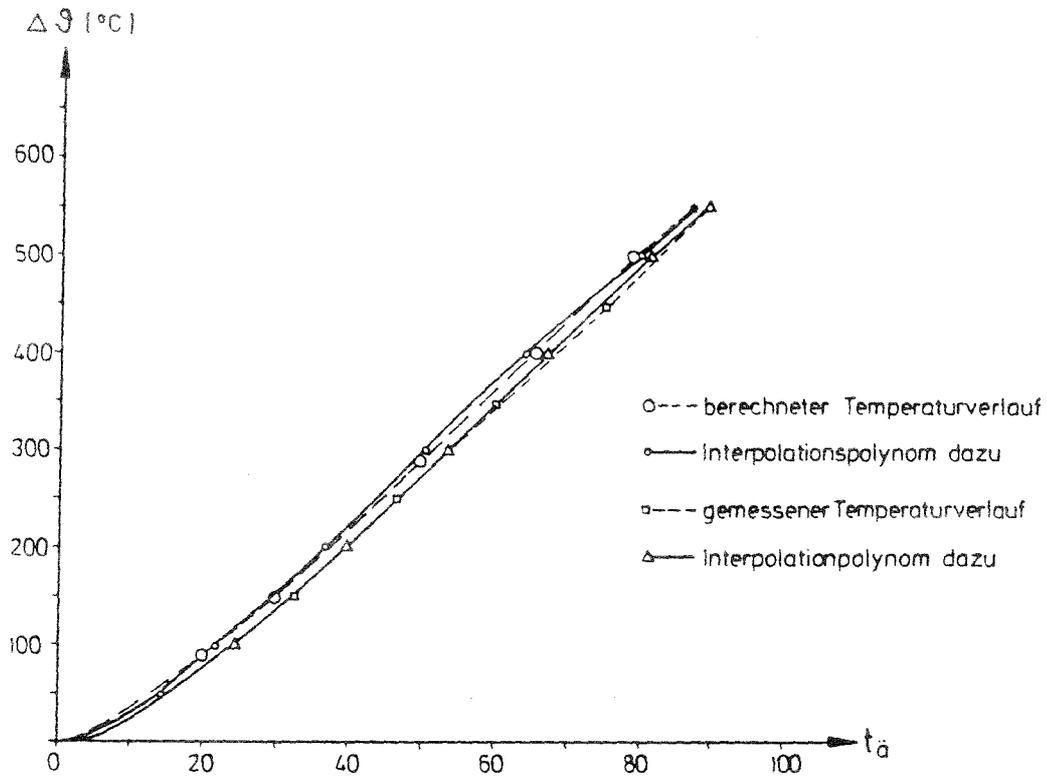


Bild 4.3: Vergleich der Temperaturverläufe im Stahlklotz in 5 cm Tiefe unter ETK-Temperaturbelastung zwischen berechneten und gemessenen Werten sowie den daraus abgeleiteten Interpolationspolynomen

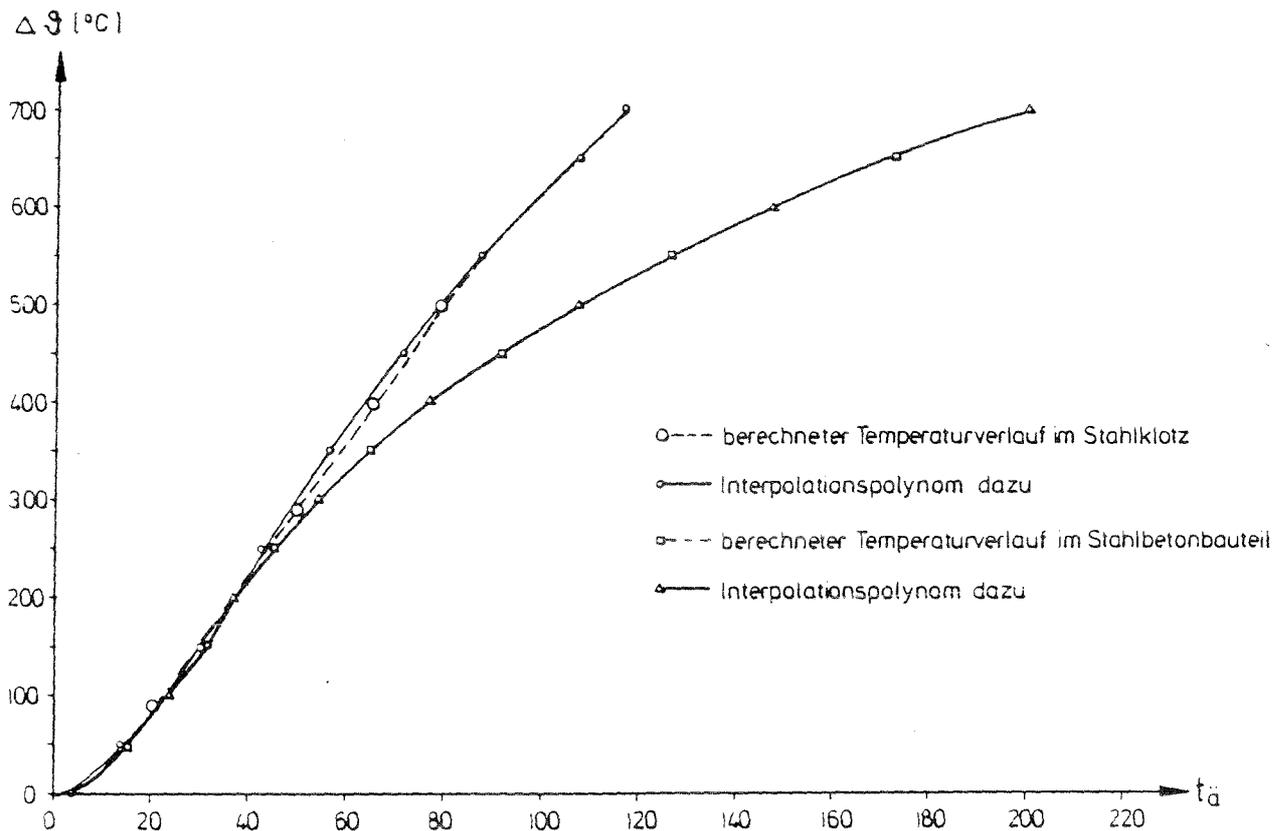


Bild 4.4: Vergleich der berechneten Temperaturverläufe im Stahlklotz in 5 cm Tiefe und im Betonbauteil in 3,5 cm Tiefe und der daraus abgeleiteten Interpolationspolynome unter ETK-Temperaturbelastung

In Bild 4.3 sind für den Stahlklotz die gemessenen und die berechneten Temperaturverläufe in 5 cm Tiefe im Vergleich zu den daraus abgeleiteten Interpolationspolynomen dargestellt. Die nach dem Differenzenverfahren ( vgl. Abschnitt 4.1 ) berechnete Kurve liegt geringfügig über dem gemessenen Verlauf. Die Abweichungen betragen für die äquivalente Branddauer maximal etwa 3 Minuten und 20 °C für die Temperatur in 5 cm Tiefe. Die Abweichungen zwischen den Bezugskurven und den zugehörigen Interpolationspolynomen sind deutlich geringer. Die Polynome geben teilweise fast genau die Ursprungskurven wieder. Eine geringe Schwäche der Interpolation der Meßwerte liegt darin, daß die Kurve nicht durch den Ursprung geht. Für die praktische Anwendung ist das nur für eine äquivalente Branddauer unter etwa 10 Minuten von Bedeutung.

In Bild 4.3 sind die berechneten Kurven für den Stahlklotz und das Betonbauteil mit den zugehörigen Interpolationspolynomen dargestellt. Die Interpolation für das Betonbauteil gibt dabei sehr exakt den berechneten Temperaturverlauf wieder. Ab etwa 50 Minuten weichen die Kurven deutlich voneinander ab. Bis zu diesem Zeitpunkt wirkt sich zuerst die Tatsache aus, daß die Vergleichsstelle im Betonbauteil näher an der Oberfläche liegt als beim Stahlklotz. Danach macht sich die unterschiedliche Temperaturleitzahl der beiden Stoffe bemerkbar.

Die Vergleichsbrandmenge  $Q_v$  wurde experimentell bestimmt. Eine Bestimmung aus den Ergebnissen der Simulationsrechnung wäre möglich, wenn das Abbrandverhalten des Vergleichsstoffes Holz bekannt ist. Dann müßten mehrere Berechnungen mit möglicherweise variiertem Abbrandrate durchgeführt werden. Aus diesen Ergebnissen kann dann durch Formulierung eines Interpolationspolynomes die Beziehung zwischen  $Q_v$  und  $\Delta\theta_v$  abgeleitet werden. Für diese Untersuchung wurde dieser Weg nicht beschritten. Für die Übertragbarkeit auf andere Versuchsanlagen oder größere Hallen wäre dieser Weg aber eine Möglichkeit zur rechnerischen Bestimmung dieser Beziehung. Dies würde allerdings bedeuten, daß der m-Faktor u. U. auch abhängig von der Versuchsanlage wäre. Dieser Frage soll u. a. auch in der vorliegenden Untersuchung nachgegangen werden. Für die folgenden Auswertungen wurde das Interpolationspolynom

$$Q_v = 2,9254 \cdot \Delta\theta_v - 6,568 \cdot 10^{-3} \cdot \Delta\theta_v^2 + 10,4929 \cdot 10^{-6} \cdot \Delta\theta_v^3 \quad \text{Gl. (4.4.5)}$$

aus [1] verwendet.

Die gleichen Überlegungen gelten für die Beziehung zwischen  $Q_v$  und  $t_v$ . Für die Auswertung wurde die Beziehung

$$t_v = 17,8 \cdot \log_{10} (Q_v + 1) \quad \text{Gl. (4.4.6)}$$

aus [1] übernommen.

Die gleichen Ergebnisse können mit dem sonst für Wärmebilanzrechnungen mit dem Rechenprogramm MRFC verwendeten Vergleichselement einer 15 cm starken Betonplatte gewonnen werden. Für die Bestimmung der Vergleichsbrandmenge  $Q_v$  wird

dazu die Annahme getroffen, daß zu den gleichen äquivalenten Branddauern wie für das Vergleichselement Stahl die Vergleichsbrandmengen  $Q_v$  gehören. Für die Stützstellen 30, 60 und 90 Minuten und den zugehörigen Größen für  $Q_v$  von 280, 680 und 1500 kg Holz ergibt sich dann das Interpolationspolynom

$$Q_v = 3,3065 \cdot \Delta\theta_v - 14,523 \cdot 10^{-3} \cdot \Delta\theta_v^2 + 33,0409 \cdot 10^{-6} \cdot \Delta\theta_v^3 \text{ Gl. (4.4.7)}$$

In diesem Polynom ist  $\Delta\theta_v$  die berechnete Temperaturerhöhung in 3,5 cm Tiefe einer 15 cm dicken Betonplatte. Soweit die Berechnungen mit dem Stahlklotz bzw. der Betonplatte unterschiedliche m-Faktoren ergeben, sind diese Unterschiede i.w. durch die Art der Vergleichsbauteile bedingt.

## 5. Auswertung der Vergleichsrechnungen

### 5.1 Temperaturvergleiche

Im folgenden werden die Rechenergebnisse mit den Meßergebnissen nach [1] detailliert verglichen. Grundlage der Temperaturvergleiche sind vor allem die zusammenfassenden Darstellungen im Anhang 4, wobei die Abbrandraten und Temperaturen für jeden Versuch jeweils auf dem Auswertblatt 1 und 3 dargestellt sind. Insbesondere sind auf dem Auswertblatt 3 Versuchs- und Rechenergebnisse direkt gegenübergestellt.

Die Nachrechnungen des Versuches 3.2.1a haben demgemäß ergeben, daß die Abbrandraten in der Simulation gut an die Meßwerte angeglichen werden. Die Temperaturverläufe zeigen dagegen ein völlig entgegengesetztes Bild. Während in der Simulation die Brandraumtemperaturen nach 22 min auf etwa 100°C abgesunken sind, weisen die Meßergebnisse zu dieser Zeit ein absolutes Maximum von 500°C auf. Dieser Wert wird in der Simulation bereits nach 6 min erreicht. Die deutlichen Temperaturspitzen in der Simulation von 580°C und 780°C traten im Versuch dagegen nicht auf ( Anhang 4.1.1.3 ). Sie sind durch partielle Erhöhungen der Abbrandgeschwindigkeiten erklärbar, d. h. die Abbrandwaage zeigt bezüglich der Restbrandlast einen etwas diskontinuierlichen Verlauf, der im Versuch temperaturmäßig nicht zum Tragen kommt. Weshalb die Brandraumtemperaturen im Versuch nach 22 min Branddauer (Restbrandlast = 0) nicht sofort abfallen, ist nicht bekannt.

Bei der Simulation mit an den Verlauf der Heat-Release-Rate angeglichener Abbrandrate ( Anhang 4.1.2.1 ) fällt auf, daß der Verlauf der Restbrandlast bei der Simulation ganz erheblich von der im Versuch gemessenen abweicht. Der Temperaturverlauf für die Heißgasschicht wird dagegen fast exakt wiedergegeben. Lediglich nach etwa 30 Minuten Branddauer liegen die berechneten Temperaturen gering über der Messung ( Anhang 4.1.2.3 ). Insgesamt überrascht die Tatsache, daß die Abweichungen im Vergleich zur Messung so groß sind, daß nach etwa 22 Minuten nach der Messung die Brandlast verbraucht ist, während bei Annäherung der Abbrandrate an die HRR noch etwa die Hälfte des Brandgutes vorhanden wäre. Zusätzlich liefert die Simulation mit diesen Annahmen erstaunlich gute Ergebnisse. Diese große Verschiebung zwischen Gewichtsverlust des Brandgutes und freigesetzter Energie ist nicht mehr nur durch die Tatsache zu erklären, daß zu Beginn des Brandes die Feuchtigkeit aus dem Brandgut entweicht. Dieser Punkt ist nicht erklärbar.

Die Berechnungen für den Versuch 3.2.3b haben ergeben, daß bei guter Annäherung der gemessenen Funktion für die Restbrandlast, die praxisnahen Brandraumtemperaturen in der Simulation nicht erreicht werden. Die gemessene Maximaltemperatur von 800°C wird in der Simulation zwar kurzzeitig erreicht, durchweg sind die berechneten Temperaturen jedoch 100°C niedriger als die gemessenen Werte. Auch der gemessene Temperaturabfall nach Brandende weicht erheblich von den Simulationswerten ab. Die berechnete äquivalente Branddauer beträgt demgemäß auch nur 60 % des Meßwertes.

Bei der Annäherung der Abbrandrate an die HRR weicht die Restbrandlast ebenfalls deutlich vom gemessenen Verlauf ab ( Anhang 4.2.2.3 ). Die gemessenen Maximaltemperaturen werden um etwa 400 °C unterschritten. Kurzzeitig wird ein Höchstwert von 600 °C erreicht. Dann verschwindet die untere Schicht und die mittlere Temperatur liegt bis 35 Minuten etwa bei den unteren gemessenen Werten. Danach werden die gemessenen Temperaturen erreicht. Auch der Temperaturanstieg zu Beginn des Brandes ist deutlich niedriger als im Versuch. Die äquivalente Branddauer erreicht mit etwa 17 Minuten nur 55 % des aus den Versuchsergebnissen berechneten Wertes.

Die Temperaturverläufe beider Simulationen weichen qualitativ vom Versuch ab. Bei der ersten Berechnung werden die Maximaltemperaturen bei fast identischer Restbrandlast kurzzeitig erreicht, während der Temperaturverlauf deutlich vom Versuch abweicht. Insbesondere der Einbruch zwischen 35 und 60 Minuten ist nicht zu erklären. Bei der zweiten Berechnung wird der Brandbeginn nicht zutreffend abgebildet, während die abklingende Phase des Brandes sehr gut erfaßt wird.

Die berechneten Restbrandlasten für den Versuch **3.2.6** stimmen im allgemeinen sehr gut mit den Meßergebnissen überein. Die berechneten Temperaturen stimmen bis etwa 15 Minuten sehr gut mit der Messung überein. Danach verschwindet die untere Schicht. Das stimmt auch etwa mit dem Verlauf der Temperaturen an der unteren Meßstelle der Thermosäule A überein. Bis etwa 45 Minuten gibt die berechnete mittlere Brandraumtemperatur den Temperaturverlauf der Säule A recht gut wieder. Danach geht die berechnete Temperatur wegen der angenommenen Reduktion der Abbrandrate um etwa 150 °C zurück und liegt danach um etwa diesen Betrag unter den gemessenen Temperaturen. Die Temperaturverläufe nach Abschluß des Abbrandes nach 120 min stimmen ebenfalls nicht überein, nach 130 min Branddauer betragen die Brandraumtemperaturen noch 200 bis 400°C, wohingegen die Simulationsergebnisse bei 20°C liegen. Die äquivalente Branddauer fällt mit etwa 42 Minuten um 40 % zu gering aus. Eine Simulation des Abbrandes mit einer Annäherung an die HRR erscheint nicht sinnvoll, da die HRR wegen des abrupten Abfalles nach etwa 35 Minuten nicht plausibel erscheint.

Die berechneten Restbrandlasten für den Versuch **3.2.8** stimmen ungefähr mit den Meßwerten überein ( Anhang 4.4.1.3 ). Bis 30 Minuten liegt die berechnete Kurve geringfügig unter der gemessenen danach etwas darüber. Das bedeutet, daß der Abbrand zu Beginn etwas höher liegt als der Verlauf der Restbrandlast anzeigt. Nach etwa 7 Minuten Branddauer verschwindet die untere Schicht. Dieser Zeitpunkt liegt etwa 20 Minuten vor dem im Versuch beobachteten Zeitpunkt. Zwischen 30 und 80 min Branddauer werden die Meßwerte jedoch geringfügig überschritten. Die berechneten Temperaturen liegen deshalb an der oberen Grenze der Meßwerte. Der berechnete  $t_{am}$ -Wert ist demzufolge 10 % höher als der Meßwert. Hinsichtlich der Brandraumabkühlung ergeben sich die gleichen Diskrepanzen wie in den vorhergehenden Versuchen.

Bei der Simulation mit an den Verlauf der HRR angeglichenen Abbrandrate liegt die berechnete Restbrandlast immer über der gemessenen Kurve. Zu Beginn steigt die Heißgastemperatur etwas früher als im Versuch – dafür aber etwas langsamer – an, bis nach etwa 20 Minuten die untere Schicht verschwindet. Dieser Zeitpunkt stimmt

auch ungefähr mit der schnellen Zunahme der unteren Temperaturmeßstellen überein. Die mittlere Temperatur liegt danach nahe bei den gemessenen Maximalwerten. Auch die Phase des abklingenden Brandes wird bis 130 Minuten sehr gut wiedergegeben. Die äquivalente Branddauer stimmt mit 88 Minuten mit der aus dem Versuch berechneten überein.

Bei dem Versuch 4.1.2 ist der Verlauf der Restbrandlasten in der Simulation vergleichsweise gut wiedergegeben ( Anhang 4.5.1.1 ). Die gemessenen Temperaturverläufe konnten bereichsweise gut nachgerechnet werden, insgesamt ist das Temperaturniveau jedoch um  $50^{\circ}\text{C}$  zu niedrig. Somit ergaben sich auch nur vergleichsweise niedrige äquivalente Branddauern (etwa 60 % des Meßwertes).

Der Brand gliedert sich in zwei wesentliche Phasen. Der Temperaturanstieg zu Beginn wird recht gut erfaßt, wobei der Maximalwert nicht ganz erreicht wird. Danach bleibt die Temperatur bei etwa  $450^{\circ}\text{C}$  wegen der konstant angenommenen Abbrandrate. Danach fällt die Temperatur sehr rasch etwa auf das bei der Messung festgestellte Niveau. Nach etwa 80 Minuten ist eine rapide Abnahme der Restbrandlast festzustellen, die bei der Simulation deutlich abgeschwächt wurde. Die Aufheizung des Brandraumes erfolgt dann so rasch, daß die untere Schicht verschwindet. Trotzdem liegt dann die mittlere Heißgastemperatur deutlich über der im Versuch erreichten. Danach nimmt die Temperatur rasch ab, wobei die abklingende Phase nicht erfaßt wird. Eine Annäherung der Abbrandrate an die HRR wurde nicht versucht, da die Kurve nicht plausibel erscheint und zudem kaum auswertbar war.

Der Versuch 4.2.2 mit Isopropanol ist hinsichtlich der Restbrandlast sehr gut modelliert worden. Die berechneten Temperaturen liegen jedoch an der unteren Grenze des Streubandes der Meßwerte, d. h. sie sind etwa  $150^{\circ}\text{C}$  niedriger als die Maximalwerte an Thermosäule A. Aus diesem Grunde ist der  $t_{\text{am}}$ -Wert deutlich zu klein, d. h. er beträgt nur 50 % der Meßwerte. In diesem Fall entspricht die geometrische Form der Temperaturkurve jedoch gut den Meßwerten. Insbesondere ist der gemessene Temperaturabfall nach ca. 27 min Branddauer rechnerisch sehr gut wiedergegeben. Der gemessene Temperaturabfall ist deutlich anders als bei den vorher diskutierten Holzversuchen.

Die Restbrandlastkurve des Versuches 4.2.3 ist in der Simulation recht gut wiedergegeben ( Anhang 4.7.1.3 ). Zwischen 5 und 10 min Branddauer sind die simulierten Abbrandraten geringfügig zu klein. Aus diesem Grunde weisen die berechneten Temperaturen hinsichtlich ihres Verlaufes und ihrer Höhe geringe Abweichungen zu den Meßwerten unter der Decke aus. Nach etwa 11 Minuten verschwindet die untere Schicht und bei zunehmender Abbrandrate, die allerdings geringer ist als die gemessene Abnahme des Brandgutes, steigt die mittlere Temperatur nur mäßig an und liegt etwa in der Mitte zwischen den Messungen an den oberen und unteren Thermoelementen. Die Abkühlung der Gase erfolgt ebenfalls etwas schneller als im Versuch. Der berechnete  $t_{\text{am}}$ -Wert beträgt mit 15 Minuten auch nur ca. 50 % des Meßwertes.

Der Versuch 4.3.2 konnte hinsichtlich Abbrand und Temperaturen gut simuliert werden ( Anhang 4.8.1.3 ). Lediglich der berechnete Temperaturabfall nach 24 min Branddauer entspricht nicht der Messung. Die berechneten  $t_{\text{am}}$ -Werte sind etwas kleiner als der Meßwert.

Die Restbrandlastkurve für den Versuch 4.3.5 ist in der Simulation nur mäßig gut wiedergegeben ( Anhang 4.9.1.3 ). Die Abbrandgeschwindigkeiten sind 10 bis 15 % zu klein, so daß die berechneten Temperaturen etwa  $100^{\circ}\text{C}$  unterhalb der gemessenen Untergrenze der Gastemperaturen liegen. Der  $t_{\text{am}}$ -Wert beträgt deshalb auch nur 50 % des Meßwertes.

Die Restbrandlastkurve für den Versuch 4.4.3 ist in der Simulation bis auf den Einbruch bei etwa 270 Minuten gut erfaßt ( Anhang 4.10.1.3 ). Dennoch zeigen die gemessenen Temperaturen deutlich Abweichungen gegenüber den Meßwerten, sie sind durchweg 50 bis  $100^{\circ}\text{C}$  zu hoch. Für die Charakteristik des Branbverlaufes gilt das bereits bei Versuch 4.1.2 gesagte. Die berechneten  $t_{\text{am}}$ -Werte liegen wegen der Überschätzung der Brandraumtemperaturen etwa 25 % über dem Meßwert. Dieses ist im übrigen der einzige Versuch in dem die gemessenen Temperaturen in der Simulation durchweg überschritten werden.

Der Versuch 4.5.1 mit Polypropylenteilen hat ergeben, daß sich die gemessenen Temperaturen in der Simulation nur ungefähr wiedergeben lassen ( Anhang 4.11.1.3 ). Dies betrifft vor allem die Form der Temperatur-Zeit-Kurve. Die an der Restbrandlast gemessene deutliche Änderung bei etwa 35 Minuten ist im Verlauf der Berechnung wiederzufinden, während bei der Messung keine deutlichen Änderung im Temperaturverlauf feststellbar sind. Durchweg sind die berechneten Temperaturen jedoch auch zu niedrig, weshalb die  $t_{\text{am}}$ -Werte nur etwa 75 % des Rechenwertes betragen. Der gemessene Temperaturabfall ist in der Simulation in diesem Fall gut erfaßt. Die HRR ist für diesen Versuch nicht auswertbar. Daher wurde auch keine Berechnung mit daran angepaßter Abbrandrate durchgeführt.

**Zusammenfassend** ist bezüglich der **Temperatursimulation** folgendes zu sagen: Die berechneten Temperaturverläufe sind sehr empfindlich bezüglich der vorgegebenen Abbrandrate. Bei einigen Simulationen sind die gemessenen Temperaturen nicht gut wiedergegeben. Dies gilt besonders bei den Holzversuchen bei an die Messung angepaßtem Verlauf der Restbrandlast. Für diese Versuche konnte durch eine Modellierung des Abbrandes anhand des Verlaufes der HRR teilweise eine deutliche Verbesserung der Ergebnisse erzielt werden. In diesen Fällen weicht dann aber die Kurve für die Restbrandlast teilweise deutlich von der gemessenen ab. Es ist allerdings kein eindeutiger Trend erkennbar. Die brennbaren Flüssigkeiten konnten dagegen recht gut simuliert werden. Insgesamt konnte für die Mehrzahl der Versuche eine zufriedenstellende Simulation des Temperaturverlaufes im Brandraum erreicht werden.

Die berechneten  $t_{\text{am}}$ -Werte sind in den meisten Fällen 25 bis 50 % zu klein. Dieses kann zu einem geringen Teil an den Eingabedaten für die Stoffwerte der Versuchskammer liegen. Ein wesentlicher Effekt scheint aber vor allem bei den brennbaren Flüssigkeiten der Einfluß der Flammenstrahlung auf das Vergleichselement im Brandraum zu sein, der bei der Berechnung der äquivalenten Branddauer im Modell nicht ausreichend berücksichtigt sein kann. Die mit der Betonplatte berechneten  $t_{\text{am}}$ -Werte liegen durchweg 20 % über den Werten aus dem Stahlklotz. Eine Erklärung dafür konnte bisher nicht gefunden werden. Es war allerdings auch nicht Ziel des Vorhabens durch Anpassung von Parametern (z. B. Wärmeübergangszahlen) jeden Versuch möglichst genau zu beschreiben.

## 5.2 Rauchgasvergleiche

Bei den Versuchen wurden jeweils die Gaskomponenten  $O_2$ ,  $CO_2$  und CO gemessen, so daß ein Vergleich mit den berechneten Gaskomponenten möglich ist. Die Gegenüberstellung der Meß- und Rechenwerte ist jeweils auf dem Auswertblatt 3 im Anhang 4 (untere Seitenhälfte) zu finden. Im einzelnen wurde folgendes festgestellt.

Versuch **3.2.1a**: Die Berechnungen mit an die Restbrandlast angepaßter Abbrandrate zeigen deutlich mehr  $CO_2$  und weniger  $O_2$  zwischen 10 und 20 min Branddauer als die Messungen. Dagegen wurde die gemessene CO-Konzentration von rund 0.1 Vol.-% in der Simulation nicht ermittelt. Die berechneten  $\phi$ -Werte sind immer  $< 1.0$ , d. h. es ist theoretisch immer genügend  $O_2$  im Brandraum vorhanden. Das gleiche gilt für die Berechnung mit an die HRR angepaßter Abbrandrate. Der Verlauf der  $CO_2$ -Konzentration wird aber in diesem Fall exakt wiedergegeben, während die  $O_2$ -Konzentration geringfügig unterschätzt wird.

Versuch **3.2.3b**: Es ergeben sich etwa die gleichen Verhältnisse wie im Versuch 3.2.1a, die Messungen und Berechnungen liegen jedoch für die Berechnung in Anlehnung an die Restbrandlast ( Anhang 4.2.1.3 ) dichter beieinander, während die Übereinstimmung bei der Berechnung nach der HRR ( Anhang 4.2.2.3 ) etwas schlechter ist als bei Versuch 3.2.1.a. Sie ist aber deutlich besser als bei der ersten Simulation. CO konnte in der Berechnung nicht nachgewiesen werden.

Versuch **3.2.6**: Der  $O_2$ -Abfall im Brandraum ist im Rechenmodell deutlich ausgeprägt, ebenso der  $CO_2$ -Anstieg. Die Messungen zeigen davon abweichende Zeitverläufe, wobei die Form ähnlich ist bei einer Abweichung der absoluten Werte von etwa 50 %, sowie das Vorhandensein von CO. Dagegen liegt der Maximalwert von Phi bei 0.7 (durchschnittlich 0.3), d. h. es ist immer Luftüberschuß im Brandraum vorhanden.

Versuch **3.2.8**: Die berechneten Maximalwerte für  $O_2$  liegen für die Simulation mit an die Restbrandlast angepaßter Abbrandrate ( Anhang 4.4.1.3 ) bei 4 % und bei an die HRR angepaßter Abbrandrate ( Anhang 4.4.2.3 ) verschwindet der  $O_2$ -Gehalt kurzzeitig (Meßwert: 10 %). Der  $CO_2$ -Gehalt steigt auf 14 bzw. 16% (Meßwert: 12 %). CO ist rechnerisch für die zweite Simulation bei einem kurzzeitigen Peak im Bereich der erhöhten Abbrandrate feststellbar (Meßwert: 0.1 %). Dieser Wert erscheint zu hoch zu sein.

Versuch **4.1.2**: Die Meß- und Rechenergebnisse zeigen mäßige Übereinstimmungen. CO ist jedoch in der Simulation nicht nachgewiesen (Meßwert: 0.05 %).

Versuch **4.2.2**: Die Rechenergebnisse zeigen deutliche  $O_2$ -Abnahmen und  $CO_2$ -Zunahmen im Brandraum. Aus den Meßwerten geht dieses nicht hervor. Co kann rechnerisch nicht nachgewiesen werden, weil der Phi-Wert bei 0.4 liegt und 1.0 nicht überschreitet, d. h. es ist mindestens ein 2-facher Luftüberschuß im Brandraum vorhanden.

Versuch **4.2.3**: Die gemessenen  $O_2$ - und  $CO_2$ -Verläufe sind nur qualitativ richtig. CO von maximal 0.25 % kann nicht nachgerechnet werden. Gegen Versuchsende werden die CO-Werte negativ (- 0.07 %).

Versuch 4.3.2: Die Meßwerte sind nicht plausibel bzw. anwendbar ( $O_2 = 21$ ,  $CO_2 = 0.2$  %,  $CO = \pm 0.07$  %).

Versuch 4.3.5: Die gemessenen  $O_2$ -Erhöhungen im Brandraum werden in der Simulation deutlich überschritten. Die qualitativen Verläufe stimmen nicht überein. CO kann rechnerisch nicht nachgewiesen werden (Meßwert: 0.1 %).

Versuch 4.4.3: Die gemessenen  $O_2$ - und  $CO_2$ -Verläufe stimmen mit den Rechenwerten ungefähr überein. Nicht berechnet werden konnte der CO-Gehalt von 0.13 %.

Versuch 4.5.1: Die Meßwerte sind nicht plausibel bzw. anwendbar ( $O_2 = 21$  %,  $CO_2 = 0.2$  %).

**Zusammenfassend** kann gesagt werden, daß die gemessenen und berechneten Gaskonzentrationen im Umfang von Brandraum 1 zum Brandraum 2 ehestens qualitativ vergleichbar sind. Insbesondere kann der teilweise gemessene geringe CO-Gehalt bei deutlichem Luftüberschuß im Brandraum rechnerisch nicht nachvollzogen werden.

Da sich die gemessene Heat-Release-Rate aus den gemessenen Gaskonzentrationen ergibt und andererseits festgestellt wurde, daß die gemessenen HRR's im allgemeinen zu klein sind, erscheint es notwendig und sinnvoll zu optimieren und anhand von Rechnungen zu prüfen, ob die Meßergebnisse jeweils theoretisch nachvollziehbar sind.

### 5.3 Energiebetrachtungen

Die folgenden Betrachtungen stützen sich auf die gemessenen Werte der Heat-Release-Rate nach Anhang 3 und auf die Rechenwerte der Energiefreisetzung nach Anhang 4 (jeweils Auswertblatt 1 von jedem Versuch). Um die Ergebnisse in übersichtlicher Form zu erhalten, wurde zusätzlich die Tabelle 5.1 erstellt. In dieser Tabelle sind für definierte Branddauern  $t$  die jeweils gemessenen oder berechneten Energiefreisetzungen in MW angegeben.

Aus der Tabelle 5.1 geht hervor, daß die Meß- und Rechenwerte sich teilweise um Größenordnungen (Faktor 2 bis 4) unterscheiden. Dabei ist zu beachten, daß die berechnete Heat-Release-Rate jeweils aus der experimentell vorgegebenen Restbrandlastkurve bestimmt wurde. In nur einem einzigen Fall liegen die gemessenen HRR's über den Rechenwerten. Erstaunlicherweise ist diese gerade der Versuch, bei dem die berechneten  $t_{\text{am}}$ -Werte über dem Meßwert liegen. Bei allen anderen Versuchen sind die Meßwerte der HRR deutlich kleiner als die berechneten Werte. Dieses ist deshalb nicht erklärbar, weil hinsichtlich der berechneten Temperaturverläufe und  $t_{\text{am}}$ -Werte die Ergebnisse der Berechnungen durchweg immer unter den Meßwerten liegen. Hier hätte man ein genau umgekehrtes Ergebnis erwartet. Insgesamt erscheinen die Meßwerte der Restbrandlasten und HRR's hinsichtlich ihrer Plausibilität als überprüfungswürdig, systematische Fehler scheinen allerdings nicht vorzuliegen.

In den Rechenergebnissen ist neben der Energiefreisetzung auch jeweils die Energieaufnahme der Meßkammerwände (einschließlich Decke und Fußboden) angegeben. Auf eine Diskussion dieser Rechenergebnisse wird hier nicht weiter eingegangen. Generell kann jedoch gesagt werden, daß die Energieaufnahme der Umfassungsbau- teile durchweg mehr als 50 % der Gesamtenergie beträgt. Man erkennt daran, daß es bei Nach- oder Vergleichsrechnungen sehr genau darauf ankommt, den Wärme- übergang und die Wärmespeicherung möglichst genau zu beschreiben.

Insgesamt kann somit festgestellt werden, daß die gemessenen Restbrandlastkurven und HRR's in einigen Fällen nicht nur hinsichtlich der gemessenen Temperaturverläufe als inkonsistent erscheinen, sondern daß auch die Gesamtbilanzierung mit den angege- benen Meßwerten nicht möglich ist. Bei einigen Versuchen wurde allerdings festgestellt, daß eine Modellierung der Abbrandrate am Verlauf der HRR zu sehr guten Überein- stimmungen bei den Temperaturverläufen führen kann. In diesem Fall weichen aber die gerechneten Verläufe für die Restbrandlast deutlich von den gemessenen ab und die berechnete HRR ist etwa doppelt so groß wie die gemessene. Für eine weitere Auswertung erscheint auch aus Gründen der Plausibilisierung von Meßergeb- nissen durch Berechnungen die Messung der HRR sinnvoll und wünschenswert zu sein. Die Messung der Restbrandlast allein reicht nicht aus. Bevor die HRR in die m-Faktor-Normung aufgenommen werden kann, sind weitere experimentelle Unter- suchungen unabdingbar. Die experimentellen Untersuchungen müssen darüberhinaus theoretisch bestätigt werden.

Tabelle 5.1: Vergleich der gemessenen und berechneten Energiefreisetzungen

Versuch Nr.	Heat Release Rate							
	gemessen				berechnet			
	1. Peak		2. Peak		1. Peak		2. Peak	
t	E	t	E	t	E	t	E	
min	MW	min	MW	min	MW	min	MW	
3.2.1a	10	0.5	18	0,98	10	2.1	15	5.4 <sup>*)</sup>
	10	0.5	18	0,98	10	1.0	18	1.6
3.2.3b	15	0,5	20	1.9	15	1.7	24	4.8 <sup>*)</sup>
	15	0,5	20	1.9	15	1.0	20	2.5
3.2.6	20	2.0	37	1.9	20	4.0	50	2.4
3.2.8	30	3.1	60	2.1	30	4.9	60	4.9
	30	3.1	60	2.1	30	6.7	60	5.0
4.1.2	5	0.2	60	0.2	5	1.0	60	0.3
4.2.2	12	0.3	22	0.4	10	0.7	22	0.7
4.2.3	6	0.6	10	0.9	6	1.7	15	3.7
4.3.2	6	0.1	12	0.1	6	1.3	20	1.3
4.3.5	3	0.8	14	0.5	3	2.1	15	2.1
4.4.3	1	0.5	400	0.2	1	0.4	400	0.1
4.5.1	12	0.1	32	0.2	12	0.2	32	1.2

\*) Einzelpeak

#### 5.4 Vergleiche mit den Einheitsbrandlast-Referenzversuchen

Für diesen Vergleich werden die Ergebnisse der Wärmebilanzrechnung nach dem in Abschnitt 4.4 beschriebenen Verfahren ausgewertet. Das bedeutet, daß mit den Ergebnissen unter Verwendung der dort angegebenen Interpolationspolynome rechnerische m-Faktoren ermittelt und mit den Ergebnissen der Versuche aus [1] verglichen werden.

In Tabelle 5.2 sind aus [1] die Versuchsergebnisse und die daraus berechneten m-Faktoren für die ausgewählten Versuche dargestellt. Zusätzlich wurden von Herrn Ueberall vergleichbare Versuche aus der kleinen m-Faktor-Anlage ausgewertet. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.3 zusammengefaßt. Es ist zu beachten, daß bei der Auswertung mit unterschiedlichen Interpolationspolynomen gearbeitet wurde. Dies wurde erforderlich, weil bei der Eichung der beiden m-Faktor-Anlagen unterschiedliche Temperaturerhöhungen bei ETK-Temperaturbelastung festgestellt wurden (vgl. Abschnitt 4.1). Die m-Faktoren für die große m-Faktor-Anlage sind in [1] diskutiert. Deshalb wird hier nicht näher darauf eingegangen. Der Vergleich zeigt, daß die m-Faktoren in beiden Anlagen z. T. deutlich voneinander abweichen.

Tabelle 5.3: Versuchsergebnisse der Abbrandfaktoren der ausgewählten Lagerstoffe aus der kleinen m-Faktor-Anlage nach Berechnungen von Herrn Überall

Versuch	$\delta\theta_v$	$t_{am}$	$Q_v$	t	$t_v$	Q	$m_f$	$k_t$	m
Kanthölzer 40 x 40	225	33.6	123.4	142	132.0	120	1.03	0.97	1.00
	510	68	316.8	188	207.2	335.5	0.94	1.04	0.98
Kanthölzer 200 x 200	742	91.6	373.3	939	214.5	612	0.61	0.26	0.16
	790	98.3	394.2	748	217.2	616	0.64	0.38	0.24
Isopropanol	182	26.1	87	43	99.2	64	0.87	1.25	1.09
	260	34.6	127.8	94	135.6	128	0.64	1.13	0.72
Methylalkohol	110	19.5	53.9	45	69.9	66	0.73	1.15	0.84
	88	13.6	35.7	38	48.6	34	0.93	1.09	1.01
Sanitärkrepp	452	58.9	283.9	185	201.6	252	1.46	1.01	1.47
Polypropylen- teile	203	28	91.3	92	107	75	0.48	0.96	0.46
	210	29	96.2	126	111	50	0.76	1.05	0.79

Erläuterung der dargestellten Größen siehe Tabelle 5.2

Tabelle 5.2: Versuchsergebnisse der Abbrandfaktoren der ausgewählten Lagerstoffe nach [1]

Versuch	$\delta_{\Theta}$	t <sub>äm</sub>	Q <sub>v</sub>	t	t <sub>v</sub>	Q	m <sub>f</sub>	k <sub>t</sub>	m
Kanthölzer 40 x 40		h <sub>u</sub> = 4.8							
3.2.1 a	62.	17.9	139.2	92.0	90.4	126.0	1.26	0.99	1.25
3.2.3 b	143.	31.4	278.9	31.3	100.3	265.0	1.05	1.04	1.10
3.2.6	423.	70.6	860.4	114.0	120.3	830.0	1.04	1.02	1.06
3.2.8	543.	87.5	1331.4	120.0	128.1	1353.0	0.98	1.03	1.01
Kanthölzer 200 x 200		h <sub>u</sub> = 4.8							
4.1.2	142.	31.2	277.5	144.0	100.2	291.0	0.95	0.84	0.80
Isopropanol		h <sub>u</sub> = 7.5							
4.2.2	135.	30.2	267.5	30.0	99.6	60.0	2.85	1.32	3.77
4.2.3	146.	31.8	283.2	20.0	100.6	90.0	2.01	1.35	2.71
Methylalkohol		h <sub>u</sub> = 5.4							
4.3.2	69.	19.2	170.8	38.0	91.6	90.0	1.69	1.26	2.13
4.3.5	146.	31.8	283.2	28.0	100.6	160.0	1.57	1.31	2.07
Sanitärkrepp + 17.7 kg Zündquelle		h <sub>u</sub> = 3.7							
4.4.3	66.	18.7	166.2	474.0	91.1	467.0	0.46	0.19	0.09
Polypropylen-Teile		h <sub>u</sub> = 12.2							
4.5.1	117.	27.4	241.9	68.0	97.8	51.0	1.87	1.13	2.11

#### Erläuterungen

- $\delta_{\Theta_v}$  = für die Berechnung einzusetzende Temperaturerhöhung (K) an der Meßstelle in 50 mm Wanddicke      Q<sub>v</sub> = Vergleichsbrandmenge (kg)  
 t<sub>äm</sub> = Vergleichsbranddauer (min)      t = Anstiegszeit für  $\delta_{\Theta_v}$  (min)  
 t<sub>v</sub> = Zeit bis zum Erreichen des Temperaturmaximums an der Meßstelle des Vergleichselementes bei dem Abbrand der Vergleichsbrandmenge Q<sub>v</sub>  
 Q = Versuchsbrandmenge (kg)      h<sub>u</sub> = unterer Heizwert (kWh/kg)  
 m<sub>f</sub> = 4,8 Q<sub>v</sub> / (Q x h<sub>u</sub>) m-Faktor nach DIN 18 230 ohne den Faktor k<sub>t</sub>  
 m = m<sub>f</sub> x k<sub>t</sub>      k<sub>t</sub> = exp (-0,4 (t/t<sub>v</sub> - 1))

Die Ergebnisse für die Auswertung der Wärmebilanzrechnung sind in Tabelle 5.4 unter Verwendung des Stahlvergleichsbauteiles und in Tabelle 5.5 für das Betonvergleichsbauteil dargestellt. In der linken Spalte der Tabellen ist jeweils die zugehörige Versuchsnummer angegeben ( z.B. 321R2W oder 321HR2W ). Die Zusatzbezeichnungen R2W und HR2W bedeuten, daß die Berechnungen aufgrund der gemessenen Restbrandlast oder in Anlehnung an die Heat-Release-Rate mit dem 2-Raum-Modell bei Simulation der Schamottebauteile mit den Stoffgesetzen für Beton durchgeführt wurden. Bei den Versuchen 3.2.1.a und 3.2.3.b fehlt jeweils der Zusatz a oder b.

Im Wärmebilanzmodell wird davon ausgegangen, daß im Brandraum zwei homogene Schichten für das Gasvolumen berücksichtigt werden. Die untere Schicht kann dabei verschwinden, so daß nur noch eine Heißgasschicht vorliegt (vgl. Abschnitt 3.1). Die Auswertung erfolgte nun derart, daß ein Vergleichselement mit der Temperaturverteilung der Heißgasschicht und ein zweites mit der für die untere Schicht erwärmt wird. In der Praxis, d.h. im Versuch wird das Vergleichselement über die Heißgase und durch Flammenstrahlung erwärmt. Daher ist eigentlich dieser Vergleich maßgebend. Bei größeren Räumen spielt die räumliche Verteilung der Gastemperaturen jedoch eine größere Rolle als bei sehr kleinen Brandräumen. Die Temperaturverteilung ist u. U. sehr inhomogen über die Raumhöhe (vgl. Abschnitt 4.2) aber auch im Grundriß.

Zwei Gründe sprechen aber für eine Berücksichtigung der beiden Komponenten:

- Im Versuch in der kleinen m-Faktor-Anlage ist das Vergleichselement in der Nähe des Brandherdes angeordnet und dadurch bei sehr intensiven Flammen auch einer hohen Belastung aus Flammenstrahlen ausgesetzt, die in der Praxis zu einer erhöhten Bauteilbelastung führt.
- Bei der kleinen m-Faktor-Anlage kann eher von einer homogenen Temperaturverteilung ausgegangen werden als bei der großen Anlage. Eine Berücksichtigung der Temperaturschichtung über die Raumhöhe wird mit zunehmender Raumgröße von größerer Bedeutung für die Übertragbarkeit von Versuchsergebnissen.

Die Fälle erhöhter lokaler Brandbelastung werden aber von DIN 18230 Teil 2 ausdrücklich nicht abgedeckt. Das Näherungsverfahren gemäß DIN V 18230 dient lediglich zur Bestimmung der Auswirkungen einer mittleren Brandbelastung.

In den Tabelle 5.4 und 5.5 sind für jede Berechnung für einen Versuch die Temperaturbelastungen für die Vergleichselemente dargestellt. In der oberen Zeile die für das Element in der Heißgasschicht und in der zweiten Zeile für das in der Kaltgasschicht. In der dritten Zeile sind jeweils die Mittelwerte angegeben.

Tabelle 5.4 : Rechenergebnisse der Abbrandfaktoren ausgewählter Lagerstoffe aus Berechnungen mit Stahlklotz

Versuch	$\delta\theta_v$	$t_{\text{äm}}$	$Q_v$	t	$t_v$	Q	$m_f$	$k_t$	m
Kanthölzer 40 x 40 $h_u = 4.8$									
321R2W	52	14.9	136.9	22.2	87.7	126	1.12	1.35	1.51
	28	10.5	75.8	22.7	77.3		0.62	1.33	0.82
	40	12.7	106.3	22.4	83.2		0.87	1.34	1.17
321HR2W	56	15.5	144.7	69.5	88.7	126	1.18	1.09	1.29
	1	2.2	1.7	84.9	17.7		0.01	0.22	0.00
	28	8.8	73.2	77.2	76.7		0.60	1.00	0.60
323R2W	77	18.7	190.9	39.0	93.6	265	0.74	1.26	0.93
	52	14.8	136.1	37.8	87.6		0.53	1.26	0.67
	64	16.8	163.5	38.4	90.8		0.63	1.26	0.79
323HR2W	69	17.4	173.0	94.3	91.8	265	0.67	0.99	0.66
	34	11.8	93.1	102.1	80.9		0.36	0.90	0.32
	51	14.6	133.0	98.2	87.2		0.52	0.95	0.49
326R2W	240	41.9	469.2	87.6	109.5	830	0.58	1.08	0.63
	233	40.9	457.9	85.9	109.1		0.57	1.09	0.62
	237	41.4	463.6	86.8	109.3		0.57	1.09	0.62
328R2W	593	98.7	1614.6	99.1	131.5	1553	1.07	1.10	1.18
	590	98.1	1597.4	99.2	131.3		1.06	1.10	1.17
	592	98.4	1606.0	99.1	131.4		1.06	1.10	1.17
328HR2W	538	87.6	1306.8	108.5	55.5	1553	0.87	0.68	0.92
	530	86.0	1267.4	109.6	55.2		0.84	0.67	0.89
	534	86.8	1287.1	109.1	55.4		0.85	0.68	0.90
Kanthölzer 200 x 200 $h_u = 4.8$									
412R2W	89	20.5	216.3	143.0	95.8	291	0.76	0.82	0.62
	18	8.5	50.9	144.0	70.3		0.18	0.66	0.12
	54	14.5	133.6	143.5	87.3		0.47	0.77	0.36

Erläuterung der dargestellten Größen siehe Tabelle 5.2

Tabelle 5.4 (Fortsetzung) : Rechenergebnisse der Abbrandfaktoren ausgewählter Lagerstoffe aus Berechnungen mit Stahlklotz

Versuch	$\delta\theta_v$	$t_{\text{äm}}$	$Q_v$	$t$	$t_v$	$Q$	$m_f$	$k_t$	$m$
Isopropanol $h_u = 7.5$									
422R2W	49	14.4	129.9	32.5	86.8	60	1.39	1.28	1.78
	0	2.0	1.2	37.7	14.0		0.01	1.51	0.00
	25	8.2	65.6	35.1	74.7		0.70	1.24	0.87
423R2W	54	15.2	141.7	21.2	88.3	90	1.01	1.36	1.37
	33	11.5	89.7	21.5	80.2		0.64	1.34	0.86
	44	13.4	115.7	21.3	84.7		0.82	1.35	1.11
Methylalkohol $h_u = 5.4$									
432R2W	54	15.1	140.0	28.4	88.1	90	1.38	1.31	1.81
	0	2.0	1.2	28.2	14.0		0.01	0.67	0.01
	27	8.6	70.6	28.3	76.0		0.70	1.28	0.90
435R2W	49	14.4	129.8	25.7	86.8	160	0.72	1.33	0.96
	45	13.6	118.9	25.0	85.2		0.66	1.33	0.88
	47	14.0	124.4	25.3	86.0		0.69	1.33	0.92
Sanitärkrepp + 17.7 kg Zündquelle $h_u = 3.7$									
443R2W	107	23.2	251.3	330.5	98.4	467	0.55	0.39	0.21
	2	3.5	6.1	444.5	34.9		0.01	0.01	0.00
	55	13.4	128.7	387.5	86.6		0.28	0.07	0.07
Polypropylen-Teile $h_u = 12.2$									
451R2W	76	18.6	188.9	71.7	93.4	51	1.27	1.10	1.40
	1	2.3	2.0	72.4	19.6		0.01	0.34	0.00
	38	10.5	95.5	72.0	81.3		0.64	1.05	0.67

Tabelle 5.5: Rechenergebnisse der Abbrandfaktoren ausgewählter Lagerstoffe aus Berechnungen mit Betonbauteil

Versuch	$\delta\theta_v$	$t_{\text{äm}}$	$Q_v$	$t$	$t_v$	$Q$	$m_f$	$k_t$	$m$
Kanthölzer 40 x 40 <span style="float: right;"><math>h_u = 4.8</math></span>									
321R2W	65	17.4	162.7	29.6	90.7	126	1.33	1.31	1.74
	45	12.9	121.8	28.2	85.6		0.99	1.31	1.29
	55	15.2	142.2	28.9	88.4		1.16	1.31	1.52
321HR2W	73	18.9	175.6	53.3	92.1	126	1.43	1.18	1.69
	3	3.5	10.0	58.2	42.7		0.08	0.86	0.07
	38	11.2	107.2	56.1	83.4		0.76	1.14	0.87
323R2W	95	23.0	210.7	42.6	95.3	265	0.82	1.25	1.02
	74	19.2	178.8	45.2	92.4		0.69	1.23	0.85
	84	21.1	194.7	43.9	93.9		0.76	1.24	0.94
323HR2W	75	19.4	180.3	73.5	92.6	265	0.70	1.09	0.76
	64	17.2	161.5	80.1	90.6		0.63	1.05	0.66
	70	18.3	170.9	76.8	91.6		0.66	1.07	0.70
326R2W	256	46.5	465.5	81.2	109.4	830	0.56	1.11	0.62
	250	45.5	453.3	81.8	108.9		0.54	1.10	0.60
	253	46.0	459.4	81.5	109.2		0.55	1.11	0.61
328R2W	469	97.6	1762.1	100.5	133.1	1553	1.17	1.10	1.29
	466	96.8	1735.0	100.7	132.8		1.15	1.10	1.27
	468	97.2	1748.5	100.6	132.9		1.16	1.10	1.28
328HR2W	430	85.7	1360.1	102.5	128.4	1553	0.90	1.08	0.98
	422	83.6	1296.2	103.9	127.6		0.86	1.08	0.93
	426	84.7	1328.1	103.2	128.0		0.88	1.08	0.95
Kanthölzer 200 x 200 <span style="float: right;"><math>h_u = 4.8</math></span>									
412R2W	86	21.5	198.2	107.2	94.2	291	0.70	0.95	0.66
	46	13.2	124.7	144.0	86.0		0.44	0.76	0.34
	66	17.4	161.4	125.6	90.6		0.57	0.86	0.49

Erläuterung der dargestellten Größen siehe Tabelle 5.2

Tabelle 5.5 (Fortsetzung): Rechenergebnisse der Abbrandfaktoren ausgewählter Lagerstoffe aus Berechnungen mit Betonbauteil

Versuch	$\delta\Theta_v$	$t_{\text{äm}}$	$Q_v$	t	$t_v$	Q	$m_f$	$k_t$	m
Isopropanol $h_u = 7.5$									
422R2W	69	18.2	169.8	46.8	91.5	60	1.81	1.22	2.20
	3	3.4	9.1	37.8	41.2		0.10	1.03	0.10
	36	10.8	89.4	42.3	80.2		0.95	1.21	1.15
423R2W	71	18.7	173.9	30.0	91.9	90	1.24	1.31	1.62
	53	14.7	138.6	30.0	87.9		0.99	1.30	1.29
	62	16.7	156.2	30.0	90.0		1.11	1.31	1.45
Methylalkohol $h_u = 5.4$									
432R2W	74	19.1	177.8	30.0	92.3	90	1.76	1.31	2.31
	3	3.5	9.5	29.5	41.9		0.09	1.13	0.10
	38	11.3	93.7	29.7	81.0		0.92	1.29	1.19
435R2W	71	18.5	173.0	30.0	91.8	160	0.96	1.31	1.26
	68	17.9	167.3	30.0	91.2		0.93	1.31	1.22
	69	18.2	170.2	30.0	91.5		0.95	1.31	1.24
Sanitärkrepp $h_u = 3.7$ + 17.7 kg Zündquelle									
443R2W	90	22.2	203.9	342.0	94.7	467	0.45	0.35	0.16
	6	4.4	18.8	338.3	53.1		0.04	0.12	0.00
	48	13.3	111.3	340.1	84.0		0.25	0.30	0.07
Polypropylen-Teile $h_u = 12.2$									
451R2W	94	22.9	209.9	73.8	95.3	51	1.41	1.09	1.54
	4	3.9	13.7	72.3	47.8		0.09	0.82	0.07
	49	13.4	111.8	73.1	84.1		0.75	1.05	0.80

Beim Versuch 3.2.1.a (s. Anhang 4.1) wird die gemessene Heißgastemperatur in den ersten 20 Minuten in der Simulation bei aus der Restbrandlast abgeleiteter Abbrandrate deutlich übertroffen. Im Vergleichsbauteil werden allerdings etwa  $10^{\circ}\text{C}$  niedrigere Temperaturen erreicht. Die errechnete Vergleichsbrandmenge  $Q_v$  liegt für die Heißgasschicht um etwa 10 % unter dem aus den Vergleichsergebnissen errechneten Wert. Beim Mittelwert liegt  $Q_v$  bei fast gleicher Temperaturerhöhung um ca. 30 % unter dem Vergleichswert. Sehr große Abweichungen von über 200 % treten bei der Branddauer  $t$  auf.  $t_v$  liegt im Bereich der Messung. Der letztlich errechnete m-Faktor liegt zwischen 0,82 und 1,51 im Vergleich zu 1,25 aus den Versuchsergebnissen. Bei diesem Versuch ist zu beachten, daß die Maximaltemperaturen im Brandraum nach etwa 15 Minuten erreicht werden. Im Stahlklotz werden in 2 mm Tiefe etwa nach 25 Minuten und in 5 cm Tiefe erst nach 92 Minuten die Maximaltemperaturen erreicht (vgl. Anhang 3.6.1). In diesem Fall findet offenbar eine lang andauernde Erwärmung in 5 cm Tiefe statt.

Bei Verwendung des Vergleichsbauteiles Beton ergibt sich bei etwas höheren Bauteiltemperaturen eine etwa 2 - 3 Minuten höhere äquivalente Branddauer als bei Verwendung des Stahlklotzes. Bei der Vergleichsbrandlast beträgt die daraus folgende Abweichung bereits über 5 %. Auch der Zeitraum für das Erreichen des Temperaturmaximums in 3,5 cm Tiefe liegt um etwa 6 Minuten höher als für den Stahlklotz. Dies wirkt sich im Faktor  $k_t$  mit 5 - 10 % aus. Der resultierende m-Faktor liegt dann zwischen 1,29 und 1,74. Diese Betrachtungen zeigen, daß der letztlich zu bestimmende m-Faktor ganz erheblich von der Vergleichsbrandmenge  $Q_v$  und damit von den verwendeten Interpolationspolynomen für  $Q_v$  und  $t_{am}$  abhängig ist.

Die Abweichungen zwischen den verwendeten Vergleichsbauteilen liegen im Rahmen von etwa 10 %. Deutlich bessere Annäherungen werden bei der Simulation mit aus der Heat-Release-Rate abgeleiteter Abbrandrate für die Gastemperaturen erreicht. Bei der äquivalenten Branddauer wirkt sich dies allerdings kaum aus. Allerdings liegt der Zeitpunkt für das Erreichen des Temperaturmaximums deutlich später. Dies hat auf den m-Faktor sehr große Auswirkungen. Er liegt dann nur bis 1,29 im Vergleich zu 1,51 bei verändertem Verlauf der Abbrandrate und 1,25 bei Berechnung aus den Versuchsergebnissen.

Beim Versuch 3.2.3.b wird in der Simulation mit aus der Restbrandlast abgeleiteter Abbrandrate das beim Versuch gemessene Temperaturmaximum etwa erreicht. Allerdings verschwindet nach etwa 8 Minuten die untere Schicht, wobei im Mittel etwa die gemessenen Temperaturen erreicht werden. Danach liegen die berechneten Temperaturen deutlich unter den gemessenen Temperaturen, um dann bis zum Ende des Brandes wieder die gemessenen zu erreichen. Dies äußert sich darin, daß im Vergleichsbauteil für die Heißgasschicht eine um etwa 20 % niedrigere Temperatur bei einem um 30 % niedrigeren  $Q_v$  berechnet wird. Der m-Faktor liegt für den Stahlklotz zwischen 0,67 und 0,93 und für die Betonplatte zwischen 0,85 und 1,02, während aus den Versuchsergebnissen  $m = 1,10$  berechnet wurde [1].

Wiederum wird bei aus der Heat-Release-Rate abgeleiteter Abbrandrate viel später das Temperaturmaximum erreicht. Die äquivalente Branddauer und die Temperaturerhöhung weichen weniger von den Versuchsergebnissen ab als der berechnete m-Faktor von 0,66. Bei der Verwendung von Beton als Vergleichsmaterial verschieben sich die Verhältnisse etwas. In diesem Fall wird die Zeitspanne bis zum Erreichen der Maximaltemperatur nicht ganz verdoppelt. Der m-Faktor liegt dann zwischen 0,66 und 0,76.

Beim Versuch 3.2.6 liegt die errechnete mittlere Brandraumtemperatur für die überwiegende Branddauer etwa um 200 bis 400°C unter den unter der Decke gemessenen Temperaturen. Dadurch liegen auch die Temperaturen im Vergleichsbau teil um etwa 200°C unter der gemessenen Maximaltemperatur. Dies führt zu einer um 45 % geringeren Vergleichsbrandmenge  $Q_v$ . Der m-Faktor liegt bei den Berechnungen sowohl für den Stahlklotz als auch für das Betonauteil zwischen 0,60 und 0,63, während aus den Versuchsergebnissen ein m-Faktor von 1,06 berechnet wurde [1].

Beim Versuch 3.2.8 liegen die berechneten Gastemperaturen für beide Abbrandraten bis etwa 90 Minuten geringfügig über den für die überwiegende Branddauer nur gering streuenden gemessenen Temperaturen. Die berechnete Temperaturerhöhung im Stahlklotz liegt danach um etwa 12 % über dem gemessenen Wert und um 20 % über der daraus berechneten Vergleichsbrandlast  $Q_v$ . Dies äußert sich in einem m-Faktor von etwa 1,17. Bei Verwendung der Betonplatte errechnet sich ein m-Faktor von etwa 1,28 (Versuchswert  $m = 1,01$ ). Bei an die Heat-Release-Rate angeglichenen Abbrandrate wird im Stahlklotz fast exakt die gemessene Maximaltemperatur bei gleicher äquivalenter Branddauer erreicht. Die Maximaltemperatur wird nach etwa 109 Minuten erreicht, beim Versuch nach 120 Minuten. Mit fast identischer Vergleichsbranddauer von 128 Minuten wird ein m-Faktor zwischen 0,89 und 0,92 errechnet. Die vergleichbaren Berechnungen mit dem Betonbauteil liefern geringfügig niedrigere äquivalente Branddauern, aber eine höhere Vergleichsbrandlast bei einem m-Faktor zwischen 0,93 und 0,98.

Im Versuch 4.1.2 liegen die gerechneten Heißgastemperaturen etwa im Bereich der gemessenen Werte. Bei etwa 80 Minuten Branddauer fällt die gerechnete Temperaturerhöhung zu groß aus und die danach homogene Gasschicht liegt dann im Bereich der unten gemessenen Temperaturen. Zur gleichen Zeit nach etwa 144 Minuten werden sowohl im Versuch als auch bei der Rechnung die Maximaltemperaturen erreicht. Der berechnete Wert liegt etwa um 30°C unter dem gemessenen von 142°C. Das sind etwa 20 %. Die Vergleichsbrandlast ist etwa 60 kg geringer als bei den aus dem Versuch errechneten Wert. Das entspricht etwa 20 %. Für den in der unteren Schicht angeordneten Stahlklotz werden deutlich niedrigere Temperaturen und Vergleichsbrandmengen berechnet. Der m-Faktor liegt dann zwischen 0,12 und 0,62, während aus den Versuchsergebnissen ein m-Faktor von 0,80 berechnet wird. Die äquivalente Branddauer für die Betonplatte liegt für die Heißgasschicht etwa bei dem Wert für den Stahlklotz, während für die untere Schicht ein um etwa 50 % höherer Wert errechnet wird. Der m-Faktor liegt in diese Fall zwischen 0,34 und 0,66.

Beim Versuch 4.2.2 wird der Temperaturverlauf im Bereich von Säule B unter der Decke von der berechneten mittleren Heißgastemperatur sehr gut wiedergegeben. Im Bereich der Thermosäule A wurden etwa  $150^{\circ}\text{C}$  höhere Temperaturen gemessen. Die errechnete Temperaturerhöhung im Stahlklotz ist allerdings nur etwa halb so hoch wie beim Versuch. Danach ist die Vergleichsbrandlast nur etwa 50 % des aus dem Versuch errechneten Wertes. Der m-Faktor für die untere Schicht ist in diesem Fall wegen der als zu niedrig berechneten Gastemperaturen verschwindend klein. Der m-Faktor liegt zwischen 0,01 und 1,78. Bei der Betonplatte werden geringfügig höhere äquivalente Branddauern und ein m-Faktor zwischen 0,10 und 2,20 berechnet (Versuchswert  $m = 3,77$ ).

Es ist interessant, daß sich die Gastemperaturverläufe im Brandraum zwischen Versuch 3.2.1a (Holzkrippen, Anhang 3.1.1 und 3.1.2) und Versuch 4.2.2 (Isopropanol, Anhang 3.6.1 und 3.6.2) nicht sehr stark unterscheiden. Dies äußert sich auch bei der Simulation in einer geringfügig niedrigeren Temperaturerhöhung in den Vergleichselementen und damit auch bei den äquivalenten Branddauern (vgl. Tabelle 5.4 und 5.5). Bei Versuch 3.2.1a stimmen diese auch sehr gut mit der Messung überein. Dort fällt allerdings auf, daß sich die Zeit, zu der die Maximaltemperatur erreicht wird, um etwa 10 Minuten vom berechneten Zeitpunkt unterscheidet. Dies gilt für die Berechnung mit deutlich länger andauerndem Brand als die Restbrandlastkurve aufweist für die Modellierung der Abbrandrate an der gemessenen Heat Release Rate. Da zudem die Abkühlphasen der beiden Versuche deutlich verschieden sind, kann man daraus schließen, daß zum einen die gemessene Restbrandlastkurve bei Versuch 3.2.1a nicht das wirkliche Abbrandverhalten wiedergibt. Dies kann in diesem Fall eher von der Heat Release Rate angenommen werden. Die geringfügige Unterschätzung der Erwärmung des Vergleichsbauteiles könnte zudem darauf hindeuten, daß das Vergleichselement zusätzlich von der Decke erwärmt wird.

Dies alles erklärt aber nicht die gemessene Temperaturerhöhung im Vergleichsbauteil bei Versuch 4.2.2, die etwa doppelt so hoch ist, wie bei Versuch 3.2.1a. Auch der Zeitpunkt, zu dem das Maximum erreicht wird, liegt deutlich früher und stimmt etwa mit dem Zeitpunkt überein, zu dem der Brand ausklingt. Dies kann eigentlich nur durch die Tatsache erklärt werden, daß das Vergleichselement bei Versuch 4.2.2 direkt über dem Bereich der Flammen der brennbaren Flüssigkeit angeordnet war und damit u. U. auch durch direkte Flammenstrahlung oder zumindest durch die direkt aufsteigenden Heißgase des Plume einer deutlich höheren Temperaturbelastung ausgesetzt war, als dies bei der Belastung durch die mittlere Heißgastemperatur wie bei den Berechnungen der Fall wäre. Die hohe Temperaturerhöhung im Vergleichsbauteil und damit auch der erhöhte m-Faktor resultieren daher im wesentlichen aus lokalen Effekten.

Im Gegensatz zum Versuch 4.2.2 verschwindet beim Versuch 4.2.3 die untere Schicht nach etwa 10 Minuten. Die mittlere Brandraumtemperatur nähert sich danach immer mehr den unteren Temperaturen an. Zum Zeitpunkt des Temperaturmaximums liegt die mittlere Temperatur um etwa  $400^{\circ}\text{C}$  unter dem maximal gemessenen Wert. Dies liegt im wesentlichen an der nach etwa 10 Minuten zu gering angenommenen Abbrandrate. Dadurch werden im Stahlklotz nur etwa 40 % der gemessenen Temperatur erreicht.  $Q_v$  beträgt nur etwa 50 % des aus dem Versuch errechneten Wertes.

Dies äußert sich letztlich in einem m-Faktor zwischen 0,86 und 1,37, während aus dem Versuch ein m-Faktor von 2,71 berechnet wird. Die Verwendung der Betonplatte liefert etwas höhere äquivalente Branddauern bei einem m-Faktor zwischen 1,29 und 1,62.

Beim Versuch **4.3.2** werden bis etwa 25 Minuten die Temperaturverläufe unter der Decke von der mittleren Heißgastemperatur sehr gut wiedergegeben. Die Abkühlphase verläuft schneller als beim Versuch. Zehn Minuten später wird etwa die gleiche Maximaltemperatur erreicht. Bei einer Abweichung von 27 % zwischen den verschiedenen Bauteilen unterscheiden sich die Vergleichsbrandmengen um 20 % von aus dem Versuch ermittelten Wert. Der errechnete m-Faktor aus der Simulation liegt zwischen 0,01 und 1,83, während aus dem Versuch ein m-Faktor von 2,13 errechnet wird. Für das Betonvergleichselement liegt die äquivalente Branddauer etwa 4 Minuten höher als beim Stahlklotz und damit genau auf der aus dem Versuch errechneten Höhe von etwa 19 Minuten. Der errechnete m-Faktor liegt zwischen 0,10 und 2,31.

Beim Versuch **4.3.5** verschwindet nach etwa 2 Minuten die untere Schicht und die errechnete mittlere Brandraumtemperatur liegt danach zwischen den gemessenen Maximal- und Minimalwerten etwa 100 bis 200°C unter den Temperaturen unter der Decke bei Thermosäule B. Die berechnete maximale Temperaturerhöhung im Stahlklotz ist mit etwa 50°C ungefähr ein Drittel so groß wie die beim Versuch gemessene, bei einer Vergleichsbrandmenge von etwa 45 % von der aus dem Versuch berechneten. Der aus der Simulation berechnete m-Faktor liegt zwischen 0,88 und 0,96, während aus dem Versuch ein m-Faktor von 2,07 berechnet wird. Die Berechnung mit der Betonplatte liefert eine äquivalente Branddauer von etwa 18 Minuten, die um ca. 4 Minuten über der für den Stahlklotz und ungefähr 14 Minuten unter der aus dem Versuch bestimmten liegt. Der berechnete m-Faktor nimmt dann Werte zwischen 1,22 und 1,26 an.

Im Versuch **4.4.3** liegen die Heißgastemperaturen mit Ausnahme der ersten 20 Minuten über den gemessenen Verläufen, während die Temperaturen der unteren Schicht durchgehend unter den gemessenen Minimalwerten liegen. Die im Stahlklotz berechnete maximale Temperaturerhöhung von etwa 130°C liegt um ca. 80 % über dem gemessenen Wert, während die Vergleichsbrandmenge  $Q_v$  um etwa 50 % über dem aus dem Versuch berechneten Wert liegt. Der m-Faktor liegt zwischen 0 und 0,21, während aus dem Versuch 0,09 berechnet wird. Bei der Berechnung für die Betonplatte wird etwa die gleiche äquivalente Branddauer von 22 Minuten erreicht, während aus dem Versuch ein Wert von 19 Minuten bestimmt wird. Der m-Faktor liegt in diesem Fall zwischen 0 und 0,16.

Beim Versuch **4.5.1** schließlich werden die Heißgastemperaturen bei einem anderen Verlauf qualitativ sehr gut wiedergegeben. Die Temperaturerhöhung im Stahlklotz liegt mit 96°C etwa um 20 % unter dem gemessenen Wert. Bei einer Abweichung für die äquivalente Branddauer von etwa 20 % weichen die Vergleichsbrandmengen  $Q_v$  um 20 % voneinander ab. Der aus der Simulation berechnete m-Faktor liegt zwischen 0 und 1,40, während aus dem Versuch ein Wert von 2,11 errechnet

wird. Für die Betonplatte liegt die äquivalente Branddauer etwa 4 Minuten über dem Wert für den Stahlklotz und 4 Minuten unter dem aus dem Versuch berechneten. Der m-Faktor schließlich liegt zwischen 0,07 und 1,54.

In den folgenden Tabellen 5.6 bis 5.11 sind für die wesentlichen Größen Temperaturerhöhungen im Vergleichsbau teil, äquivalente Branddauer, Vergleichsbrandmenge, m-Faktor ohne Zeitfaktor  $k_t$ , Zeitfaktor  $k_t$  und den endgültigen m-Faktor der Ergebnisse aus den Tabellen 5.2 bis 5.5 vergleichend zusammengefaßt. Bei den Rechenergebnissen wurden jeweils die für die Heißgasschicht ermittelten Werte verwendet. Bei den Holzversuchen sind in der ersten Zeile die Ergebnisse für die Simulationen angegeben, die aus der Restbrandlast abgeleitet wurden. Darunter sind dann die Ergebnisse angegeben, die aus der Heat-Release-Rate abgeleitet wurden. Die Brandlasten der kleinen und der großen m-Faktor-Anlage sind nicht immer identisch. Die zu den einzelnen Versuchen gehörende Brandlast kann Tabelle 5.2 für die große und Tabelle 5.3 für die kleine Anlage entnommen werden.

Tabelle 5.6: Temperaturerhöhung  $\Delta\theta_v$  in unterschiedlichen Vergleichsbau teilen

Versuch	kleine m-Faktor- Anlage	große m-Faktor- Anlage	Stahl- klotz	4/3	Beton- platte	6/3	6/4
1	2*)	3	4	5	6	7	8
3.2.1.a	225	62	52	0,84	65	1,05	1,25
	225	62	56	0,90	73	1,18	1,30
3.2.3.b	510	143	77	0,54	95	0,66	1,23
	510	143	69	0,48	75	0,52	1,09
3.2.6	-	423	240	0,57	256	0,61	1,07
3.2.8	-	543	593	1,09	469	0,86	0,79
	-	543	538	0,99	430	0,79	0,80
4.1.2	-	142	89	0,63	86	0,61	0,97
4.2.2	182	135	49	0,36	69	0,51	1,41
4.2.3	260	146	54	0,37	71	0,49	1,31
4.3.2	110	69	54	0,78	74	1,07	1,37
4.3.5	-	146	49	0,34	71	0,49	1,45
4.4.3	-	66	107	1,62	90	1,36	0,84
4.5.1	210	117	76	0,65	94	0,80	1,24

\*) Brandlasten sind teilweise nur ungefähr mit der großen Anlage identisch

Tabelle 5.7: Äquivalente Branddauern  $t_{am}$  für verschiedene Vergleichsbauerteile

Versuch	kleine m-Faktor- Anlage	große m-Faktor- Anlage	Stahl- klotz	4/3	Beton- platte	6/3	6/4
1	2*)	3	4	5	6	7	8
3.2.1.a	33,6	17,9	14,9	0,83	17,4	0,97	1,17
	33,6	17,9	15,5	0,87	18,9	1,06	1,22
3.2.3.b	68,0	31,4	18,7	0,60	23,0	0,73	1,23
	68,0	31,4	17,4	0,55	19,4	0,62	1,11
3.2.6	-	70,6	41,9	0,59	46,5	0,66	1,11
3.2.8	-	87,5	98,7	1,13	97,6	1,12	0,99
	-	87,5	87,6	1,00	85,7	0,98	0,98
4.1.2	-	31,2	20,5	0,66	21,5	0,69	1,05
4.2.2	26,1	30,2	14,4	0,48	18,2	0,60	1,26
4.2.3	34,6	31,8	15,2	0,48	18,7	0,59	1,23
4.3.2	19,5	19,2	15,1	0,79	19,1	0,99	1,26
4.3.5	-	31,8	14,4	0,45	18,5	0,58	1,28
4.4.3	-	18,7	23,2	1,24	22,2	1,19	0,96
4.5.1	29,0	27,4	18,6	0,68	22,9	0,84	1,23

\*) Brandlasten sind teilweise nur ungefähr mit der großen Anlage identisch

Tabelle 5.8: Vergleichsbrandmenge  $Q_v$  für verschiedene Vergleichsbauerteile

Versuch	kleine m-Faktor- Anlage	große m-Faktor- Anlage	Stahl- klotz	4/3	Beton- platte	6/3	6/4
1	2*)	3	4	5	6	7	8
3.2.1.a	123,4	159,2	136,9	0,86	162,7	1,02	1,19
	123,4	159,2	144,7	0,91	175,6	1,10	1,21
3.2.3.b	316,8	278,9	190,9	0,68	210,7	0,76	1,10
	316,8	278,9	173,0	0,62	180,3	0,65	1,04
3.2.6	-	860,4	469,2	0,55	465,5	0,54	0,99
3.2.8	-	1331,4	1614,6	1,21	1762,1	1,32	1,09
	-	1331,4	1306,8	0,98	1360,1	1,02	1,04
4.1.2	-	277,5	216,3	0,78	198,2	0,71	0,93
4.2.2	87	267,5	129,9	0,49	169,8	0,63	1,31
4.2.3	127,8	283,2	141,7	0,50	173,9	0,61	1,23
4.3.2	53,9	174,8	140,0	0,80	177,8	1,02	1,27
4.3.5	-	283,2	129,8	0,46	173,0	0,61	1,33
4.4.3	-	166,2	251,3	1,51	203,9	1,23	0,81
4.5.1	96,2	241,9	188,9	0,78	209,9	0,87	1,11

\*) Brandlasten sind teilweise nur ungefähr mit der großen Anlage identisch

Tabelle 5.9: m-Faktor (ohne Faktor  $k_t$ )  $m_f$  für verschiedene Vergleichsbauerteile

Versuch	kleine m-Faktor- Anlage	große m-Faktor- Anlage	Stahl- klotz	4/3	Beton- platte	6/3	6/4
1	2*)	3	4	5	6	7	8
3.2.1.a	1,03	1,26	1,12	0,89	1,33	1,06	1,19
3.2.3.b	1,03	1,26	1,18	0,94	1,43	1,13	1,21
	0,94	1,05	0,74	0,70	0,82	0,78	1,11
3.2.6	0,94	1,05	0,67	0,64	0,70	0,67	1,04
	-	1,04	0,58	0,56	0,56	0,54	0,97
3.2.8	-	0,98	1,07	1,09	1,17	1,19	1,09
	-	0,98	0,87	0,89	0,90	0,92	1,03
4.1.2	-	0,95	0,76	0,80	0,70	0,74	0,92
4.2.2	0,87	2,85	1,39	0,49	1,81	0,64	1,30
4.2.3	0,64	2,01	1,01	0,50	1,24	0,62	1,23
4.3.2	0,73	1,69	1,38	0,82	1,76	1,04	1,28
4.3.5	-	1,57	0,72	0,46	0,96	0,61	1,33
4.4.3	-	0,46	0,55	1,20	0,45	0,98	0,82
4.5.1	0,76	1,87	1,27	0,68	1,41	0,75	1,11

\*) Brandlasten sind teilweise nur ungefähr mit der großen Anlage identisch

Tabelle 5.10: Faktor  $k_t$  für verschiedene Vergleichsbauerteile

Versuch	kleine m-Faktor- Anlage	große m-Faktor- Anlage	Stahl- klotz	4/3	Beton- platte	6/3	6/4
1	2*)	3	4	5	6	7	8
3.2.1.a	0,97	0,99	1,35	1,36	1,31	1,32	0,97
3.2.3.b	0,97	0,99	1,09	1,10	1,18	1,19	1,08
	1,04	1,04	1,26	1,21	1,25	1,20	0,99
3.2.6	1,04	1,04	0,99	0,95	1,09	1,05	1,10
	-	1,02	1,08	1,06	1,11	1,09	1,03
3.2.8	-	1,03	1,10	1,07	1,10	1,07	1,00
	-	1,03	1,06	1,03	1,08	1,05	1,02
4.1.2	-	0,84	0,82	0,98	0,95	1,13	1,16
4.2.2	1,25	1,32	1,28	0,97	1,22	0,92	0,95
4.2.3	1,13	1,33	1,36	1,02	1,31	0,98	0,96
4.3.2	1,15	1,26	1,31	1,04	1,31	1,04	1,00
4.3.5	-	1,31	1,33	1,02	1,31	1,00	0,98
4.4.3	-	0,19	0,39	2,05	0,33	1,84	0,70
4.5.1	1,05	1,13	1,10	0,97	1,09	0,96	0,99

\*) Brandlasten sind teilweise nur ungefähr mit der großen Anlage identisch

Tabelle 5.11: m-Faktor (mit Faktor  $k_f$ ) m für verschiedene Vergleichsbauerteile

Versuch	Normwert	kleine m-Faktor-Anlage	große m-Faktor-Anlage	Stahlklotz	4/3	Betonplatte	6/3	6/4
1		2 <sup>*)</sup>	3	4	5	6	7	8
3.2.1 a	1,0	1,00	1,25	1,51	1,21	1,74	1,39	1,15
	1,0	1,00	1,25	1,29	1,03	1,69	1,35	1,31
3.2.3.b	1,0	0,98	1,10	0,93	0,85	1,02	0,93	1,10
	1,0	0,98	1,10	0,66	0,60	0,76	0,69	1,15
3.2.6	1,0	-	1,06	0,63	0,59	0,62	0,58	0,98
3.2.8	1,0	-	1,01	1,18	1,17	1,29	1,28	1,09
	1,0	-	1,01	0,92	0,91	0,98	0,97	1,07
4.1.2	0,3	-	0,80	0,62	0,78	0,66	0,83	1,06
4.2.2	1,1	1,09	3,77	1,78	0,47	2,20	0,58	1,24
4.2.3	1,1	0,72	2,71	1,37	0,51	1,62	0,60	1,18
4.3.2	1,0	0,84	2,18	1,81	0,85	2,31	1,08	1,28
4.3.5	1,0	-	2,07	0,96	0,46	1,26	0,61	1,31
4.4.3	1,3	-	0,09	0,21	0,33	0,16	1,78	0,76
4.5.1	0,8	0,79	2,11	1,40	0,66	1,54	0,73	1,10

\*) Brandlasten sind teilweise nur ungefähr mit der großen Anlage identisch

Der Vergleich der gemessenen Temperaturen in den beiden m-Faktor-Anlagen in Tabelle 5.6 zeigt, daß in der kleinen Anlage in allen Fällen deutlich höhere Temperaturen gemessen wurden als in der großen Anlage. Dies ist wegen des größeren Raumvolumens und des höheren Luftwechsels auch zu erwarten. Der Vergleich der gemessenen und der gerechneten Temperaturen im Stahlklotz (Spalte 5) liefert Abweichungen in den Temperaturen von 1 bis etwa 70 %. Die größten Abweichungen sind bei den brennbaren Flüssigkeiten festzustellen (Versuche 4.2.2 bis 4.3.5). Dabei ist bemerkenswert, daß diese Versuche in der Simulation (Anhang 4.6.1.3 bis 4.9.1.3) für die Gastemperaturen sehr gut nachvollzogen werden konnten. Das deutet darauf hin, daß diese Brände durch Strahlung sehr starke Einflüsse auf direkt am Brandherd angeordnete Bauteile haben. Diese Effekte sind durch direkte Flammenstrahlung bedingt, die für eine integrale Betrachtung und eine Übertragung der Ergebnisse auf große Hallen möglicherweise von untergeordneter Bedeutung sind. Bei den Holzversuchen ist diesbezüglich kein klarer Trend zu erkennen.

Bei den Versuchen 3.2.1a und 3.2.8 werden die Temperaturen sehr gut wiedergegeben. Dies gilt in diesem Fall überwiegend auch für die Gastemperaturen. Die Temperaturen im Betonvergleichsbauerteil können nur bedingt mit den Stahltemperaturen verglichen werden. Bei den vorwiegend kurzen Branddauern bzw. den relativ geringen Temperaturen ist der Einfluß der unterschiedlichen Materialeigenschaften bzw. der veränderten Tiefe für die Referenzstelle nicht offensichtlich festzustellen. Die Temperaturen liegen in der Größenordnung der Stahltemperaturen, wobei vereinzelt Abweichungen bis zu 50 % auftreten.

In Tabelle 5.7 sind die aus den Temperaturen in Tabelle 5.6 abgeleiteten äquivalenten Branddauern dargestellt. Es ist festzustellen, daß die Abweichungen zwischen Messung und Rechnung etwa wieder im gleichen Rahmen liegen (Spalten 5). Die maximalen Abweichungen sind allerdings etwas geringer. Der Vergleich der äquivalenten Branddauern aus dem Betonbauteil mit dem Stahlklotz zeigt, daß entweder fast identische Zeiten ermittelt werden oder daß die Branddauer aus dem Betonbauteil bis zu etwa 30 % über denen aus dem Stahlklotz liegen. Dabei bleiben aber die absoluten Abweichungen unter 5 Minuten.

Die gleiche Tendenz gilt auch für den Vergleich der berechneten Vergleichsbrandlasten in Tabelle 5.8. Dabei fällt beim Versuch 3.2.8 auf, daß eine Überschätzung der Temperatur von 10 % bei etwa 550°C zu einer Verdoppelung der Abweichung bei der Vergleichsbrandmenge führt. Das Verfahren ist an dieser Stelle offenbar empfindlicher gegen geringe Abweichungen als sonst. Die Abweichung zwischen den unterschiedlichen Vergleichselementen ist fast genau die gleiche wie bei der äquivalenten Branddauer (Spalte 8).

Beim Vergleich der m-Faktoren ohne den Faktor  $k_t$  in Tabelle 5.9 fällt auf, daß systembedingt der Vergleich der m-Faktoren mit den beiden unterschiedlichen Materialien fast exakt dem für die Vergleichsbrandmenge aus Tabelle 5.8 entspricht (Spalten 8). Der Vergleich zwischen aus der Messung ermittelten und aus der Simulation berechneten m-Faktoren zeigt, daß die Abweichungen z. T. verschmieren. Die Abweichungen in den ermittelten Temperaturen und den daraus mit Interpolationspolynomen abgeleiteten Werten sind offenbar nicht immer einheitlich. Es fällt wieder Versuch 3.2.8 auf, bei dem jetzt die Abweichungen wieder etwa so groß sind wie bei der Temperatur  $\vartheta_y$  im Vergleichselement. Zusätzlich ist die Abweichung von 17 % bei Versuch 4.4.3 im Vergleich zu 50 % bei der Vergleichsbrandlast nicht erklärbar.

Der Vergleich der Faktoren  $k_t$  in Tabelle 5.10 zeigt, daß mit drei Ausnahmen die  $k_t$ -Werte aus der Simulation um weniger als 10 % von den aus den Versuchen berechneten Faktoren abweichen. Der Grund für die Abweichung bei den 3 Versuchen liegt vermutlich darin, daß die Temperaturverläufe bei der Simulation nicht genügend genau wiedergegeben werden. Dies gilt am meisten für Versuch 4.4.3 (Sanitärkrepp) aber auch für die beiden ersten Holzkrippenversuche mit an den Verlauf der Restbrandlastkurve angepaßter Abbrandrate. Die Abweichung zwischen den verschiedenen Materialien liegt mit einer Ausnahme ebenfalls bei 10 %.

Der Vergleich der m-Faktoren in Tabelle 5.11 zeigt schließlich, daß die aus der Simulation errechneten m-Faktoren mit vier Ausnahmen teilweise deutlich unter den aus dem Versuch ermittelten Werten liegen. Besonders deutlich ist die Abweichung um bis zu 50 % bei den brennbaren Flüssigkeiten. Diese ist vermutlich durch die Einwirkung lokaler Effekte bedingt. Es liegen aber alle berechneten m-Faktoren im Bereich der Normwerte oder bis zu 80 % darüber. Der m-Faktor für die Holzkrippen ( $m = 1,0$ ) wird für die Berechnungen mit dem Stahlklotz bei größeren Abweichungen etwa bestätigt. Der Mittelwert von 1,02 bei einer Standardabweichung von 0,30 stimmt etwa mit dem Wert von 1,05 bei einer Standardabweichung von 0,23

aller Holzkrippenversuche überein. Der m-Faktor für Kanthölzer ist für Versuch und Simulation deutlich höher als der Wert der Norm, während der m-Faktor für Sani-tärkrepp deutlich niedriger ist.

**Zusammenfassend** kann gesagt werden, daß der m-Faktor für Holzkrippen durch die Simulation etwa bestätigt wird. Bei den brennbaren Flüssigkeiten erfolgt möglicher-weise wegen sehr intensiver Flammenstrahlung eine teilweise viel stärkere Erwärmung des Vergleichselementes als bei der Simulation, bei der davon ausgegangen wird, daß das Bauteil über die anliegende Gasschicht erwärmt wird. Dies gilt möglicher-weise auch in der kleinen m-Faktor-Anlage, bei der eher von homogenen Bedingungen ausgegangen werden kann. Dieser Effekt ist lokal begrenzt und erschwert die Über-tragbarkeit der Versuchsergebnisse auf größere Hallen. Dabei fällt auf, daß die Temperaturverläufe im Brandraum bei der Simulation dieser Versuche recht gut wiedergegeben wird.

Im Gegensatz zu einigen anderen Versuchen ist der Einfluß der Interpolationspolynome in diesem Fall allerdings von untergeordneter Bedeutung. Bei anderen Versuchen wurde festgestellt, daß das Verfahren an einigen Stellen möglicherweise empfindlich auf die Form der verwendeten Interpolationspolynome reagiert. Die Abweichungen für den m-Faktor zwischen aus der Messung und aus der Simulation berechneten Größen sind teilweise deutlich größer als die Abweichungen in der äquivalenten Branddauer. Dies ist vor allem in den Bereichen bemerkbar, in denen sich starke Änderungen im physikalischen Verhalten zeigen (z. B.  $t_v$  für Vergleichsbrandlasten zwischen 0 und 200 kg) und bei relativ schwachen Bränden mit geringen äquivalenten Branddauern.

Die Berechnungen aus der Simulation haben ergeben, daß prinzipiell die Abweichungen bei Verwendung unterschiedlicher Materialien für das Vergleichselement relativ gering sind. Sie sind jedenfalls immer geringer als die Abweichungen zwischen Berechnungen aus Versuchsergebnissen und Ergebnissen aus der Simulation für das Vergleichs-element Stahlklotz. Größere Abweichungen treten bedingt durch das unterschiedliche Verhalten der Vergleichselemente bei Erwärmung besonders bei kurzen Bränden mit relativ geringer Temperaturentwicklung auf. Sonst liegen die Abweichungen meist im Rahmen von 10 %.

Generell kann festgestellt werden, daß für die Simulation der Gastemperaturen die besten Übereinstimmungen zwischen Versuch und Rechenergebnissen erzielt werden. Bei der äquivalenten Branddauer und beim rechnerischen m-Faktor werden diese tendenziell größer, wobei die Rechenergebnisse meist unter der Messung liegen. Es findet teilweise eine Fehlerfortpflanzung statt.

## 6. Vorläufige Wertung

Der Vergleich der Ergebnisse aus den Eichversuchen in der großen m-Faktor-Anlage ergab, daß zwischen den Normwerten und den Meßergebnissen bereichsweise größere Diskrepanzen vorhanden sind. Teilweise sind die festgestellten Unterschiede physikalisch begründbar bzw. anhand von Plausibilitätsbetrachtungen erklärbar. Es gibt jedoch auch solche Meßergebnisse, die nicht ohne weiteres gedeutet werden können. Zunächst wurde festgestellt, daß die Kalibrierkurven gemäß DIN 18 230 Teil 1 in der großen Versuchsanlage nicht nachvollziehbar waren. Dies gilt überraschenderweise auch für den ETK-Referenzversuch.

Weiterhin haben auch die Holzkrippen-Referenzversuche zu anderen Kalibrierkurven geführt. Insbesondere ist die  $t_v$ -Beziehung neu definiert worden, d. h. die  $k_t$ -Werte der DIN-Versuche sind nicht mehr anwendbar. Die vorgenommene Approximation von  $t_v$ -Meßwerten durch eine logarithmische Beziehung ist vergleichsweise grob, so daß sich vor allem im Bereich kleiner Brandlasten  $Q_v$  große Abweichungen gegenüber den Meßwerten ergeben.

Der Vergleich der Beziehungen zwischen den Vergleichsbrandmengen  $Q_v$  und der Vergleichsbranddauern  $t_v$  in Abb. 26 aus [ 1 ] läßt den Eindruck entstehen, daß bei beiden Anlagen gravierende Änderungen in der Abbrandcharakteristik feststellbar sind. Bei der kleinen Anlage traten diese etwa im Bereich von  $Q_v$  von etwa 300 bis 400 kg auf. Bei der großen Anlage ist bis 400 kg eine sehr große Streuung der Versuchsergebnisse feststellbar. Diese werden auch durch die logarithmische Beziehung nur unzureichend erfaßt. In diesem Zusammenhang ist anzumerken, daß die Bestimmung von  $t_v$  gemäß DIN 18 230 Teil 2 meßtechnisch nur schwer zu erfassen ist, weil das Temperaturmaximum bei vielen Versuchen nahezu asymptotisch erreicht wird, d. h. die Meßkurven sind sehr flach. Dies gilt vor allem bei Bränden mit vergleichsweise kurzer Branddauer und geringer Temperaturentwicklung. Dadurch ergeben sich große Streuungen in den Meßwerten und Unsicherheiten in der zugehörigen  $Q_v(t_v)$ -Beziehung. Diesbezüglich muß die Meßvorschrift in der Norm optimiert werden.

Die Diskussion und Plausibilitätsbetrachtungen der für die Vergleichsrechnungen ausgewählten Versuchsergebnisse ergab im allgemeinen aussagefähige und differenzierte Ergebnisse. Teilweise wurden bei den Versuchen ausgeprägte Temperaturgradienten festgestellt. Eine vertikale Schichtung konnte nicht in allen Fällen beobachtet werden. Für den Verlauf der Restbrandlastkurven fällt auf, daß sie nicht bei allen Versuchen mit den gemessenen Kammertemperaturen korrelierbar sind. Ausgeprägte Änderungen in der Restbrandlast sind beispielsweise nicht wiederzufinden. Die gemessene HRR korrelierte nicht in allen Fällen mit den gemessenen Kammertemperaturen. Auch die Korrelation zwischen Restbrandlast und HRR erscheint zweifelhaft. Sie ist zumindest nicht geklärt. Die gemessenen Kammerdrücke waren teilweise konstant, teilweise wurden Druckanstiege und -abfälle gemessen. Einige Versuche wurden bei Unterdruck durchgeführt. Ob die festgestellten Druckschwankungen aus Rückwirkungen des Abbrandes auf die Zwangsventilatoren herrühren oder versuchstechnisch bedingt sind, konnte nicht geklärt werden. Möglicherweise wirkt sich auch der Naturzug des Schornsteines bei Versuchen mit großen HRR's über 1000 kW aus.

Es konnte rechnerisch gezeigt werden, daß die Wärmeübergangsverhältnisse unter ETK-Temperaturbelastung in der großen Anlage deutliche Unterschiede zu den Verhältnissen in der Normanlage aufweisen. Es wurde festgestellt, daß die unterschiedlichen Temperaturverläufe in beiden Anlagen rechnerisch gut simuliert werden konnten. Die gefundenen Parameter von  $\epsilon = 0,9$  für die Strahlungszahl und  $w = 20$  m/s für die Geschwindigkeit der Heißgase zur Bestimmung des Wärmeüberganges in der kleinen Anlage sind als nicht praxistgerecht anzusehen. Dies liegt vermutlich im sehr hohen Einfluß der Flammenstrahlung auf das Vergleichselement. Bei der großen Anlage erscheint die Strahlungszahl von  $\epsilon = 0,75$  im Rahmen von praktischen Größen zu liegen, während der Wert von  $w = 0,1$  m/s in der Praxis kaum auftreten wird.

Die rechnerische Untersuchung von 11 m-Faktor-Versuchen in einer "großen" Versuchsanlage hat zu differenzierten Ergebnissen geführt. Bezüglich der Temperatursimulation ist zu sagen, daß die berechneten Temperaturverläufe sehr empfindlich bezüglich der vorgegebenen Abbrandrate reagieren. Bei einigen Simulationen sind die gemessenen Temperaturen nicht gut wiedergegeben. Dies gilt besonders bei den Holzversuchen bei an die Messung angepaßtem Verlauf der Restbrandlast. Für diese Versuche konnte durch eine Modellierung des Abbrandes anhand des Verlaufes der HRR teilweise eine deutliche Verbesserung der Ergebnisse erzielt werden. In diesen Fällen weicht dann aber die Kurve für die Restbrandlast teilweise deutlich von der gemessenen ab. Es ist allerdings kein eindeutiger Trend erkennbar. Die brennbaren Flüssigkeiten konnten dagegen über die Restbrandlasten recht gut simuliert werden. Insgesamt konnte für die Mehrzahl der Versuche eine zufriedenstellende Simulation des Temperaturverlaufes im Brandraum erreicht werden.

Es sind im allgemeinen dann zuverlässige Rechenergebnisse zu erwarten, wenn neben dem tatsächlichen Verlauf des Abbrandes die Wärmeübergangsverhältnisse und die Stoffwerte der Umfassungsbauteile der Versuchskammer gut bekannt sind. Da der tatsächliche Verlauf des Abbrandes in den meisten Fällen nicht bekannt ist, ist auch bei zukünftigen Simulationen bzw. bei der Nachrechnung von Messwerten darauf zu achten, daß möglichst mehr Meßgrößen erfaßt werden als für die Bestimmung des Abbrandes erforderlich sind. Die Bestimmung der Restbrandlast allein führt nicht in allen Fällen zu eindeutigen Ergebnissen. Damit kann durch Plausibilitätsbetrachtungen der Versuch besser abgesichert und nachvollziehbar gemacht werden.

Die berechneten  $t_{\text{am}}$ -Werte sind in den meisten Fällen 25 bis 50 % zu klein. Dieses kann zu einem geringen Teil an den Eingabedaten für die Stoffwerte der Versuchskammer liegen. Ein wesentlicher Effekt scheint aber vor allem bei den brennbaren Flüssigkeiten der Einfluß der Flammenstrahlung auf das Vergleichselement im Brandraum zu sein, der bei der Berechnung der äquivalenten Branddauer im Modell nicht ausreichend berücksichtigt werden kann. Die mit der Betonplatte berechneten  $t_{\text{am}}$ -Werte liegen bis zu 20 % über den Werten aus dem Stahlklotz. Dies gilt vor allem bei Bränden mit vergleichsweise kurzen Branddauern und geringer Temperaturentwicklung. Der Grund liegt vermutlich im unterschiedlichen Verhalten der Stoffe und der Formulierung der Interpolationspolymere. Es war allerdings auch nicht Ziel des Vorhabens durch Anpassung von Parametern (z. B. Wärmeübergangszahlen) jeden Versuch möglichst genau zu beschreiben.

Die gemessenen und berechneten Gaskonzentrationen sind im Umfang von Brandraum zum Abgaskanal ehestens qualitativ vergleichbar. Insbesondere kann der teilweise gemessene geringe CO-Gehalt bei deutlichem Luftüberschuß im Brandraum rechnerisch nicht nachvollzogen werden. Da sich die gemessene Heat-Release-Rate aus den gemessenen Gaskonzentrationen ergibt, erscheint es notwendig und sinnvoll, die Messungen zu optimieren und anhand von Rechnungen zu prüfen, ob die Meßergebnisse jeweils theoretisch nachvollziehbar sind.

Die gemessenen Restbrandlasten und HRR s erscheinen in einigen Fällen hinsichtlich der gemessenen Temperaturverläufe als inkonsistent. Auch die Gesamtbilanzierung mit den angegebenen Meßwerten ist nicht plausibel. Bei einigen Versuchen wurde allerdings festgestellt, daß eine Modellierung der Abbrandrate am Verlauf der HRR zu sehr guten Übereinstimmungen bei den Temperaturverläufen führen kann. In diesem Fall weichen aber die gerechneten Verläufe für die Restbrandlast deutlich von den gemessenen ab und die in der Simulation berechnete HRR ist etwa doppelt so groß wie die gemessene.

Bei der Bestimmung der m-Faktoren aus der Simulation fällt auf, daß bei den brennbaren Flüssigkeiten möglicherweise wegen sehr intensiver Flammenstrahlung eine teilweise viel stärkere Erwärmung des Vergleichselementes erfolgt als bei der Simulation, bei der davon ausgegangen wird, daß das Bauteil über die anliegende Gasschicht erwärmt wird. Dieser Effekt ist lokal begrenzt und erschwert die Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse auf größere Hallen. Dabei ist zu beachten, daß die Temperaturverläufe im Brandraum bei der Simulation dieser Versuche recht gut wiedergegeben wird.

An einigen Stellen reagiert möglicherweise die m-Faktor Berechnung empfindlich auf die Form der verwendeten Interpolationspolynome. Die Abweichungen für den m-Faktor zwischen aus der Messung und aus der Simulation berechneten Größen sind teilweise größer als die Abweichungen in der äquivalenten Branddauer.

Generell kann festgestellt werden, daß für die Simulation der Gastemperaturen die besten Übereinstimmungen zwischen Versuch und Rechenergebnissen erzielt werden. Bei der äquivalenten Branddauer und beim rechnerischen m-Faktor werden diese tendenziell größer, wobei die Rechenergebnisse meist unter den Meßwerten liegen. Bei den Versuchen in der großen Anlage wurden z. B. bei relativ kleinen Brandlasten vergleichsweise große  $t_{am}$ -Werte und daraus abgeleitet große m-Faktoren bestimmt. Diese Tendenz konnte im Rahmen der Berechnungen nicht bestätigt werden. Durchweg haben die Berechnungen zu deutlich kleineren m-Faktoren geführt als die Messungen.

Es hat sich weiterhin gezeigt, daß die rechnerische Simulation geeignet ist, grundsätzliche Fragen bezüglich der Meß- und Auswertetechnik zu behandeln. Insbesondere wurden Einflüsse aus der Gradientenbildung in der Prüfkammer behandelt. Weiterhin konnte gezeigt werden, daß die Rauchgasanalyse - und Druckmeßstellen aufgrund ihrer Anordnung nicht in allen Fällen konsistente Meßergebnisse aufgezeigt haben. Die Meßtechnik gewinnt bei der Durchführung von Großversuchen stark an Bedeutung, d. h. die in Kleinversuchen diesbezüglich gewonnenen Erkenntnisse lassen sich nicht ohne weiteres auf Großversuche übertragen.

Bezüglich der ermittelten Restbrandlasten und Heat-Release-Rate sind Zweifel aufkommen, ob die Meßdaten in allen Fällen mit den tatsächlichen Energiefreisetzungen korrelieren. Die Abweichungen zwischen Messung und Rechnung sind so eklatant, daß es angeraten erscheint, diesbezüglich noch weitere gezielte Versuche und Berechnungen durchzuführen, weil die vorliegenden Daten in dieser Form nicht in allen Fällen erklärbar sind. Für eine weitere Auswertung erscheint auch aus Gründen der Plausibilisierung von Meßergebnissen durch Berechnungen die Messung der HRR sinnvoll und wünschenswert zu sein. Weiterführende Forschungsarbeiten sind unabdingbar, wenn die Heat-Release-Rate als Meßwert in die DIN 18230 Teil 2 einfließen soll. Unter dem Aspekt internationaler Entwicklungen auf dem Brandschutzsektor wäre dieses grundsätzlich willkommen und zu begrüßen. Die derzeitigen Rahmenbedingungen lassen einen derartigen Schritt jedoch noch nicht zu.

Die Abweichungen zwischen den m-Faktoren in der kleinen und großen Versuchsanlage werden in [1] u. a. auf Einflüsse in der Ventilation zurückgeführt, die nur im Rahmen weiterer Versuche in der kleinen Anlage geklärt werden können. Darüber hinaus haben die Berechnungen ergeben, daß die Meßergebnisse in der großen Versuchsanlage vor allem durch lokale Energiestromkonzentrationen (Temperaturschichtungen, Plumeeinwirkung, hohe Wärmeübergangszahlen) zu gegenüber den Normwerten überhöhten m-Faktoren geführt haben. Dies betrifft vor allem die Versuche mit Isopropanol, in denen eine Wanne von nur  $1 \text{ m}^2$  Fläche direkt unterhalb der Meßplatte angeordnet war. Bei den Methanolversuchen wurden Wannen von  $2 \text{ m}^2$  (4.3.2) und  $4 \text{ m}^2$  (4.3.5) eingesetzt, wobei die Simulation im ersten Fall  $m = 1.8$  und im zweiten Fall  $m = 1.0$  ergab. Die Meßwerte in der großen Anlage liegen dagegen bei 2.1, wohingegen die kleine m-Faktor-Anlage etwa  $m = 0.9$  ergibt. Die Berechnungen liegen somit tendenzmäßig bei dem Normwert, wohingegen die Großversuche deutlich darüber liegen. Sie spiegeln vorzugsweise die Brandwirkung in der oberen Heizgaszone wieder. Bei dem Vergleich der Ergebnisse von Messung und Rechnung des Versuches mit Polypropylenteilen ergeben sich ähnliche Verhältnisse.

Grundsätzlich ist somit festzustellen, daß die vorliegenden Meßergebnisse aus der großen m-Faktor-Anlage die bekannten m-Faktoren i. w. deshalb überschreiten, weil sich bei den Großversuchen lokale Energiestromkonzentrationen im Brandraum ausgebildet haben, welche direkt auf das Temperatur-Meßelement einwirken konnten. Bei der rechnerischen Simulation tritt dagegen eine Homogenisierung der Energieverteilung auf, die zu kleineren m-Faktoren führt. In der kleinen m-Faktor-Anlage sind aufgrund der Strömungsverhältnisse ebenfalls eher homogene Energieverteilungen zu erwarten, so daß sich die rechnerischen Ergebnisse den Meßwerten der kleinen Anlage anpassen. Aus den Rechenergebnissen läßt sich somit ableiten, daß die m-Faktoren voraussichtlich auf größere Lagereinheiten übertragbar sind, soweit lokal dominierende Effekte ausgeschlossen werden können. Zur Absicherung dieser Aussage sind einige ergänzende Versuche in größeren Räumen erforderlich.

## 7. Literaturverzeichnis

- [1] Ueberall, T.:  
Bewertung von Brandlasten in größeren Räumen.  
Forschungsbericht für das Institut für Bautechnik, Berlin,  
Dortmund, 1990.
- [2] Ueberall, T.:  
Ergebnisse von m-Faktorversuchen in größeren Räumen  
Forschungsbericht für das Institut für Bautechnik, Berlin,  
Dortmund, 1990.
- [3] Max, U.:  
Zur Berechnung der Ausbreitung von Feuer und Rauch in komplexen Gebäuden,  
Dissertation, Kassel, 1990.
- [4] Jones W.W.; Fadell, A.B.:  
A Device Independent Graphics Kernel, National Bureau of Standards,  
Gaithersburg, Maryland, NBSIR 85-3235, Mai 1985.
- [5] Schneider, U.; Max, U.:  
Abschlußbericht versuchsbegleitende Wärmebilanzrechnungen zur Serie  
BRA-E T51.1, HDR-Versuchsgruppe BRA-E, Kassel, Juli 1986.
- [6] Schneider, U.; Max, U.:  
Abschlußbericht versuchsbegleitende Wärmebilanzrechnungen zur Serie  
BRA-E T51.2 und T52.1, HDR-Versuchsgruppe BRA-E, Kassel,  
November 1987.
- [7] Schneider, U. ; Hosser, D. ; Max, U. :  
Nachweisverfahren für den Brandschutz in Kernkraftwerken, Kassel,  
Oktober 1986.
- [8] Bukowski, R., et al.:  
HAZARD I: Software User's Guide, Technical Reference Guide and Example  
Cases, NIST Handbook 146, Vol. I - III, National Institute of Standards and  
Technology (NIST), Gaithersburg, Maryland (USA), Juni 1989.
- [9] Hägglund, B.:  
Simulating the Smoke Filling in Single Enclosures,  
FOA Rapport C 20513-D 6, Oktober 1983.
- [10] Mitler, H.E.; Emmons, H.W.:  
Documentation for CFC V, the Fifth Harvard Computer Fire Code,  
Harvard University, National Bureau of Standards, Gaithersburg, Maryland,  
NBS-GCR-81-344, Oktober 1981.

- [11] Dobbernack, R.; Schneider, U.:  
Wärmebilanzrechnungen in Brandräumen unter Berücksichtigung der Mehrzonenmodellbildung, Teil III (Abschlußbericht), Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig, Dezember 1981.
- [12] Dobbernack, R.; Heins, T.:  
Experimentelle und rechnerische Untersuchungen natürlicher Brände in Mehrraumssystemen, Tagungsband zu Braunschweiger Brandschutztagen 1989, Braunschweig, September 1989.
- [13] Schneider, U.; Max, U.:  
Rechnerische Untersuchung über die Anwendung von DIN 18230 in großen Hallen durch Wärmebilanzrechnung Teil 1, Kassel, Februar, 1989.
- [14] Schneider, U.; Max, U.:  
Einfluß des Wärmestaus und -abzugs auf die Brandwirkungen im Stahlbeton- Industriebau ( DIN V 1 8230 ), Forschungsbericht für den Deutschen Betonverein DBV Nr. 115, Kassel, Mai 1988.
- [15] Schneider, U.; Max, U.:  
Überprüfung der Faktoren  $m$  und  $w$  der DIN 18230, Tagungsband zu Braunschweiger Brandschutztagen 1988, Braunschweig, September 1988.
- [16] Schneider, U.; Max, U.:  
Abschlußbericht versuchsbegleitende Wärmebilanzrechnungen zur Serie E41, HDR-Sicherheitsprogramm, Kassel, Dezember 1988.
- [17] Schneider, U.; Kersken-Bradley, M.; Max, U.:  
Abschlußbericht Untersuchungsvorhaben Flucht- und Rettungswege, Arbeitsgemeinschaft Brandsicherheit, Kassel, September 1989.
- [18] Schneider, U.; Kersken-Bradley, M.; Max, U.:  
Neuberechnung der Wärmeabzugsfaktoren  $w$  für die DIN 18 230 Teil 1 - Baulicher Brandschutz im Industriebau, Arbeitsgemeinschaft Brandsicherheit, Kassel, Mai 1990.
- [19] Schneider, U.; Kersken-Bradley, M.; Max, U.:  
Abschlußbericht Quantitative Bewertung von Rettungswegen in Gebäuden, Arbeitsgemeinschaft Brandsicherheit, München/Kassel, Oktober 1990.
- [20] Schneider, U.; Kersken-Bradley, M.; Max, U.:  
Berechnung der Wärmeabzugsfaktoren in DIN 18 230 mit dem Rechenprogramm MRFC. Arbeitsgemeinschaft Brandsicherheit, München/Kassel. Bauphysik 12 (1990) S. 18 ff und 13 (1991) S. 19 ff, Berlin, 1991.

- [21] Valencia, L.; Müller, K.:  
Auslegungsbericht Brandschutzversuche am Containment, HDR Versuchsgruppe BRA, Versuche T52.1/T52.2, PHDR Arbeitsbericht Nr. 5.075/86, Karlsruhe, 1987.
- [22] Schwinges, B.:  
Simulation von Bränden im HDR Containment mit dem Systemcode RALOC, Kernforschungszentrum Karlsruhe (KFK), PHDR Notiz 18/86, Karlsruhe, Mai, 1986.
- [23] Cooper, L.Y.; Forney, G. P.; Moss, W. F.:  
The Consolidated Compartment Fire Model (CCFM) Computer Code Application CCFM.VENTS, National Institute of Standards and Technology, NISTIR 4342, 4343, 4344, 4345, Gaithersburg, Part I, II, III, IV, Maryland, July 1990.
- [24] Max, U.:  
Reisebericht über den Aufenthalt beim National Institute of Standards and Technology ( NIST ) vom 17. Mai bis zum 16. August 1989, Abschlußbericht, Kassel, November 1989.
- [25] Drysdale, D.:  
An Introduction to Fire Dynamics, Verlag John Wiley and Sons, Chichester, 1985.
- [26] Meyer, G.; Schiffner, E.:  
Technische Thermodynamik, 4. Auflage, VCH Verlagsgesellschaft mbH, Weinheim, 1989.
- [27] Schneider, U.; Diederichs, U.; Ehm, C.:  
Effect of Temperature on Steel and Concrete for PCRV's, Nuclear Engineering and Design 67 (1981) 245 - 258.
- [28] Richter, F.:  
Die wichtigsten physikalischen Eigenschaften von 52 Eisenwerkstoffen. Stahleisen-Sonderberichte, Heft 8, 1973.
- [29] DIN 18230:  
Baulicher Brandschutz im Industriebau. Teil 1 (Vornorm) und Teil 2, Ausgabe Sept. 1987.

## **Anhang 1**

**Beschreibung der Eingabedaten zum Rechenprogramm M R F C**

## Beschreibung des Eingabedatensatzes zum Rechenprogramm M R F C

Die Eingabe der Daten erfolgt formatfrei. Der Benutzer muß daher dafür sorgen, daß für alle angegebenen Variablen Werte angegeben werden. Es steht ein Preprozessor zur Verfügung, mit dem die Erstellung der Datensätze interaktiv erfolgt. Das Programm läuft auf einer VAX unter VMS, auf MS-DOS Rechnern und auf ATARI Rechnern unter dem Betriebssystem TOS.

### 1. Titel

1.1. Zeile : UBERS1 Format: A80

UBERS1    Überschrift    ( max. 80 Zeichen )

1.2. Zeile : UBERS Format: A80

UBERS    Überschrift    ( max. 80 Zeichen )

1.3. Zeile : DATNAM Format: A9

DATNAM    Dateiname    ( 9 Zeichen )

## 2. Steuerung

2.1. Zeile : NSTDR, NR, NPL, NVT, NVAT, NVAP, NVAG, NVAW, NOEL, NSTAHL

NSTDR	Steuerwert -für Ausgabe der Massenströme ( NSTDR = 1 ) -für Ausgabe der Wandtemperaturen (NSTDR = 2)
NR	Anzahl der vorhandenen Räume, $\leq 10$
NPL	Anzahl der konstanten Außenbedingungen (NR+NPL), $\leq 10$
NVT	Gesamtanzahl der Öffnungen ( einschl. Zwangsluft )
NVAT	Anzahl der Bedingungen für Öffnungen, $\leq 10$ die in Abhängigkeit von der Zeit öffnen
NVAP	Anzahl der Bedingungen für Öffnungen, $\leq 10$ die in Abhängigkeit vom Differenzdruck öffnen
NVAG	Anzahl der Bedingungen für Öffnungen, $\leq 10$ die in Abhängigkeit von der Gastemperatur öffnen
NVAW	Anzahl der Bedingungen für Öffnungen, $\leq 10$ die in Abhängigkeit von der Deckentemperatur öffnen

Die Bedingungen legen Grenzen fest, bei denen der Öffnungsgrad stetig oder unstetig geändert wird.( vgl. 4.2-4.5 )

NOEL	Anzahl der Ölbehälter $\leq 10$
NSTAHL	Anzahl der Stahleinbauten $\leq 10$

2.2 . Zeile : IO, KL, BRD, DT, TAO

IO	erster Zeitschritt [ sec ] ( IO = 1 )
KL	Anzahl der Ausdrücke [ - ] ( KL $\leq$ 36 )
BRD	auszuwertende Branddauer [ min ]
DT	Iterationsschrittweite [ sec ] ( DT = 10. )
TAO	Temperaturleitzahl bei T = 0 min ( TAO = 0.001 cm <sup>2</sup> /sec )

2.3. Zeile : TAUSDR(I) ( I=1,KL )

TAUSDR(I) gibt an, zu welchen Zeitpunkten in min ein Ausdruck entstehen soll; insgesamt KL Zeitpunkte ( 36 = maximal ).  
( Dies kann über mehrere Zeilen erfolgen. Es ist darauf zu achten, daß die Anzahl der Zeilen so ist, daß alle KL Werte gelesen werden können. )

2.4. Zeile : TANF, TLUF, TEMB, PREF, PTHD, W

TANF	Anfangswandtemperatur bei $T = 0$ min [ °C ]
TLUF	Anfangslufttemperatur bei $T = 0$ min [ °C ]
TEMB	Brandraumtemperatur bei $T = 0$ min [ °C ]
PREF	Anfangsdruck auf Referenzebene ( $\pm 0,00$ m ) [ Pa ]
PTHD	Thermodynamischer Referenzdruck auf Referenzebene [ Pa ] ( bei geschlossenen Systemen )
W	Heißgasgeschwindigkeit [ m/sec ]

2.5. Zeile: DDEHN, A11, A2

DDEHN	Steuerung der Variationsbreite ( DDEHN = 100. )
A11	Konvergenzschranke der Energiebilanz ( A11 = 0.01 )
A2	Konvergenzschranke der Massenbilanz ( A2 = 0.01 )

### 3. Räume

3.1.1 Zeile: HABS(I), RLG(I), RB(I), RH(I), RVOL(I), TGO(I), EPSZW(I), X(I)  
( I = 1, NR+NPL )

( Der Brandraum hat immer die Raumnummer 1 ! )

HABS(I)	absolute Höhe des Fußbodens im jeweiligen Raum I	[ m ]
RLG(I)	Länge des jeweiligen Raumes I	[ m ]
RB(I)	Breite des jeweiligen Raumes I	[ m ]
RH(I)	Höhe des jeweiligen Raumes I	[ m ]
RVOL(I)	Volumen des jeweiligen Raumes I	[ m <sup>3</sup> ]
TGO(I)	Anfangstemperatur im jeweiligen Raum I	[ °C ]
EPSZW(I)	Strahlungszahl zwischen den Schichten ( EPSZW = 0.0 )	
X(I)	Raumanfang [ m ] Der Ursprung des Koordinatensystems ( X = 0.0 ) liegt am Anfang des Brandraumes.	

Für Außenräume ( I > NR ) muß die Raumhöhe immer größer sein als die der angrenzenden Innenräume.

3.1.2 Zeile: XV(4,I) ( I = 1, NR ) bzw. PAUS(I) ( I = 1, NPL )

XV(4,I)	Heißgasanfangsschichthöhe im jeweiligen Raum [ m ] ( XV > 0.0 m ) Bei Eingabe der Raumhöhe wird bei den Berechnungen immer mit einer homogenen Schicht für diesen Raum gerechnet. bzw.	
PAUS(I)	Referenzdruck am Fußboden außen	[ Pa ]

XV ist für Räume einzugeben, bei denen sich Temperatur ( und Schichthöhe ) ändern kann. Für Außenräume ist PAUS einzugeben.

Die Zeilen 3.1.1 und 3.1.2 sind so oft hintereinander zu wiederholen, wie sich Räume in der Geometrie befinden; insgesamt NR+NPL-mal.

3.2 Zeile: OBFL(J,I) ( J=1,3; I=1, NR )

OBFL(1,I)	Deckenoberfläche abzgl. Öffnungen im jeweiligen Raum	[ m <sup>2</sup> ]
OBFL(2,I)	Fußbodenoberfläche abzgl. Öffnungen im jeweiligen Raum	[ m <sup>2</sup> ]
OBFL(3,I)	Wandoberfläche abzüglich Öffnungen im jeweiligen Raum	[ m <sup>2</sup> ]

Diese Zeile ist NR-mal zu wiederholen.

3.3 Zeile: NWS(J,I), NSTG(J,I), ROW(J,I), DW(J,I), TAFAK(J,I), RLMFAK(J,I)  
 ( J=1,3; I=1,NR )

NWS(J,I) Anzahl der Bauteilscheiben im jeweiligen Raum  
 für die Berechnung mit dem Differenzenverfahren  
 NSTG(J,I) Art des Baustoffes für Bauteil J im jeweiligen Raum I  
 NSTG = 1 : Normalbeton  
 NSTG = 2 : Gasbeton  
 NSTG = 3 : Ytong  
 ROW(J,I) Dichte des verwendeten Materials [ kg/m<sup>3</sup> ]  
 DW(J,I) Bauteildicke [ cm ]  
 TAFAK(J,I) Faktor Temperaturleitzahl  
 RLMFAK(J,I) Faktor Wärmeleitzahl ] zur Berücksichtigung unterschiedlicher Bauteilmaterialien

Diese Zeile ist für die Bauteile Decke ( J = 1 ), Fußboden ( J = 2 ) und Wand ( J = 3 ) zu wiederholen; anschließend ist für die weiteren Räume ebenso zu verfahren ( NR-mal ). Insgesamt sind 3·NR Zeilen erforderlich.

Es ist darauf zu achten, daß die Schichtdicke dx für die Berechnung der Temperaturverteilung im Bauteil zu einem stabilen Berechnungsverfahren führt. Dabei wird dx aus DW/NWS berechnet. Das Verhältnis von Zeitschritt dt zu Schichtdicke dx muß kleiner bleiben als das Verhältnis aus Rohdichte ρ, spezifischer Wärmekapazität c<sub>p</sub> und Wärmeleitfähigkeit λ. Es muß dabei folgendem Gesetz folgen:

$$\frac{dt}{dx^2} < \frac{\rho \cdot c_p}{3 \lambda}$$

das bedeutet, daß die Anzahl der Schichten

$$n < \sqrt{\frac{\rho \cdot c_p \cdot d^2}{30 \lambda \cdot dt}}$$

mit :  $n = \frac{d}{dx}$

- n = Anzahl der Schichten im Bauteil
- d = DW = Bauteildicke [ cm ]
- dx = Schichtdicke [ cm ]
- dt = Zeitschrittweite [ s ]
- ρ = ROW = Dichte des verwendeten Materials
- c<sub>p</sub> = spez. Wärmekapazität des Materials [ kJ/kgK ]
- λ = Wärmeleitfähigkeit des Materials [ W/mK ]

3.4 Zeile: EPSI(J,I), EPSA(J,I), RKONA(J,I), OK(J,I)

( J=1,4; I=1,NR )

EPSI(J,I) Strahlungszahl des Bauteils innen ( EPSI = 0.6 ) [ - ]  
EPSA(J,I) Strahlungszahl des Bauteils außen ( EPSA = 0.8 ) [ - ]  
RKONA(J,I) Konvektionszahl außen ( RKONA = 4.65 ) [ W/m<sup>2</sup>K ]  
OK(J,I) Oberflächenfeuchte des Bauteils ( OK = 4 ) [ % ]

Diese Zeile ist für die Bauteile Decke ( J = 1 ), Fußboden ( J = 2 ), Wand oben ( J = 3 ) und Wand unten ( J = 4 ) zu wiederholen; für die weiteren Räume ist ebenso zu verfahren ( NR-mal ). Insgesamt sind 4·NR Zeilen erforderlich.

Die Werte in Klammern sind empfohlene Richtwerte, die sich bei vielen Testberechnungen bewährt haben.

#### 4. Öffnungen

4.1 Zeile: IDVNT(K,I), HVE(I), BVE(I), HABV(I), HASV(I), CK(I), RLX(I) ( I=1,NVT )

IDVNT(K,I) Vektor zu Identifikation der Öffnungen ( K=1,4 )

IDVNT(1,I) = Raumnummer des Ausgangsraums (Raum 1)

IDVNT(2,I) = Raumnummer des Zielraums (Raum 2)

(Bei horizontalen Öffnungen muß der Ausgangsraum an der Oberseite und der Zielraum an der Unterseite der Öffnung liegen.)

IDVNT(3,I) = Öffnungstyp

0 : ständig geöffnet

01 - 10 : öffnet unstetig in Abh. von der Zeit

11 - 20 : öffnet unstetig in Abh. vom Druck

21 - 30 : öffnet unstetig in Abh. von der Gastemp.

31 - 40 : öffnet unstetig in Abh. von der Wandtemp.

41 - 50 : öffnet stetig in Abh. von der Gastemp.

51 - 60 : öffnet stetig in Abh. von der Wandtemp.

61 - 70 : öffnet stetig in Abh. von der Zeit

71 - 80 : öffnet stetig in Abh. vom Druck

IDVNT(4,I) = Art der Öffnung

1 : vertikale Öffnung

2 : horizontale Öffnung

3 : Schacht ohne Wärmeverlust

4 : Schacht mit Wärmeverlust

5 : konstante Zwangsluft

6 : n-fache Zwangsluft

Für Typ 1 und 2 (vertikale und horizontale Öffnungen):

HVE(I) Öffnungshöhe [ m ] der I-ten Öffnung  
(bei großen horizontalen Öffnungen für Bestimmung der Grenztiefe bei Variante 1 verwendet /M6/)

BVE(I) Öffnungsbreite [ m ] der I-ten Öffnung

HABV(I) Absolute Brüstungshöhe [ m ] der I-ten Öffnung

HASV(I) Absolute Sturzhöhe [ m ] der I-ten Öffnung

CK(I) Kontraktionskoeffizient der I-ten Öffnung

RLX(I) Horizontaler Abstand vom Nullpunkt [ m ]

Für Typ 3 und 4 (Schächte mit natürlicher Ventilation)

HVE	Schachtdurchmesser [ m ]
BVE	Schachtlänge [ m ]
HABV	absolute Höhe in Raum 1 [ m ]
HASV	absolute Höhe in Raum 2 [ m ]
CK	Summe der sonstigen Verluste [ - ]

Für Typ 5 und 6 (Zwangsluft)

HVE	konstante Zwangsluft (Typ 5) [ m <sup>3</sup> K ] n-facher Luftüberschuß (Typ 6) [ - ]
BVE	Schachtdurchmesser [ m ]
HABV	absolute Höhe in Raum 1 [ m ]
HASV	absolute Höhe in Raum 2 [ m ]
CK	> 1.0 horizontale Einströmung (nur bei Typ 5 wirksam)

4.2 Zeile: KST(I) ( I=1,NVAT )

KST(I) Typennummer der variablen Öffnung I ( vgl. IDVNT(3,I) ), die sich in Abh. von der Zeit öffnet.

4.2.1, 4.2.2 Zeile: TCON(K,J,I) ( I=1,NVAT; J=1,5; K=1,2 )

TCON(1,J,I) 5 Zeitpunkte, zu denen sich die variable Öffnung I ändert.  
TCON(2,J,I) 5 Faktoren, mit denen sich die variable Öffnung I ändert.

Diese Zeilen sind NVAT-mal zu wiederholen.

4.3 Zeile: KSP(I) ( I=1,NVAP )

KSP(I) Typennummer der variablen Öffnung I ( vgl. IDVNT(3,I) ), die sich in Abh. vom Druck öffnet.

4.3.1, 4.3.2 Zeile: PCON(K,J,I) ( I=1,NVAP; J=1,5; K=1,2 )

PCON(1,J,I) Drücke, bei denen sich die variable Öffnung I ändert [ Pa ]  
PCON(2,J,I) Faktoren, mit denen sich die variable Öffnung I ändert.

Diese Zeilen sind NVAP-mal zu wiederholen.

4.4 Zeile: KSG(I) ( I=1,NVAG )

KSG(I) Typennummer der variablen Öffnung I ( vgl. IDVNT(3,I) ), die sich in Abh. von der Gasttemperatur öffnet.

4.4.1, 4.4.2 Zeile: GCON(K,J,I) ( I=1,NVAG; J=1,5; K=1,2 )

GCON(1,J,I) Gasttemp., bei denen sich die variable Öffnung I ändert [°C]  
GCON(2,J,I) Faktoren, mit denen sich die variable Öffnung I ändert.

Diese Zeilen sind NVAG-mal zu wiederholen.

4.5 Zeile: KSW(I) ( I=1,NVAW )

KSW(I) Typennummer der variablen Öffnung I ( vgl. IDVNT(3,I) ), die sich in Abh. von der Wandtemperatur öffnet.

4.5.1,4.5.2 Zeile: WCON(K,J,I) ( I=1,NVAW; J=1,5; K=1,2 )

WCON(1,J,I) Wandtemp., bei denen sich die variable Öffnung I ändert [°C]  
WCON(2,J,I) Faktoren, mit denen sich die variable Öffnung I ändert.

Diese Zeilen sind NVAW-mal zu wiederholen.

## 5. Einbauten

Wenn die Anzahl der Ölbehälter  $NOEL > 0$  ist (siehe Zeile 2.1), dann folgt jetzt:

5.1 Zeile: IOEL, MOEL(IOEL), CPOEL(IOEL), TOEL(1,IOEL), AOEL(IOEL),  
HOE1(IOEL), HOE2(IOEL)

IOEL Nummer  $i$  des Raumes, in dem sich der Ölbehälter befindet  
MOEL(IOEL) Masse des Öls [ kg ] im Raum  $i$   
CPOEL(IOEL) spez. Wärmekapazität des Öls [ kJ/kg K ] im Raum  $i$   
TOEL(1,IOEL) Anfangstemperatur des Öls [ °C ] im Raum  $i$   
AOEL(IOEL) Oberfläche des Ölbehälters [ m<sup>2</sup> ] im Raum  $i$   
HOE1(IOEL) Unterkante des Ölbehälters ab Fußboden [ m ] im Raum  $i$   
HOE2(IOEL) Oberkante des Ölbehälters ab Fußboden [ m ] im Raum  $i$

Diese Zeile ist so oft zu wiederholen, wie sich Ölbehälter im Gebäude befinden ( insgesamt  $NOEL$ -mal ). Dabei kann sich jeweils nur ein Ölbehälter in einem Raum befinden.

Wenn die Anzahl der Stahleinbauten  $NSTAHL > 0$  ist (siehe Zeile 2.1), dann folgt jetzt:

39. Zeile: ISTAHL, DSTAHL(ISTAHL), CSTAHL(ISTAHL), TSTAHL(1,ISTAHL),

ASTA(ISTAHL), HST1(ISTAHL), HST2(ISTAHL)  
ISTAHL Nummer des Raumes  $i$ , in dem sich eine Stahlwand befindet  
DSTAHL(ISTAHL) Dicke der Stahlwand [ cm ] im Raum  $i$   
CSTAHL(ISTAHL) spez. Wärmekapazität der Stahlwand [ kJ/kg K ]  
TSTAHL(1,ISTAHL) Anfangstemperatur des Stahls [ °C ] im Raum  $i$   
ASTA(ISTAHL) Oberfläche der Stahlwand [ m<sup>2</sup> ] im Raum  $i$   
HST1(ISTAHL) Unterkante der Stahlwand ab Fußboden [ m ] im Raum  $i$   
HST2(ISTAHL) Oberkante der Stahlwand ab Fußboden [ m ] im Raum  $i$

Diese Zeile ist so oft zu wiederholen, wie sich Stahleinbauten im Gebäude befinden ( insgesamt  $NSTAHL$ -mal ). Dabei kann sich jeweils nur ein Stahleinbau in einem Raum befinden.

## 6. Löschmaßnahmen

6.1 Zeile: ASPR, WSPR, NSPR, TLOES, NFS(I) ( I = 1,5 )

ASPR Wirkfläche eines Sprinklers [ m<sup>2</sup> ]  
WSPR Wassermenge pro Sprinkler [ mm/min ]  
NSPR Anzahl der Sprinklerköpfe ( Wirkfläche ) [ - ]  
TLOES Ansprechtemperatur der Sprinkler [ °C ]

NFS(I) Steuerparameter: ( I = 1,5 )

0 ---> keinen Einfluß

1 ---> Einfluß

Diese Werte sind jeweils anzugeben für:

- I=1 Die Abbrandrate wird vom Sprinkler beeinflusst.
- I=2 Faktor ( Wirkfläche des Sprinklers berücksichtigen )
- I=3 Faktor ( Leistung des Sprinklers berücksichtigen )
- I=4 Faktor ( aktuelle Heißgastemperatur berücksichtigen )
- I=5 Die Abbrandrate bleibt nach Sprinklereinsatz konstant.

## 7. Brandlast

### 7.1 Zeile: GBRLA, R, DHC, CPBS1, CPBS2, FSV, SW

GBRLA	Gesamtbrandlast	[ kg ]
R	Luftbedarf für stöchiometrische Verbrennung	[ kg Luft/kg BS ]
DHC	unterer Heizwert $H_{ui}$	[ kJ/kg ]
CPBS1	spez. Wärmekapazität des Brennstoffes $C_{p1}$	[ kJ/kg K ]
CPBS2	Verdampfungswärme des Brennstoffes $C_{p2}$	[ kJ/kg ]
FSV	stöchiometrischer Verbrennungsfaktor, ab dem vollständige Verbrennung stattfindet	
	bei vollständiger Verbrennung gilt: FSV = 1.	
SW	Steuerparameter zur Brandausbreitung (Ausbreitungsmodell )	
	SW = 1	Abbrandfunktion mit drei Intervallen
	SW = 2	Ausbreitungsmodell Brandherd in Raummitte
	SW = 3	Ausbreitungsmodell mit beliebiger Brandherdlage
	SW = 4	Holzkippenabbrandmodell
	SW = 5	lineare- oder Splineinterpolation
	SW = 6	Ölbrandmodell
	SW = 7.1	Kabelkanal bestückt mit PVC-Kabeln
	SW = 7.2	Kabelschacht bestückt mit PVC-Kabeln
	SW = 7.3	Kabelkanal bestückt mit FRNC-Kabeln
	SW = 7.4	Kabelschacht bestückt mit FRNC-Kabeln

### 7.2 Zeile: GAC, GAH2, GAO2, GAW, DOOD, VOLGES

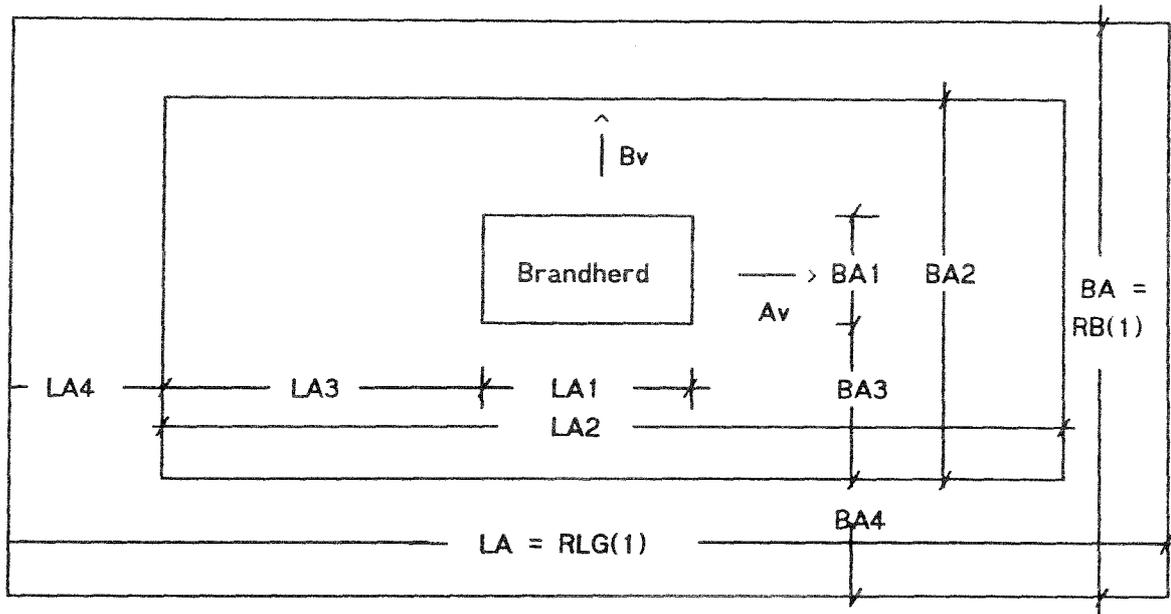
GAC	Kohlenstoffgehalt pro kg Brennstoff	[ kg ]
GAH2	Wasserstoffgehalt pro kg Brennstoff	[ kg ]
GAO2	Sauerstoffgehalt pro kg Brennstoff	[ kg ]
GAW	Wassergehalt pro kg Brennstoff	[ kg ]
DOOD	Grundwert der optischen Rauchdichte	[ $m^2/kg$ ]

### 7.3 Zeile: AV, BV, RSP1, RAN1, TR

AV	Ausbreitungsgeschwindigkeit des Feuers in Längsrichtung	[ m/min ]
BV	Ausbreitungsgeschwindigkeit des Feuers in Querrichtung	[ m/min ]
RSP1	spez. Verbrennungsrate $\dot{r}_{sp}$	[ $kg/m^2 h$ ]
RAN1	Faktor der Brandausbreitung nach Flash-Over	[ - ]
TR	Temperatur bei Flash-Over	[ °C ]

7.4 Zeile: LA1, BA1, LA2, BA2, LA3, BA3, LA4, BA4

LA1, BA1	Abmessungen des Brandherdes
LA2, BA2	maximale Abmessungen des Brandes
LA3, BA3	Abstand des Brandherdes von Brandbegrenzung
LA4, BA4	Brandbegrenzungsabstand von Hallenrändern



Mit diesen Größen wird die Lage des Brandherdes bestimmt. Bei den nichtgeometrischen Abbrandmodellen wird die Lage des Brandherdes zur Bestimmung des Plumevolumen sowie der eingemischten Luftmenge verwendet.

7.5 Abbrandfunktion über drei Intervalle

7.5.1 Zeile: TX1(I), RT1(I) ( I = 1,4 )

TX1(I) = Zeitpunkte im ersten Intervall in [ s ], zu denen  
 RT1(I) = die Abbrandrate in [ g/s ] erreicht wird.

Für den Fall, daß SW aus Zeile 7.1 den Wert 4 hat (Holzkrippenmodell), sind für RT1 (I) folgende Werte einzugeben:

RT1(1) = Anzahl der Stäbe pro Lage = m  
 RT1(2) = Anzahl der Lagen/Krippe = n  
 RT1(3) = Länge der Stäbe = l [ cm ]  
 RT2(4) = Breite der Stäbe = b [ cm ]

m, n, l, b nach Gl. (2.2.10)

### 7.5.2 Zeile: TX2(I), RT2(I) ( I = 1,4 )

TX2(I) = Zeitpunkte im zweiten Intervall in [ s ], zu denen RT2(I) = die Abbrandrate in [ g/s ] erreicht wird.

Für den Fall, daß SW aus Zeile 7.1 den Wert 4 hat (Holzkrippenmodell) sind für RT2 (I) folgende Werte einzugeben:

RT2(1) = maximale Abbrandrate =  $R_{\max}$  [ g/s ]

RT2(2) = Breite des Peaks bei der Abbrandrate mit 50 % Abbrand  
=  $\alpha_d$  [ - ]

$R_{\max}$  kann nach Gl. (2.4.5) aus /M6/ bestimmt werden. Wird für  $\alpha_d$  ein Wert von 0 eingegeben, dann wird  $\alpha_d$  vom Programm nach Gl. (2.4.2) aus /M6/ bestimmt.

Für den Fall, daß SW aus Zeile 7.1 den Wert 5 hat, ist für RT2(1) ein konstanter Faktor einzugeben, der zusammen mit der Interpolationsfunktion die Abbrandrate festlegt. ( vgl. Zeile 7.7 )

Für den Fall, daß SW aus Zeile 7.1 zwischen 7.1 und 8 liegt, ist für RT2(1) der gemittelte Winkel für natürliche Massenströme und für RT2(2) für Zwangsmassenströme entsprechend Bild 2.2.5 und 2.2.6 für Kabelbrände einzugeben.

### 7.5.3 Zeile: TX3(I), RT3(I) ( I = 1,4 )

TX3(I) = Zeitpunkte im dritten Intervall in [ s ], zu denen  
RT3(I) = die Abbrandrate in [ g/s ] erreicht wird.

Diese Zeilen beschreiben die Abbrandfunktion bei SW = 1. Dabei werden die Stützstellen beschrieben, mit denen die Abbrandrate bestimmt wird. ( vgl. Beschreibung Bild 2.4 ). Einzelne Variablen werden teilweise für andere Abbrandmodelle verwendet.

7.6 Zeile: NFF, FVB, CL, EMPL, ENPL, CL2, HBR, NBR

NFF	Nummer der letzten betrachteten Öffnung bei Zusammenfassung ( Die Möglichkeit mehrere Öffnungen zwischen zwei Räumen zusammenzufassen ist im Programm vorgesehen, aber noch nicht ausgetestet. Daher muß zur Zeit NFF = 0 verwendet werden.
FVB	Faktor für Energieverluste Plume ( empfohlen FVB = 0,4 vgl. Beschreibung 2.3 )
CL	Eingabefaktor für Einmischung Plume im Brandraum [ - ]
EMPL	Exponent M zur Plumeströmung nach Zuckoski ( HCOP ) ( empfohlen EMPL = 0,3333. z. Z. ohne Einfluß )
ENPL	Exponent N zur Plumeströmung nach Zuckoski ( Z ) ( empfohlen ENPL = 1,6667. z. Z. ohne Einfluß )
CL2	Eingabefaktor für Einmischterme außerhalb des Brandraums [ - ]
HBR	Höhe der Brandquellen über Fußboden [ m ]
NBR	Anzahl der Brandquellen [ - ]

Wenn SW in Zeile 7.1 den Wert 5 hat, dann folgt jetzt:

7.7 Zeile N, MASS, MODINT

N Anzahl der Stützstellen für Interpolation

MASS Art der Anfangsbedingungen für Spline ( 0, 1 oder 2 )  
Hier wird 0 empfohlen, damit harmonische Splinefunktionen verwendet werden.

MODINT Art der Interpolation

1 = Splineinterpolation  
≠1 = lineare Interpolation

7.7.1 Zeile X(I) , Y(I) ( I = 1, N )

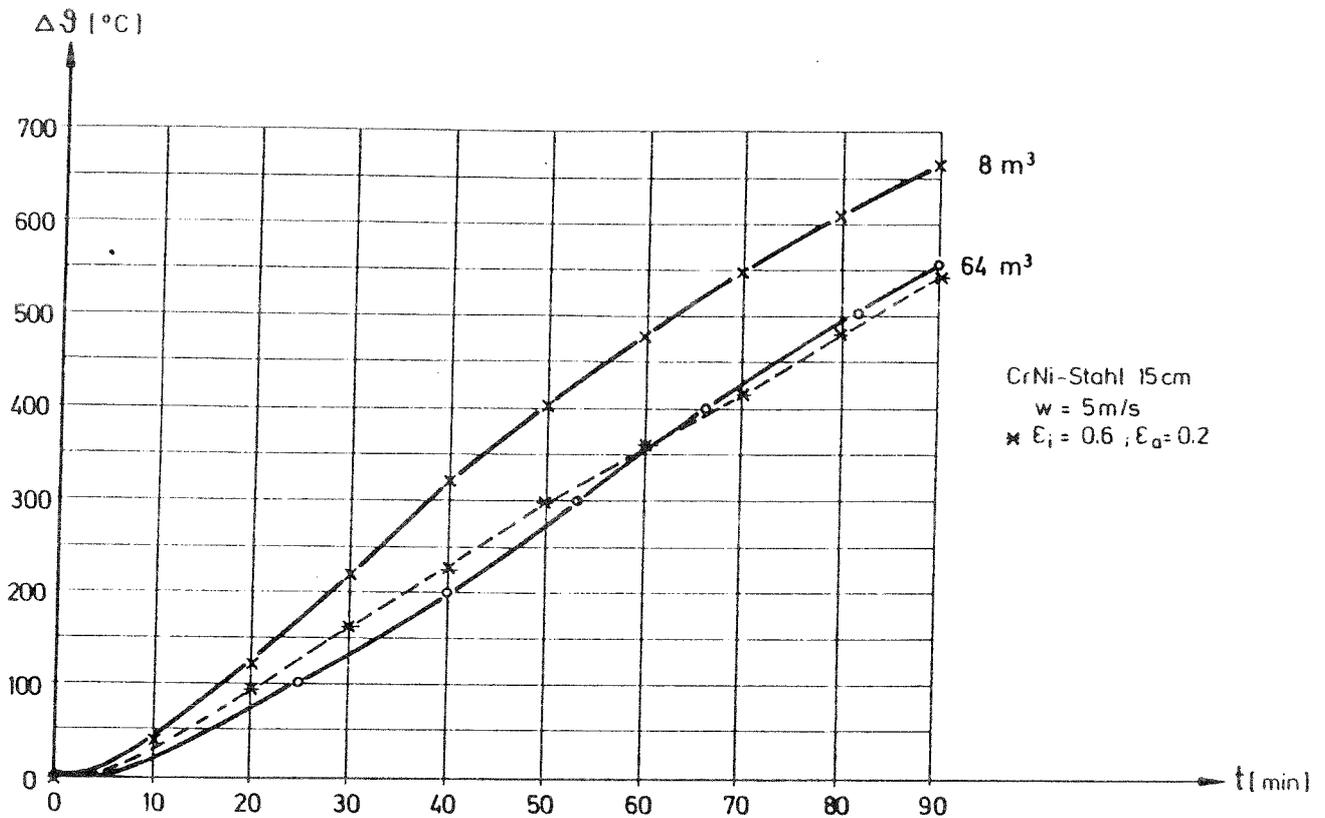
N Wertepaare für  
X(I) Zeit in [ s ]  
Y(I) Abbrandrate [ g/s ]

Diese Zeile ist N-mal zu wiederholen, bis alle Wertepaare eingegeben sind.

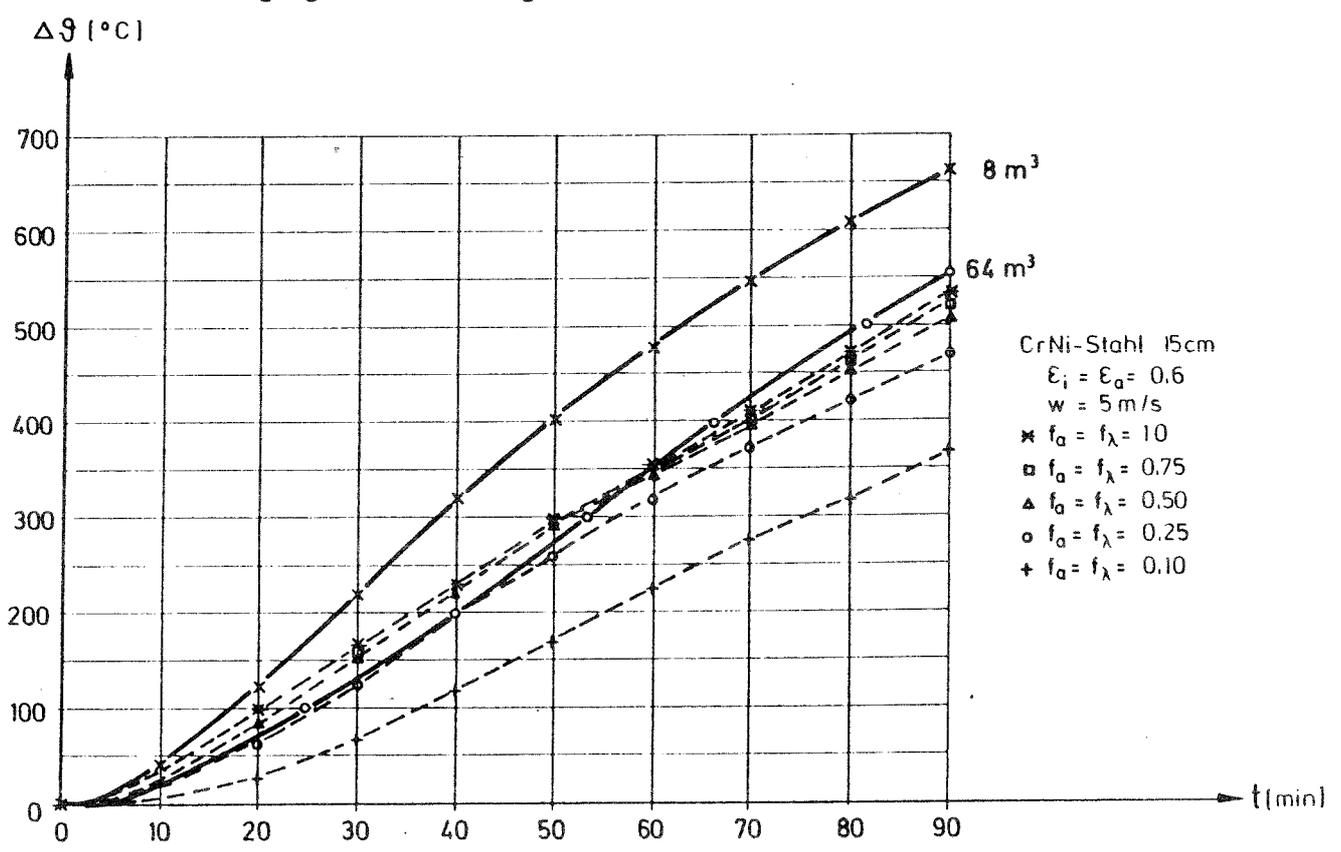
Die Abbrandrate wird dann zu jedem Zeitpunkt als Interpolation zwischen diesen Faktoren als Produkt des ermittelten Wertes mit dem konstanten Parameter RT2(1) aus Zeile 7.5.2 gebildet. Damit kann aus den Eingabedaten mit der Änderung eines einzigen Wertes eine ähnliche Abbrandfunktion ermittelt werden.

## **Anhang 2**

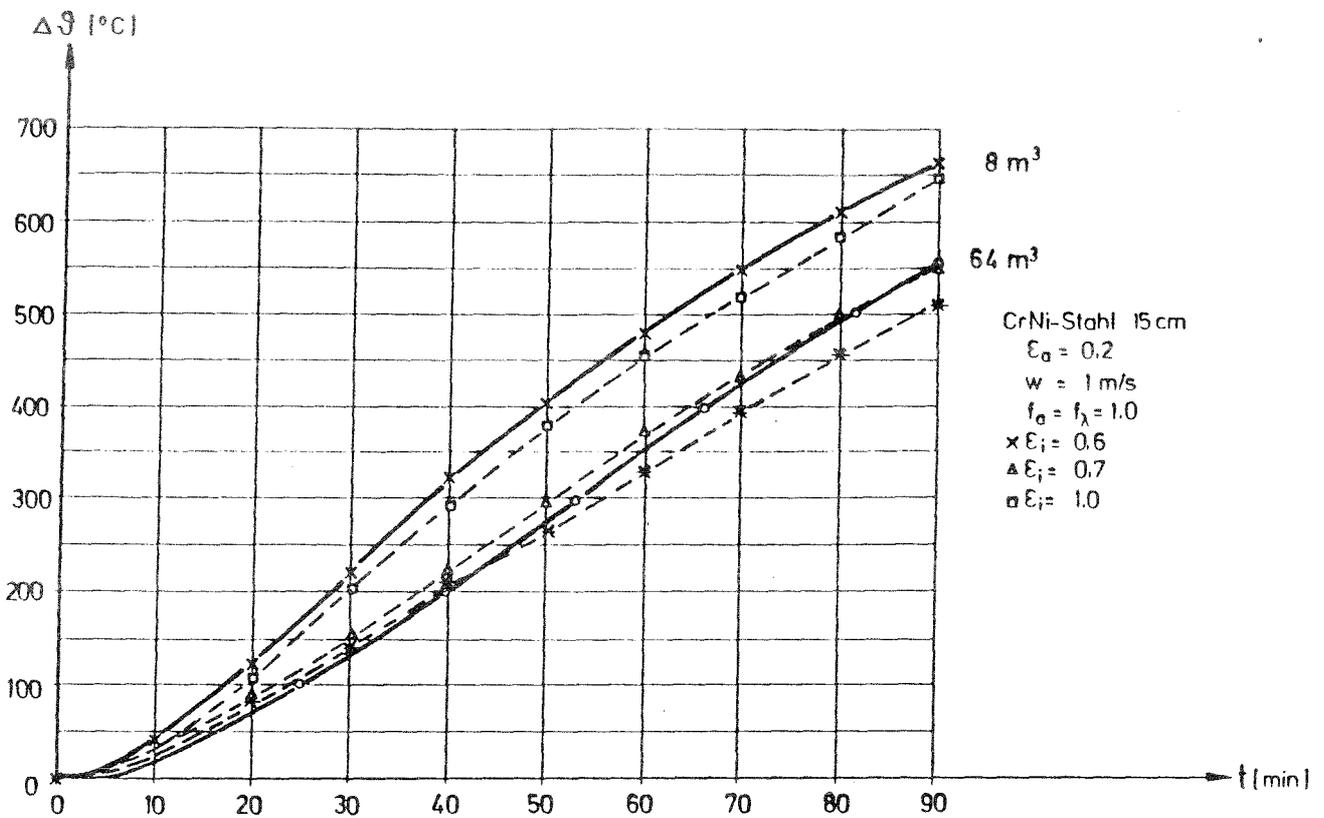
**Ergebnisse der Voruntersuchungen zum ETK-Brand**



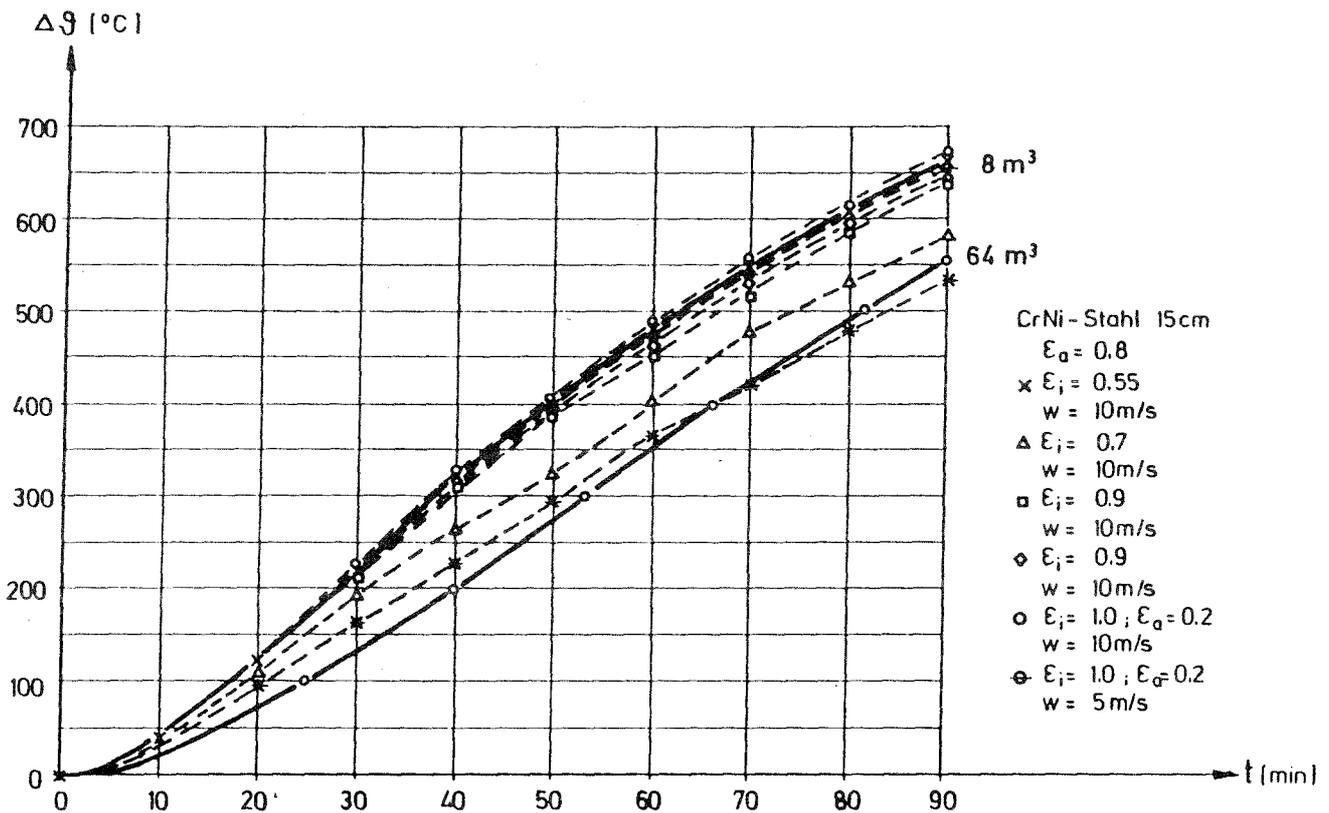
Temperaturen im Indikatorelement in 5 cm Tiefe für üblicherweise verwendete Wärmelübergang und Strahlungszahlen



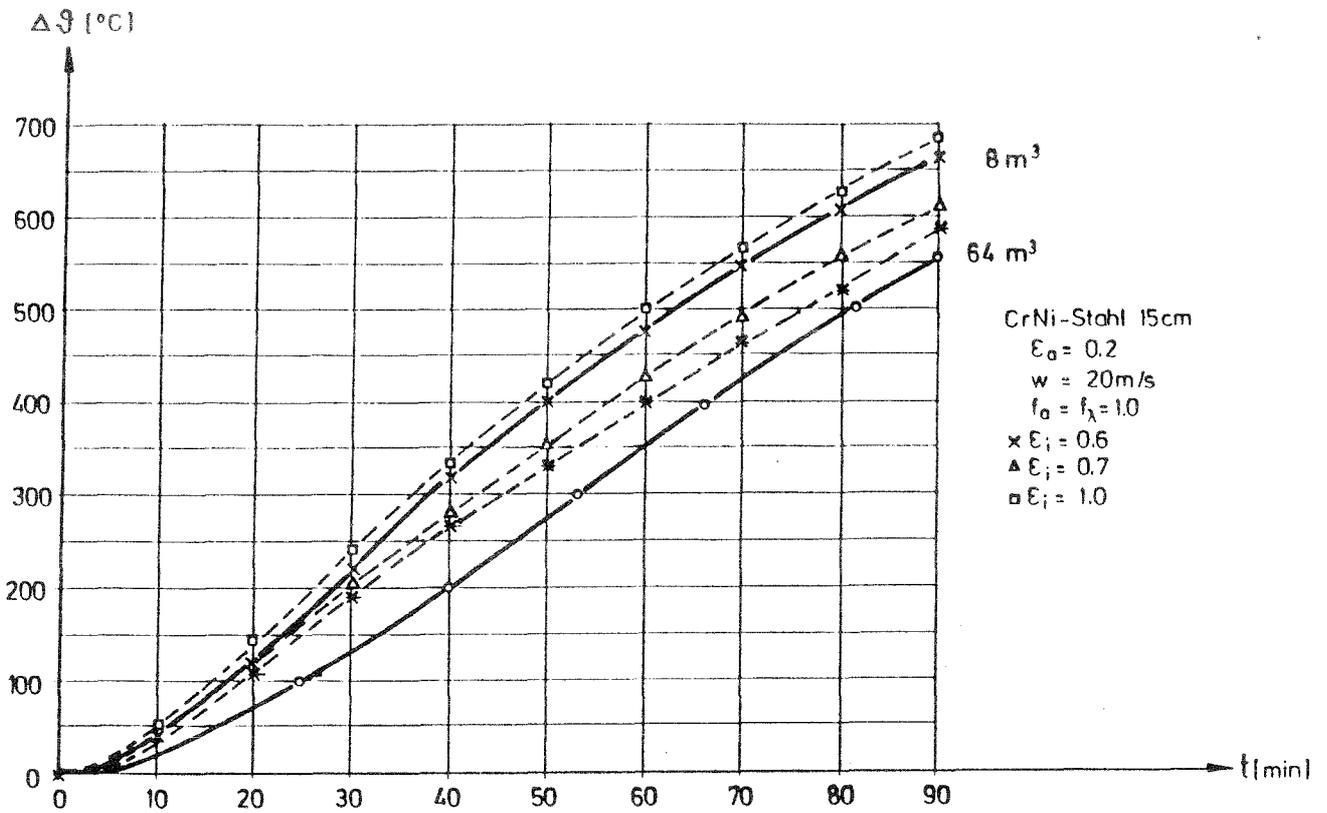
Temperaturen im Indikatorelement in 5 cm Tiefe für veränderte Eigenschaften des Baustoffes



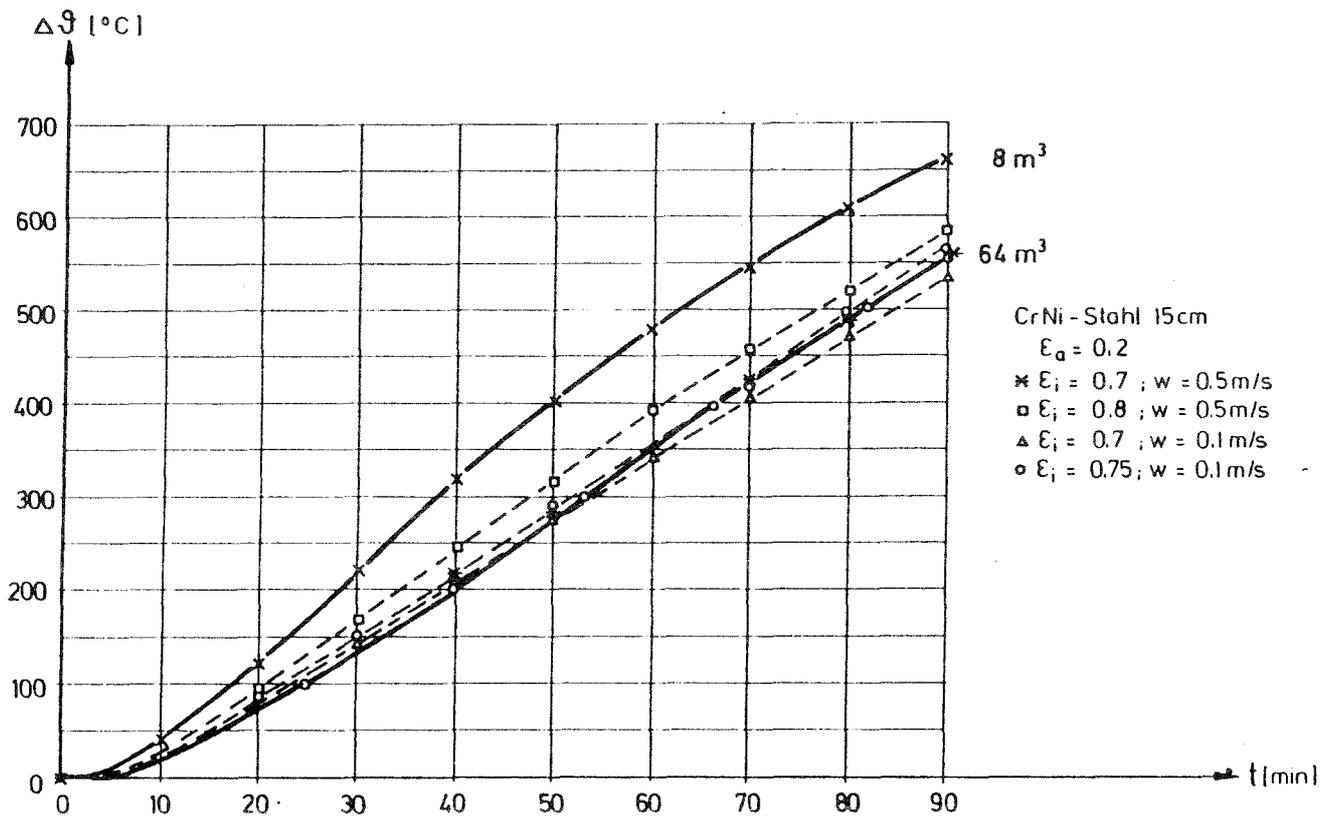
Temperaturen im Indikatorelement in 5 cm Tiefe für verminderte konvektive Wärmeübergangszahl und erhöhte Strahlungszahlen innen



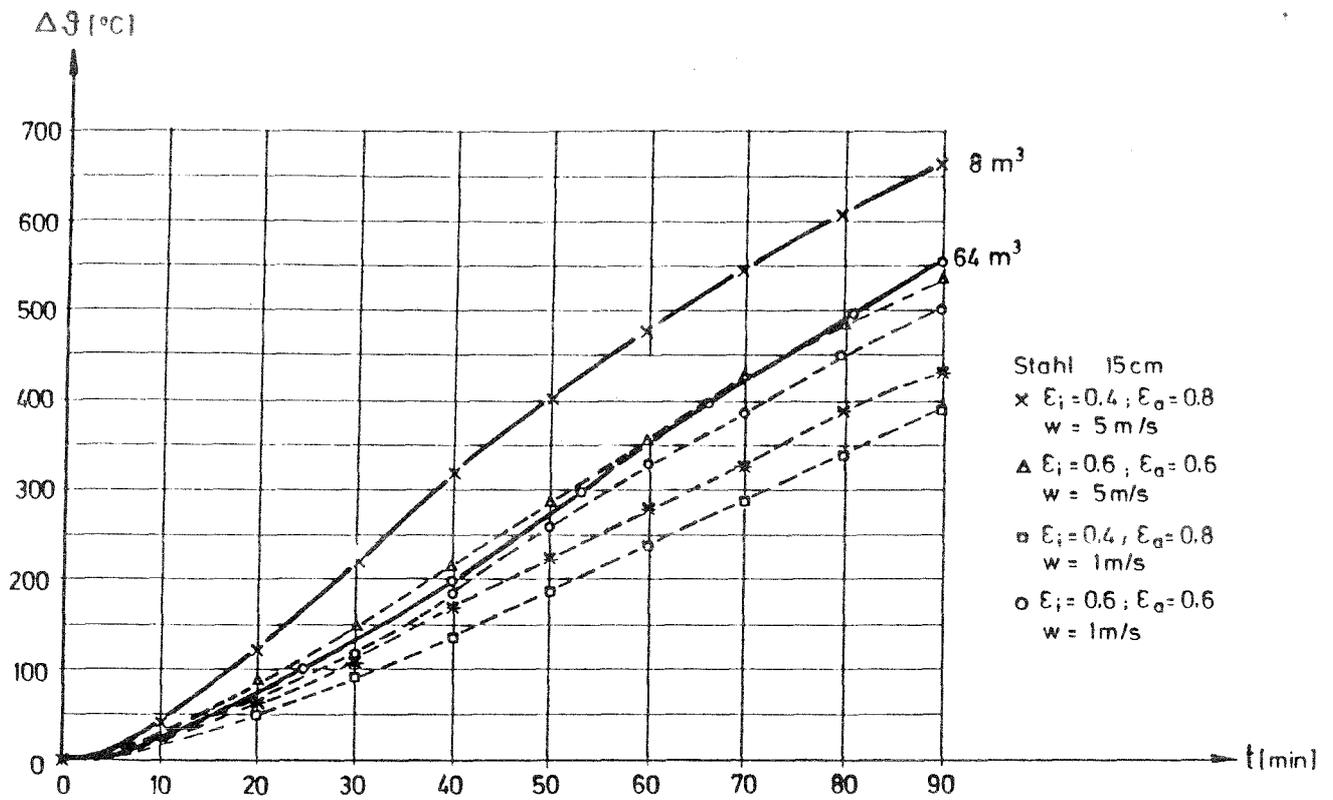
Temperaturen im Indikatorelement in 5 cm Tiefe für erhöhte Wärmeübergangszahlen und Strahlungszahlen



Temperaturen im Indikatorelement in 5 cm Tiefe für sehr stark erhöhte Wärmeübergangs- und Strahlungszahlen



Temperaturen im Indikatorelement in 5 cm Tiefe für sehr stark verminderte Wärmeübergangs- und gering erhöhte Strahlungszahlen



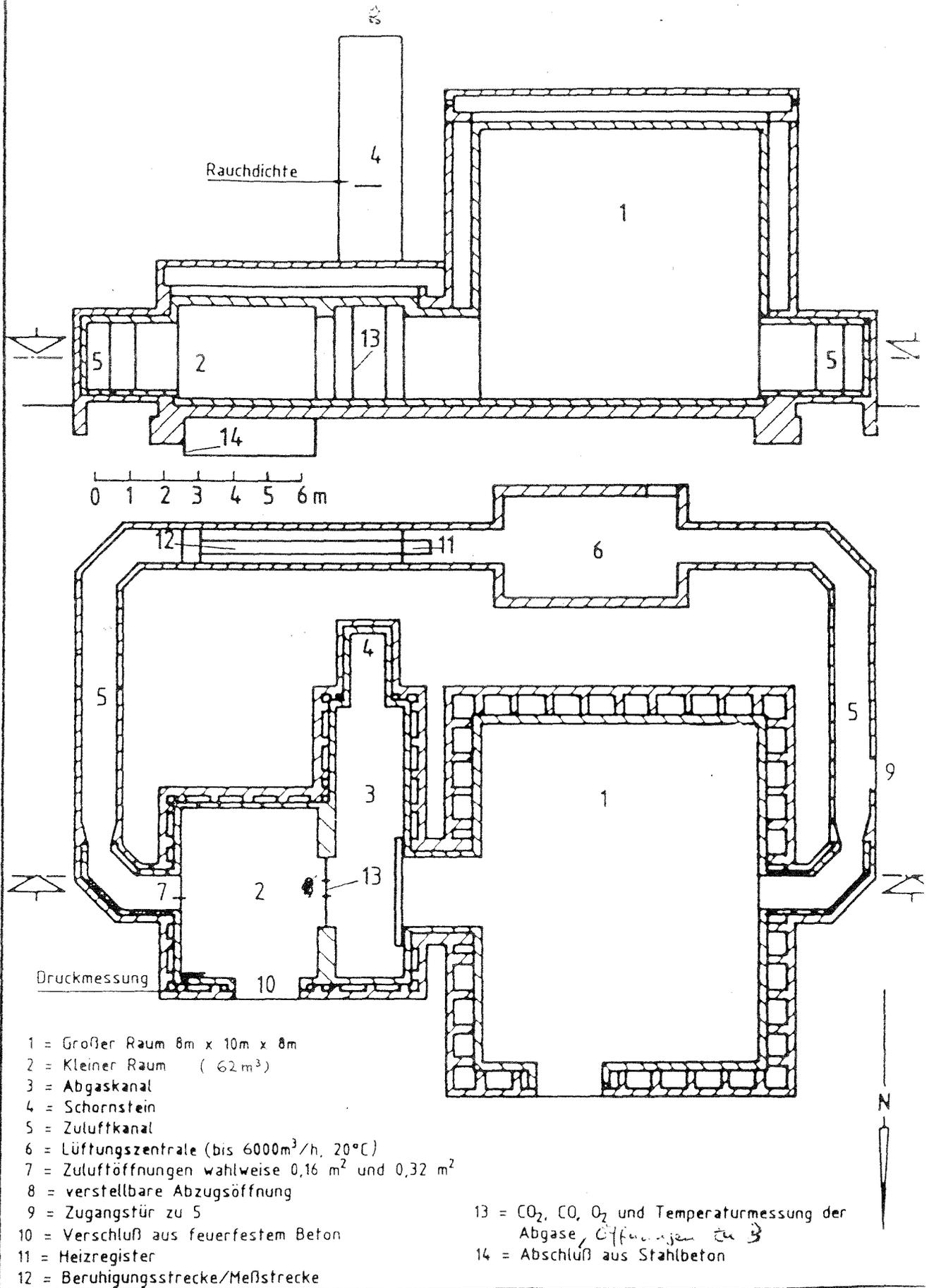
Temperaturen im Indikatorelement in 5 cm Tiefe für sehr geringe konvektive Wärmeübergangs- und erhöhte Strahlungszahlen unter Verwendung von Stoffwerten für Stahl

## **Anhang 3**

### **Auszug der Versuchsergebnisse für ausgewählte Versuche**

<b>Versuchsanlage</b>	<b>Anhang 3.0</b>
<b>Versuch 3.2.1.a</b>	<b>Anhang 3.1</b>
<b>Versuch 3.2.3.b</b>	<b>Anhang 3.2</b>
<b>Versuch 3.2.6</b>	<b>Anhang 3.3</b>
<b>Versuch 3.2.8</b>	<b>Anhang 3.4</b>
<b>Versuch 4.1.2</b>	<b>Anhang 3.5</b>
<b>Versuch 4.2.2</b>	<b>Anhang 3.6</b>
<b>Versuch 4.2.3</b>	<b>Anhang 3.7</b>
<b>Versuch 4.3.2</b>	<b>Anhang 3.8</b>
<b>Versuch 4.3.5</b>	<b>Anhang 3.9</b>
<b>Versuch 4.4.3</b>	<b>Anhang 3.10</b>
<b>Versuch 4.5.1</b>	<b>Anhang 3.11</b>

Abb. 1: Versuchsanlage für natürliche Brände



MPA

Nordrhein-Westfalen

entw.:  
 gez.: 19.4.88 *Leinweber*

M

Z.Nr. 9.23 5347 (4)



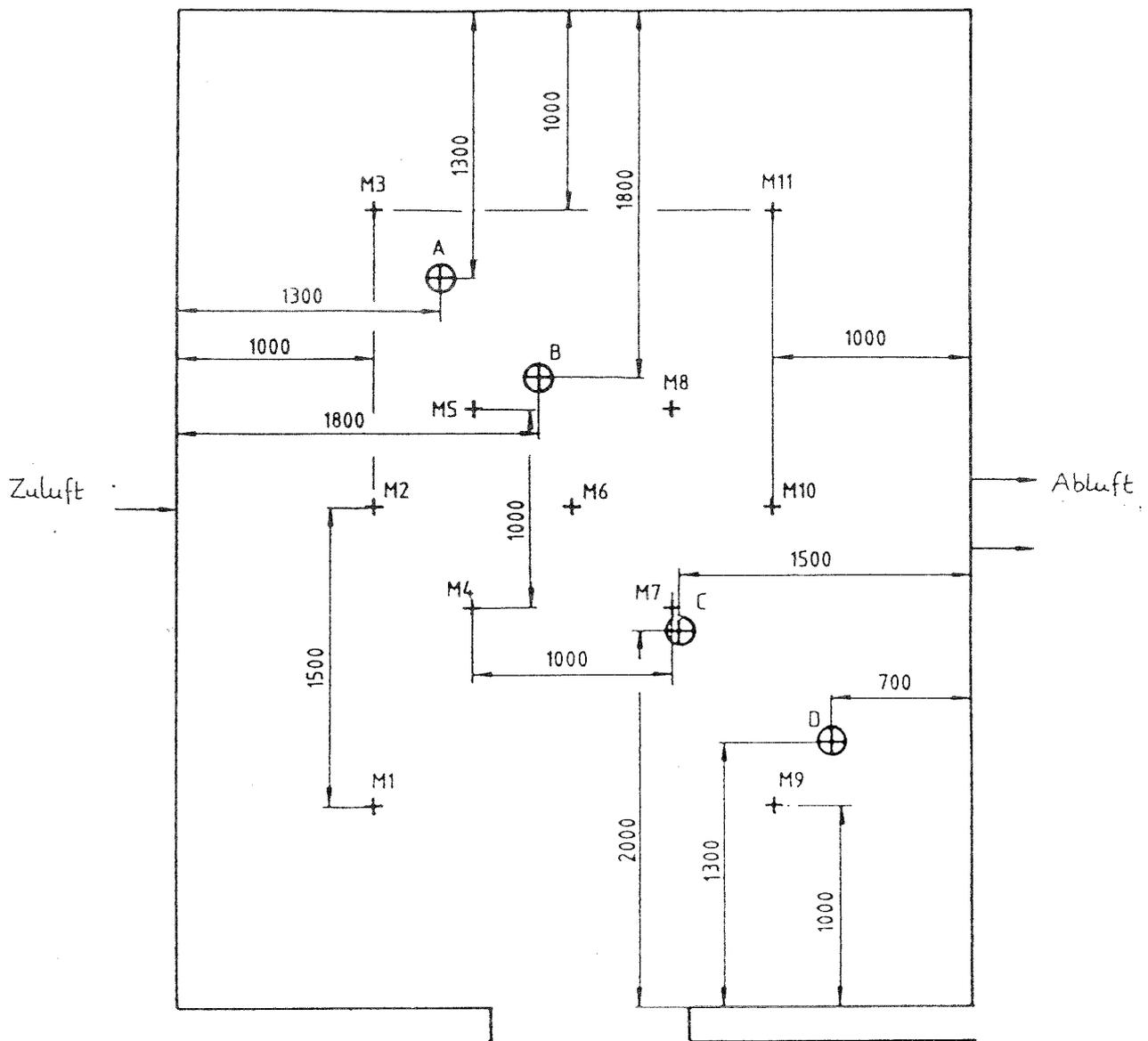
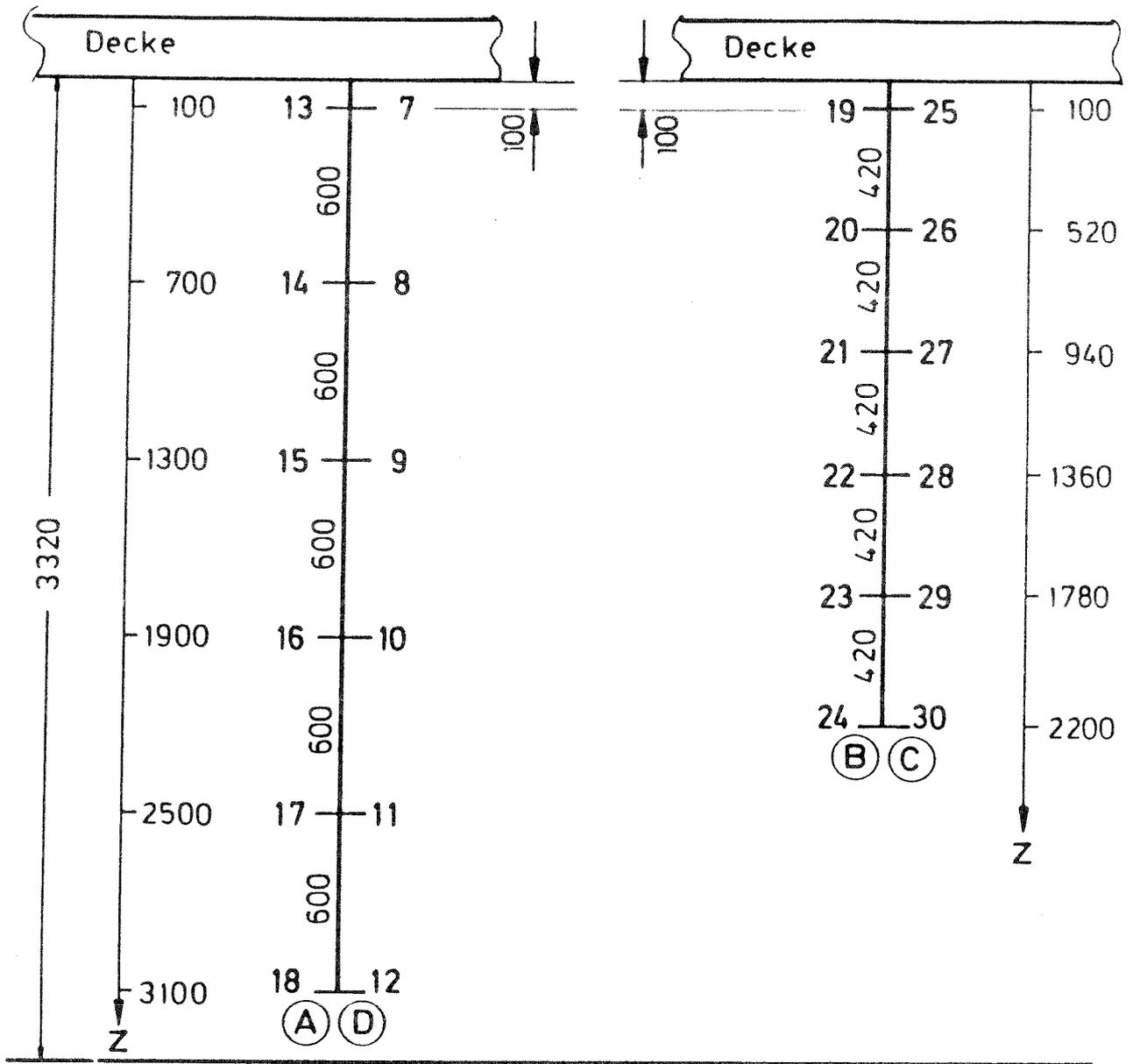


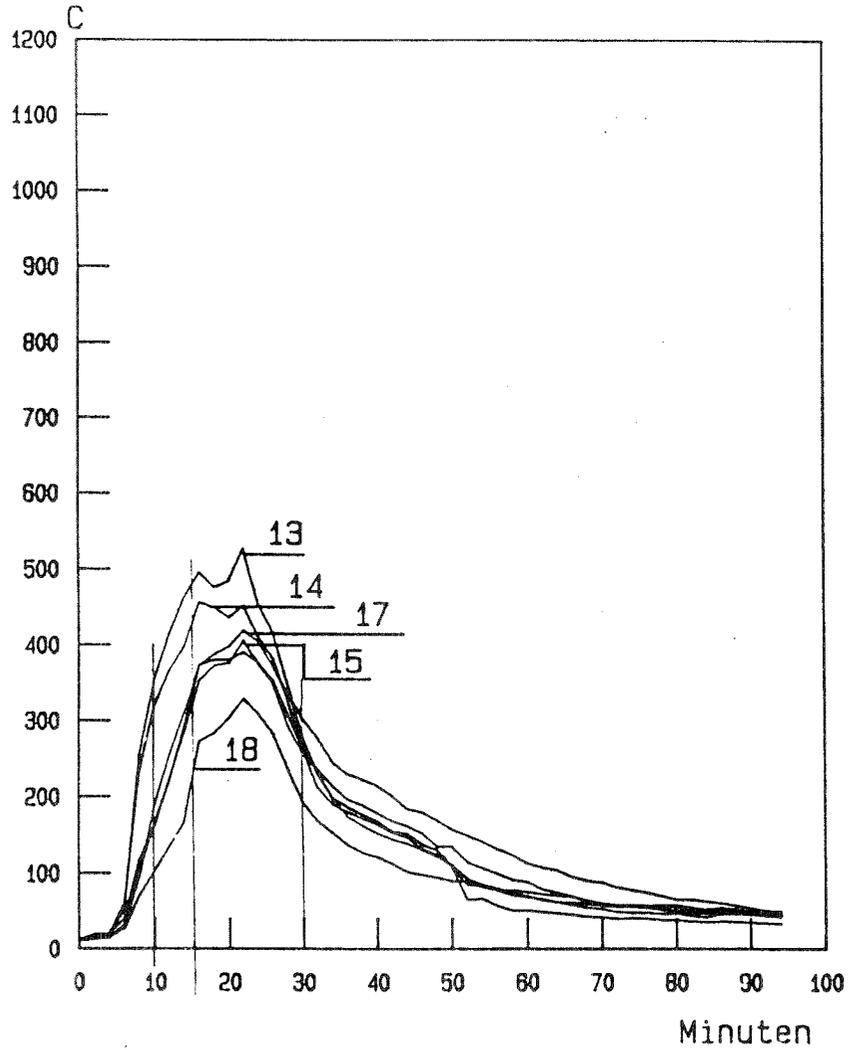
Abb. 11: Draufsicht auf die Anordnung der Temperaturmeßstellen unter der Brandraumdecke und die Thermosäulen A bis D



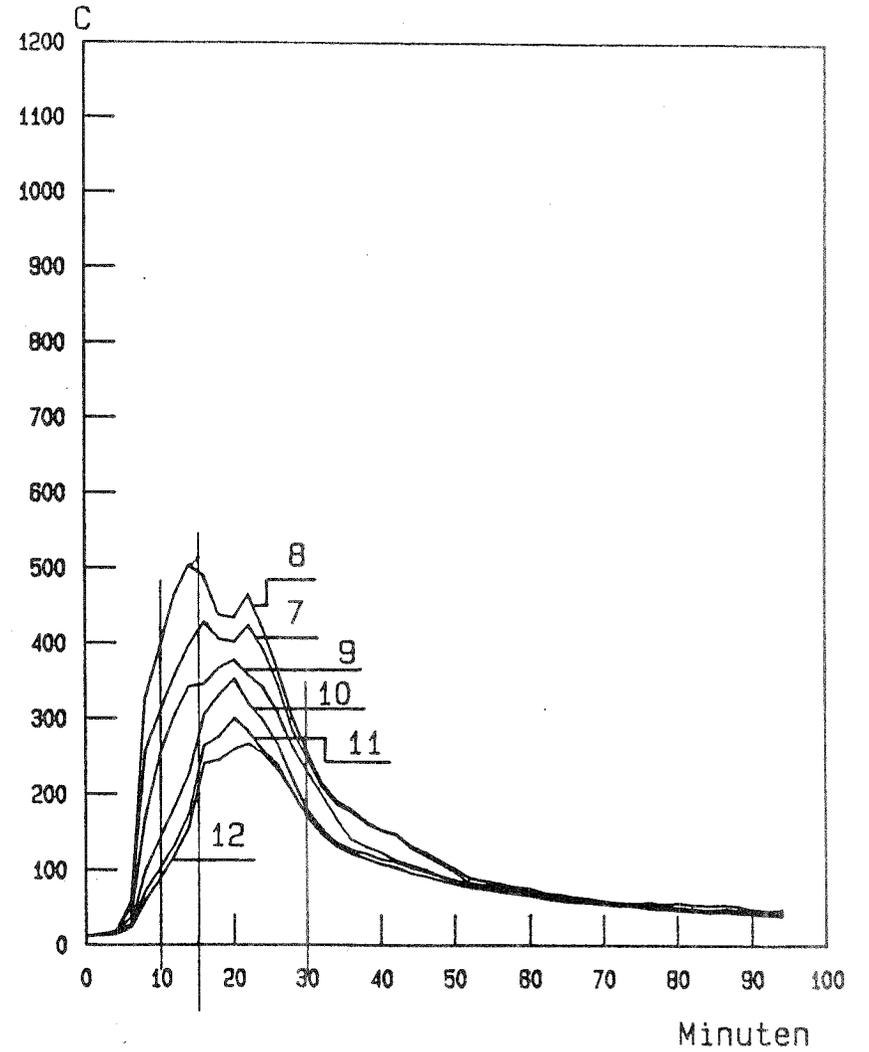
## **Versuch 3.2.1.a**

**126 kg Kanthölzer 40 x 40 mm**

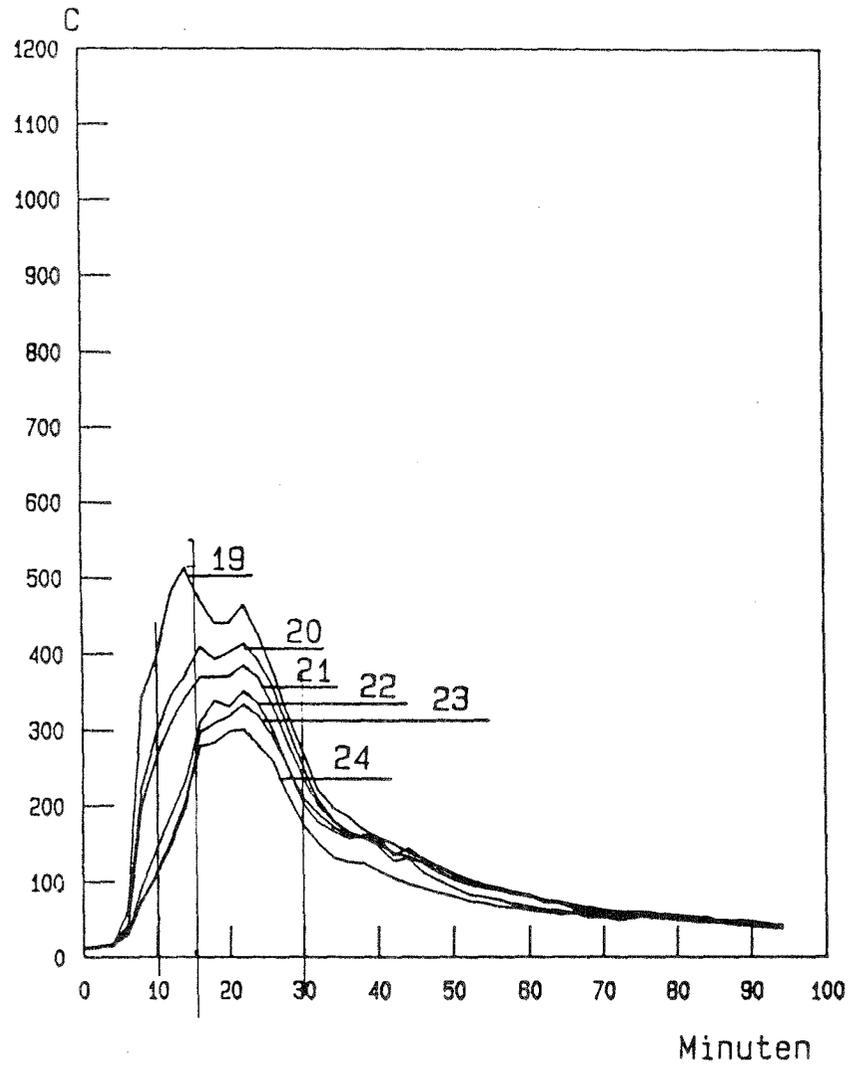
Anhang 3.1.1



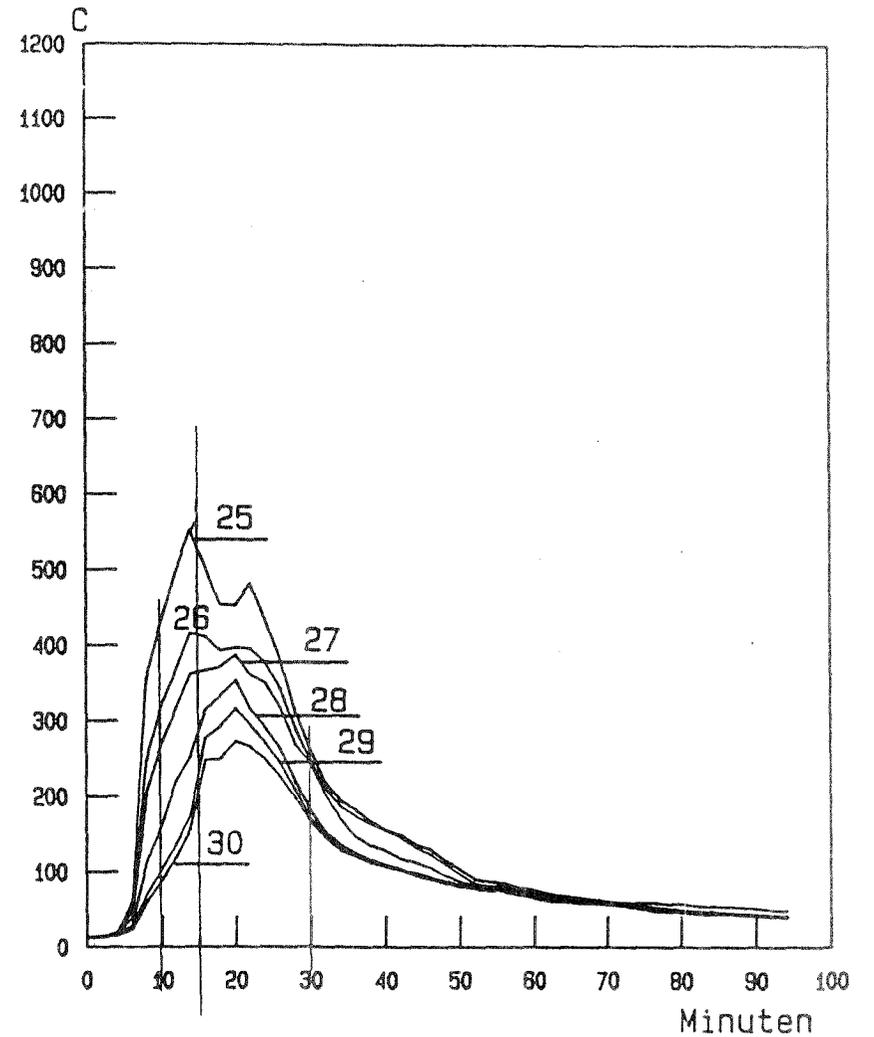
Temperaturverlauf in der Thermosäule "A"  
(Mess-Stellen 13 bis 18)



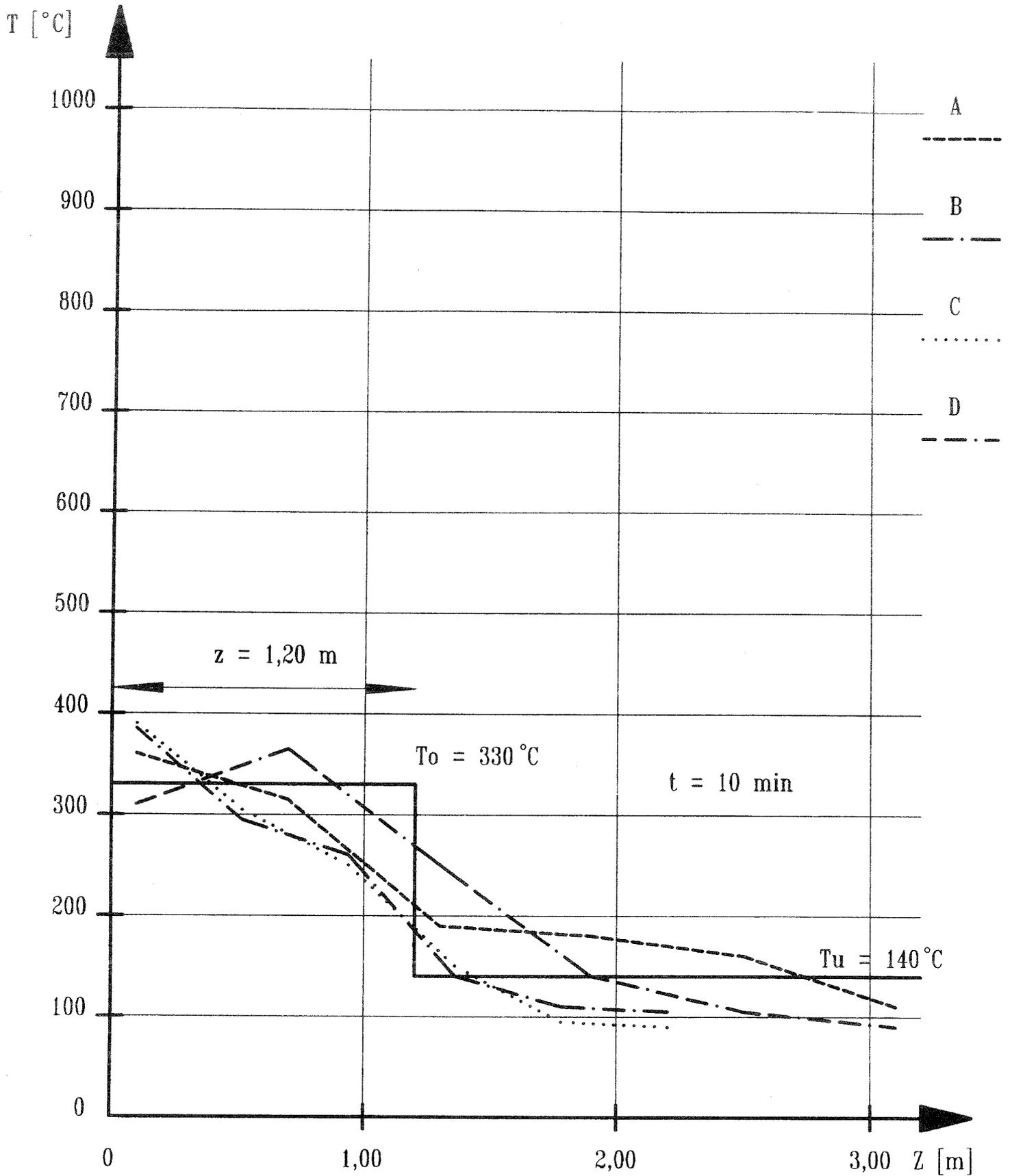
Temperaturverlauf in der Thermosäule "D"



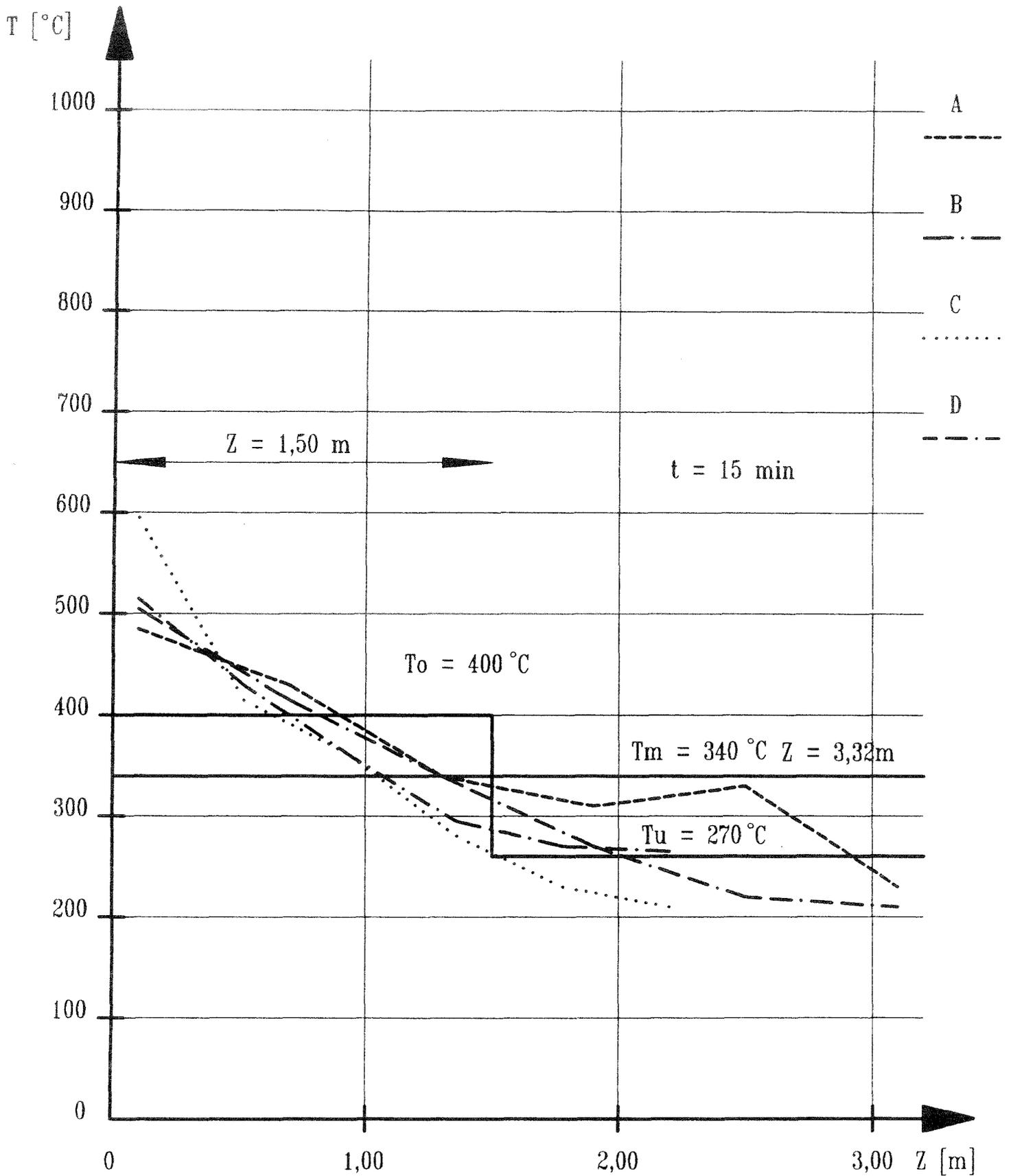
Temperaturverlauf in der Thermosäule "B"  
(Mess-Stellen 19 bis 24)



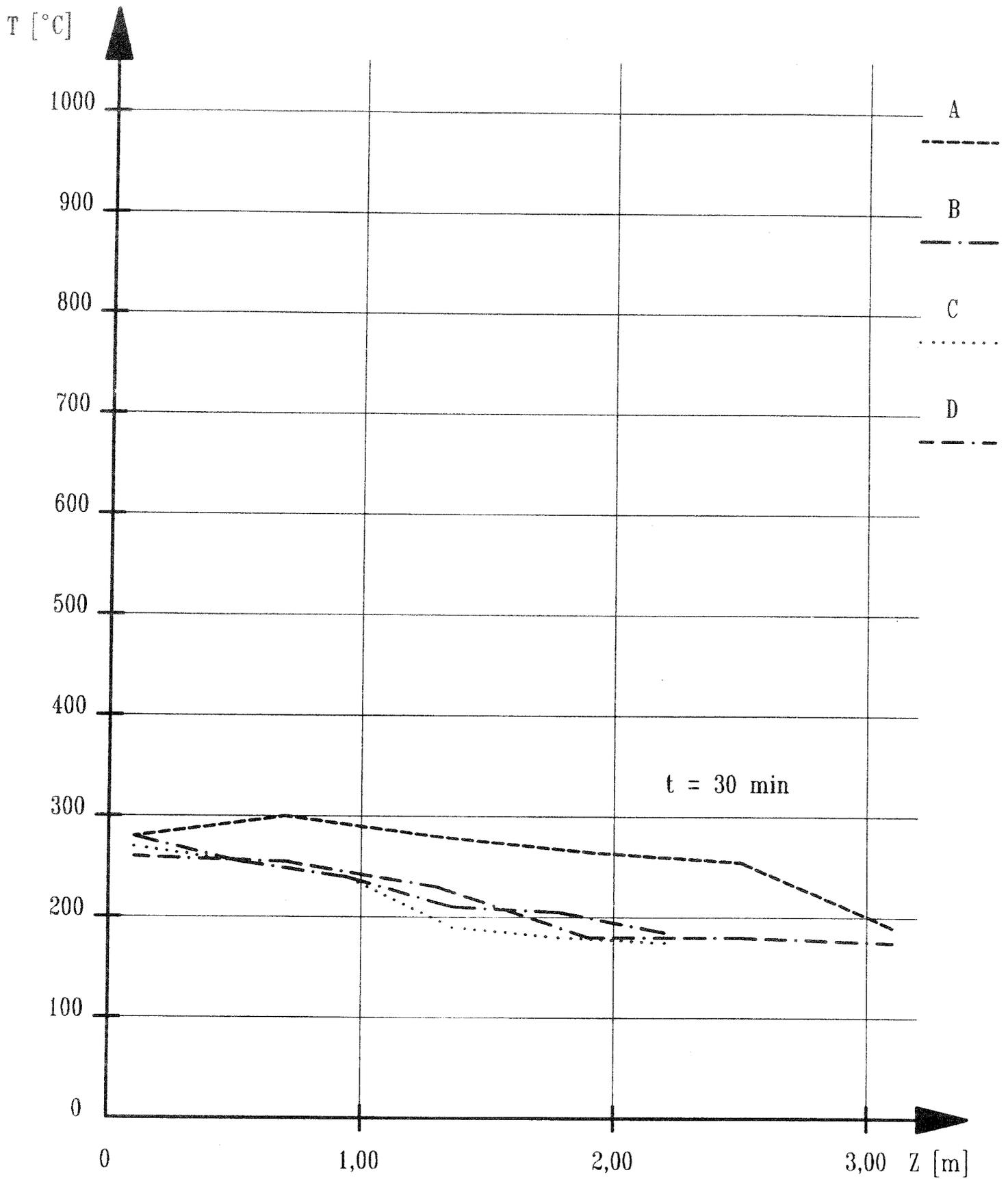
Temperaturverlauf in der Thermosäule "C"  
(Mess-Stellen 25 bis 30)



Temperaturverteilung über die Raumhöhe für  
den m - Faktorversuch 3.2.1.a

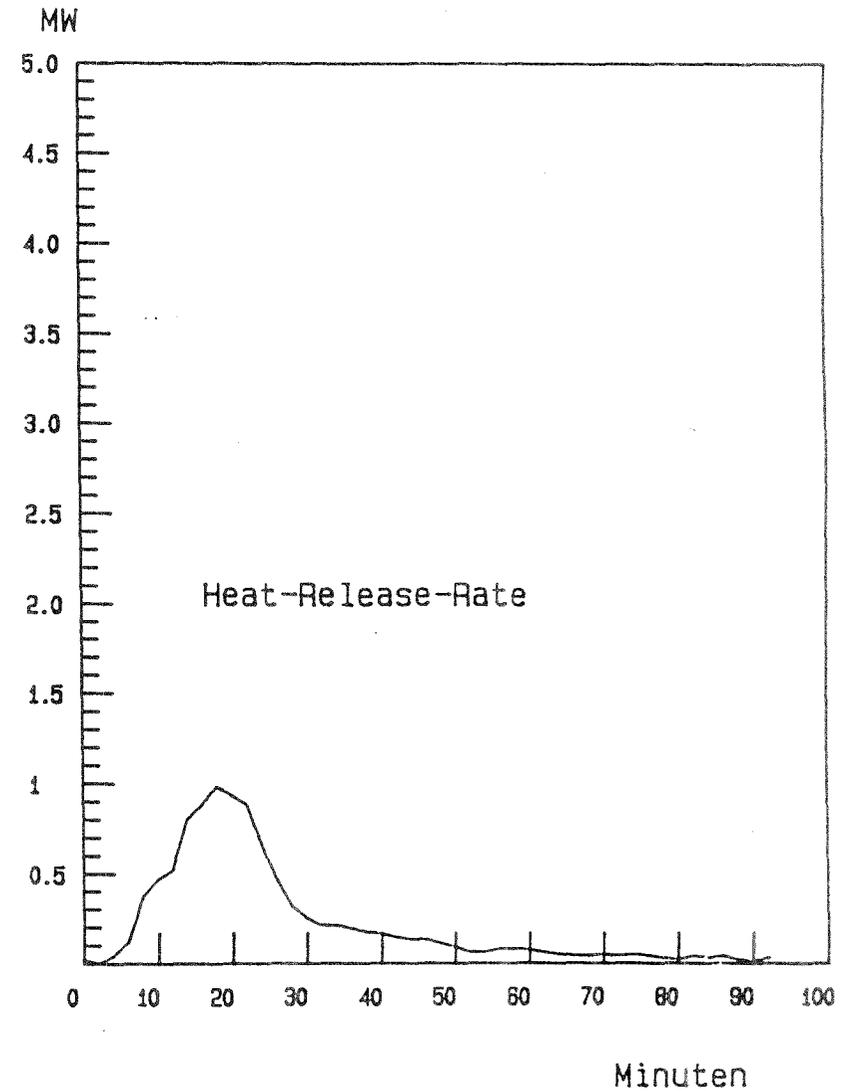
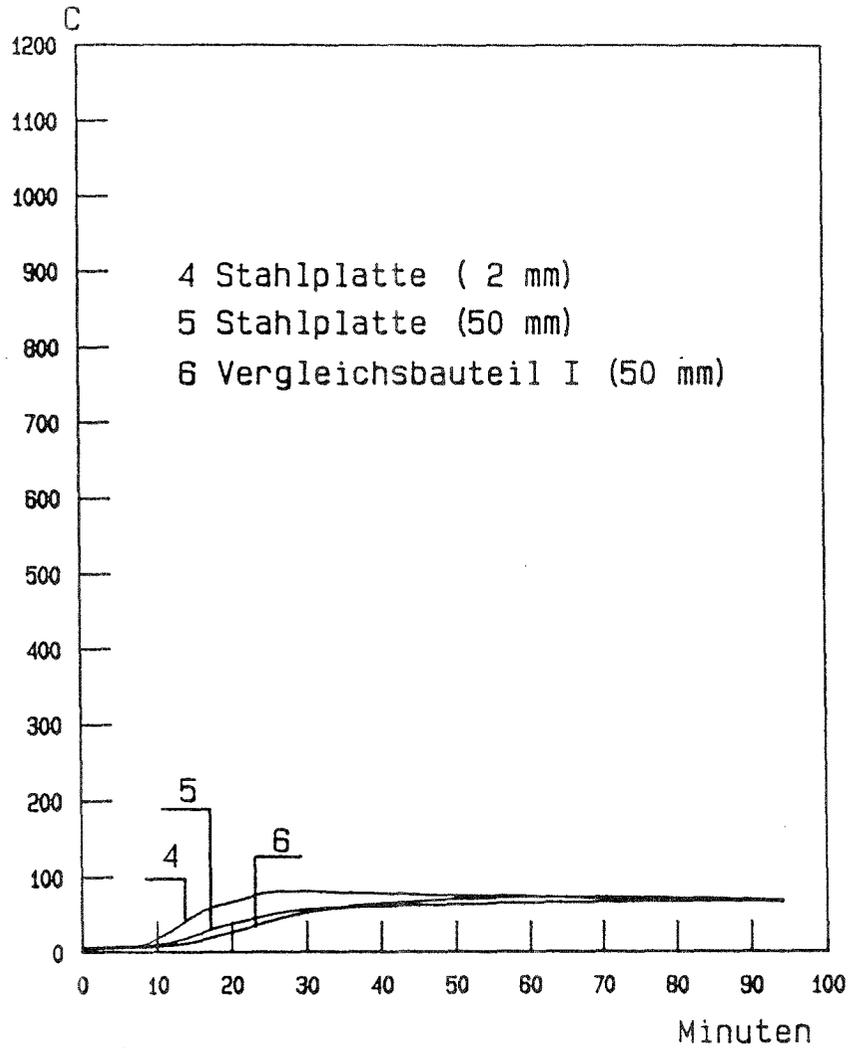


Temperaturverteilung über die Raumhöhe für den m - Faktorversuch 3.2.1.a



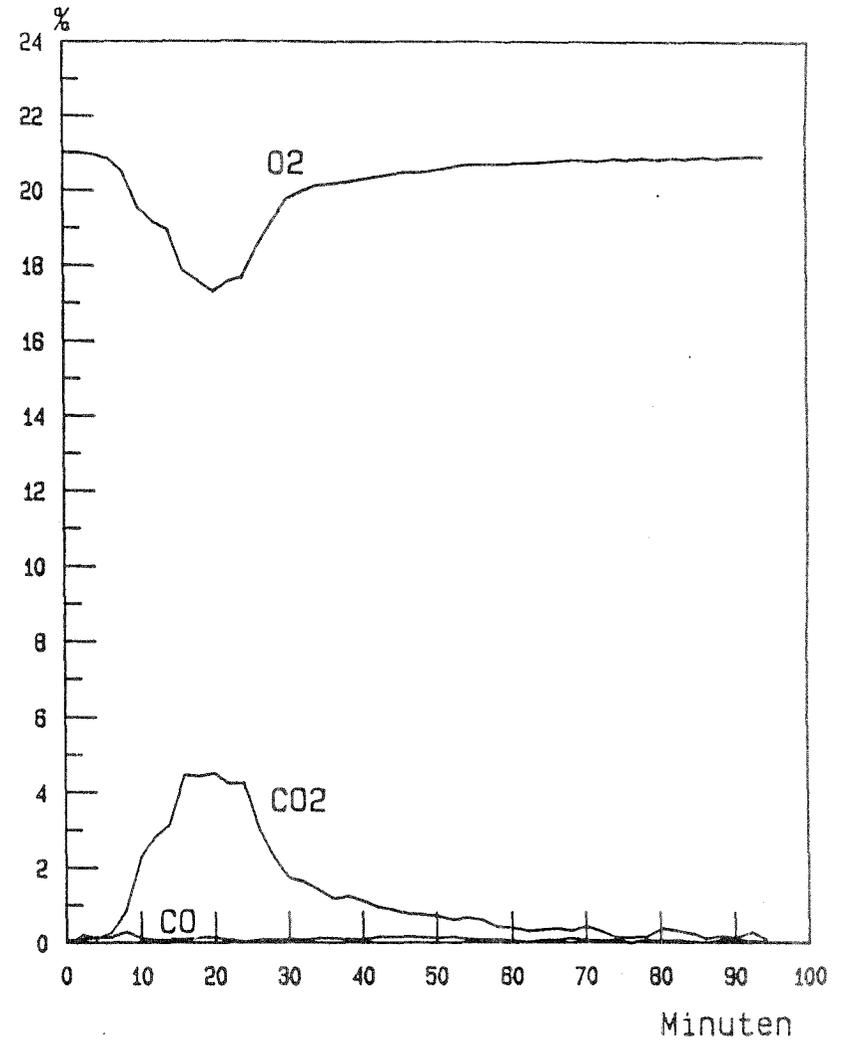
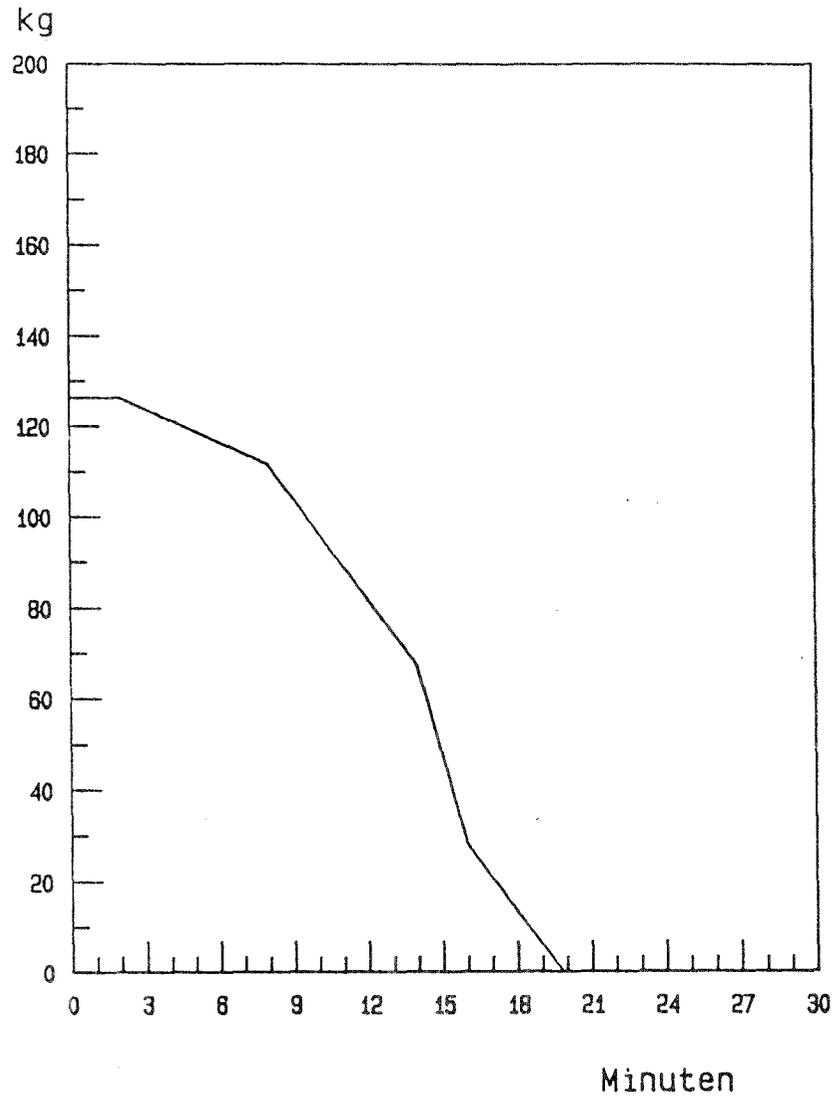
Temperaturverteilung über die Raumhöhe für  
den m - Faktorversuch 3.2.1.a

Anhang 3.1.6



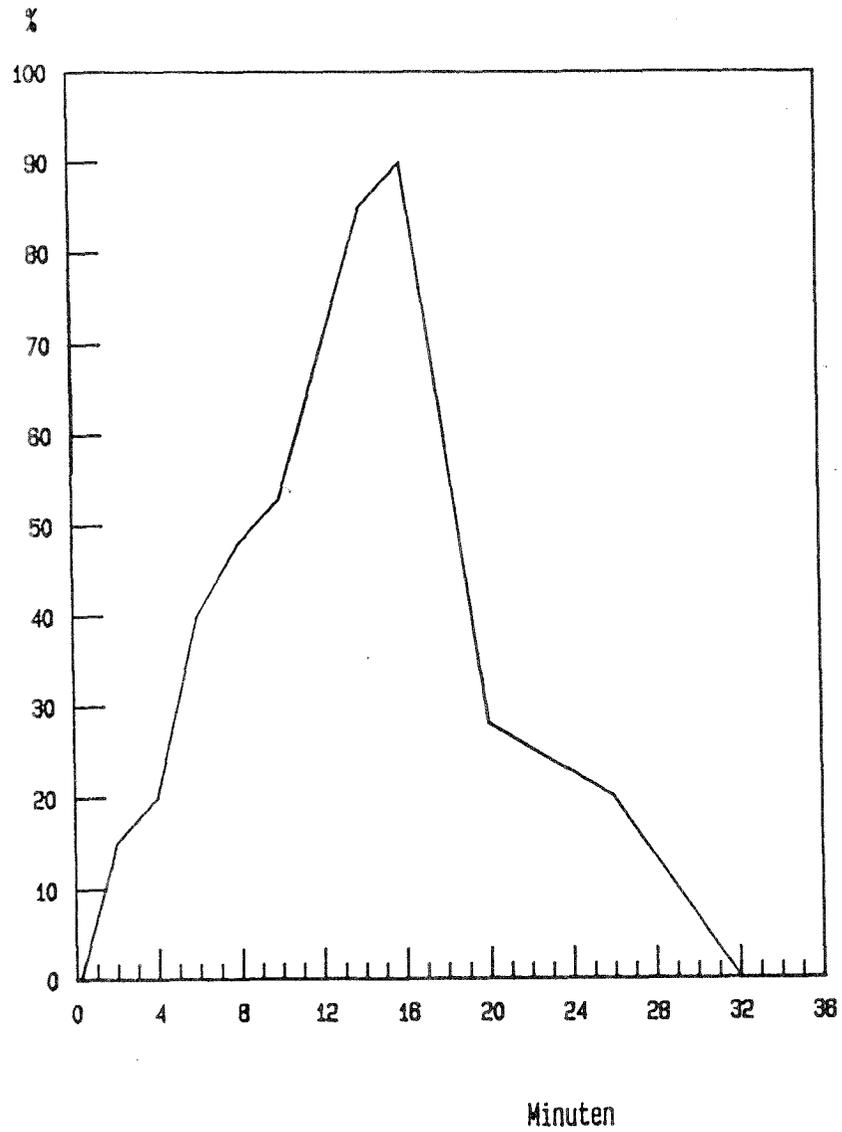
Temperaturverlauf in den Vergleichsbauteilen

Anhang 3.1.7

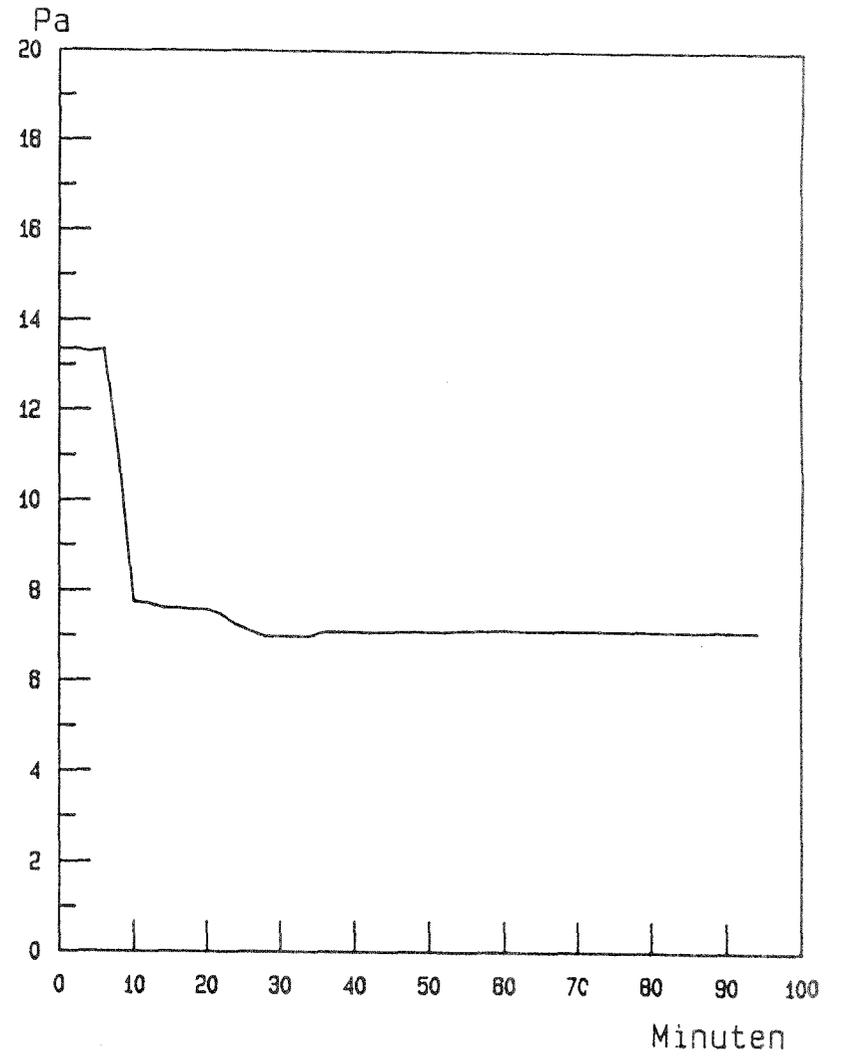


O<sub>2</sub>, CO<sub>2</sub> und CO

Anhang 3.1.8



relative Eintrübung (%)

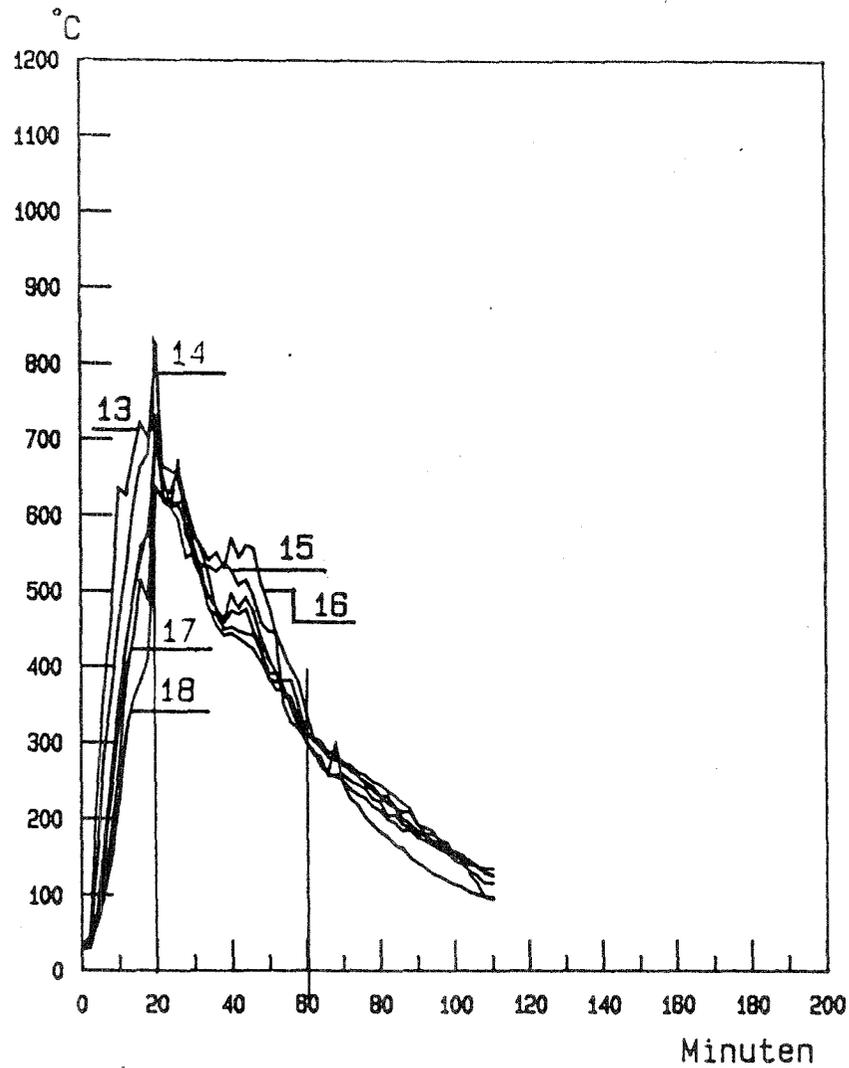


Druckdifferenzverlauf im Brandraum

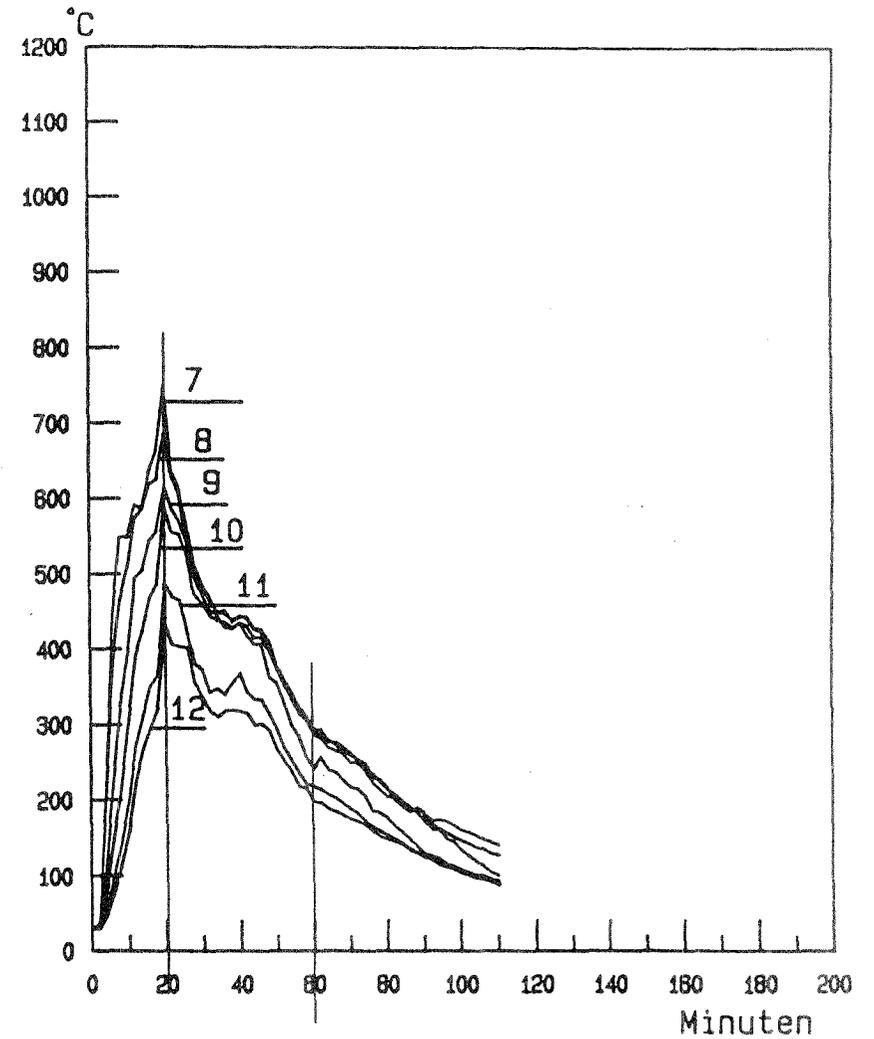
## **Versuch 3.2.3.b**

**265 kg Kanthölzer 40 x 40 mm**

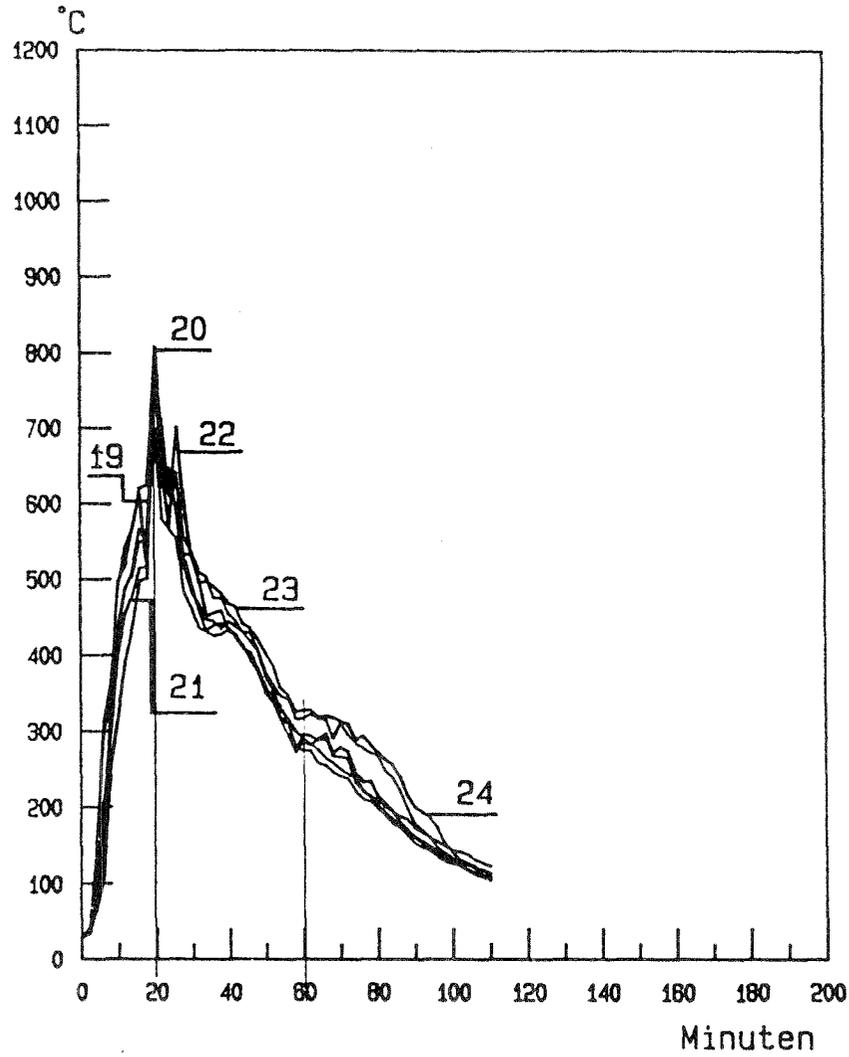
Anhang 3.2.1



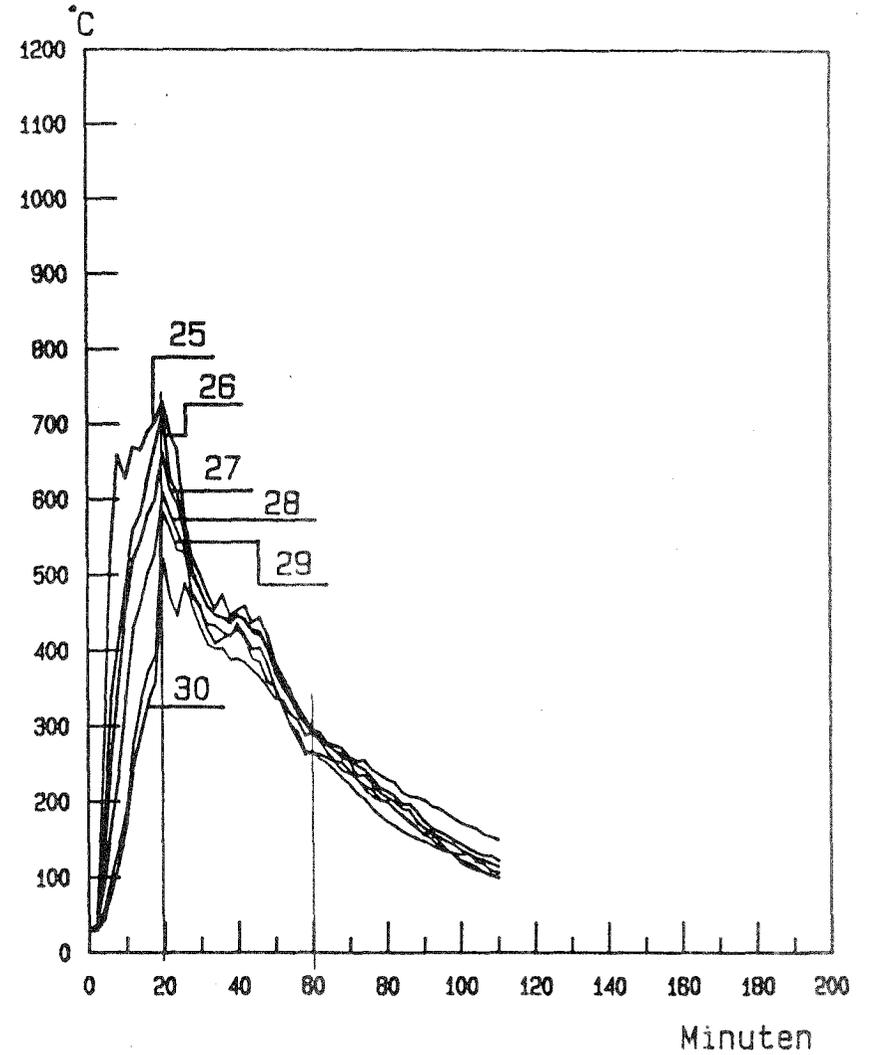
Temperaturverlauf in der Thermosäule "A"  
(Mess-Stellen 13 bis 18)



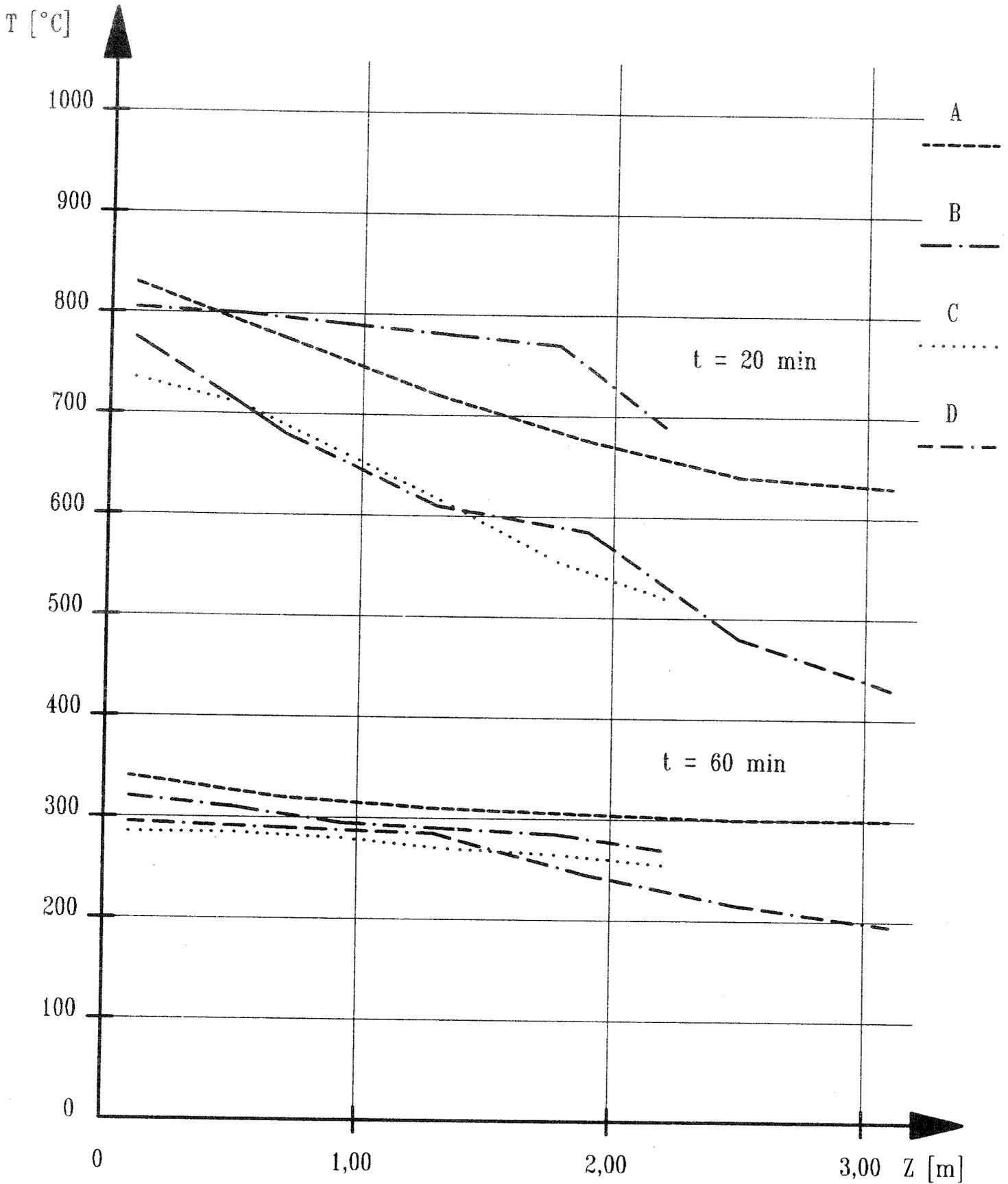
Temperaturverlauf in der Thermosäule "D"



Temperaturverlauf in der Thermosäule "B"  
(Mess-Stellen 19 bis 24)

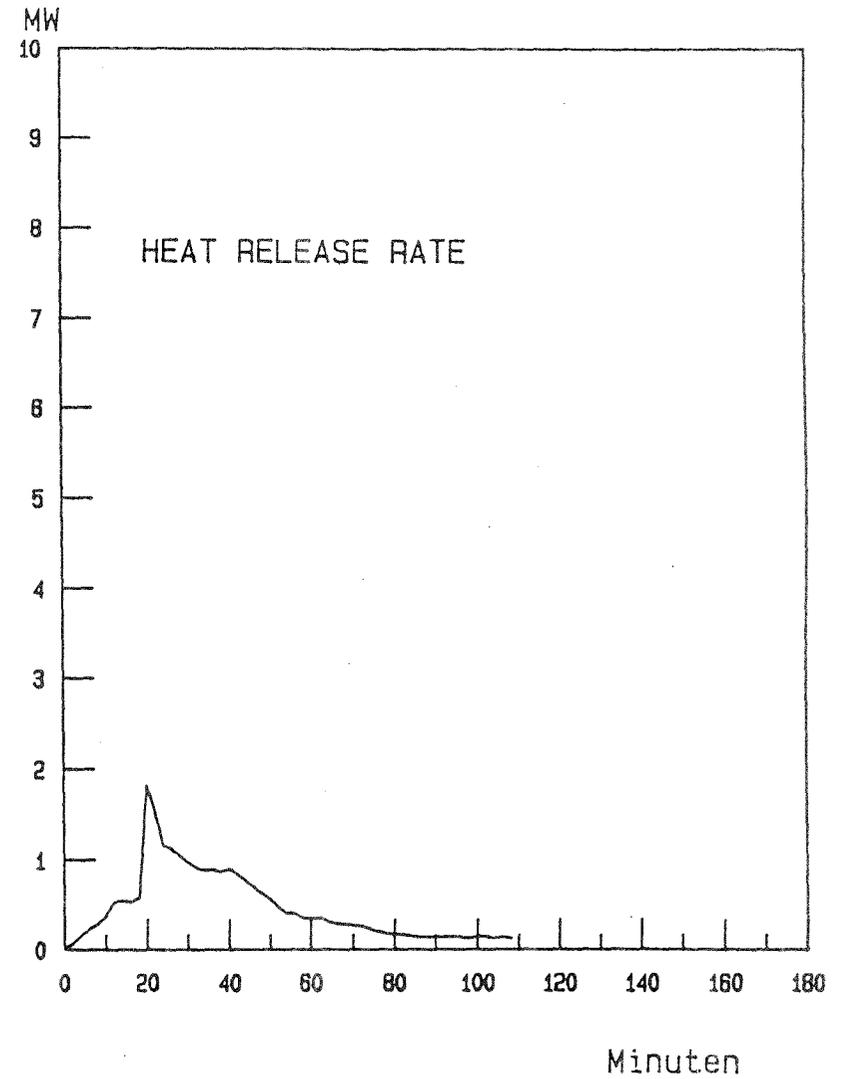
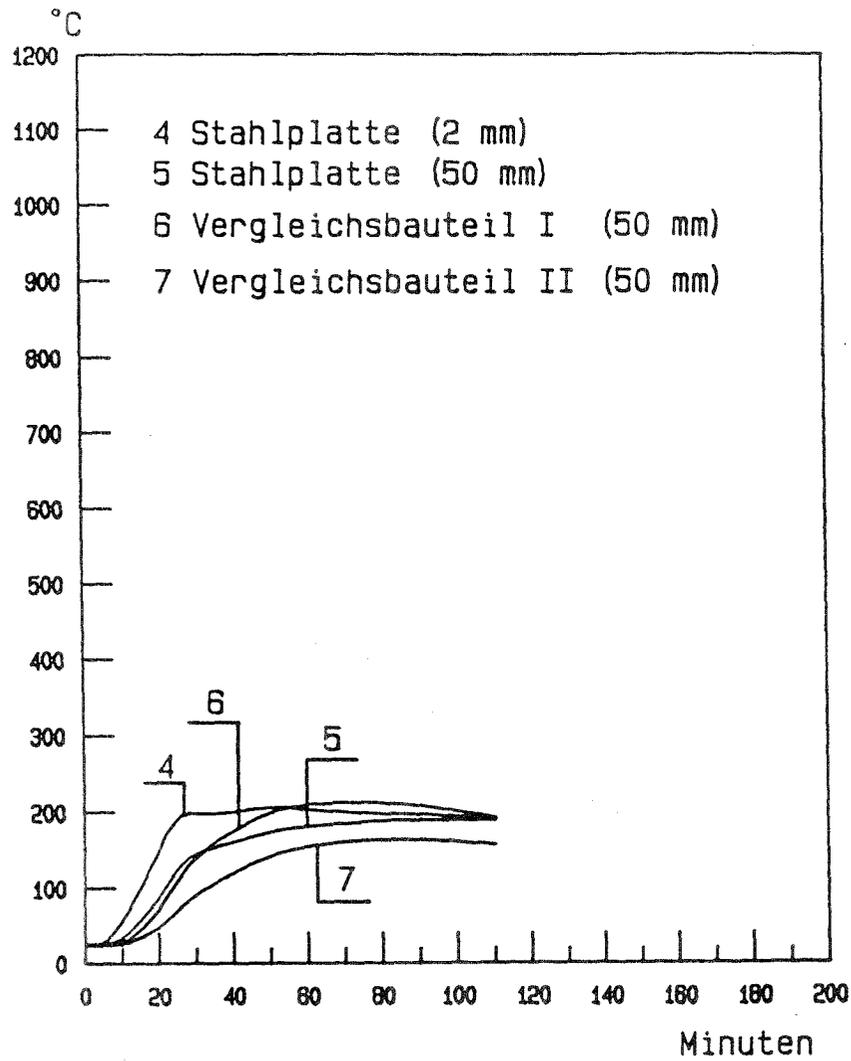


Temperaturverlauf in der Thermosäule "C"  
(Mess-Stellen 25 bis 30)



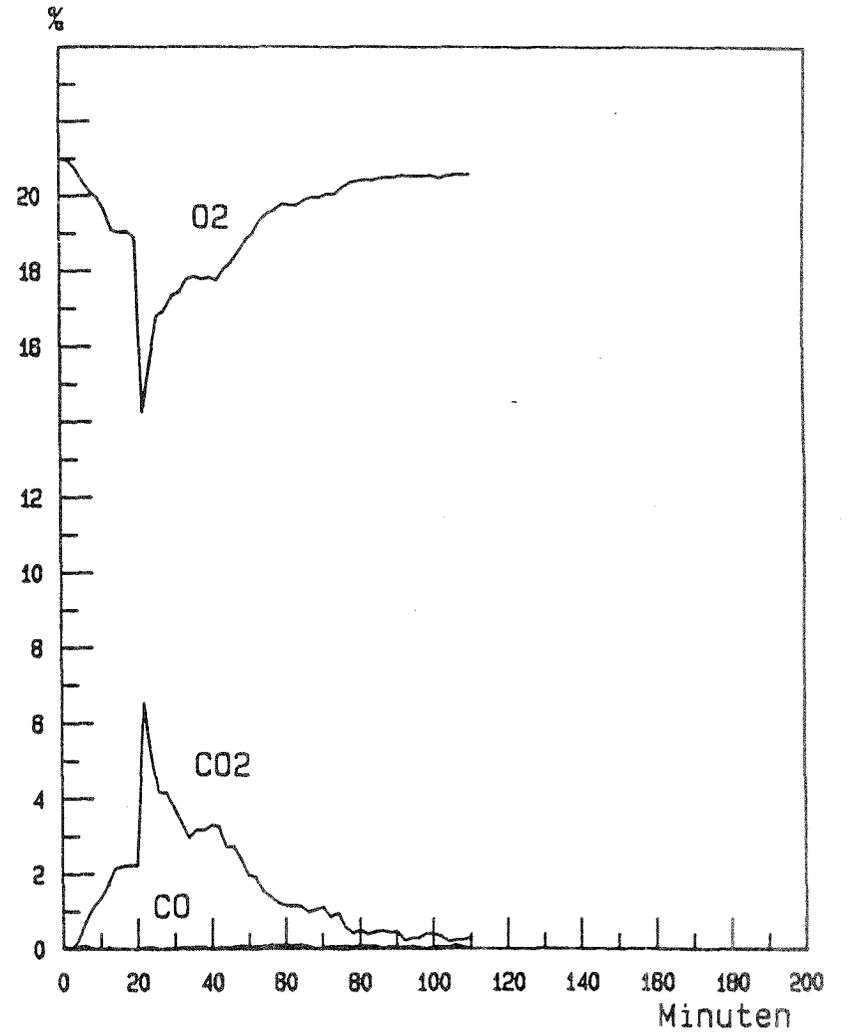
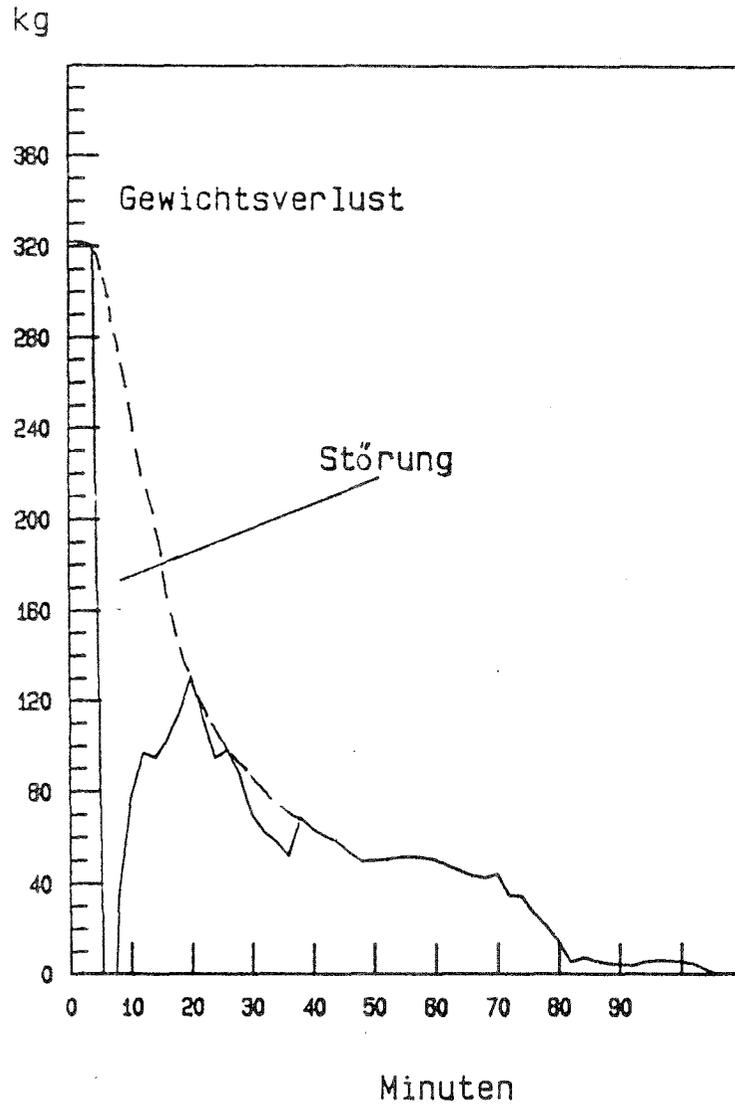
Temperaturverteilung über die Raumhöhe für  
den m - Faktorversuch 3.2.3.b

Anhang 3.2.4



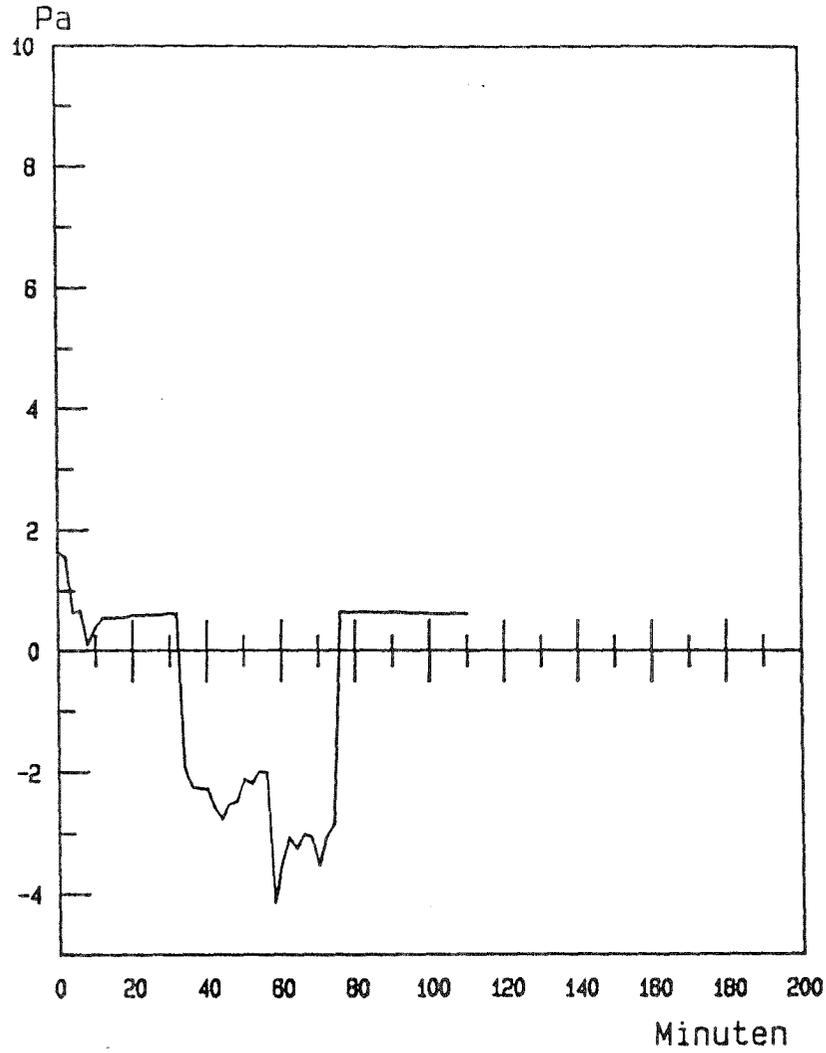
Temperaturverlauf in den Vergleichsbauteilen

Anhang 3.2.5

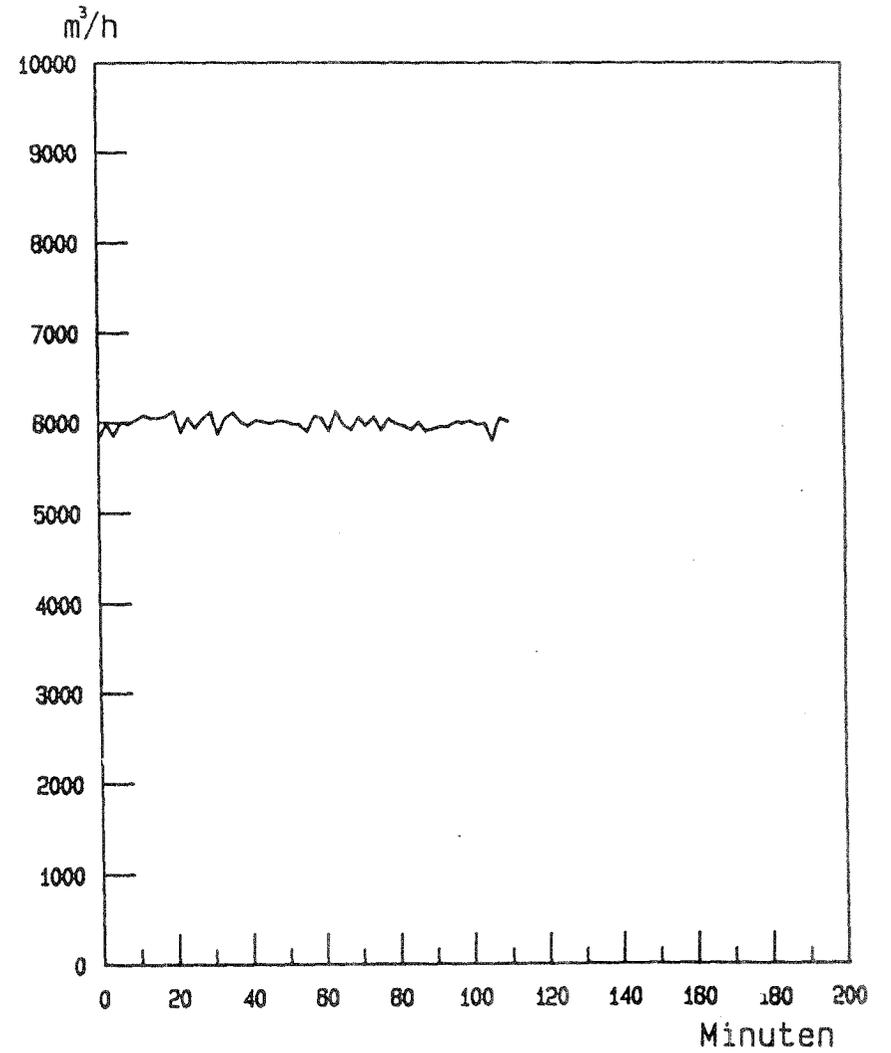


O2, CO und CO2

Anhang 3.2.6



Druckdifferenzverlauf im Brandraum

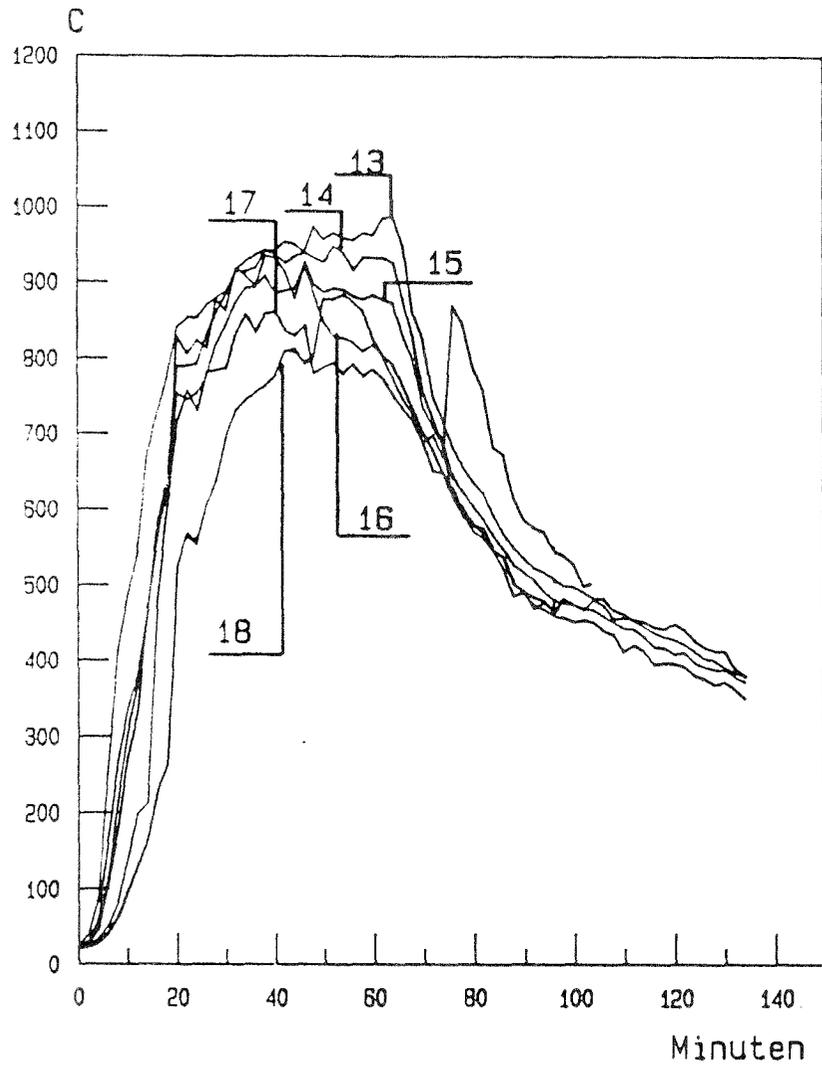


Zuluftrate

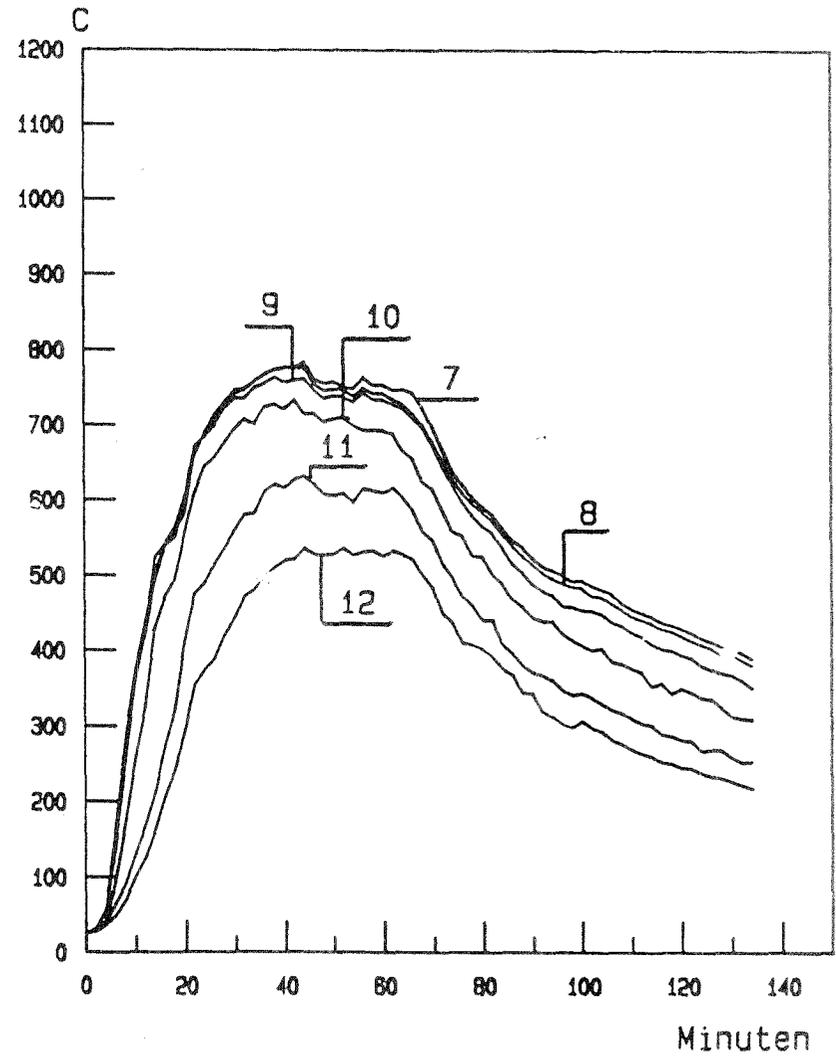
## **Versuch 3.2.6**

**830 kg Kanthölzer 40 x 40 mm**

Anhang 3.3.1

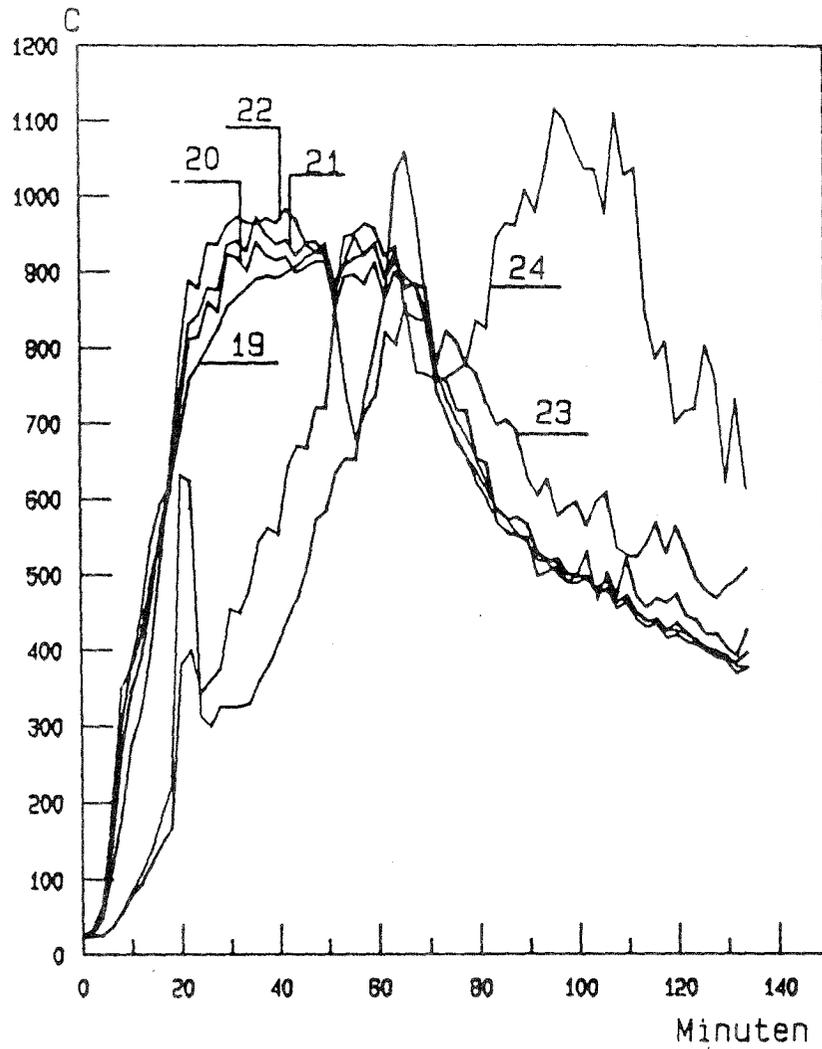


Temperaturverlauf in der Thermosaule "A"  
(Mess-Stellen 13 bis 18)

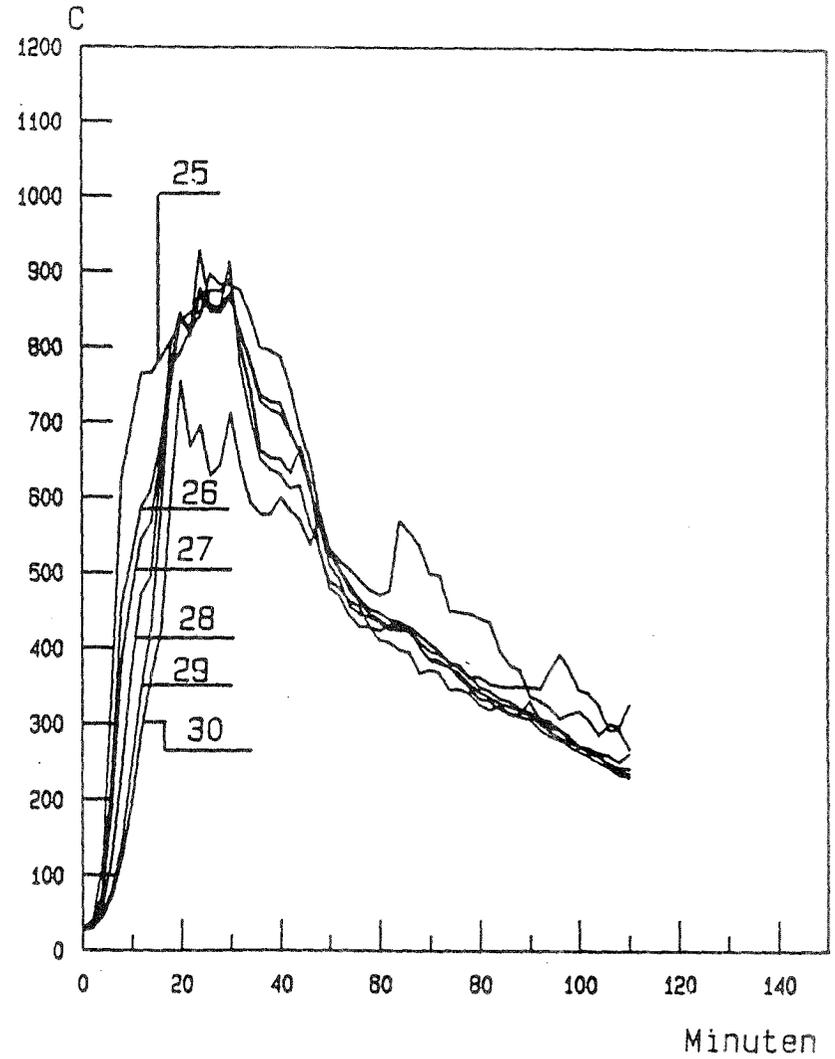


Temperaturverlauf in der Thermosaule "D"

Anhang 3.3.2

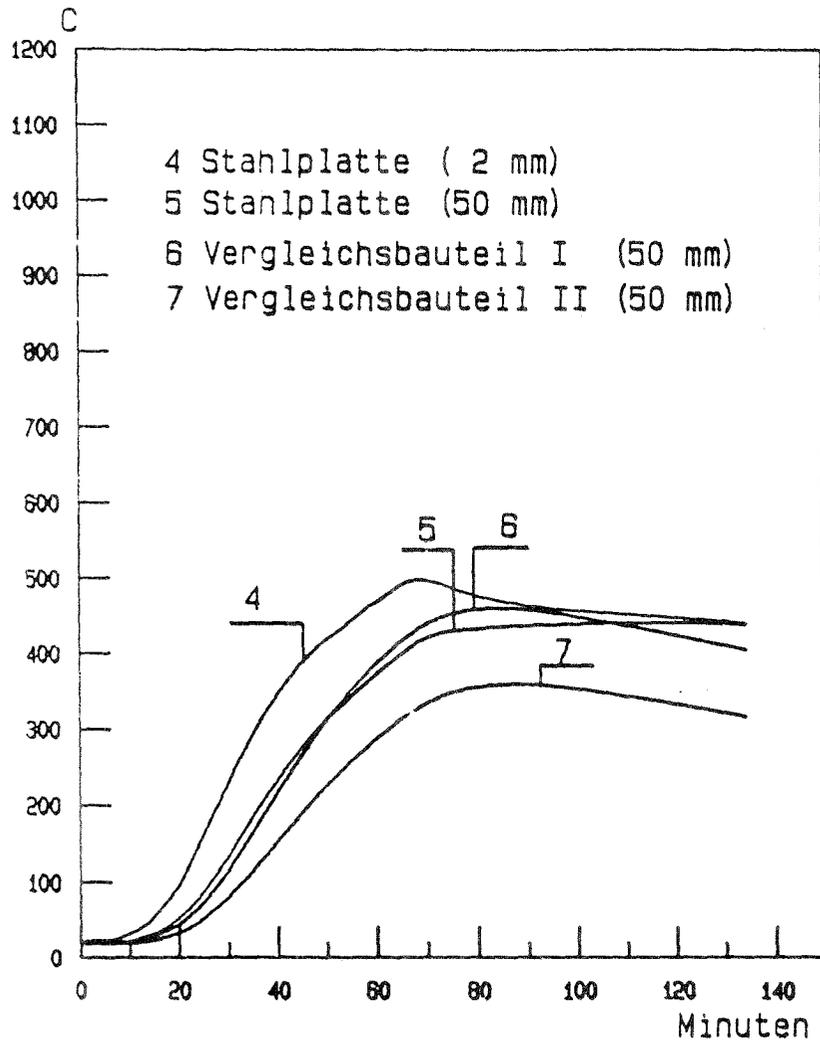


Temperaturverlauf in der Thermosaule "B"  
(Mess-Stellen 19 bis 24)

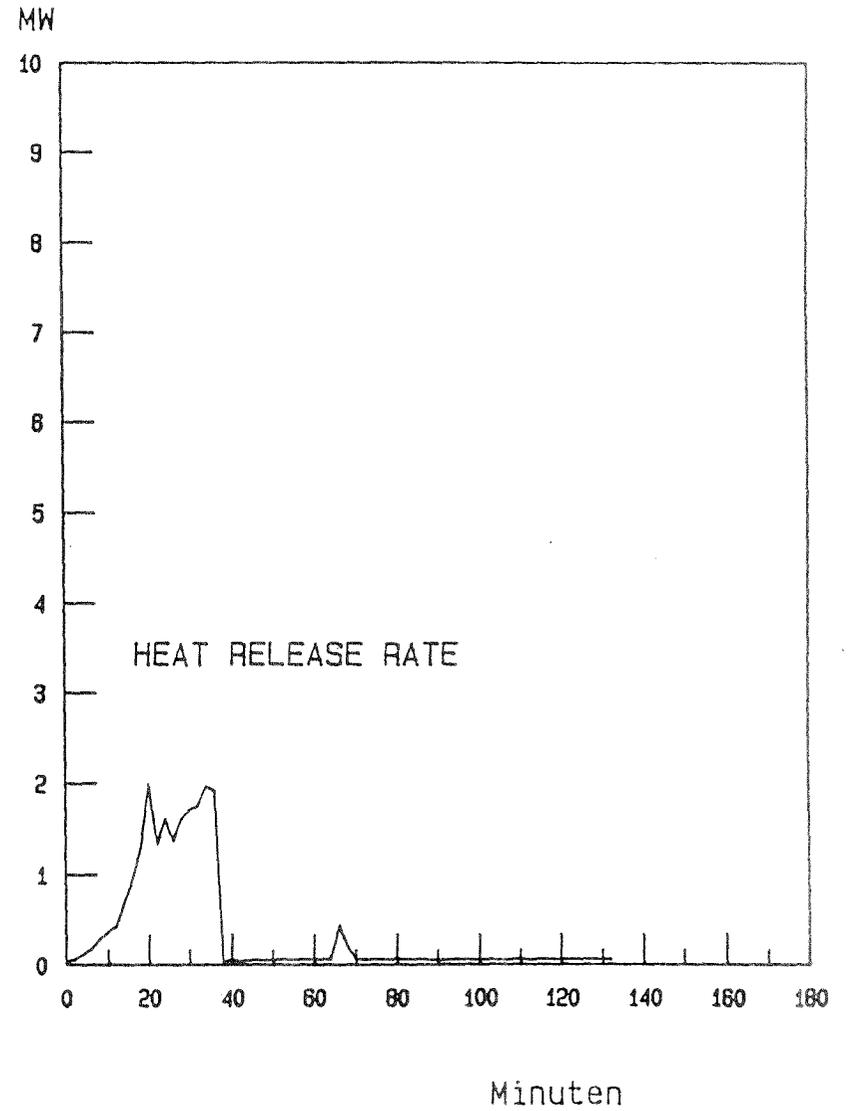


Temperaturverlauf in der Thermosaule "C"  
(Mess-Stellen 25 bis 30)

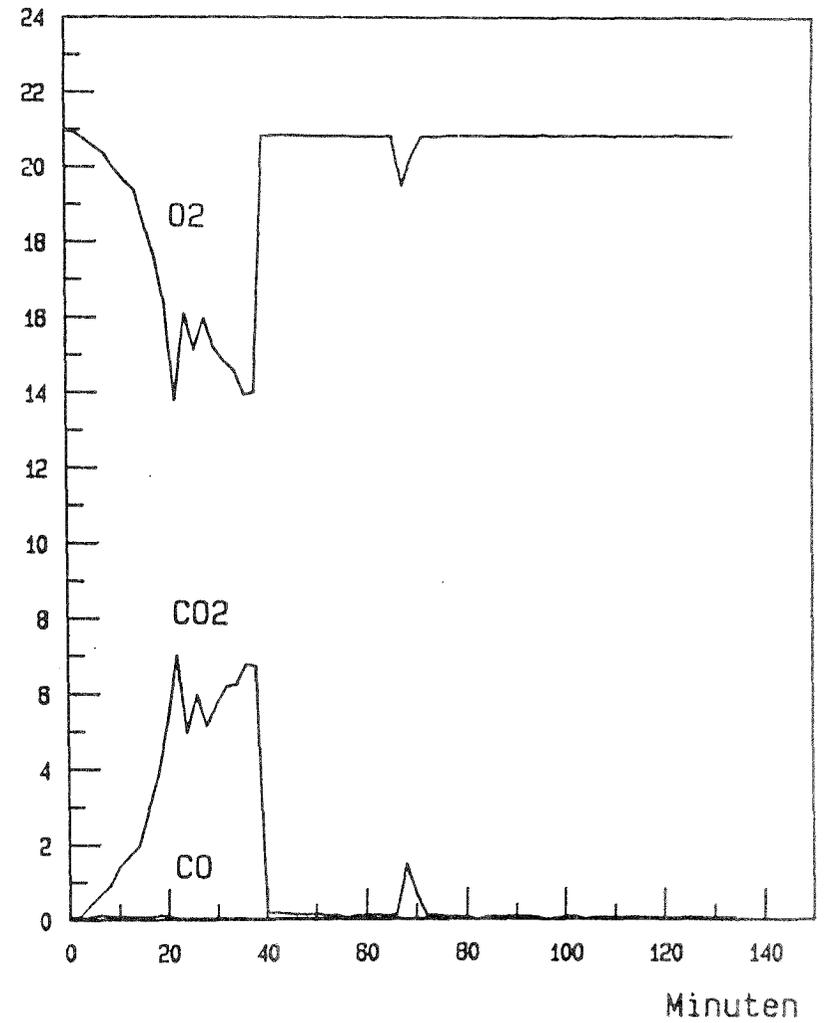
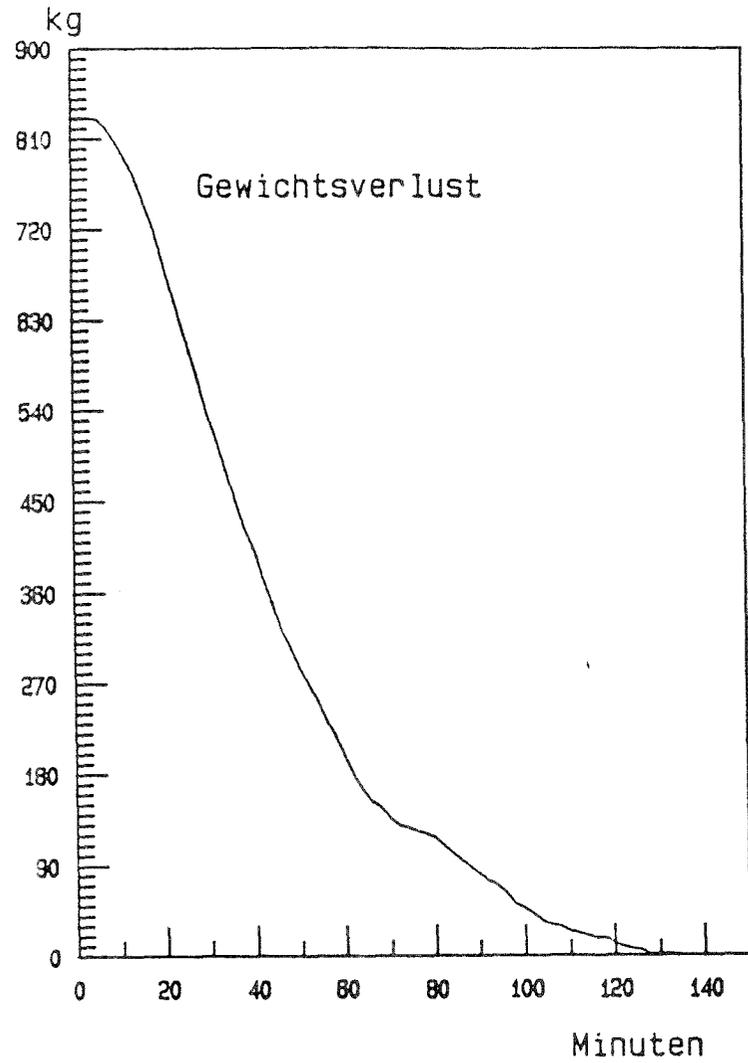
Anhang 3.3.3



Temperaturverlauf in den Vergleichsbaueteilen

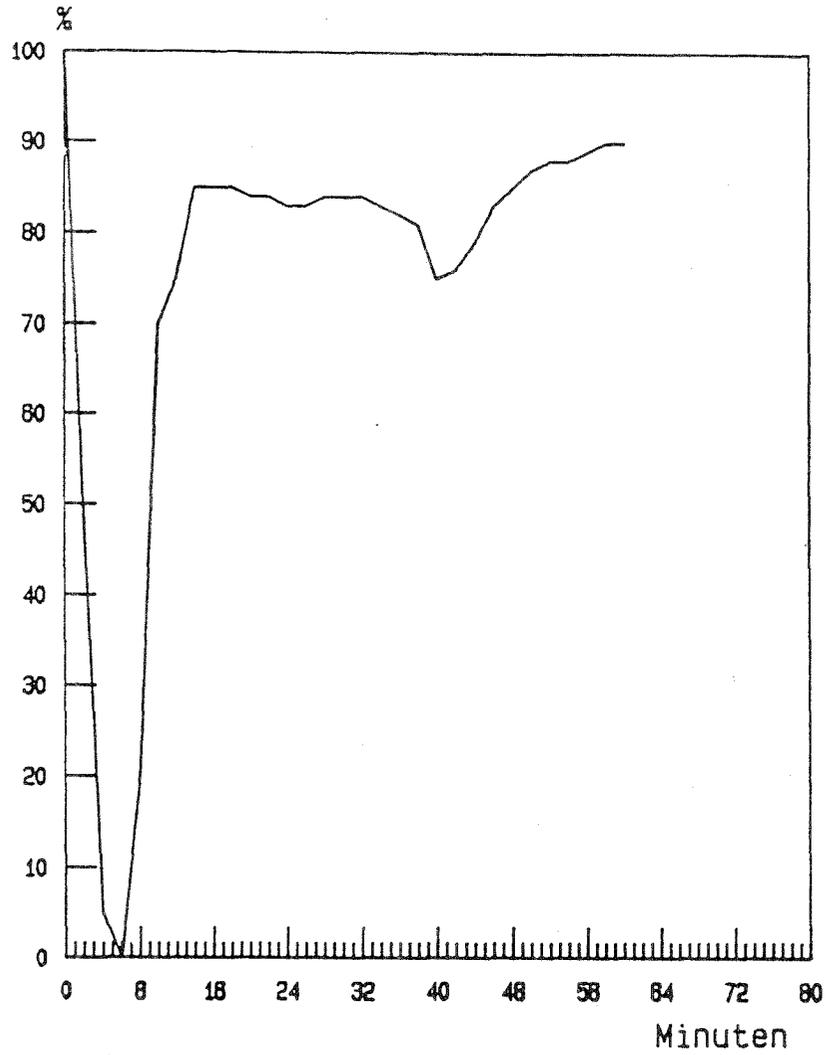


Anhang 3.3.4

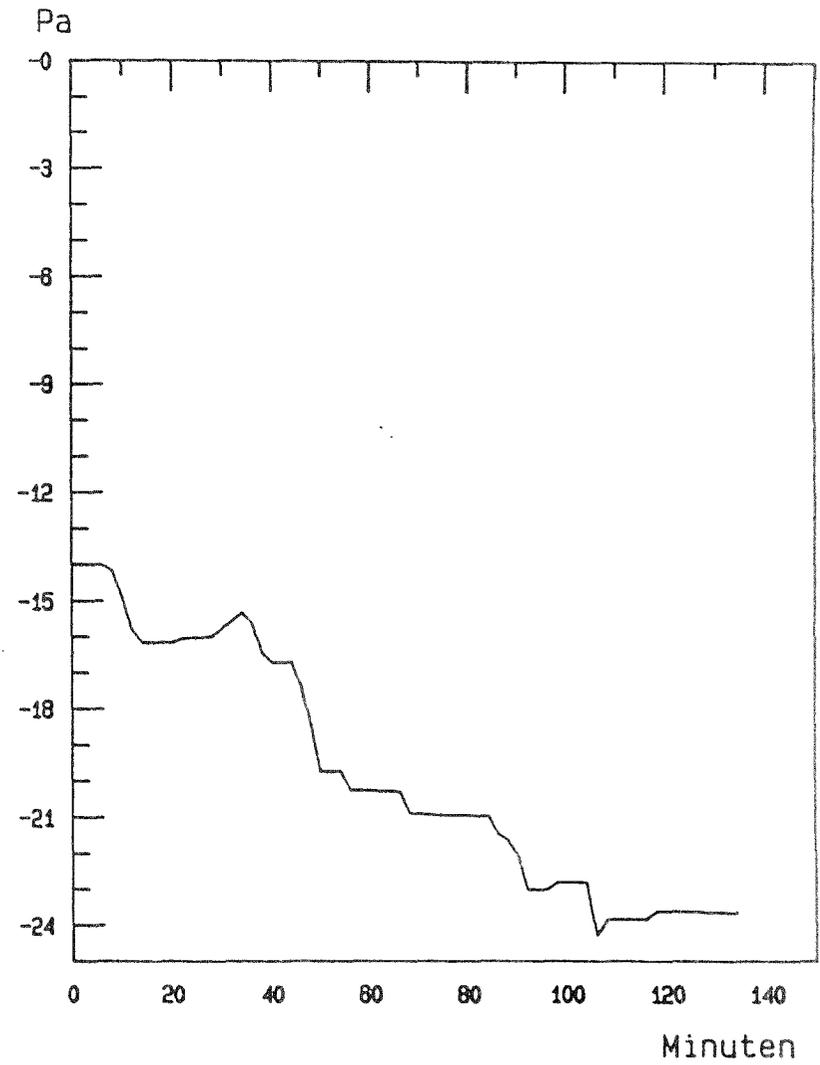


O2, CO2 und CO

Anhang 3.3.5



relative Durchlassigkeit

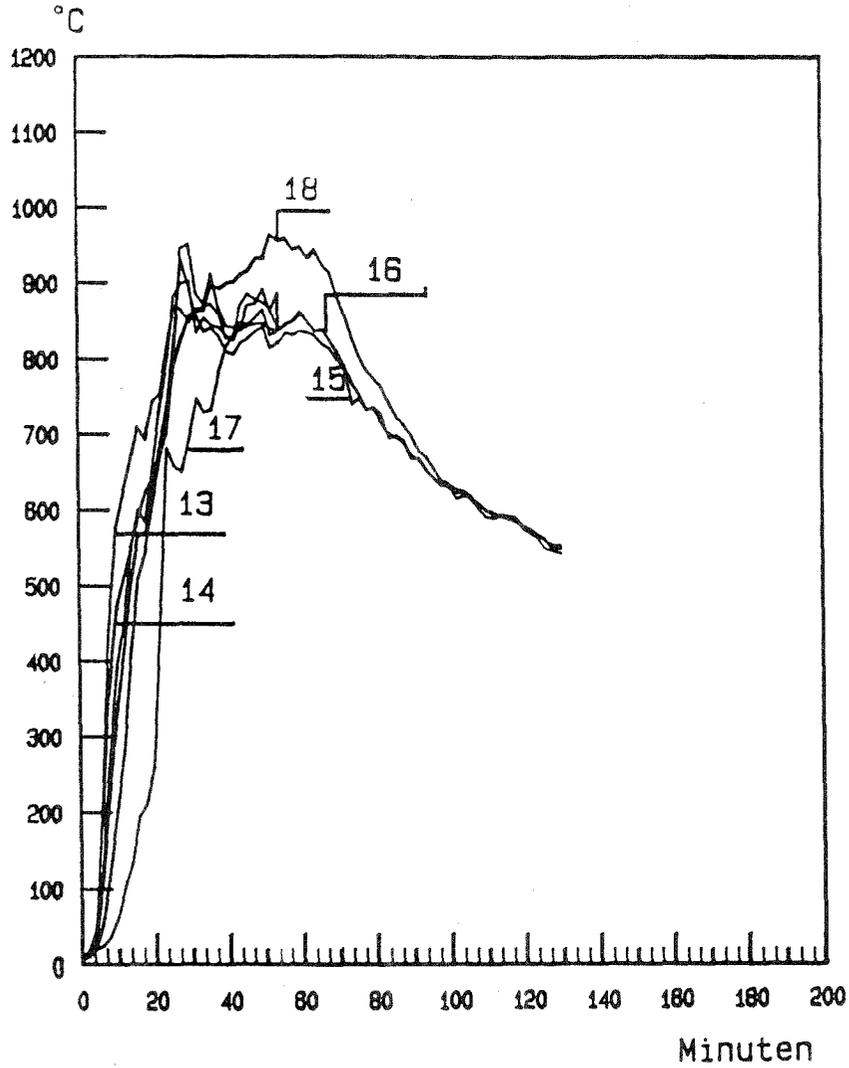


Druckdifferenzverlauf im Brandraum

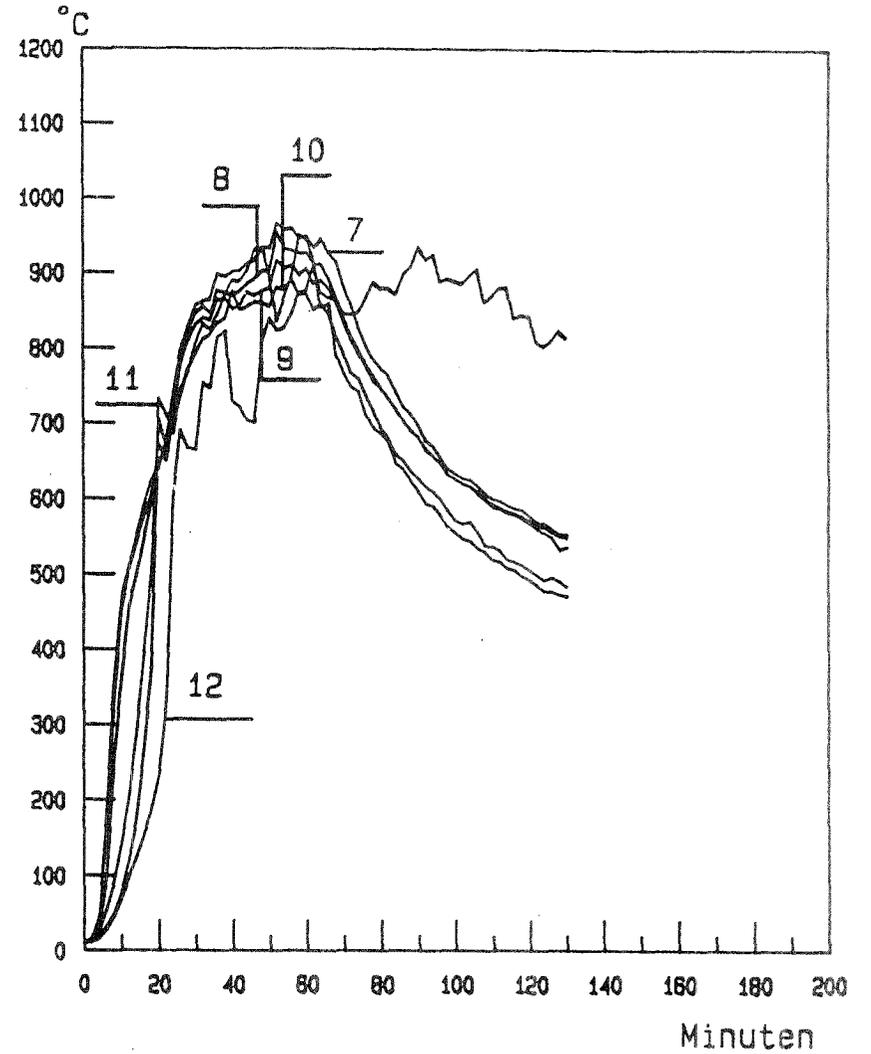
## **Versuch 3.2.8**

**1553 kg Kanthölzer 40 x 40 mm**

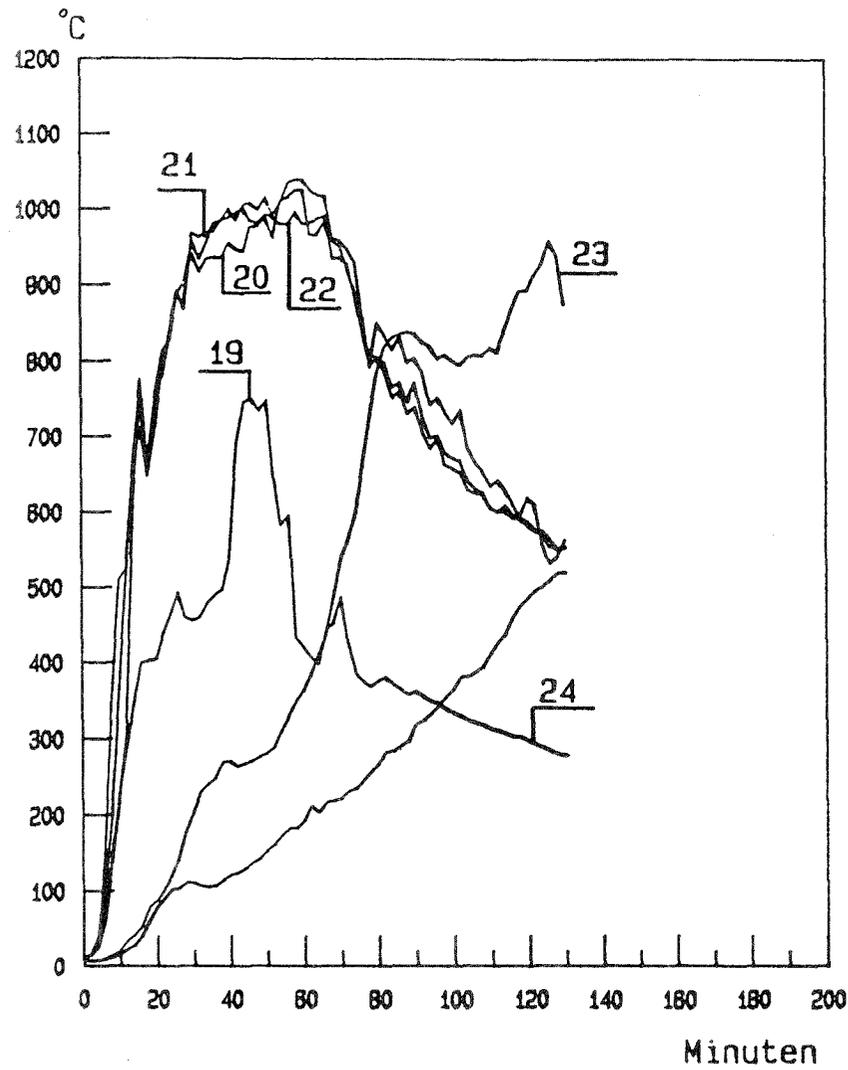
Anhang 3.4.1



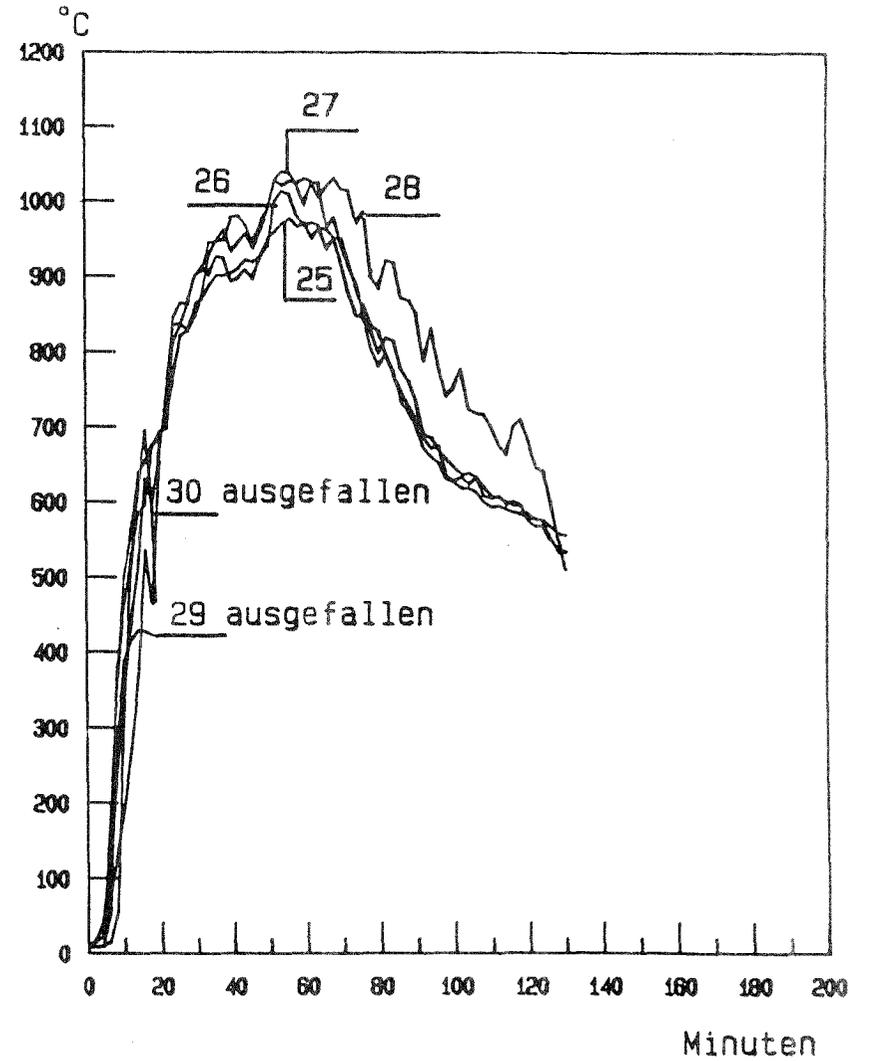
Temperaturverlauf in der Thermosäule "A"  
(Mess-Stellen 13 bis 18)



Temperaturverlauf in der Thermosäule "D"

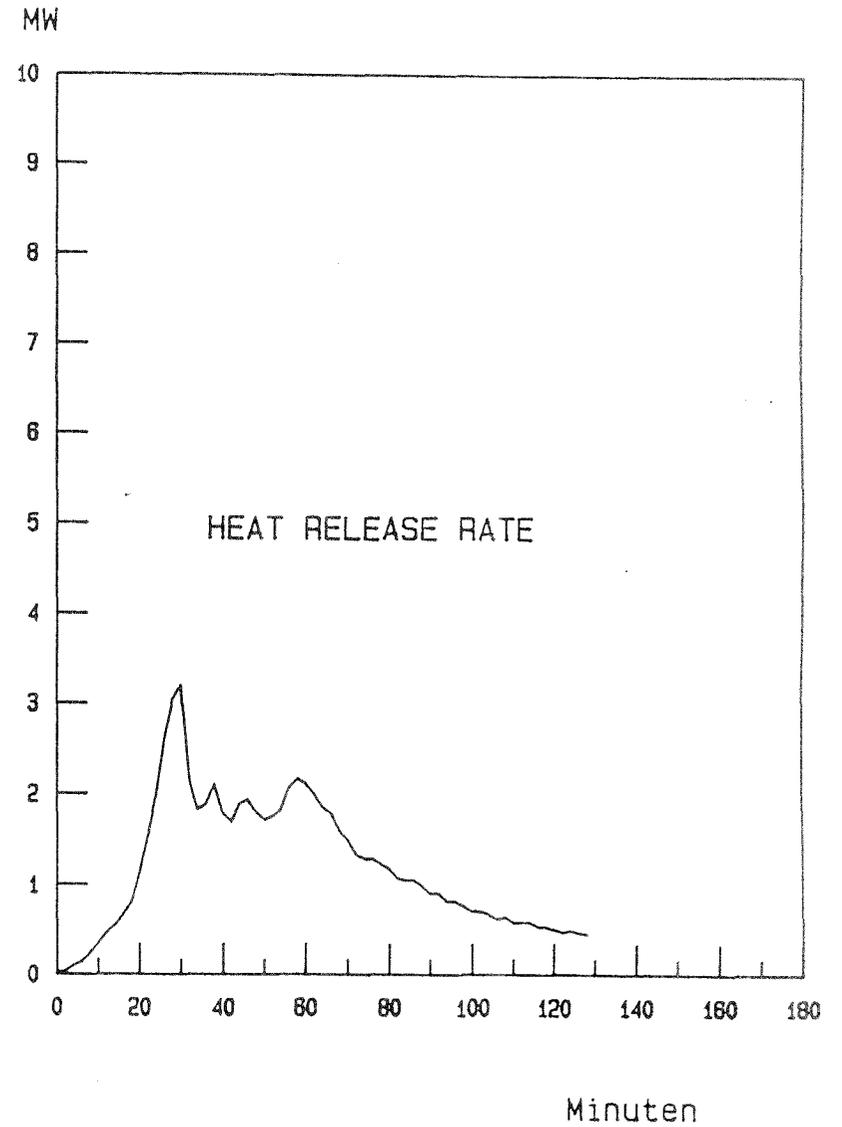
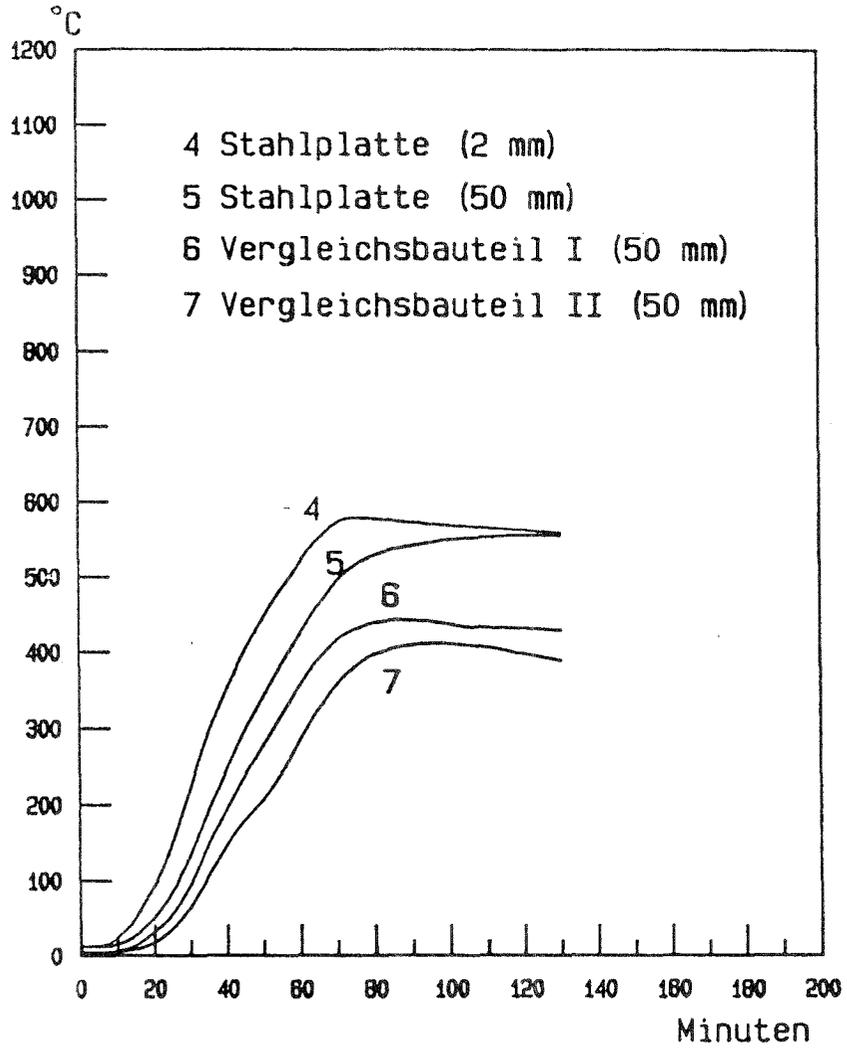


Temperaturverlauf in der Thermosäule "B"  
(Mess-Stellen 19 bis 24)



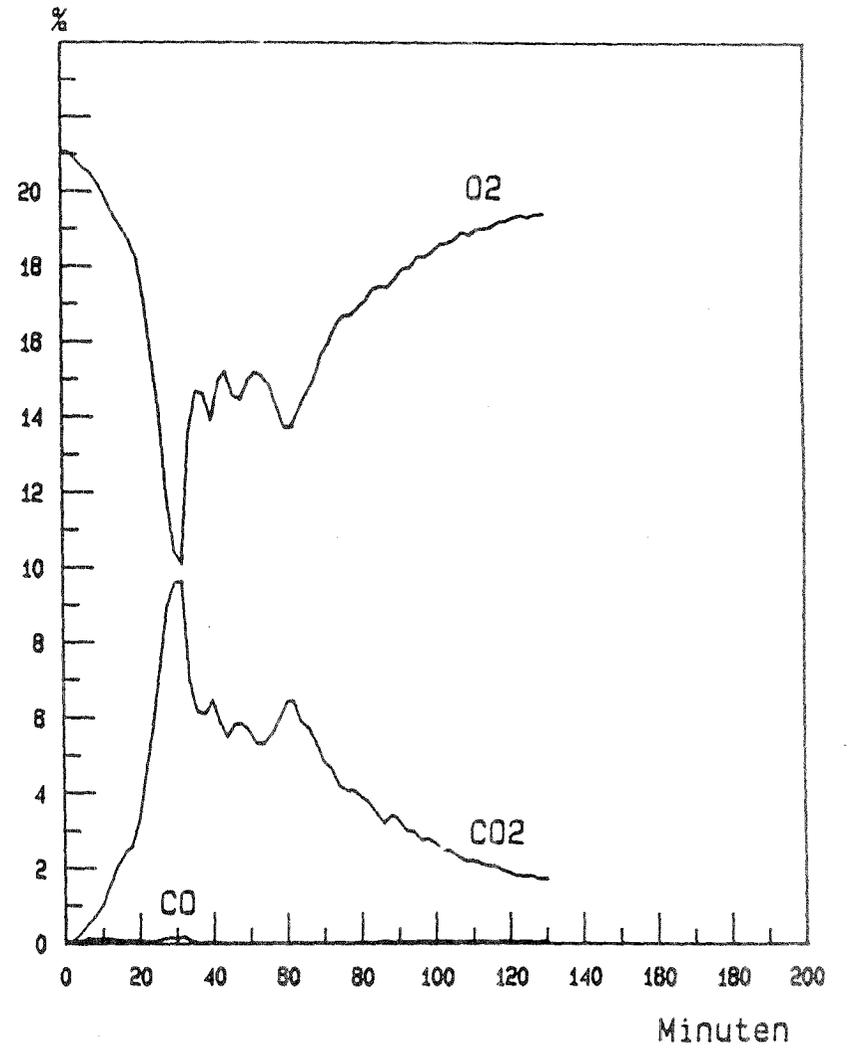
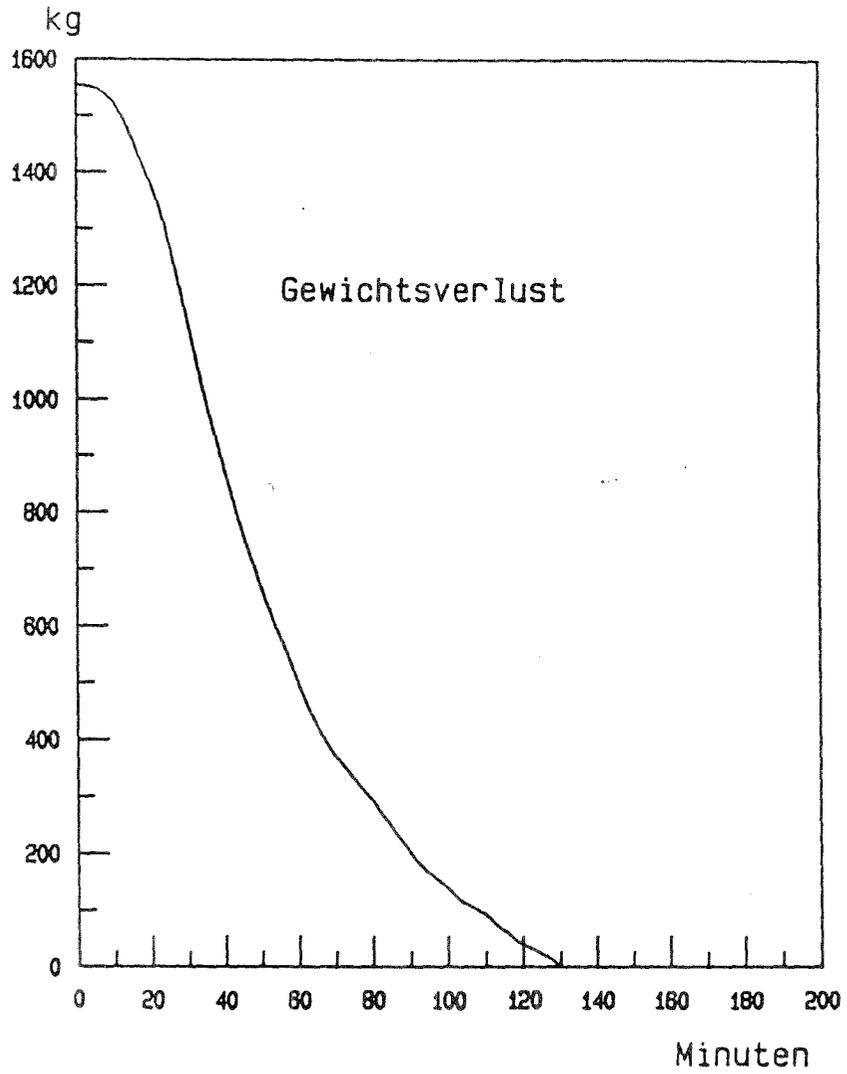
Temperaturverlauf in der Thermosäule "C"  
(Mess-Stellen 25-30)

Anhang 3.4.3



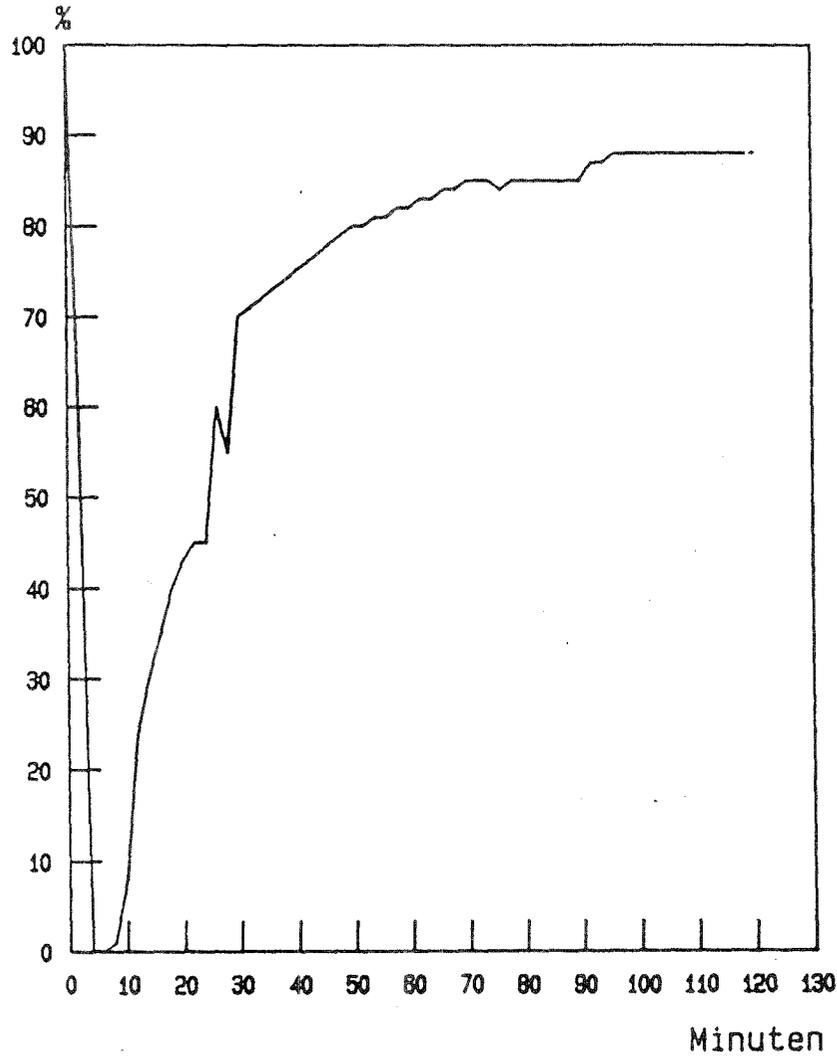
Temperaturverlauf in den Vergleichsbauteilen

Anhang 3.4.4

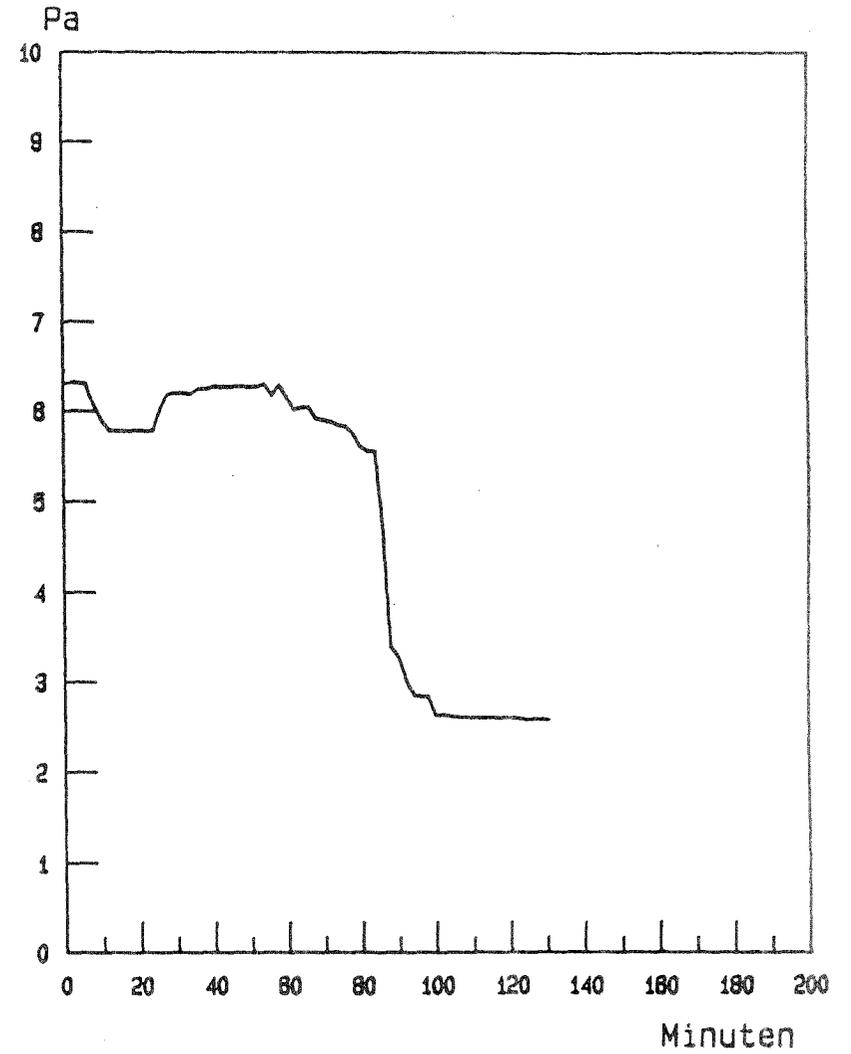


O2, CO2 und CO

Anhang 3.4.5



relative Durchlassigkeit

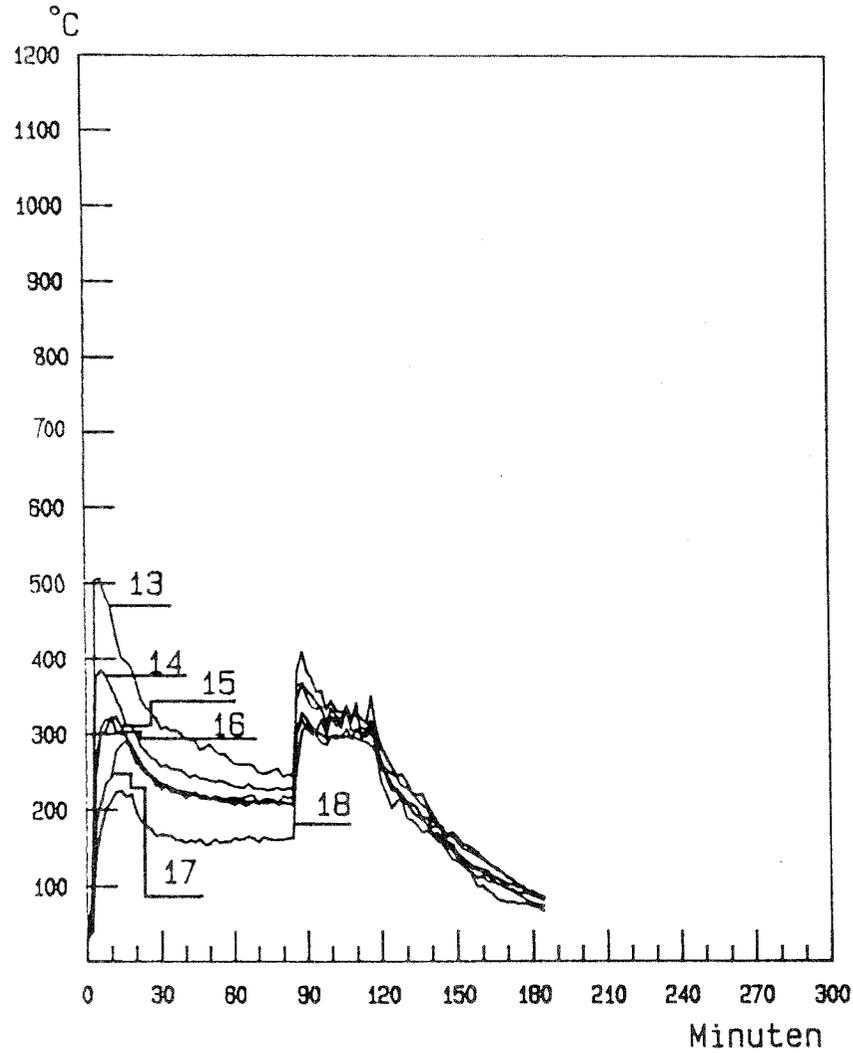


Druckdifferenzverlauf im Brandraum

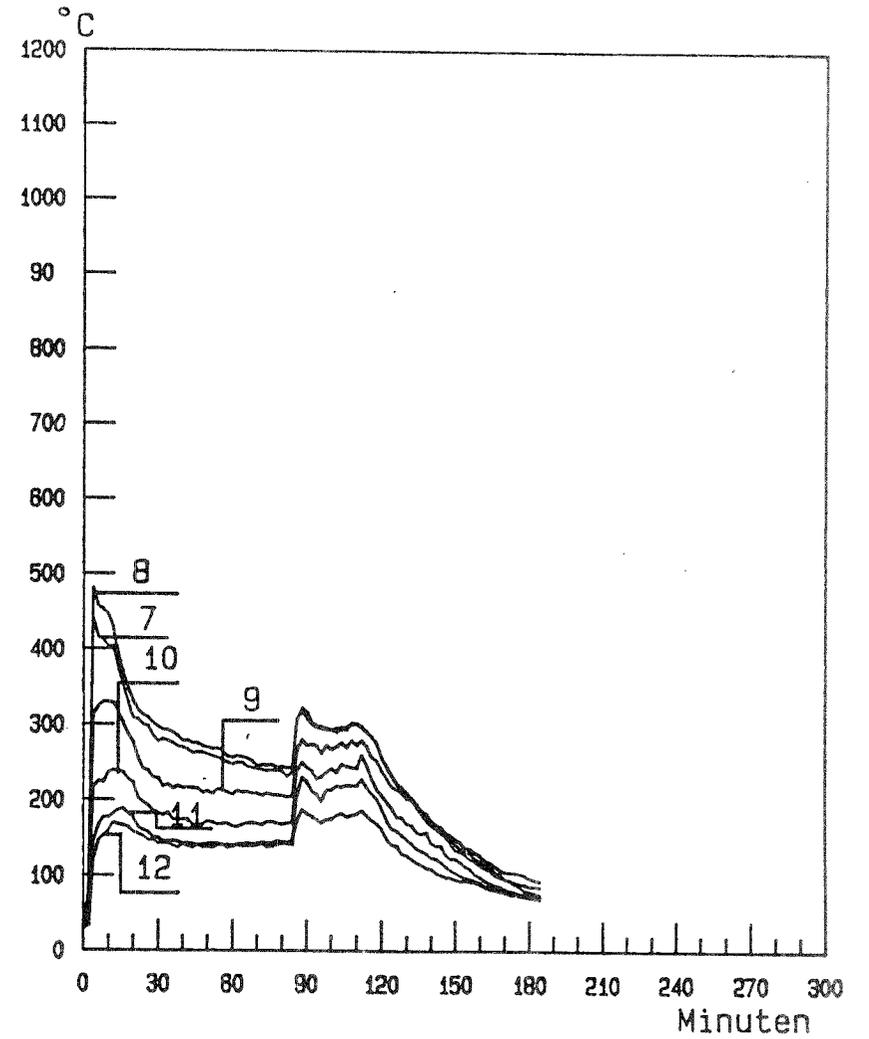
## **Versuch 4.1.2**

**291 kg Kanthölzer 200 x 200 mm**

Anhang 3.5.1

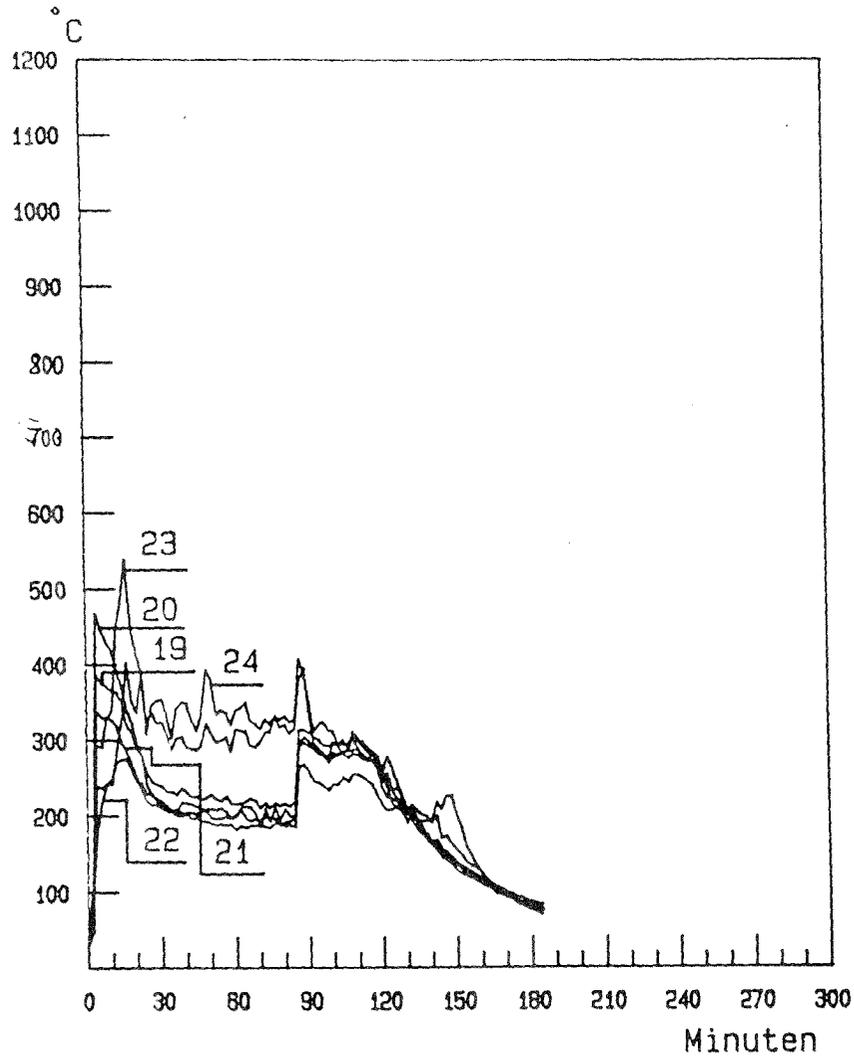


Temperaturverlauf in der Thermosäule "A"  
(Mess-Stellen 13 bis 18)

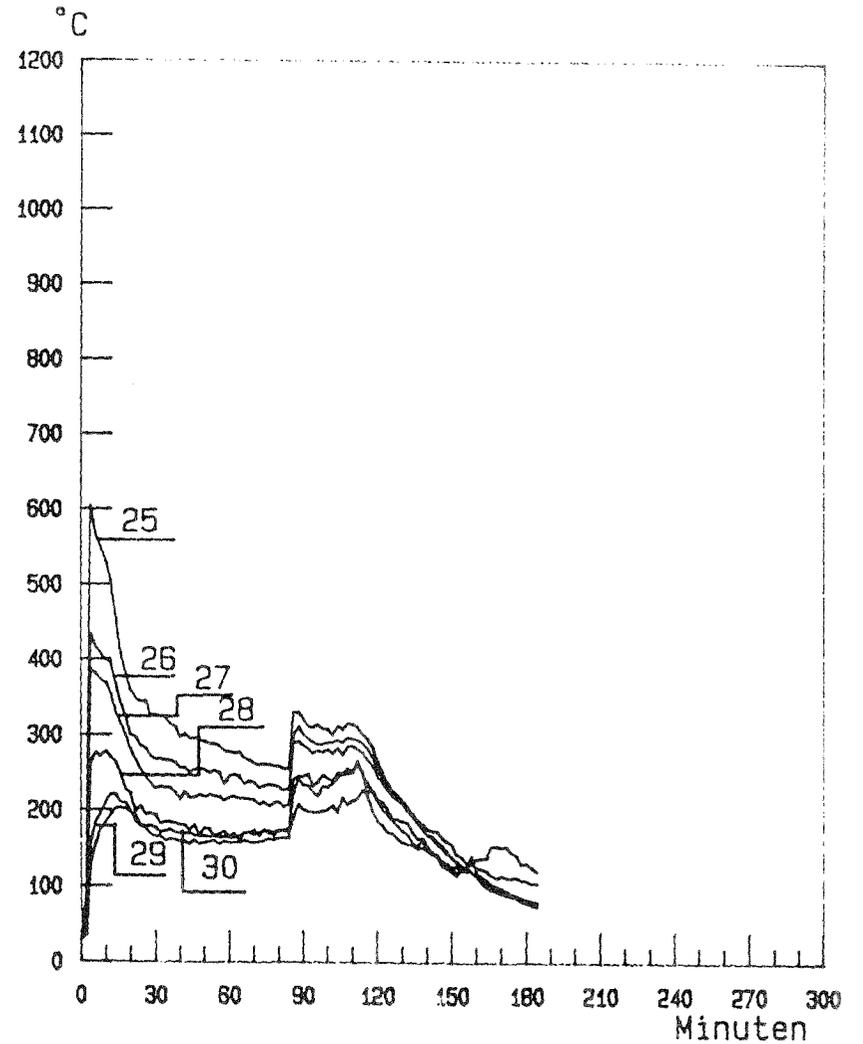


Temperaturverlauf in der Thermosäule "D"

Anhang 3.5.2

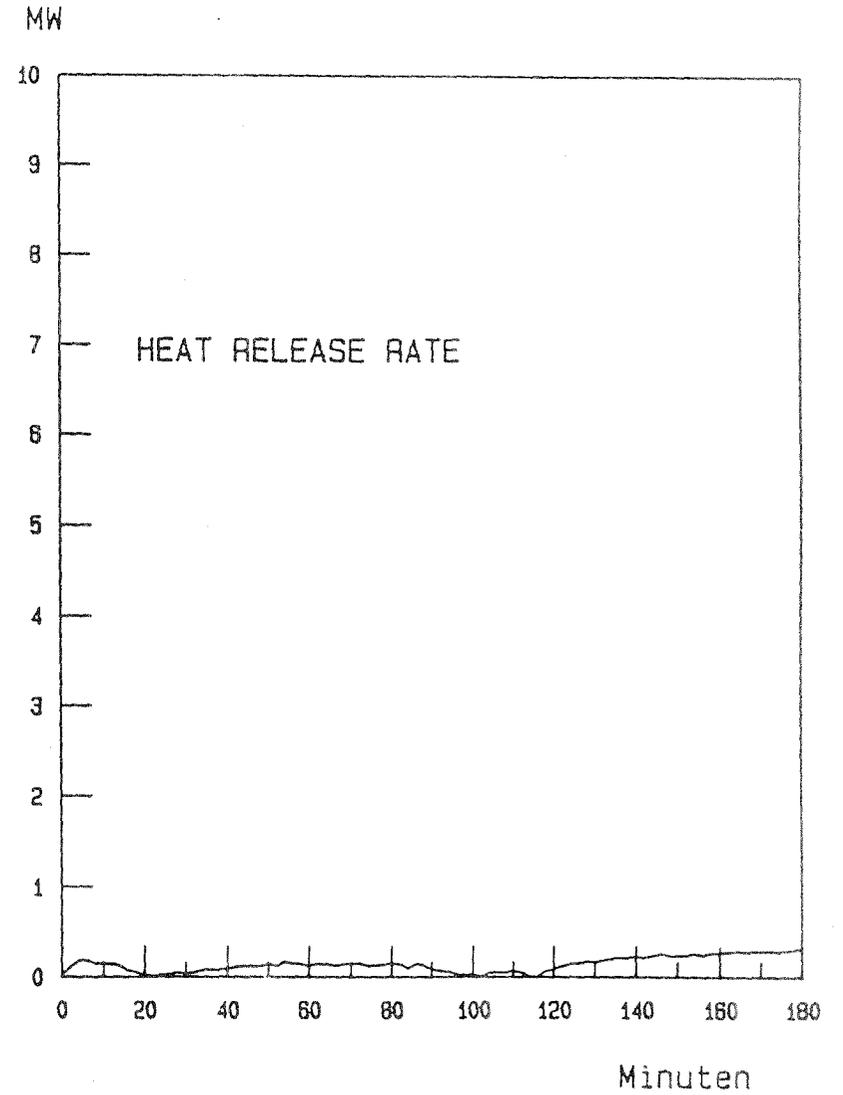
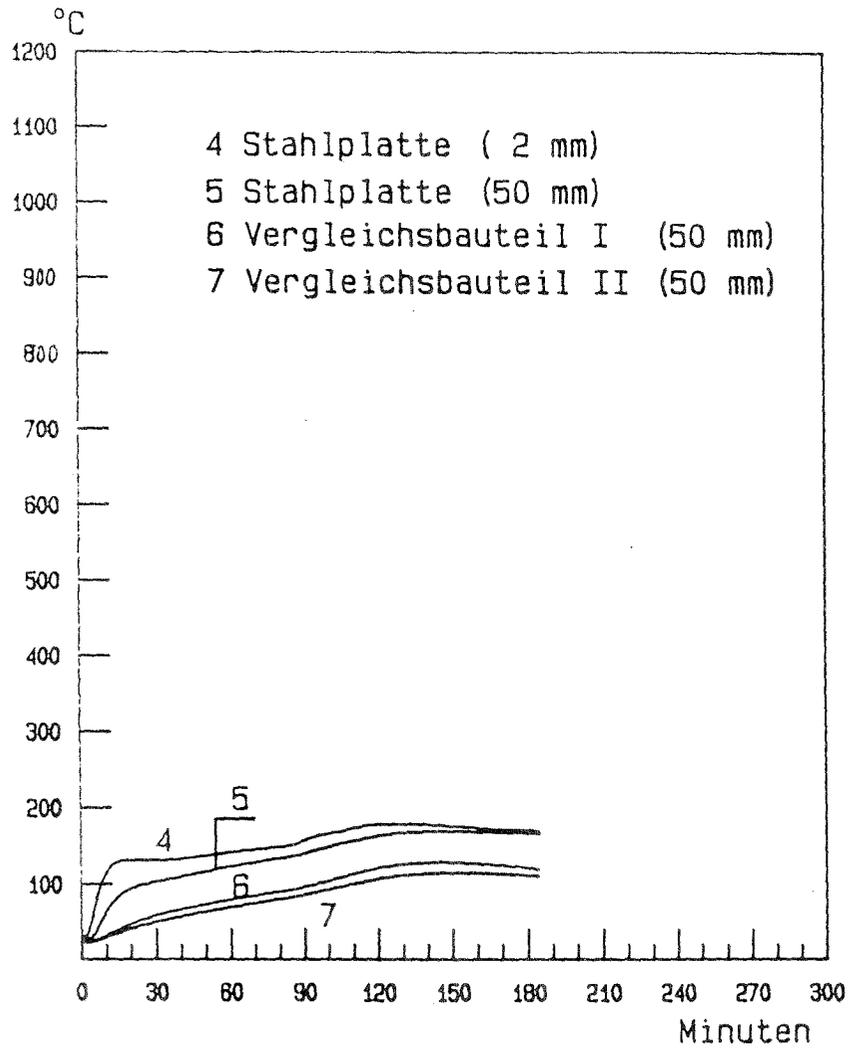


Temperaturverlauf in der Thermosäule "B"  
(Mess-Stellen 19 bis 24)



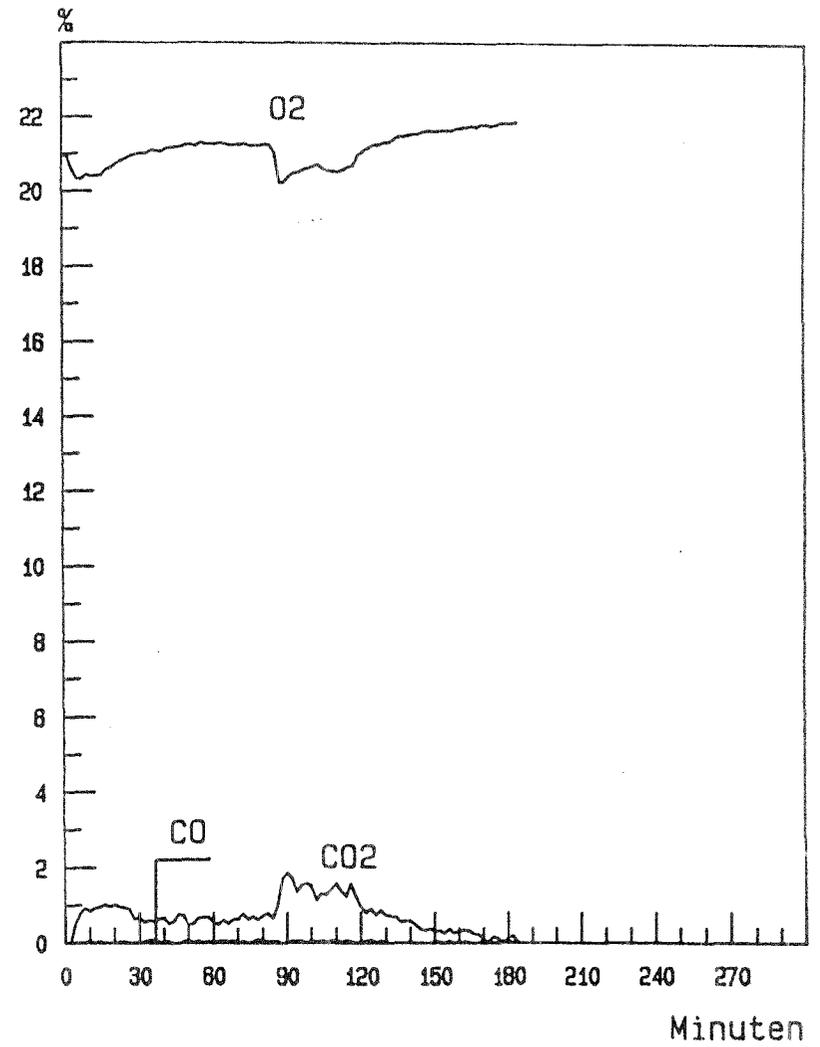
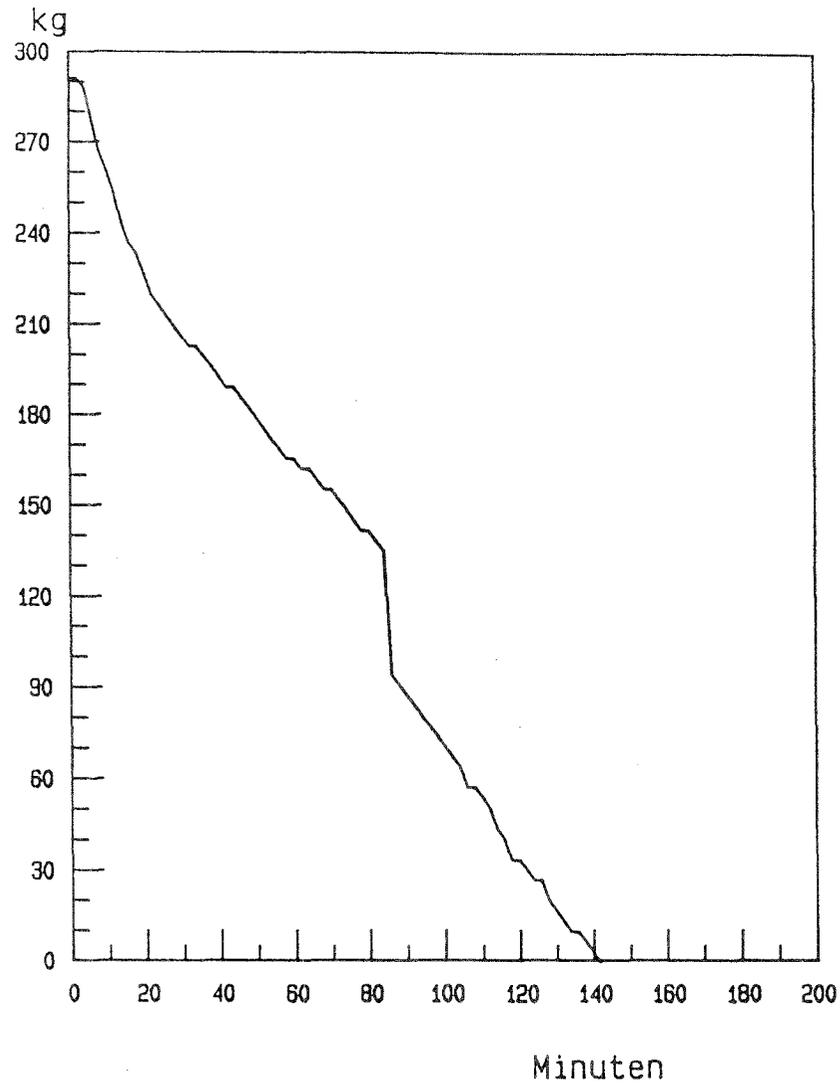
Temperaturverlauf in der Thermosäule "C"  
(Mess-Stellen 25 bis 30)

Anhang 3.5.3



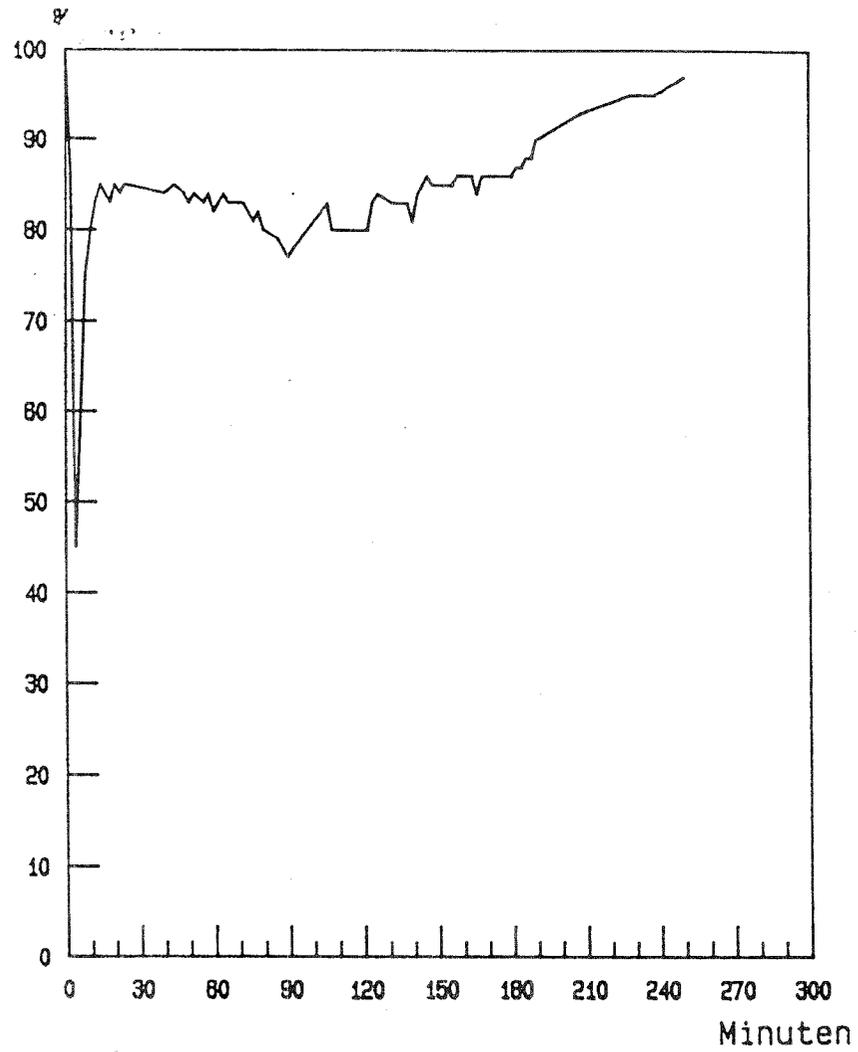
Temperaturverlauf in den Vergleichsbauteilen

Anhang 3.5.4

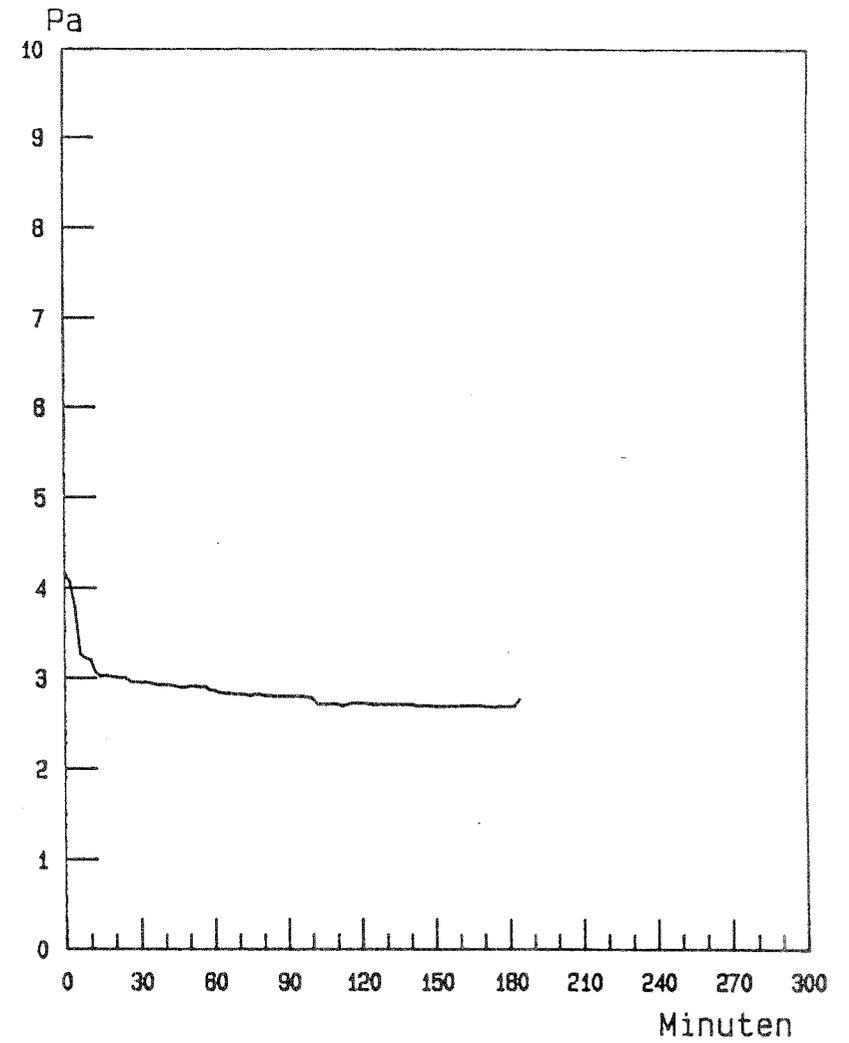


O<sub>2</sub>, CO<sub>2</sub> und CO

Anhang 3.5.5



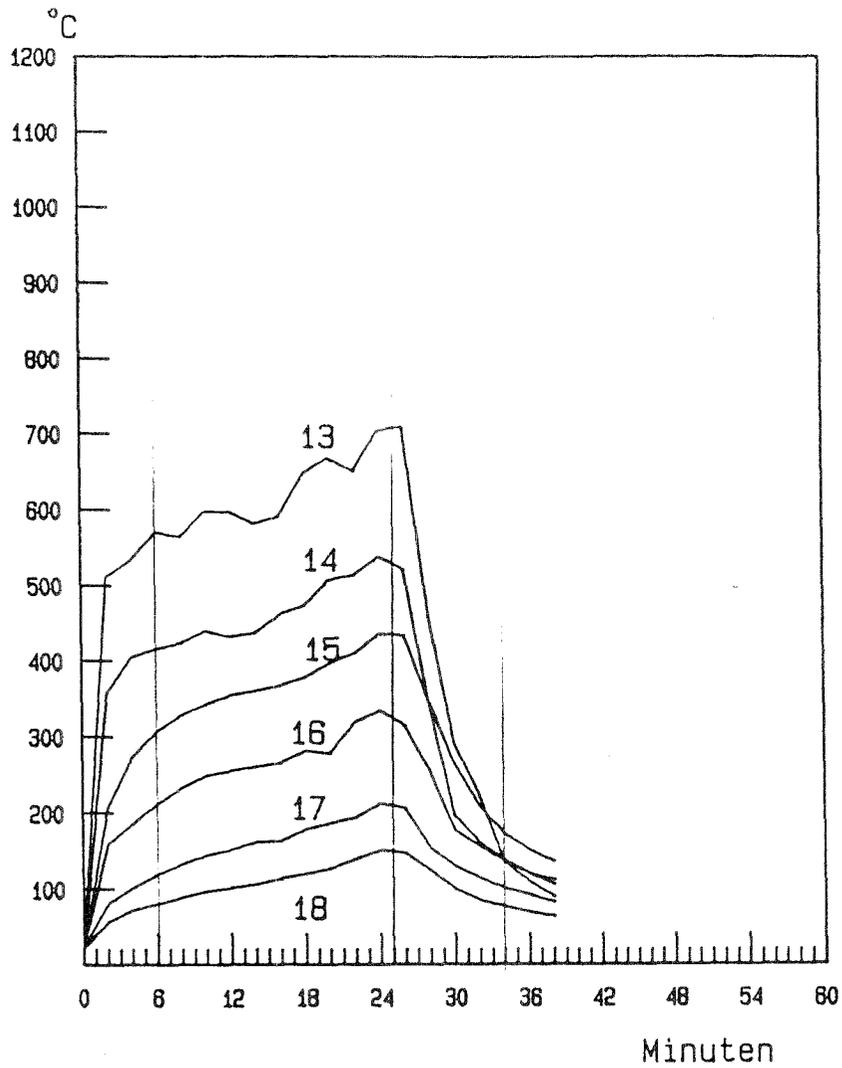
relative Durchlassigkeit



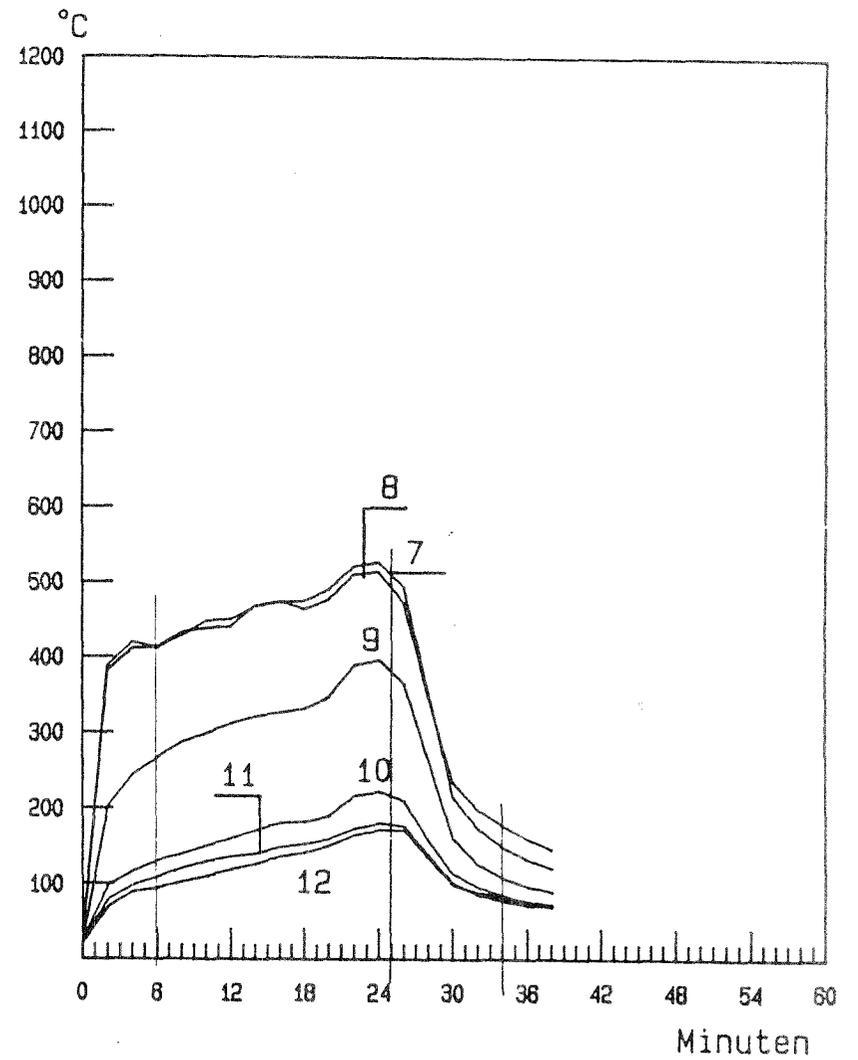
Druckdifferenzverlauf im Brandraum

## **Versuch 4.2.2**

**60 kg Isopropanol**

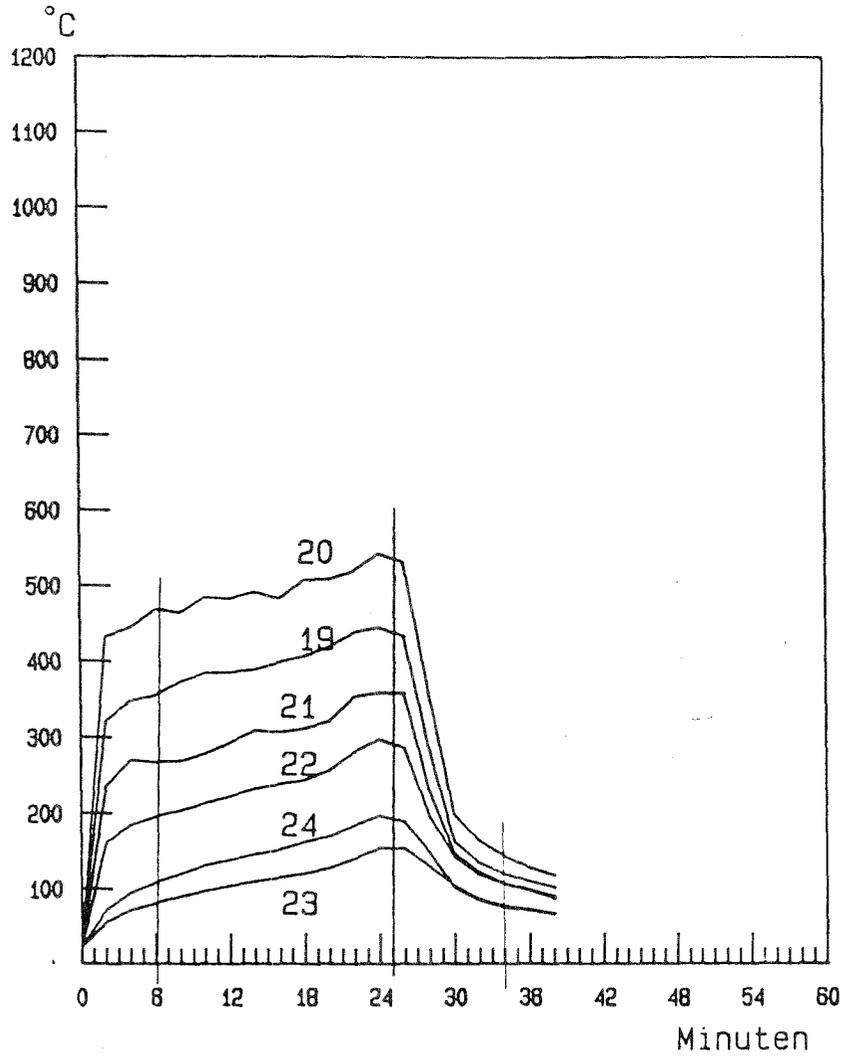


Temperaturverlauf in der Thermosäule "A"  
(Mess-Stellen 13 bis 18)

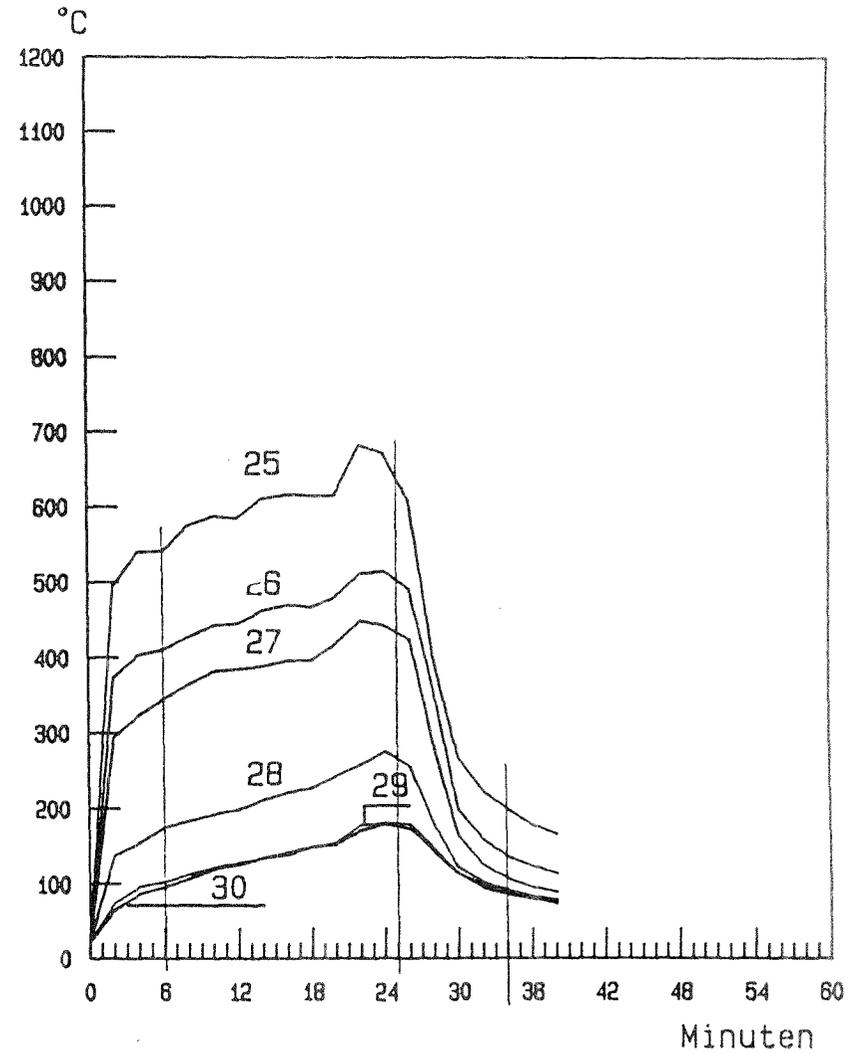


Temperaturverlauf in der Thermosäule "D"

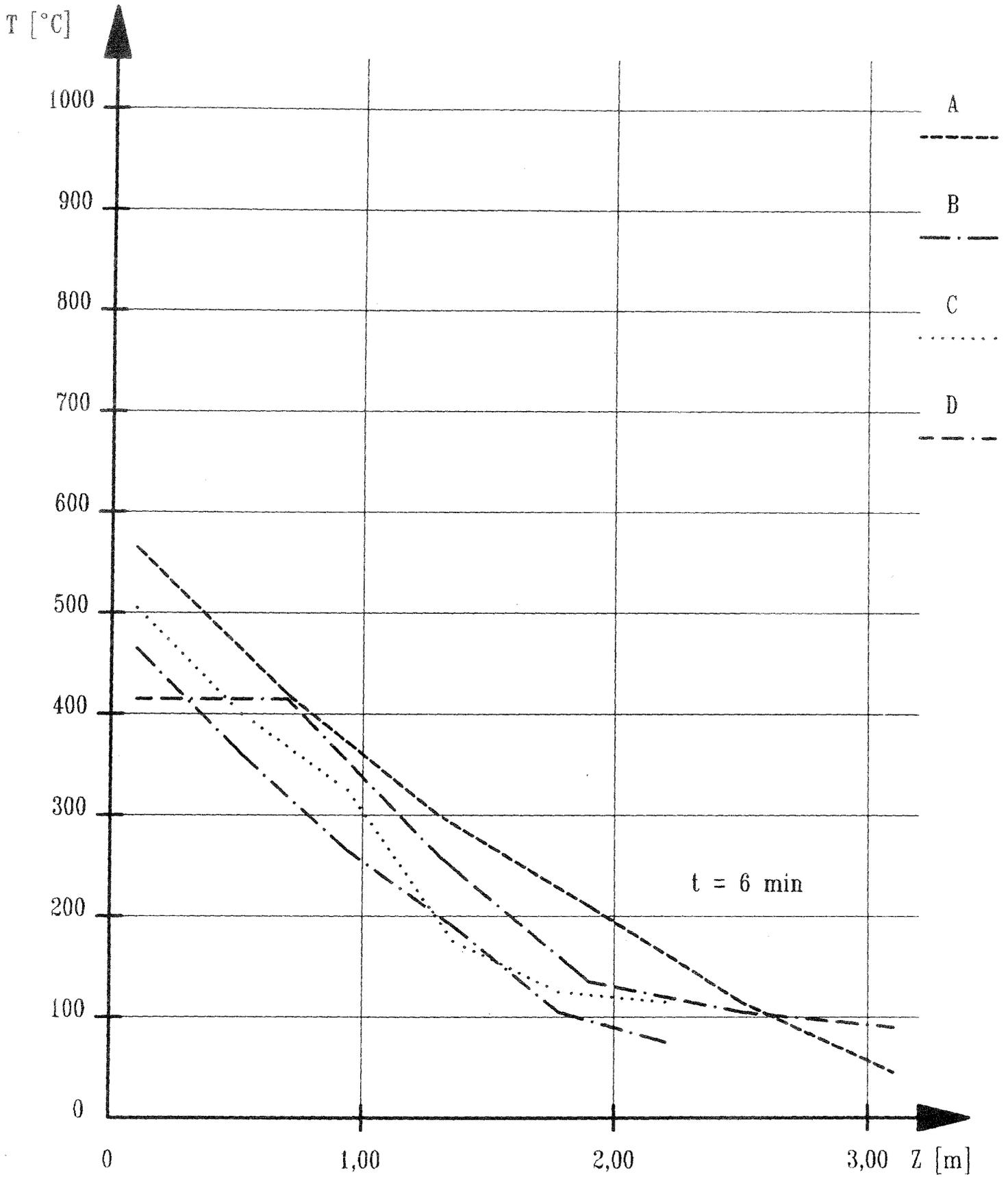
Anhang 3.6.2



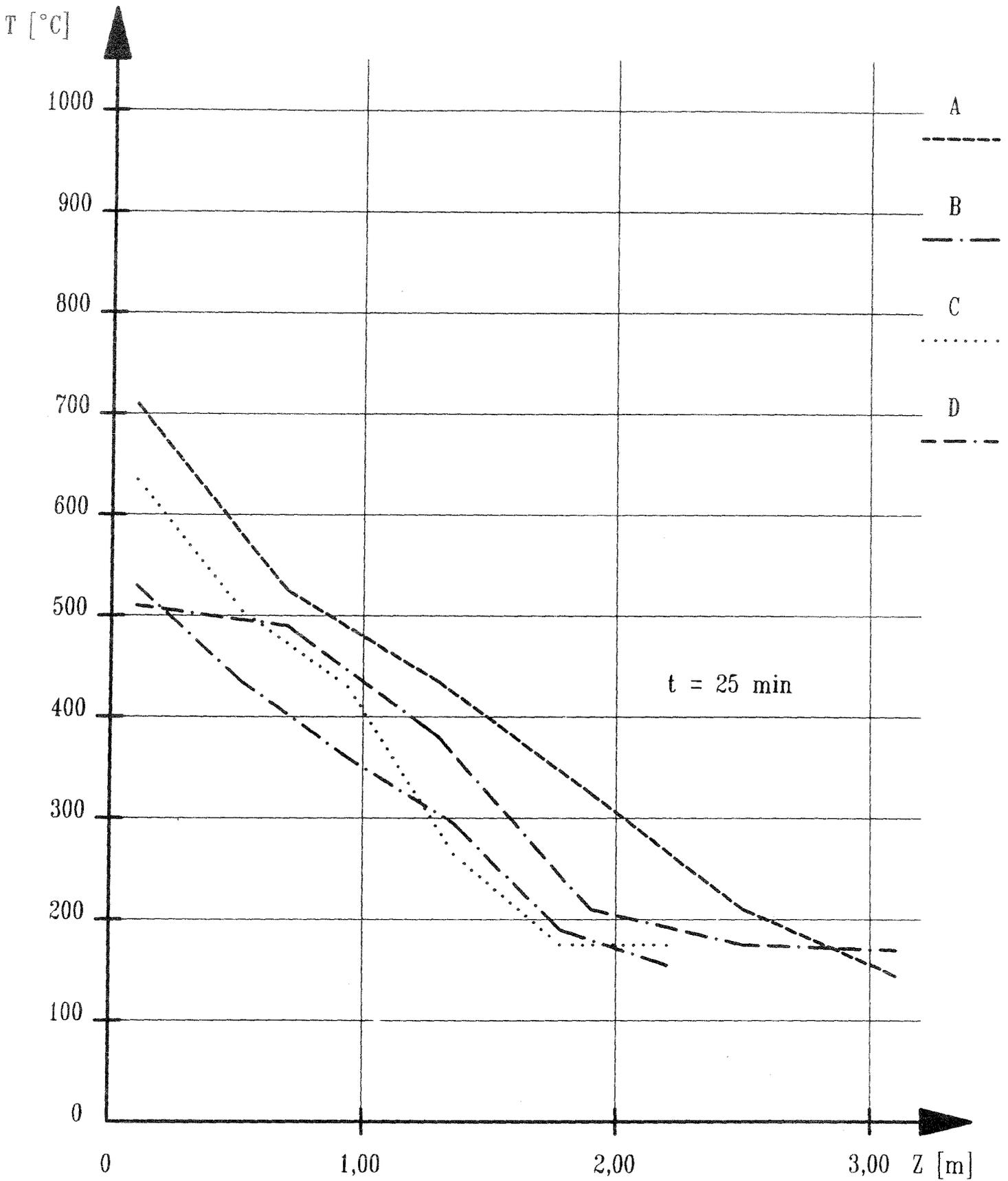
Temperaturverlauf in der Thermosäule "B"  
(Mess-Stellen 19 bis 24)



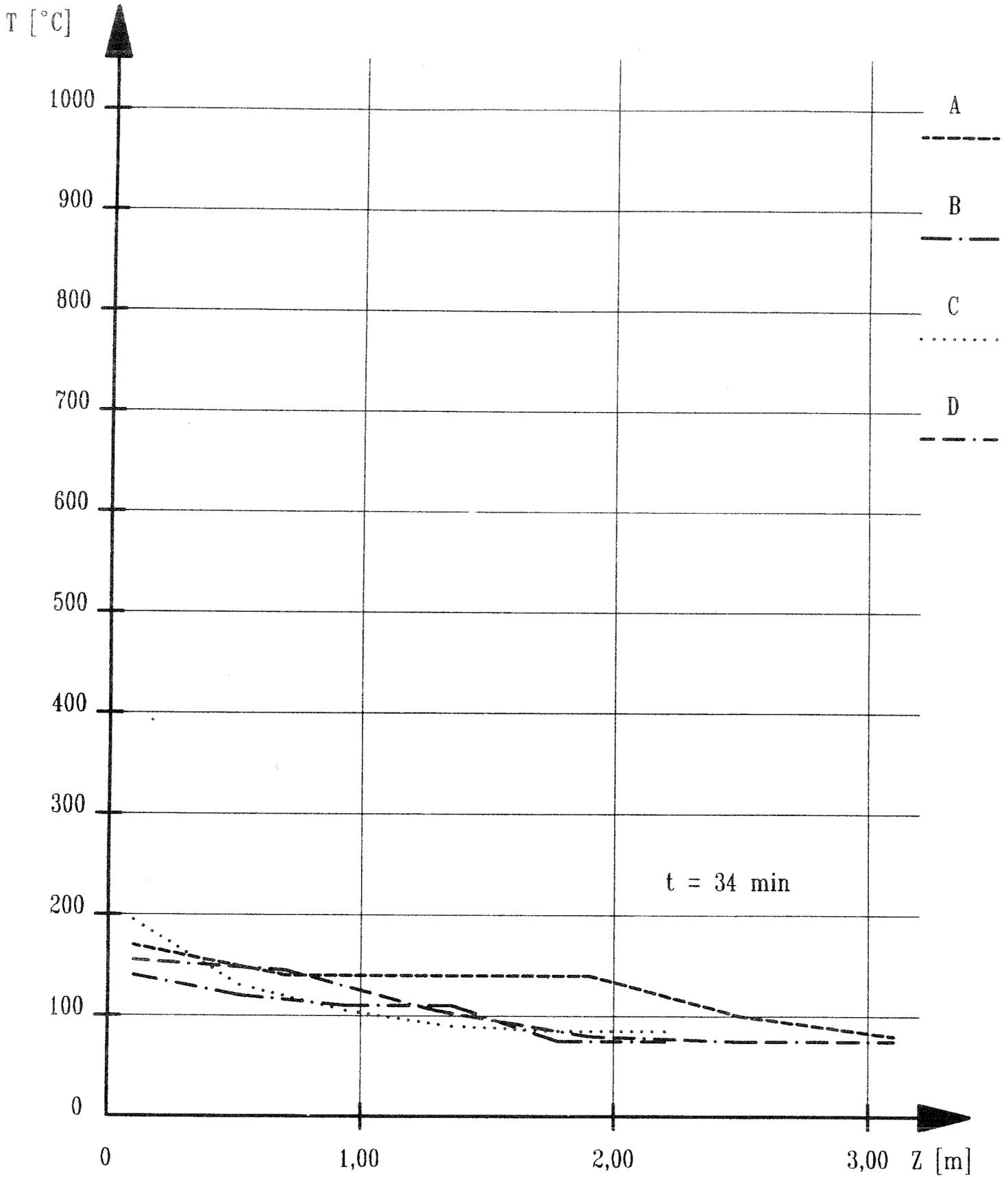
Temperaturverlauf in der Thermosäule "C"  
(Mess-Stellen 25 bis 30)



Temperaturverteilung über die Raumhöhe für  
den m - Faktorversuch 4.2.2

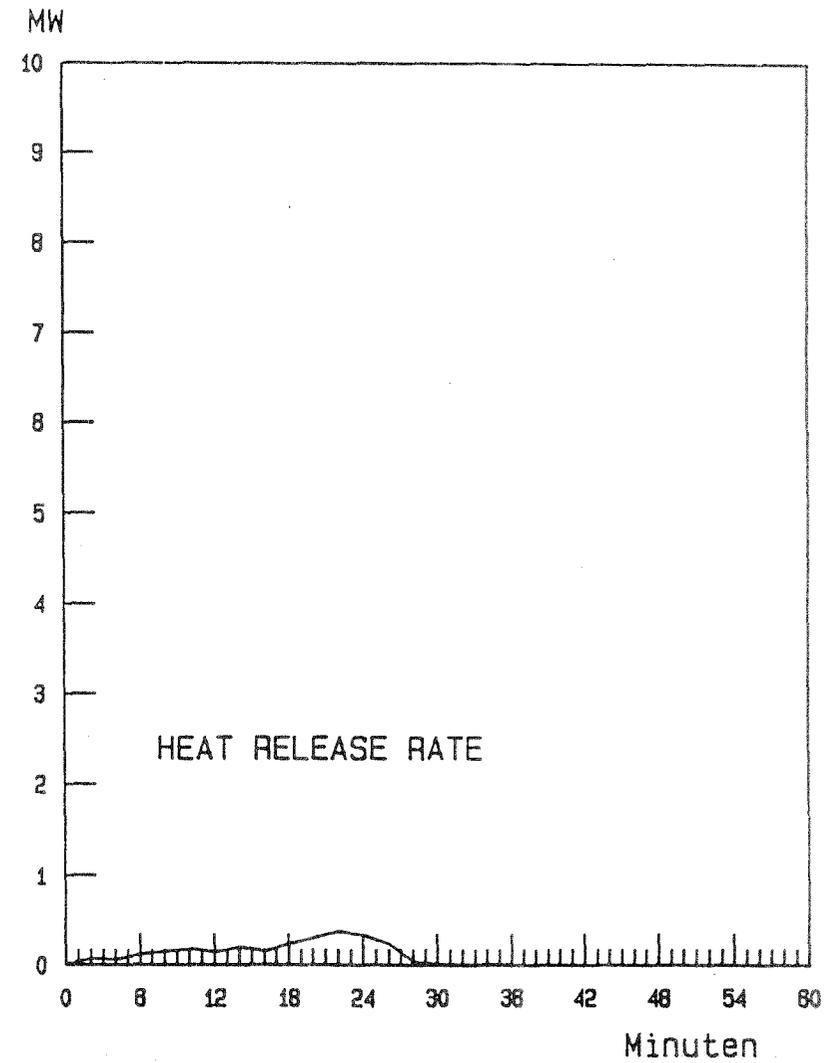
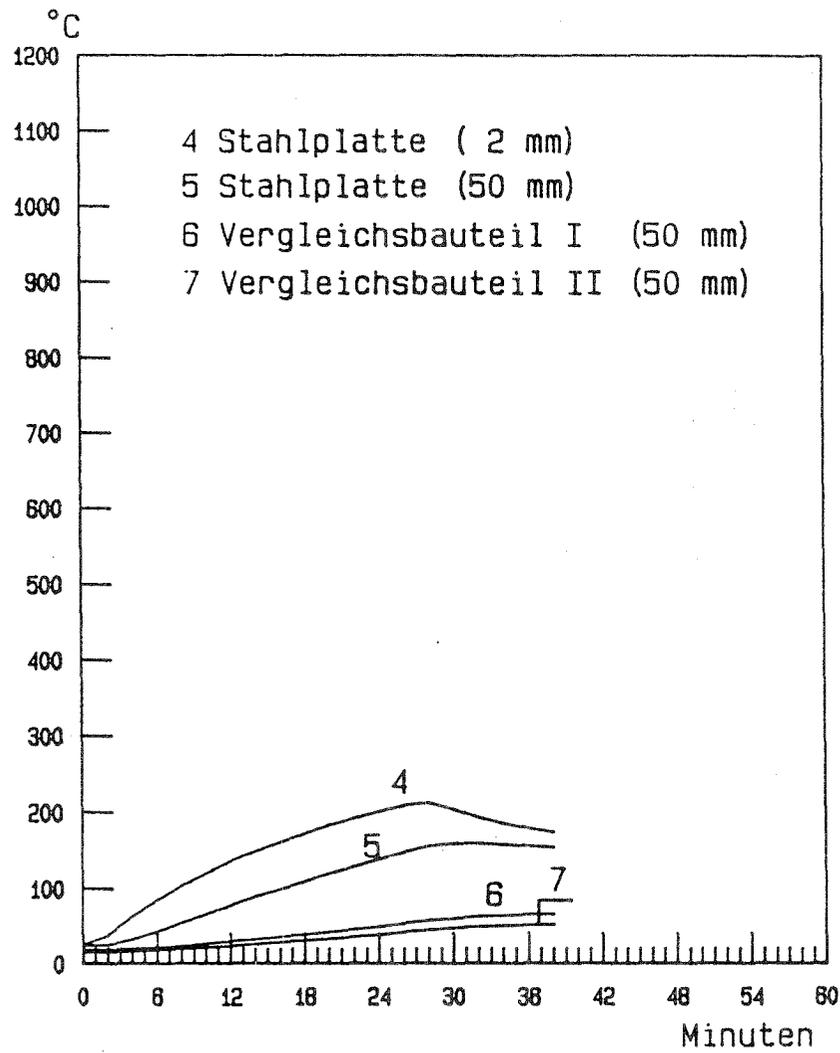


Temperaturverteilung über die Raumhöhe für  
den m - Faktorversuch 4.2.2



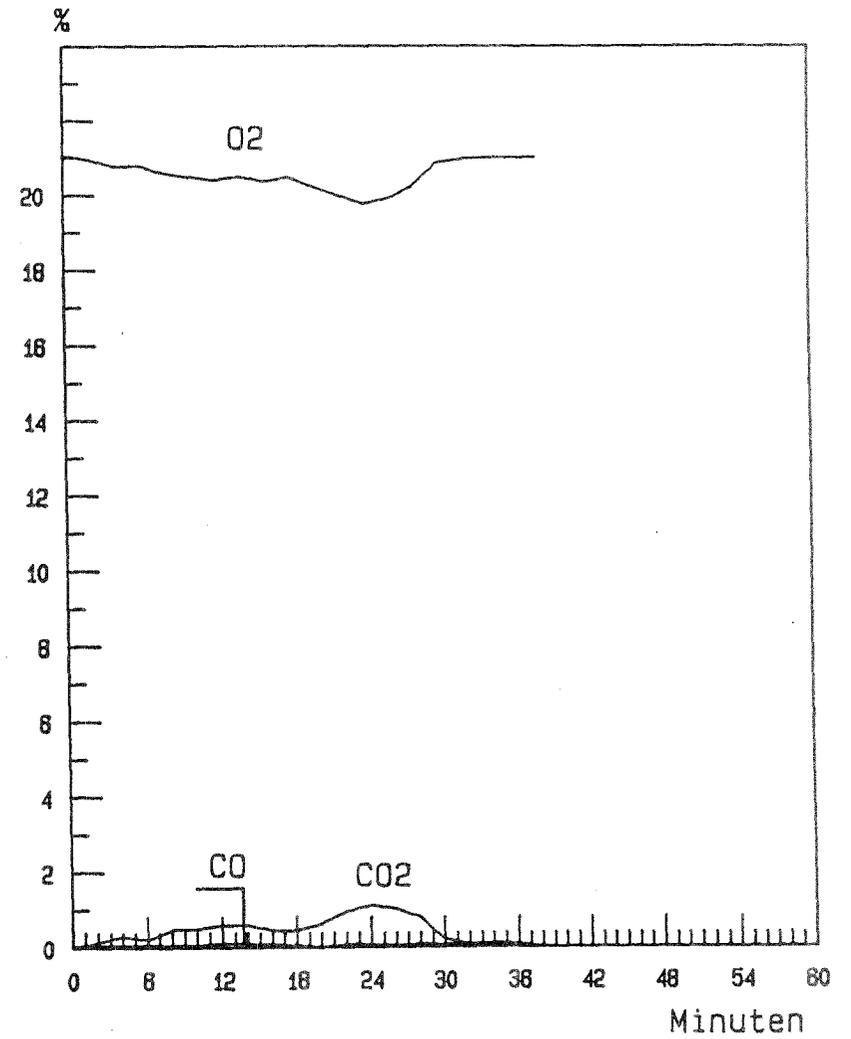
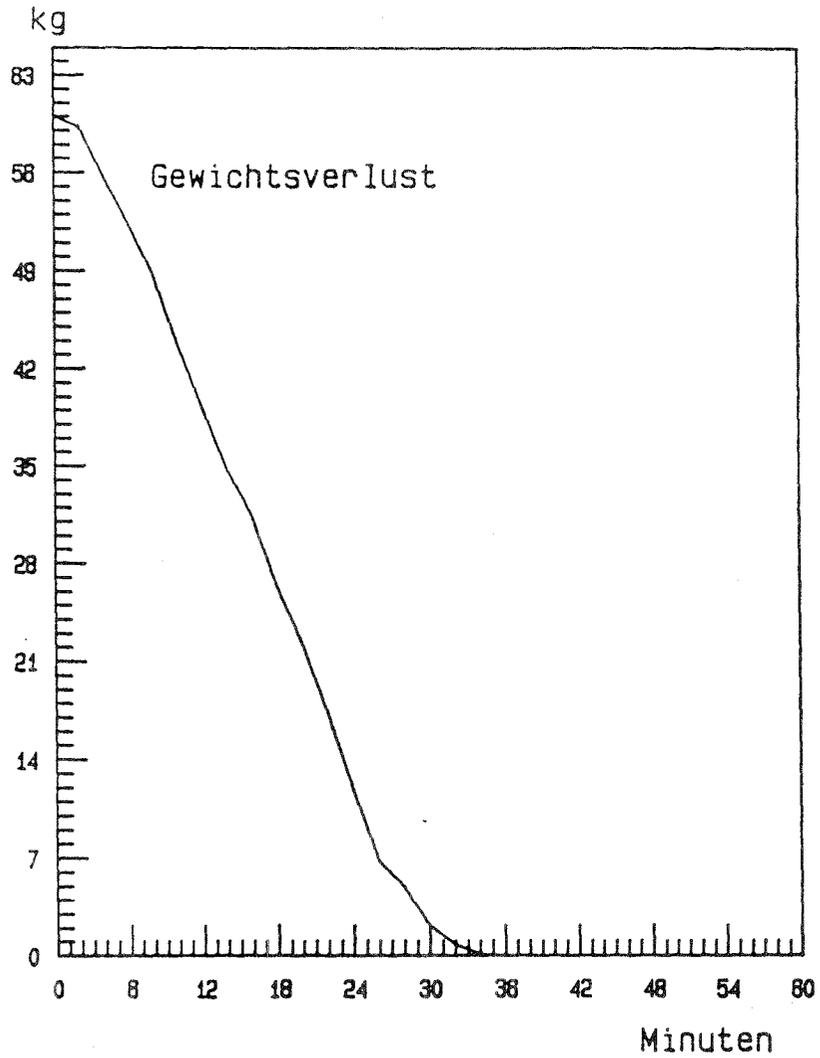
Temperaturverteilung über die Raumhöhe für  
den m - Faktorversuch 4.2.2

Anhang 3.6.6



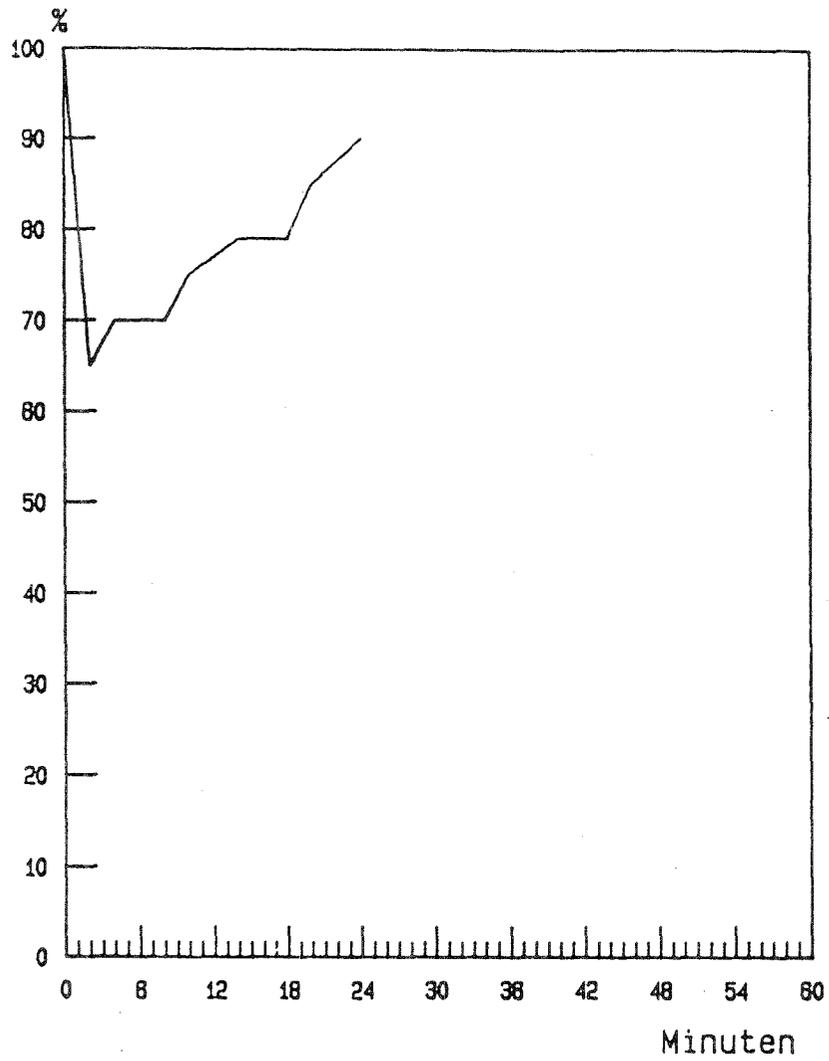
Temperaturverlauf in den Vergleichsbauteilen

Anhang 3.6.7

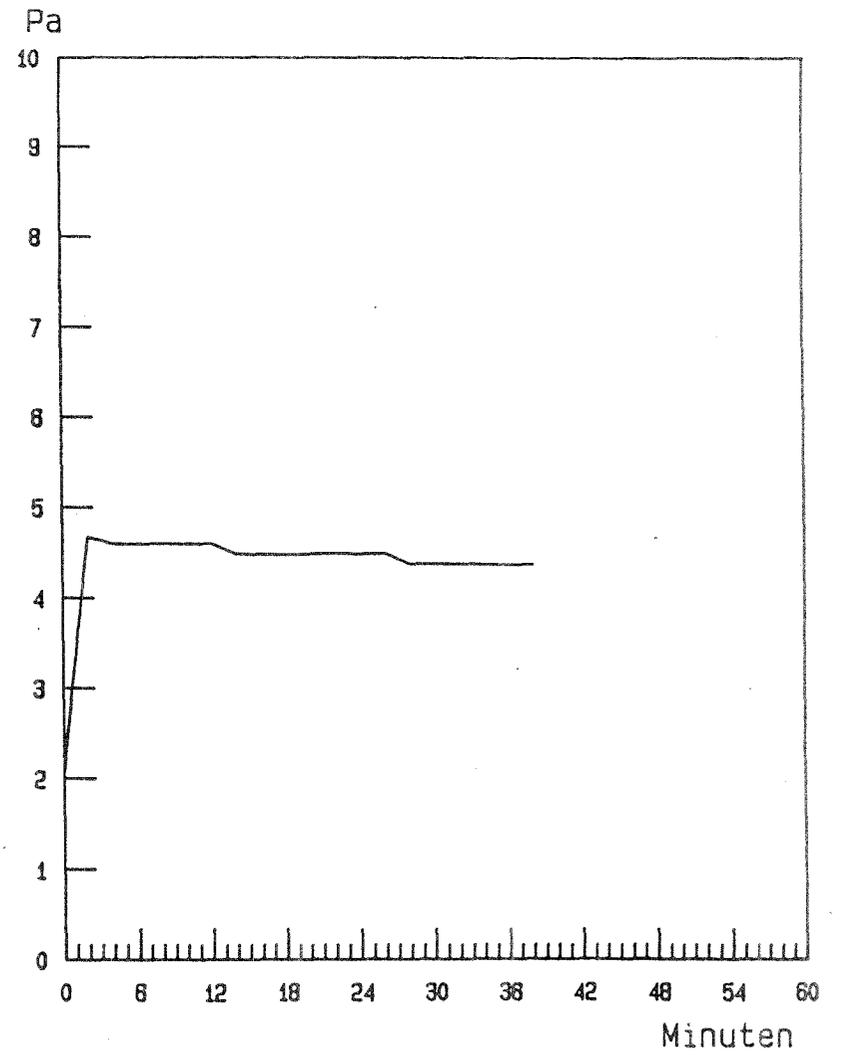


O<sub>2</sub>, CO<sub>2</sub> und CO

Anhang 3.6.8



relative Durchlassigkeit

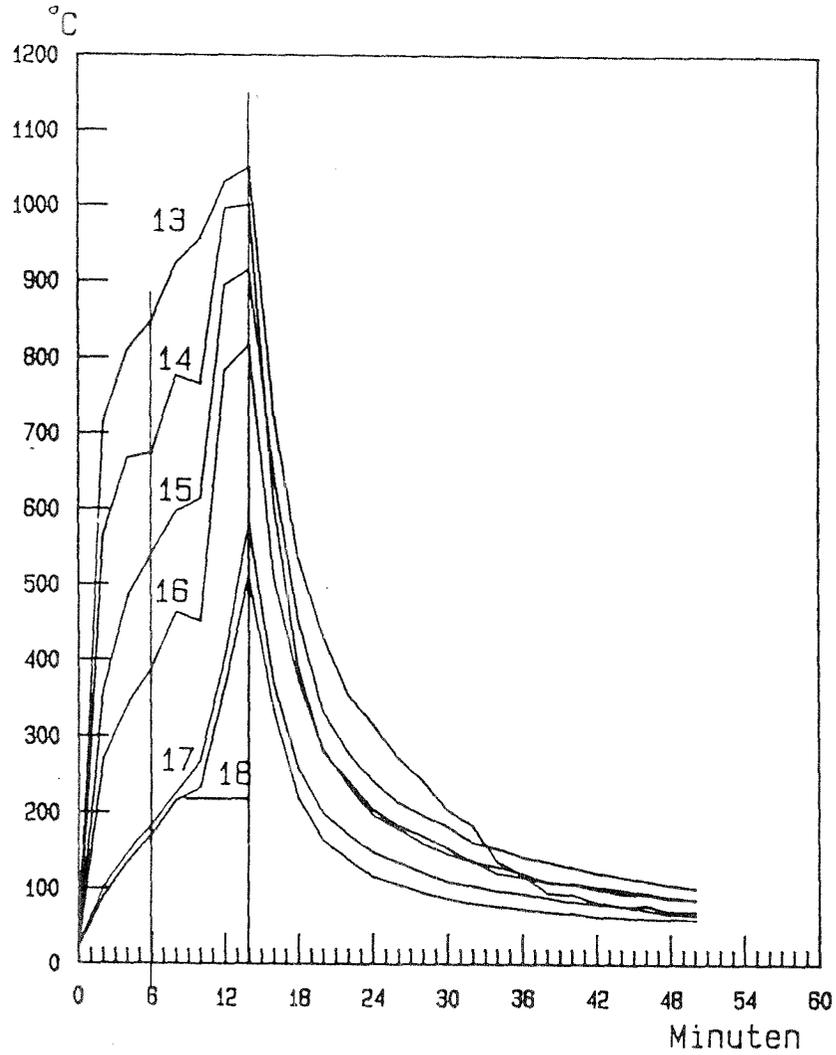


Druckdifferenzverlauf im Brandraum

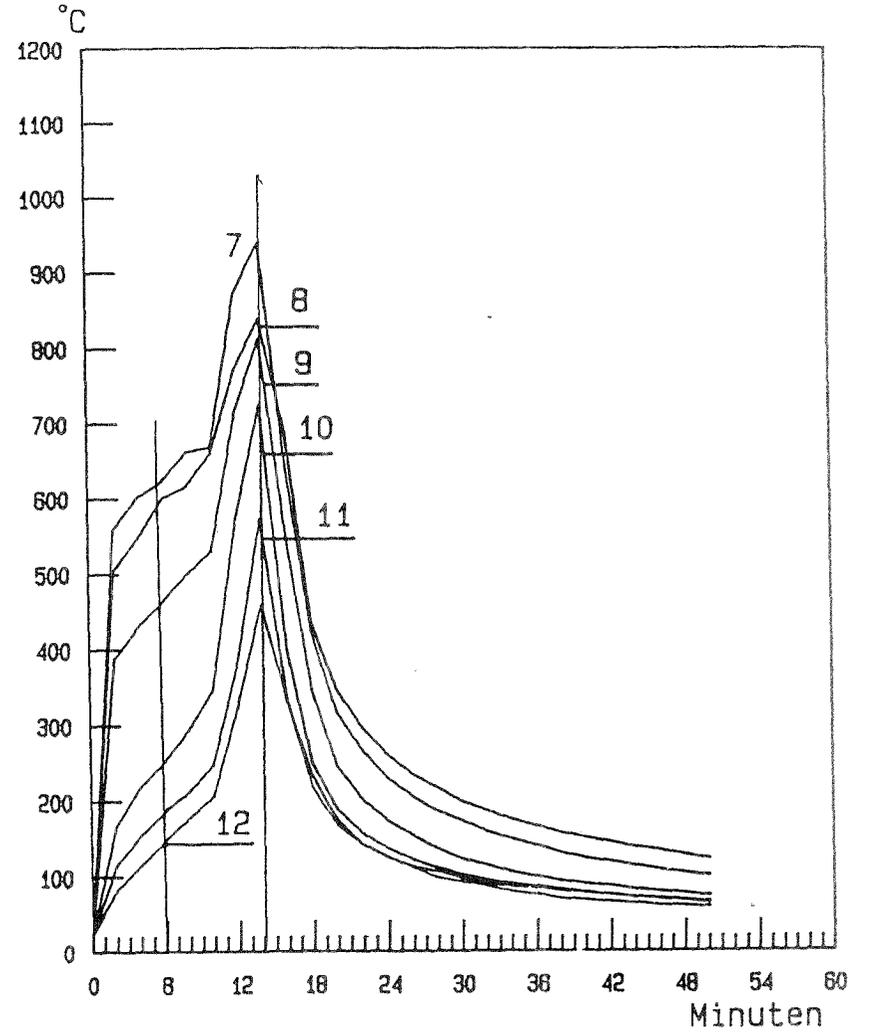
## **Versuch 4.2.3**

**90 kg Isopropanol**

Anhang 3.7.1

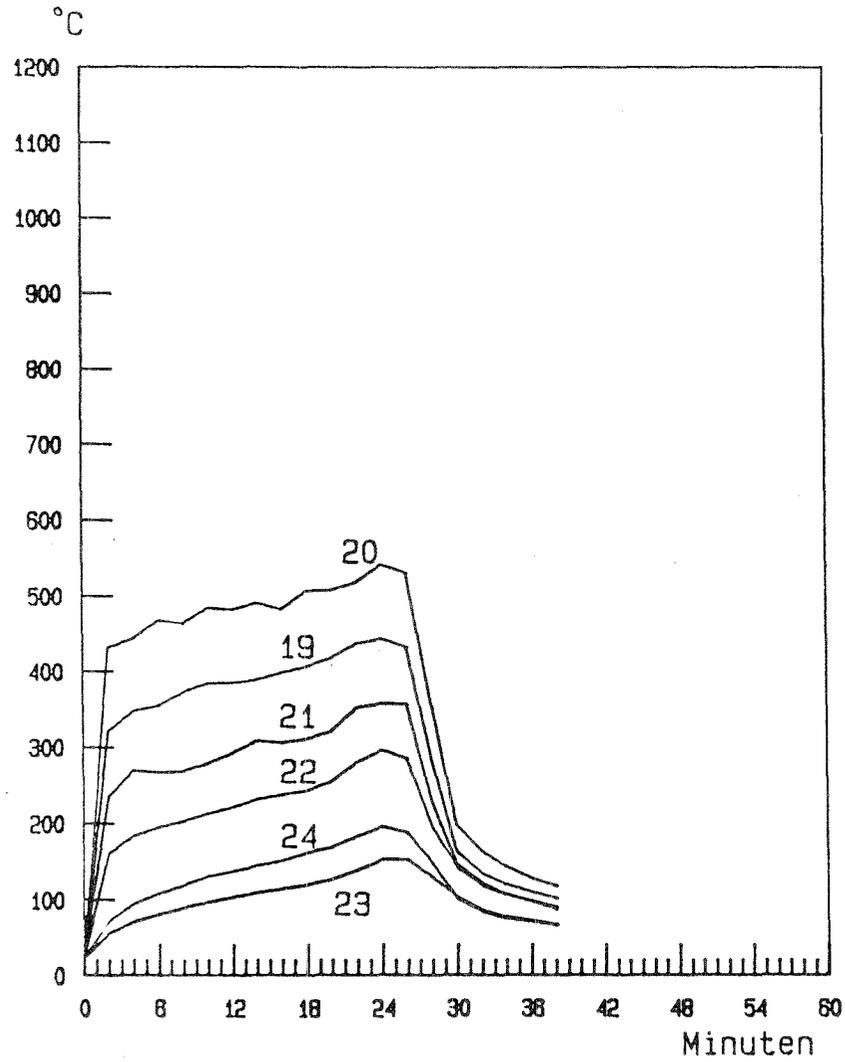


Temperaturverlauf in der Thermosäule "A"  
(Mess-Stellen 13 bis 18)

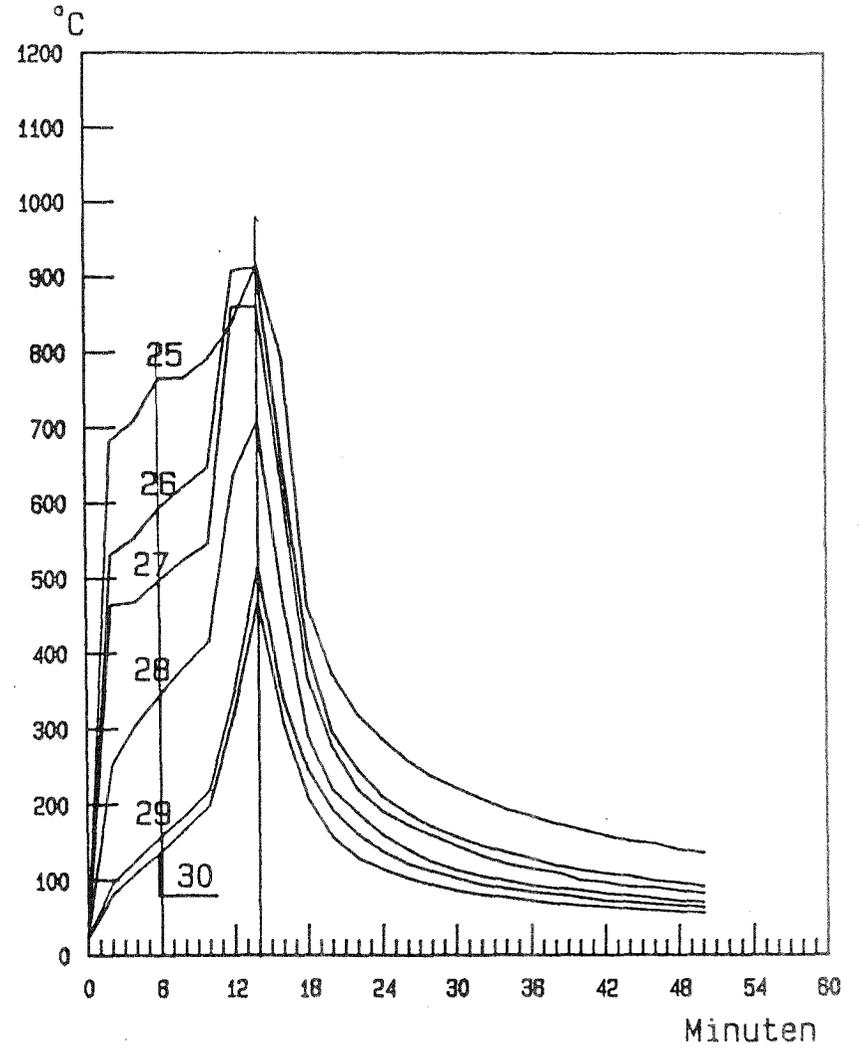


Temperaturverlauf in der Thermosäule "D"

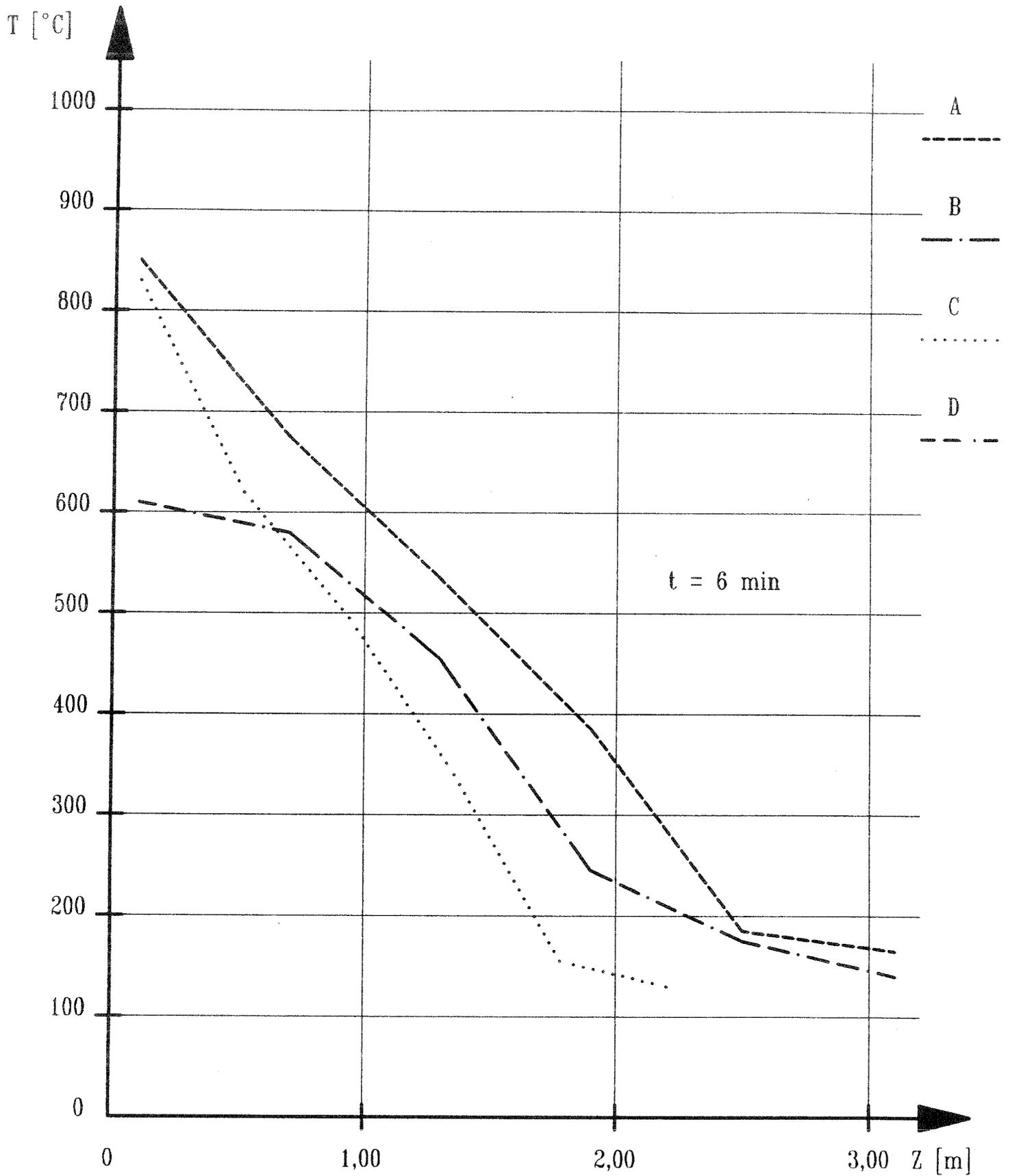
Anhang 3.7.2



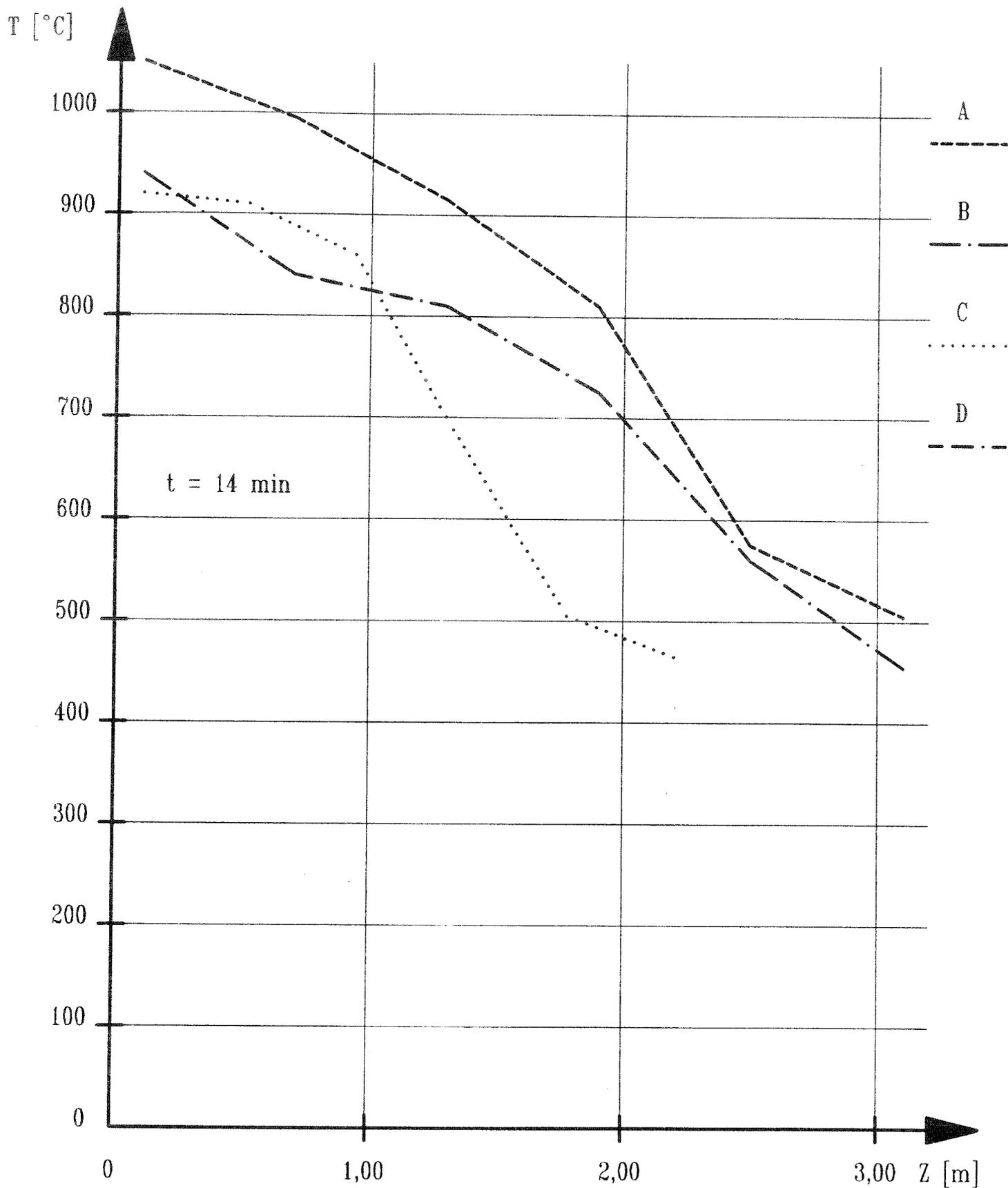
Temperaturverlauf in der Thermosäule "B"  
(Mess-Stellen 19 bis 24)



Temperaturverlauf in der Thermosäule "C"  
(Mess-Stellen 25 bis 30)

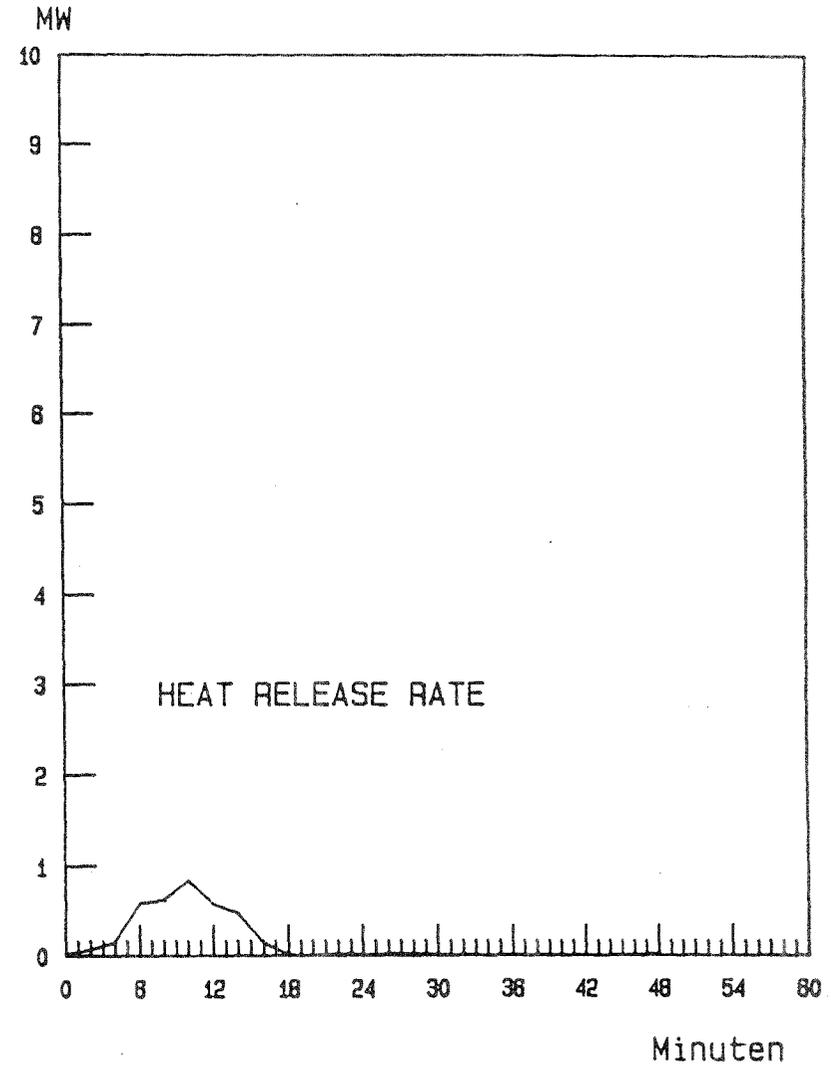
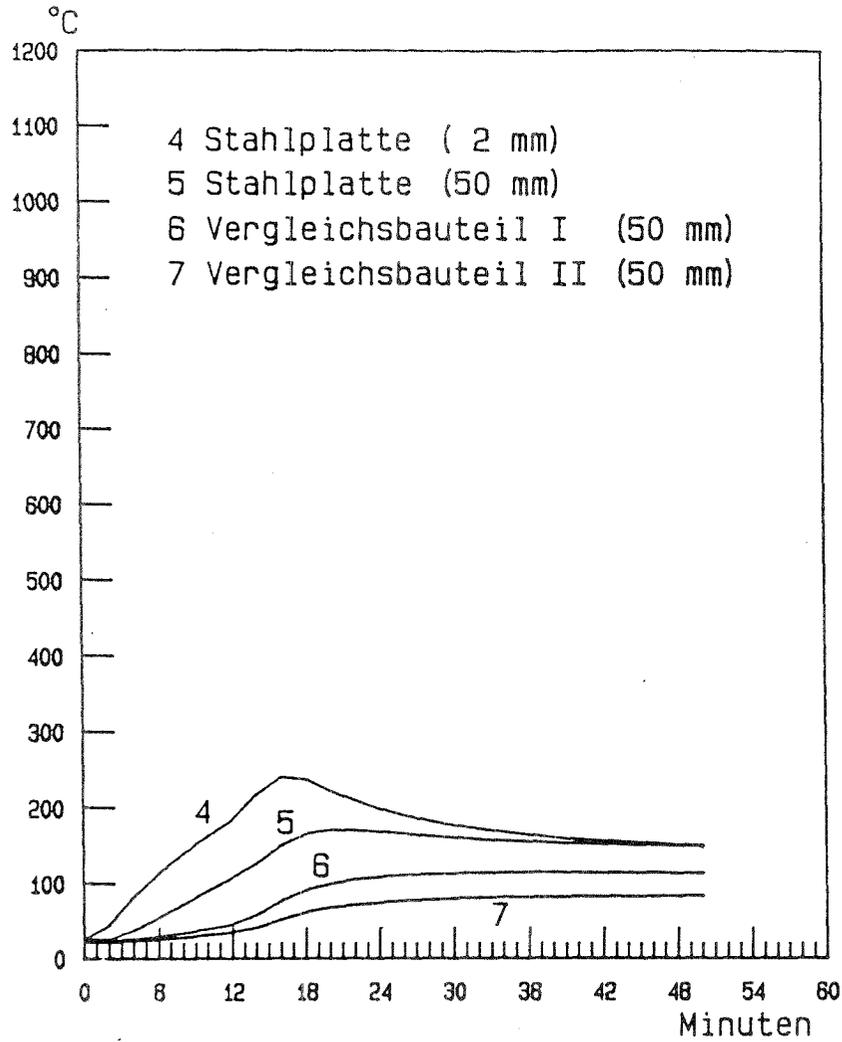


Temperaturverteilung über die Raumhöhe für  
den m - Faktorversuch 4.2.3



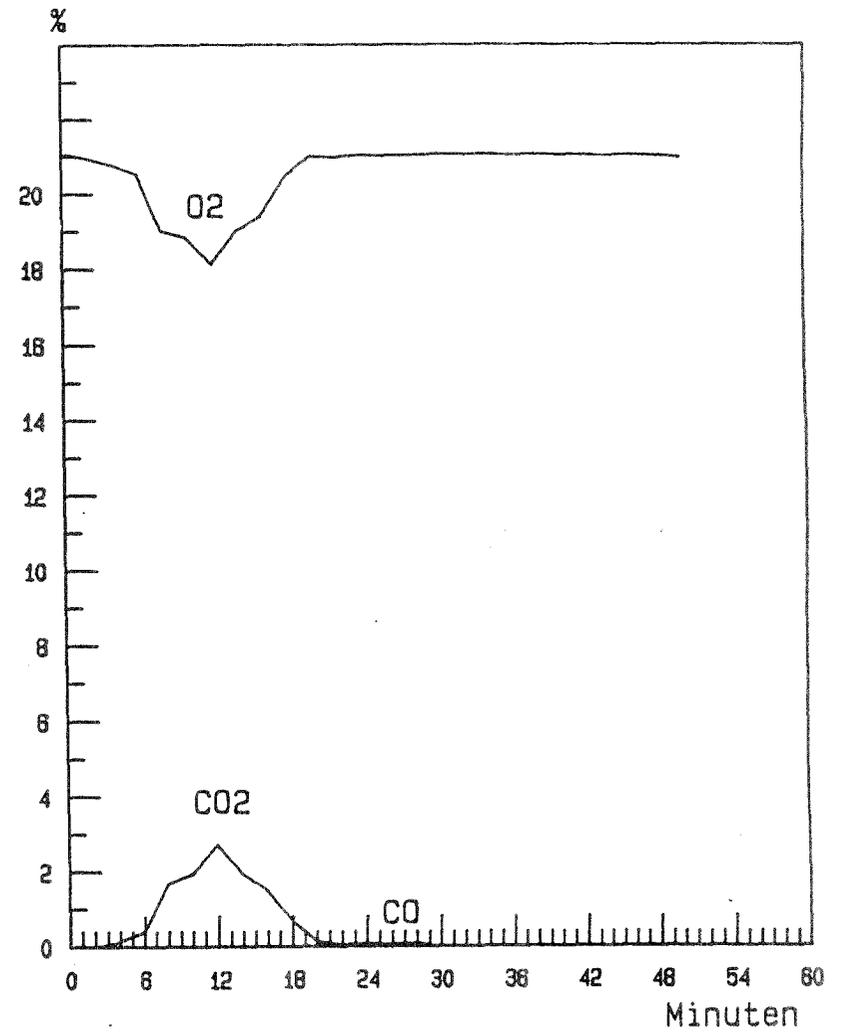
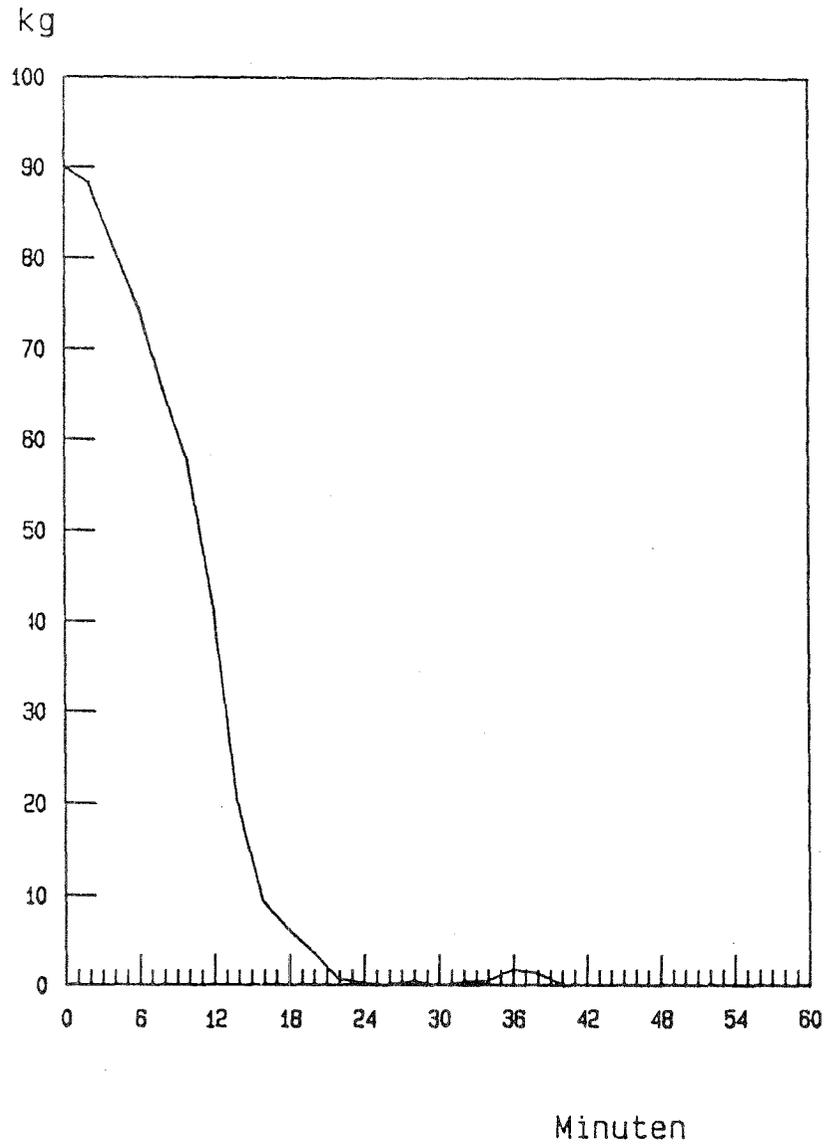
Temperaturverteilung über die Raumhöhe für  
den m - Faktorversuch 4.2.3

Anhang 3.7.5



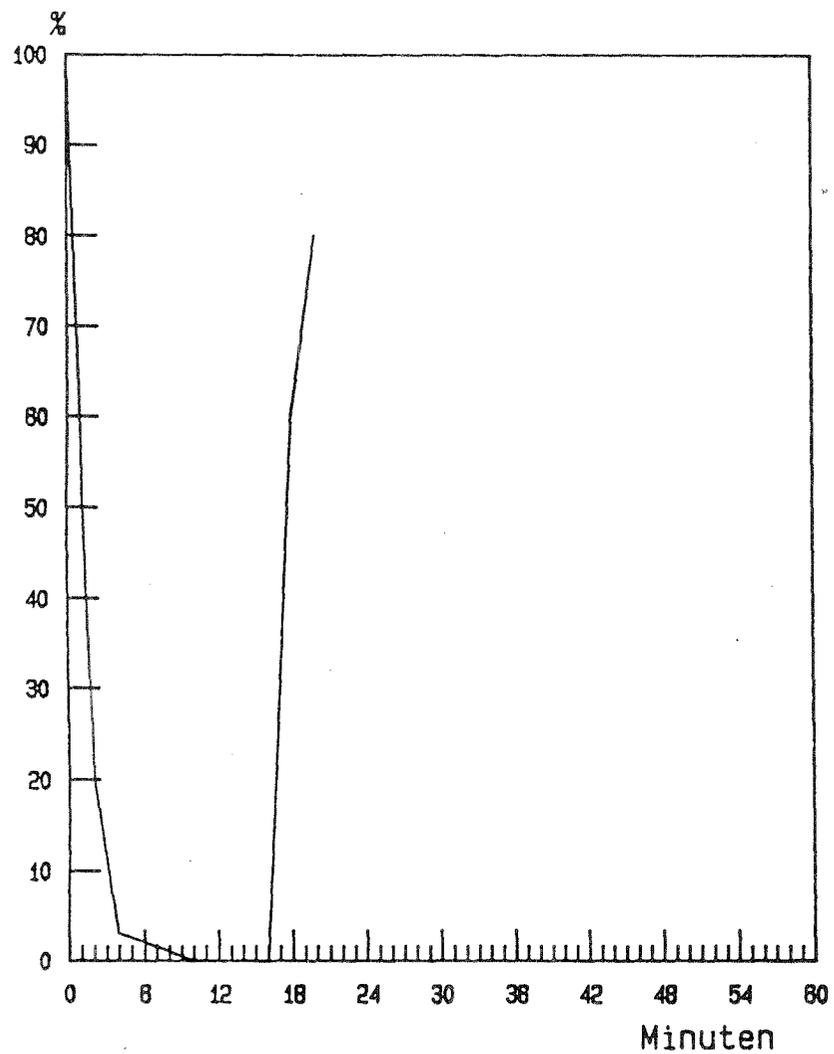
Temperaturverlauf in den Vergleichsbauteilen

Anhang 3.7.6

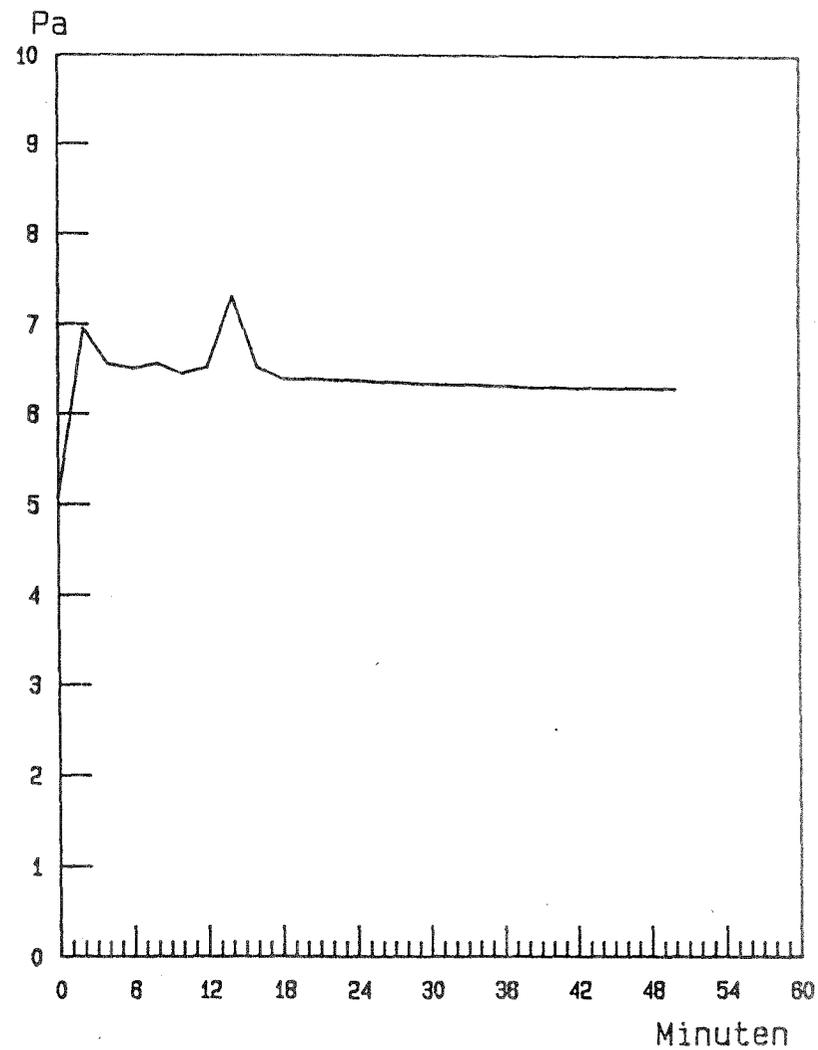


O<sub>2</sub>, CO<sub>2</sub> und CO

Anhang 3.7.7



relative Durchlassigkeit

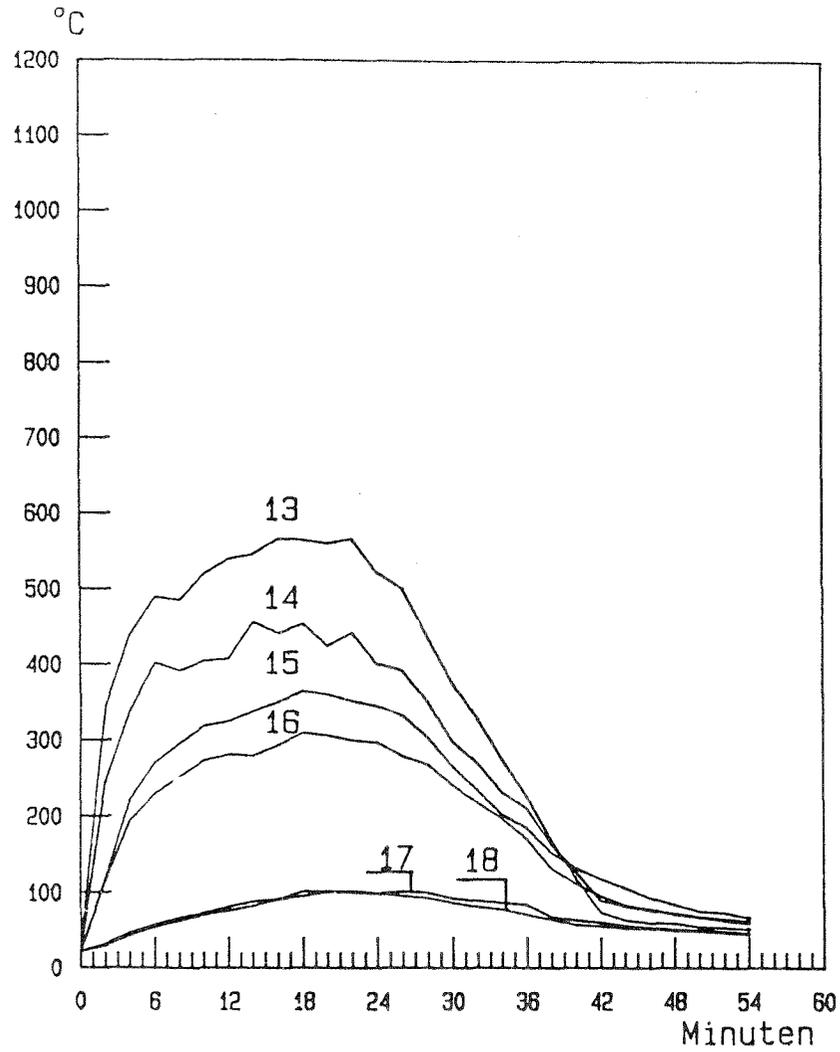


Druckdifferenzverlauf im Brandraum

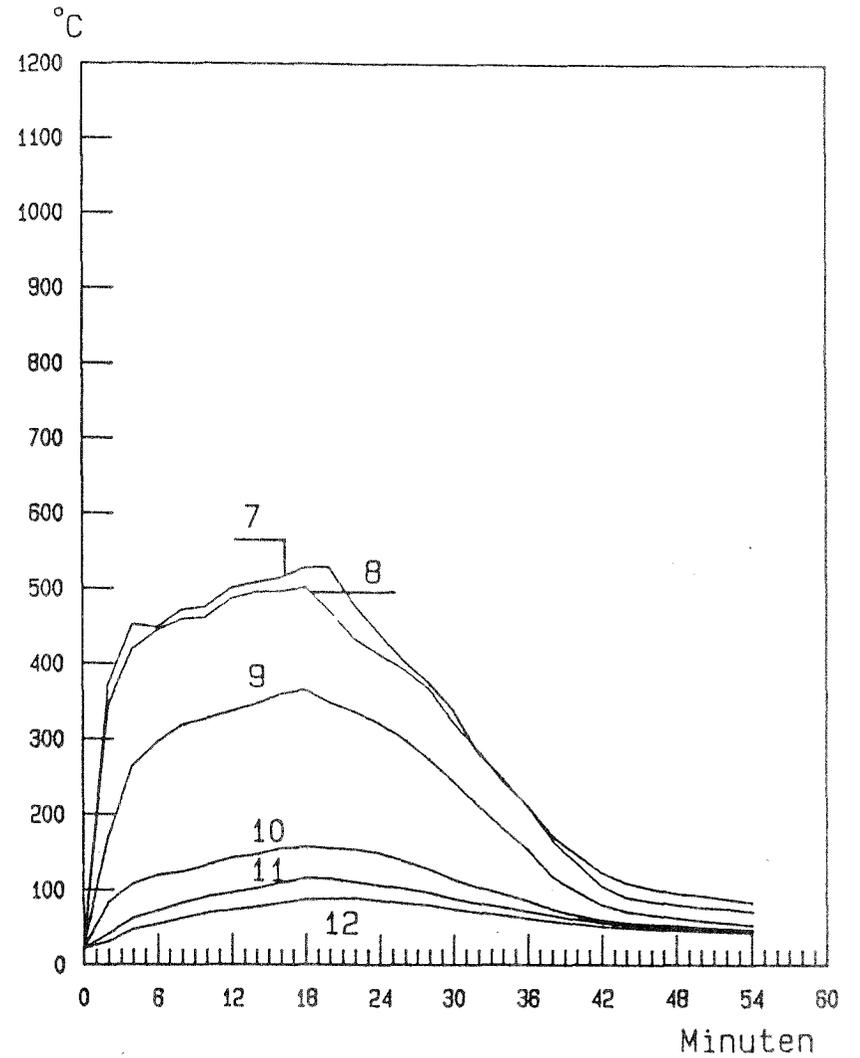
## **Versuch 4.3.2**

**90 kg Methylalkohol**

Anhang 3.8.1

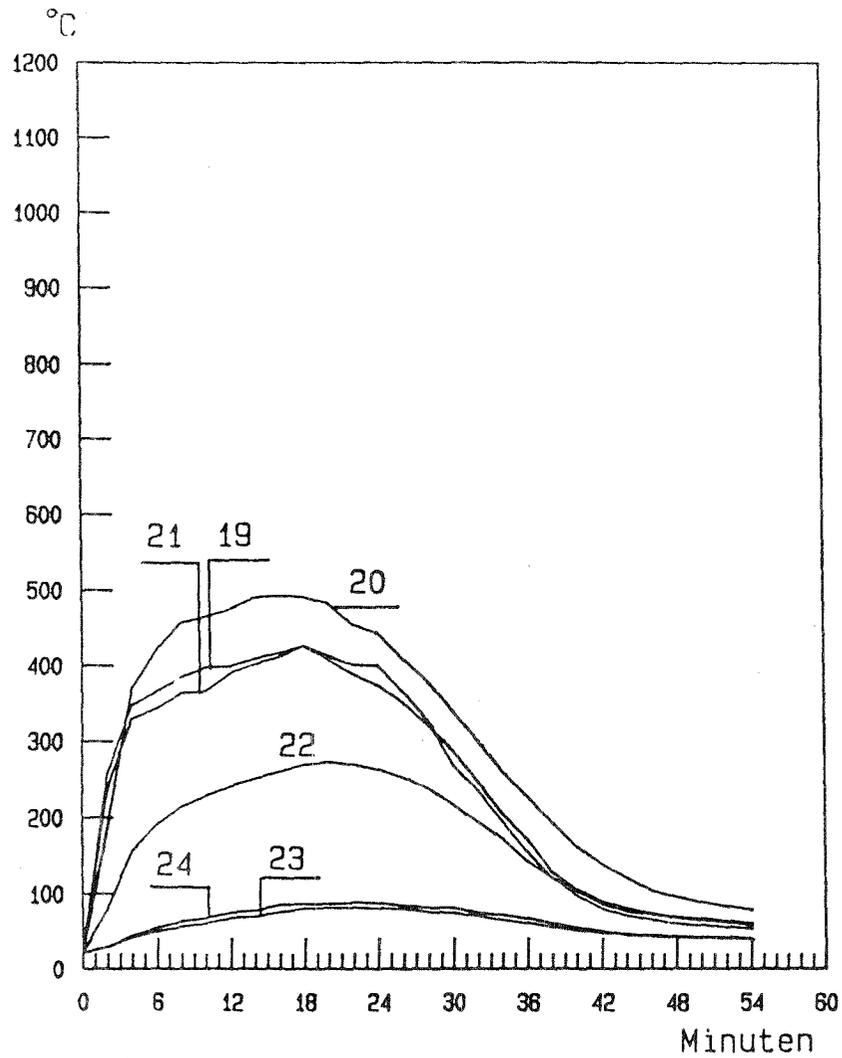


Temperaturverlauf in der Thermosäule "A"  
(Mess-Stellen 13 bis 18)

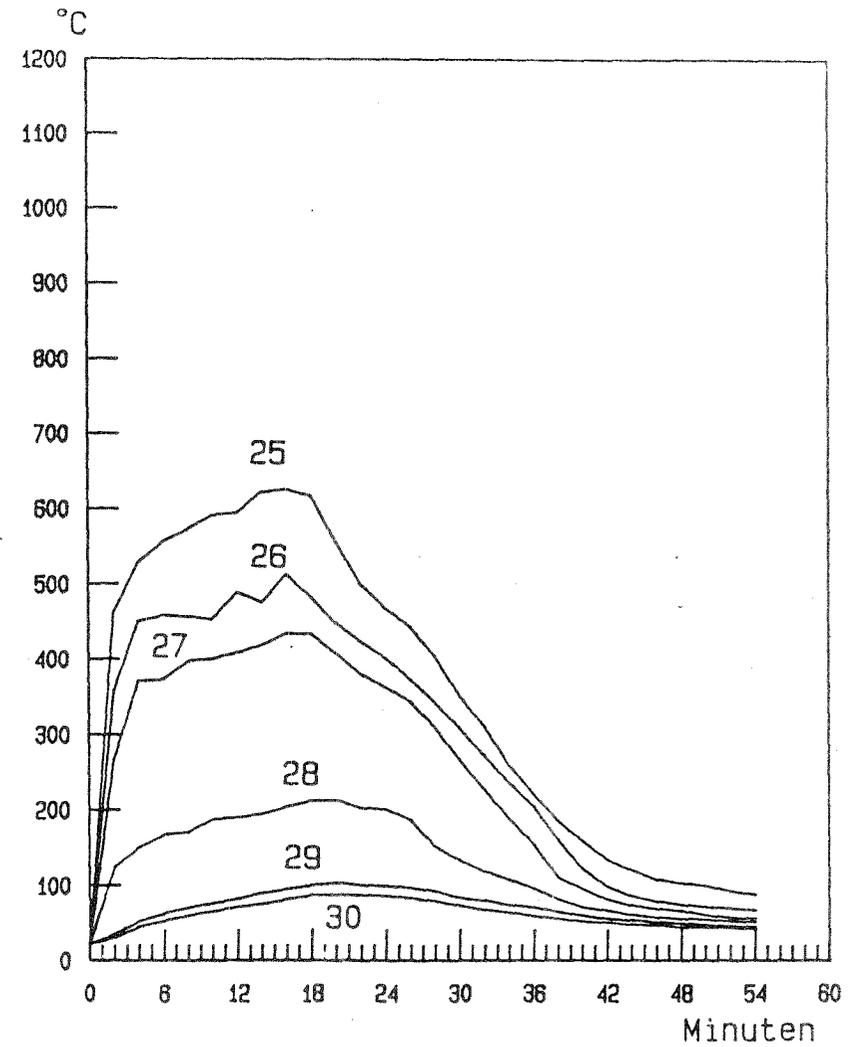


Temperaturverlauf in der Thermosäule "D"

Anhang 3.8.2

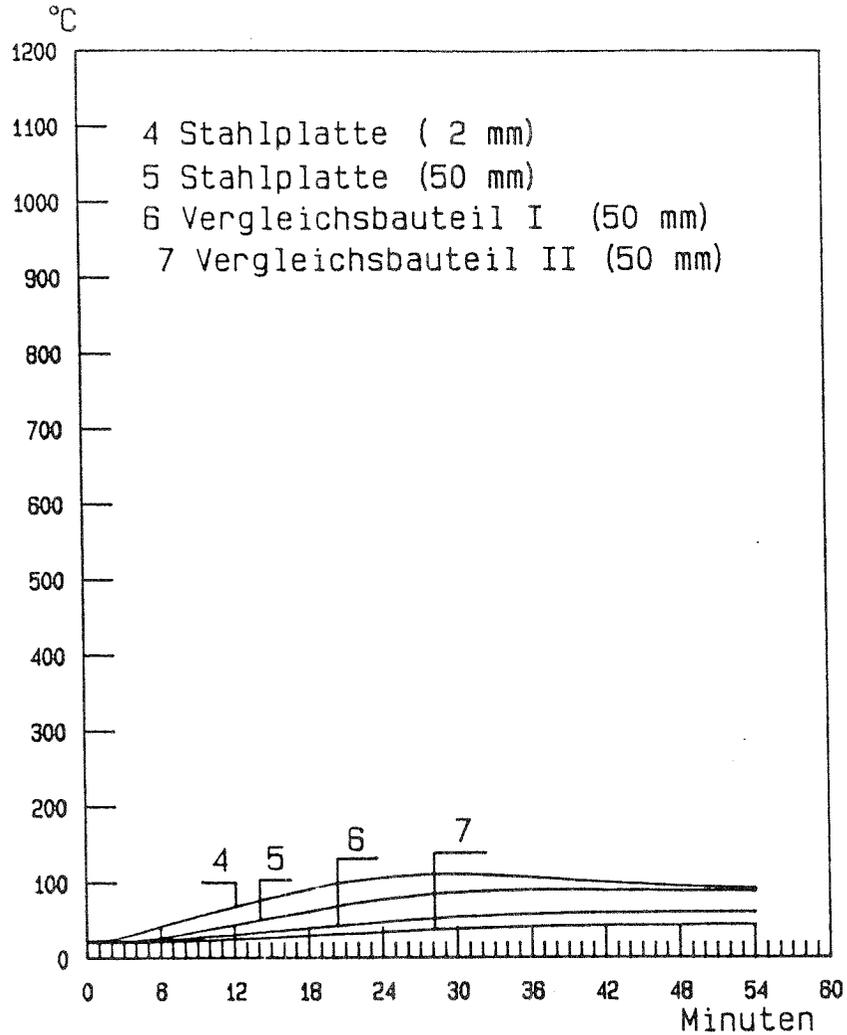


Temperaturverlauf in der Thermosäule "B"  
(Mess-Stellen 19 bis 24)

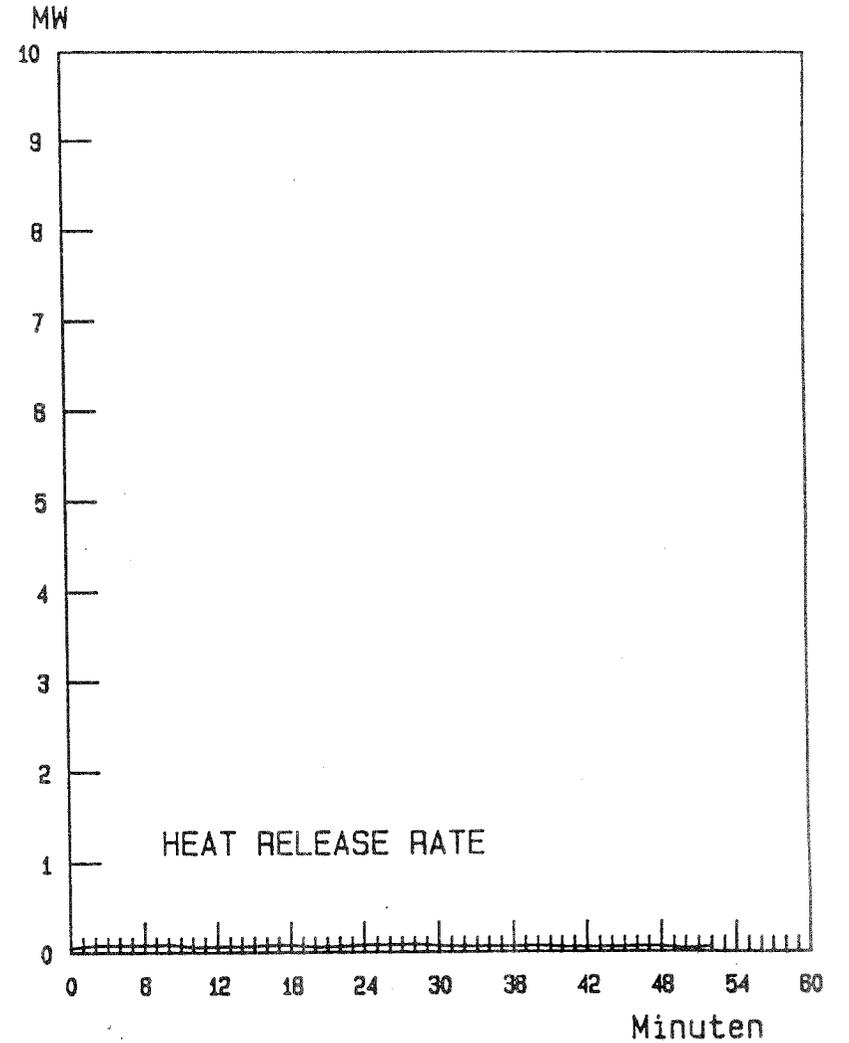


Temperaturverlauf in der Thermosäule "C"  
(Mess-Stellen 25 bis 30)

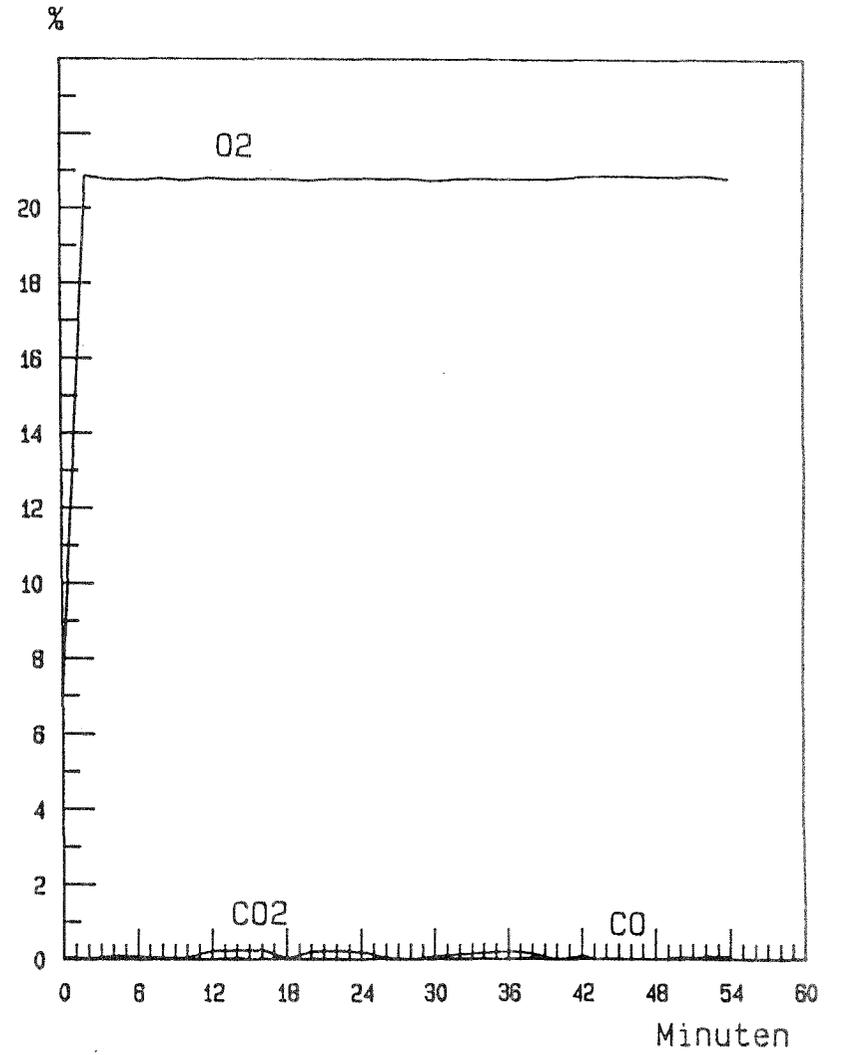
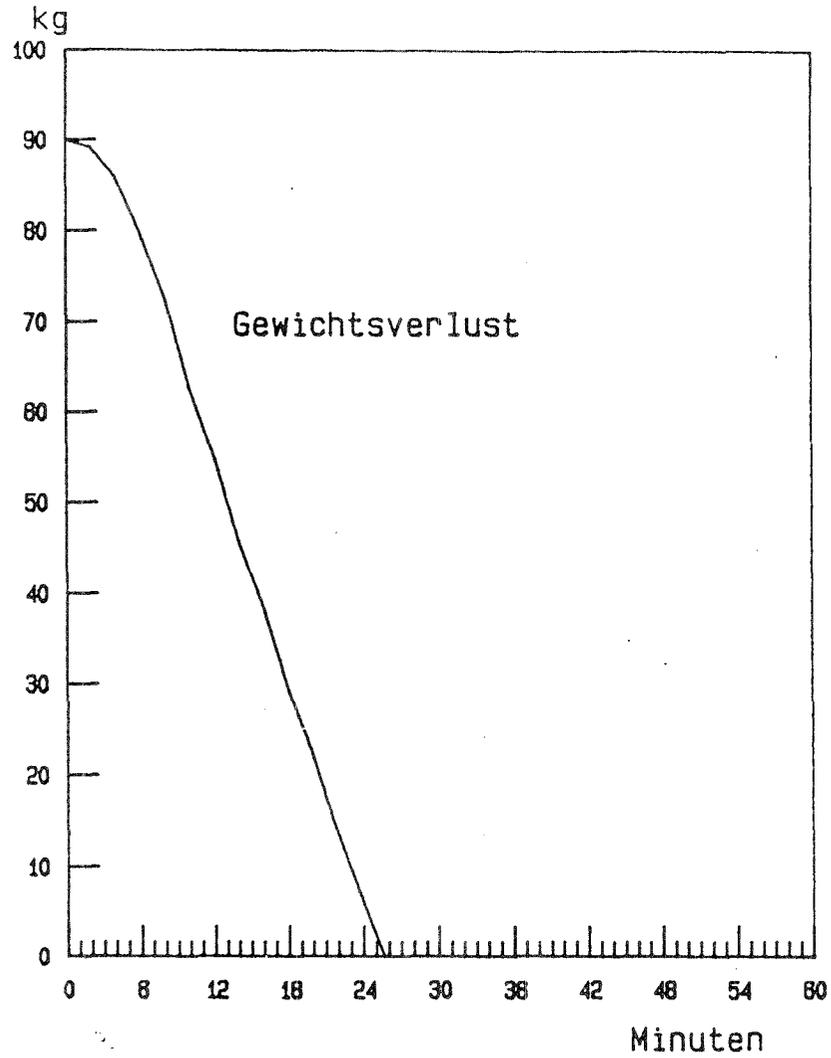
Anhang 3.8.3



Temperaturverlauf in den Vergleichsbauteilen

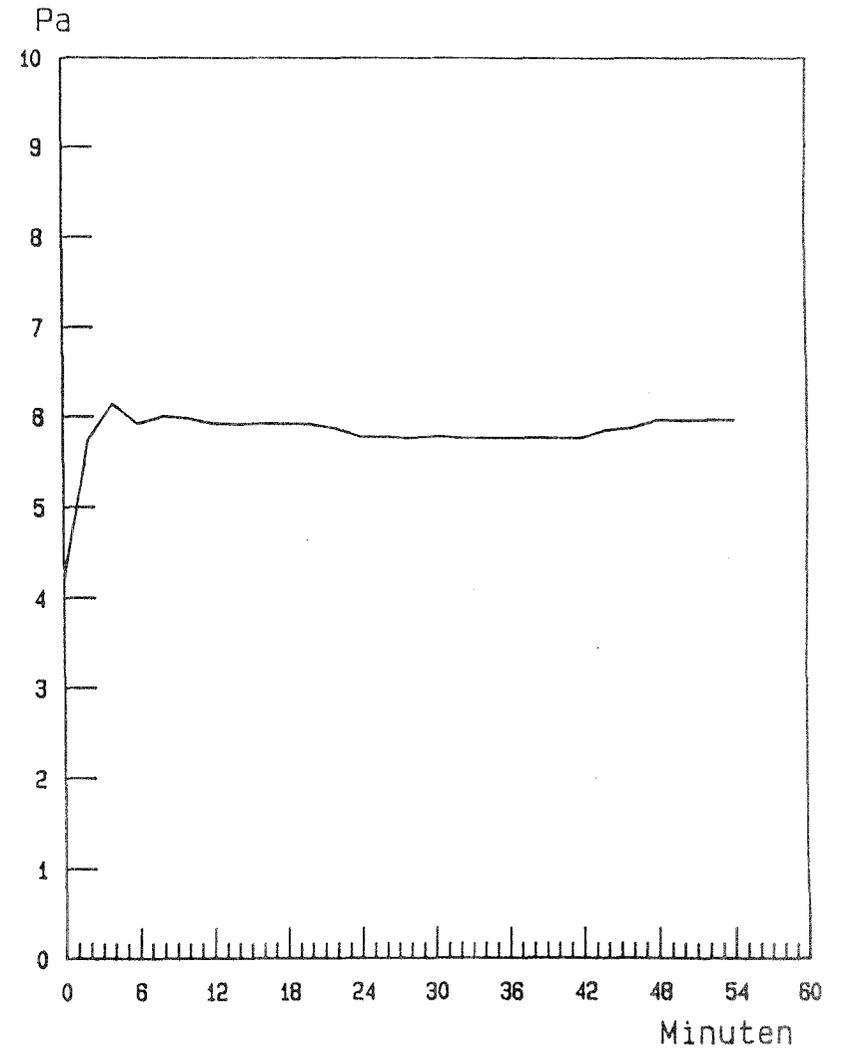
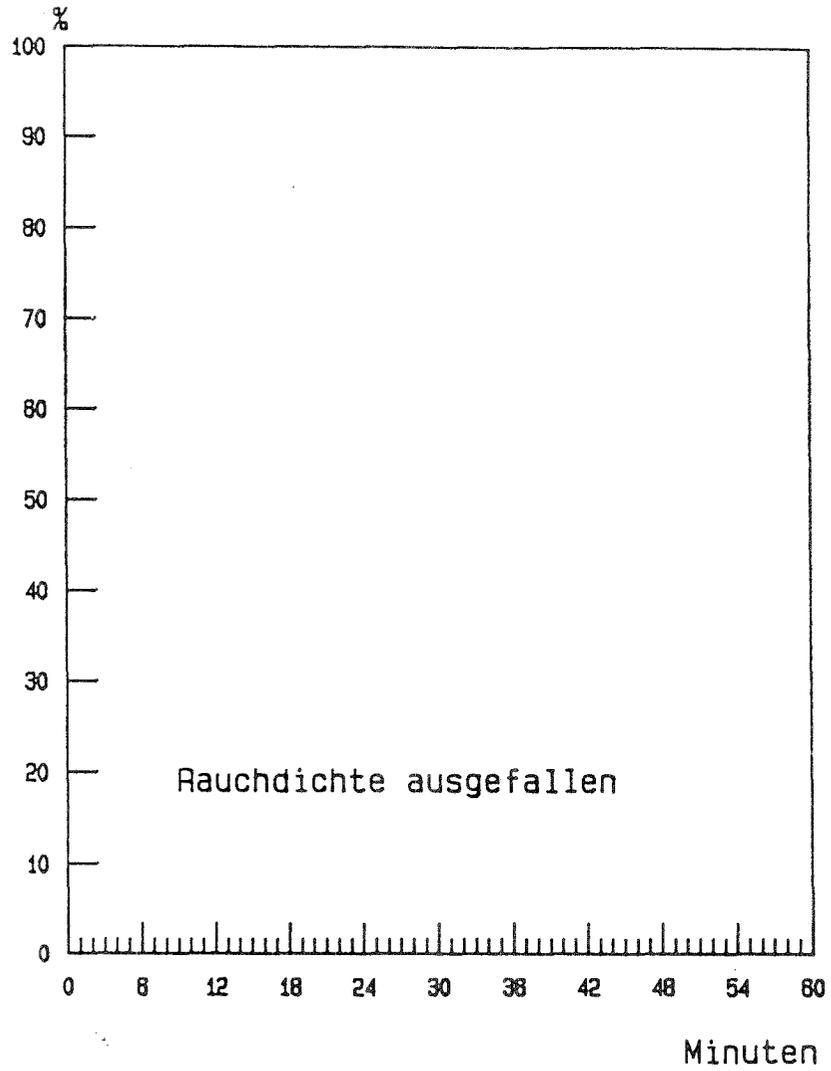


Anhang 3.8.4



O<sub>2</sub>, CO<sub>2</sub> und CO

Anhang 3.8.5

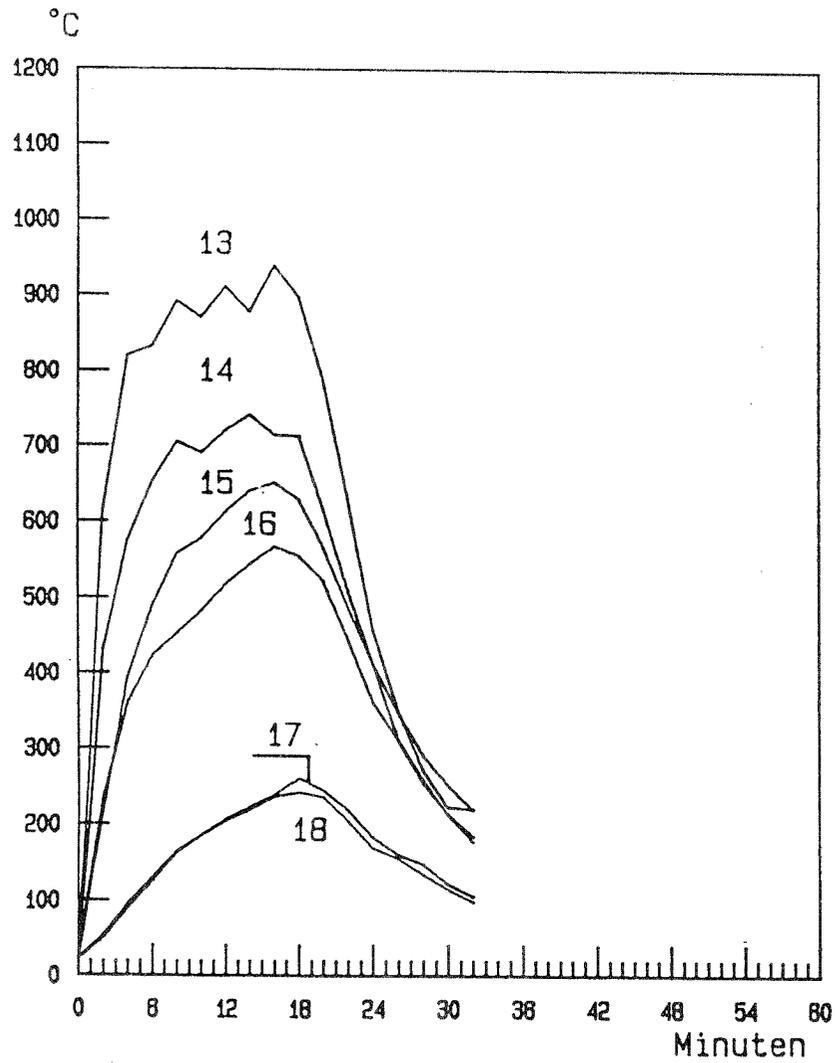


Druckdifferenzverlauf im Brandraum

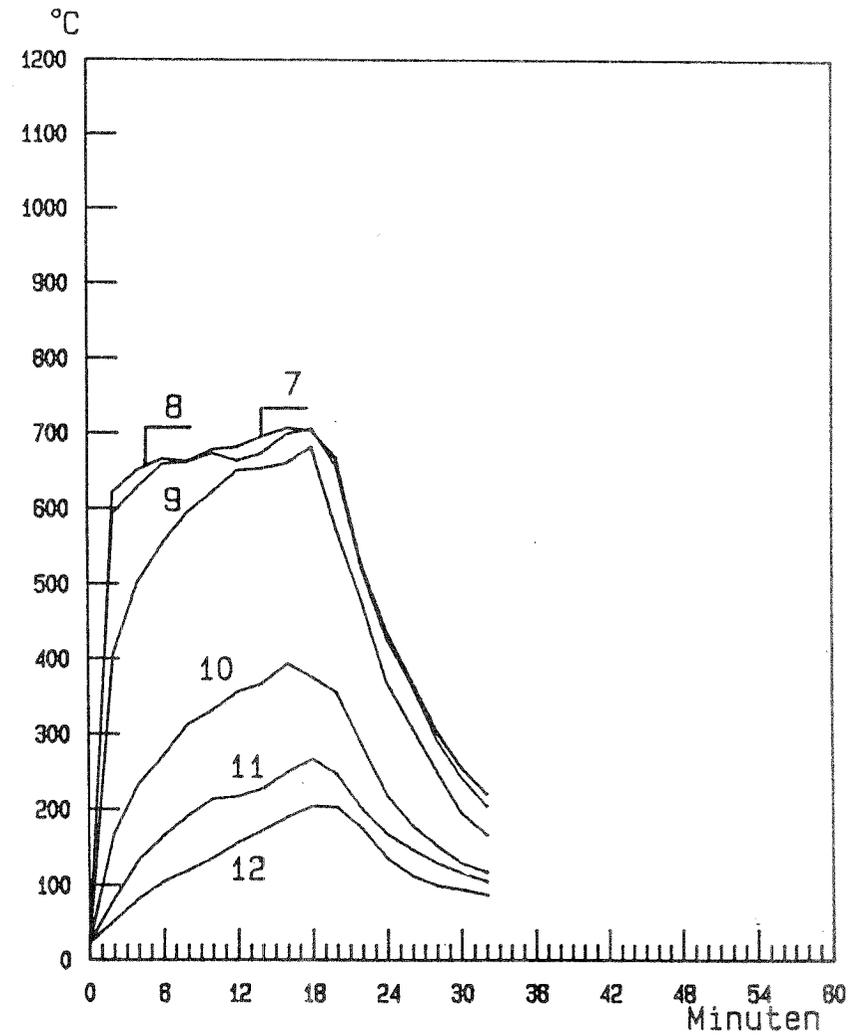
## **Versuch 4.3.5**

**160 kg Methylalkohol**

Anhang 3.9.1

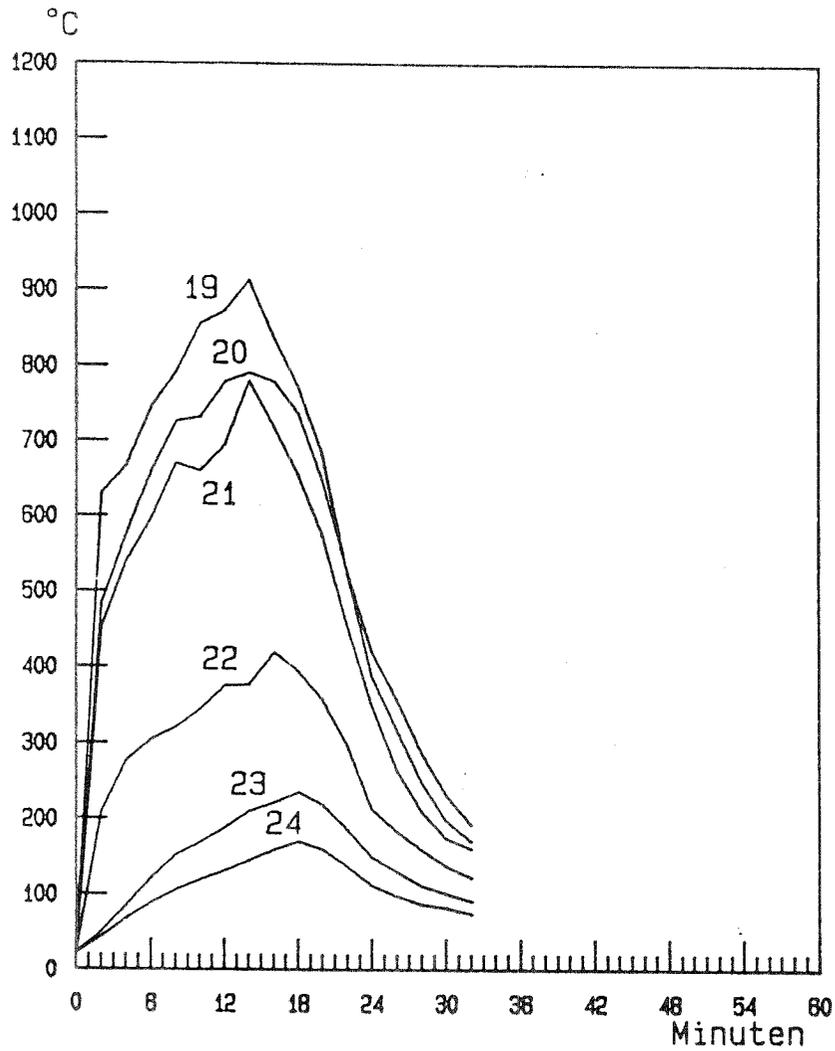


Temperaturverlauf in der Thermosäule "A"  
(Mess-Stellen 13 bis 18)

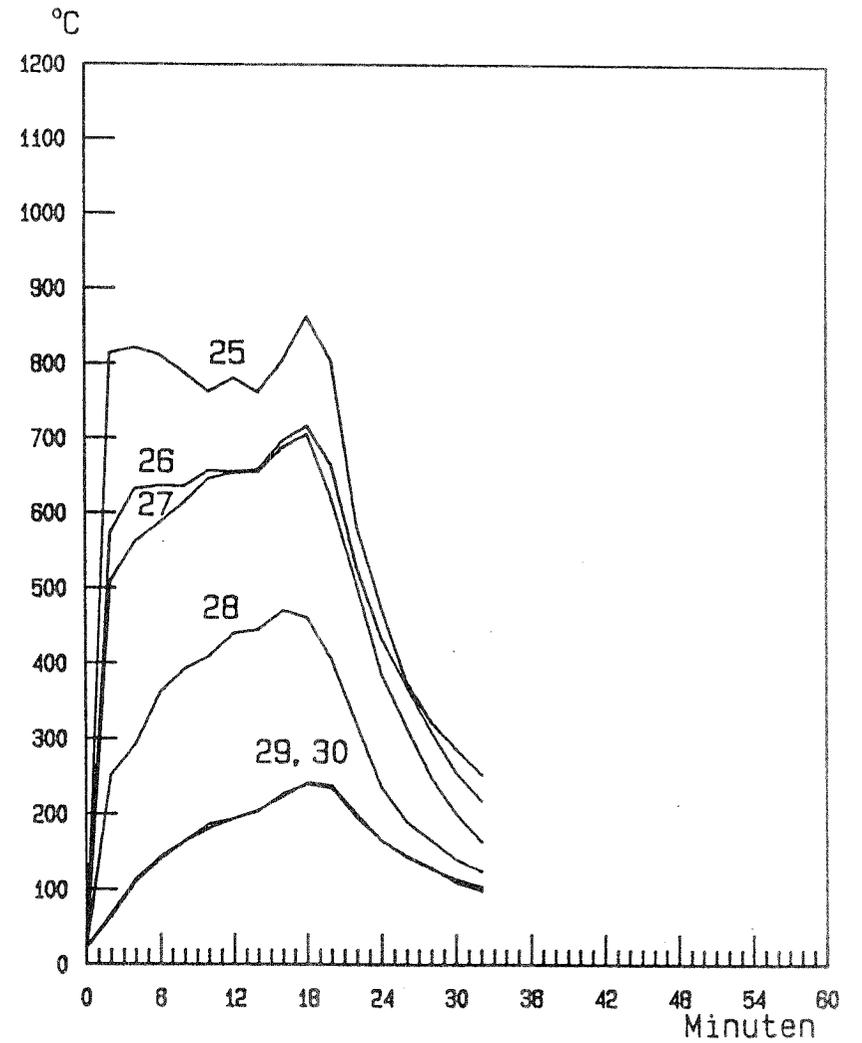


Temperaturverlauf in der Thermosäule "D"

Anhang 3.9.2

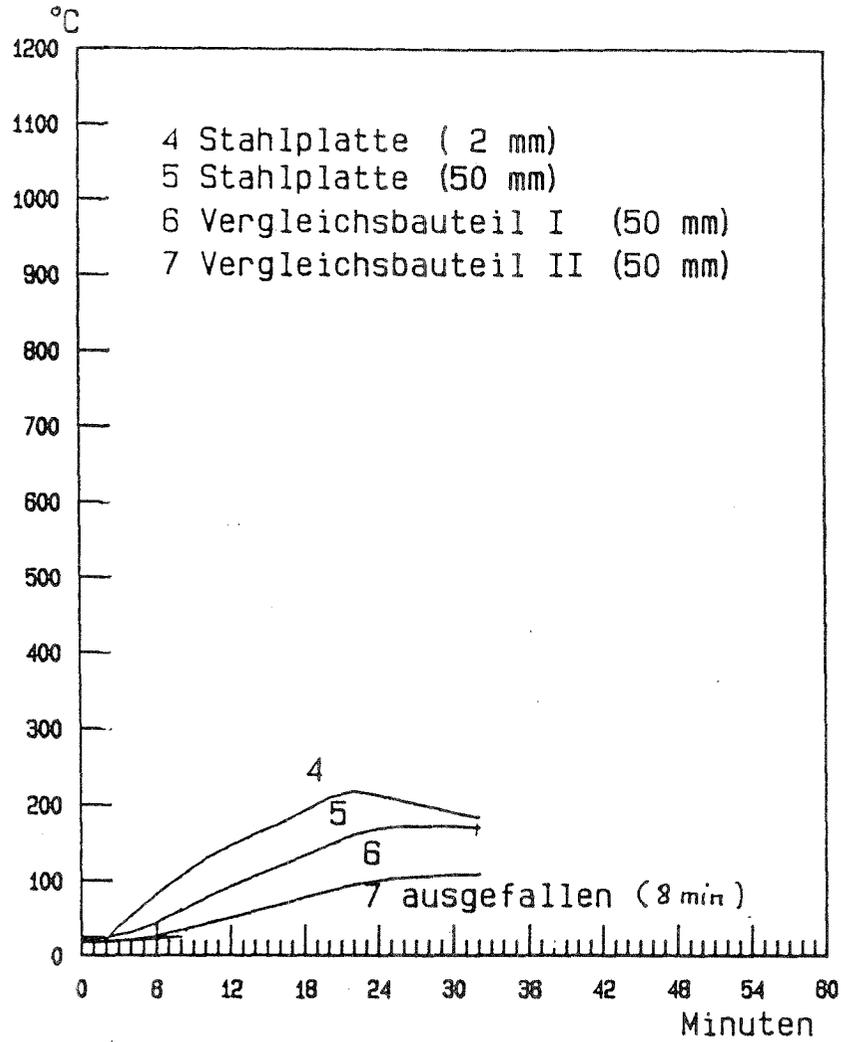


Temperaturverlauf in der Thermosäule "B"  
(Mess-Stellen 19 bis 24)

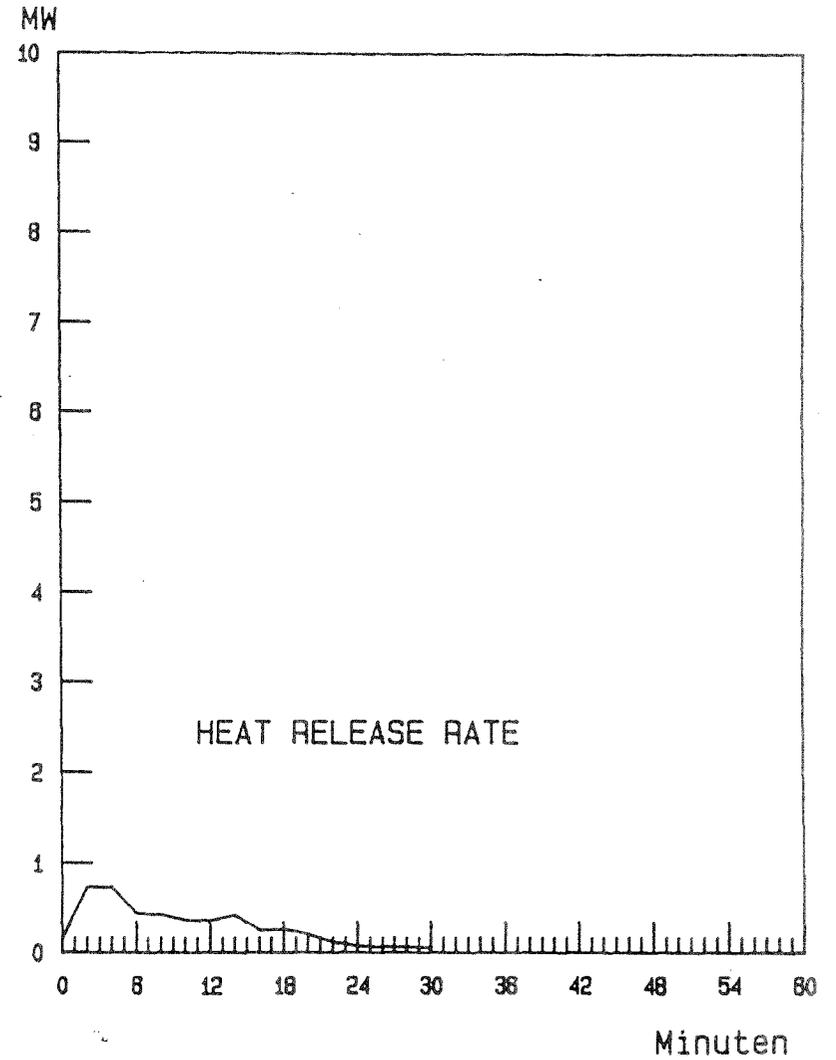


Temperaturverlauf in der Thermosäule "C"  
(Mess-Stellen 25 bis 30)

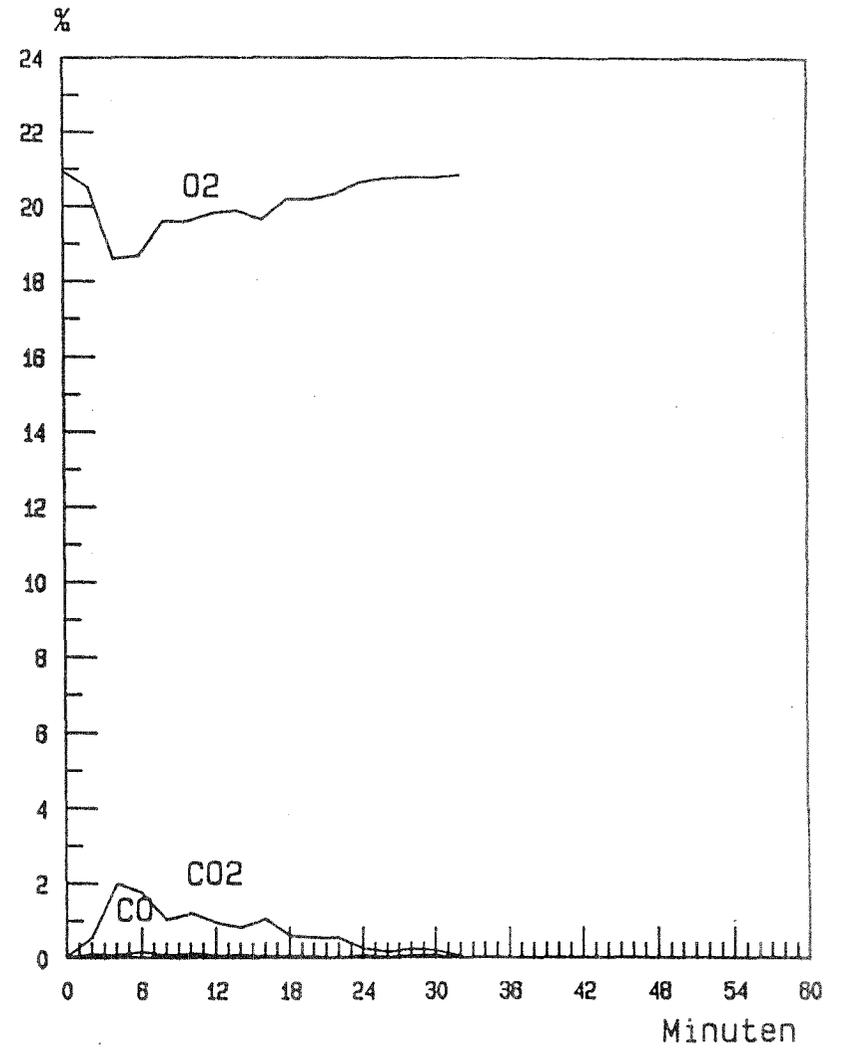
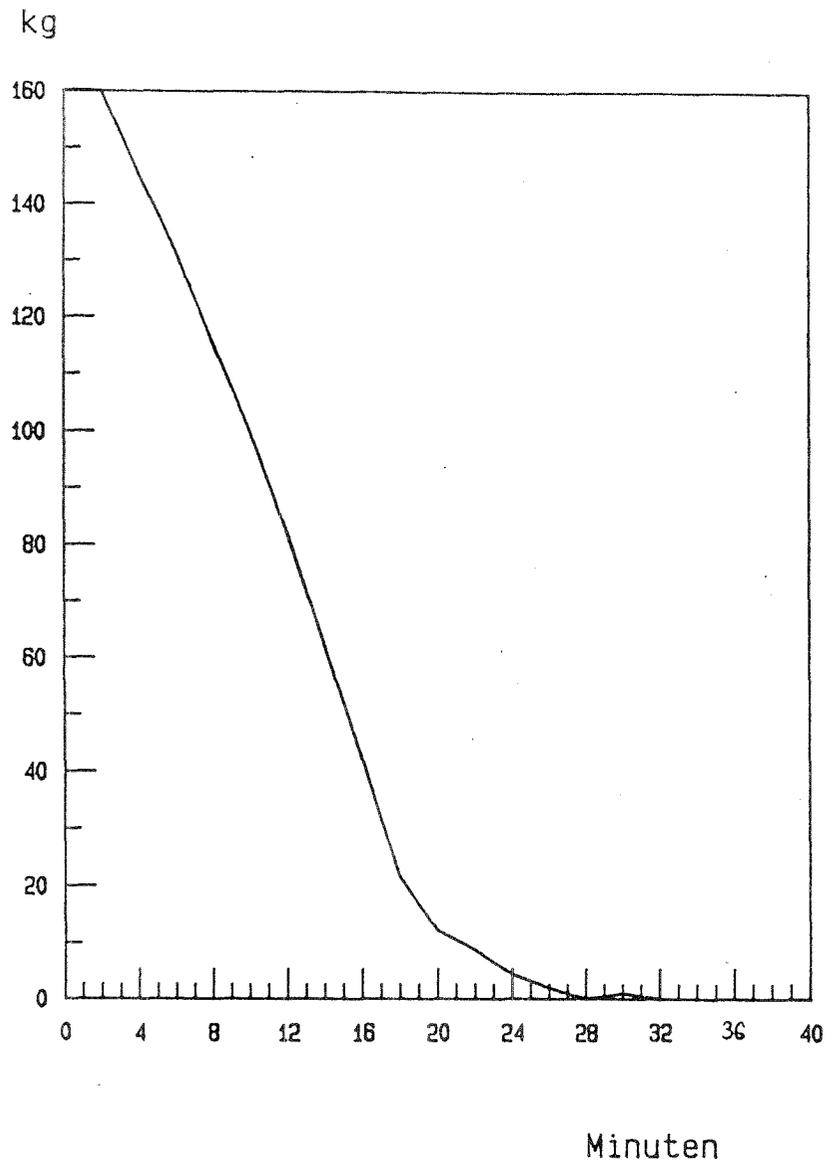
Anhang 3.9.3



Temperaturverlauf in den Vergleichsbauteilen

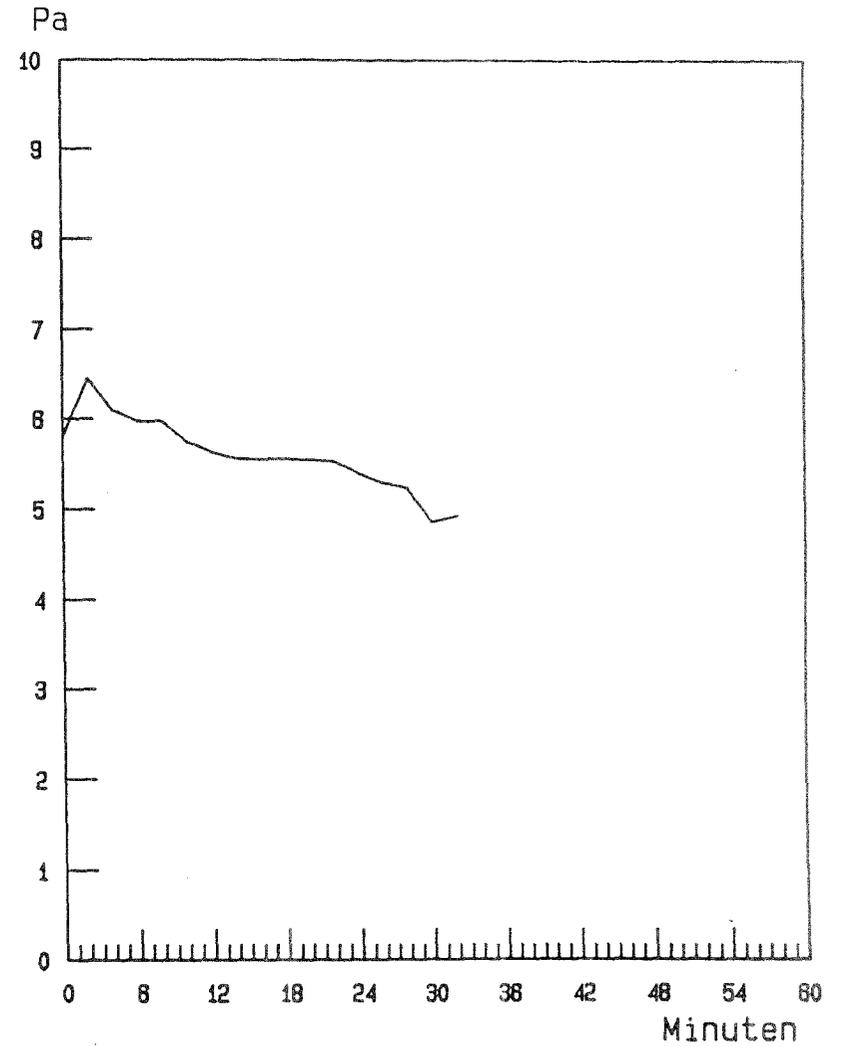
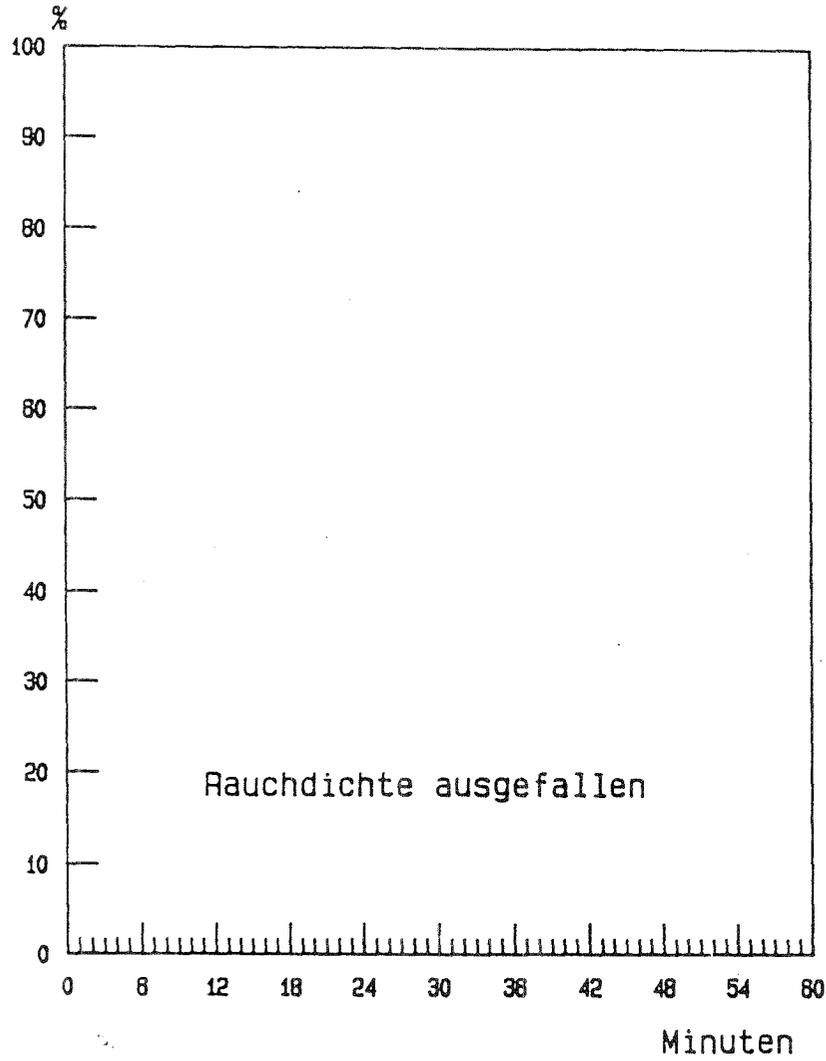


Anhang 3.9.4



O<sub>2</sub>, CO<sub>2</sub> und CO

Anhang 3.9.5

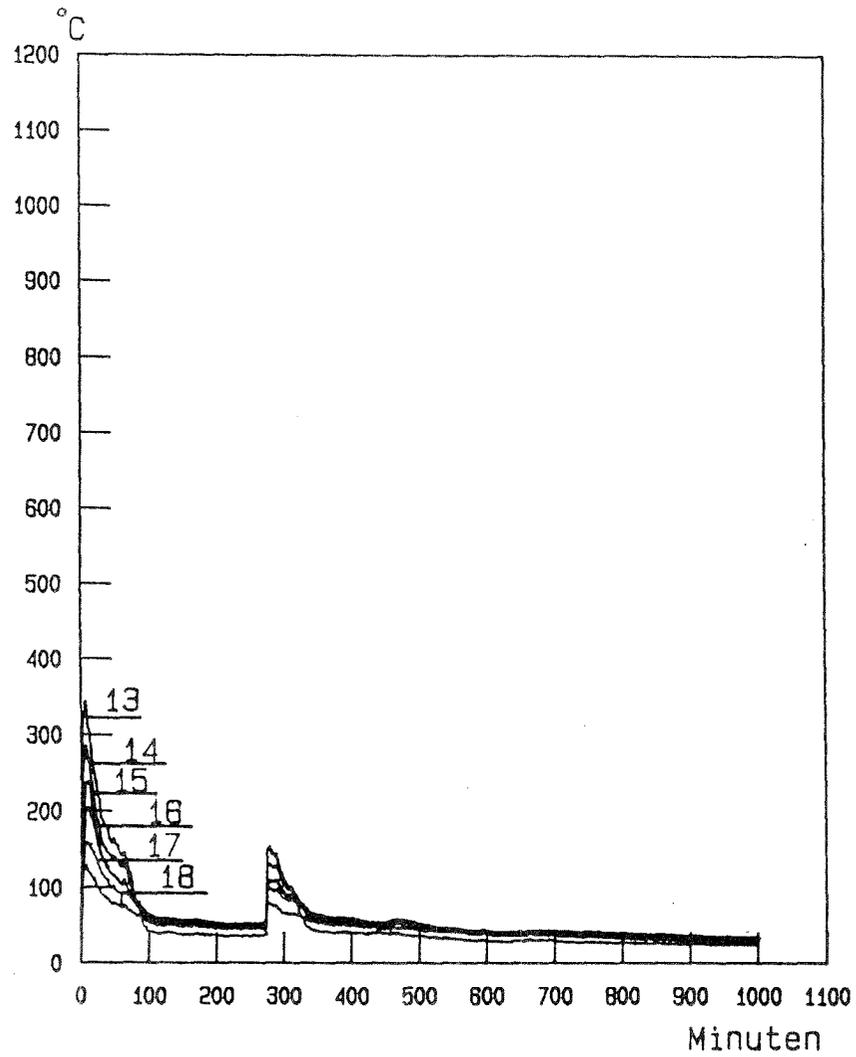


Druckdifferenzverlauf im Brandraum

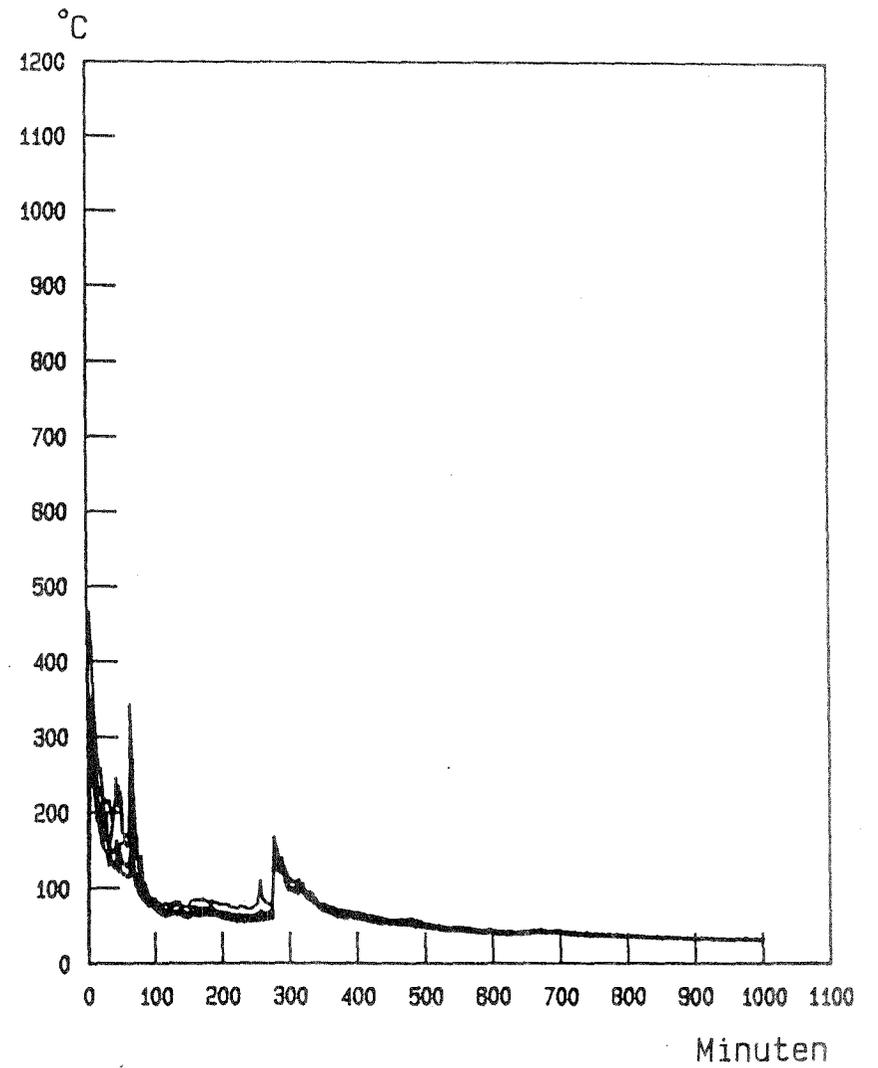
## **Versuch 4.4.3**

**467 kg Sanitärkrepp**

Anhang 3.10.1

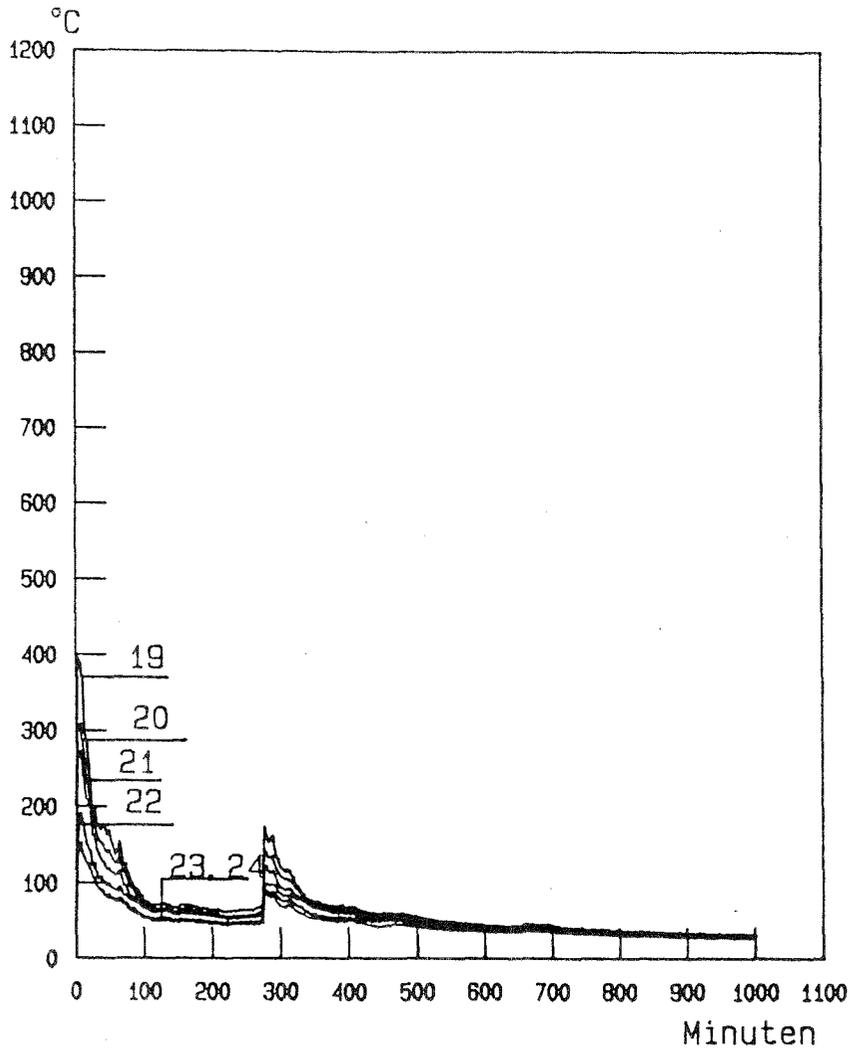


Temperaturverlauf in der Thermosäule "A"  
(Mess-Stellen 13 bis 18)

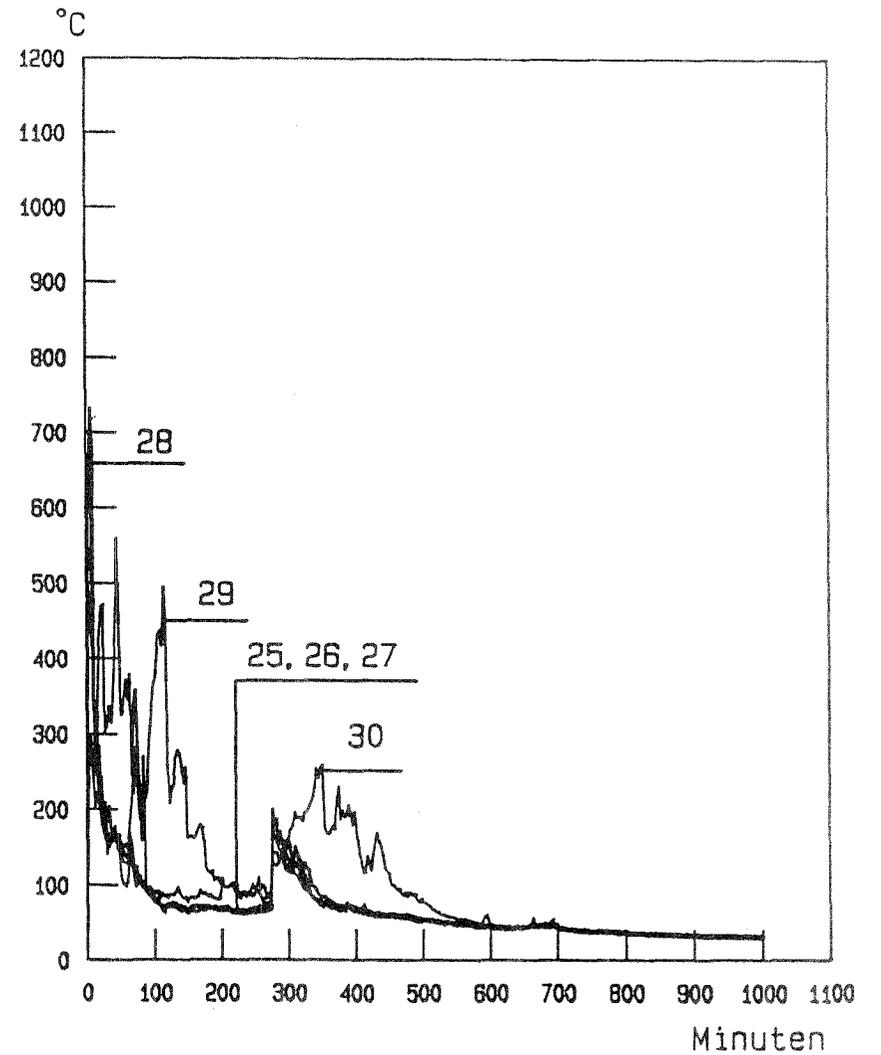


Temperaturverlauf in der Thermosäule "D"  
(Mess-Stellen 8 bis 12)

Anhang 3.10.2

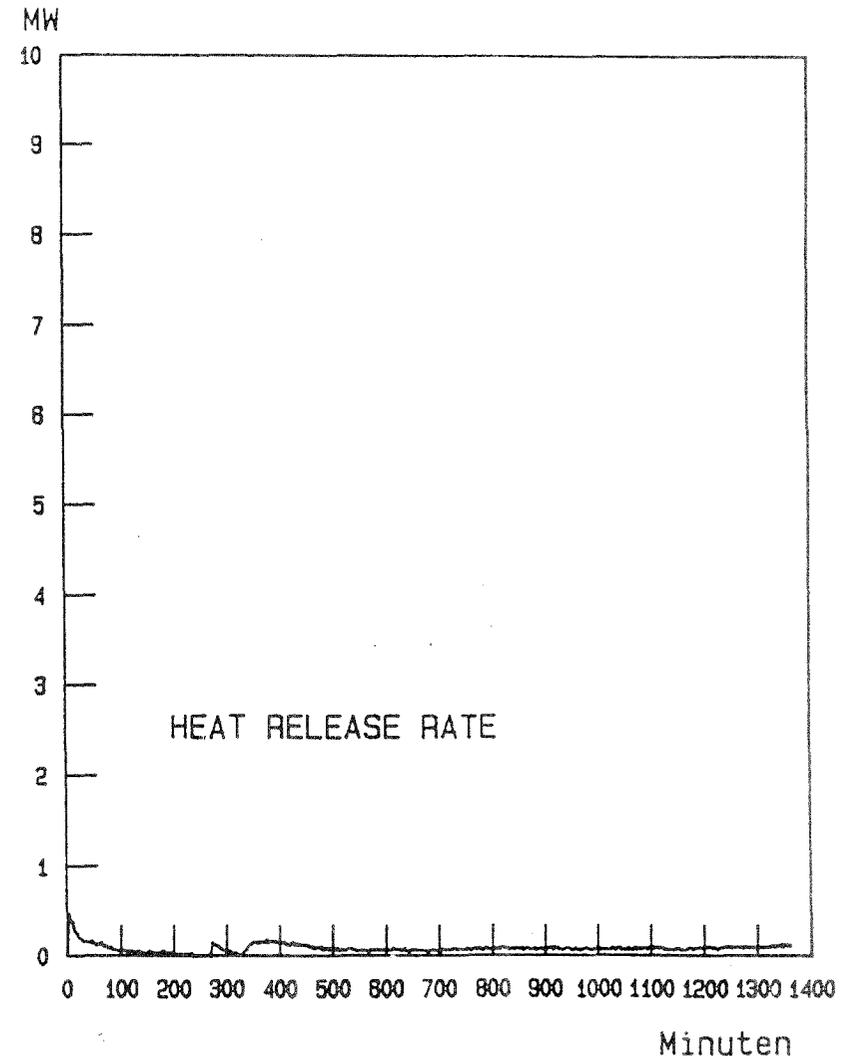
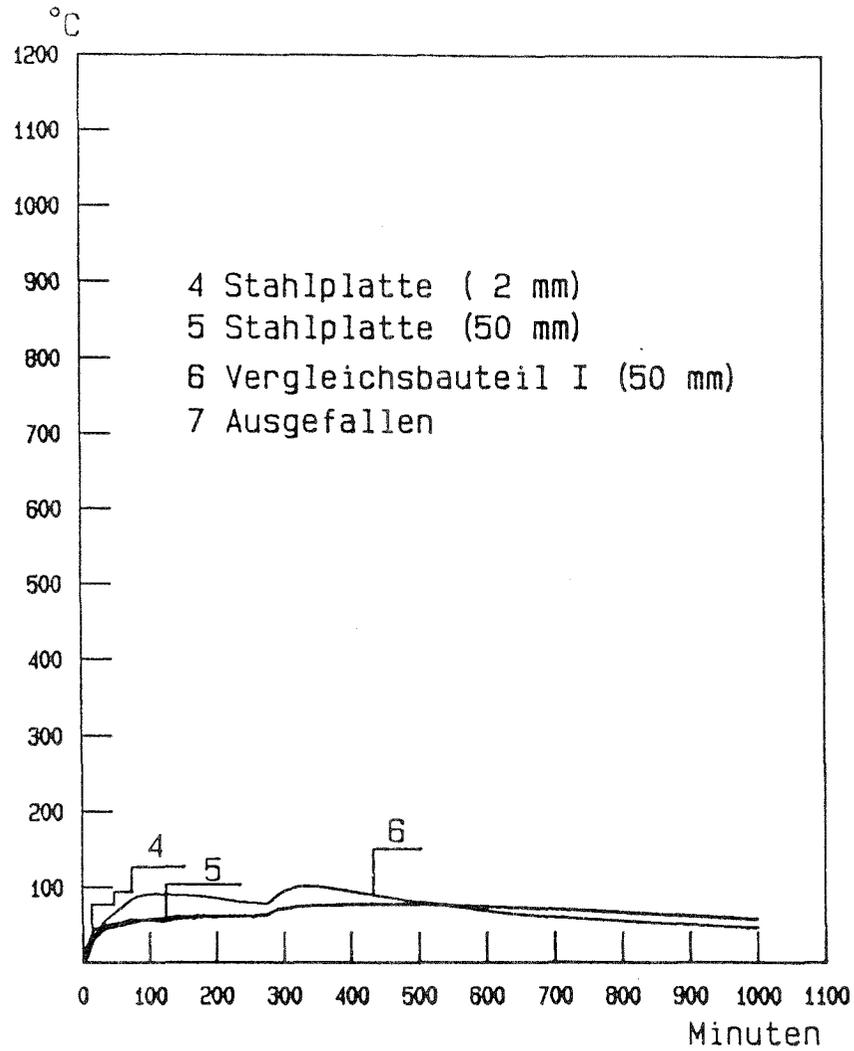


Temperaturverlauf in der Thermosäule "B"  
(Mess-Stellen 19 bis 24)



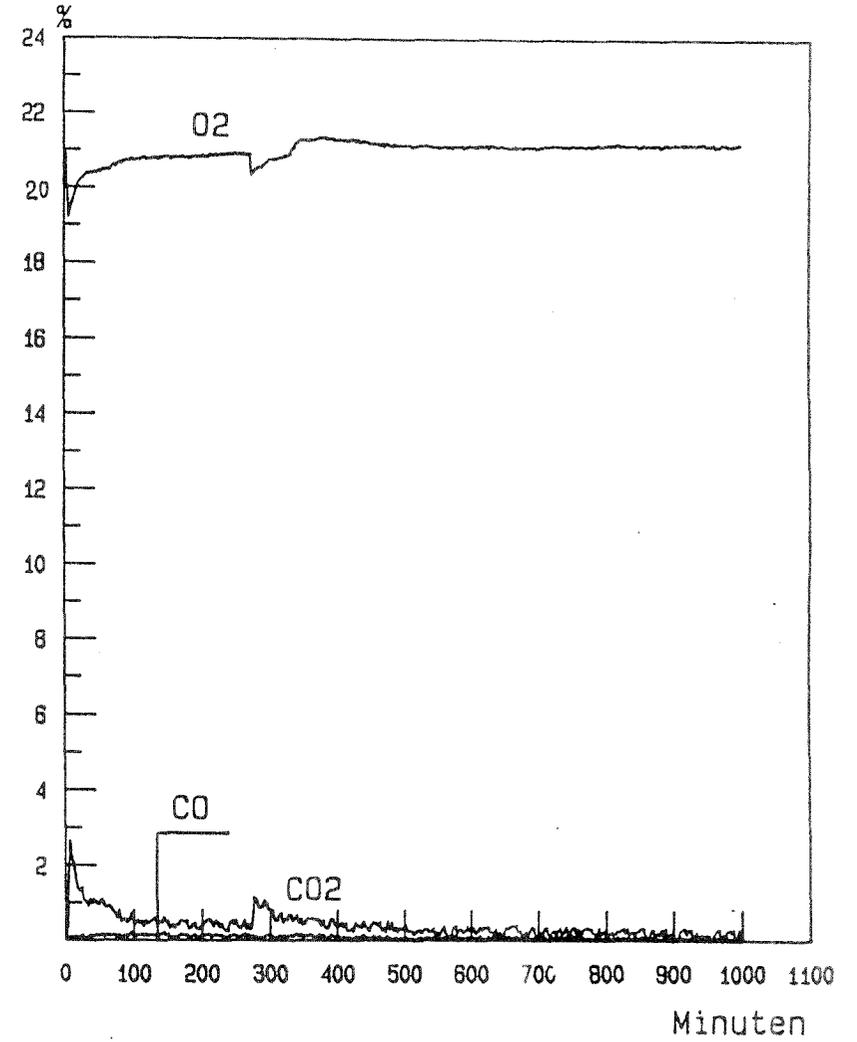
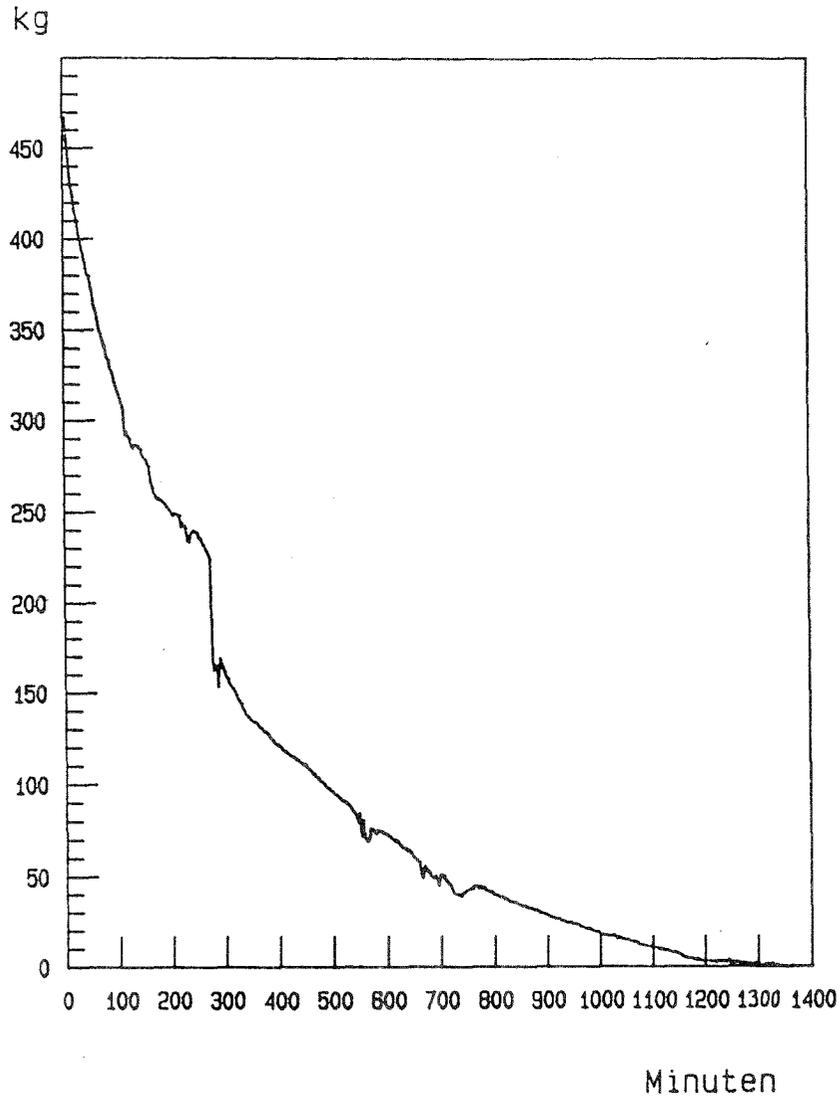
Temperaturverlauf in der Thermosäule "C"  
(Mess-Stellen 25 bis 30)

Anhang 3.10.3



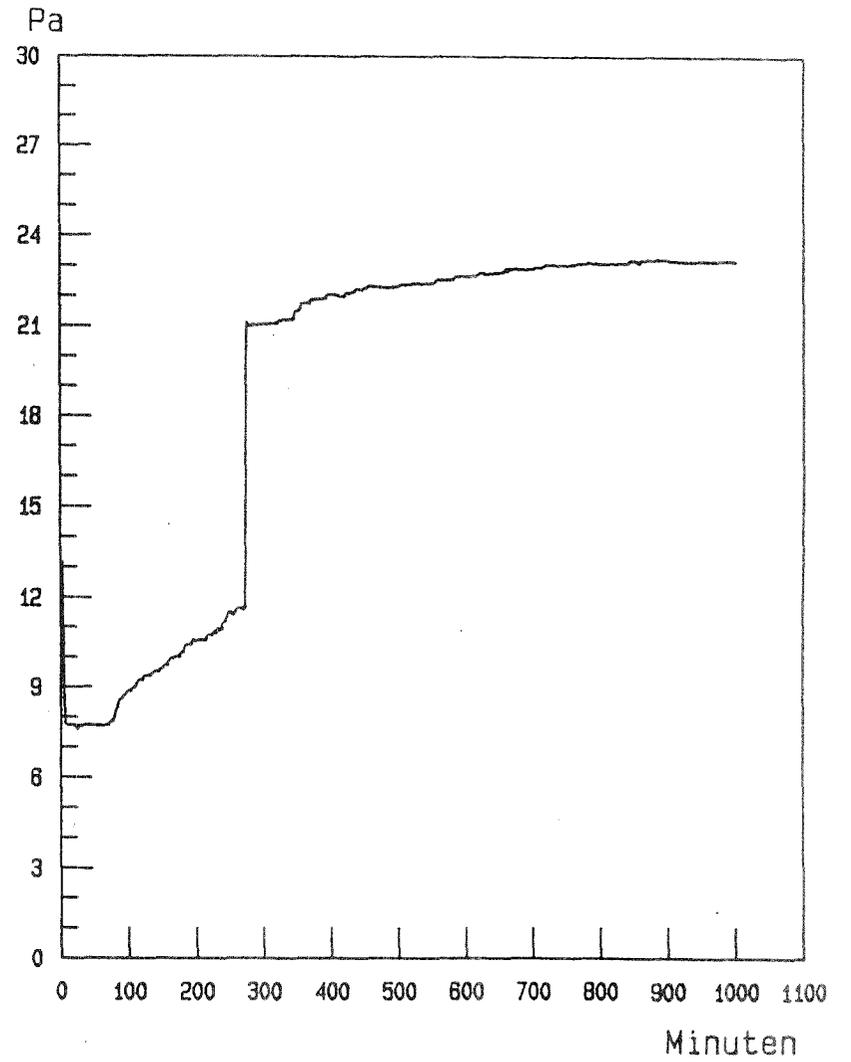
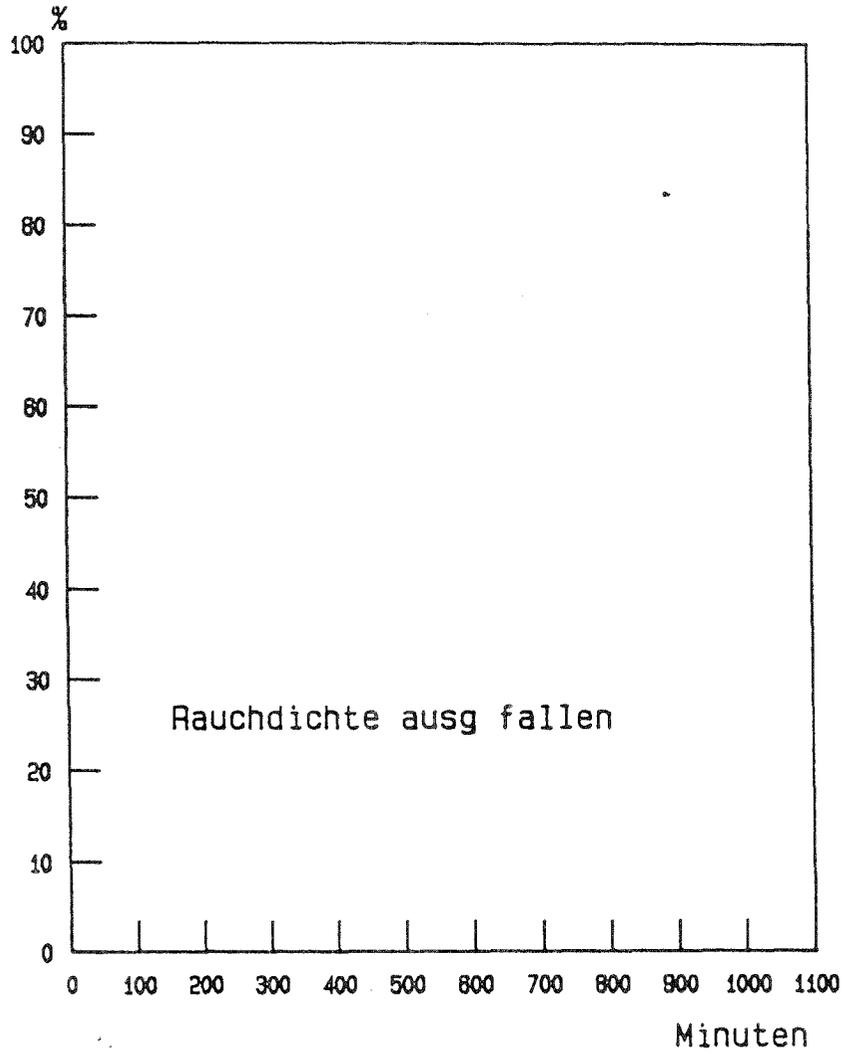
Temperaturverlauf in den Vergleichsbauteilen

Anhang 3.10.4



O<sub>2</sub>, CO<sub>2</sub> und CO

Anhang 3.10.5

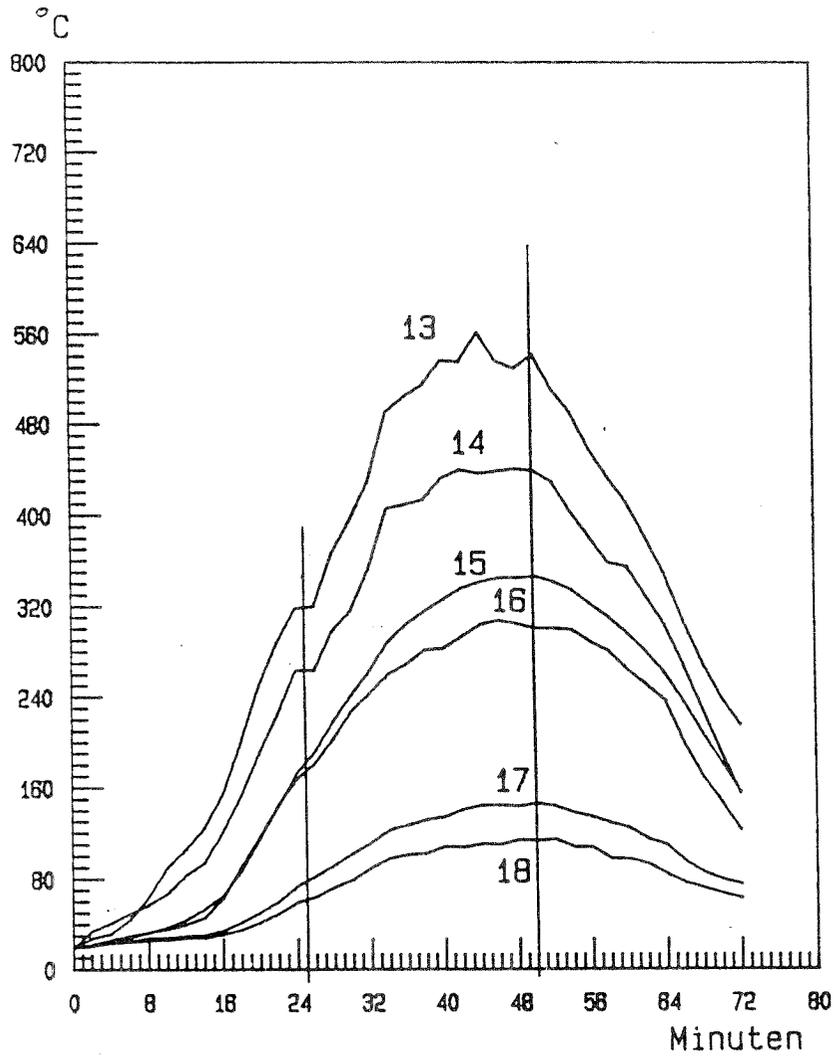


Druckdifferenzverlauf im Brandraum

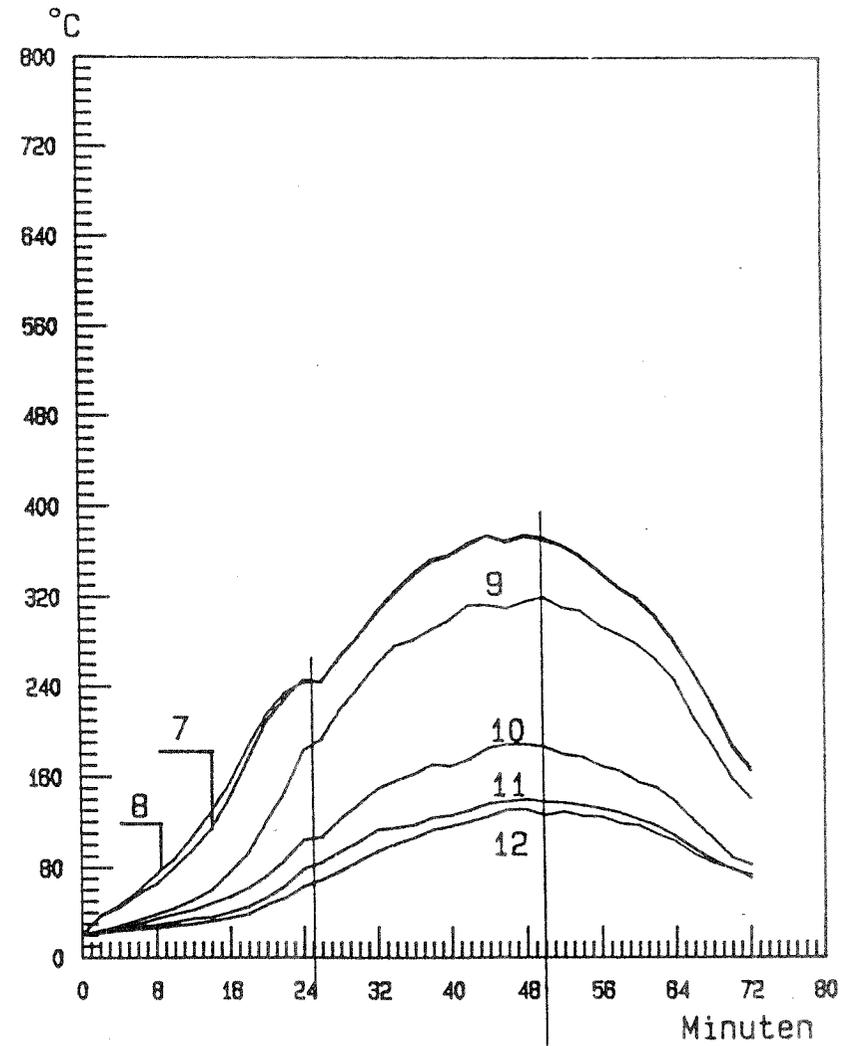
## **Versuch 4.5.1**

**51 kg Propylen-Teile**

Anhang 3.11.1

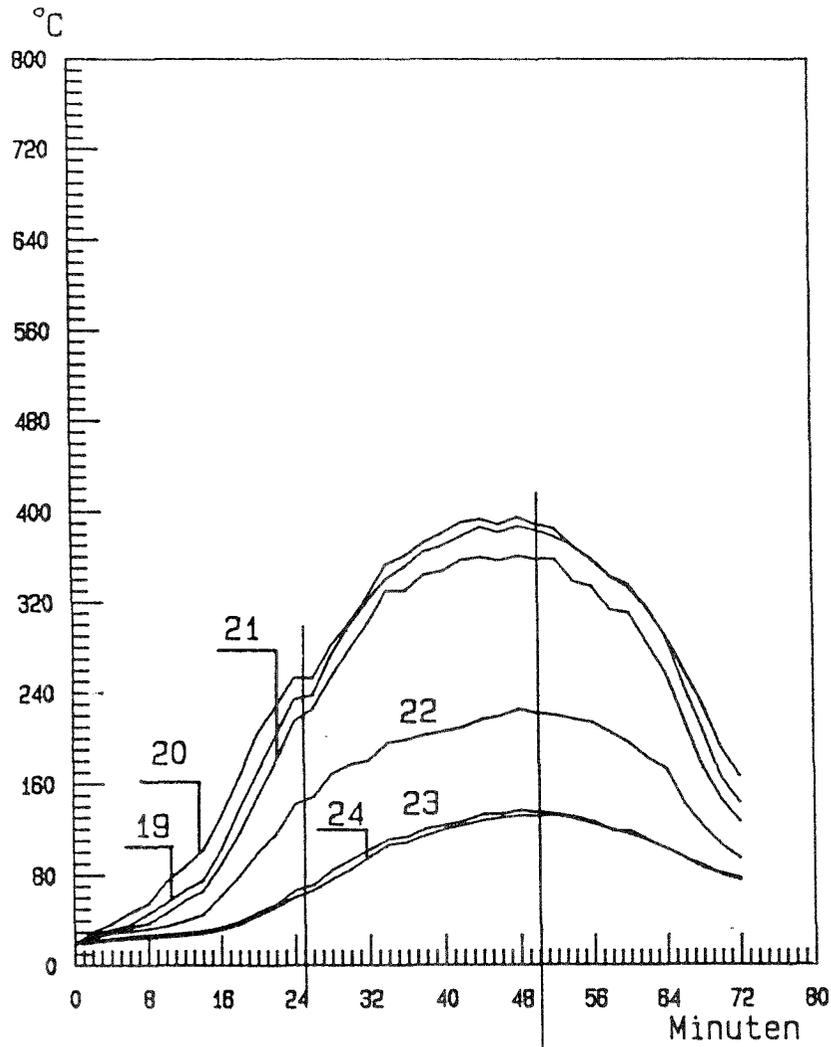


Temperaturverlauf in der Thermosäule "A"  
(Mess-Stellen 13 bis 18)

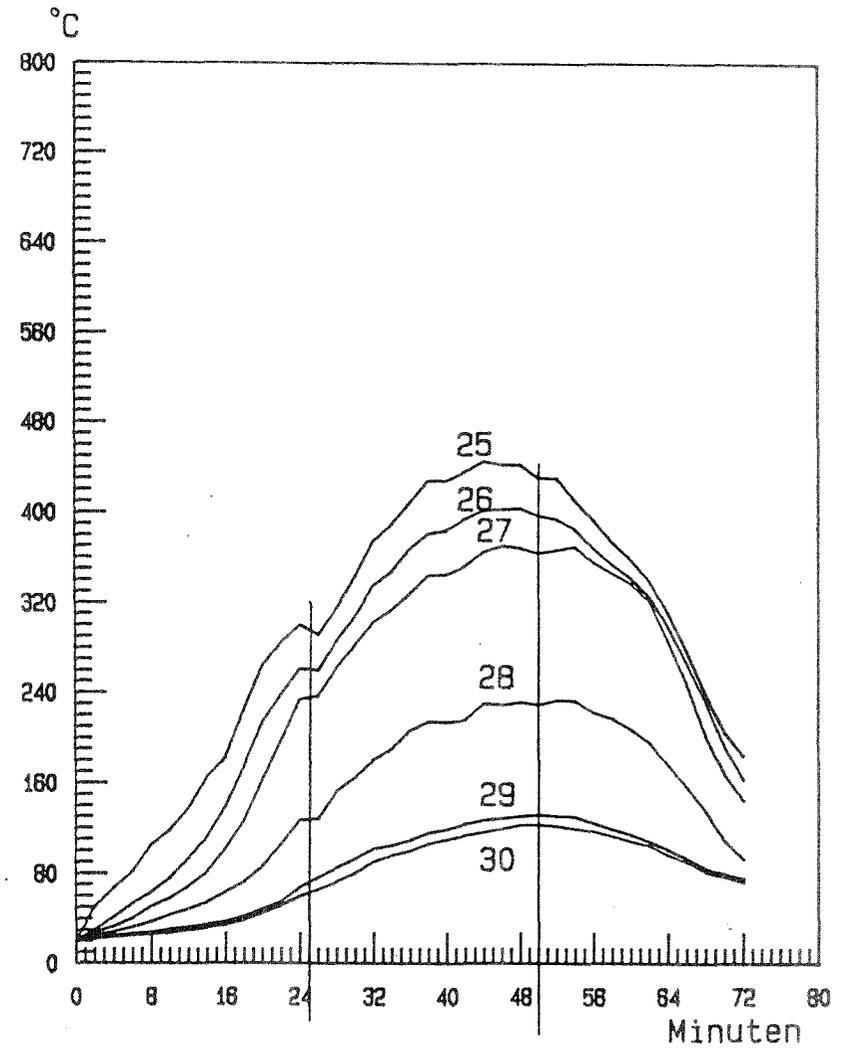


Temperaturverlauf in der Thermosäule "D"

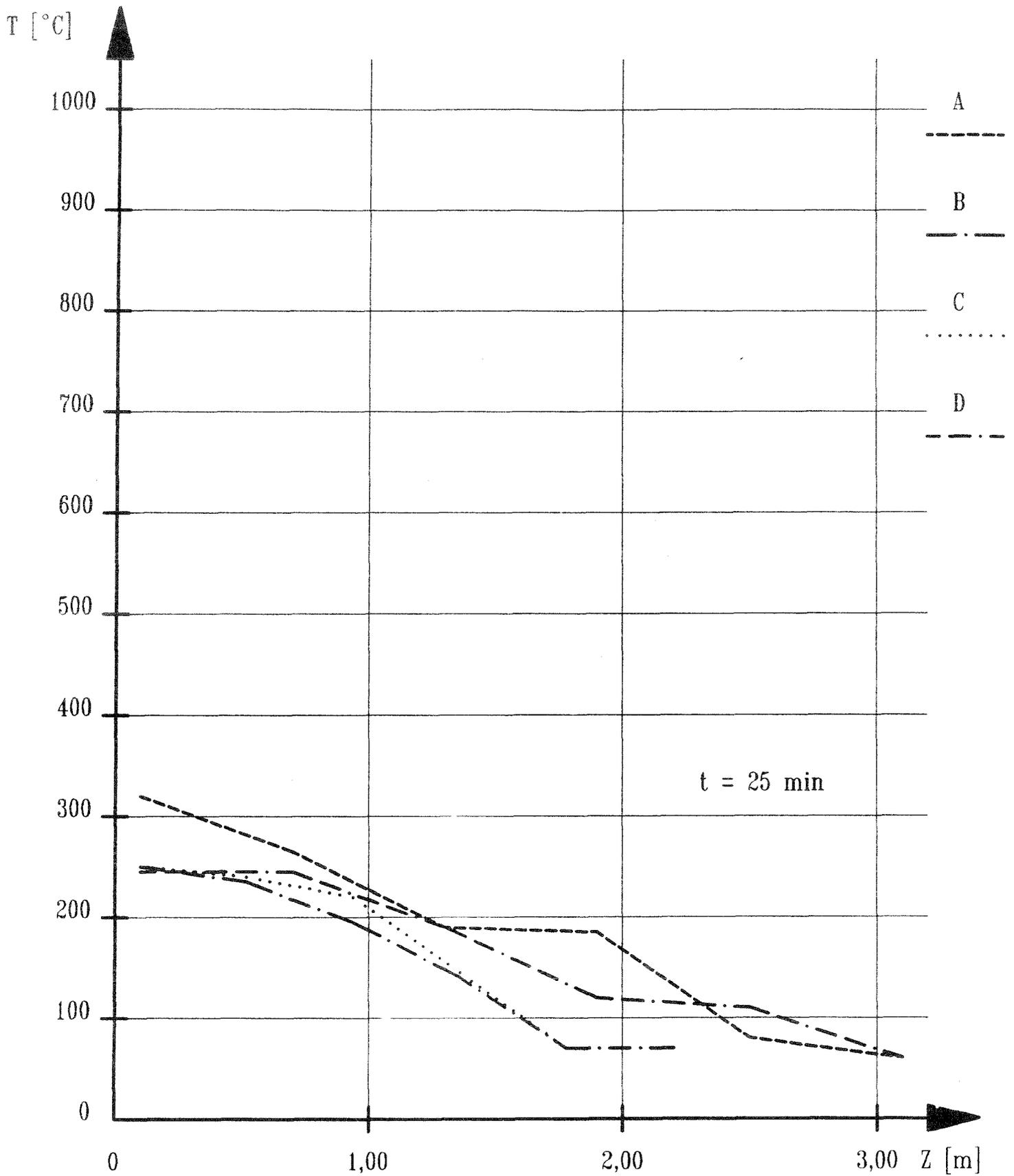
Anhang 3.11.2



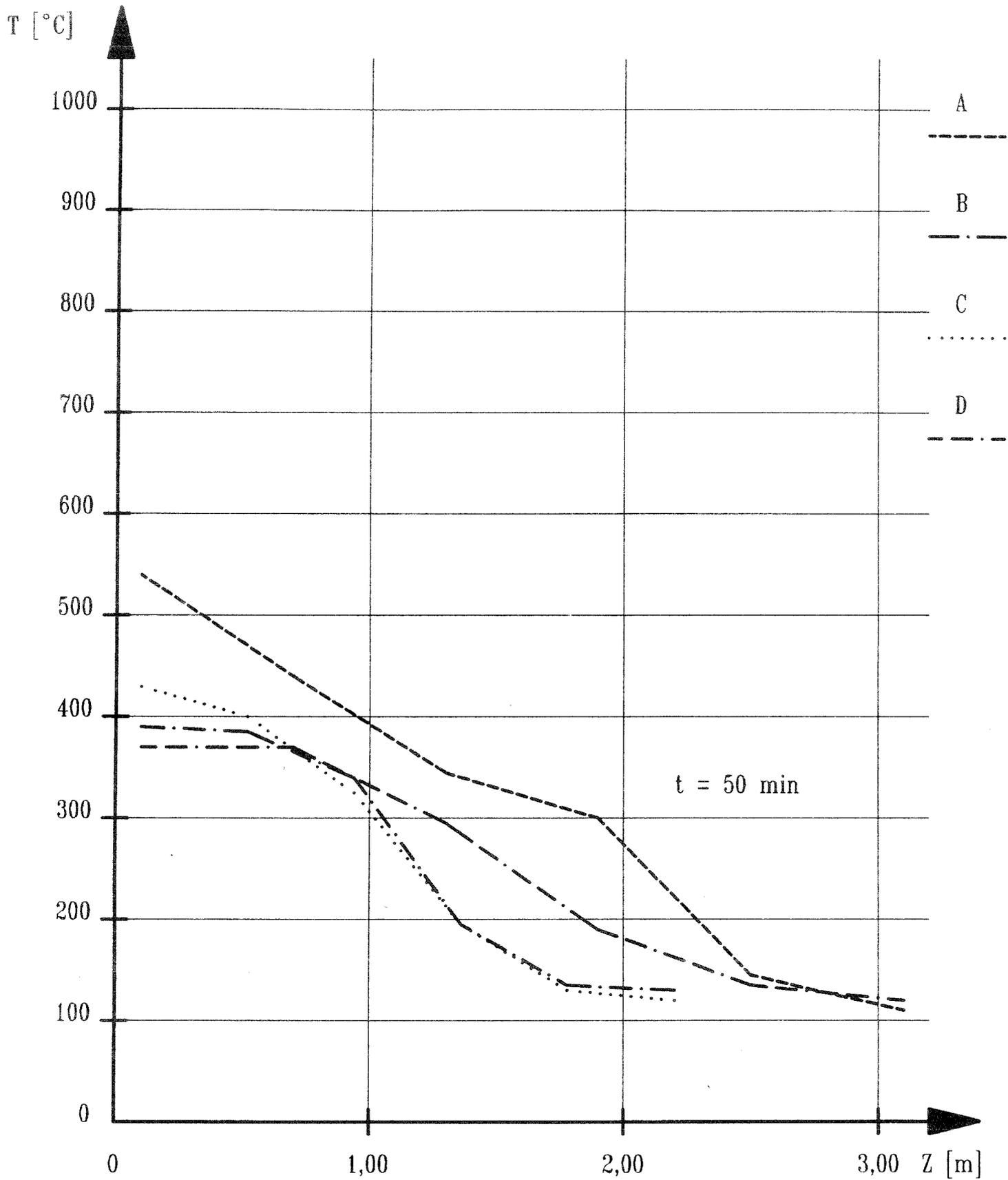
Temperaturverlauf in der Thermosäule "B"  
(Mess-Stellen 19 bis 24)



Temperaturverlauf in der Thermosäule "C"  
(Mess-Stellen 25 bis 30)

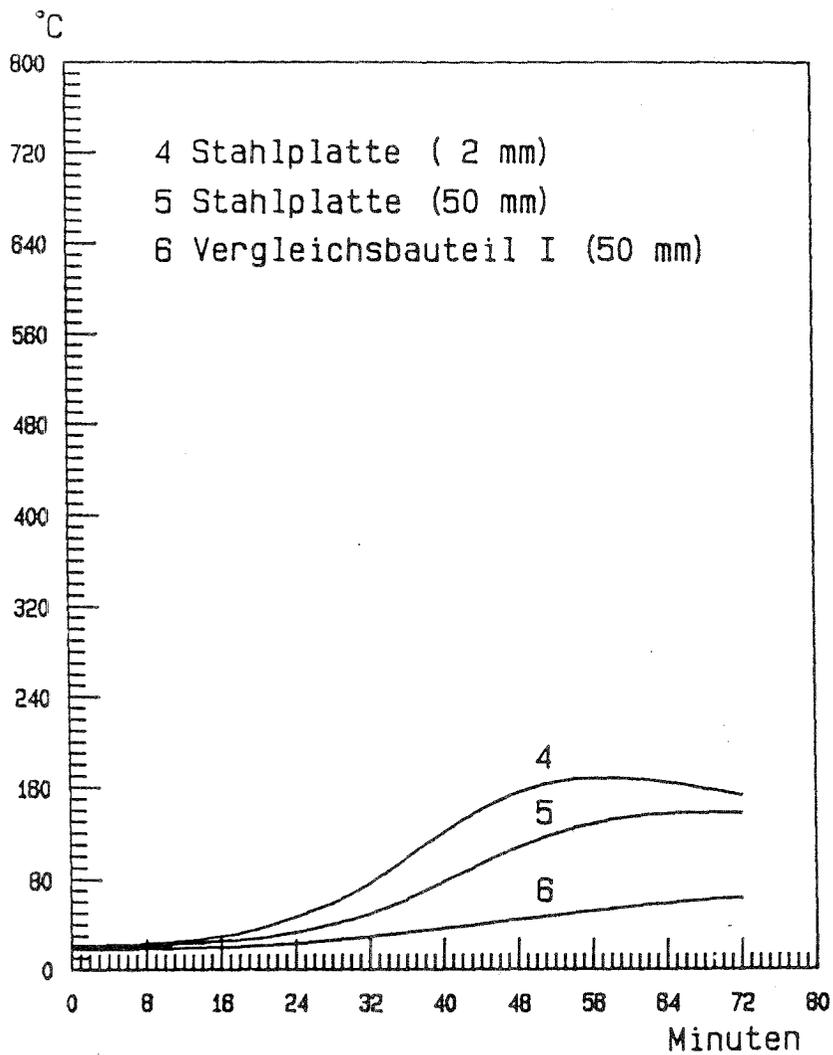


Temperaturverteilung über die Raumhöhe für  
den m - Faktorversuch 4.5.1

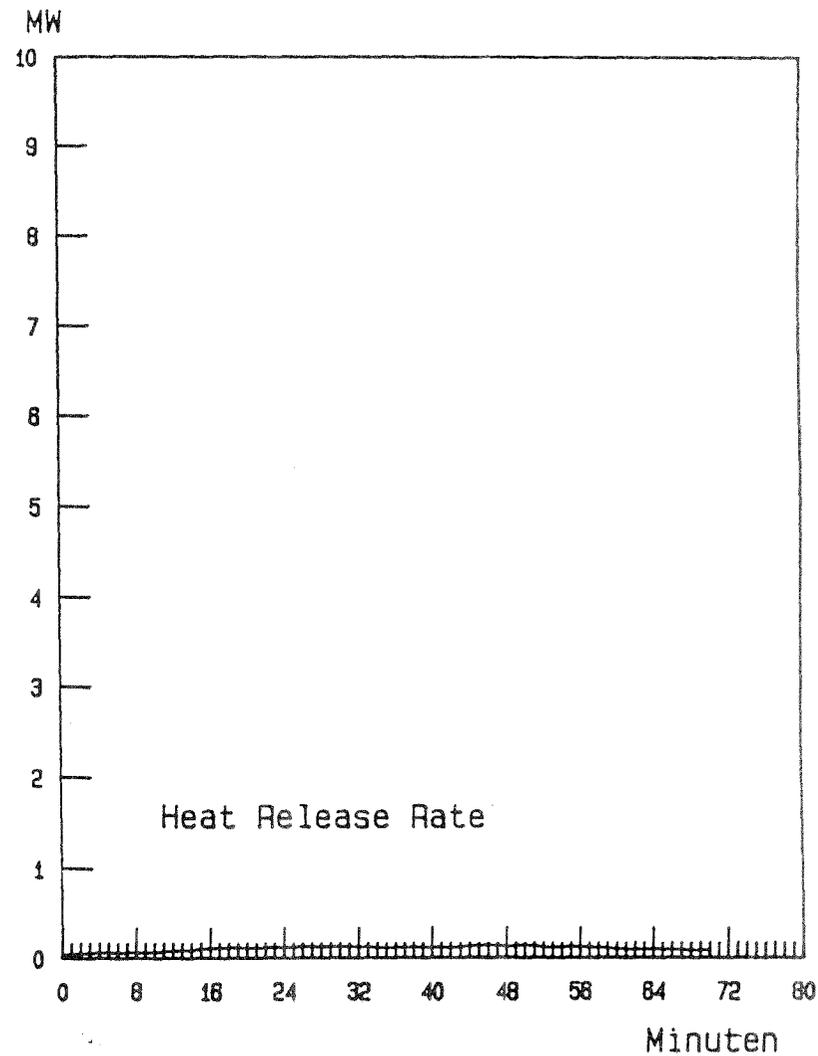


Temperaturverteilung über die Raumhöhe für den m - Faktorversuch 4.5.1

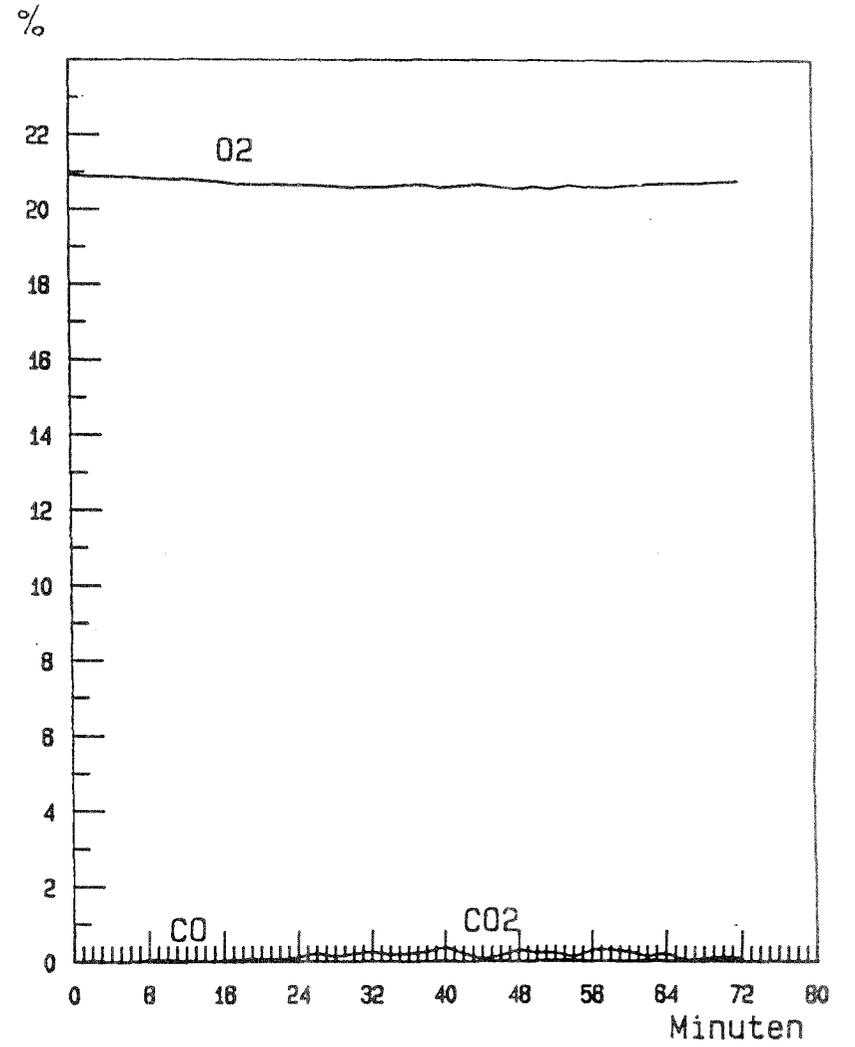
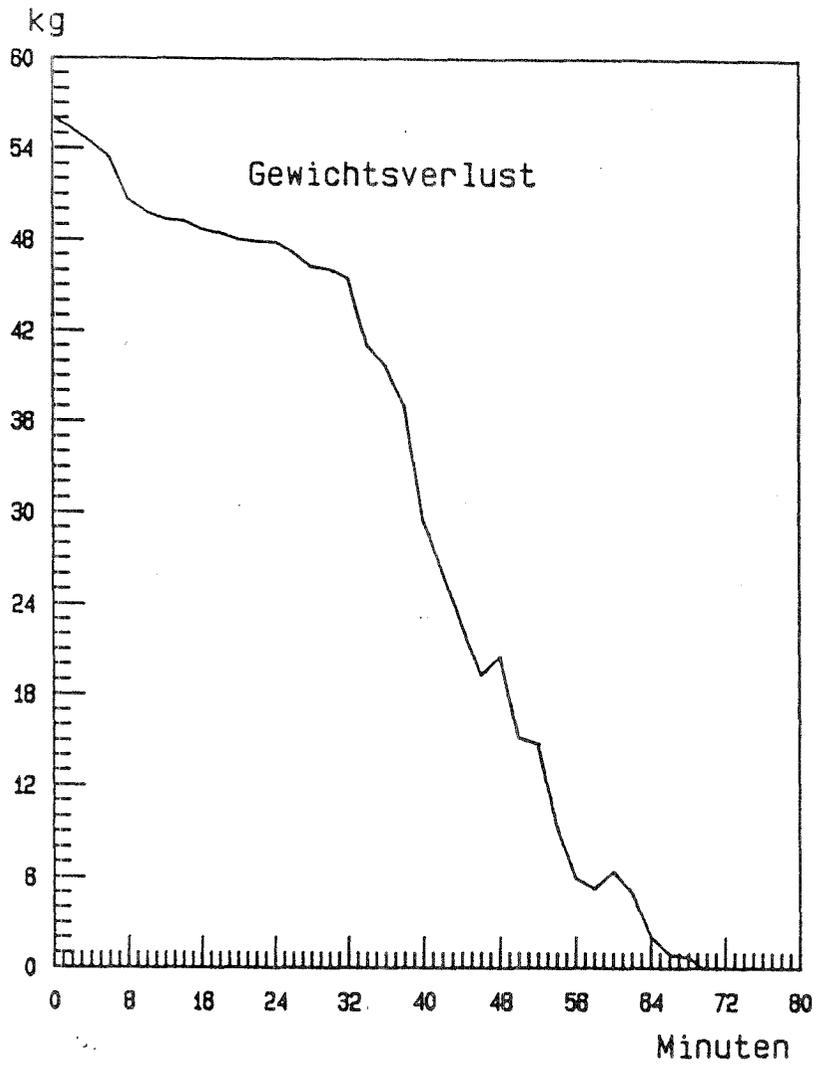
Anhang 3.11.5



Temperaturverlauf in den Vergleichsbauteilen

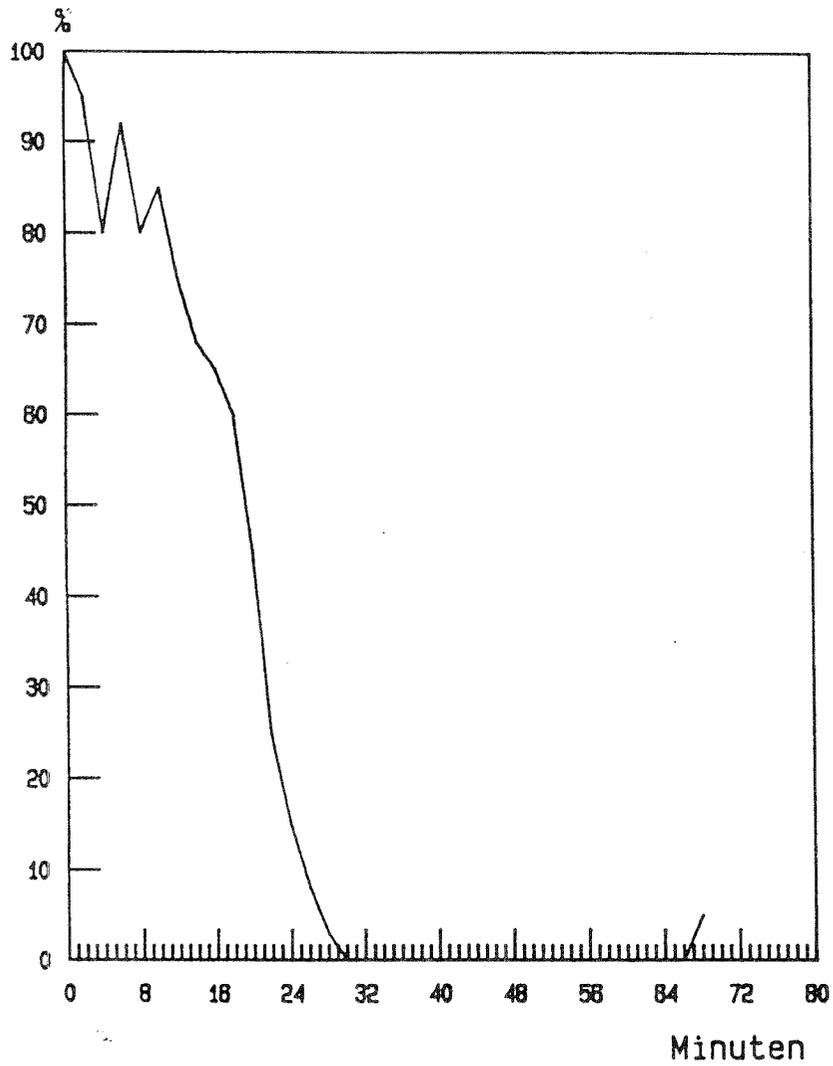


Anhang 3.11.6

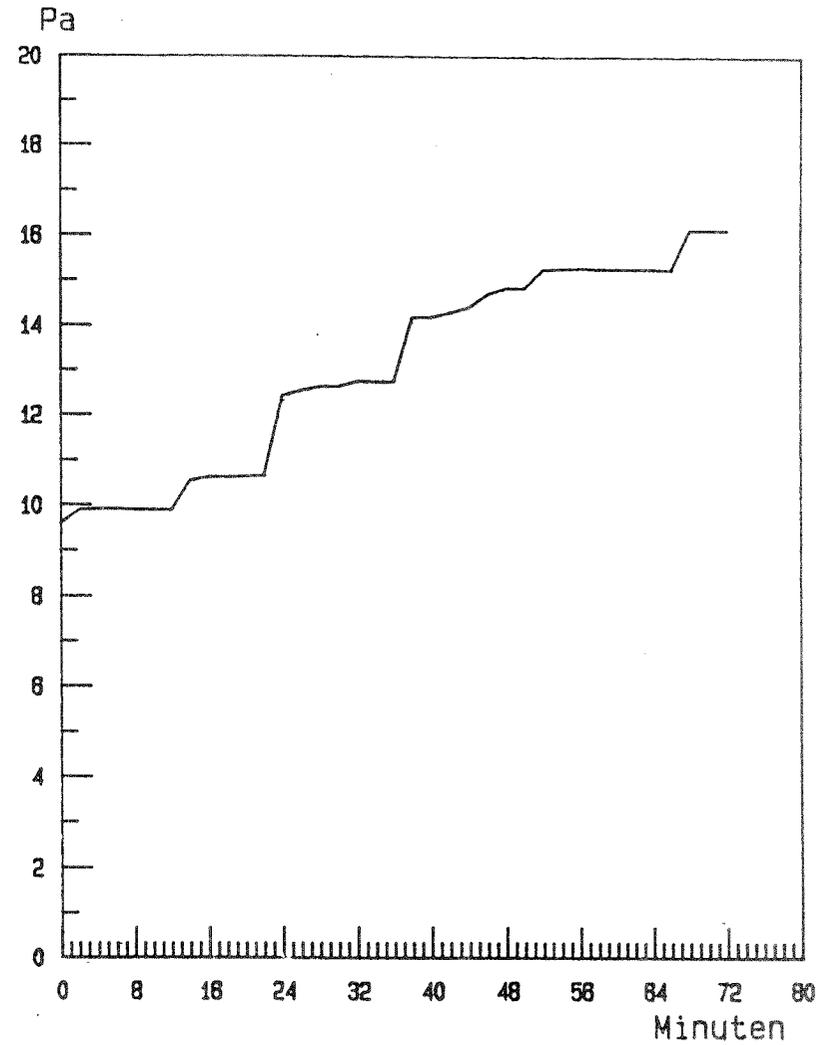


O2, CO2 und CO

Anhang 3.11.7



relative Durchlassigkeit



Druckdifferenzverlauf im Brandraum

## **Versuch 3.2.1.a**

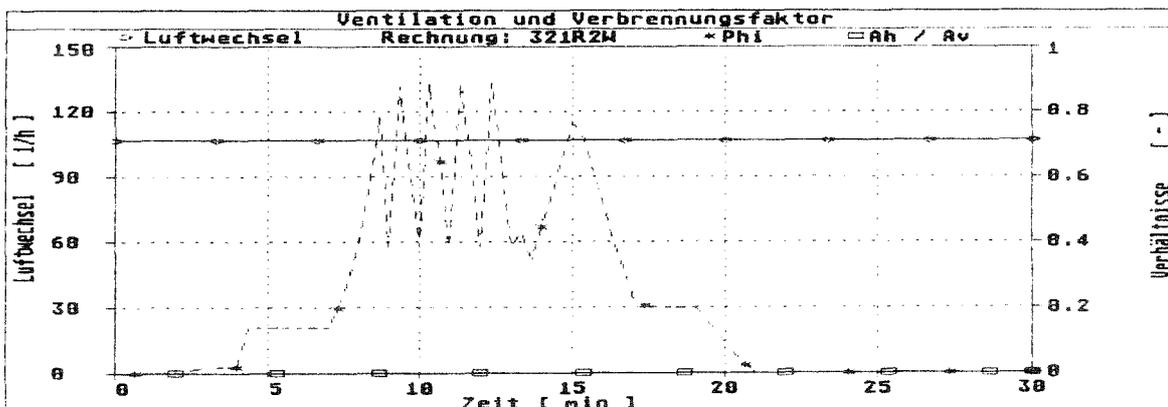
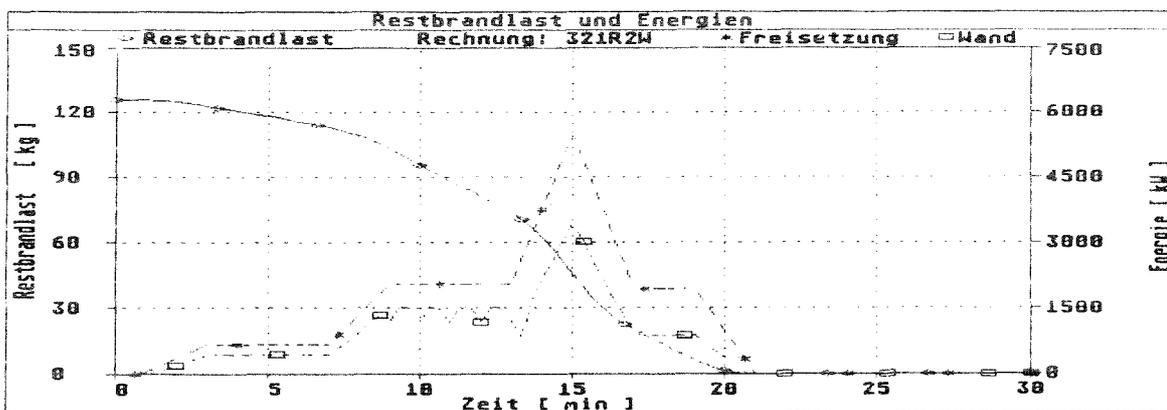
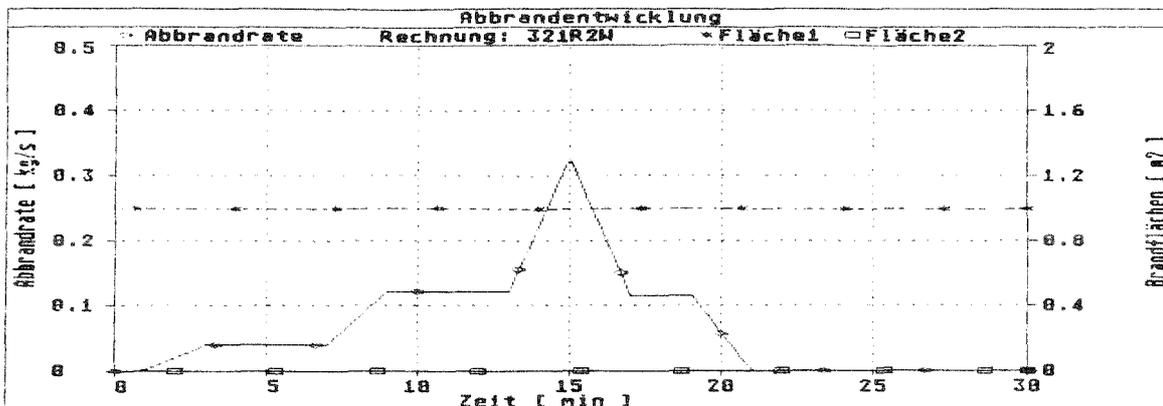
**126 kg Kanthölzer 40 x 40 mm**

## **Anhang 4**

### **Ergebnisse der Simulationsrechnung für ausgewählte Versuche**

Versuch	3.2.1.a	Anhang 4.1
Versuch	3.2.3.b	Anhang 4.2
Versuch	3.2.6	Anhang 4.3
Versuch	3.2.8	Anhang 4.4
Versuch	4.1.2	Anhang 4.5
Versuch	4.2.2	Anhang 4.6
Versuch	4.2.3	Anhang 4.7
Versuch	4.3.2	Anhang 4.8
Versuch	4.3.5	Anhang 4.9
Versuch	4.4.3	Anhang 4.10
Versuch	4.5.1	Anhang 4.11

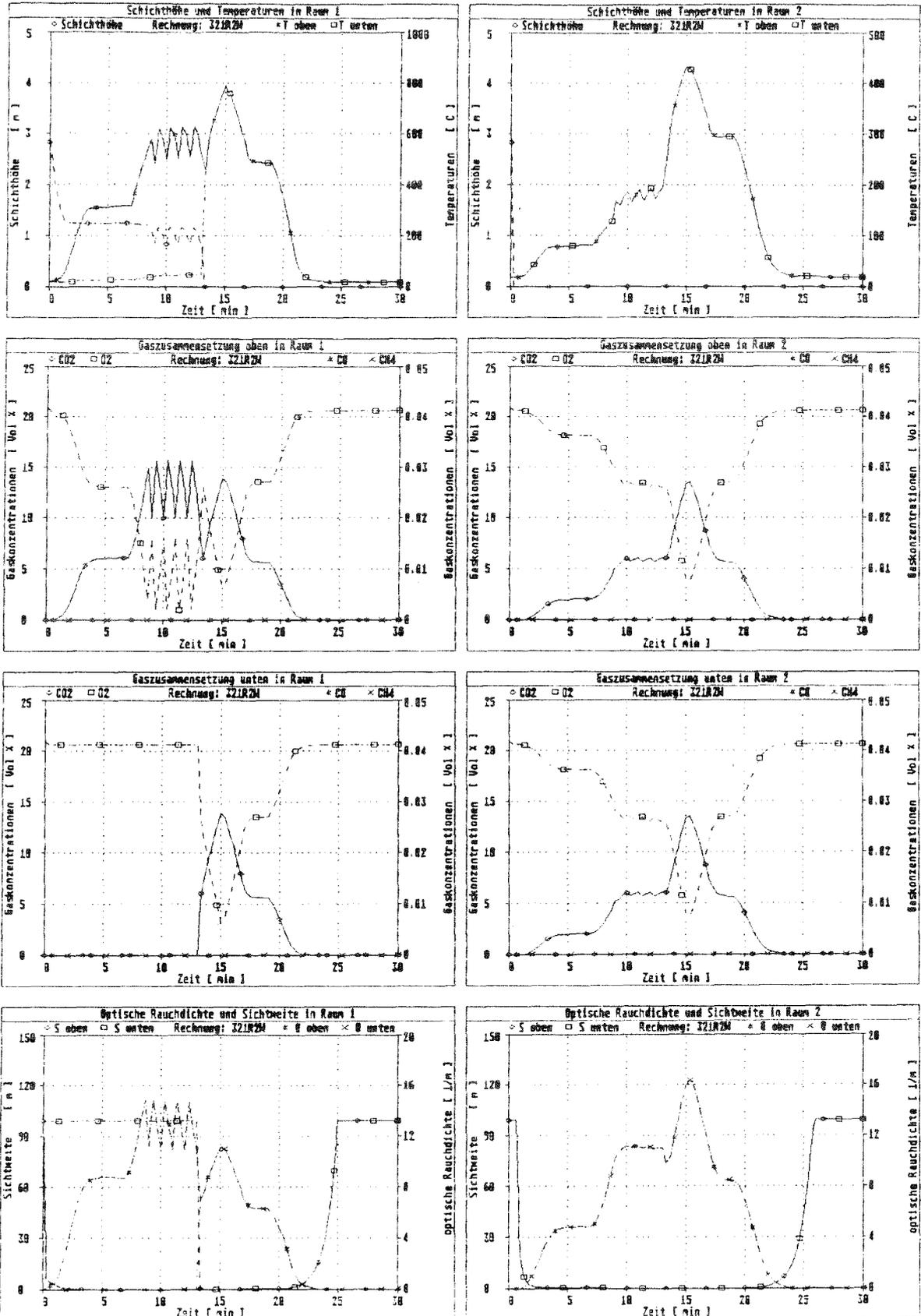
### Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 3.2.1.a  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

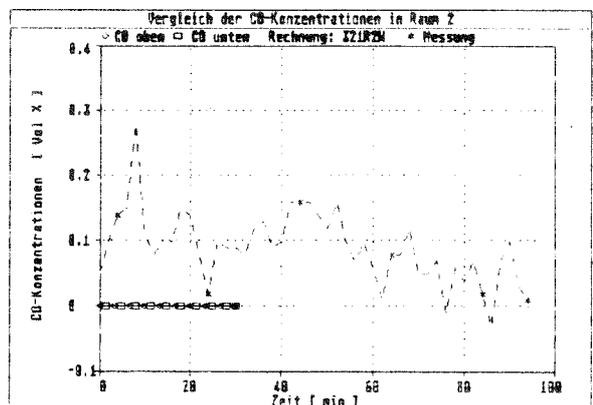
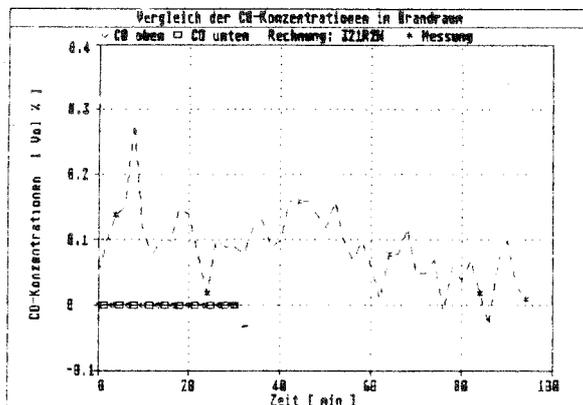
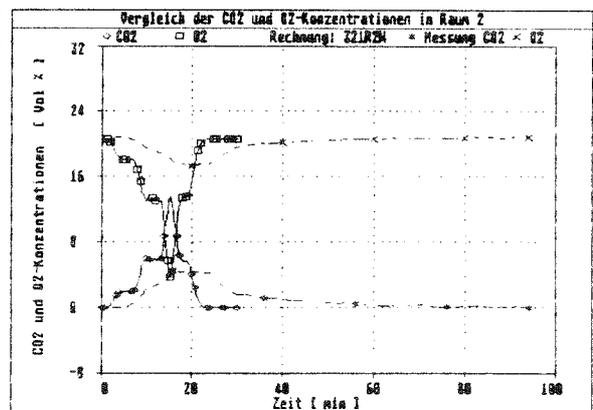
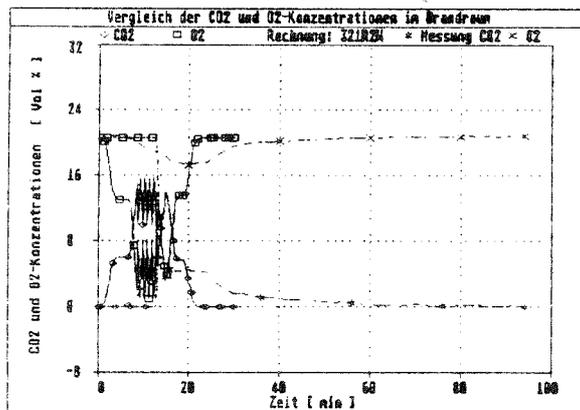
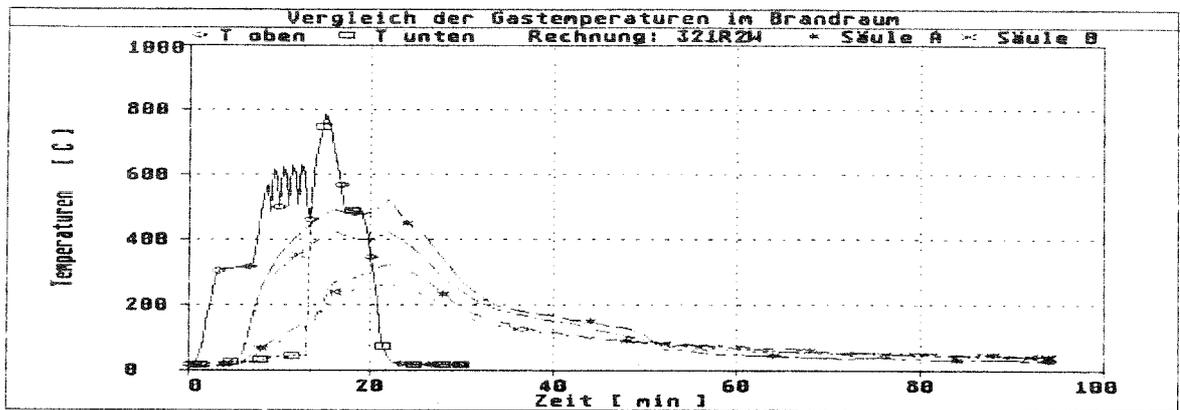
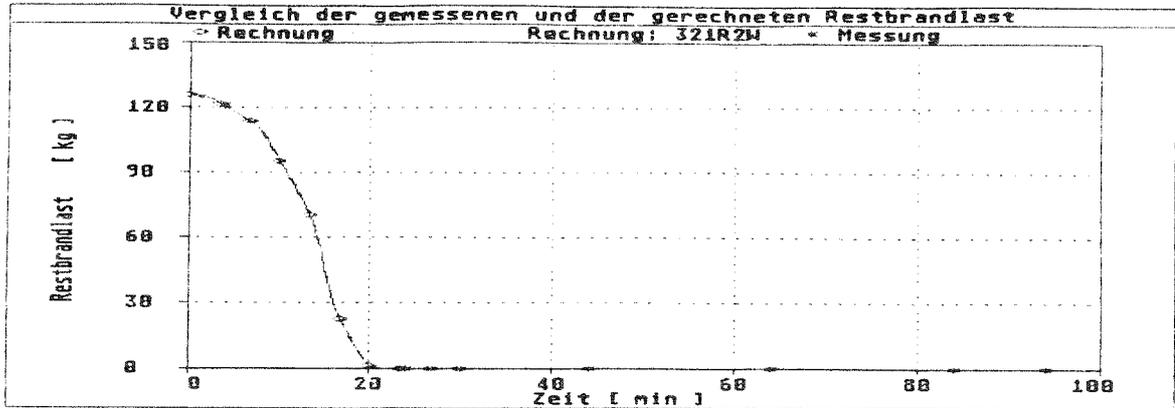
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 3.2.1.a  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

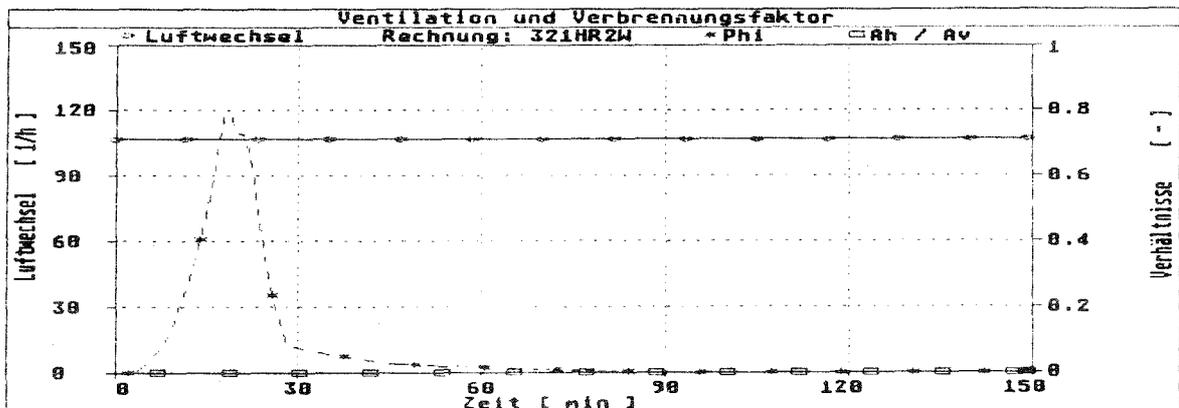
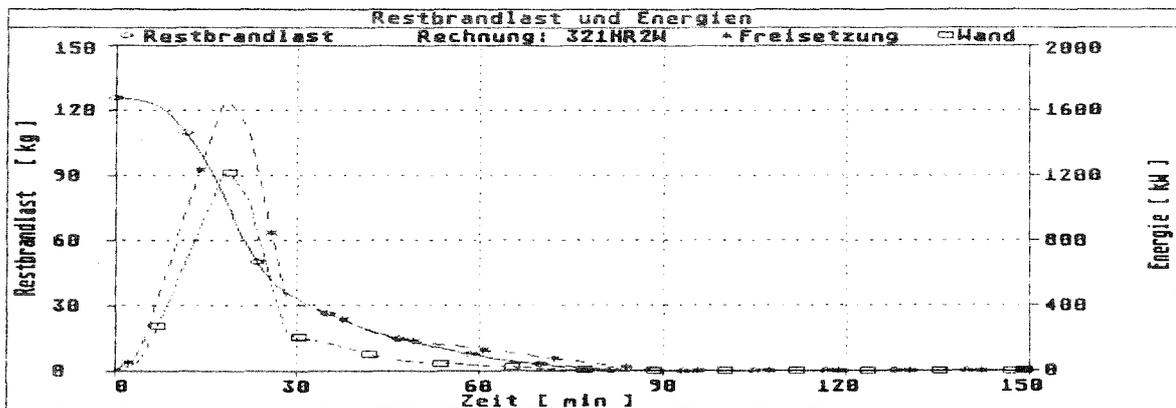
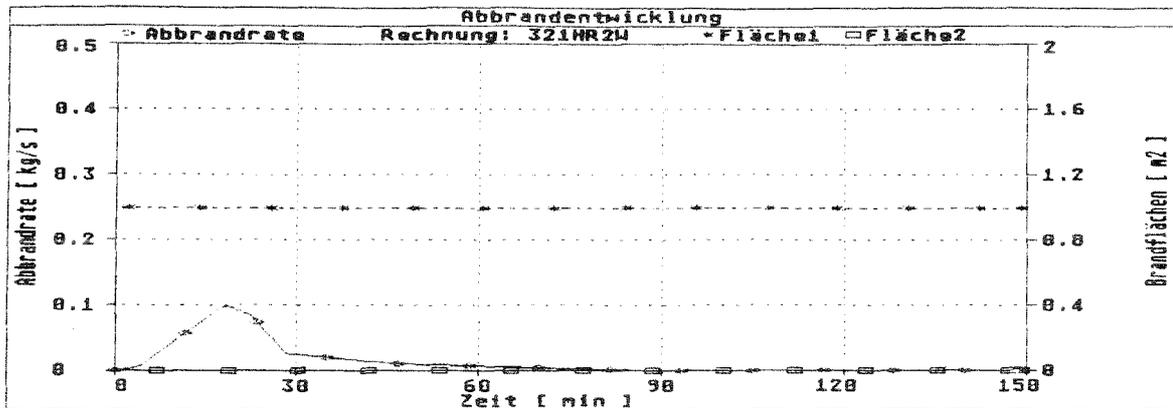
## Vergleich der gerechneten Ergebnisse mit Meßwerten



Versuch:      3.2.1.a  
 Abbrand:      1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile:      Beton  
 Verlustb:      0.7  
 Schicht:      ohne

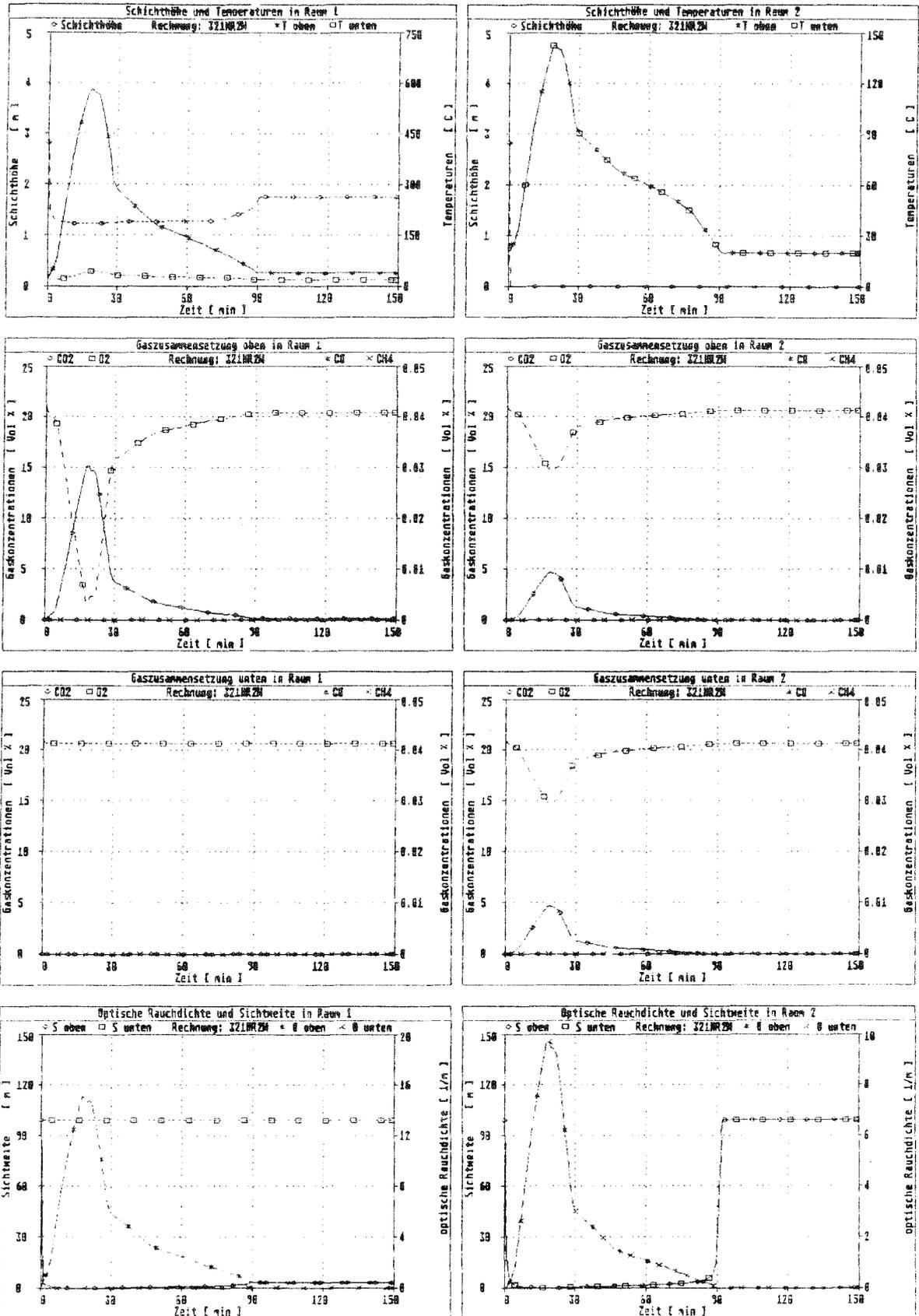
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 3.2.1.a  
 Abbrand: 2  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

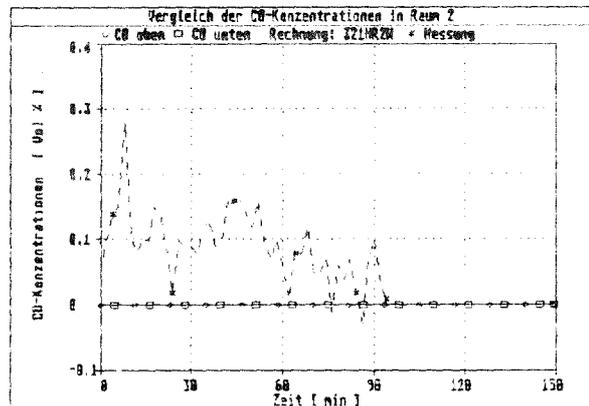
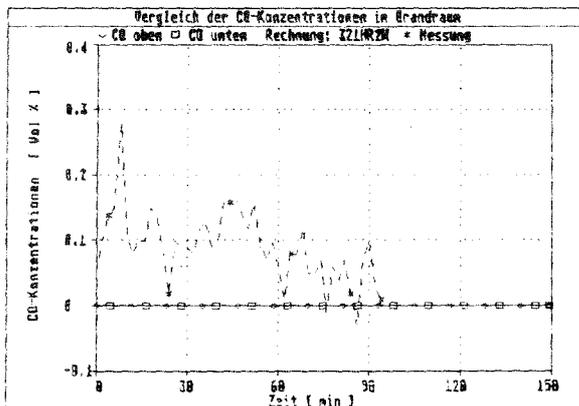
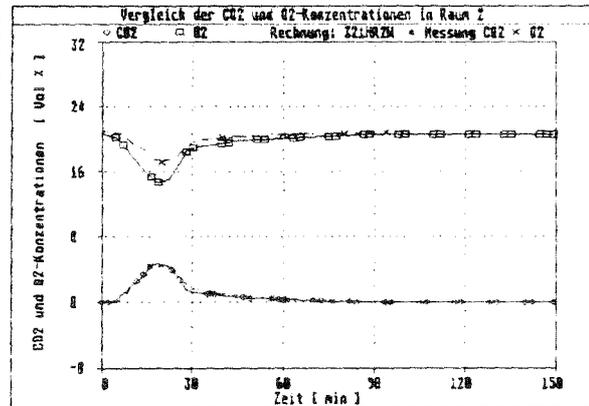
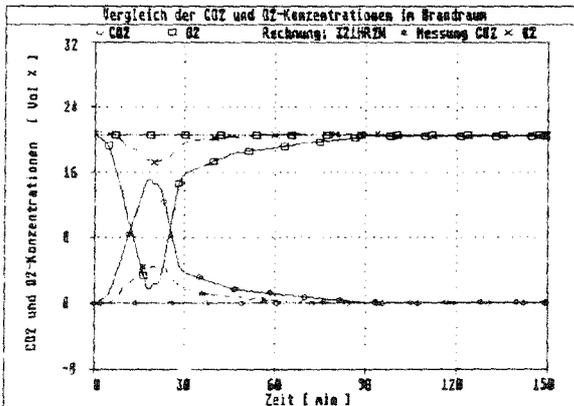
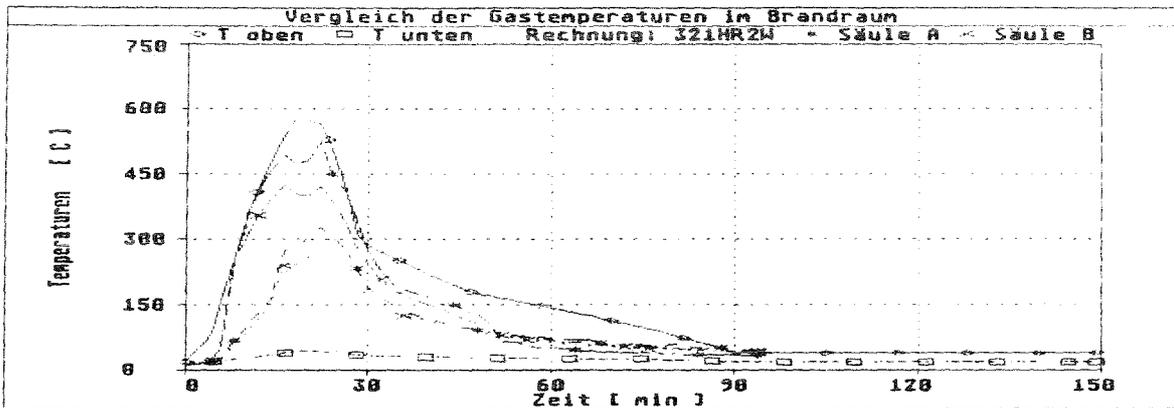
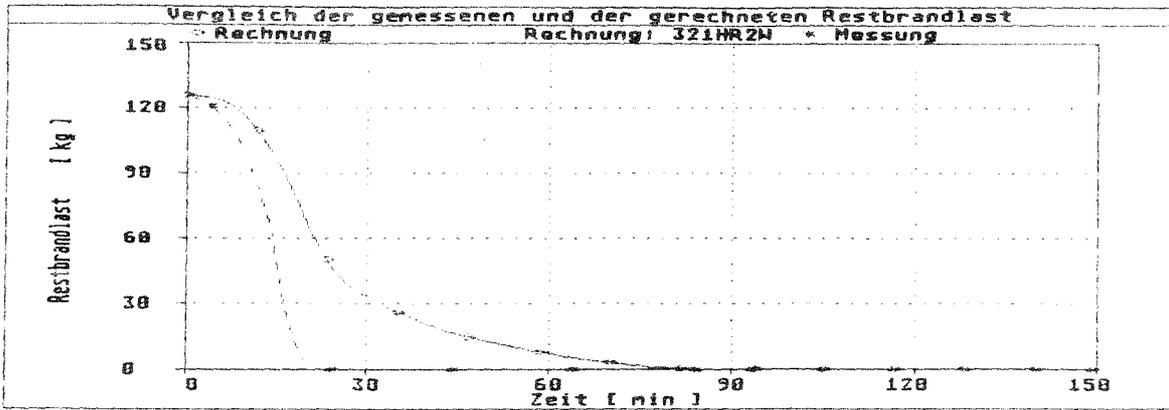
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 3.2.1.a  
 Abbrand: 2  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

## Vergleich der gerechneten Ergebnisse mit Meßwerten



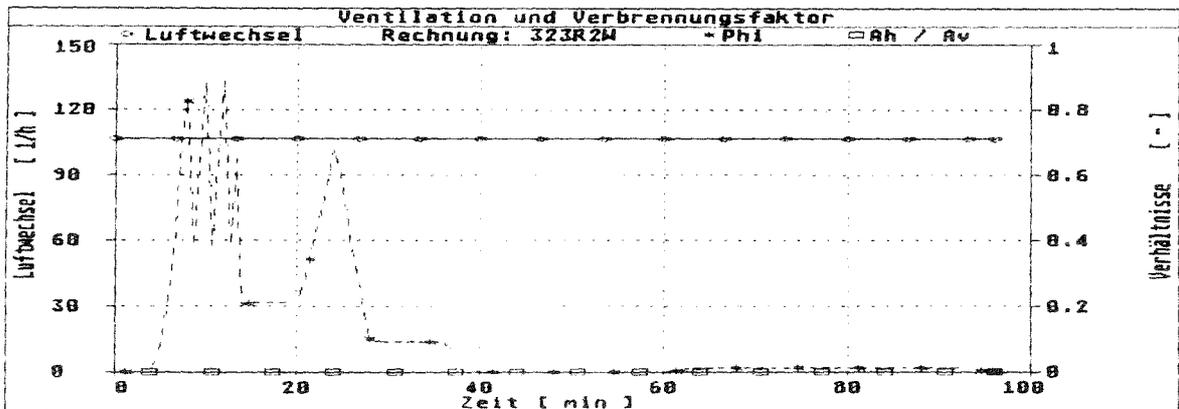
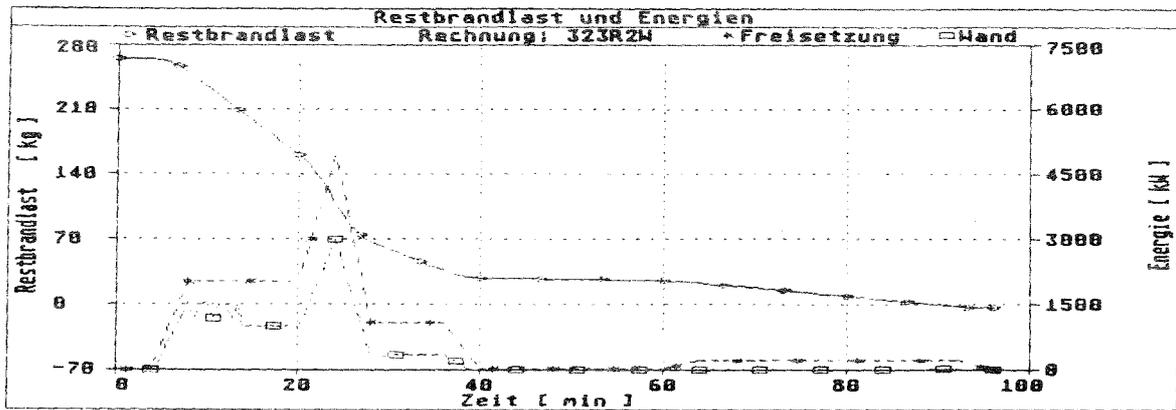
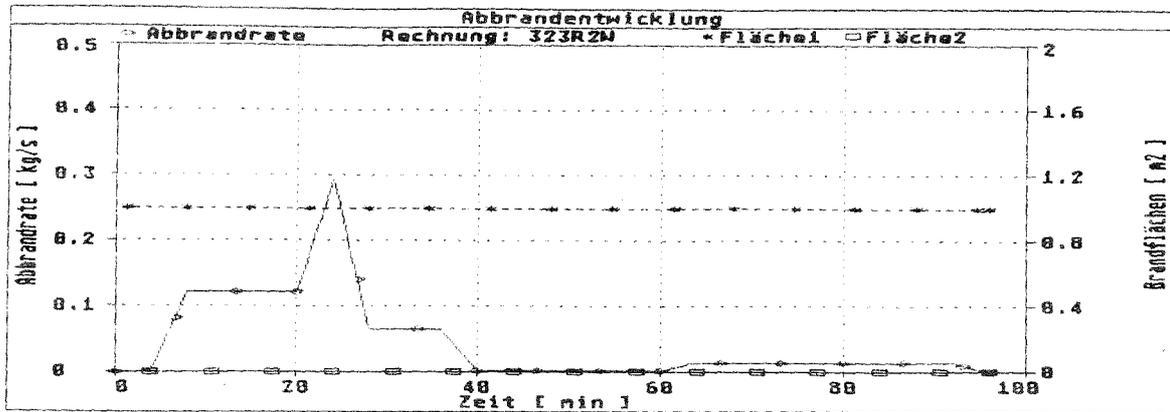
Versuch: 3.2.1.a  
 Abbrand: 2  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

## **Versuch 3.2.3.b**

**265 kg Kanthölzer 40 x 40 mm**

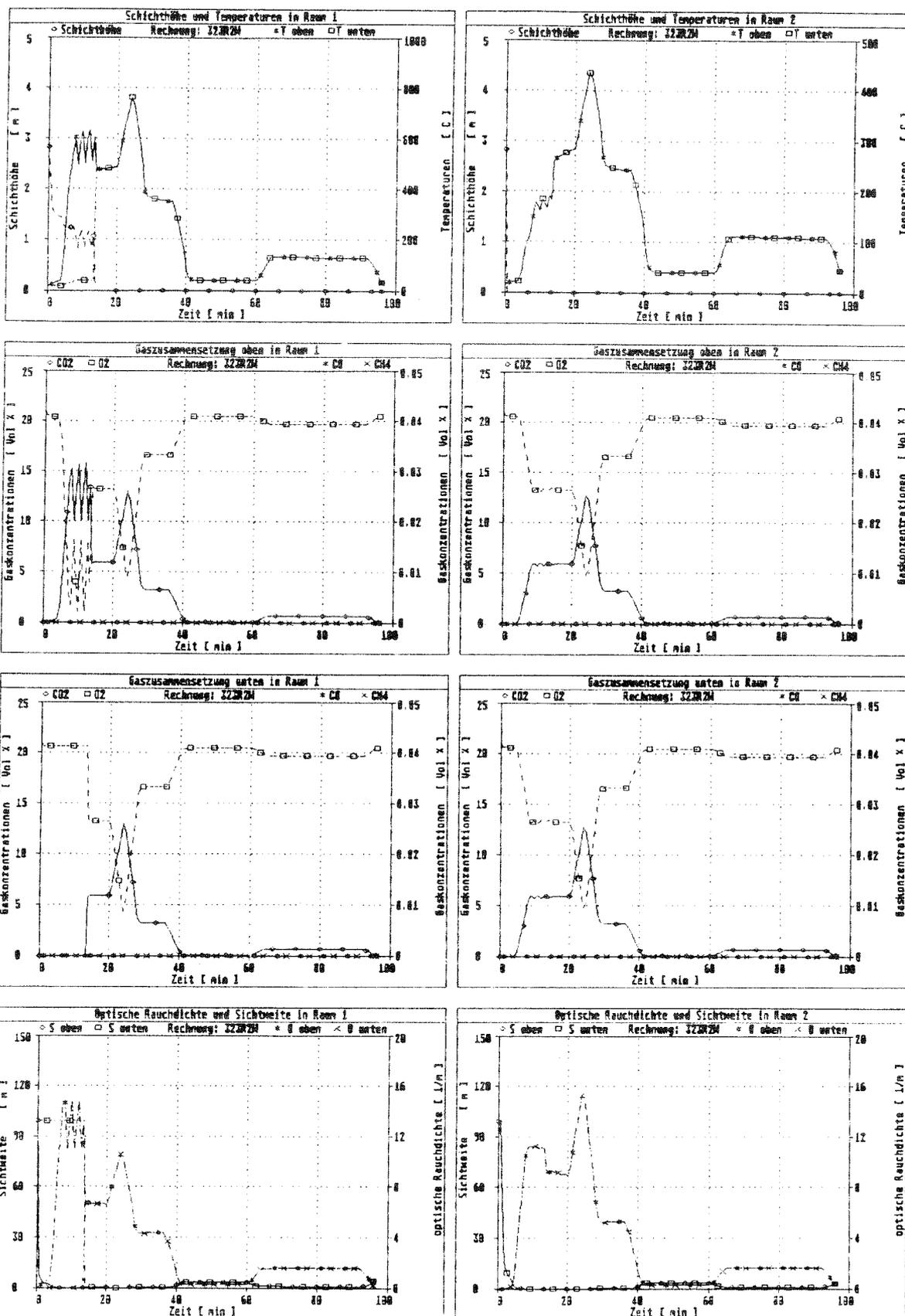
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 3.2.3.b  
Abbrand: 1  
Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
Verlustb: 0.7  
Schicht: ohne

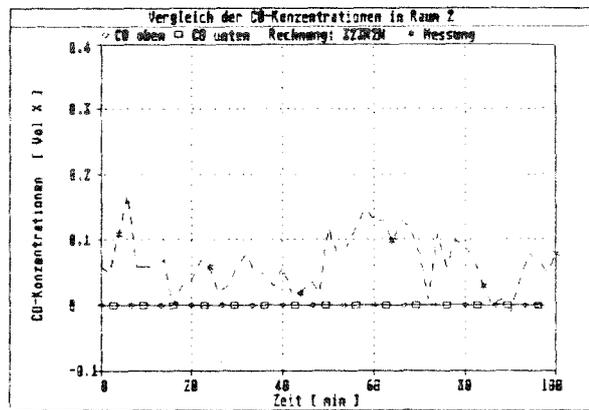
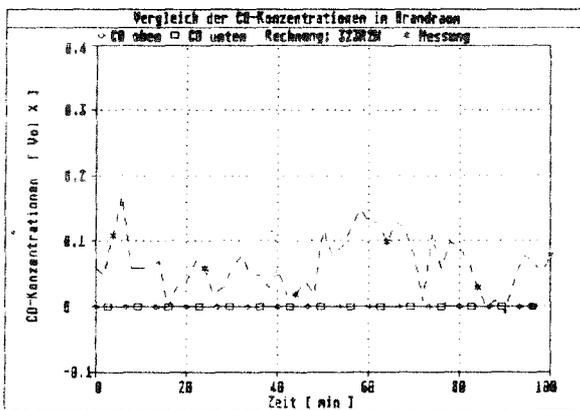
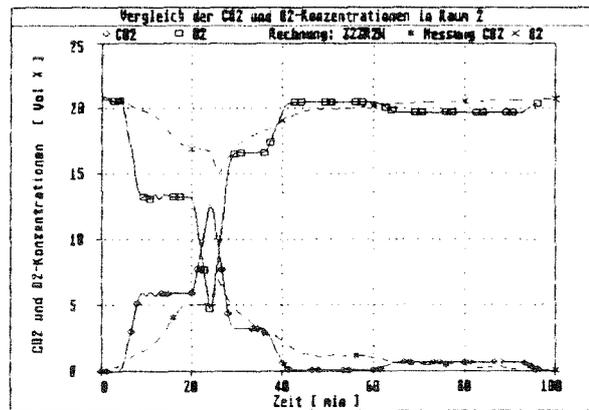
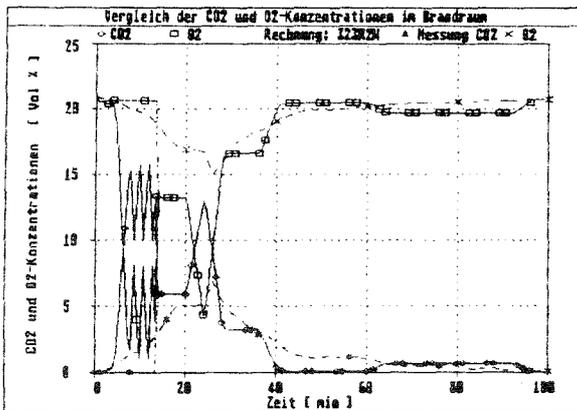
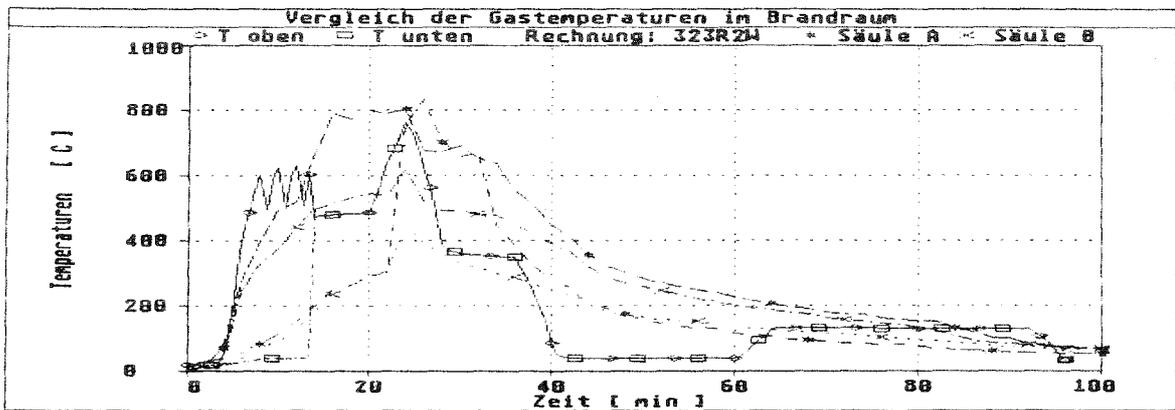
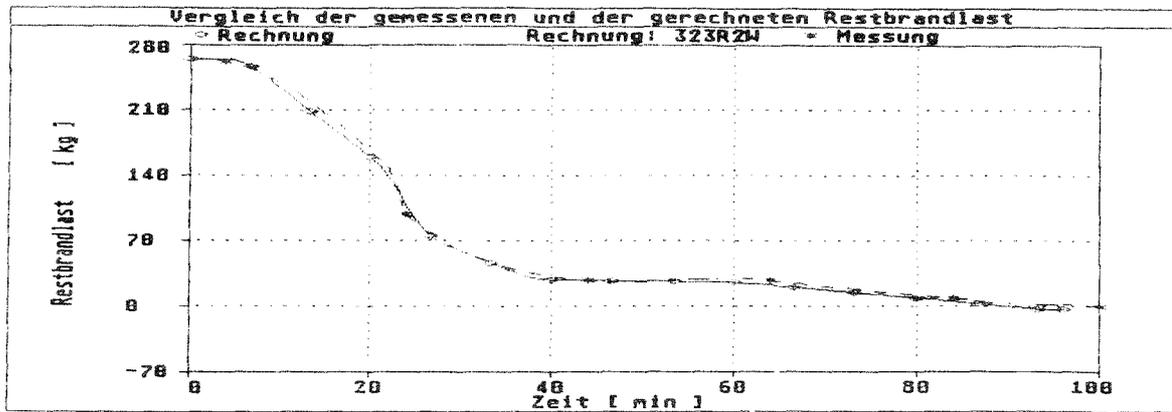
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 3.2.3.b  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlust: 0.7  
 Schicht: ohne

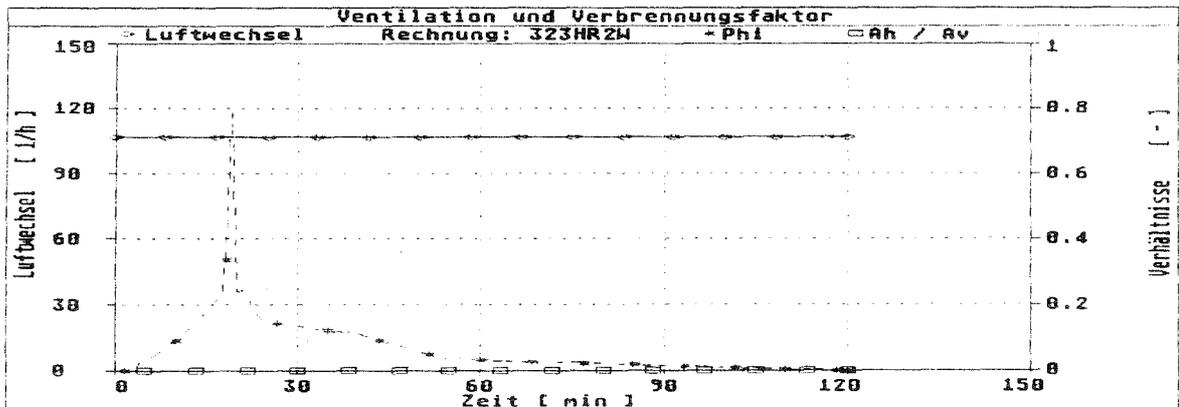
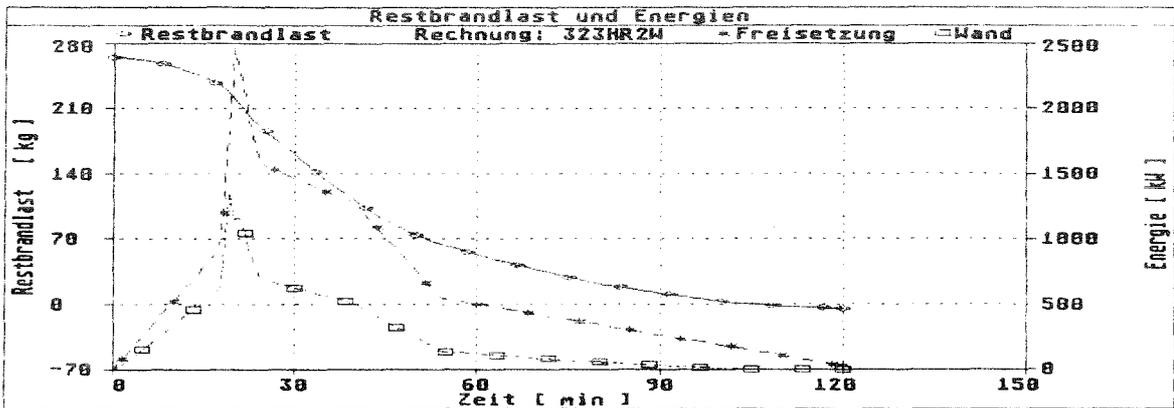
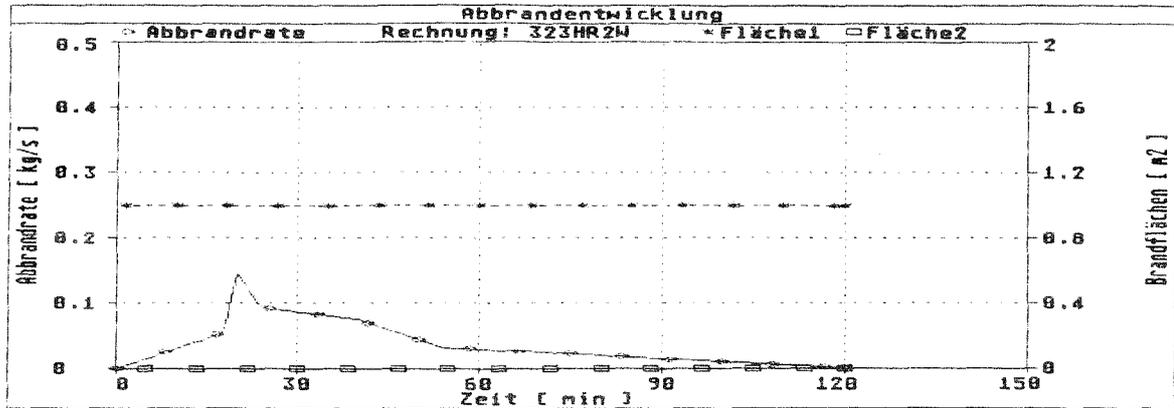
## Vergleich der gerechneten Ergebnisse mit Meßwerten



Versuch: 3.2.3.b  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

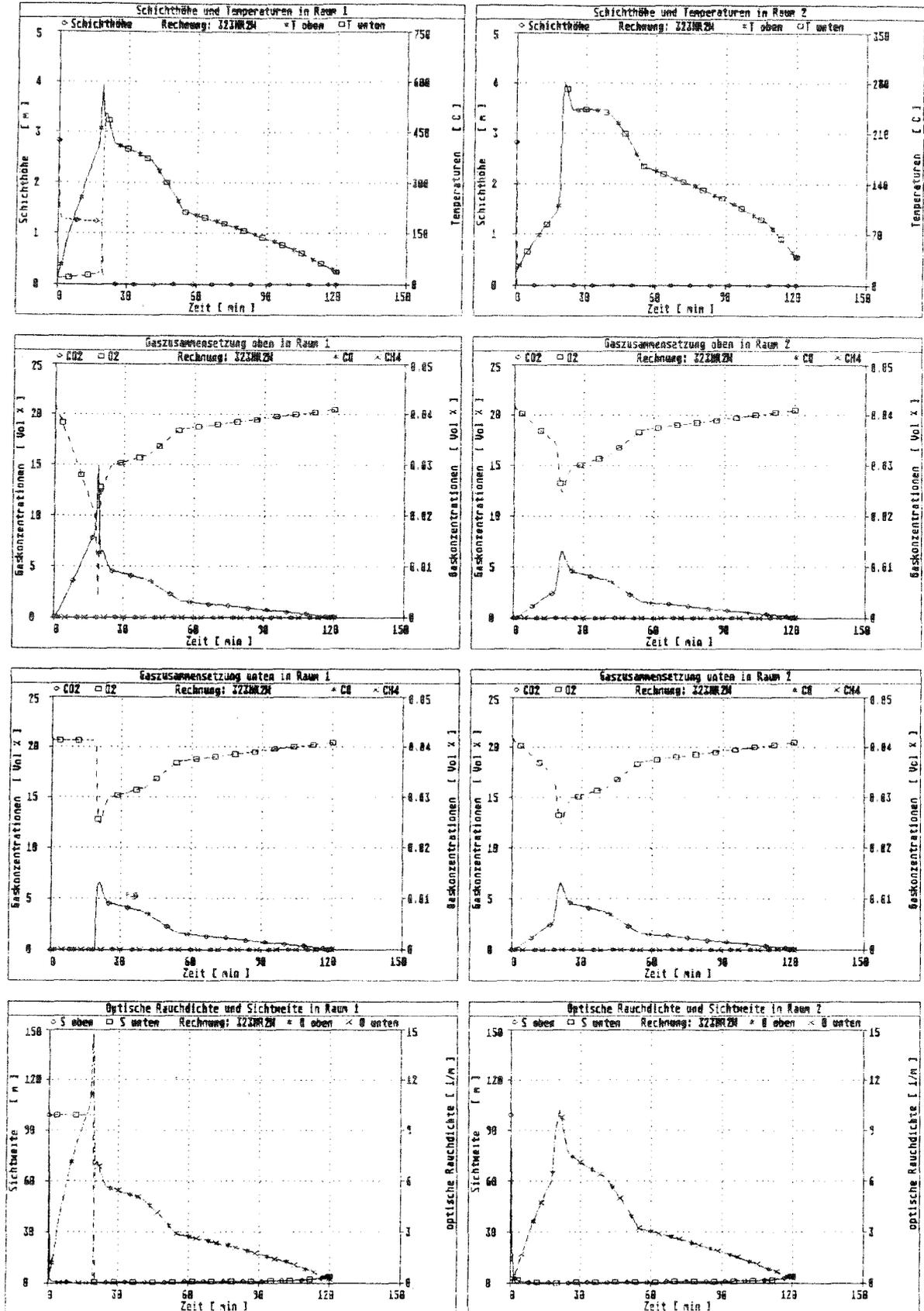
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 3.2.3.b  
 Abbrand: 2  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

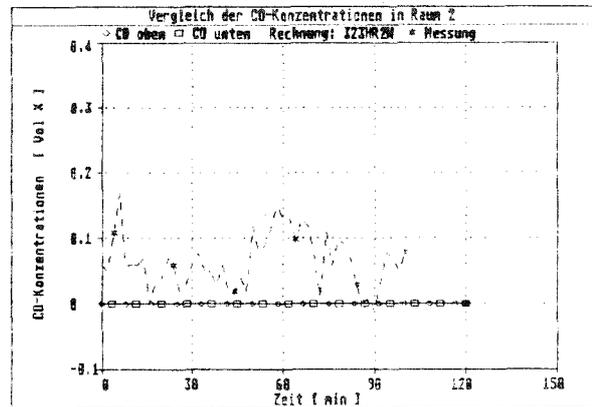
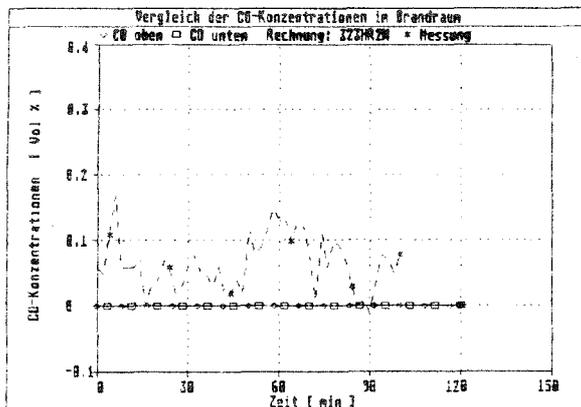
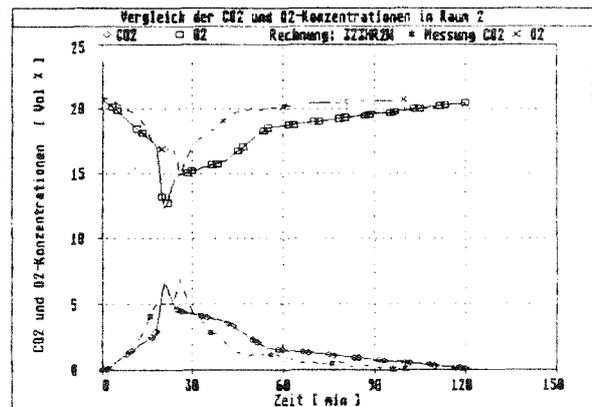
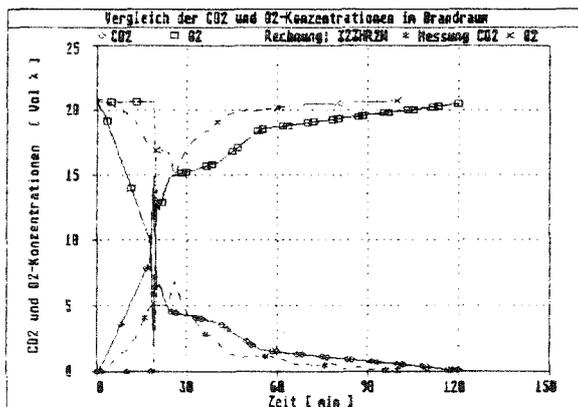
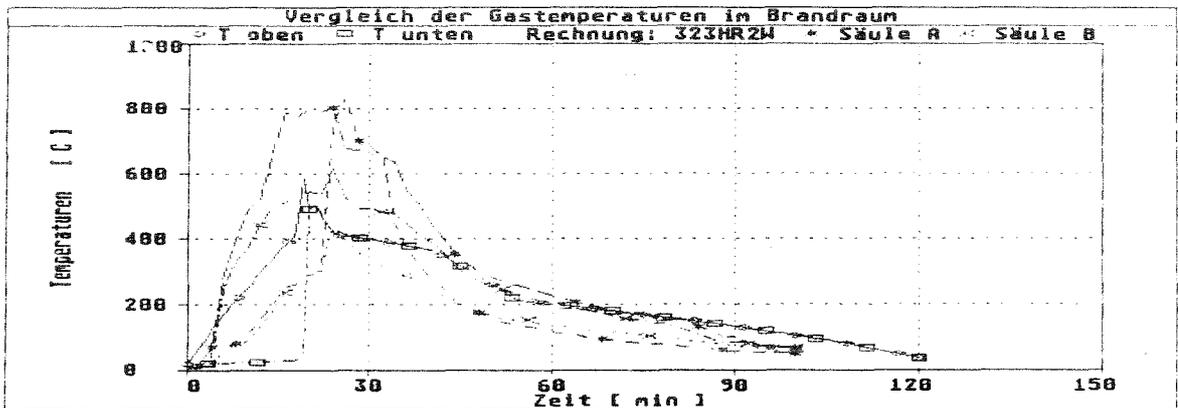
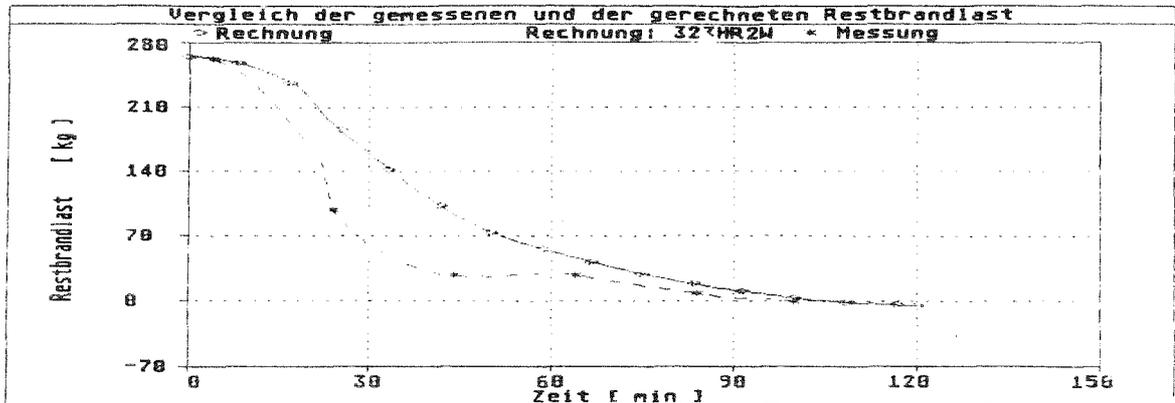
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 3.2.3.b  
 Abbrand: 2  
 Strahlungsanzahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

## Vergleich der gerechneten Ergebnisse mit Meßwerten



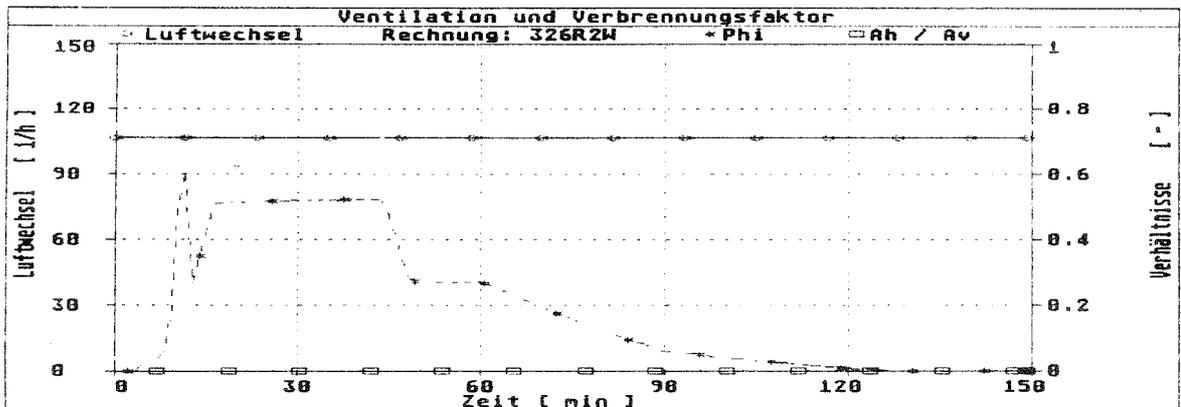
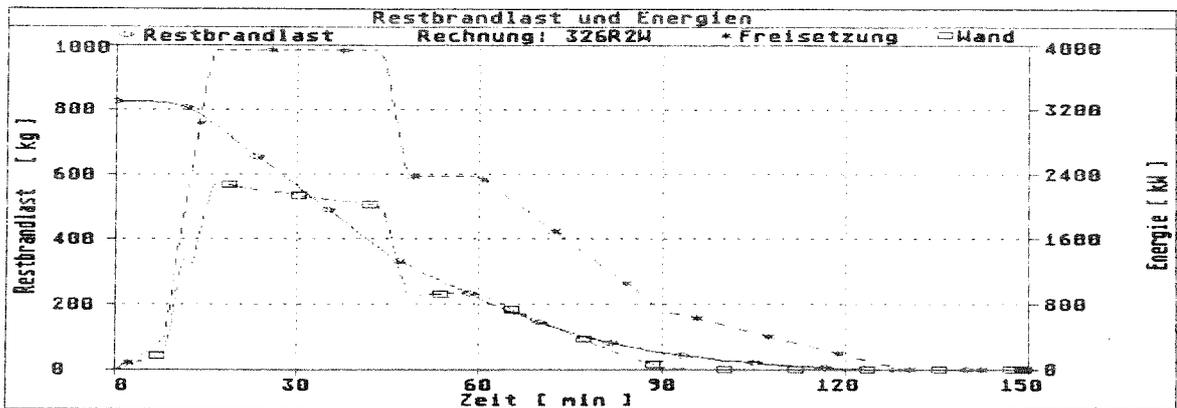
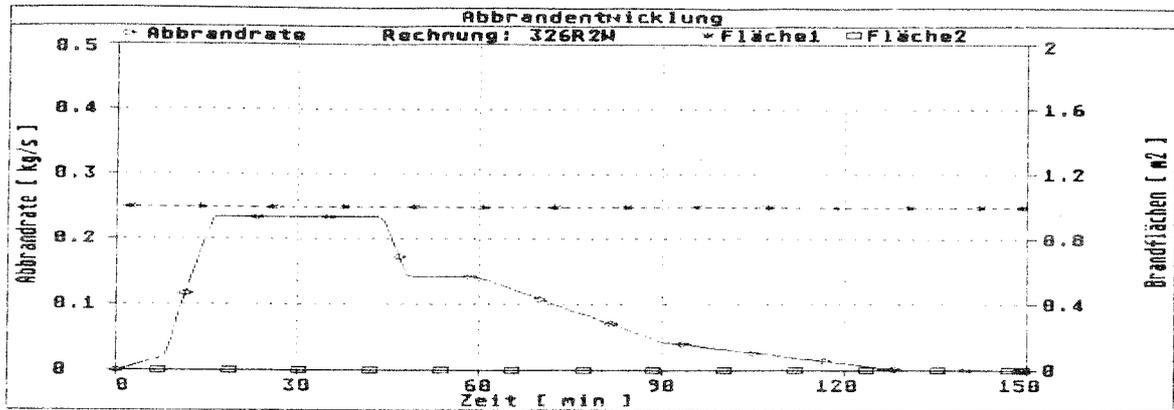
Versuch: 3.2.3.b  
 Abbrand: 2  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

## **Versuch 3.2.6**

**830 kg Kanthölzer 40 x 40 mm**

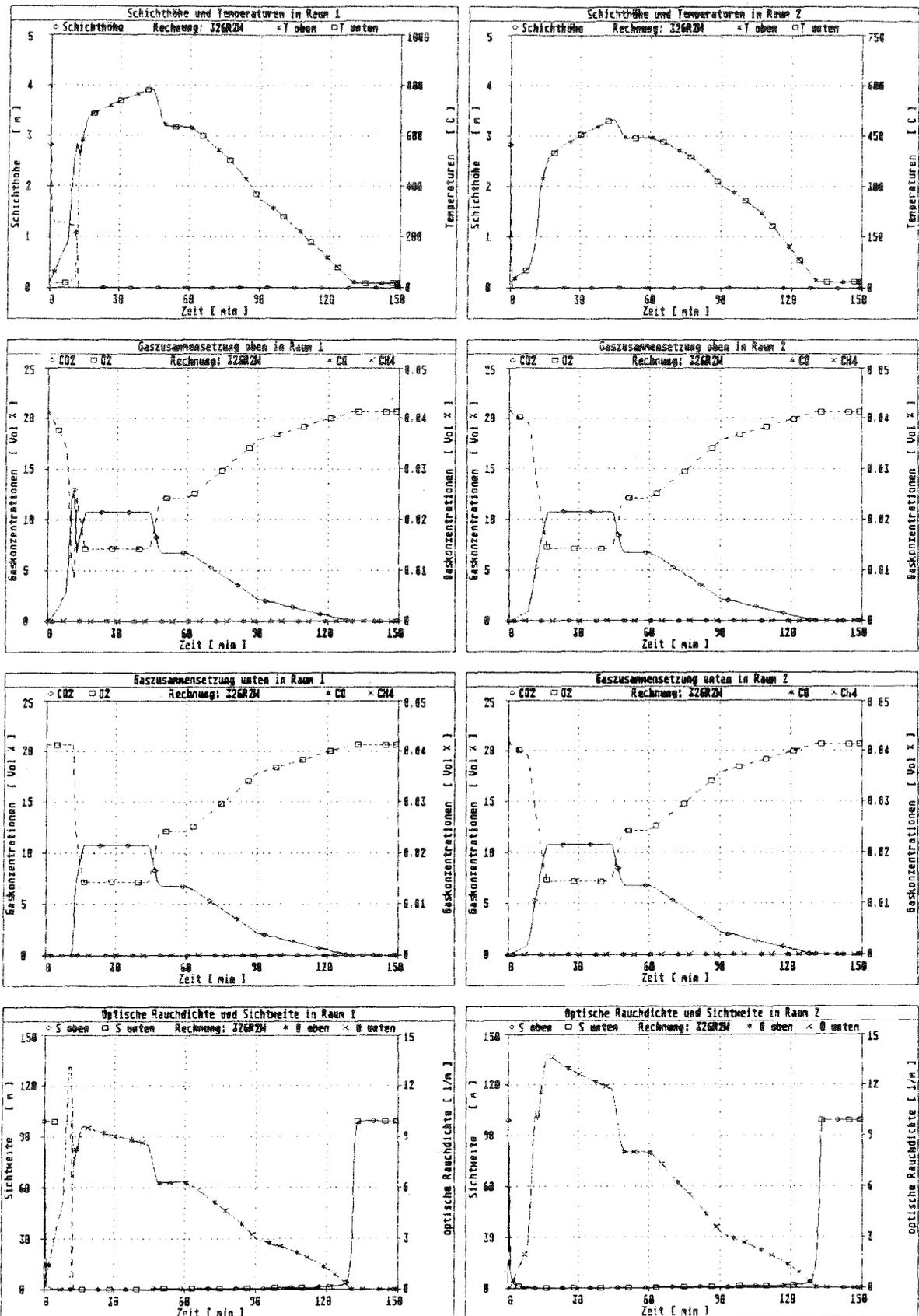
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 3.2.6  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

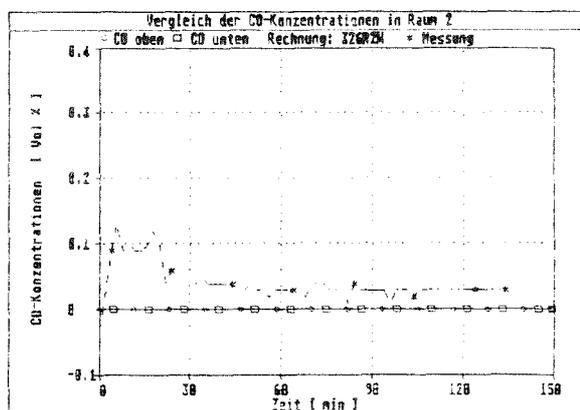
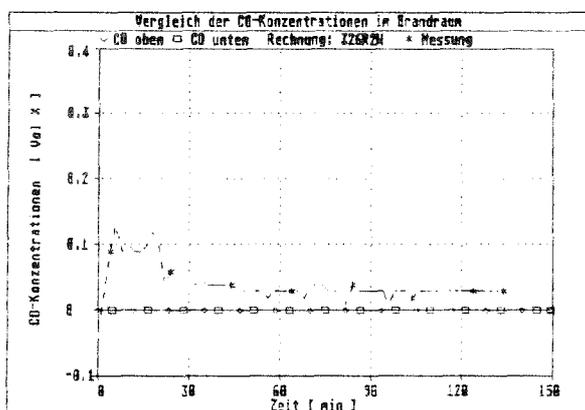
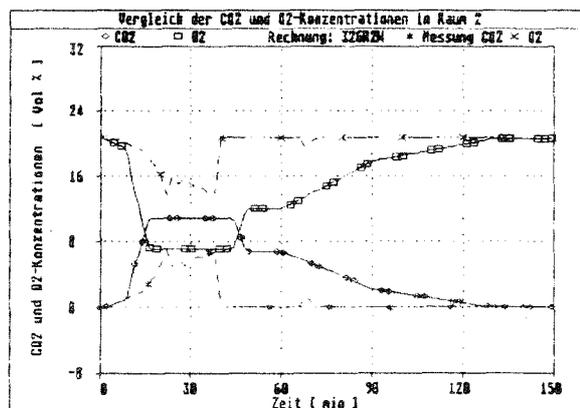
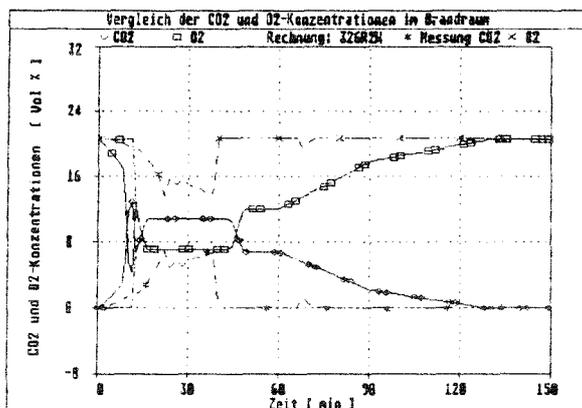
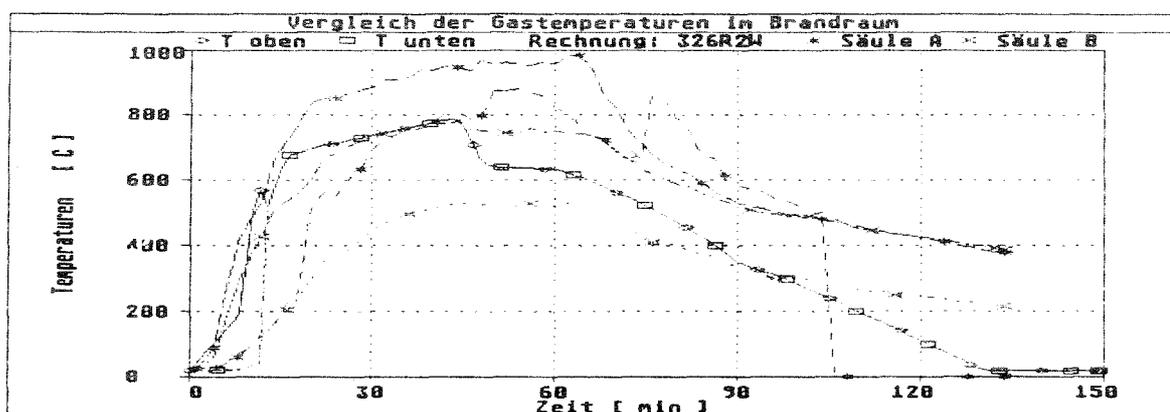
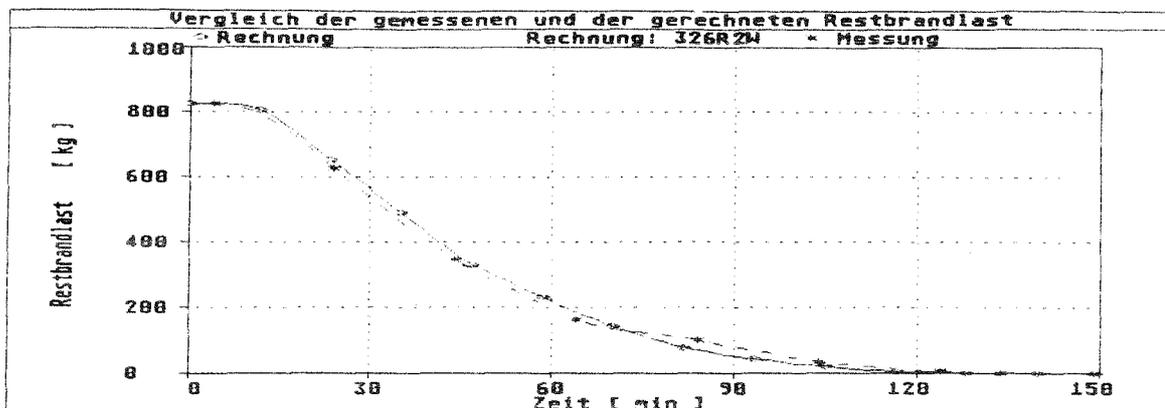
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 3.2.6  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

## Vergleich der gerechneten Ergebnisse mit Meßwerten



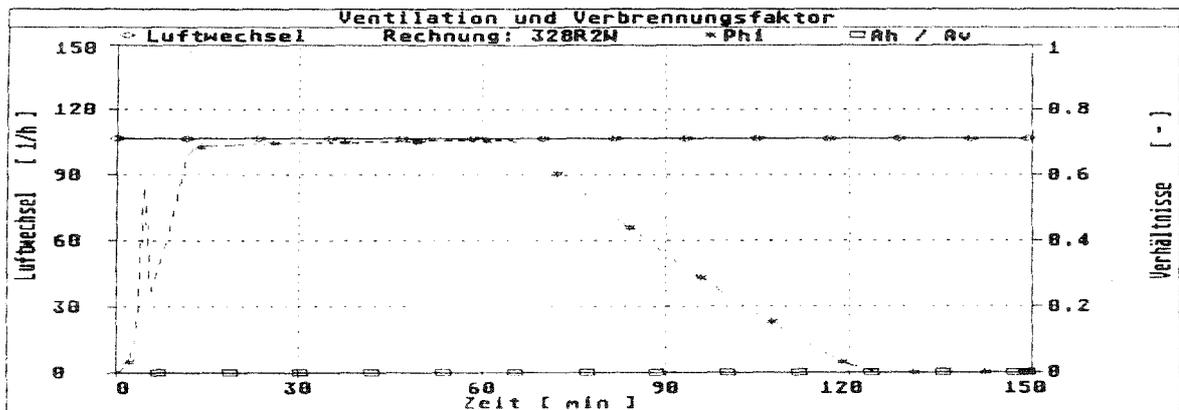
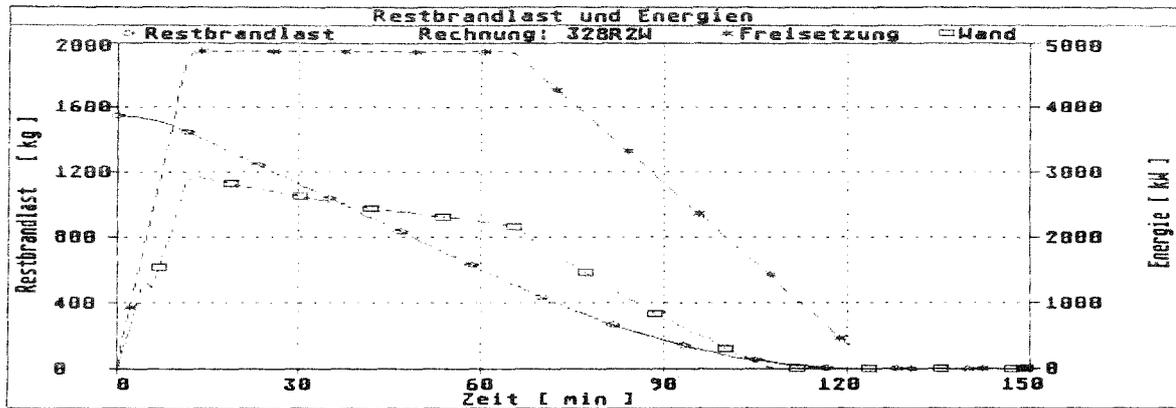
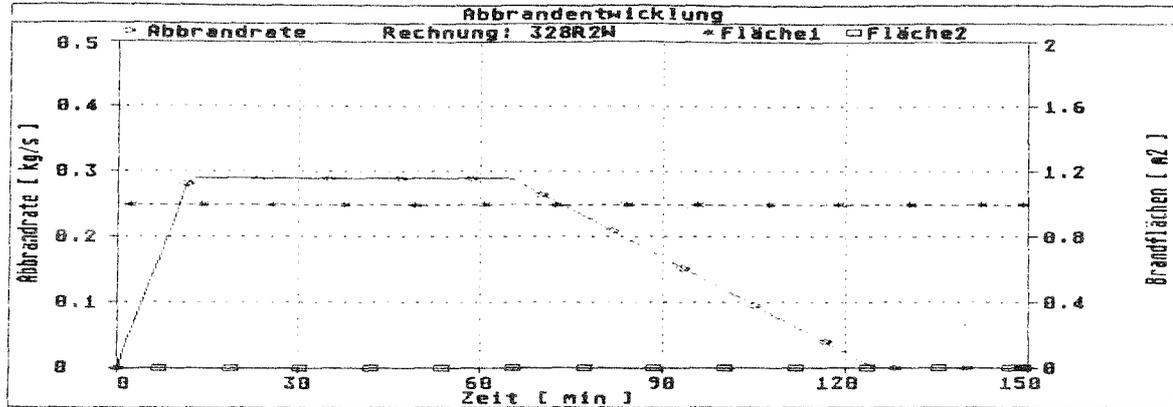
Versuch:        3.2.6  
 Abbrand:       1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile:        Beton  
 Verlustb:        0.7  
 Schicht:         ohne

## **Versuch 3.2.8**

**1553 kg Kanthölzer 40 x 40 mm**

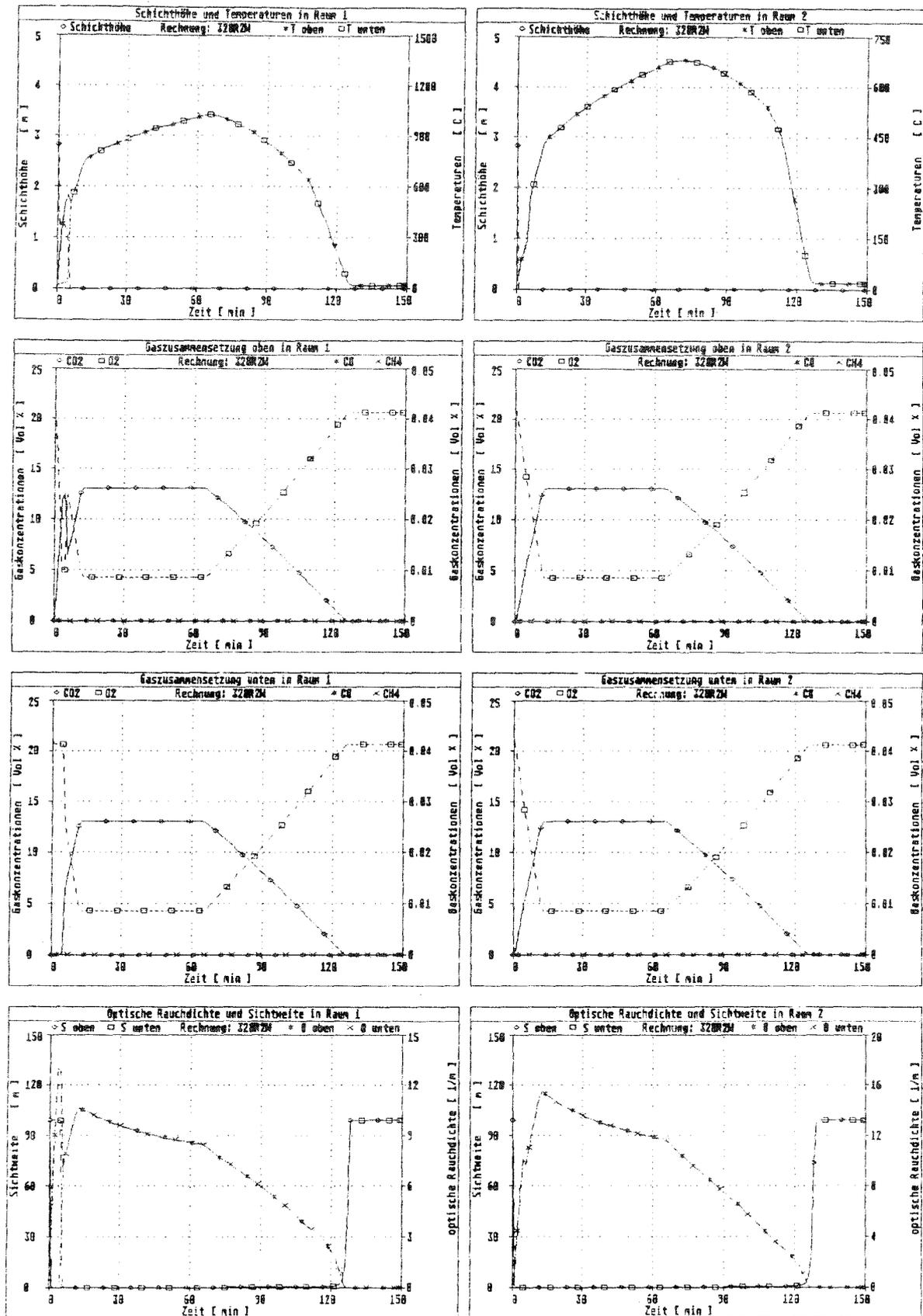
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 3.2.8  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

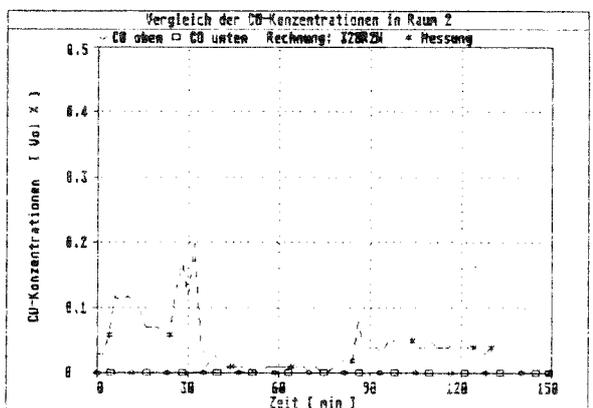
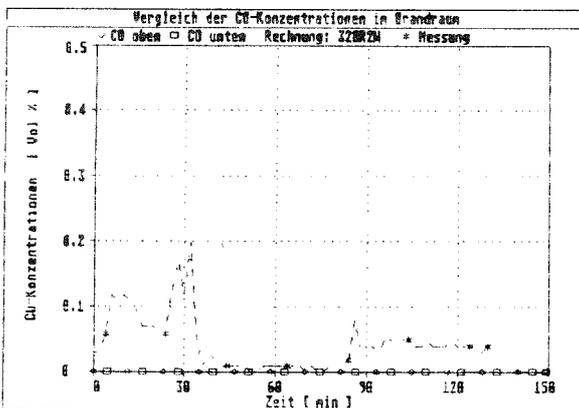
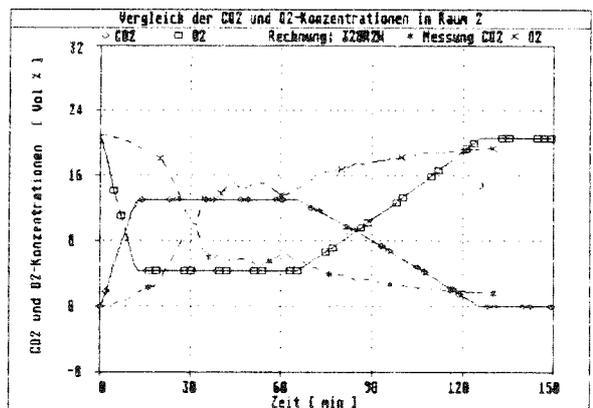
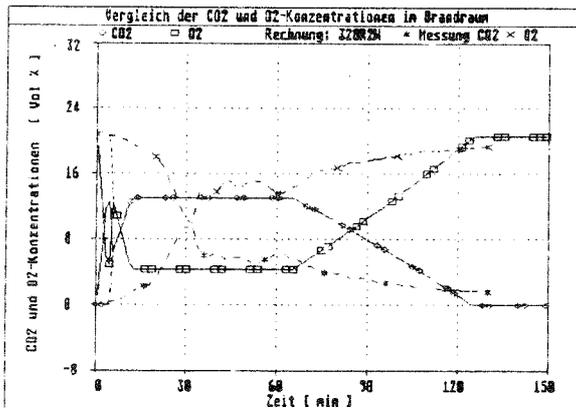
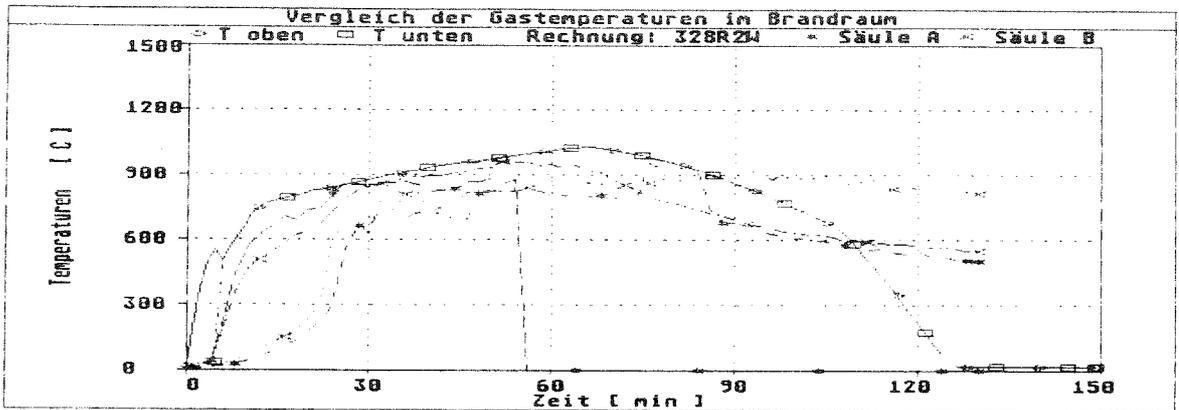
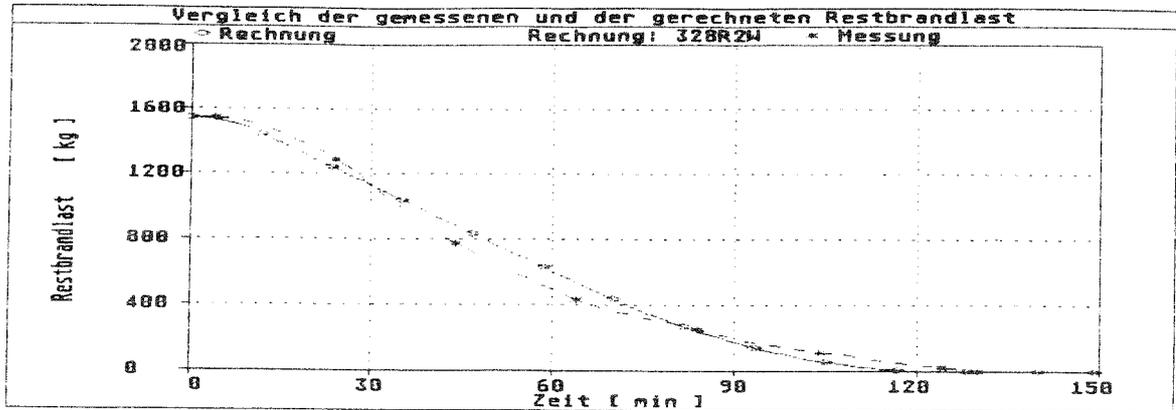
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 3.2.8  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

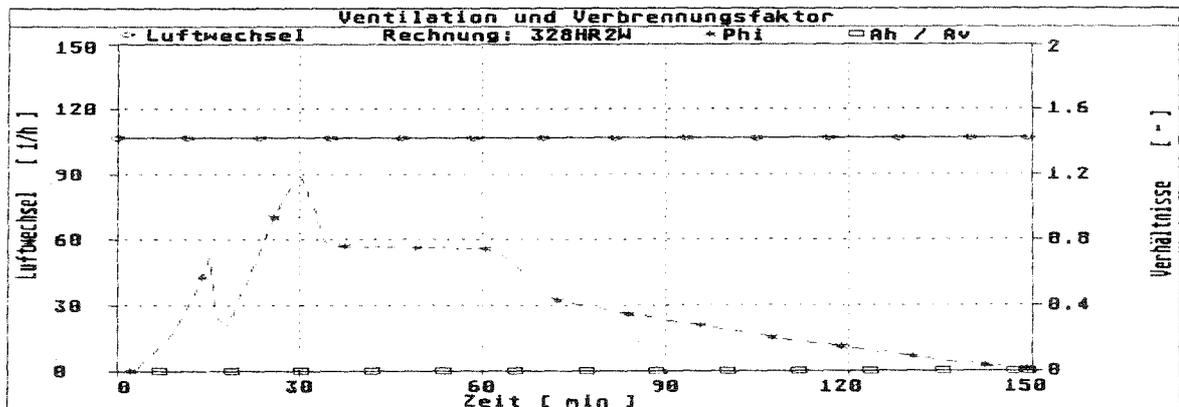
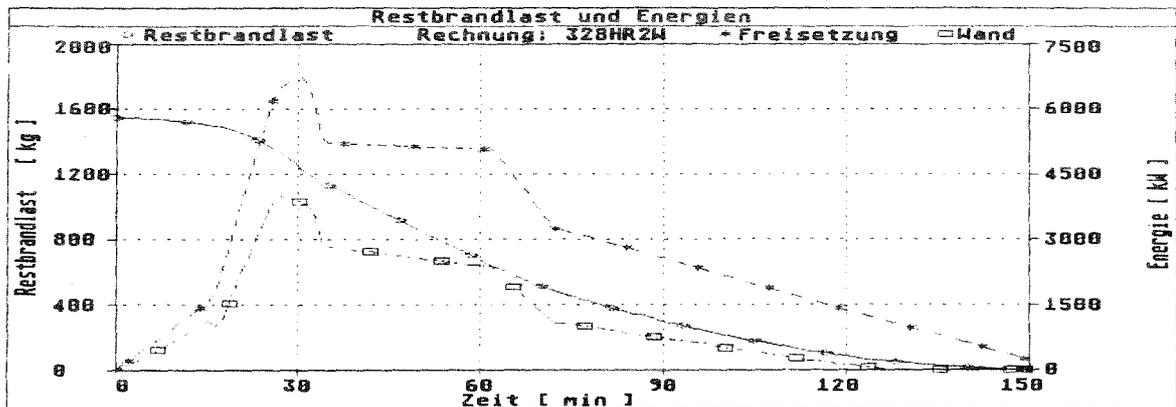
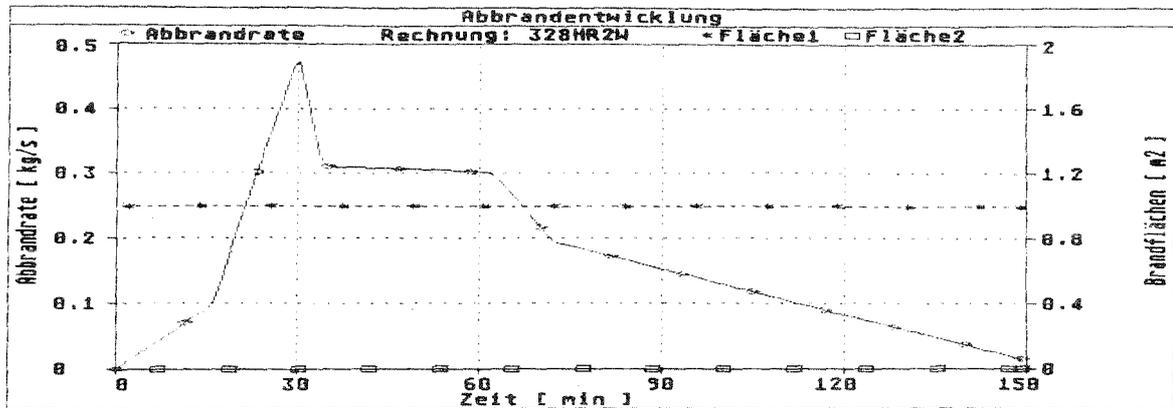
## Vergleich der gerechneten Ergebnisse mit Meßwerten



Versuch:        3.2.8  
 Abbrand:       1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile:        Beton  
 Verlustb:        0.7  
 Schicht:         ohne

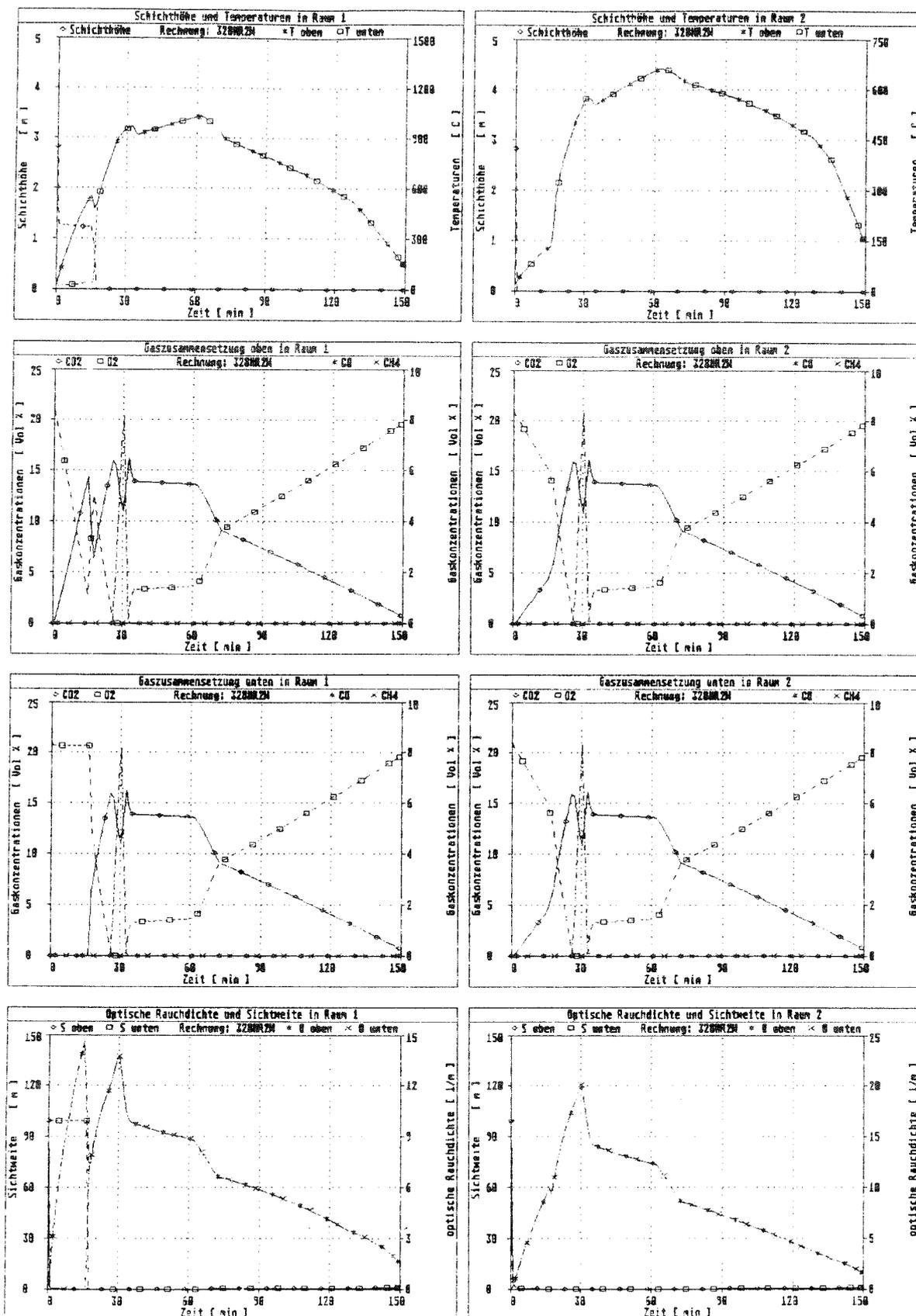
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 3.2.8  
 Abbrand: 2  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

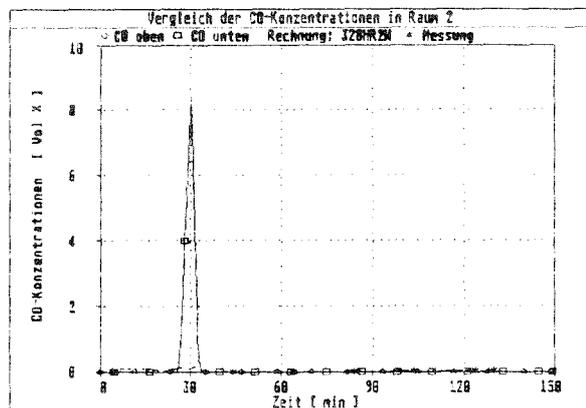
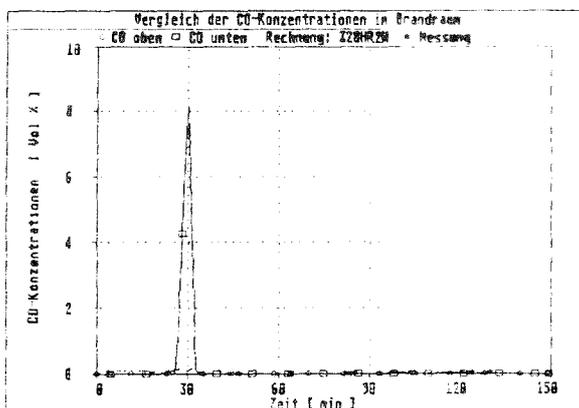
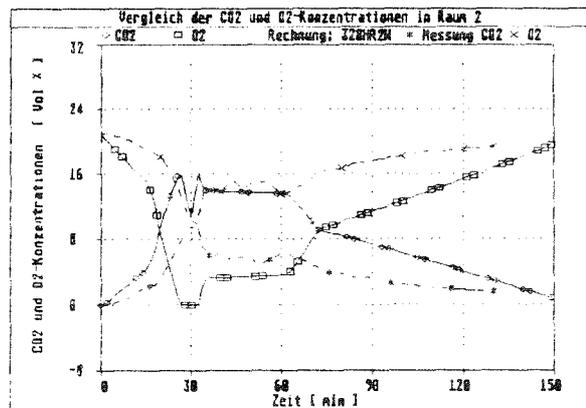
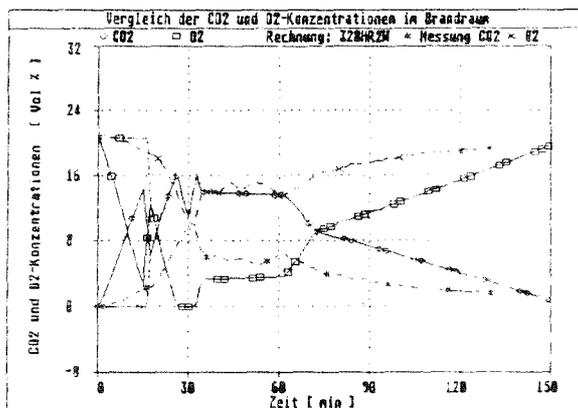
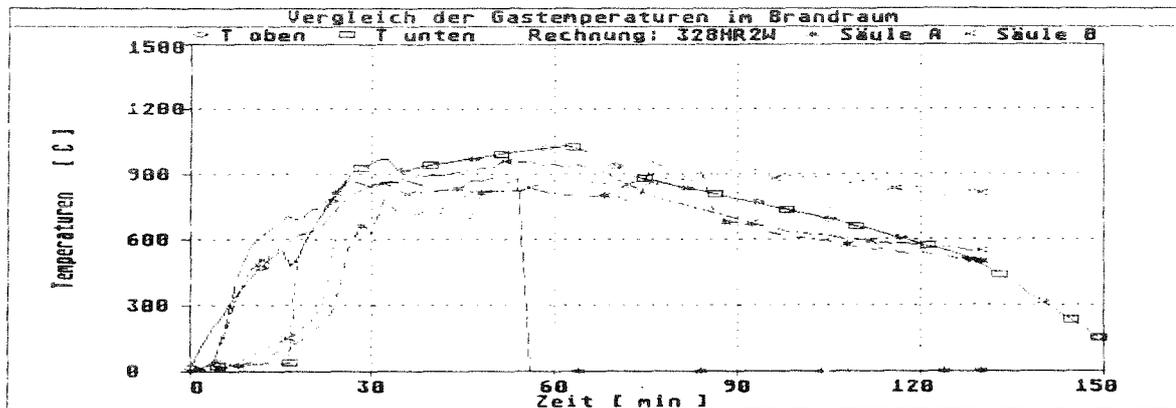
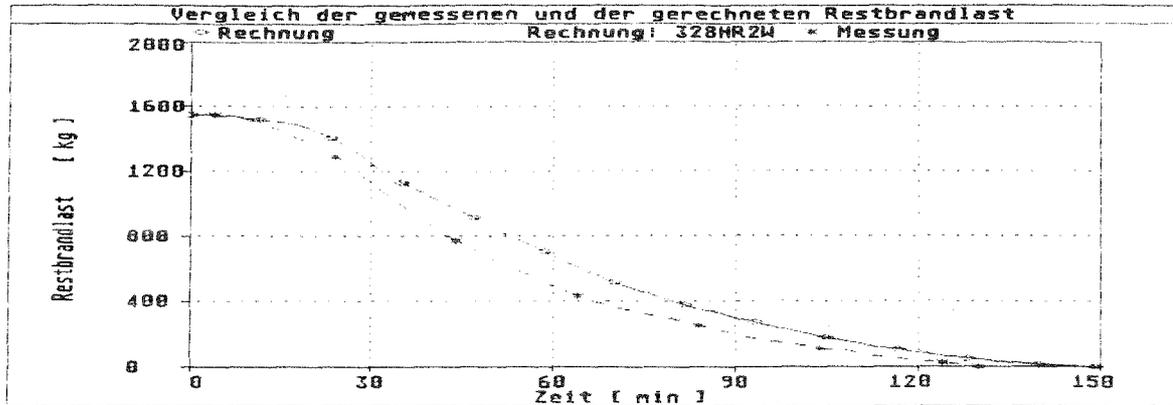
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 3.2.8  
 Abbrand: 2  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

## Vergleich der gerechneten Ergebnisse mit Meßwerten



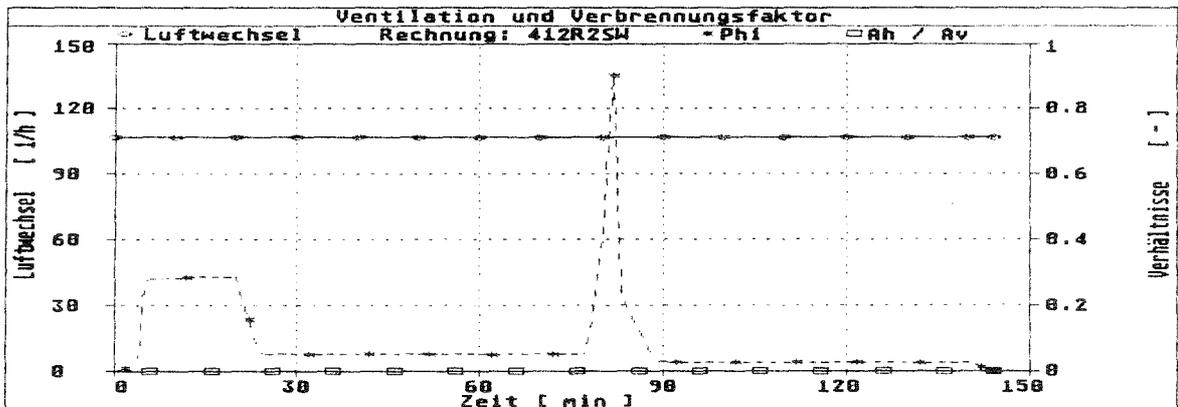
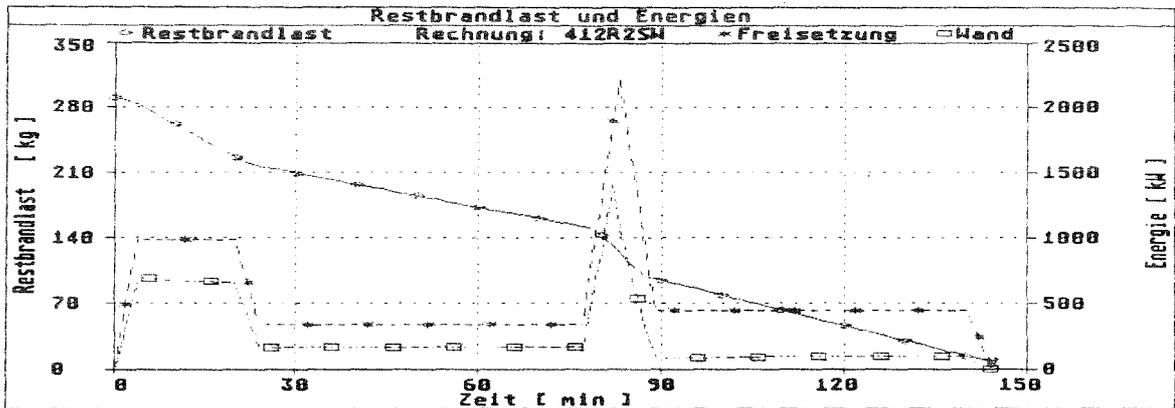
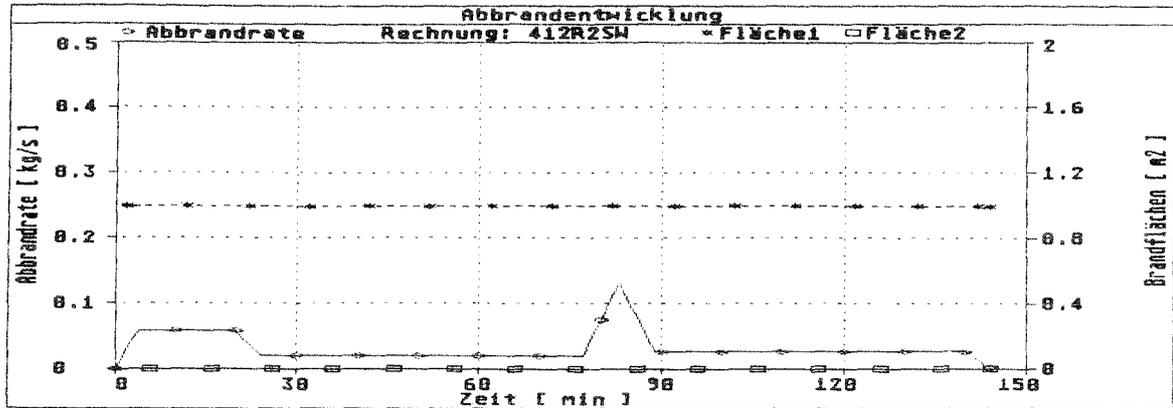
Versuch: 3.2.8  
 Abbrand: 2  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

## **Versuch 4.1.2**

**291 kg Kanthölzer 200 x 200 mm**

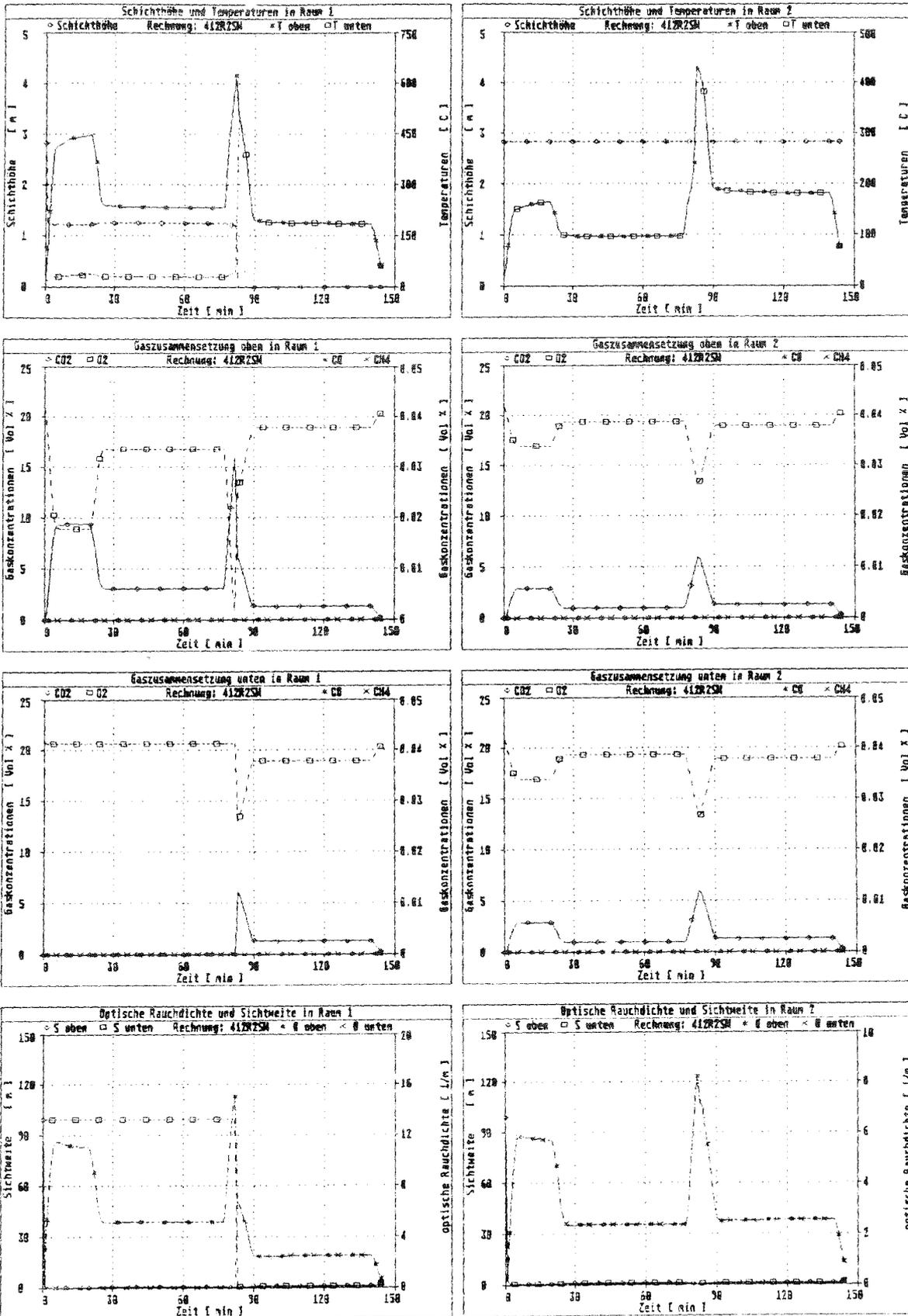
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 4.1.2  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: mit

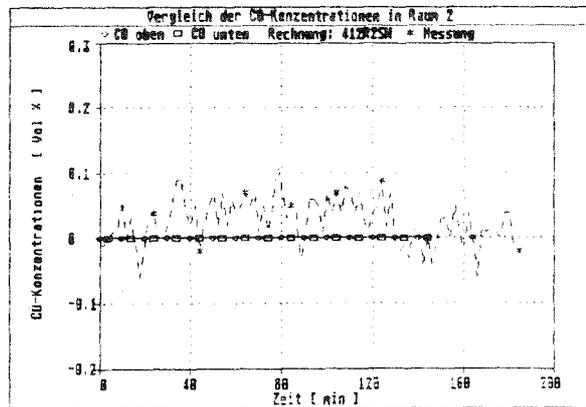
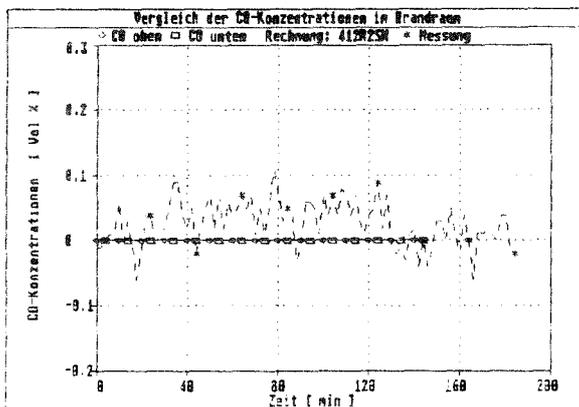
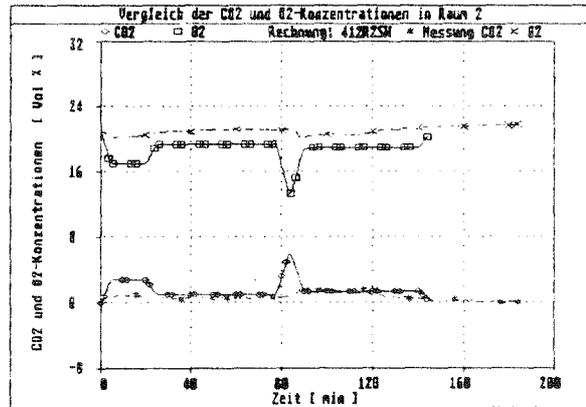
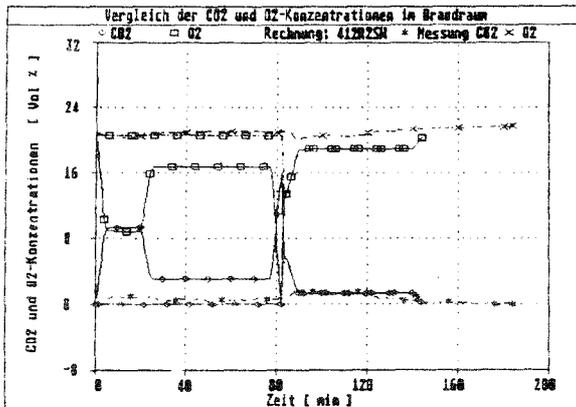
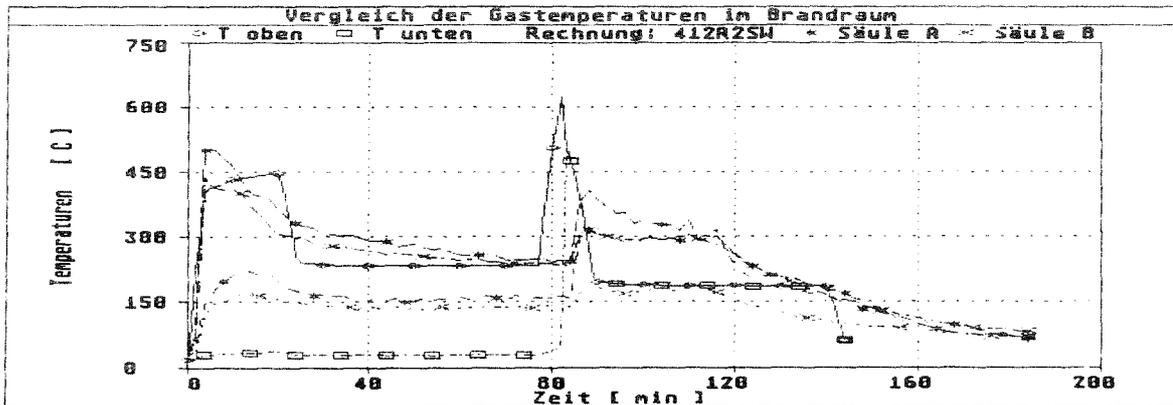
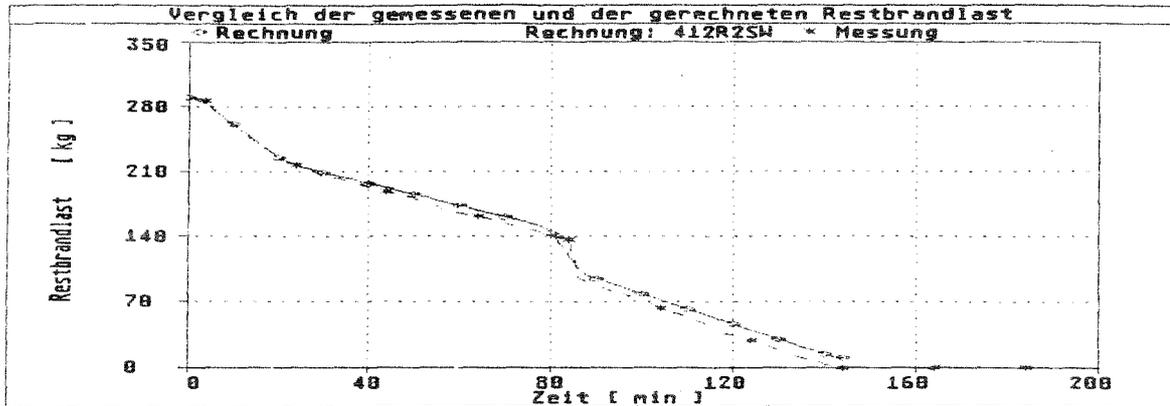
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 4.1.2  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: mit

## Vergleich der gerechneten Ergebnisse mit Meßwerten



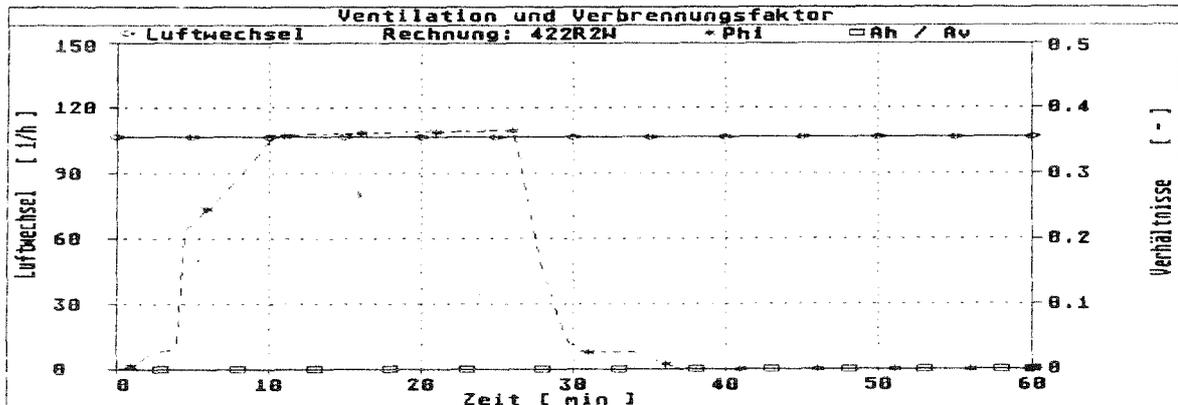
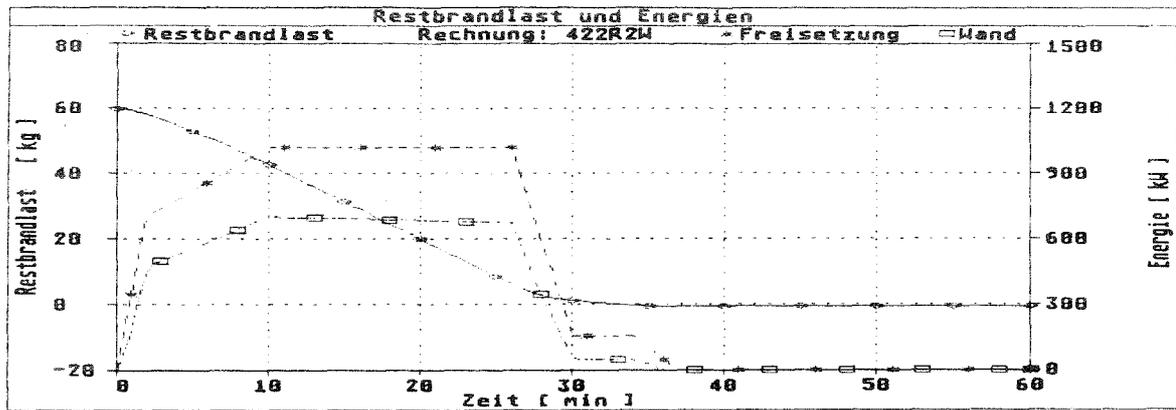
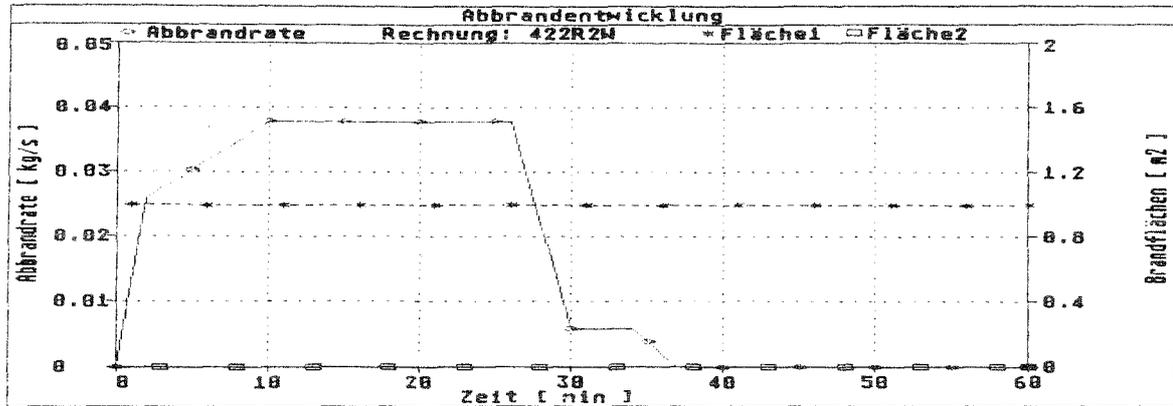
Versuch:      4.1.2  
 Abbrand:      1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile:      Beton  
 Verlustb:      0.7  
 Schicht:      mit

## **Versuch 4.2.2**

**60 kg Isopropanol**

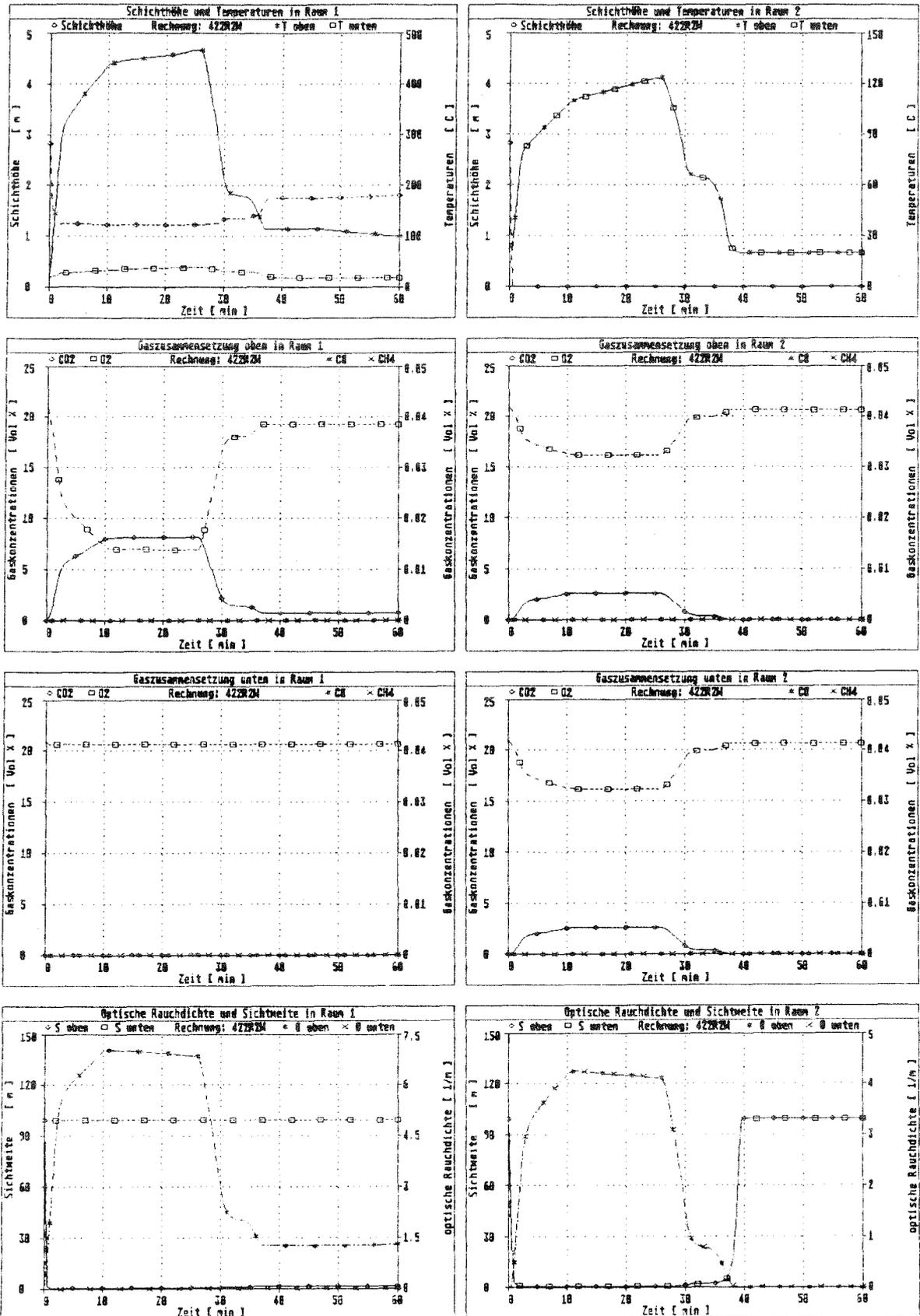
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 4.2.2  
Abbrand: 1  
Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
Verlustb: 0.7  
Schicht: ohne

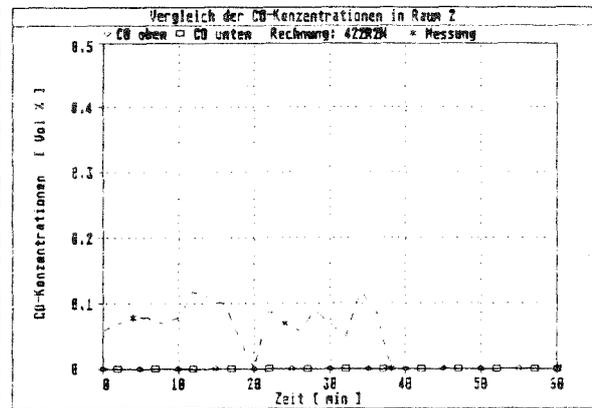
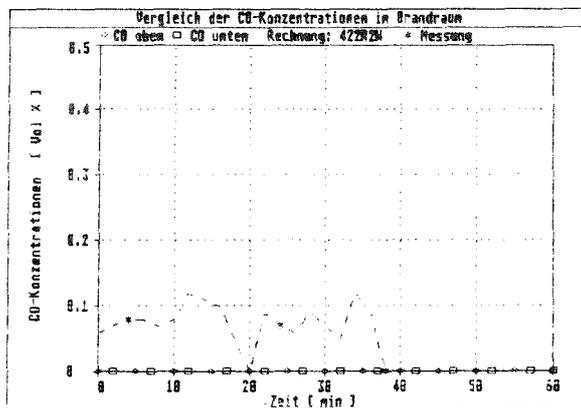
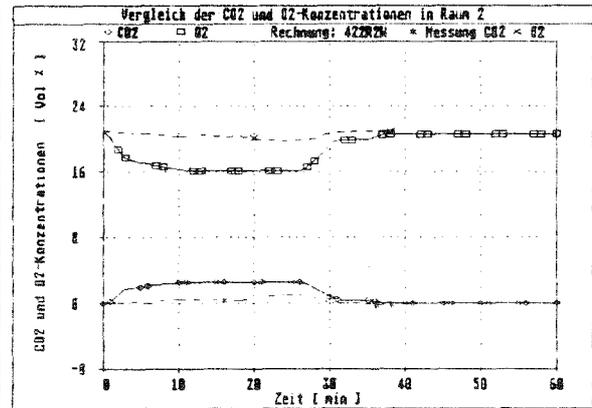
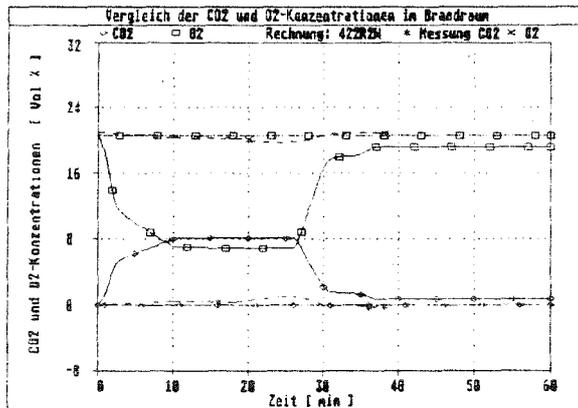
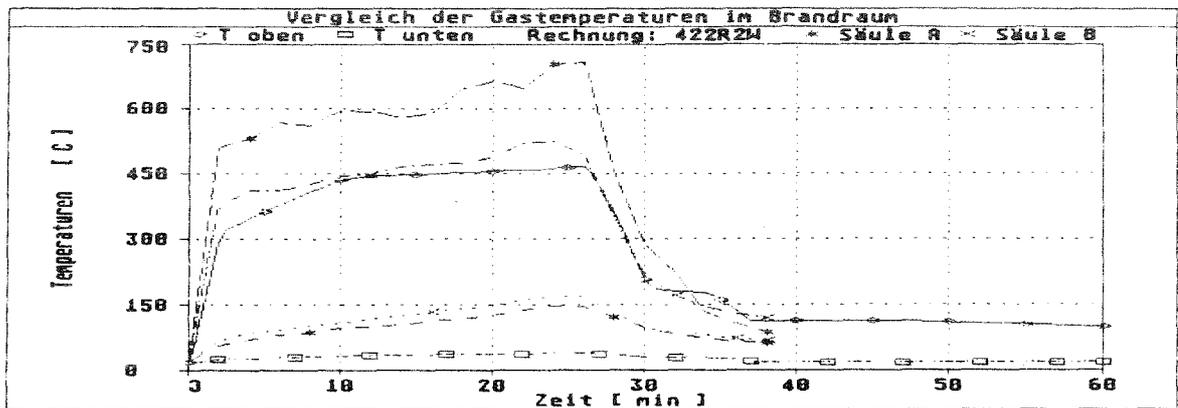
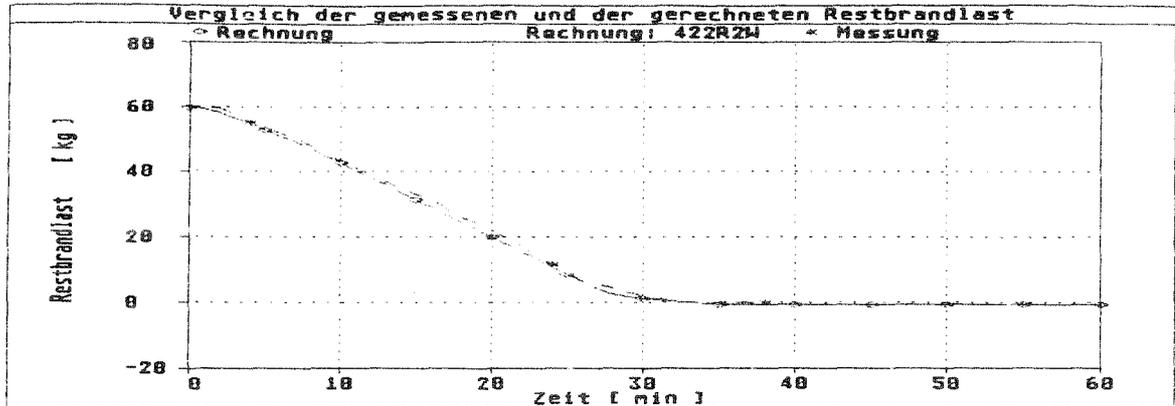
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 4.2.2  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

## Vergleich der gerechneten Ergebnisse mit Meßwerten



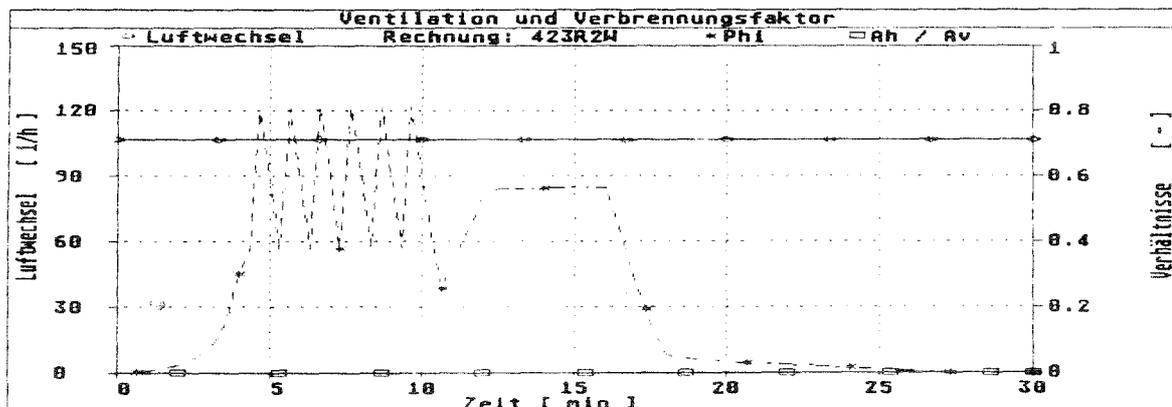
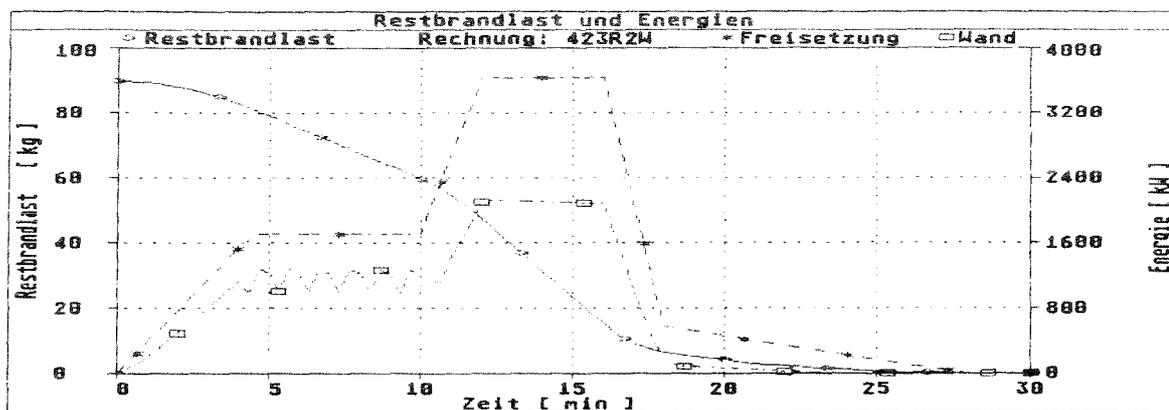
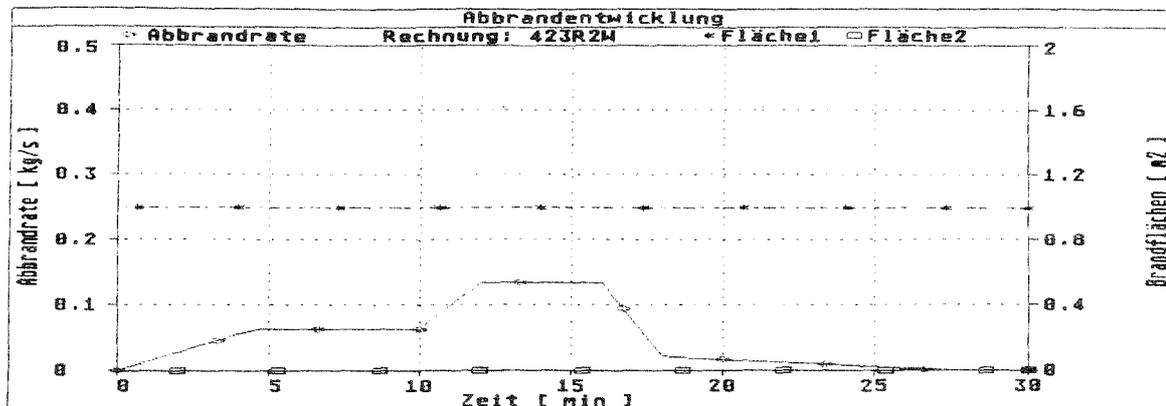
Versuch: 4.2.2  
Abbrand: 1  
Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
Verlustb: 0.7  
Schicht: ohne

## **Versuch 4.2.3**

**90 kg Isopropanol**

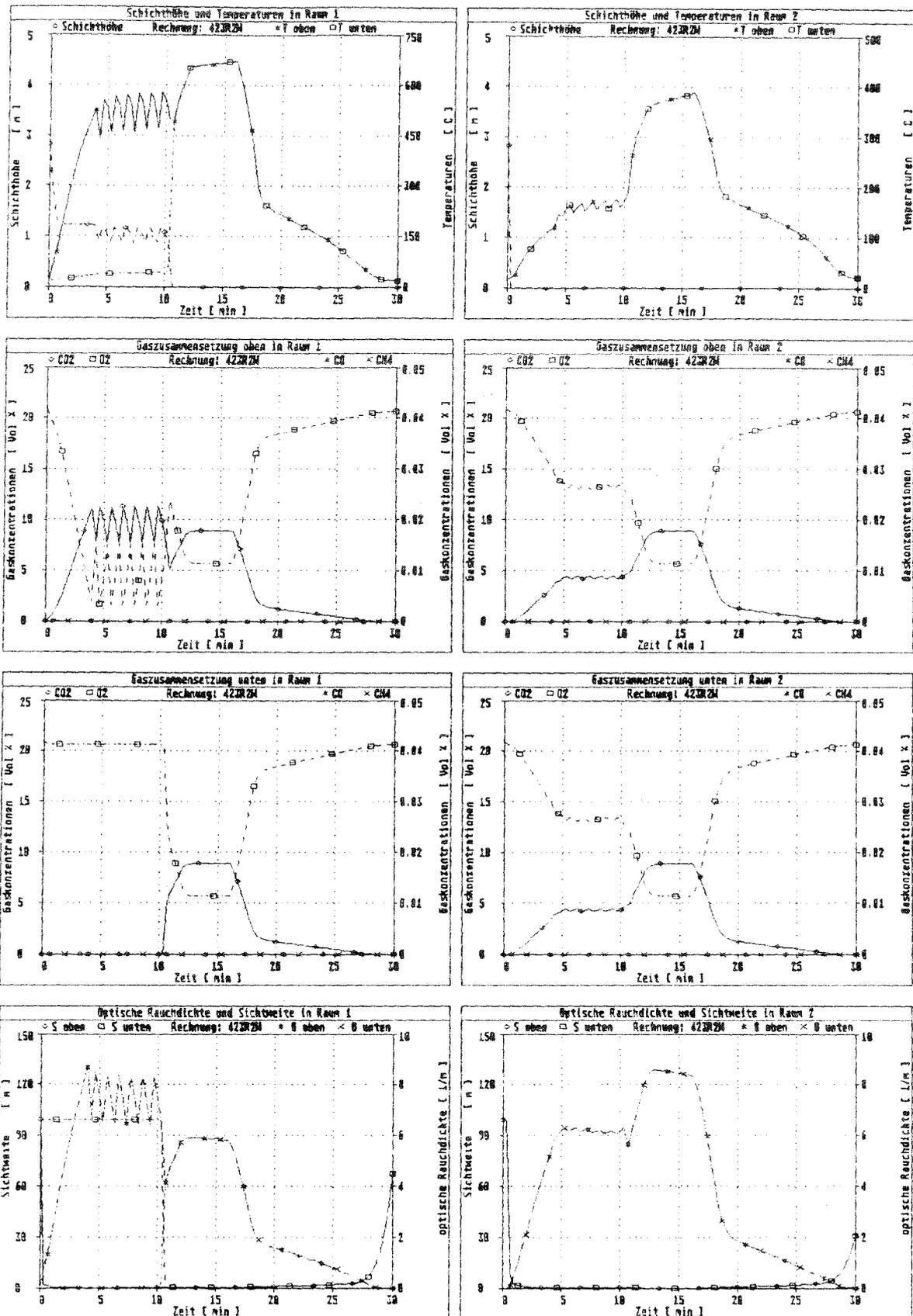
### Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 4.2.3  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

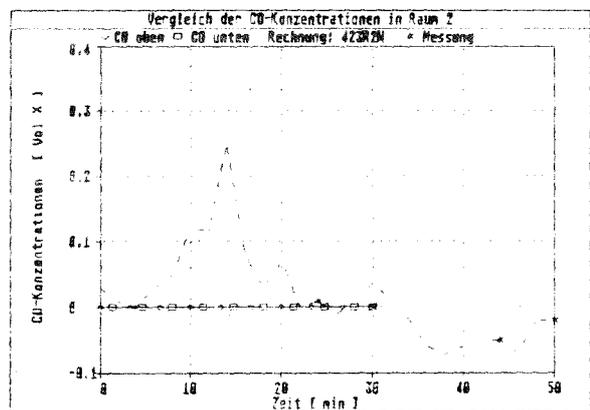
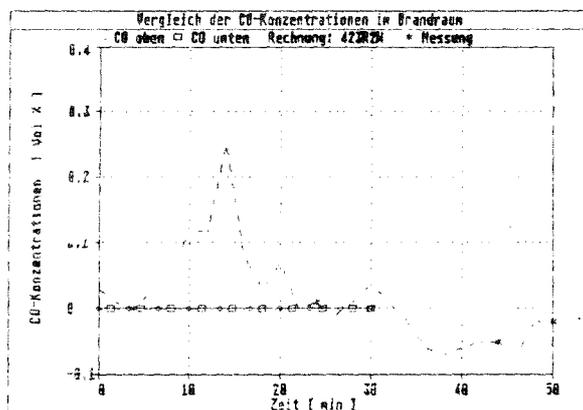
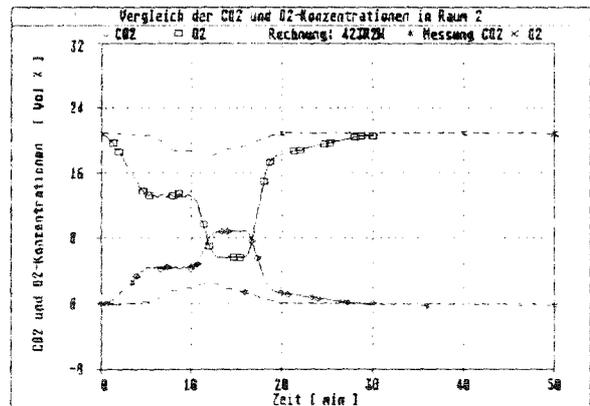
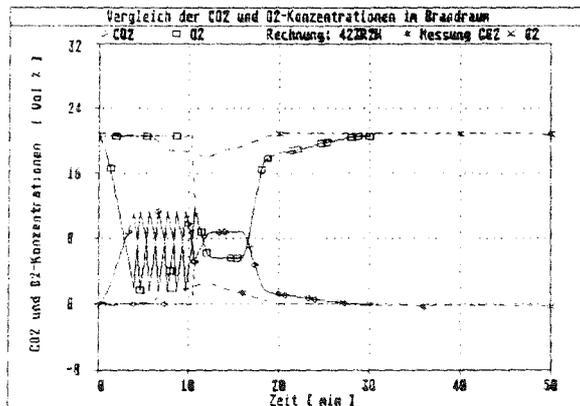
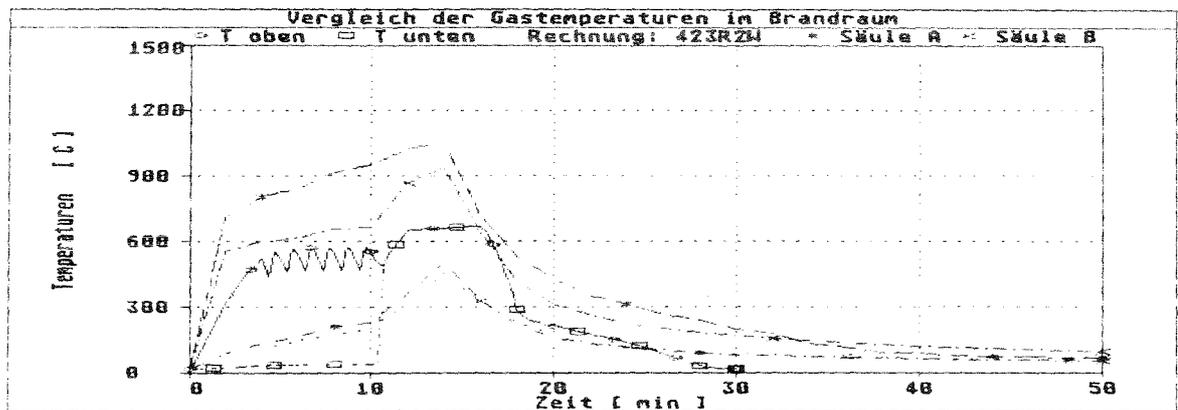
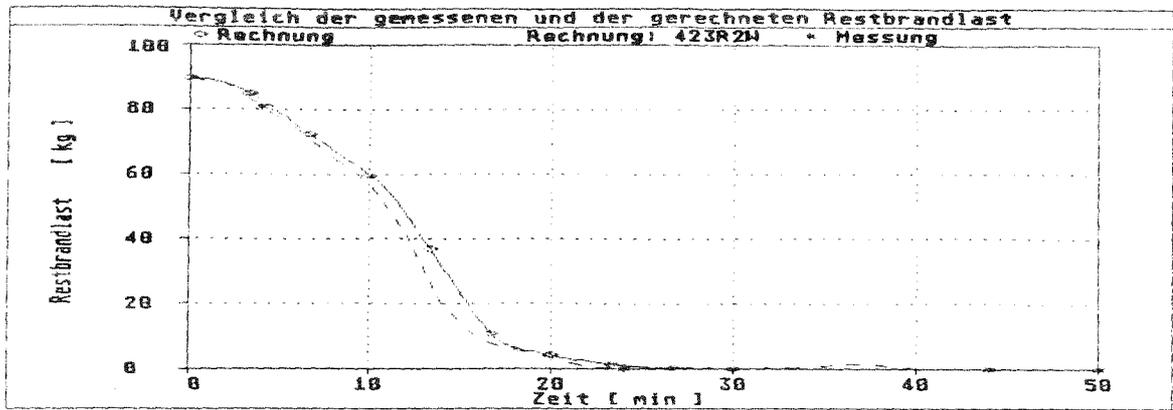
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 4.2.3  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

## Vergleich der gerechneten Ergebnisse mit Meßwerten



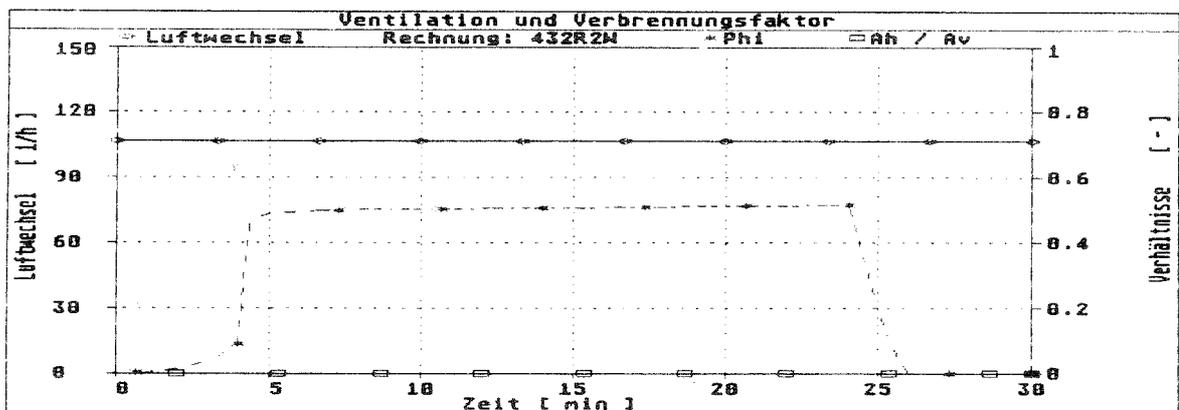
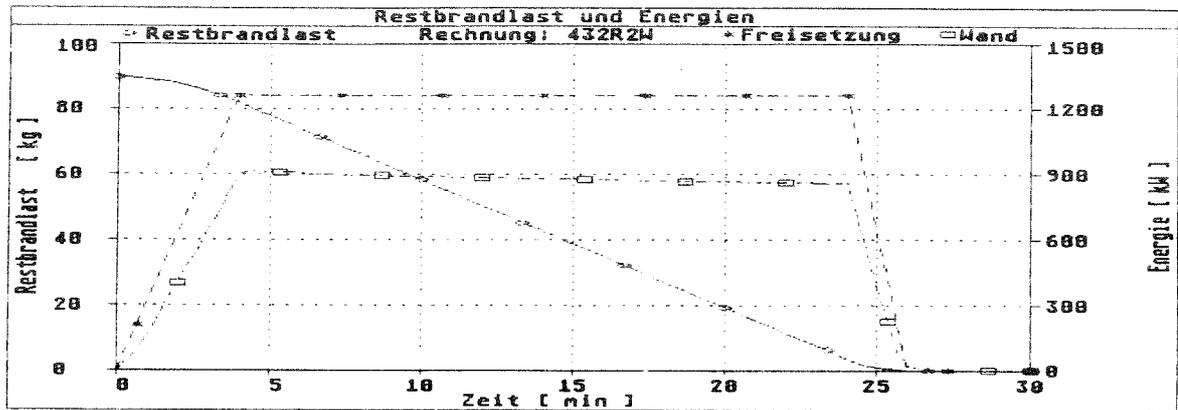
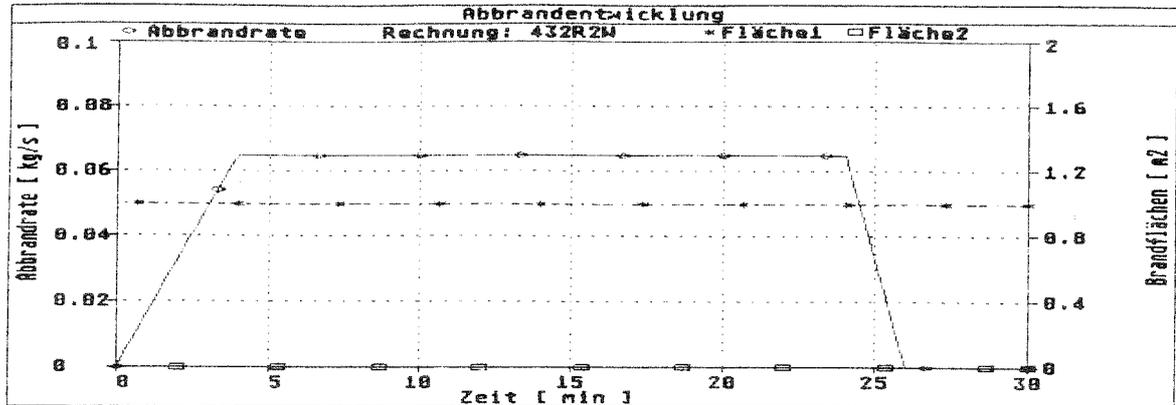
Versuch: 4.2.3  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

## **Versuch 4.3.2**

**90 kg Methylalkohol**

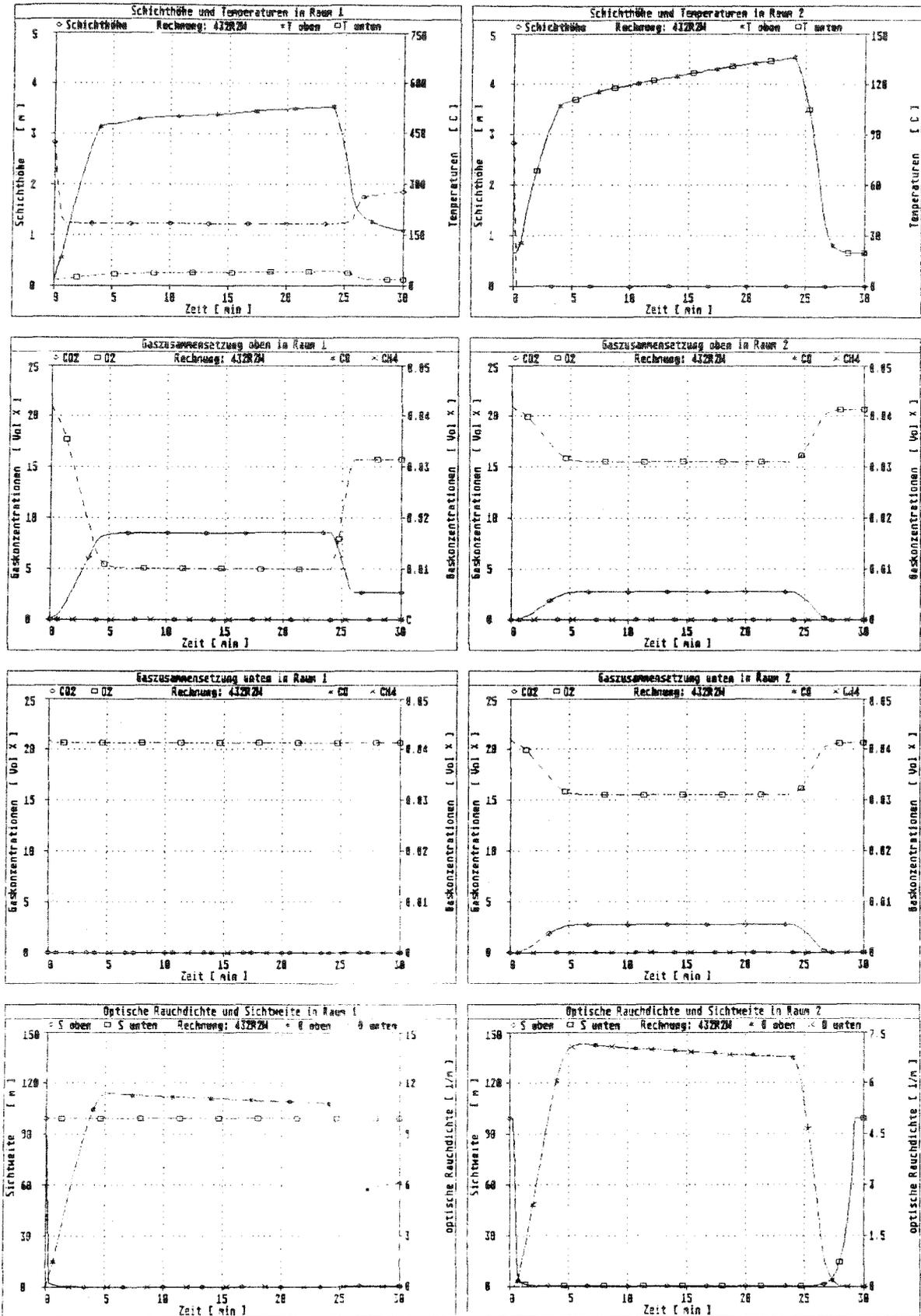
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 4.3.2  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

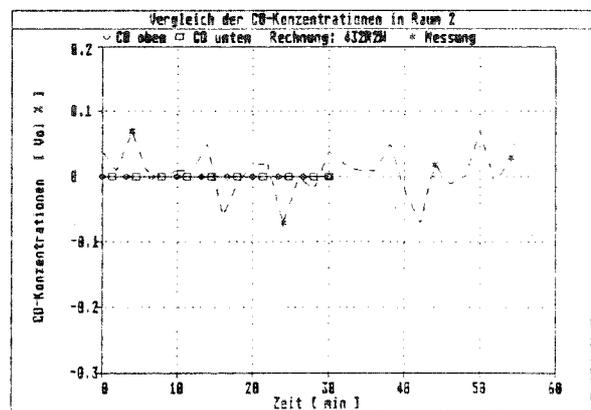
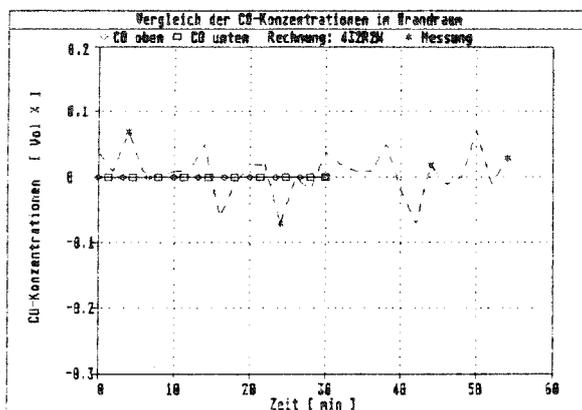
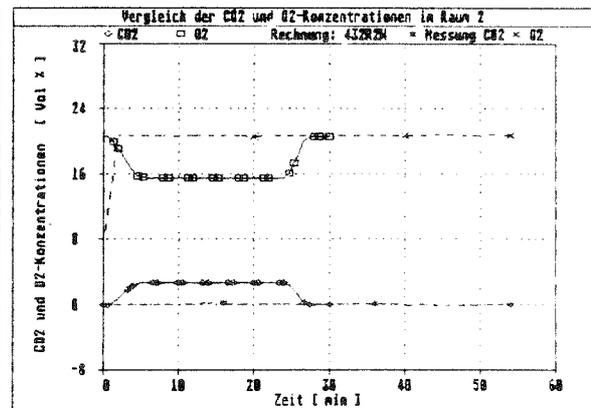
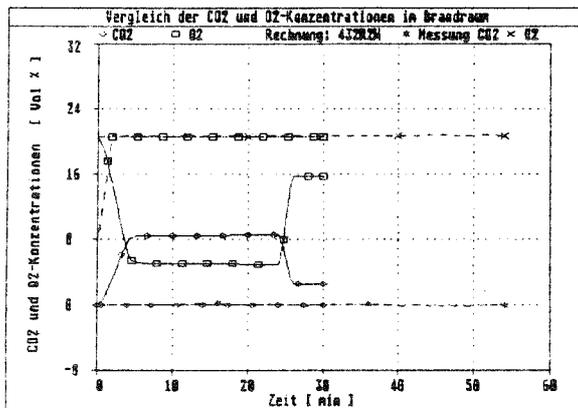
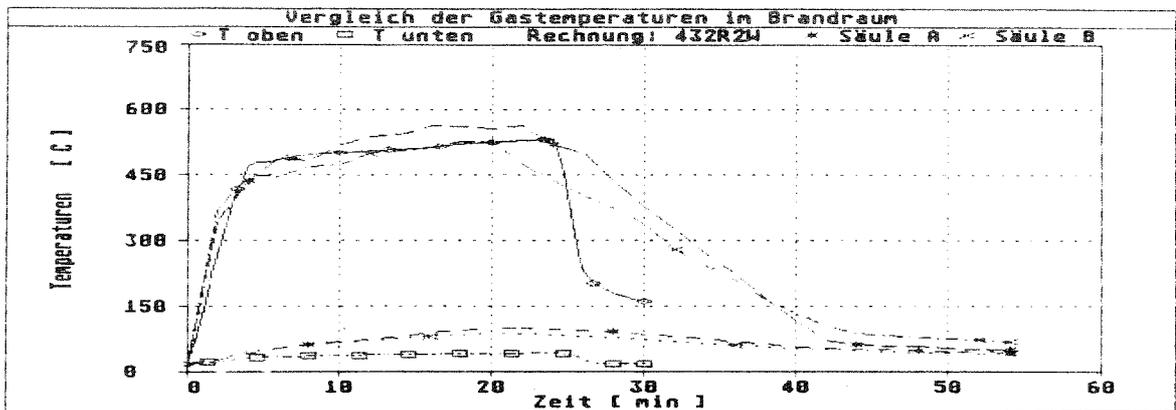
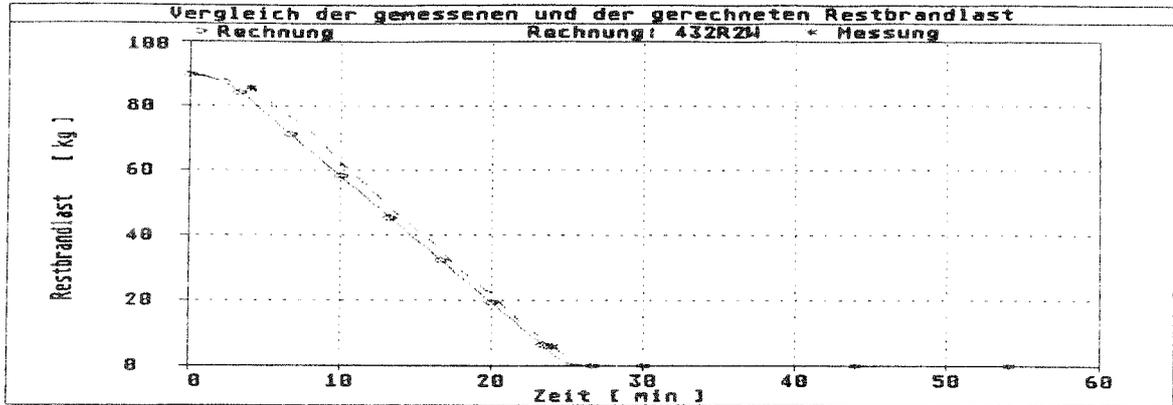
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 4.3.2  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

## Vergleich der gerechneten Ergebnisse mit Meßwerten



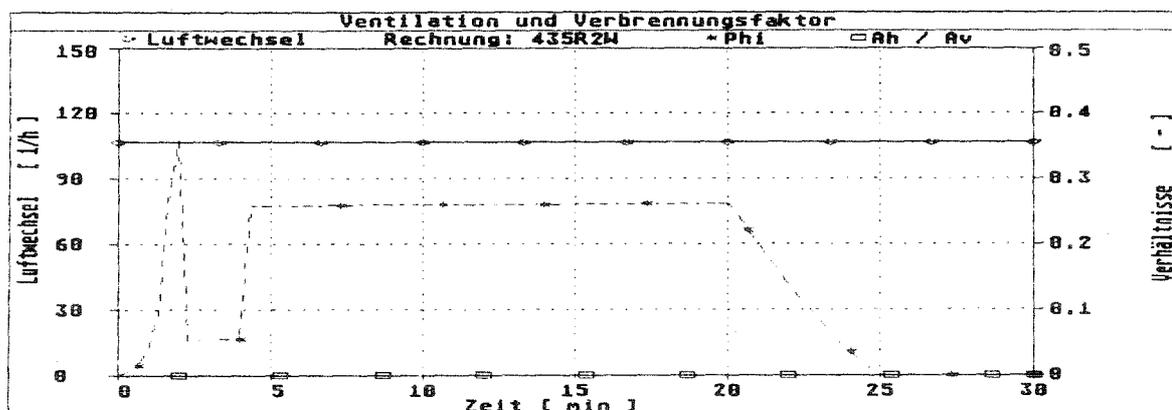
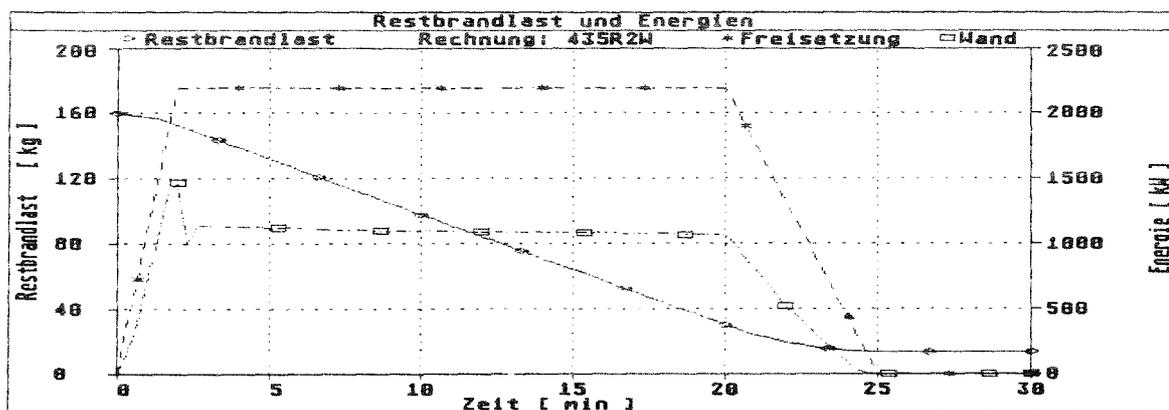
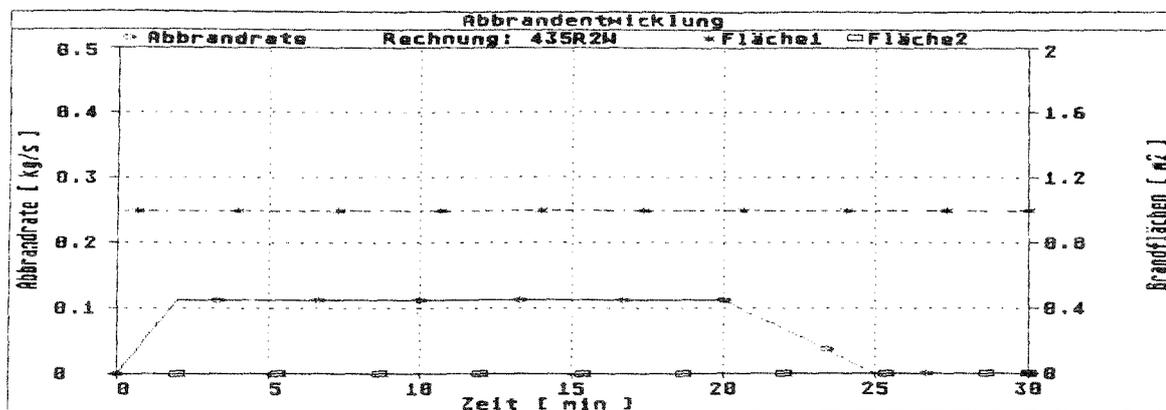
Versuch:            4.3.2  
 Abbrand:            1  
 Strahlungszahl:    0.75

Bauteile:            Beton  
 Verlustb:            0.7  
 Schicht:             ohne

## **Versuch 4.3.5**

**160 kg Methylalkohol**

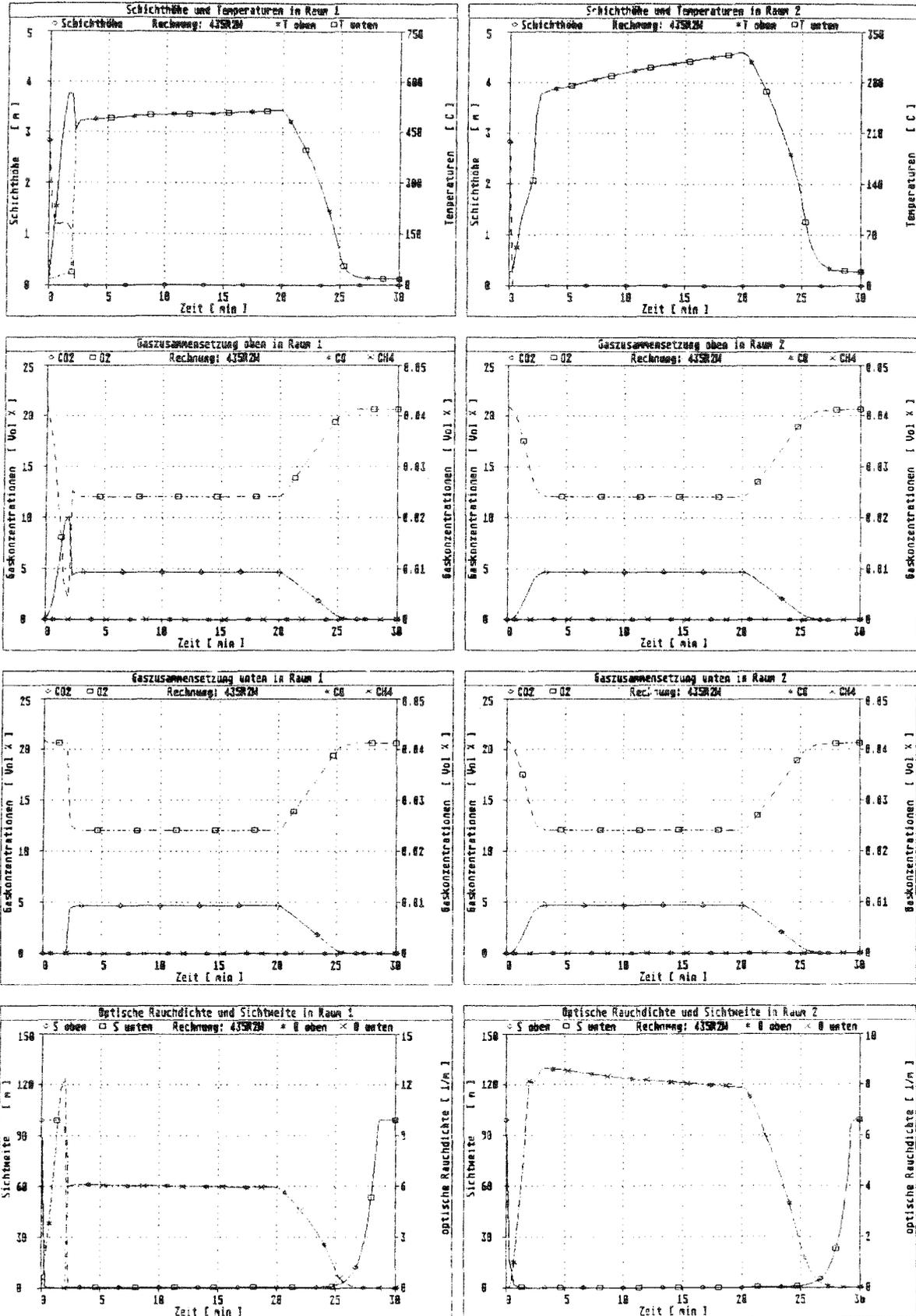
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 4.3.5  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

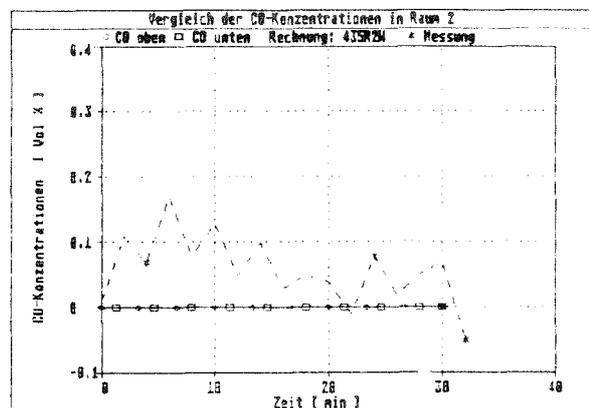
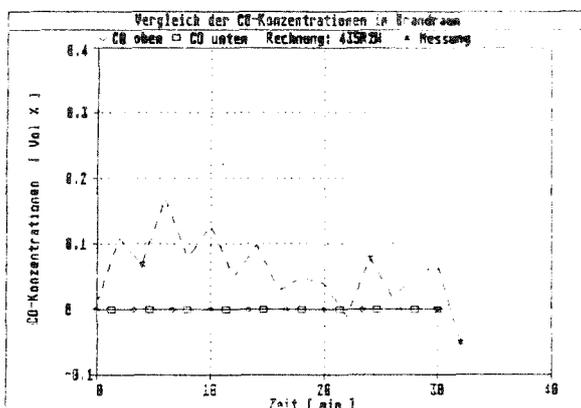
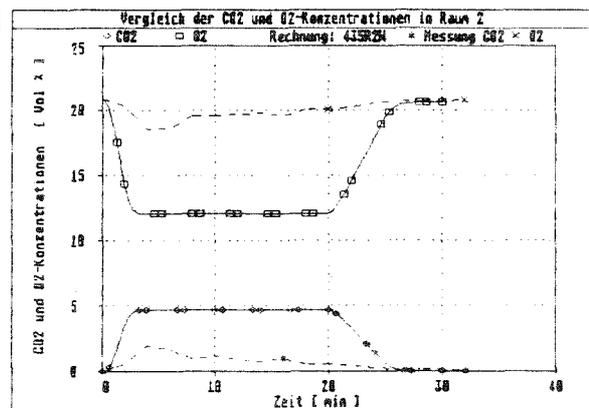
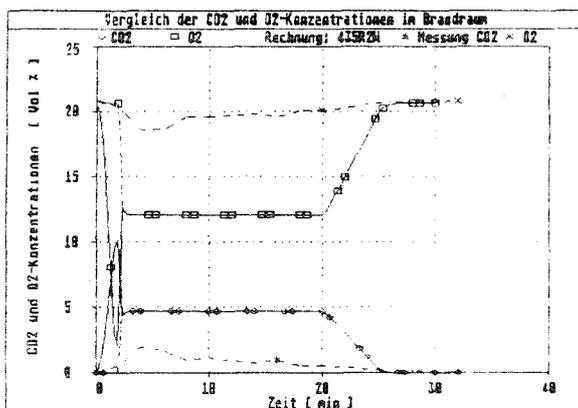
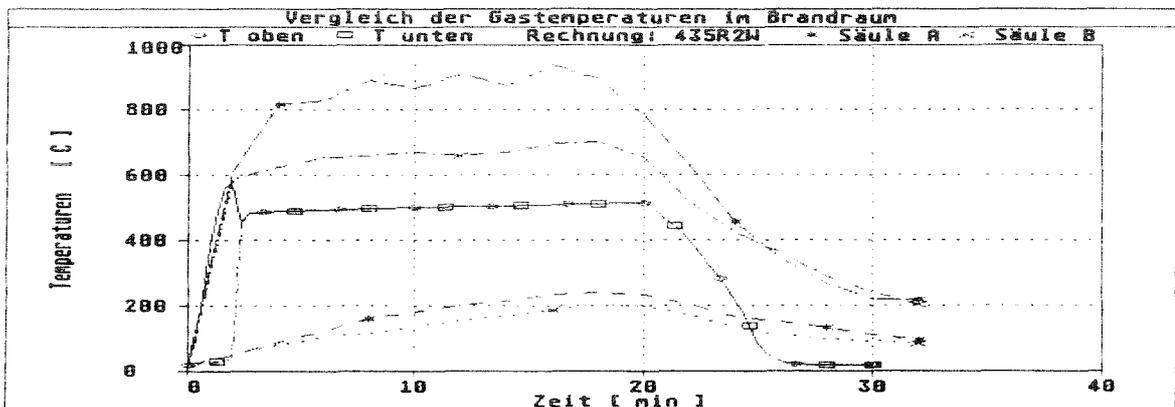
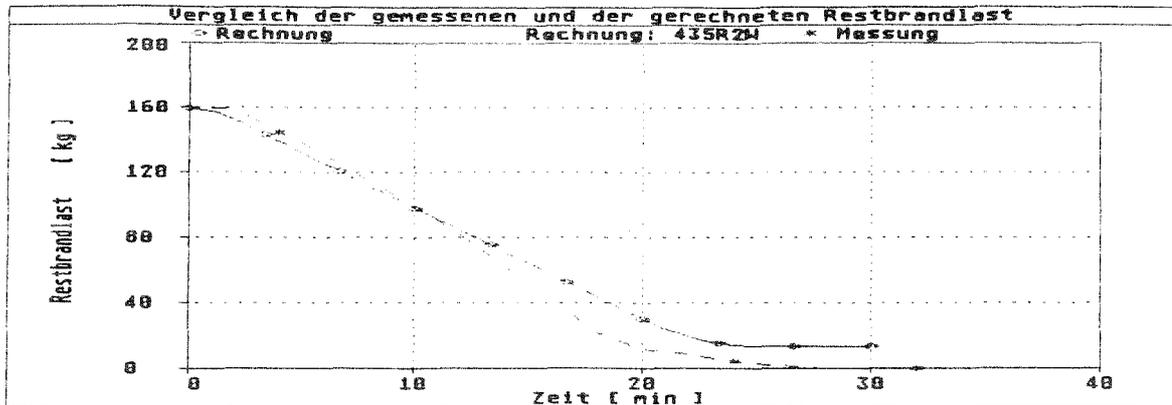
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 4.3.5  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

## Vergleich der gerechneten Ergebnisse mit Meßwerten



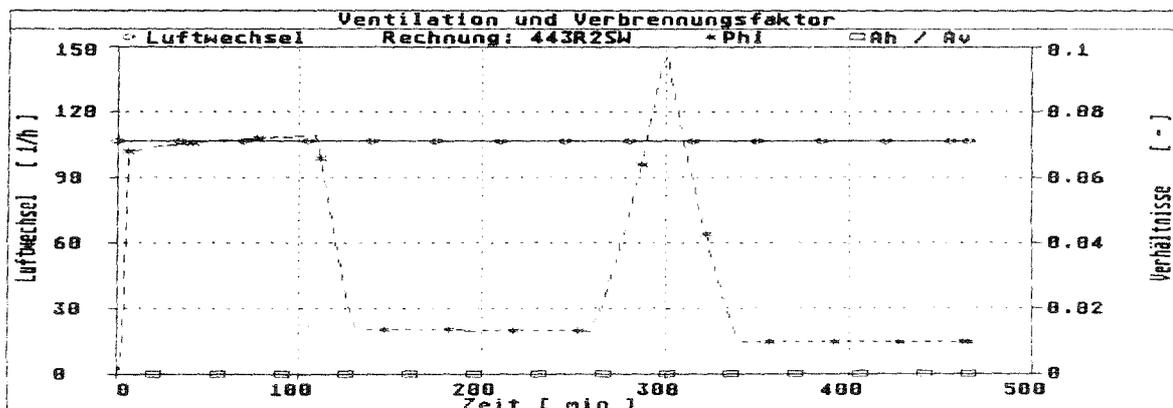
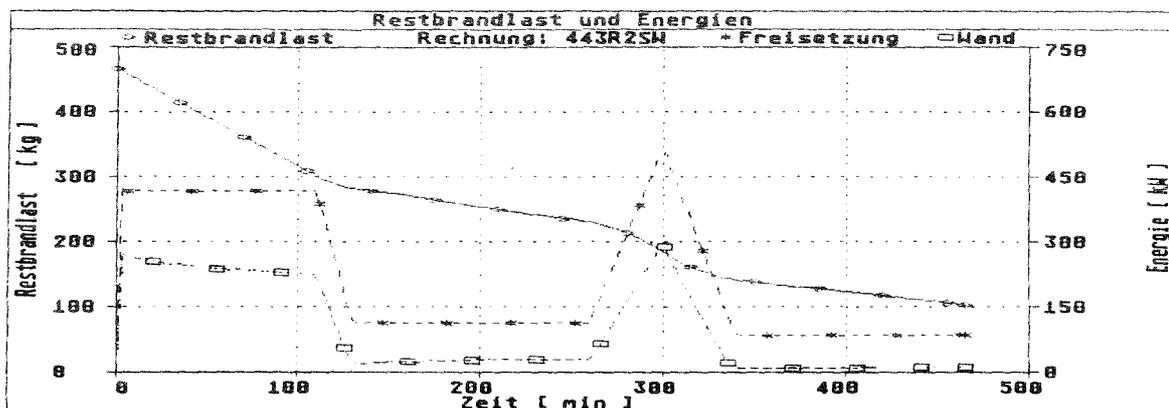
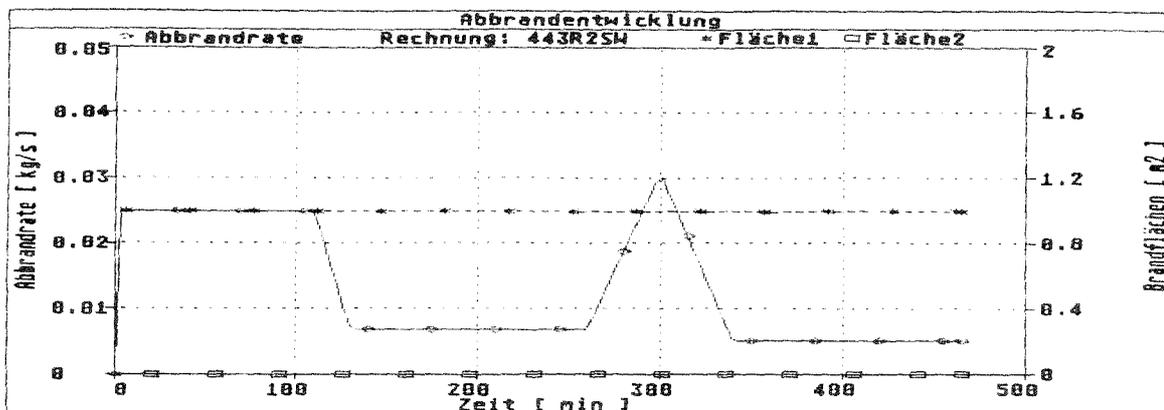
Versuch: 4.3.5  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

## **Versuch 4.4.3**

**467 kg Sanitärkrepp**

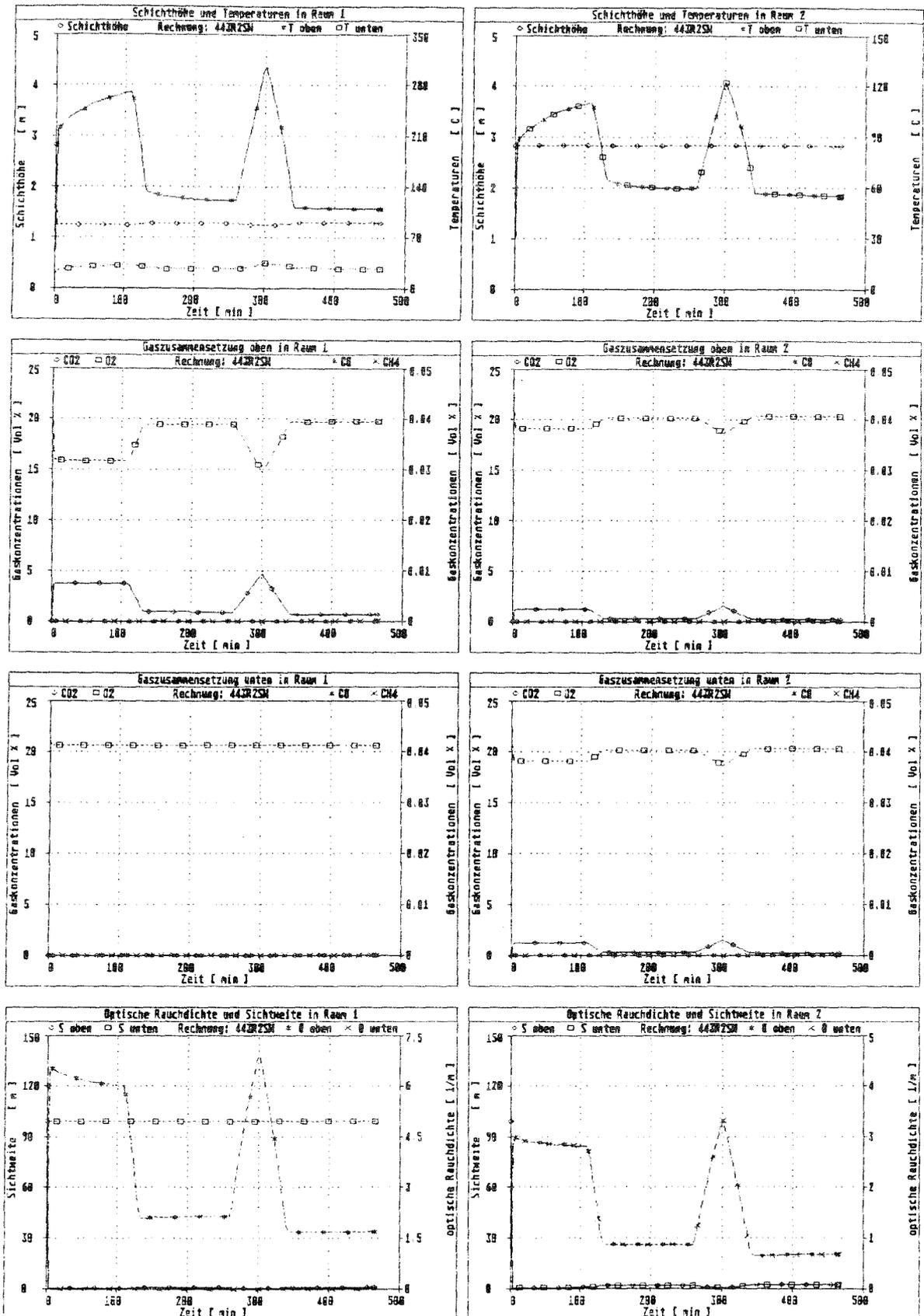
### Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 4.4.3  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: mit

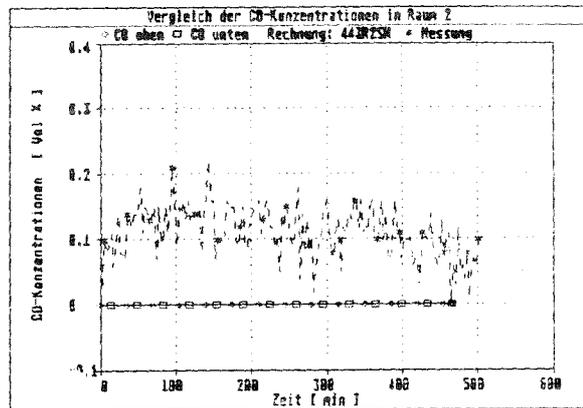
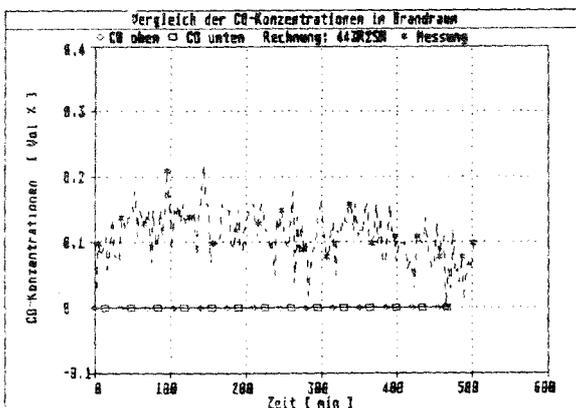
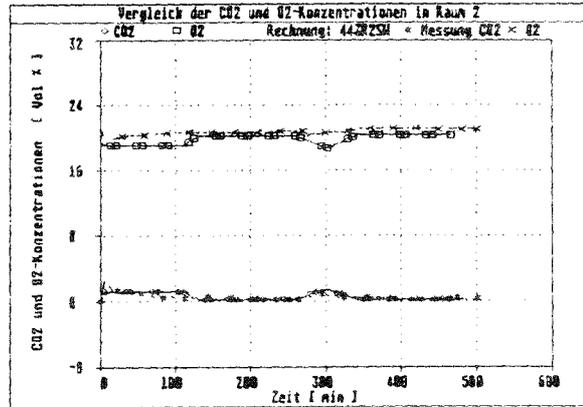
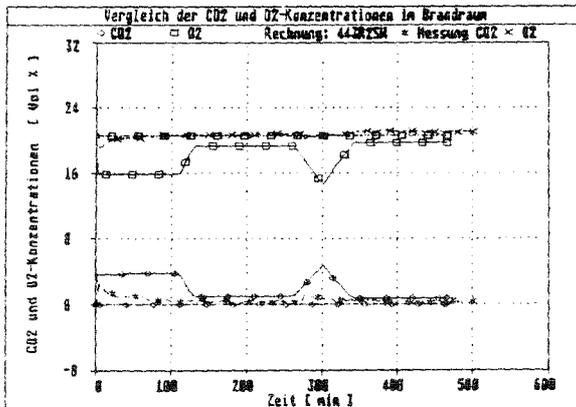
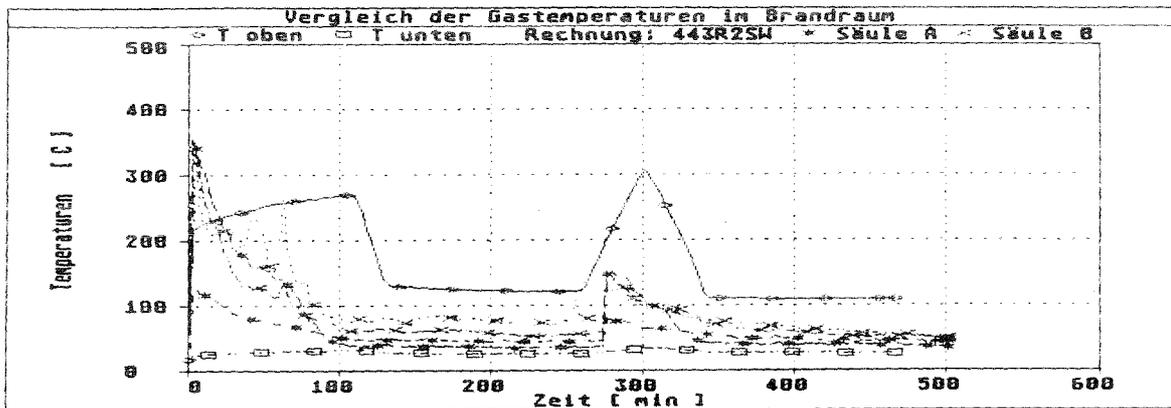
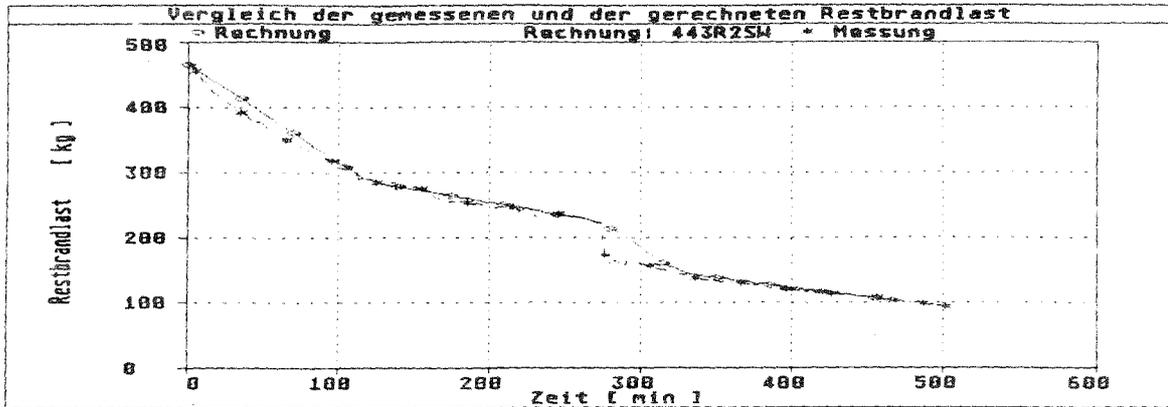
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 4.4.3  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: mit

## Vergleich der gerechneten Ergebnisse mit Meßwerten



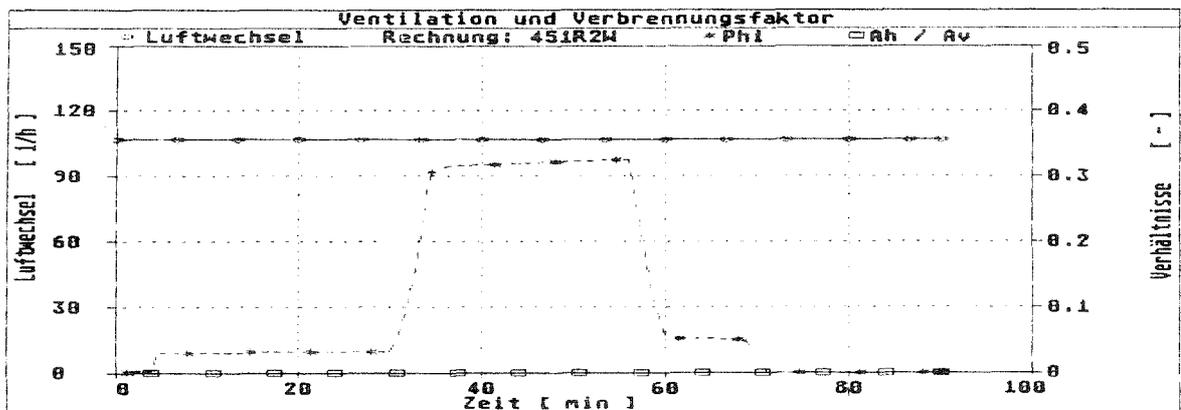
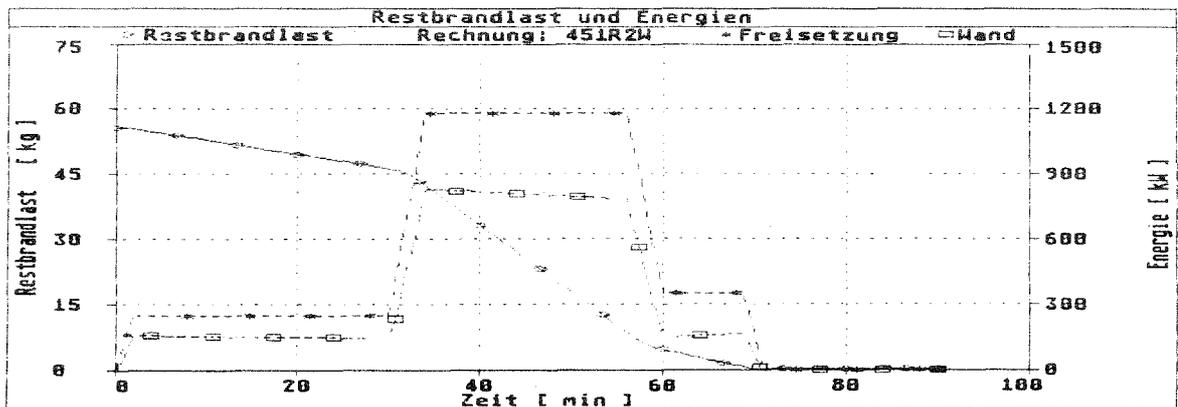
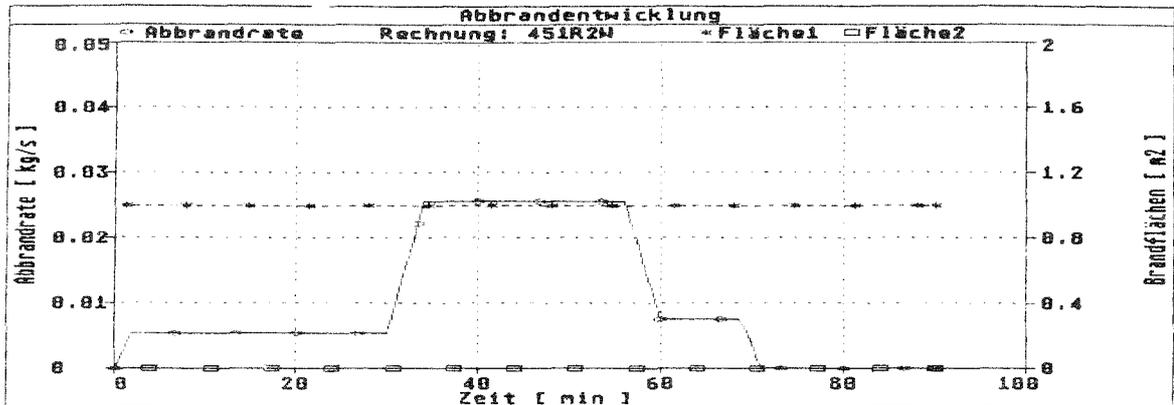
Versuch:            4.4.3  
 Abbrand:            1  
 Strahlungszahl:    0.75

Bauteile:            Beton  
 Verlustb:            0.7  
 Schicht:             mit

## **Versuch 4.5.1**

**51 kg Propylen-Teile**

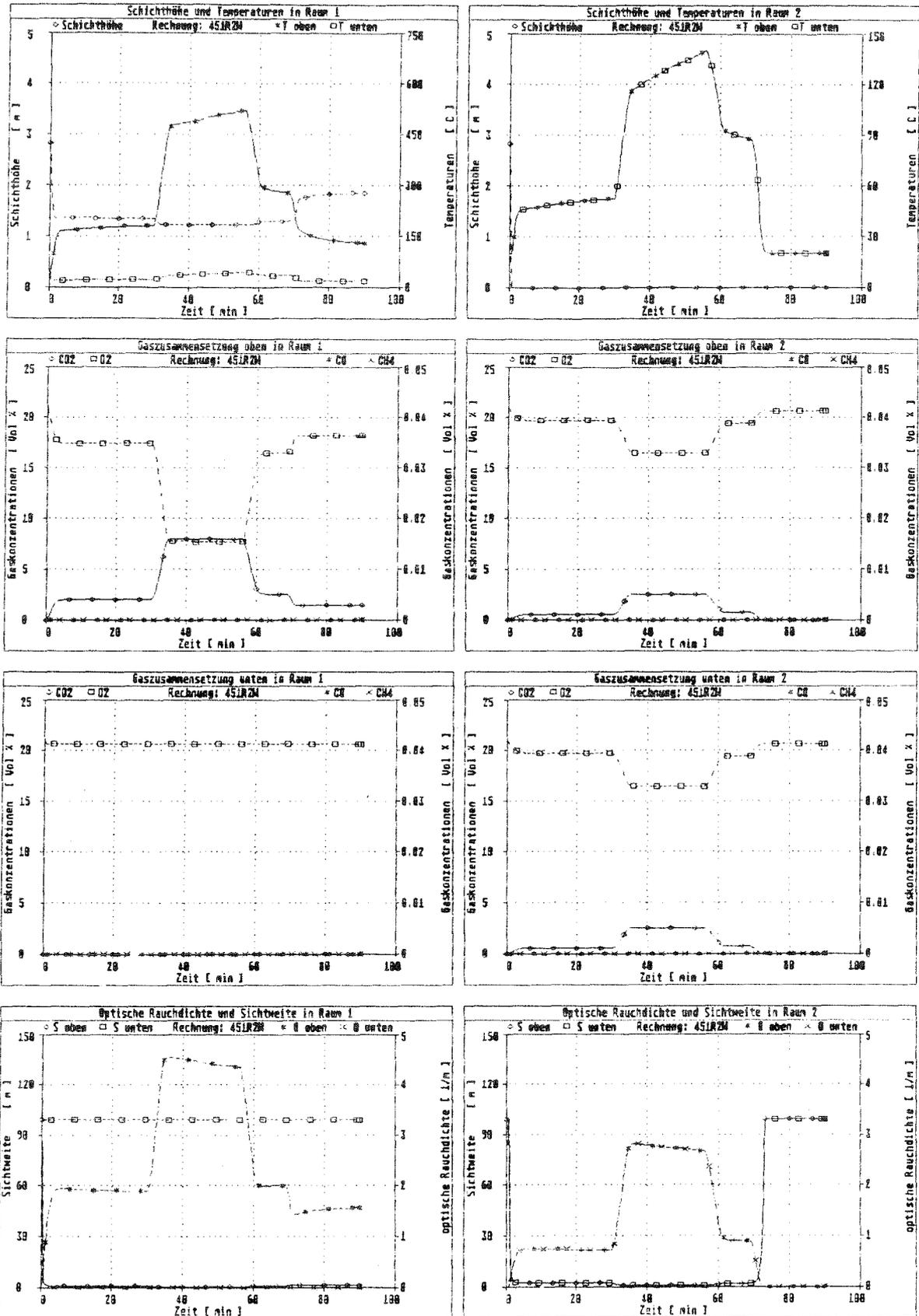
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 4.5.1  
Abbrand: 1  
Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
Verlustb: 0.7  
Schicht: ohne

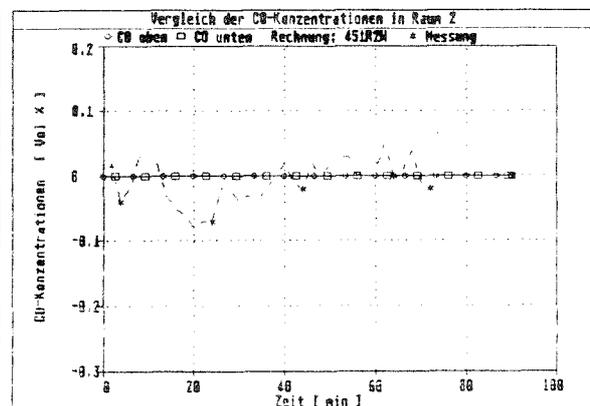
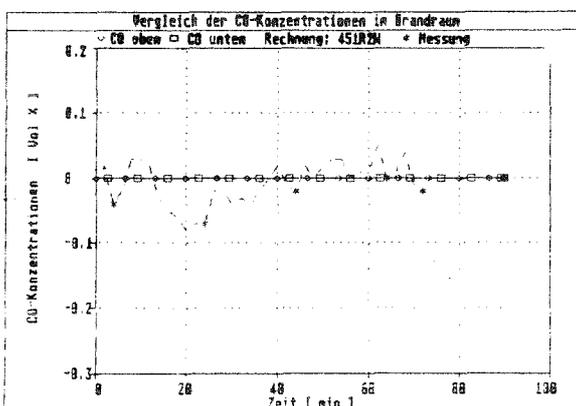
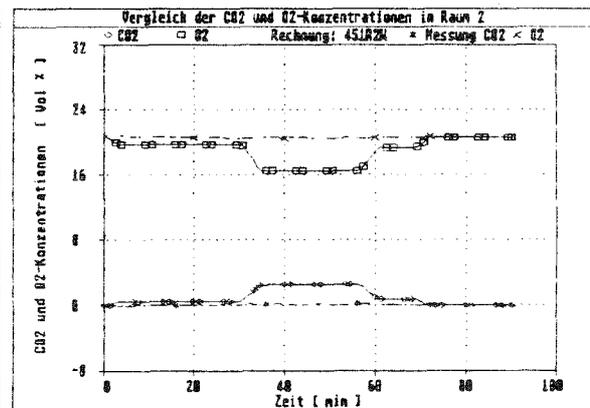
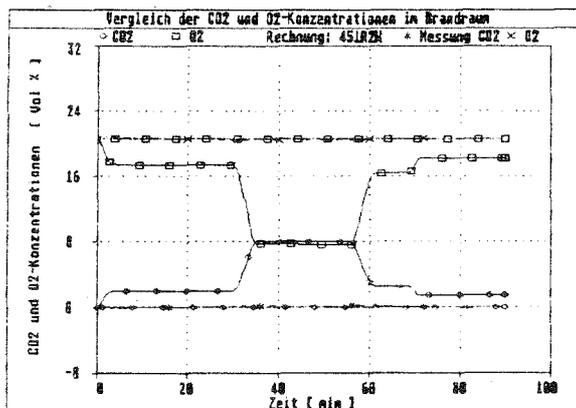
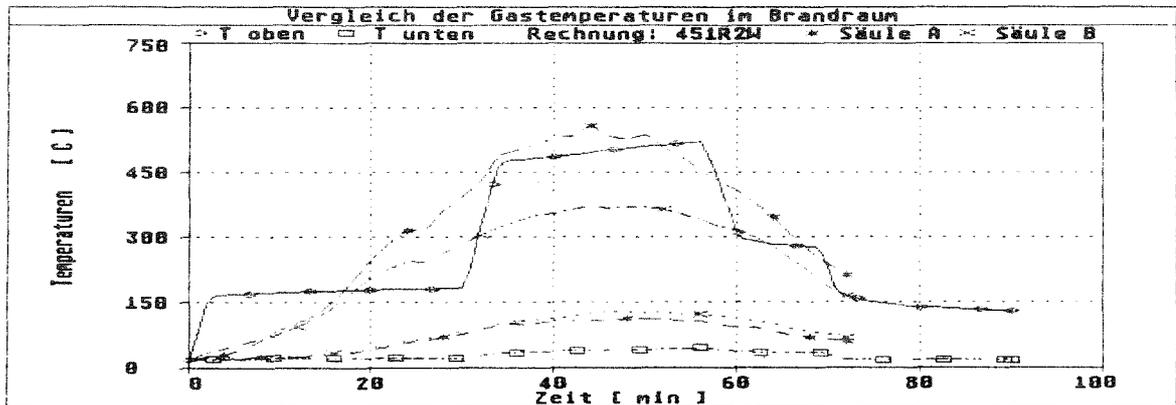
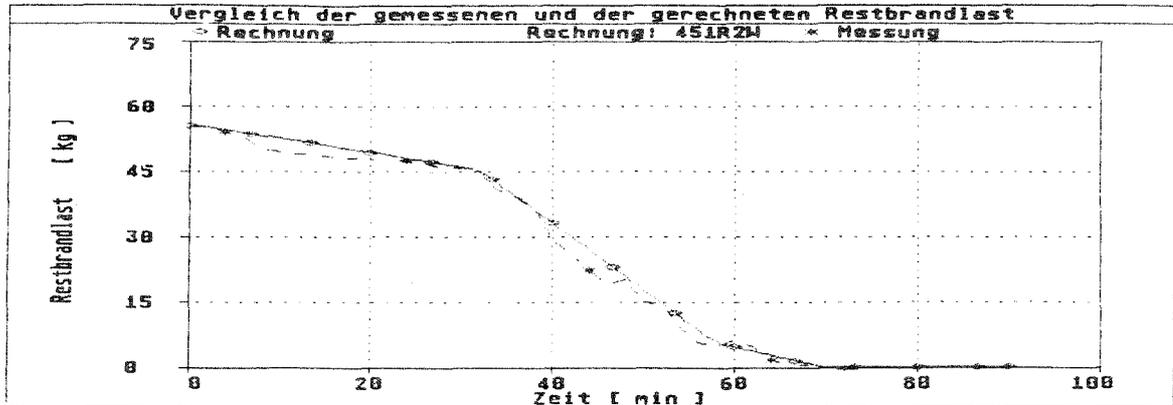
## Ergebnisse der Simulationsrechnung



Versuch: 4.5.1  
 Abbrand: 1  
 Strahlungszahl: 0.75

Bauteile: Beton  
 Verlustb: 0.7  
 Schicht: ohne

## Vergleich der gerechneten Ergebnisse mit Meßwerten



Versuch:            4.5.1  
 Abbrand:            1  
 Strahlungszahl:    0.75

Bauteile:            Beton  
 Verlustb:            0.7  
 Schicht:             ohne