

**Untersuchung der Entrauchung von
Vielraumgebäuden im Brandfall mittels
gekoppelter Simulationsverfahren**

T 2911

T 2911

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

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

Im Originalmanuskript enthaltene Farbvorlagen, wie z.B. Farbfotos, können nur in Grautönen wiedergegeben werden. Liegen dem Fraunhofer IRB Verlag die Originalabbildungen vor, können gegen Berechnung Farbkopien angefertigt werden. Richten Sie Ihre Anfrage bitte an die untenstehende Adresse.

© by Fraunhofer IRB Verlag

2000, ISBN 3-8167-5721-9

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

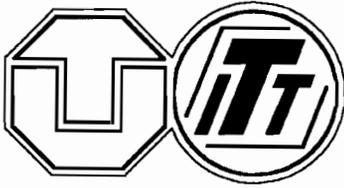
70569 Stuttgart

Telefon (07 11) 9 70 - 25 00

Telefax (07 11) 9 70 - 25 08

e-mail irb@irb.fhg.de

URL <http://www.irb.fhg.de>



TECHNISCHE UNIVERSITÄT DRESDEN

Fakultät für Maschinenwesen

Institut für Thermodynamik und Technische Gebäudeausrüstung

Untersuchung der Entrauchung von Vielraumgebäuden im
Brandfall mittels gekoppelter Simulationsverfahren

Abschlußbericht

Auftraggeber: Deutsches Institut für Bautechnik

Projektleiter : Prof. Dr.-Ing. habil. W. Richter

Bearbeiter : Dr.-Ing. J. Bolsius

Dipl.-Ing. Th. Ender

Dipl.-Ing. J. Kaiser

Dipl.-Ing. I. Müller

Dipl.-Ing. A. Perschk

Dr.-Ing. M. Rösler

Dipl.-Ing. M. Wein

Dresden, 8. Februar 2000

Inhaltsverzeichnis

| | |
|---|----------|
| 1. Einleitung | 1 |
| 2. Literaturrecherche | 7 |
| 2.1. Wissenschaftliche Literatur | 7 |
| 2.2. Modellarten | 8 |
| 2.2.1. Vollbrandmodelle | 9 |
| 2.2.2. Feldmodelle | 9 |
| 2.2.3. Zonenmodelle | 9 |
| 2.2.3.1. Einraum-Zonenmodelle | 10 |
| 2.2.3.2. Mehrraum-Zonenmodelle | 10 |
| 2.3. Kurzbeschreibung einiger Berechnungsmodelle | 10 |
| 2.3.1. Zonenmodelle | 10 |
| 2.3.1.1. Berechnungsprogramm RFIRES | 10 |
| 2.3.1.2. Berechnungsprogramm FIRST | 10 |
| 2.3.1.3. Berechnungsprogramm MRFC | 11 |
| 2.3.1.4. Berechnungsprogramm AYSEN | 12 |
| 2.3.1.5. Berechnungsprogramm DOB | 12 |
| 2.3.1.6. Berechnungsprogramm BOHM | 13 |
| 2.3.1.7. Berechnungsprogramm NILSSON | 13 |
| 2.3.1.8. Berechnungsprogramm TANAKA | 13 |
| 2.3.1.9. Berechnungsprogramm COMPF-2 | 14 |
| 2.3.1.10. Berechnungsprogramm DSLAY1 von B.Hägglund | 15 |
| 2.3.1.11. Berechnungsprogramm FIGARO | 16 |
| 2.3.2. Feldmodelle | 17 |
| 2.3.2.1. Berechnungsprogramm UNSAFE II | 17 |
| 2.3.2.2. Berechnungsprogramm MOSIE 2 | 17 |

| | | |
|-----------|--|-----------|
| 2.3.3. | Berechnungsprogramm JASMINE | 18 |
| 2.3.4. | Berechnungsprogramm SOFIE | 18 |
| 2.3.5. | Berechnungsprogramm FISCO-3 | 18 |
| 2.3.6. | Berechnungsprogramm KOBRA-3D | 18 |
| 3. | Makromodell | 19 |
| 3.1. | Gebäudemodul TYPE 56 von TRNSYS | 20 |
| 3.1.1. | Geometrisches Modell | 21 |
| 3.1.2. | Ermittlung der Einstrahlzahlen | 22 |
| 3.1.2.1. | Allgemeine Aussagen zu den Einstrahlzahlen | 22 |
| 3.1.2.2. | Die analytische Berechnung von Einstrahlzahlen | 23 |
| 3.1.2.3. | Die numerische Berechnung von Einstrahlzahlen | 24 |
| 3.1.2.4. | Berücksichtigung der Verschattung | 26 |
| 3.2. | TRNSYS-Modul TYPE 158 zur thermischen Simulation der Wände | 28 |
| 3.2.1. | Allgemeines | 28 |
| 3.2.2. | Diskretisierung der Differentialgleichung | 28 |
| 3.2.2.1. | Zeitintegration | 30 |
| 3.2.2.2. | Lösung der Gleichungssysteme | 31 |
| 3.3. | TRNSYS-Modul TYPE 157 zur Simulation der Gebäudedurchströmung | 32 |
| 3.3.1. | Berechnung der Gebäudedurchströmung | 32 |
| 3.3.2. | Anpassung von LUMA an TRNSYS | 33 |
| 3.3.3. | Modell der großen Öffnungen | 33 |
| 3.3.4. | Besonderheiten bei Fenstern und Türen | 37 |
| 3.3.5. | Ventilationsöffnungen für Brandräume | 39 |
| 3.3.5.1. | Modellierung | 40 |
| 3.3.6. | Instationärer Transport von luftfremden Stoffen | 47 |
| 3.4. | TRNSYS-Modul TYPE 112 zur Simulation des Brandraumes | 48 |
| 3.4.1. | Energie- und Massebilanzen der Heiß-, Kaltgasschicht und des Plume | 49 |
| 3.4.1.1. | Kaltgasschicht | 50 |
| 3.4.1.2. | Heißgasschicht | 51 |
| 3.4.2. | Brandherd | 52 |
| 3.4.2.1. | Abbrandrate / Pyrolyserate | 52 |
| 3.4.2.2. | Energiefreisetzungsrates | 53 |
| 3.4.3. | Plume | 54 |

| | |
|--|-----------|
| 3.4.3.1. Ansatz nach Thomas / Hinkley | 55 |
| 3.4.3.2. Ansatz nach Mc Caffrey | 55 |
| 3.4.3.3. Ansatz nach Zukoski | 56 |
| 3.4.3.4. Transportvorgänge zwischen Heiß- und Kaltgasschicht durch Wandströmung | 57 |
| 3.4.4. Rauchgasentstehung | 58 |
| 3.4.4.1. Berechnung brennstoffspezifischer Bildungsraten | 58 |
| 3.4.4.2. Konzentration der Brandgase | 60 |
| 3.4.5. Konvektion | 60 |
| 3.4.6. Strahlung | 61 |
| 3.4.6.1. Strahlungsaustausch in der Kaltgasschicht | 61 |
| 3.4.6.2. Strahlungsaustausch in der Heißgasschicht | 64 |
| 4. Mikromodell | 65 |
| 4.1. Vorbemerkungen | 65 |
| 4.2. Zur Programmauswahl im Mikromodell | 65 |
| 4.2.1. CFX-TASCflow | 65 |
| 4.2.2. ParallelNS | 66 |
| 4.2.3. FLUENT/GAMBIT | 67 |
| 4.3. Geometrisches Modell und Diskretisierung des Berechnungsgebietes | 67 |
| 4.4. Rauchgasmodellierung mit FLUENT | 68 |
| 4.4.1. Allgemeines | 68 |
| 4.4.2. Physikalische Eigenschaften | 68 |
| 4.4.3. Turbulenzmodellierung | 68 |
| 4.4.4. Strahlungsmodellierung | 69 |
| 4.4.5. Speziesmodellierung | 70 |
| 5. Kopplung der Simulationsmodelle | 73 |
| 5.1. Allgemeines zur Kopplung | 73 |
| 5.2. Kopplung im Makrobereich | 74 |
| 5.3. Kopplung zwischen Makro- und Mikrobereich | 75 |
| 5.3.1. Allgemeines | 75 |
| 5.3.2. Definition der Randbedingungen | 76 |
| 5.3.2.1. Ein- und Austrittsöffnungen | 76 |
| 5.3.2.2. Die Umgebungswände | 77 |
| 5.3.3. Organisation des Datenaustausches | 77 |

| | |
|---|-----------|
| 6. Demonstrationsbeispiele | 79 |
| 6.1. Vergleich von Simulationsergebnissen mit Meßwerten am Beispiel eines Tunnelbrandes | 79 |
| 6.1.1. Einführung | 79 |
| 6.1.2. Randbedingungen | 79 |
| 6.1.2.1. Tunnelkonstruktion | 79 |
| 6.1.2.2. Lüftungstechnische Konzepte | 80 |
| 6.1.2.3. Meßwerterfassung | 80 |
| 6.1.2.4. Brandobjekt | 81 |
| 6.1.3. Rechnerbasierte Umsetzung der realen Randbedingungen | 81 |
| 6.1.3.1. Nachbildung der Tunnelgeometrie | 81 |
| 6.1.3.2. Beschreibung der Brandlast | 82 |
| 6.1.4. Vergleich der Ergebnisse | 82 |
| 6.1.4.1. Allgemeines | 82 |
| 6.1.4.2. Variante mit freier Lüftung | 83 |
| 6.1.4.3. Variante mit maschineller Be- und Entlüftung | 86 |
| 6.2. Beschreibung des Brandversuches der MFPA Leipzig | 88 |
| 6.2.1. Einführung | 88 |
| 6.2.2. Randbedingungen | 89 |
| 6.2.2.1. Gebäude | 89 |
| 6.2.2.2. Meßwerterfassung | 90 |
| 6.2.2.3. Brandobjekte | 91 |
| 6.2.2.4. Weitere Randbedingungen | 91 |
| 6.2.3. Meßtechnische Ergebnisse des Brandversuches | 91 |
| 6.2.3.1. Temperaturen im Brandraum | 91 |
| 6.2.3.2. Temperaturen in den Teilbereichen des allgemein zugänglichen Flurs | 93 |
| 6.2.3.3. Subjektive Beobachtungen während der Brandversuches | 94 |
| 6.2.4. Rechnerbasierte Umsetzung der realen Randbedingungen | 94 |
| 6.2.4.1. Allgemeines | 94 |
| 6.2.4.2. Nachbildung der bauseitigen/gebäudespezifischen Randbedingungen | 94 |
| 6.2.4.3. Beschreibung der Brandobjekte | 96 |
| 6.2.4.4. Durchströmung des Gebäudes | 97 |

| | |
|---|------------|
| 6.2.4.5. Ergebnisse der Simulationsrechnungen | 98 |
| 6.2.4.6. Vergleich von Messung und Simulation | 101 |
| 6.2.5. Ergebnisse der Kopplung mit dem Feldmodell | 103 |
| 6.2.5.1. Allgemeines | 103 |
| 6.2.5.2. Konfiguration für die erste Simulationsrechnung | 104 |
| 6.2.5.3. Konfiguration für die zweite Simulationsrechnung | 108 |
| 6.2.5.4. Schlußfolgerungen | 108 |
| 6.3. Zweiraumbeispiel | 109 |
| 6.4. Brandversuches der MFPA Leipzig mit Ankopplung des Treppenhauses . . . | 112 |
| 7. Zusammenfassung | 117 |
| Literaturverzeichnis | 121 |
| A. Weitere Programme zur Brandsimulation | 125 |
| B. Simulationsbeispiel Leipzig | 127 |

Abbildungsverzeichnis

| | | |
|---------|---|----|
| 1.1.1. | Kopplung der einzelnen Bestandteile des Simulationsmodelles | 5 |
| 3.1.1. | Ausrichtung der Flächen zur Berechnung der Einstrahlzahlen bei zueinander parallelen Flächen | 23 |
| 3.1.2. | Ausrichtung der Flächen zur Berechnung der Einstrahlzahlen bei zueinander senkrechten Flächen | 24 |
| 3.1.3. | Unterteilung der Grundflächen zur numerischen Berechnung der Einstrahlzahlen | 25 |
| 3.1.4. | Unterteilung eines Dreieckes in drei Vierecke | 26 |
| 3.1.5. | Verschattung zweier Flächen durch eine dritte Fläche | 27 |
| 3.1.6. | Mögliche Positionen des Schnittpunktes eines Vektors | 27 |
| 3.2.1. | Lineare Zeitintegration | 30 |
| 3.3.1. | Modellierung einer großen Öffnung | 34 |
| 3.3.2. | Drehflügelfenster | 37 |
| 3.3.3. | Wendeflügelfenster | 38 |
| 3.3.4. | Kippflügelfenster | 39 |
| 3.3.5. | Korrekturfaktoren für die betrachteten Fenstertypen | 39 |
| 3.3.6. | Modell für die Durchströmung einer Brandöffnung | 40 |
| 3.3.7. | $h_{K,1} < h_{K,2}$, neutrale Ebene im I. Intervall | 44 |
| 3.3.8. | $h_{K,1} < h_{K,2}$, neutrale Ebene im II. Intervall | 44 |
| 3.3.9. | $h_{K,1} < h_{K,2}$, neutrale Ebene im III. Intervall | 44 |
| 3.3.10. | $h_{K,1} > h_{K,2}$, neutrale Ebene im I. Intervall | 45 |
| 3.3.11. | $h_{K,1} > h_{K,2}$, neutrale Ebene im II. Intervall | 45 |
| 3.3.12. | $h_{K,1} > h_{K,2}$, neutrale Ebene im III. Intervall | 45 |
| 3.3.13. | $h_{K,1} > h_{K,2}$, neutrale Ebene im I. und II. Intervall | 46 |
| 3.3.14. | $h_{K,1} > h_{K,2}$, neutrale Ebene im II. und III. Intervall | 46 |
| 3.3.15. | $h_{K,1} > h_{K,2}$, neutrale Ebene im I. II. und III. Intervall | 46 |

| | | |
|---------|--|----|
| 3.3.16. | Massestrombilanz für die Komponente i im Knoten K_k | 47 |
| 3.4.1. | Masseströme im Brandraum | 49 |
| 3.4.2. | Energieströme im Brandraum | 49 |
| 3.4.3. | Abbrandrate aus Stützstellen | 53 |
| 3.4.4. | Abbrandrate - geometrisches Abbrandmodell | 53 |
| 3.4.5. | Abbrandrate - Ölbrandmodell | 54 |
| 3.4.6. | Beispiel für Plumemassestrom nach Thomas/Hinkley | 55 |
| 3.4.7. | Beispiel für den Plumemassestrom nach McCaffrey | 56 |
| 3.4.8. | Beispiel für den Plumemassestrom nach Zukoski | 57 |
| 3.4.9. | Wandströmung im Brandraum | 58 |
| 3.4.10. | Entstehungsraten am Beispiel von Holz | 60 |
| 3.4.11. | Strahlungswärmeströme im Brandraum | 61 |
| 3.4.12. | Einstrahlverhältnisse in der Kaltgasschicht | 62 |
| 3.4.13. | Beispiel für die Berechnung der Einstrahlzahlen | 62 |
| 3.4.14. | Einstrahlverhältnisse im Brandraum | 63 |
| 5.2.1. | Kopplungsbedingungen im Makrobereich | 75 |
| 6.1.1. | Abbrandraten der Brandversuche im Zwenbergtunnel | 81 |
| 6.1.2. | Perspektivische Darstellung der Tunnelröhre | 81 |
| 6.1.3. | Vergleich der berechneten, schichtdickenabhängigen Kaltgastemperatur und der gemessenen höhenspezifischen Temperatur im Fußbodenbereich anhand örtlicher Maximalwerte | 84 |
| 6.1.4. | Vergleich der berechneten, schichtdickenabhängigen Heißgastemperatur und der gemessenen höhenspezifischen Temperatur im Deckenbereich anhand örtlicher Maximalwerte | 84 |
| 6.1.5. | Vergleich der berechneten, schichtdickenabhängigen (Heißgas) und der gemessenen, höhenspezifischen (Luftschicht) CO ₂ -Konzentration im Deckenbereich anhand örtlicher Maximalwerte | 85 |
| 6.1.6. | Vergleich der berechneten, schichtdickenabhängigen Kaltgastemperatur und der gemessenen höhenspezifischen Temperatur im Fußbodenbereich anhand örtlicher Maximalwerte | 86 |
| 6.1.7. | Vergleich der berechneten, schichtdickenabhängigen Kaltgastemperatur und der gemessenen höhenspezifischen Temperatur im Deckenbereich anhand örtlicher Maximalwerte | 87 |
| 6.1.8. | Vergleich der berechneten, schichtdickenabhängigen (Heißgas) und der gemessenen, höhenspezifischen (Luftschicht) CO ₂ -Konzentration im Deckenbereich anhand örtlicher Maximalwerte | 87 |

| | | |
|---------|---|-----|
| 6.2.1. | Ergebnisse des Brandversuches - Darstellung der Brandraumtemperaturen mit Mittelwertkurve im Zentrum des Raumes über der Raumhöhe) [23] | 92 |
| 6.2.2. | Ergebnisse des Brandversuches - Darstellung der Deckentemperaturen im Brandraum [23] | 92 |
| 6.2.3. | Ergebnisse des Brandversuches - Darstellung der Deckentemperaturen im Flur [23] | 93 |
| 6.2.4. | Isometrische Darstellung der Brandetage | 95 |
| 6.2.5. | Isometrische Darstellung der Brandräume innerhalb der Brandetage | 96 |
| 6.2.6. | Perspektivische Darstellung der Brandetage mit angrenzenden Räumen | 96 |
| 6.2.7. | Eindimensionales Temperaturfeld einer Verbindungswand zwischen dem Brandraum (Zone 26) und dem anschließenden kleinen Flur (Zone 18) | 101 |
| 6.2.8. | Ergebnisse der Simulation - Vergleich der Brandraumtemperaturen mit den Simulationsergebnissen | 102 |
| 6.2.9. | Geometrisches Modell für den Mikrobereich mit Interfacezonen für den Datenaustausch | 103 |
| 6.2.10. | Temperaturverlauf nach 1,8 min | 105 |
| 6.2.11. | Temperaturverlauf nach 3,0 min | 106 |
| 6.2.12. | Temperaturverlauf nach 6,0 min | 106 |
| 6.2.13. | Temperaturverlauf nach 9,0 min | 107 |
| 6.2.14. | Temperaturverlauf nach 12,0 min | 107 |
| 6.3.1. | Perspektivische Ansicht des Zweiraummodells | 109 |
| 6.3.2. | Kaltgas-Schichthöhe für Zweiraumbeispiel - kein Rauchabzug | 110 |
| 6.3.3. | Kaltgas-Schichthöhe für Zweiraumbeispiel - Abluftventilator in Zone 2 | 111 |
| 6.3.4. | Kaltgas-Schichthöhe für Zweiraumbeispiel - Abluftkanal in Zone 2 | 111 |
| 6.4.1. | Perspektivische Darstellung des Beispiels | 112 |
| 6.4.2. | Masseströme im Treppenhaus - Variante mit Abluftventilator | 113 |
| 6.4.3. | Höhe der Kaltgasschichten in den Brandräumen - Variante mit Abluftventilator | 113 |
| 6.4.4. | Masseströme im Treppenhaus - Variante mit Zuluftventilator | 114 |
| 6.4.5. | Höhe der Kaltgasschichten in den Brandräumen - Variante mit Zuluftventilator | 115 |
| B.1.1. | Grundriß der Brandetage mit Stichflur und angrenzenden Nutzungseinheiten [24] | 128 |
| B.1.2. | Grundriß der Brandetage mit Eintragungen zu den Meßstellen [23] | 129 |
| B.1.3. | Ergebnisse der Leipzig-Simulation (Temperaturen, Höhen) | 130 |

| | | |
|---------|---|-----|
| B.1.4. | Ergebnisse der Leipzig-Simulation (Brandobjekte) | 131 |
| B.1.5. | Ergebnisse der Leipzig-Simulation (Konzentrationen in den Zonen 25 und 26) | 132 |
| B.1.6. | Ergebnisse der Leipzig-Simulation (Konzentrationen in den Zonen 18 und 27) | 133 |
| B.1.7. | Ergebnisse der Leipzig-Simulation (Masseströme über den Öffnungen 1 bis 4) | 134 |
| B.1.8. | Ergebnisse der Leipzig-Simulation (Masseströme über den Öffnungen 5 bis 8) | 135 |
| B.1.9. | Ergebnisse der Leipzig-Simulation (Masseströme über den Öffnungen 9 bis 12) | 136 |
| B.1.10. | Ergebnisse der Leipzig-Simulation (Masseströme über den Öffnungen 13 bis 16) | 137 |
| B.1.11. | Ergebnisse der Leipzig-Simulation - Vergleich der Deckentemperaturen im Flur mit den Simulationsergebnissen | 138 |
| B.1.12. | Rauchausbreitung zum 1. Zeitpunkt | 139 |
| B.1.13. | Rauchausbreitung zum 2. Zeitpunkt | 139 |
| B.1.14. | Rauchausbreitung zum 3. Zeitpunkt | 139 |
| B.1.15. | Rauchausbreitung zum 4. Zeitpunkt | 139 |
| B.1.16. | Rauchausbreitung zum 5. Zeitpunkt | 139 |
| B.1.17. | Rauchausbreitung zum 6. Zeitpunkt | 139 |
| B.1.18. | Rauchausbreitung zum 7. Zeitpunkt | 140 |
| B.1.19. | Rauchausbreitung zum 8. Zeitpunkt | 140 |
| B.1.20. | Rauchausbreitung zum 9. Zeitpunkt | 140 |
| B.1.21. | Rauchausbreitung zum 10. Zeitpunkt | 140 |
| B.1.22. | Rauchausbreitung zum 11. Zeitpunkt | 140 |
| B.1.23. | Rauchausbreitung zum 12. Zeitpunkt | 140 |
| B.1.24. | Rauchausbreitung zum 13. Zeitpunkt | 141 |
| B.1.25. | Rauchausbreitung zum 14. Zeitpunkt | 141 |
| B.1.26. | Rauchausbreitung zum 15. Zeitpunkt | 141 |
| B.1.27. | Rauchausbreitung zum 16. Zeitpunkt | 141 |
| B.1.28. | Rauchausbreitung zum 17. Zeitpunkt | 141 |
| B.1.29. | Rauchausbreitung zum 18. Zeitpunkt | 141 |
| B.1.30. | Temperaturverlauf nach 1,8 min | 142 |
| B.1.31. | Temperaturverlauf nach 3,0 min | 142 |

| | | |
|---------|--|-----|
| B.1.32. | Temperaturverlauf nach 6,0 min | 143 |
| B.1.33. | Temperaturverlauf nach 9,0 min | 143 |
| B.1.34. | Temperaturverlauf nach 12,0 min | 144 |
| B.1.35. | Temperaturverlauf nach 15,0 min | 144 |
| B.1.36. | Konzentrationsverteilung CO ₂ nach 3,0 min | 145 |
| B.1.37. | Konzentrationsverteilung CO ₂ nach 6,0 min | 145 |
| B.1.38. | Konzentrationsverteilung CO ₂ nach 9,0 min | 146 |
| B.1.39. | Konzentrationsverteilung CO ₂ nach 12,0 min | 146 |
| B.1.40. | Konzentrationsverteilung CO ₂ nach 15,0 min | 147 |
| B.1.41. | Konzentrationsverteilung CO nach 3,0 min | 148 |
| B.1.42. | Konzentrationsverteilung CO nach 6,0 min | 148 |
| B.1.43. | Konzentrationsverteilung CO nach 9,0 min | 149 |
| B.1.44. | Konzentrationsverteilung CO nach 12,0 min | 149 |
| B.1.45. | Konzentrationsverteilung CO nach 15,0 min | 150 |
| B.1.46. | Geschwindigkeitsverlauf nach 1,8 min | 151 |
| B.1.47. | Geschwindigkeitsverlauf nach 3,0 min | 151 |
| B.1.48. | Geschwindigkeitsverlauf nach 6,0 min | 152 |
| B.1.49. | Geschwindigkeitsverlauf nach 9,0 min | 152 |
| B.1.50. | Geschwindigkeitsverlauf nach 12,0 min | 153 |
| B.1.51. | Geschwindigkeitsverlauf nach 15,0 min | 153 |

Tabellenverzeichnis

| | | |
|--------|---|----|
| 3.4.1. | Spezifische Abbrandrate in $\text{kg}/(\text{m}^2\text{min})$ - Ölbrandmodell | 54 |
| 3.4.2. | Konstante c und Exponent n | 56 |
| 4.4.1. | Berechnung Wärmeströme | 70 |
| 6.1.1. | Geometrische Angaben zur Diskretisierung des Tunnels nach [19] | 82 |
| 6.1.2. | Vergleich realer und fiktiver Meßpositionen in Abhängigkeit der gewählten Diskretisierung des Tunnelvolumens | 83 |
| 6.2.1. | Beobachtungsergebnisse nach [23] | 94 |

Formelzeichen und Abkürzungen

Formelzeichen

| Symbol | Bedeutung | Wert | Einheit |
|------------|---|-------|--------------------------|
| a | Koeffizient | | – |
| A | Flächeninhalt | | m^2 |
| b | Koeffizient | | $1/\text{m}$ |
| B | Breite | | m |
| c_p | spezifische Wärmekapazität | | $\text{J}/(\text{kgK})$ |
| C_D | Austauschkoeffizient | | – |
| D | Dicke | | m |
| \dot{E} | Energiefreisetzungsrate | | W |
| f | stöchiometrischer Koeffizient | | – |
| g | Fallbeschleunigung | 9,810 | m^2/s |
| Gr | Grashofzahl | | – |
| h | Höhe | | m |
| H | Enthalpie | | J |
| \dot{H} | Enthalpiestrom | | J/s |
| K | Gleichgewichtskonstante | | – |
| l | Elementbreite | | m |
| L | Länge | | m |
| m | Mol. Anteil im Brennstoff (Wasserstoff) | | – |
| \dot{m} | Massestrom | | kg/s |
| M | Molekulargewicht | | kg/kmol |
| n | Mol. Anteil im Brennstoff (Kohlenstoff) | | – |
| N | Anzahl Flächen | | – |
| N | Ansatzfunktion | | – |
| o | Mol. Anteil im Brennstoff (Sauerstoff) | | – |
| Δp | Druckdifferenz | | Pa |
| p | Druck | | Pa |
| \dot{q} | Wärmestrom flächenbezogen | | W/m^2 |
| \dot{q} | Wärmestrom volumenbezogen | | W/m^3 |
| \dot{Q} | Wärmestrom | | W |
| r | Abstand zwischen den Schwerpunkten | | m |
| R | Gaskonstante | | $\text{J}/(\text{kg K})$ |
| \dot{R} | Pyrolyserate | | kg/s |
| s_L | stöchiometrischer Luftbedarf | | kg/kg |
| \dot{s} | Energiestrom flächenbezogen | | W/m^2 |
| \dot{S} | Energiestrom | | W |
| \dot{S} | Energiestromvektor | | W |
| t | Temperatur | | $^\circ\text{C}$ |
| T | Absoluttemperatur | | K |
| \dot{T} | zeitliche Temperaturableitung | | K |
| \vec{v} | Geschwindigkeit | | m/s |
| v | Geschwindigkeit | | m/s |
| V | Volumen | | m^3 |

Fortsetzung auf der nächsten Seite

Fortsetzung aus vorheriger Seite

| Symbol | Bedeutung | Wert | Einheit |
|---------------|--|-----------------------|------------------------------------|
| w | Testfunktion | | – |
| x | x-Koordinate | | m |
| X | Bildungsrate | | kg/kg |
| y | y-Koordinate | | m |
| z | z-Koordinate | | m |
| $[A]$ | Systemmatrix | | – |
| $[C]$ | Kapazitätsmatrix der Energiebilanz | | J/(m ³ K) |
| $\{F\}$ | Restvektor der Energiebilanz | | J/(m ³ s) |
| $[K]$ | Leitfähigkeitsmatrix der Energiebilanz | | J/(m ³ K s) |
| $[N]$ | Vektor der Ansatzfunktion | | – |
| $[R]$ | Matrix | | – |
| $\{T\}$ | Temperaturvektor | | K |
| $\{\dot{T}\}$ | Vektor der zeitlichen Ableitung der Temperatur | | K/s |
| α | Wärmeübergangskoeffizient | | W/(m ² K) |
| β | Winkel zw. Verbindungsvektor und Flächennormaler | | ° |
| Γ | Integrationsparameter | | – |
| δ | Aquivalenzfaktor | | – |
| $\Delta\tau$ | Zeitschrittweite | | s |
| Δp | Druckdifferenz | | Pa |
| ε | Emmissionsverhältnis | | – |
| ζ | Strömungswiderstand | | – |
| λ | Wärmeleitkoeffizient | | W/(mK) |
| ξ | Konzentration | | kg/kg |
| ρ | Dichte | | kg/m ³ |
| σ_S | Strahlungskonstante des schwarzen Strahlers | 5,67 10 ⁻⁸ | W/(m ² K ⁴) |
| τ | Zeit | | s |
| Υ | Gewichtsfaktor | | – |
| ϕ | Einstrahlzahl | | – |
| Φ | Öffnungswinkel | | ° |
| φ | Ventilationszahl | | – |

Indizes

| Indizes | Bedeutung |
|--------------|--------------|
| <i>ab</i> | abgegeben |
| <i>alt</i> | alt |
| <i>A</i> | Anfang |
| <i>Art</i> | Art |
| <i>Br</i> | Brandraum |
| <i>ges</i> | gesamt |
| <i>gl</i> | gleichwertig |
| <i>grenz</i> | Grenzzustand |

Fortsetzung auf der nächsten Seite

Fortsetzung aus vorheriger Seite

| Indizes | Bedeutung |
|---------------------------------|------------------|
| <i>G</i> | Gesamt |
| <i>GW</i> | Gas - Wand |
| <i>i</i> | Zähler |
| <i>init</i> | Initialisierung |
| <i>innen</i> | innen |
| <i>j</i> | Zähler |
| <i>k</i> | Gaskomponente |
| <i>KW</i> | Konevektion Wand |
| <i>m</i> | Zähler |
| <i>n</i> | Zähler |
| <i>neu</i> | neu |
| <i>nn</i> | Zähler |
| <i>O</i> | Oberfläche |
| <i>O</i> | Brandobjekt |
| <i>Pl</i> | Plume |
| <i>ref</i> | Referenz |
| <i>RW</i> | Ruß - Wand |
| <i>spez</i> | spezifisch |
| <i>SW</i> | Suspension |
| <i>U</i> | Umgebung |
| <i>zu</i> | zu |
| <i>zus</i> | zusätzlich |
| 1, 2, 3, 4, <i>i</i> , <i>j</i> | Zähler |

1. Einleitung

Brände kosten in Deutschland jedes Jahr Hunderte von Menschenleben. Sie vernichten Milliardenwerte, führen bei brandgeschädigten Unternehmen zu Betriebsausfällen bis hin zum Konkurs und belasten die Umwelt. Wie hoch die materiellen Schäden durch Brände sind, zeigen die Ersatzleistungen der Versicherungen: jedes Jahr zahlen sie zwischen sechs und sieben Milliarden Mark für Brand- und Folgeschäden aus - Tendenz steigend. In den letzten 10 Jahren entstand in Deutschland ein materieller Schaden durch größere und kleinere Brände von über 50 Milliarden DM. Neben den materiellen Schäden sind die tragischen Todesfälle unvergleichlich schwerwiegender. Es starben im gleichen Zeitraum ca. 12.000 Menschen unmittelbar während des Brandes bzw. an dessen Spätfolgen. Weltweit bricht etwa alle sieben Sekunden ein Gebäudebrand aus, das sind 4 Mio. Brände im Jahr. Die jährliche Schadensbilanz: 15.000 Menschenleben und 70 Mrd. US-Dollar Sachschaden sowie immense Folgeschäden.

Eine kurze Auflistung einiger Katastrophen des letzten Jahrzehnts allein in Deutschland:

- 18.1.1996: beim Brand einer Asylbewerberunterkunft in Lübeck kommen zehn Menschen ums Leben, 39 weitere werden zum Teil schwer verletzt. Ausgehend von einem durch Brandstiftung verursachten Brandherd im Obergeschoß hatte sich der Brand auf das gesamte Gebäude ausgeweitet.
- 24.12.1995: Großbrand im Ersatzteillager der Firma KHD in Köln. Die Ausmaße des Brandes und die damit verbundene starke Hitzeentwicklung machen eine Evakuierung von 14 Gebäuden in der Nachbarschaft erforderlich. Die Schäden an den Gebäuden werden mit ca. 130 Mio. DM, die Ausfallschäden und die Räumung des Geländes mit weiteren 100 Mio. DM beziffert.
- und nicht zuletzt der Flughafenbrand in Düsseldorf am 11.4.1996: durch Schweißarbeiten an einer Fahrbahnfuge entzündeten sich in der Zwischendecke verlaufende Elektroleitungen. Innerhalb von sehr kurzer Zeit kommt es im Deckenbereich des Terminals zum flash over, so daß sich Rauch, Flammen und Hitze mit hoher Geschwindigkeit ausbreiten. Es kommen 17 Menschen ums Leben, der Sachschaden wird auf 350 Mio. DM geschätzt.

1. Einleitung

Internationale Statistiken von Industrieländern geben die durchschnittliche Anzahl von Brandopfern bezogen auf je eine Million Einwohner im Jahr folgendermaßen an:

| | |
|----------------|------|
| Schweiz | 5,2 |
| Niederlande | 6,4 |
| Österreich | 6,9 |
| Italien | 7,8 |
| Luxemburg | 9,0 |
| Spanien | 10,6 |
| Deutschland | 13,0 |
| Dänemark | 14,6 |
| Frankreich | 15,7 |
| Schweden | 15,8 |
| Norwegen | 17,0 |
| Großbritannien | 19,4 |
| Belgien | 19,6 |
| Finnland | 22,0 |
| Kanada | 24,0 |
| USA | 26,5 |
| Ungarn | 30,7 |

Brände gefährden Menschenleben und Sachwerte wie Daten und Produktionsstätten. Die Folgen sind Produktionsausfall, Arbeitsplatzverlust bis zum Konkurs oder Bankrott. Laut Statistik sind 40% der Unternehmen nach einem Brand sofort ruiniert, weitere 30% müssen in den darauffolgenden Jahren Konkurs als Folge anmelden. Festzustellen ist, daß ca. 80% der Todesfälle durch Rauchvergiftung zustande gekommen sind. Rauch stellt somit die Hauptgefahr für den Menschen und andere Lebewesen dar. Es muß somit (neben der Entstehung des Rauches) verhindert werden, daß der Brandrauch in andere Räume eindringen kann, bzw. daß möglichst schnell die Abfuhr nach draußen oder aber eine ausreichende Verdünnung mit Frischluft erfolgt. Desweiteren ist dafür zu sorgen, daß die Rettungs- und Angriffswege für die Feuerwehr rauchfrei gehalten werden, um so eine schnelle und effektive Hilfe für Verletzte bzw. für die Löschung des Brandherdes garantieren zu können. Bei schlechten Sichtverhältnisse ist eine schnelle Erkennung der Position des Brandherdes und dessen Bekämpfung stark erschwert. Dazu kommt der psychologische Effekt des Rauches auf die sich im Haus befindenden Personen. Orientierungslosigkeit bis zur Panik sind in solchen Situationen beobachtbar.

Die traditionelle Massivbauweise wurde in den letzten Jahrzehnten ergänzt durch Scheiben- und Skelettbauweise. Insbesondere bei der Skelettbauweise erfolgt die Raumbildung durch Verwendung leichter Trennwände und abgehängter Unterdecken, meist in Trockenbauweise. Als Beispiele seien Industriebauten, Freizeit- und Einkaufszentren sowie Atrien genannt. Weitere aus Brandschutz-Sicht besonders kritische Gebäude sind über- und unterirdische Verkehrsanlagen, unter Denkmalschutz stehende historische Gebäude oder Hotelanlagen und Wohnheime.

Der Anteil technischer Einrichtungen ist darüber hinaus stark angewachsen. In manchen Gebäuden sind deshalb nicht nur Hunderte sondern sogar Tausende von Leitungsdurchführungen aller Gewerke durch feuerwiderstandsfähige Bauteile in Massivbauart und in Leichtbauart anzutreffen. Lüftungs- und Klimaanlage gehören neben den Kabelsystemen aus brandschutz-

technischer Sicht zu den wichtigsten Gebäude-Infrastruktursystemen.

USEMANN hat die häufigsten haustechnischen Schadensursachen folgendermaßen zusammengestellt [41]:

Raumlufttechnik

- Weiterleitung des Feuers durch heiße Brandgase über Öffnungen der Kanäle im Brandraum in benachbarte Räume durch dortige Öffnungen oder offene Verbindungen.
- Durch Überdruck eines Feuers im Brandraum und Ausbreitung des Rauches über Verbindungskanäle in andere Geschosse bzw. Brandabschnitte.
- Brennbare Ablagerungen in Kanälen, z.B. der Abluft gewerblicher Küchen mit Übertragungen von Rauch und Feuer in Gestalt des Zündschnureffektes.
- Der bei Schwelbränden mit Temperaturen unter 72 °C in andere Brandabschnitte und Geschosse gelangte Rauch über Brandschutzklappen, die das nicht verhindern konnten, da sie mit einer thermischen Auslöseeinrichtung ausgestattet waren, die im Regelfall erst bei einer Temperatur oberhalb von 72 °C anspricht.

Rohre und Kanäle

- Verwendung von Rohren aus brennbaren Materialien und Verlust des Raumabschlusses beim Brand.
- Rohrbrüche an Graugußrohrleitungen
- Ausbrennen von Dichtungen, Verbindungsmanschetten bei nicht brennbaren Rohrleitungsmaterialien.
- Wärmeleitung bei nicht brennbaren Rohrleitungsmaterialien (Stahl, Gußeisen, Kupfer) beim Brand mit der Folge, daß sich brennbare Baustoffe in Leitungsnähe leicht entzünden.
- Thermische Längenänderungen mit erheblichen Zwangskräften nicht brennbarer Rohrleitungs- und Kanalmaterialien bei fester Einspannung der Leitungen und Zerstörung raumabschließender Bauteile (Einsturz von Wänden, Decken), so daß Rauchgase vom Brandraum in angrenzende Räume, Geschosse oder Brandabschnitte austreten.
- Unzureichende Abschottungen.
- Versagen von Rohrleitungs- und Kabelbefestigungen.
- Nicht sachgemäßes Verschließen von Öffnungen beim Durchfahren von Rohrleitungen und Kanälen in andere Brandabschnitte nach Abschluß der Installationsarbeiten.

Die Vorhersage der Rauchausbreitung in einem Vielraum-Gebäude ist von solch komplexer Natur, daß sich daraus die vielen Unsicherheiten bei der Auslegung von Brandschutz- und Brandbekämpfungstechnik in komplexeren Gebäuden erklären läßt. Die Ausbreitung der Brandgase in einem Gebäude ist im wesentlichen von nachstehenden Kriterien abhängig:

1. Gebäudestruktur

- a) Raumaufteilung
- b) Atrien
- c) Treppenhäuser und Flure

2. Instationäre Gebäudedurchströmung

- a) Fenster
- b) Türen
- c) Treppenhaus
- d) Klima- und Lüftungstechnik

3. Temperaturverhältnisse

- a) Position der/des Brandherde/s
- b) Brandintensität
- c) innere Wärmequellen (Heizung, Maschinen u.ä.)
- d) Außentemperatur und -strahlung

4. Druckverhältnisse

- a) Temperaturverteilung im Gebäude
- b) Lage des Gebäudes
- c) Außentemperatur
- d) Windrichtung und -stärke

5. Wärmeverlust der Rauchgase

Für die Simulation der Entrauchung/Brandsimulation gibt es schon längere Zeit Modelle, die im Kapitel 2.2 erläutert werden sollen. Sie werden global an Hand ihrer Diskretisierungstiefe in Feld- und Zonenmodelle unterschieden. Mit diesen Modellen sind entsprechend ihrer Auflösung mehr oder weniger gute Simulationsergebnisse erzielbar. Manko bei den meisten Modellen ist die genaue Kenntnis der unmittelbaren Randbedingungen. Die logische Konsequenz wäre, die Diskretisierung des gesamten Gebäudes. Dies ist für das Zonenmodell sicherlich durchführbar, jedoch ist die erreichbare Auflösbarkeit der Problemstellung in besonders kritisch einzuschätzenden Räumlichkeiten (z.B. lange Flure) nicht ausreichend genau. Eine vollständige Untersuchung eines Gebäudes mit einem Feldmodell muß durch den unverhältnismäßig großen Aufwand beim Pre- und Postprozessing bzw. durch die langen Rechenzeiten zum jetzigen Zeitpunkt als undurchführbar eingeschätzt werden. Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens soll eine Alternative zu den beiden genannten Möglichkeiten untersucht werden.

Der Grundgedanke des neuen Simulationsmodelles besteht darin, daß nur in den Bereichen ein Feldmodell für die Simulation der Rauchausbreitung angewendet

werden soll, in denen die Nutzung eines reinen Zonenmodelles nur zu unsicheren Ergebnissen führen kann. Durch die direkte Ankopplung des Zonenmodelles an das Feldmodell, sind auf Grund der realeren Randbedingungen für das Feldmodell praxisnahe Simulationsergebnisse zu erwarten. Bevor jedoch die Kopplung vollzogen werden kann, müssen die entsprechenden Bedingungen im Zonenmodell und im Feldmodell geschaffen werden (z.B. Schnittstellen). Die vorhandenen Modelle müssen auf ihre Tauglichkeit überprüft und gegebenenfalls angepaßt werden.

Im weiteren werden die Begriffe Mikro- bzw. Makrobereich verwendet. Erster bezieht sich auf alle Modellierungen mittels des feinstrukturierten Feldmodelles, einschließlich der Raumluftströmung und allen damit zusammenhängenden Prozessen. Der Makrobereich umfaßt alle anderen Modelle. Er ist durch eine gröbere Problemauflösung charakterisiert. In Abb. 1.1.1 wurden die Kopplungsbedingungen für das neu zu entwickelnde Simulationsmodell schematisch dargestellt.

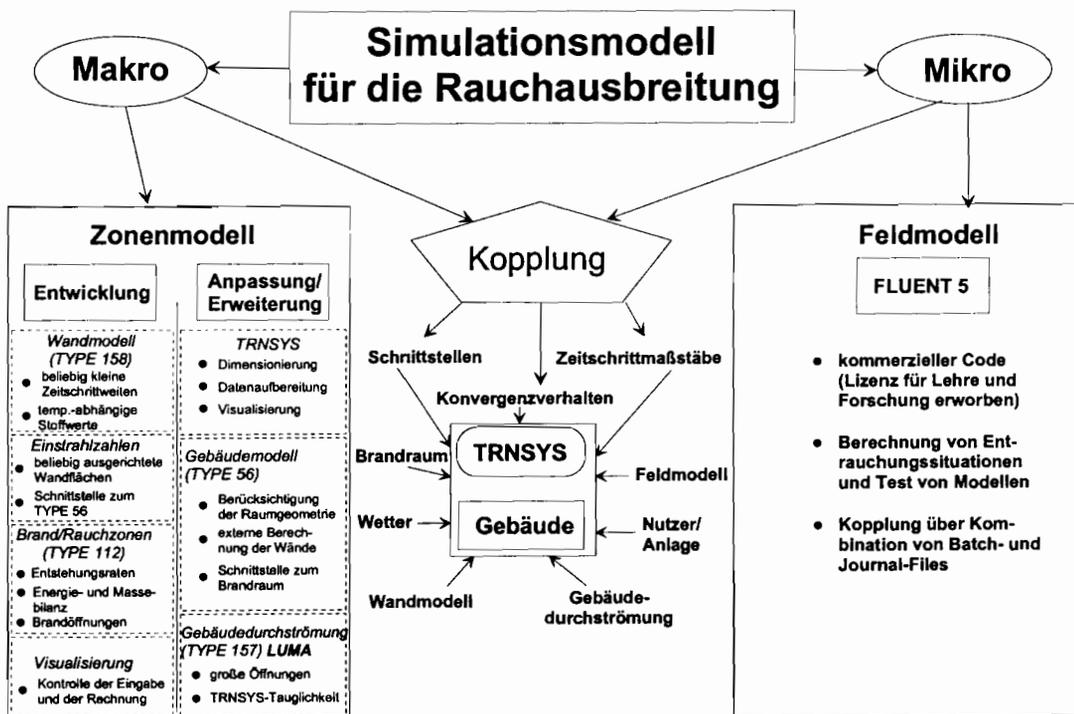


Abb. 1.1.1: Kopplung der einzelnen Bestandteile des Simulationsmodelles

2. Literaturrecherche

2.1. Wissenschaftliche Literatur

Literatur zum Thema Brandsimulation findet man bis auf wenige Ausnahmen vorwiegend im englischen Sprachraum [18]. Dabei wird eine große Anzahl von Publikationen kostenlos im Internet zur Verfügung gestellt.

Zur Untersuchung des Brandablaufes gaben um die Jahrhundertwende zahlreiche Großbrände in Europa und in den Vereinigten Staaten Anlaß. Hierbei wurde ausschließlich experimentell vorgegangen. Dazu sind aufwendige Modelle gebaut worden (z.B. nach der Ringtheater-Katastrophe in Österreich [17]).

Bis zur Entwicklung leistungsfähiger elektronischer Rechneranlagen stützten sich die Erkenntnisse zur Brandentwicklung und -ausbreitung auf experimentelle Arbeiten und auf Erfahrungen aus der Auswertung realer Brände. Ergänzende theoretische Untersuchungen beschränkten sich auf einzelne Phänomene wie z.B. das Aufsteigen heißer Gase in einem Plume.

Für komplexere Gebäude kommt die Durchführung von Versuchen schon aus praktischen Gründen nicht in Frage. Mit fortschreitender Entwicklung der Rechenanlagen entstanden verschiedene Brandmodelle. Für die Untersuchung von komplexeren Gebäuden sind thermodynamische Modelle erforderlich. Insbesondere bei den immer komplizierteren Industrie- und Tunnelbauten oder U-Bahn Stationen ist der Einsatz von Modellen zu konzeptionellen Branduntersuchungen unerlässlich [4] [38].

Unter Modell wird dabei in der Forschung sowohl das mathematische Modell als auch das Versuchsmodell zusammengefaßt. Allgemein ist in der Brandforschung unter Brandmodell die Theorie zu verstehen, bei der die physikalischen Vorgänge bei einem Brand beschrieben werden, ausgehend von der Darstellung des Abbrandes über die Temperaturentwicklung der Gase und Bauteile bis hin zum Transport der Gase und der Energien innerhalb des Gebäudes und ihr Austausch mit der Umgebung. Die Brandvorgänge werden dabei mathematisch-physikalisch formuliert. Die Vielzahl der Einflußparameter wird durch Vereinfachungen und Vernachlässigungen reduziert. Dadurch können für die Anwendbarkeit sowie für die Aussagerelevanz Einschränkungen entstehen. Für eine Überprüfung des entwickelten theoretischen Modells sind wiederum praktische Modellversuche unerlässlich, um die Gültigkeit und den Anwendungsbereich möglichst exakt zu beschreiben und im theoretischen Modell nachzuvollziehen.

2.2. Modellarten

Bei den mathematischen Modellen unterscheidet man zwei Kategorien:

- Modelle zur Bestimmung charakteristischer Eigenschaften eines Brandes mittels stochastischer Methoden,
- Modelle, die eine bestimmte Eigenschaft des Brandgeschehens, beispielsweise die Temperaturen im Brandraum nach einer bestimmten Branddauer, auf deterministischem Wege zu bestimmen versuchen.

Die Entwicklung von Brandmodellen hat zum Ziel, mit angemessenem Aufwand das Brandgeschehen möglichst umfassend zu beschreiben, um zu den Fragestellungen der Bemessung und/oder der Gefährdung von Menschen einen ergänzenden Beitrag zu liefern. Hierbei soll die breite Palette des Brandgeschehens in den einzelnen Phasen mit realistischen Modellen erfaßt und physikalisch- mathematisch beschrieben werden. Die verschiedenen Brandmodelle unterscheiden sich in der Darstellung des Brandablaufes, der Erfassung des Energie- und Massetransportes und den getroffenen Vereinfachungen und Vernachlässigungen.

Folgende Parameter gehen u.a in die Brandmodelle ein [17]:

- Grundfläche des Gebäudes,
- Grundfläche des Brandes,
- Grundfläche des Brandes in Bezug zur Gebäudegrundfläche,
- Lage des Brandherdes (in der Mitte des Raumes oder in einer Raumecke),
- Gebäudehöhe,
- Größe und Lage der Einlaßöffnungen für den Eintritt kalter Luft in das Gebäude,
- Mengen und Lage der brennbaren Stoffe,
- Entzündbarkeit der Brandlast,
- Heizwert der brennbaren Stoffe,
- das Verhältnis des senkrechten Abstandes zwischen den horizontalen und vertikalen Öffnungsflächen zur Höhe der vertikalen Öffnungen,
- das Verhältnis der horizontalen zu den vertikalen Öffnungsflächen.

In der Praxis anwendbare Modelle sollten mit vertretbarem Aufwand möglichst viele Antworten auf die nachfolgend aufgeführten Problempunkte liefern:

- Abbrandverhalten,
 - Modelle für die Ausbreitung,

- Modelle für die chemische Umsetzung der Ausgangsprodukte,
- Temperaturen- sowie Dicken, Sichtweiten und Zusammensetzung der Rauchgasschichten,
- Temperaturen- sowie Dicken, Sichtweiten und Zusammensetzung der restlichen Gasschichten -Gasmischvorgänge,
 - im Bereich der Flammen,
 - bei Strömen unterschiedlicher Dichte,
- Temperaturbelastungen für Bauteile und Einbauten,

2.2.1. Vollbrandmodelle

Vollbrand ist nach der Definition in der DIN 18232 Teil 1 die Brandphase nach dem Feuerüberschlag (flash - over). Der flash- over ist bei großflächigen Räumen in der Regel gekennzeichnet durch die Temperatur, bei der schlagartige Zündung von Schwelgasen erfolgt. Das Ergebnis ist eine spontane, sehr rasch ablaufende Brandausbreitung. Diese Phase, dadurch gekennzeichnet, daß eine Temperatur von etwa 550 °C nicht nur im unmittelbaren Einflußbereich des Brandes, sondern in einem größeren Bereich, z.B. unterhalb der Decke, überschritten wird und hier zur Entgasung von brennbaren Stoffen führt, die wegen ihrer Entfernung zur Brandausbruchsstelle erst indirekt gezündet werden. Erste Ansätze zu Vollbrandmodellen basieren auf mehr als 30 Jahre alten Brandversuchen für kleinere Brandräume [20]. Die wesentliche Betrachtungsgröße der Vollbrandmodelle ist die äquivalente Branddauer.

2.2.2. Feldmodelle

Bei diesem Modelltyp erfolgt eine ganzheitliche Betrachtung des Brandraumes. Alle zu modellierenden Phänomene werden durch partielle Differentialgleichungen beschrieben, die miteinander gekoppelt sind. Nach Diskretisierung der Gleichungen und numerischer Lösung stehen örtlich und auch zeitlich aufgelöste Felder der Unbekannten bereit. Vorteile dieses Modelltyps liegen bei großen Brandräumen wie z.B. bei Industriehallen. Nachteilig ist der hohe Rechenaufwand [19] [20]. Die Anwendung von Feldmodellen ist nicht auf den Brandraum begrenzt, gerade in Räumen, in denen kein unmittelbares Brandgeschehen stattfindet, ist der Einsatz von Feldmodellen vielversprechend, siehe 4.

2.2.3. Zonenmodelle

In Fortschreibung der sehr einfachen Einraum- Vollbrandmodelle wurden in den letzten 15 Jahren sogenannte Zonenmodelle entwickelt [20]. Sie werden unterteilt in Einraum- und Mehrraum-Zonenmodelle.

2.2.3.1. Einraum-Zonenmodelle

Diese teilen den Brandraum in eine obere Heißgas- und eine untere Kaltgaszone sowie den Plume über der Brandfläche ein; in diesen Zonen wird jeweils von homogenen Verhältnissen (z.B. von gleichmäßiger Temperaturverteilung) ausgegangen.

2.2.3.2. Mehrraum-Zonenmodelle

Mit den Einraumzonenmodellen kann das Brandverhalten in großen Hallen nicht mehr zutreffend bewertet werden. Insbesondere tritt dies ein, wenn es nur in einem Teilbereich zu einem Brand kommt. In solchen Fällen ist mit einer stark inhomogenen Volumen- und Temperaturverteilung der Rauchgase zu rechnen.

2.3. Kurzbeschreibung einiger Berechnungsmodelle

Im Jahre 1992 wurde durch R. Friedman ein Überblick veröffentlicht, in dem er 62 Rechenmodelle zum Themenkreis Brand und Rauch benennt [6]. Im folgenden werden einige besonders verbreitete Rechenmodelle beschrieben.

Die Rechenmodelle zur Brandsimulation unterscheiden sich in ihren Aussagen voneinander, da sie teilweise auf der Grundlage unterschiedlicher Ausgangssituationen entwickelt wurden. Allen gemeinsam ist, daß die Energie- und Massebilanzen aufgestellt und während der Berechnung iterativ erfüllt werden.

2.3.1. Zonenmodelle

2.3.1.1. Berechnungsprogramm RFIRES

Das Brandraummodell RFIRES wurde von Research Institute, Chicago erstellt [33]. Es wird ein Brand in einem Raum von der Zündung bis zum Zeitpunkt des flash-overs untersucht. Das Programm wurde für eine Reihe von möglichen Raumanordnungen und brennbaren Möbelverteilungen auf der Grundlage eines Entstehungsbrandes entwickelt. Dazu wurde ein Raum simuliert, in dem brennbare Möbel positioniert sind. Die Wahrscheinlichkeit der Entzündung von verschiedenen Objekten wird differenziert erfaßt. Die physikalische Beschreibung des Brandraumes erfolgt dadurch, daß für die einzelnen Zonen Energie- und Massebilanzen aufgestellt werden und mit teilweise numerischen Ansätzen die Wärme- und Stoffübertragung zwischen diesen Zonen erfaßt wird. Einige thermodynamische Vorgänge bleiben in diesem Brandmodell ungelöst.

2.3.1.2. Berechnungsprogramm FIRST

Der Name FIRST resultiert aus den Anfangsbuchstaben des Begriffes FIRE Simulation Technique. Das Programm basiert auf dem Harvard- Computer-Programm CFC V ([31]). Es ist ein Modell, daß die Pre- Flashover Phase des Brandes erfaßt. Es ist das wohl aufwendigste

Zonenmodell. Es berechnet die Entwicklung eines Brandes in einem Raum mit maximal fünf Belüftungsöffnungen. Der Raum kann mehrere Objekte enthalten, die sowohl brennbar als auch nichtbrennbar sein können. Der Brandraum wird in verschiedene Zonen eingeteilt, für die Energie- und Massebilanzen aufgestellt werden. Desweiteren werden folgende physikalische Vorgänge berücksichtigt:

- Flammenstruktur,
- Plume,
- Strömungsverhältnisse,
- obere Heißgasschicht,
- Wärmestrahlung,
- konvektiver Wärmetransport,
- Erwärmung,
- im Brandraum befindliche Objekte,
- Abbrandraten.

Berechnet werden die Konzentrationen von Sauerstoff, Kohlenmonoxid, Kohlendioxid und Wasser bei bestimmten Brandlasten und darüber hinaus die Masseströme (Luftzuströmung und Rauchgasausströmung), sowie die Wärmebilanz für Wände, Decken und nicht brennbare Objekte im Raum.

Geschrieben wurde es in der Programmiersprache FORTRAN 77, die Quelltexte sind frei verfügbar.

2.3.1.3. Berechnungsprogramm MRFC

Dem Berechnungsprogramm 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 Masseströme bestimmt werden können [29]. Dabei wird in jedem einzelnen Raum der Gaskörper in eine oder in zwei Zonen abgebildet, für die jeweils die Masse- und Energiebilanzen gelöst werden. Als dritte Zone kommt der Nahbereich der Flammen hinzu. Die Masse- und Energiebilanzen werden getrennt für beide Schichten formuliert und im Programm iterativ gelöst. Die Masseströme zwischen einzelnen Räumen sowie zwischen Räumen und der Umgebung können physikalisch in folgender Form berücksichtigt werden:

- Masseströme durch vertikale Öffnungen,
- Masseströme durch horizontale Öffnungen,
- Masseströme durch Schächte,

- Zwangsmassenstrom eines vorgegebenen Volumens,
- geregelter Zwangsmassenstrom in Abhängigkeit von stöchiometrischer Verbrennung.

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

- Vorgabe einer Abbrandfunktion über drei Bereiche mit jeweils vier Stützstellen,
- Vorgabe von 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.

2.3.1.4. Berechnungsprogramm AYSEN

Das Brandraumrechenmodell AYSEN beschreibt mit mathematischen Ansätzen die Auswirkungen eines Raumbrandes in der Post-flashover- Phase . Das dazugehörige Berechnungsprogramm wurde an der Technischen Universität Braunschweig entwickelt. Im Brandraummodell AYSEN werden die Energie- und Massebilanzen aufgestellt. Der Brandraum wird in einer prismatischen Form dargestellt. Mehrere Wand- und Deckenöffnungen werden dabei in eine einzige vertikale und /oder horizontale Öffnung umgesetzt. Der Brandraum ist mit Rauchgas angefüllt, wobei eine homogene Temperaturverteilung angenommen wird. Berücksichtigt werden im Modell Konvektionsenergien, Strahlung durch Öffnungen, Konvektions- und Strahlungsenergien der Umfassungsbauteile, die Wärmeenergie des Brandraumes sowie Wärmesenken (z.B.Ölbehälter). Ausführlich werden die Energiefreisetzung und Brandausbreitung behandelt. Die Behandlung des entstehenden Gleichungssystems erfolgt iterativ mit einer expliziten Lösungsprozedur. Als Rechenergebnisse erhält man Temperaturen des Rauchgases und Temperaturen in den Umfassungsbauteilen sowie Masseströme durch Ventilationsöffnungen und Energieströme im Brandraum. Mit Hilfe dieses Programmes besteht die Möglichkeit, die Brandausbreitung in großen Räumen rechnerisch zu simulieren, wobei auch der Zeitpunkt des Feuerübersprungs bestimmt werden kann. Das Programm wurde durch ein Sprinklermodul ergänzt, so daß in Abhängigkeit von der Anzahl der installierten Sprinklerköpfe, die Wirksamkeit von Löschmaßnahmen rechnerisch abgeschätzt werden kann.

2.3.1.5. Berechnungsprogramm DOB

Das Rechenmodell DOB ist an der Technischen Universität Braunschweig entwickelt worden und beschreibt zeitabhängig die Pre- Flashover- Phase eines Raumbrandes. Der Brandraum ist in sieben verschiedene Segmente unterteilt (Abbrand, Plume, Heißgasschicht, untere Luftschicht, Wände hinter der Gasschicht und Wände hinter der Luftschicht). Für jedes Segment

sind die notwendigen Masse- und Energiebilanzen aufgestellt worden, die zu jedem Zeitschritt erfüllt werden. Im Programm wird der Massetransport sowie die Wärmeübertragung durch Konvektion und Wärmeleitung in den einzelnen Zonen erfaßt, wie z.B. die ein- und ausfließenden Masseströme durch Ventilationsöffnungen sowie Wärmeströme in die Umfassungsbauteile und die Temperaturen in den Brandraum selbst. Die Energieübertragung durch Strahlung wird nach dem Monte- Carlo- Verfahren ermittelt und kann an beliebige Brandraumgeometrien angepaßt werden.

2.3.1.6. Berechnungsprogramm BOHM

In diesem Modell wurden für den Brandraum die Energie- und Massebilanzen aufgestellt. Die Energiebilanzgleichung wird alle 10 Sekunden gelöst; hierbei wird die Newton-Interpolationsformel zur Bestimmung der Heißgastemperatur im Brandraum benutzt. Zur Bestimmung der Temperaturen der Bauteile wird ein Differenzenverfahren benutzt. Zur Einhaltung der Stabilität der Fourier-Gleichungen wurde im Berechnungsprogramm ein explizites Verfahren angewendet.

2.3.1.7. Berechnungsprogramm NILSSON

Das Rechenmodell Nilson ist an der Technischen Universität Lund/Schweden entwickelt worden und beschreibt die Post-Flashover-Phase eines Raumbrandes. Die freigesetzte Wärmeenergie im Raum wird zum Teil durch die Öffnungen nach außen fließen und zum Teil auch von den umschließenden Bauteilen gespeichert. Zur Verifizierung des Berechnungsprogrammes wurden verschiedene Brandversuche in unterschiedlichen Brandräumen analysiert, wobei die gemessenen Temperatur- Zeit- Verläufe und die Abbrandraten berücksichtigt wurden. Dabei wurde eine empirische Beziehung für die Energiefreisetzung für Holzkrippen entwickelt. Im Ergebnis der Verifizierung wurde die Energiefreisetzungsrateso modifiziert, daß die berechneten Temperatur-Zeit-Verläufe mit den Meßergebnissen übereinstimmen.

2.3.1.8. Berechnungsprogramm TANAKA

Dieses Brandmodell ist geeignet, die Brandausbreitung durch die Strömung der Heißgase in kleineren Gebäuden zu untersuchen. Es wird mitgeteilt, daß das Modell vorzugsweise bei flachen Gebäuden mit Erfolg anwendbar ist. Die Zonentemperaturen und die Dicke der Heißgasschichten in miteinander verbundenen Räumen werden berechnet. Dabei geht man grundsätzlich von der Annahme aus, daß die Heißgasschichten sich ausschließlich unter den Decken sammeln.

Es werden folgende Voraussetzungen für die Entwicklung dieses Brandraummodells zugrunde gelegt:

- Die Temperaturverteilung in der Heißgasschicht wird gleichmäßig angesetzt.
- Es tritt keine Vermischung zwischen der Heißgasschicht im oberen Bereich des Raumes und der Luftschicht im unteren Bereich auf. Der Massestrom zur oberen Heißgasschicht erfolgt nur durch den Plume.

- Es findet keine Vermischung im Bereich der Öffnungen während der Masseströmungen statt. Eine Heißgasschicht strömt durch die Öffnung in eine andere Heißgasschicht bzw. eine Frischluftzufuhr erfolgt nur in die kalte Luftschicht während der Brandentwicklung.
- Die Heißgasschicht wird als ein Graukörper betrachtet. Diese Schicht bildet ein homogenes Medium für Strahlung und Absorption.
- Ein konvektiver Wärmeaustausch wird zwischen dem Boden und den Wänden sowie der Luftschicht vernachlässigt.
- Die Verbrennung am Brandherd findet an der Oberfläche des Brennstoffes statt. Aus diesem Grunde wird ein Verbrennungsprozeß im Plume selbst nicht berücksichtigt.
- Der thermische Strahlungsverlust im Plume wird vernachlässigt. Deshalb wird die gesamte Wärmeenergie vom Brandherd durch den Plume an die Heißgasschicht weitergeleitet.
- Im unteren Bereich des Raumes wird die Luftschicht als ideal dünn vorausgesetzt, deshalb kann diese Schicht keine Strahlung absorbieren.
- Die Energiefreisetzung des Brandherdes ist unabhängig von den anderen Randbedingungen.

2.3.1.9. Berechnungsprogramm COMPF-2

Das Berechnungsprogramm COMPF-2 wendet ein Zonenbrandraummodell an, das in den USA von BRABRAUSSKAS entwickelt wurde.

Im Berechnungsprogramm können Holz, Kunststoffe sowie flüssige Brennstoffe als Brandlast berücksichtigt werden. Es werden die Energie- und Massebilanzen aufgestellt, um den Brand quasi-stationär zu beschreiben. Die Hauptvoraussetzungen im Modell sind:

- Eine räumliche Temperaturverteilung wird nicht berücksichtigt.
- Das Modell ist quasi-stationär. Der Zeitparameter wird in der Abbrandrate berücksichtigt. Der Zeitparameter wird jedoch in die Phasenveränderungen nicht einbezogen.
- Es wird nur eine vertikale Fensteröffnung als natürliche Ventilationsbedingung berücksichtigt.
- Die Verbrennung ist begrenzt durch die Frischluftzufuhr oder die Brennstoffversorgung sowie die chemische Kinetik der Gasphasen.
- Die umschließenden flächenartigen Bauteile werden als homogenes und festes Material betrachtet. Die thermischen Eigenschaften der Baustoffe werden in der Berechnung berücksichtigt.
- Die Wandtemperaturen werden mit Hilfe der Fourier-Gleichungen berechnet.

Das Programm liefert Zonentemperaturen, Gaszusammensetzungen, Ventilations-, Wärmebilanz- und Zustandsgrößen für Wände und Decken.

2.3.1.10. Berechnungsprogramm DSLAY1 von B.Hägglund

DSLAY1 ist ein interaktives Berechnungsprogramm . Der Benutzer korrespondiert mit dem Rechner. Der Fragekatalog des Programms enthält:

- Eingabedaten über die Heißgasschichtdicke
- Eingabedaten über die Brandraumgeometrie
- Eingabedaten über Dachöffnungen
- Physikalische Daten über die Heiß- und Rauchgase
- Eingaben über die Wahl der Versionen NONVENT oder VENT

Die Arbeitsweise des Programms ist zweigleisig. Es wurden die Versionen NONVENT und VENT entwickelt. Laut Aussagen des Verfassers wurden die Ergebnisse des Berechnungsprogramms mit verschiedenen Meßdaten verglichen. Es wurde eine vernünftige Übereinstimmung zwischen den gemessenen und den gerechneten Ergebnissen festgestellt.

Version NONVENT

Die Version NONVENT ist vorgesehen zur Simulation der Heißgasfüllung für einen geschlossenen Raum, wobei die Be- und Entlüftung des Raumes nur durch die Undichtigkeitsstellen nahe der Decke oder dem Boden erfolgen kann. Bei dieser Version wird vorausgesetzt, daß der Raum in eine obere und untere homogene Zone unterteilt werden kann. Der Plume und der Flammenbereich werden als ein homogener Teil der oberen Heißgasschicht betrachtet. Die Trennfläche vergrößert sich nach unten mit einer bestimmten Geschwindigkeit, die von der im Plume einströmenden Luft und von den aus den Lecks ausströmenden Verbrennungsprodukten bestimmt wird. Mit Hilfe einer Massebilanz für den unteren kälteren Bereich des Brandraumes kann die Verbreiterungsrate der Heißgasschicht bestimmt werden. In einem Brandfall wird ein beträchtlicher Teil der freigesetzten Energie durch die Strahlung und Konvektion an die Heißgasschicht umschließenden Bauteile übertragen. Heißgasschicht und die Umschließungsbauteile verlieren auch Energie, insbesondere durch Abstrahlung an die kälteren Zonen. Unter Berücksichtigung dieser Vorgänge wird eine Wärmebilanz (einschließlich Plume) für die Heißgasschicht erstellt.

Ein weiterer interessanter Aspekt ist die mittlere Rauchgaskonzentration in der oberen Schichtzone während der Füllung des Raumes mit Rauchgasen. Anhand vorgegebener Rauchpotentiale der brennbaren Stoffe ist das Programm in der Lage, die Rauchgaskonzentration in der Heißgasschichtzone abzuschätzen.

Ein Zweizonen-Modell verliert seine Gültigkeit, wenn sich die Trennfläche zwischen der Heißgasschicht und der kalten Zone allmählich nach unten bewegt, und sich der Raum mit Heiß- und Rauchgasen füllt. In solch einem Fall wird von dem Berechnungsprogramm DSLAY1 automatisch ein einzoniges Modell zugrunde gelegt. Der Übergang vom Zwei- zum Einzonensmodell muß vom Nutzer selbst festgelegt werden (Vorgabe der „kritischen“ Schichtdicke).

Das Modell kann außerdem die Antwortzeiten von Sprinklern und Feuermeldeanlagen in größeren Brandräumen während der anfänglichen Entwicklung des Feuers bestimmen.

Version VENT

Die Version VENT kann in der Simulation eines Brandgeschehens eine Dachöffnung berücksichtigen. In einem eingeschossigen Bauwerk vermindert eine Dachentlüftung das Füllen des Raumes mit Heiß- und Rauchgasen während eines Brandes entscheidend. Nahezu die gesamte Rauchgasmenge wird durch eine solche Öffnung herausfließen, wenn die Dachentlüftung ausreichend groß und möglichst über dem Feuer positioniert ist. Das Programm kontrolliert ständig, ob zwischen den ein- und ausströmenden Gasmassen ein Gleichgewicht existiert. Das Berechnungsprogramm bestimmt nach den vorliegenden Daten über die Ventilationsöffnungen und die Höhe der Blenden unterhalb der Rauchschürzen die Heißgastemperaturen und -dicke während der Branddauer.

2.3.1.11. Berechnungsprogramm FIGARO

Beim Modell FIGARO handelt es sich um ein typisches Zwei-Schichtenmodell. Das Programm wurde in der Programmiersprache FORTRAN 77 erstellt und sowohl auf der Großrechenanlage der TU- Braunschweig als auch auf einem Personal- Computer bearbeitet. Das Rechenmodell beschreibt die Rauchausbreitung in Industriehallen, Verkehrstunnels und Mehr- raumanordnungen. Vor einer Simulationsrechnung werden die Abmessungen der Räume bzw. Raumsegmente sowie die Größe und Anordnung der Ventilationsöffnungen eingegeben. Ferner müssen die thermischen Stoffdaten der Umfassungsbauteile bekannt sein. Zur Beschreibung des Wärmeaustausches durch Strahlung sind mit einem separaten Berechnungsprogramm die Absorptionszahlen als Funktion der Gasschichthöhe für jeden Raum zu bestimmen. Die Systemgrenzen des Raumes sind durch die Umfassungsbauteile und die Ventilationsöffnungen gegeben. Bei der Segmentierung großer Räume stellen die Schnittflächen zwischen den entstehenden, kleineren Einheiten offene Systemgrenzen dar. In jedem Raum bzw. Raumsegment werden Quelltherme für Masseströme berücksichtigt. Die Existenz eines Brandherdes bleibt auf einen Raum beschränkt. Über die offenen Systemgrenzen (Türen, Fenster usw.) treten Transportvorgänge von Energie und Masse, über die geschlossenen (die Umfassungsbauteile) nur die von Wärme auf. Hieraus ergeben sich bis zu sechs Zonen, die sich folgendermaßen darstellen lassen:

- Der Brandraum setzt unter Zufuhr von Wärme Pyrolysegase frei, die anschließend im Plume aufsteigen.
- Der Plume wird im Brandraum von den aufsteigenden Verbrennungsgasen gebildet. Bei ausreichender Einmischung von Sauerstoff aus der Umgebung verbrennen hier die Pyrolysegase vollständig. Mit zunehmender Höhe nimmt der transportierte Massestrom zu, oberhalb der Verbrennungszonen sinken die Temperaturen. Beim Überströmen von Brandgasen in hohe Folgeräume (z.B. Treppenhäuser) entstehen reine Plumes, die durch Verbrennung der Heißgase das Rauchvolumen sich beträchtlich vergrößern.
- Unter der Raumdecke bildet sich die Heißgasschicht. Die Brandgase werden entweder vom Plume oder durch die Ventilationsöffnungen aus angrenzenden Räumen herangeführt. Ihre gegenüber der unteren Luftschicht deutlich höhere Temperatur bewirkt eine

stabile Schichtung. Temperatur und Zusammensetzung sind in der Heißgasschicht eines Raumes homogen.

- Diese Voraussetzung gilt auch für die darunterliegende Luftschicht. Wegen der möglichen Beladung der Luft mit Brandprodukten wird diese Zone auch Kaltgasschicht genannt. Aus ihr wird der Brand im wesentlichen mit Sauerstoff versorgt. Deshalb ist im Brandraum die Höhe der Luftschicht und der Sauerstoffpartialdruck für die Energiefreisetzung von Bedeutung. Der Zustrom stammt aus dem Freien und aus benachbarten Räumen.
- Als Decke wird die Zone bezeichnet, die die Heißgasschicht nach oben und zu den Seiten hin begrenzt. Sie steht durch Strahlung und /oder Konvektion im Energieaustausch mit dem Plume, der Heißgasschicht und dem Boden. Einen Teil der Energie gibt die Decke durch Wärmeleitung an die Umgebung ab.
- Als Boden wird der Rest der Zone bezeichnet. Mit ihm wird Wärme nur konvektiv ausgetauscht, da in der Kaltgasschicht die Partialdrücke von Kohlendioxid und Wasser im Gegensatz zu denen in der Heißgasschicht gering sind. Es wird Energie von der Decke, der Heißgasschicht und dem Plume zum Boden übertragen.

Bei kleineren Räumen sind die Systemgrenzen eindeutig durch die Umgebungsbauteile, Türen und Fenster festgelegt. Bei ausgehnten Räumen ist eine beliebige Segmentierung zugelassen. Jedoch müssen die Gleichungen für den Energie- und Massetransport über die Segmentgrenzen so formuliert werden, daß eine andere Wahl nicht zu grundsätzlich abweichenden Resultaten führt.

2.3.2. Feldmodelle

2.3.2.1. Berechnungsprogramm UNSAFE II

Der Code UNSAFE II wurde in den USA an der Notre Dame University entwickelt. UNSAFE II ermöglicht die Behandlung einer rechteckigen Raumform und einer punktförmigen Wärmequelle, deren Anordnung und Größe beliebig sein kann. Darüber hinaus können thermische Randbedingungen an Decken und Wänden berücksichtigt werden. Das aus dem Feldmodell entstehende Gleichungssystem wird in Abhängigkeit von der Zeit gelöst, so daß die instationären Strömungsverhältnisse dargestellt werden können. In den Energieansätzen werden auf der Grundlage eines eindimensionalen Strahlungsmodells Oberflächenstrahlung, Rußstrahlung und nichtgraue Gasstrahlung berücksichtigt.

2.3.2.2. Berechnungsprogramm MOSIE 2

Es handelt sich hier um ein zweidimensionales, instationäres Feldmodell, welches auf einem Finite-Elemente-Verfahren basiert und Rauch- und Heißgasströmungen innerhalb der Brandräume berechnet. Das Rechenverfahren funktioniert insbesondere für die Modellierung

von Bränden in großen Räumen. Es ist möglich, das Berechnungsprogramm für sehr komplizierte Räume mit beliebiger Anzahl von Ventilationsöffnungen und Rauchschürzen gegen die Heißgasströme anzuwenden.

2.3.3. Berechnungsprogramm JASMINE

JASMINE wird seit mehreren Jahren an der Fire Research Station in England entwickelt. Es ist in FORTRAN 77 programmiert. Zur Turbulenzmodellierung dient ein $k - \varepsilon$ -Modell, weiterhin sind Flammen- und Rauchmodelle und ein Strahlungsmodell enthalten. Als Diskretisierung wird eine Finite-Volumen-Methode auf einem versetzten Gitter benutzt, Lösungsalgorithmus für die Transportgleichungen ist SIMPLEST, eine Weiterentwicklung von SIMPLE (Semi Implicit Method of Pressure Linked Equations).

2.3.4. Berechnungsprogramm SOFIE

SOFIE ist ein Feldmodell für sicherheitstechnische Anwendungen, das an der Cranfield University in England entwickelt wurde. Zur Turbulenzmodellierung wird ein $k - \varepsilon$ -Modell eingesetzt, Flammen-, Rauch- und Strahlungsmodell sind enthalten. Die Diskretisierung geschieht über Finite-Volumen-Methoden. Es können auch nicht-orthogonale Gitter verwendet werden. Lösungsalgorithmus ist SIMPLEC, Upwind-Approximationen QUICK und TVD sind implementiert.

2.3.5. Berechnungsprogramm FISCO-3

Die Entwicklung des dreidimensionalen Feldmodells FISCO-3 (Field Simulation of Compartment Fires) zur Simulation auftriebsbehafteter Konvektionsströmungen in einem belüfteten Brandraum war Bestandteil eines deutsch-norwegischen Verbundprojektes zur Modellierung von Kohlenwasserstoffbränden. FISCO-3 ist für den Einsatz auf Personalcomputern konzipiert, auf die Implementierung aufwendiger Modelle für Verbrennung und Strahlung wurde verzichtet. Es gibt auch kein explizites Turbulenzmodell. Als Diskretisierungsmethode werden Finite Differenzen eingesetzt.

2.3.6. Berechnungsprogramm KOBRA-3D

Das Feldmodell KOBRA-3D ist aus zwei vom BMFT geförderten Forschungsprojekten hervorgegangen [36]. KOBRA-3D ist speziell für den Einsatz am PC entwickelt. Es können Brände in einem Einzelraum oder in verbundenen Räumen behandelt werden. Als Diskretisierungsmethode werden Finite Differenzen eingesetzt, zur Lösung der Transportgleichungen wird der Algorithmus SIMPLER (SIMPLE Revised) benutzt.

Weitere Programme sind in Anhang A aufgeführt. Feldmodelle, die für den ganz speziellen Einsatz innerhalb des Forschungsthemas analysiert worden, werden im Abschnitt 4 vorgestellt.

3. Makromodell

Im Abschnitt 2 konnte gezeigt werden, daß bei der Entwicklung der Zonenmodelle weltweit bedeutende Fortschritte gemacht wurden. Um diese Algorithmen für die Erfüllung des Aufgabenstellung nutzen zu können, müssen diese verfügbar sein und vor allem mit dem Programmsystem TRNSYS kopplungsfähig sein. Im ersten Schritt wurden deshalb die einzelnen Modelle auf Tauglichkeit und Möglichkeiten zur Erweiterung untersucht. Für die Steuerung und Konvergenzkontrolle des Makrobereiches bietet das Programm TRNSYS die besten Voraussetzungen. TRNSYS (TRAnsient SYStem Simulation Program) ist ein dynamisches Simulationsprogramm, welches von amerikanischen Wissenschaftlern des Solar Energy Laboratory der Universität von Wisconsin in Madison (USA) entwickelt wurde. Es wird seit 1975 einschließlich des Quellcodes vertrieben (FORTRAN 77). Der Vorteil von TRNSYS gegenüber anderen Simulationssoftwarepaketen besteht zum einen in seinem modularen Charakter und zum anderen darin, daß Anwendungsentwickler ihre eigenen Programme in die Kern-Routinen von TRNSYS einfließen lassen können. Dazu ist eine Datenschnittstelle definiert, an die sich der Entwickler zu halten hat. Die eigentliche TRNSYS-Software repräsentiert lediglich einen „Kernel“ zur Lösung von mathematischen Gleichungen und Gleichungssystemen. Ein Simulationsvorhaben wird basierend auf dem modularen Grundkonzept der TRNSYS-Software mittels Implementierung verschiedener Module (im weiteren als TYPES bezeichnet) durchgeführt. Somit stellt der TRNSYS-Kern prinzipiell lediglich einen „Gleichungs-Löser“ dar, welcher über vereinbarte Schnittstellen mit den verschiedenen TYPES auf Software-Ebene kommuniziert. Ein Abgleich der Werte von INPUTS sowie OUTPUTS erfolgt durch Iterationen bis zu vorgegebenen Grenzen bzw. Iterationsschranken.

Alle Modelle des Makrobereiches mußten die Kriterien von TRNSYS erfüllen und notfalls angepaßt werden. Für die wenigsten Programme traf dies zu. Für den Brandraum zeigte sich anfänglich, daß das Programm FIRST (s. Abschnitt 2.3.1.2) die meisten notwendigen Bedingungen für eine Verwendung innerhalb von TRNSYS erfüllte. Zudem war es frei verfügbar und als Quelltext aus dem Internet beziehbar. Umfangreiche Test nach vollzogener Anpassung für die TRNSYS-Umgebung zeigten jedoch in einigen Fällen unbefriedigende Ergebnisse. Die Berechnungsergebnisse waren in einigen Fällen nicht nachvollziehbar bzw. wurde die Rechnung unkontrolliert beendet (Absturz). Das Modell zur Ermittlung der Masseströme durch die Öffnungen im Brandraum war stark vereinfacht und die Berücksichtigung des Strahlungsaustausches zwischen den Wänden war ungenügend. Außerdem gab es verstärkte Schwierigkeiten bei der Interpretation der Quelltexte, so daß Weiterentwicklungen und Verbesserungen nur schwer zu realisieren waren. **Aus den hier genannten Gründen wurde beschlossen, das Modell für den Brandraum neu zu entwickeln.** Dies bot den Vorteil gleich bei Beginn der Konzipierung die Besonderheiten von TRNSYS und seinen Modulen direkt berücksichtigen. Im weiteren wurden die Algorithmen für den Brandraum auf beliebig

viele Räume erweitert, so daß es zum jetzigen Zeitpunkt möglich ist, einzelne Gebäudeteile bzw. auch das gesamte Gebäude mittels des Modells zu simulieren. Die Beschreibung der verwendeten Algorithmen ist im Abschnitt 3.4 zu finden.

Kernpunkt des Simulationsmodelles ist das Gebäudemodell TYPE 56 aus TRNSYS, dessen Eigenschaften im Abschnitt 3.1 kurz beschrieben wurden. Die notwendigen Änderungen gegenüber der Grundversion sind an gleicher Stelle begründet worden. Das Modell zur Beschreibung des instationären thermischen Verhaltens der Wände im TYPE 56 von TRNSYS zeigte unbefriedigende Ergebnisse für die hier gestellte Aufgabe. Als Ersatz dafür wurde ein neues Modell geschaffen. Im Abschnitt 3.2 findet der Leser eine Kurzbeschreibung der dafür verwendeten Algorithmen.

Um auch komplizierte geometrische Räume in die Untersuchung einzubeziehen, ist es notwendig, den Strahlungsaustausch der einzelnen Wände durch die Einstrahlzahl zu charakterisieren. Dies ist unter anderem, eine Grundbedingung für die Kopplung von Makro- und Mikromodell. Außerdem sind zumindest an den Wänden zu dem Brandraum Temperaturunterschiede zu erwarten, die eine Berücksichtigung des Strahlungsaustausches notwendig machten. Im Abschnitt 3.1.2 wurde dazu ein Programm vorgestellt, welches die Einstrahlzahlen beliebig ausgerichteter Wände ermitteln kann. Der optisch dichte Raum soll innerhalb der Modellierung der Einstrahlzahlen keine Berücksichtigung finden.

Um den Luftaustausch und die Konzentrationsverteilung im Gebäude zu bilanzieren, ist die Simulation der Gebäudedurchströmung erforderlich. Auch dafür konnte eine institutsinterne Entwicklung (LUMA) verwendet werden. Das Programm LUMA mußte jedoch an die Schnittstelle von TRNSYS angepaßt werden bzw. war die Erweiterung um die Möglichkeit der Simulation der Durchströmung von großen Öffnungen und Brandöffnungen notwendig. Die dazu erforderlichen Arbeitsschritte werden im Abschnitt 3.3 erläutert.

3.1. Gebäudemodul TYPE 56 von TRNSYS

Der Modul TYPE 56 zur thermischen Berechnung von mehreren miteinander gekoppelten Zonen gehört zu den Standard-TYPE's von TRNSYS. Es ist ein Mehr-Zonen-Modell und in der Lage, eine thermische Gebäudesimulation mit beliebig vielen Räumen durchzuführen. Es ist möglich, Räume zu definieren, die über die Wände mittels Transmission bzw. über definierte Luftvolumenströme Energie austauschen. Das hierzu angewendete mathematische Modell ist in [40] erläutert und von FELSMANN in [10] ausführlich kommentiert. Jede Zone wird als Luftknoten definiert, der eine Belastung mit den konvektiven Anteilen der rauminternen Quellen bzw. Senken erfährt. Zusätzlich wird dieser Knoten an die Strahlungseigenschaften der Umschließungskonstruktion über einen zweiten künstlichen Raumknoten gekoppelt. Dieses Verfahren entspricht der von SEEM in [37] vorgestellten Sternnetz-Methode. Ergebnis der Energiebilanz des Raumes ist die Lufttemperatur, die unter Berücksichtigung der inneren Oberflächentemperaturen der Wände in eine mittlere Empfindungstemperatur (operative Temperatur) umgerechnet werden kann. Das Mehrzonenmodell (Standardversion) berücksichtigt die Geometrie der Räume nicht, so daß der Strahlungsaustausch zwischen den Wänden nur über eine Flächenmittlung der Absorptionsanteile der internen Strahlungsgewinne in die Energiebilanz des Raumes eingebracht wird.

Für die Berechnung der Transmission durch die Wände wird die Methode der Transferfunktion (Responsefaktoren) nach MITALAS und STEPHENSON in [30] angewendet. Die Wand wird als „Black Box“ behandelt. Die charakteristische Reaktion der Wand auf vorgegebene Randbedingungsänderungen ergibt die Information darüber, wie sich diese Wand unter anderen Bedingungen verhält (Transferkoeffizienten). Das instationäre Verhalten (thermische Kapazität) wird durch die sogenannte „Geschichte“ der Wand berücksichtigt. Dabei werden die Oberflächentemperaturen und die Wärmeströme rechnerintern gespeichert und mittels der Transferkoeffizienten gewichtet.

Diese Methode funktioniert zuverlässig bei kleineren Wanddicken. Bei Wänden mit mäßiger Reaktion auf die äußeren Randbedingungen verliert das Verfahren seine Stabilität (dicke Wände bzw. große Wärmekapazität). Die Simulation muß mit einer größeren Zeitschrittweite durchgeführt werden. Konzeptionell ist das Modell von den TRNSYS-Entwicklern für eine Jahressimulation mit einer Zeitschrittweite von 60 min ausgerichtet. Diese Zeitschrittweite ist für die Brandsimulation zu groß.

Nachteil des Verfahrens ist zusätzlich, daß eine Berücksichtigung von temperaturabhängigen Stoffwerten nicht möglich ist.

Nach der Analyse des TYPE 56 ergibt sich die Notwendigkeit, nachstehende Erweiterungen am Gebäudemodell vorzunehmen:

- Berücksichtigung der Raumgeometrie
 - damit ist der Strahlungsaustausch zwischen den Wänden auch bei höheren Temperaturunterschieden berechenbar
- Austausch des Wandmodelles
 - damit ist die Simulation mit kleineren Zeitschrittweiten möglich
 - damit ist die Berücksichtigung von temperaturabhängigen Stoffwerten möglich

3.1.1. Geometrisches Modell

Die erforderlichen Erweiterungen am Standardmodell vom TYPE 56 für die Berücksichtigung des Strahlungsaustausches der Wände eines Raumes mit realen Einstrahlverhältnissen wurde von FELSMANN in [11] ausführlich beschrieben und sollen hier nicht dokumentiert werden. An gleicher Stelle ist die Notwendigkeit der Anwendung des geometrischen Modelles gezeigt worden, wenn größere Temperaturdifferenzen zwischen den Wänden auftreten.

Soll bei der thermischen Simulation eines Raumes der langwellige Strahlungsaustausch der Wände Berücksichtigung finden, so ist die Kenntnis der geometrischen Ausrichtung dieser notwendig. Zur Berechnung der Einstrahlzahlen mußte ein neuer Algorithmus am Institut entwickelt werden, der kompatibel zum Gebäudemodul TYPE 56 und zur Raumluftrömungssimulation ist (vergl. Kapitel 3.1.2).

Des Weiteren wurde von FELSMANN die Möglichkeit geschaffen, optional die externe Berechnung der Wandoberflächentemperatur durchzuführen. Diese wird nun vom am Institut neu

entwickelten TRNSYS-Modul TYPE 158 durchgeführt, welcher den Algorithmus zur eindimensionalen Berechnung der Temperaturfelder für beliebig viele Wände beinhaltet (vergl. Kapitel 3.2).

3.1.2. Ermittlung der Einstrahlzahlen¹

3.1.2.1. Allgemeine Aussagen zu den Einstrahlzahlen

Wird die Reflexion vernachlässigt, kann der Strahlungswärmestrom, der zwischen zwei Wänden ausgetauscht wird, wie folgt definiert werden [15]:

$$\dot{Q}_{1,2} = \phi_{1,2} A_1 \varepsilon_1 \varepsilon_2 \sigma_S (T_1^4 - T_2^4) \quad (3.1.1)$$

Werden die Wände als graue Strahler betrachtet, ist die Einstrahlzahl $\phi_{1,2}$ eine reine Geometriebeziehung. Es gilt: „Der von einer Fläche i ausgesendete Energiestrom \dot{S}_i wird je nach der geometrischen Zuordnung nur zum Teil eine andere Fläche j erreichen“ [7]. Die Einstrahlzahl ist somit das Verhältnis aus dem Energiestrom der auf die Fläche j letztendlich auftrifft, zu dem von der Fläche i wirklich ausgesendeten.

Durch die Anwendung der Winkelbeziehungen kann die Einstrahlzahl allgemein definiert werden:

$$\phi_{1,2} = \frac{1}{A_1} \int_{A_1} \int_{A_2} \frac{\cos \beta_1 \cos \beta_2}{\pi r^2} dA_2 dA_1 \quad (3.1.2)$$

Die Eigenbestrahlung, wie sie bei konkaven Flächen vorstellbar ist, soll keine Beachtung finden. Für die Lösung der Integrale gibt es eine Reihe von Lösungsmethoden, die von YOO in [43] erläutert wurden. Dazu gehören die zeichnerische, die optisch-meßtechnische, die analytische und die numerische Ermittlung der Einstrahlzahl. Ausführliche Betrachtungen der letzteren beiden Methoden hat GLÜCK in [14] vorgenommen.

Es gelten nachstehende Gesetzmäßigkeiten, die zur Um- und Berechnung der Einstrahlzahlen nützlich sind.

Summenbeziehung

$$\sum_{j=1}^N \phi_{i,j} = 1 \quad (3.1.3)$$

Reziprozitätsbeziehung

$$A_i \phi_{i,j} = A_j \phi_{j,i} \quad (3.1.4)$$

Zerlegungssatz

$$A_G \phi_{G,i} = \sum_{j=1}^N A_j \phi_{j,i} \quad (3.1.5)$$

¹Eine erweiterte Modellbeschreibung ist in [34] zu finden.

Bei Anwendung der Gleichung 3.1.1 auf den realen Strahler treten Ungenauigkeiten auf, die von GLÜCK in [15] diskutiert wurden. Sein Vorschlag, die Richtungsabhängigkeit der Emission innerhalb der Berechnung der Einstrahlzahl zu berücksichtigen, sei an dieser Stelle erwähnt, soll jedoch im vorgestellten Algorithmus keine Beachtung finden. Die Gründe liegen im verstärkten Rechenaufwand und in der Tatsache, das bei Berücksichtigung der winkelabhängigen Emission die Summe alle Einstrahlzahlen nicht zwangsläufig den Wert 1,0 erhält. Eine Kontrolle der Genauigkeit der numerischen Rechnung wird somit unmöglich.

3.1.2.2. Die analytische Berechnung von Einstrahlzahlen

Die analytische Lösung von Gleichung 3.1.2 führt unter Berücksichtigung der Integration der Grundflächen zu einem Vierfach-Integral. Dieses ist für einige spezielle Fälle in [14] gelöst worden. Bei der Verwendung dieser Gleichungen ist neben einer sorgfältigen Programmierung auch auf die notwendigen und zum Teil sehr aufwendigen Fallunterscheidungen zu achten. Reduziert man diese auf die beiden Spezialfälle parallel ausgerichtete bzw. senkrecht zu einander liegende Rechtecke entsprechend der Abbildungen 3.1.1 und 3.1.2, kann das Integral für diese beide Fälle gelöst werden.

Sind die Eckkoordinaten der Flächen bekannt, ist es unter Verwendung der Winkelbeziehungen möglich, die unbekannt Winkel β_1 und β_2 bzw. den Abstand r durch diese zu ersetzen. Durch umständliche und aufwendige Substitutionen und Umwandlungen kann die Lösung der Integrale durchgeführt werden.

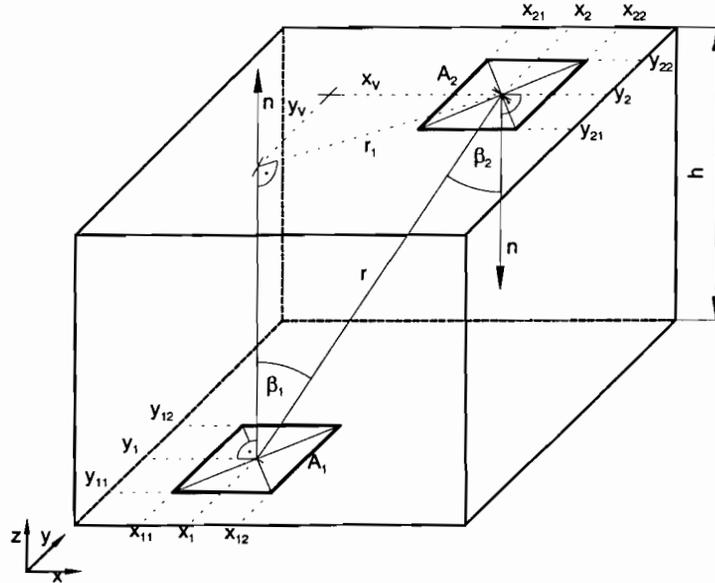


Abb. 3.1.1: Ausrichtung der Flächen zur Berechnung der Einstrahlzahlen bei zueinander parallelen Flächen

Da die meisten Wohn- und Gesellschaftsräume eine quaderförmige Gestalt besitzen, kann ein Großteil der Einstrahlzahlen mittels dieser Berechnungsgleichungen ermittelt werden. Vorteil

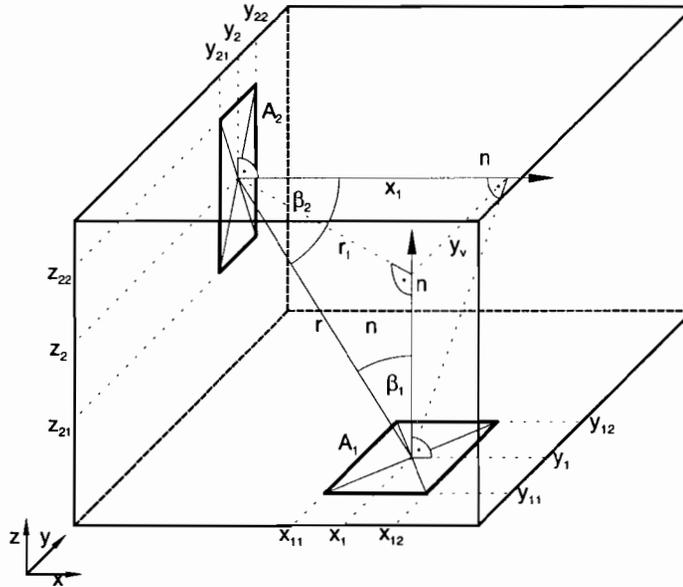


Abb. 3.1.2: Ausrichtung der Flächen zur Berechnung der Einstrahlzahlen bei zueinander senkrechten Flächen

ist die sehr große Genauigkeit und Geschwindigkeit gegenüber der numerischen Berechnung. Nachteil ist jedoch die Festlegung der Geometrie und damit der Verlust der Allgemeingültigkeit. Sollen zusätzlich Verschattungen durch Einbauten, Möbel o.ä. berücksichtigt werden, versagt dieses Verfahren ohne zusätzliche Diskretisierung völlig.

3.1.2.3. Die numerische Berechnung von Einstrahlzahlen

Entspricht der Aufbau des zu untersuchenden Raumes nicht dem eines Quaders, ist eine analytische Berechnung der Einstrahlzahlen nur bedingt möglich. Eine Alternative dazu ist die Anwendung einer numerischen Methodik. Dazu werden die beiden Grundflächen in diskrete kleine Teilflächen (beliebige Vierecke) unterteilt (vergl. Abb. 3.1.3). Sind die Teilflächen klein genug, können mit hinreichender Genauigkeit die Einstrahlzahlen zwischen diesen mit nachstehender Gleichung berechnet werden.

$$\phi_{(1,i),(2,j)} = \frac{\cos \beta_{1,i} \cos \beta_{2,j}}{\pi r^2} A_{2,j} \quad (3.1.6)$$

Jede Teilfläche soll definitionsgemäß ein ebenes Viereck sein, dessen Lage durch die Koordinaten der vier Eckpunkte definiert wird. Alle vier Punkte müssen sich innerhalb einer Ebene befinden. Die Nummerierung erfolgt entgegen dem Uhrzeigersinn, wenn von außerhalb des Raumes auf die Fläche geblickt wird. Damit ist die Ausrichtung der Wand definiert. Für die Berechnung der Flächeninhalte können die Gesetze der Vektorrechnung angewendet werden. Die Vektoren werden zwischen den Eckpunkten so aufgespannt, daß sie den Seiten des Viereckes entsprechen. Durch Anwendung des Vektorproduktes mit jeweils zwei Seiten, kann der Normalenvektor gebildet werden. Dessen Betrag entspricht dem Flächeninhalt der durch die jeweilig beiden Seiten gebildeten Vierecke. Durch Addition der jeweiligen Hälften ist eine

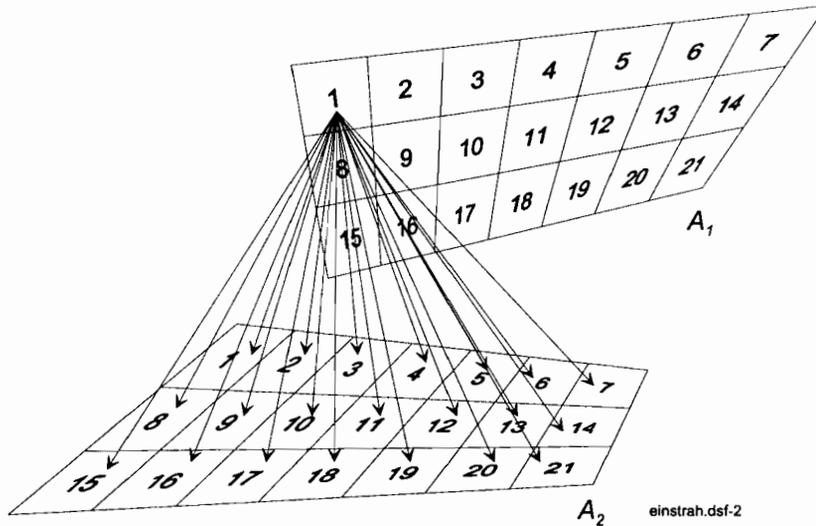


Abb. 3.1.3: Unterteilung der Grundflächen zur numerischen Berechnung der Einstrahlzahlen

Berechnung des Flächeninhaltes des betrachteten Rechteckes möglich. Die Winkel β_1 und β_2 ergeben sich aus dem Schnittwinkel des Verbindungsvektors zwischen den Schwerpunkten und den jeweiligen Flächennormalen.

Durch Anwendung des Zerlegungssatzes in Gleichung 3.1.5 ist die Ermittlung der Einstrahlzahl der Teilfläche i auf die Gesamtfläche 2 möglich:

$$\phi_{(1,i),2} = \sum_{j=1}^{n_2} \phi_{(1,i),(2,j)} \quad (3.1.7)$$

Die Reziprozitätsbeziehung in Gleichung 3.1.4 verhilft zur Ermittlung der Einstrahlzahl der Fläche 2 zur Teilfläche i :

$$\phi_{2,(1,i)} = \frac{A_i}{A_2} \phi_{(1,i),2} \quad (3.1.8)$$

Durch die Summation erhält man dann die Einstrahlzahl der Fläche 2 zur Fläche 1:

$$\phi_{2,1} = \sum_{i=1}^{n_1} \phi_{2,(1,i)} \quad (3.1.9)$$

Diese wird durch die Flächenbeziehung letztendlich in die gesuchte Einstrahlzahl der Fläche 1 zur Fläche 2 umgerechnet:

$$\phi_{1,2} = \frac{A_2}{A_1} \phi_{2,1} \quad (3.1.10)$$

Die dargestellten Berechnungsgleichungen gelten für beliebige Flächen. Um den Programmier- und Eingabeaufwand in vernünftigen Grenzen zu halten, sollen jedoch nur die Grundflächen Viereck und Dreieck zur Anwendung kommen. Mittels dieser Flächenarten ist es möglich, alle

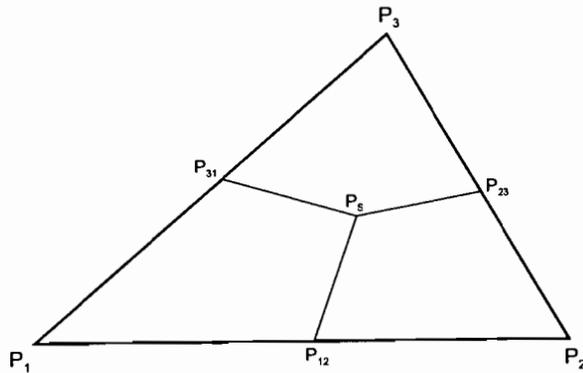


Abb. 3.1.4: Unterteilung eines Dreiecks in drei Vierecke

praxisrelevanten Formen nachzubilden. Modellintern wird dabei ein vorgegebenes Dreieck in drei flächengleiche Vierecke umgewandelt (vergl. Abb. 3.1.4). Dazu werden die Eckpunkte, die Seitenhalbierenden und der Flächenschwerpunkt in geeigneter Form verbunden. Danach können die dadurch gebildeten neuen Flächen in der beschriebenen Form behandelt werden.

Die Genauigkeit der ermittelten Einstrahlzahlen ist von der Feinheit der Diskretisierung und vom Abstand r abhängig. Mit der Anzahl der entstandenen Teilflächen steigt jedoch der Rechenaufwand übermäßig an. Ein Optimum zwischen Rechenzeit und Genauigkeit ist nicht allgemein definierbar und muß in Abhängigkeit von der Aufgabenstellung gefunden werden.

In dem vorgestellten Programm wird eine Kombination aus numerischer und analytischer Lösung verwendet. Ist eine Anwendung der analytischen Gleichungen möglich, werden diese auch benutzt. Eine Diskretisierung in Teilflächen muß aber auch in dem Falle erfolgen, da nur so eine Berücksichtigung der Verschattung möglich wird.

3.1.2.4. Berücksichtigung der Verschattung

Liegt zwischen zwei Flächen eine dritte, so wird ein Teil oder die Gesamtheit der emittierten Strahlung der einen Fläche gehindert, die zweite Fläche zu erreichen. Es liegt eine Verschattung vor. Untersucht werden muß somit, ob die Vektoren zwischen den Schwer- und Eckpunkten der Teilfläche i und j (Testvektoren) einen Schnittpunkt mit einer anderen definierten Fläche besitzen (vergl. Abb. 3.1.5).

Dazu werden die Ebenengleichungen aller vorhandenen Flächen untersucht. Existiert ein Schnittpunkt zwischen den Testvektoren und einer der Ebenen in der sich eine dritte Fläche befindet, so kann dieser Punkt eine Lage entsprechend nachstehender Möglichkeiten haben:

1. $\overrightarrow{P_S S_1}$ schneidet keinen Vektor — **Fläche wird verschattet**
2. $\overrightarrow{P_S S_2}$ schneidet $\overrightarrow{P_4 P_1}$ — Fläche wird nicht verschattet
3. $\overrightarrow{P_S S_3}$ schneidet $\overrightarrow{P_1 P_2}$ — Fläche wird nicht verschattet
4. $\overrightarrow{P_S S_4}$ schneidet $\overrightarrow{P_2 P_3}$ — Fläche wird nicht verschattet
5. $\overrightarrow{P_S S_5}$ schneidet $\overrightarrow{P_3 P_4}$ — Fläche wird nicht verschattet

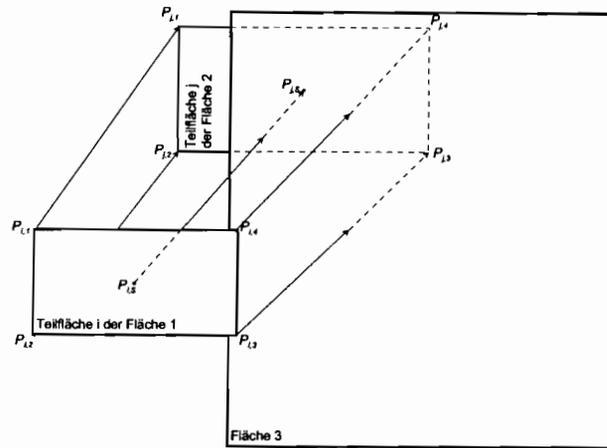


Abb. 3.1.5: Verschattung zweier Flächen durch eine dritte Fläche

6. Schnittpunkt S_6 liegt auf dem Vektor $\overrightarrow{P_4 P_1}$ — Fläche wird verschattet
7. Schnittpunkt S_7 liegt auf dem Vektor $\overrightarrow{P_1 P_2}$ — Fläche wird verschattet
8. Schnittpunkt S_8 liegt auf dem Vektor $\overrightarrow{P_2 P_3}$ — Fläche wird verschattet
9. Schnittpunkt S_9 liegt auf dem Vektor $\overrightarrow{P_3 P_4}$ — Fläche wird verschattet
10. Schnittpunkt S_{10} und Schwerpunkt P_S sind identisch — Fläche wird verschattet

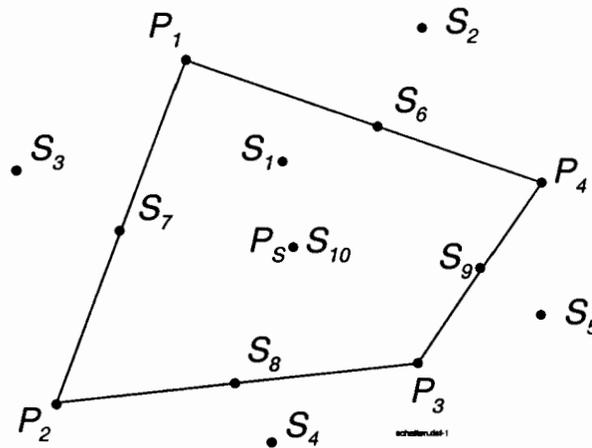


Abb. 3.1.6: Mögliche Positionen des Schnittpunktes eines Vektors

Zur Verdeutlichung kann die Abbildung 3.1.6 verwendet werden. Dargestellt ist die Ebene, in der sich die Fläche 3 aus Abbildung 3.1.5 befindet. Jede der 10 möglichen Positionen des Schnittpunktes eines Testvektors mit dieser Ebene ist beispielhaft als Punkt $S_{(1-10)}$ in der Ebene dargestellt. Um nun auf einfachem Wege feststellen zu können, ob sich der entsprechende Schnittpunkt innerhalb der Fläche 3 befindet, müssen alle 10 Fälle untersucht werden. Dazu werden Vektoren zwischen dem Schwerpunkt der Fläche 3 und dem Schnittpunkt S

und zwischen den Eckpunkten der Fläche 3 gebildet. Danach kann durch Anwendung der Vektorrechnung untersucht werden, ob und welche der Vektoren sich schneiden und ob somit eine Verschattung entsprechend der oben gezeigten 10 Möglichkeiten vorliegt.

Wird auf diesem Wege eine Verschattung festgestellt, erhält die entsprechende Einstrahlzahl der Teilfläche den Wert Null zugewiesen. Die Genauigkeit der Gesamteinstrahlzahl der Fläche 1 auf die Fläche 2 hängt somit von der verwendeten Diskretisierung ab.

3.2. TRNSYS-Modul TYPE 158 zur thermischen Simulation der Wände¹

3.2.1. Allgemeines

Die Ermittlung der instationären Temperaturverteilung in der Wand eines Raumes setzt die Diskretisierung der Fourierschen Differentialgleichung voraus:

$$(\varrho c_p) \frac{\partial T}{\partial \tau} = \operatorname{div}(\lambda \operatorname{grad} T) + \tilde{q}_{\text{innen}} \quad (3.2.1)$$

Es gibt eine Reihe von Lösungsverfahren, die einen mehr oder weniger großen Aufwand voraussetzen. Um auch die Temperaturabhängigkeit der Stoffwerte berücksichtigen zu können, bietet es sich an, die obengenannte Gleichung mittels der FEM zu diskretisieren und auf diesem Wege über die Lösung eines Gleichungssystemes die Temperatur in der Wand zu berechnen. Um den Aufwand in einem vernünftigen Rahmen zu halten, wird die Wärmeleitung in der 2. und 3. Dimension nicht berücksichtigt, so daß sich die Lösung auf den eindimensionalen Fall beschränkt.

3.2.2. Diskretisierung der Differentialgleichung

Eine analytische Lösung der Differentialgleichung 3.2.1 beschränkt sich auf wenige spezielle Einzelfälle mit konkreten meist akademisch definierten Randbedingungen. Dem Vorteil einer anders nicht erreichbaren Genauigkeit steht der Verlust der Allgemeingültigkeit als Nachteil gegenüber. Will man diese erhalten, kann ein numerisches Verfahren angewendet werden.

Die Diskretisierung der Differentialgleichung erfolgt hier mit Hilfe der FEM. Dazu werden die Gleichungen mit einer ortsabhängigen Testfunktion $w = f(x, y, z)$ multipliziert. Wendet man den GREENSchen Integralsatz auf die zusammengefaßten Divergenz-Terme der Energiebilanz an, können die Randbedingungen berücksichtigt werden:

$$-\lambda \operatorname{grad}_n T = \hat{q}_{2.Art} + \alpha (t_O - t_U) \quad (3.2.2)$$

Im nächsten Schritt wird eine geeignete Ansatzfunktion für die Zustands- und Stoffgrößen gesucht. Für die Temperatur soll die Gleichung 3.2.3 gelten.

$$T(x, y, z, \tau) \approx \sum_{i=1}^n w_i(x, y, z) T_i(\tau) \quad (3.2.3)$$

¹Eine erweiterte Modellbeschreibung ist in [34] zu finden.

Für die eindimensionale Betrachtung bietet sich die Verwendung einer linearen ortsabhängigen Ansatzfunktion [3] an. Für ein definiertes Element mit den Knoten i und j sollen die Temperaturen und die x -Koordinate bekannt sein. Will man mit Hilfe dieser Informationen eine allgemeine und gleichzeitig einfache Beziehung aufstellen, um auch die Temperaturen zwischen den Knoten i und j zu beschreiben, kann folgende Gleichung für den eindimensionalen ebenen Anwendungsfall verwendet werden:

$$\begin{aligned} T &= N_i T_i + N_j T_j \\ &= \frac{x_j - x}{x_j - x_i} T_i + \frac{x - x_i}{x_j - x_i} T_j \\ &= [N] \{T\} \end{aligned} \quad (3.2.4)$$

Die allgemeine Form von Gleichung 3.2.4 ist für die Anwendung der FEM in den Gleichungen 3.2.5 und 3.2.6 aufbereitet.

$$\begin{aligned} [N] &= (N_i \quad N_j) \\ &= \left(1 - \frac{x}{l} \quad \frac{x}{l} \right) \\ [N]^T &= \begin{pmatrix} N_i \\ N_j \end{pmatrix} \\ &= \begin{pmatrix} 1 - \frac{x}{l} \\ \frac{x}{l} \end{pmatrix} \end{aligned} \quad (3.2.5)$$

$$\begin{aligned} \left(\frac{\partial [N]}{\partial x} \right) &= \left(-\frac{1}{l} \quad \frac{1}{l} \right) \\ \left(\frac{\partial [N]}{\partial x} \right)^T &= \begin{pmatrix} -\frac{1}{l} \\ \frac{1}{l} \end{pmatrix} \end{aligned} \quad (3.2.6)$$

In analoger Art und Weise kann Gleichung 3.2.4 auf die Stoffwerten angewendet werden:

$$\begin{aligned} \lambda &= [N] \{\lambda\} \\ \rho &= [N] \{\rho\} \\ c_p &= [N] \{c_p\} \end{aligned} \quad (3.2.7)$$

Verwendet man für die definierte Testfunktion w gleichfalls die in Gl. 3.2.4 dargestellten ortsabhängigen Ansatzfunktion $[N]$, kann die Integralformulierung der Energiebilanz für ein Element definiert werden.

Im darauffolgenden Schritt werden alle gleichartigen Terme sortiert und entsprechend ihrer Abhängigkeit zusammengefaßt. Damit entsteht die kurze und übersichtliche Matrizendarstellung in Gleichung 3.2.8 und 3.2.9:

$$[C] \{\dot{T}\} + [K] \{T\} = \{F\} \quad (3.2.8)$$

$$\sum_{E=1}^n \left([C]_E \{\dot{T}\}_E + [K]_E \{T\}_E \right) = \sum_{E=1}^n (\{F\}_E) \quad (3.2.9)$$

Die Matrizen können nur für die einzelnen Elemente definiert werden. Sie werden lokale Matrizen genannt. Es entsteht durch die Verknüpfung mit den benachbarten Knoten der Elemente die Systemmatrix.

3.2.2.1. Zeitintegration

Bei der instationären Feldberechnung mit starken Nichtlinearitäten der Stoffwerte spielt die Auswahl eines optimalen Zeitintegrationsverfahren eine bedeutende Rolle. Im Hinblick auf den algebraischen Aufwand und die Möglichkeit einer Zeitschrittweitenautomatik empfiehlt es sich, Einschritt- Θ -verfahren mit linearen Ansätzen zu verwenden. Diese Methode bie-

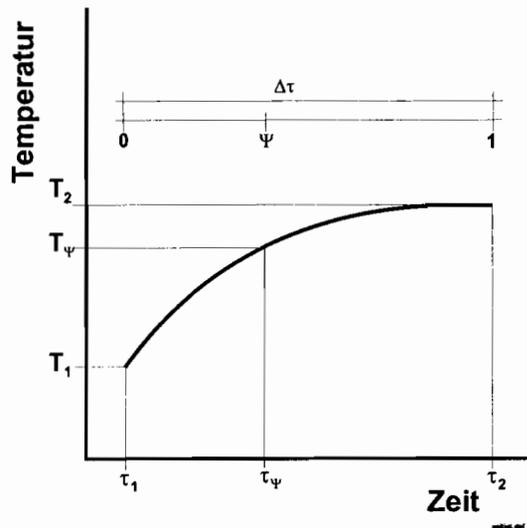


Abb. 3.2.1: Lineare Zeitintegration

tet neben einer leichten Umsetzung in Programmiersprachen auf Grund ihrer relativ guten Überschaubarkeit auch einen vertretbaren Aufwand bei hinreichender Genauigkeit. Durch Einführung des Gewichtungsfaktors Υ kann nach Abb. 3.2.1 der Zusammenhang der Temperaturen zu den beiden Zeitpunkten τ_1 und τ_2 linear vereinfacht werden. Damit ist es möglich, die Beziehungen in den Gleichungen 3.2.10 und 3.2.11 am Beispiel der Wärmebilanz zu vereinbaren.

Zeitpunkt τ_1 :

$$[C] \{\dot{T}\}_1 + [K]_1 \{T\}_1 = \{F\}_1 \quad (3.2.10)$$

Zeitpunkt τ_2 :

$$[C] \{\dot{T}\}_2 + [K]_2 \{T\}_2 = \{F\}_2 \quad (3.2.11)$$

Die Gleichung 3.2.10 wird mit $(1 - \Upsilon)$ und die Gleichung 3.2.11 wird mit Υ multipliziert. Die Addition beider Gleichungen ergibt nachstehendes Rekursionsschema:

$$[C] \left[(1 - \Upsilon) \{\dot{T}\}_1 + \Upsilon \{\dot{T}\}_2 \right] + (1 - \Upsilon) [K]_1 \{T\}_1 + \Upsilon [K]_2 \{T\}_2 = (1 - \Upsilon) \{F\}_1 + \Upsilon \{F\}_2 \quad (3.2.12)$$

Für die zeitlichen Ableitungen der Feldgrößen kann folgende Linearisierung zur Anwendung kommen:

$$\{\dot{T}\}_\Upsilon = (1 - \Upsilon) \{\dot{T}\}_1 + \Upsilon \{\dot{T}\}_2 = \frac{\{T\}_2 - \{T\}_1}{\Delta\tau} \quad (3.2.13)$$

Damit ist die Integrationsvorschrift für die Energiebilanz formulierbar (3.2.14).

$$([C] + \Delta\tau \Upsilon [K]_2) \{T\}_2 = ([C] - \Delta\tau (1 - \Upsilon) [K]_1) \{T\}_1 + \Delta\tau ((1 - \Upsilon) \{F\}_1 + \Upsilon \{F\}_2) \quad (3.2.14)$$

3.2.2.2. Lösung der Gleichungssysteme

Das Rekursionsschema der Energiebilanz ergibt das lineare inhomogene Gleichungssystem in Gleichung 3.2.15. Die Systemmatrix $[A]$ hat die Dimension der unbekanntenen Knotenanzahl n und besitzt eine Bandstruktur.

$$[A] \{t\} = \{R\} \quad (3.2.15)$$

Bei der eindimensionalen Diskretisierung der Differentialgleichung entsteht immer eine tridiagonale Form der Systemmatrix $[A]$ wobei die beiden Nebendiagonalen an der Hauptdiagonale gespiegelt sind. Eine Sonderrolle spielt die explizite Form der Zeitintegration. Unter der Voraussetzung, daß eine kondensierte Kapazitätsmatrix verwendet wird, entsteht eine Systemmatrix, in welcher nur die Hauptdiagonale besetzt ist. Alle anderen Elemente längs der Hauptdiagonale verschwinden. Damit gestaltet sich die Lösung des Gleichungssystems denkbar einfach:

$$x_k = \frac{a_k}{A_{k,k}} ; k = 1, n \quad (3.2.16)$$

Bei Verwendung der impliziten Darstellung der Zeitintegration muß ein direkter oder iterativer Algorithmus zur Lösung des linearen Gleichungssystems genutzt werden. Der Vorteil der direkten Methode ist die exakte Lösung. Der Nachteil liegt aber im teilweise sehr großen Berechnungsaufwand. Beispielhaft sind das CHOLESKY-Verfahren, das GAUSS-JORDAN-Verfahren oder aber die Methode der Pivotisierung genannt [9]. Durch Faktorisierung (Dreieckszerlegung) der Systemmatrix $[A]$ wird hier die Gleichung 3.2.15 in eine äquivalente Form überführt:

$$[R] \{x\} = \{r\} \quad (3.2.17)$$

Aufgrund der oberen Dreiecksform der Matrix $[R]$ kann der Lösungsvektor auf rekursivem Wege ermittelt werden. Die einzelnen Verfahren unterscheiden sich in der Art der Ermittlung der Dreieckszerlegung. Bei Einhaltung bestimmter Kriterien können auch zugeschnittene

3.3.2. Anpassung von LUMA an TRNSYS

Sind mehrere Räume (Zonen) miteinander über Türen oder andere Öffnungen verbunden oder sind Lüftungstechnische Anlagen vorhanden, ist es notwendig, den Luftaustausch zwischen diesen bzw. deren Luftwechsel für die thermische Gebäudesimulation zu ermitteln. Dazu konnte das Programm LUMA soweit modifiziert werden, daß es möglich war, dieses als zusätzlicher Modul in TRNSYS zu verwenden. Das TYPE 157 stellt eine TRNSYS-Implementierung des Softwareprogrammes LUMA dar. Die Datenübernahme des TYPES erfolgt durch eine Eingabedatei, die alle notwendigen Werte zur Berechnung von Strömungen sowie die INPUTS und OUTPUTS zur Kommunikation mit TRNSYS enthält. Die Modellierung von Strömungswegen erfolgt durch die Angabe der Bauelemente, die einzelne Verbindungen bilden. Solche Bauteile können Fugen, Kanäle, Formstücke und Bauteile mit beliebiger Kennlinie ($\dot{V} = f(\Delta p)$) darstellen. Triebkräfte zur Strömungsbildung können durch Potentialunterschiede im Druckniveau, hervorgerufen durch Drucksprung erzeugende Bauteile (z. B. Ventilatoren) oder durch die Parameter, die die Umgebung repräsentieren, wie Außentemperatur, Außenluftfeuchte, Windgeschwindigkeit und Windrichtung, gebildet werden. Zusätzlich zu den genannten Elementen ist nach ENDER in [8] die Definition sogenannter „Großer Öffnungen“ wie Außenfenster oder Innentüren möglich, womit durch Variabilität der Öffnungswinkel dieser Bauteile eine Beeinflussung des Luftstromes gegeben ist.

3.3.3. Modell der großen Öffnungen

Neben dem Einbau in TRNSYS mußte die Erweiterung des Programmes zur Berechnung von großen Öffnungen vorgenommen werden.

Unter den Begriff „große Öffnungen“ fallen geöffnete Türen, geöffnete Fenster und andere Verbindungen vergleichbarer Dimension. Ursache für die Durchströmung großer Öffnungen ist zum einen, eine von außen aufgeprägte Druckdifferenz, die gleichmäßig über die gesamte Öffnungshöhe wirkt (z.B. durch Wind, Ventilator); zum anderen ein Druckunterschied infolge von Temperaturunterschieden in den Zonen, die durch die Öffnung miteinander verbunden sind. Dieser ist über die vertikale Ausdehnung der Öffnung nicht konstant, sondern es stellt sich ein Verlauf des Differenzdruckes ein, der vom Druckverlauf der Luftsäulen in den Zonen und der Kontinuitätsgleichung bestimmt wird. Im Falle einer beidseitigen Durchströmung der großen Öffnung existiert innerhalb dieser eine Ebene in deren Höhe die Druckdifferenz zwischen innen und außen den Wert 0 besitzt. Sie wird als neutrale Ebene in der Höhe z_n bezeichnet.

Folgendes Modell liegt der Strömung zugrunde (Abbildung 3.3.1): Die Ebene z_0 soll sich in halber Öffnungshöhe befinden. Es wird von einer einheitlichen Temperatur in den Zonen ausgegangen, d.h. ein Temperaturprofil im Raum wird nicht berücksichtigt, da der Temperaturgradient nur eine untergeordnete Rolle bei der Bestimmung der Druckdifferenz spielt. Darauf wird weiter unten noch näher eingegangen (siehe Seite 35). Die Strömung ist von der geringeren zur höheren Temperatur positiv definiert (für Abbildung 3.3.1: $T_1 < T_2$). Ausgangspunkt ist die barometrische Höhenformel, d. h. der Luftdruck an einem Ort in Ab-

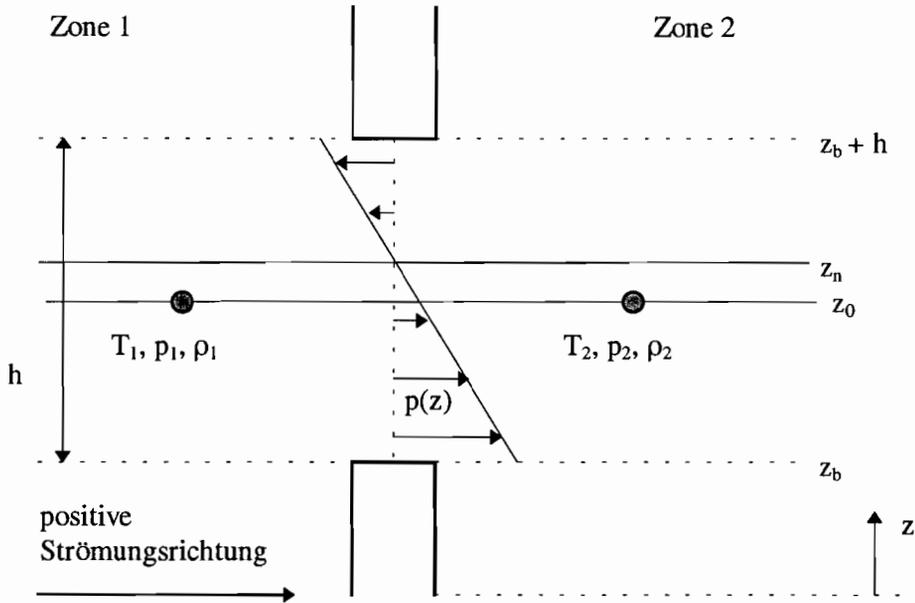


Abb. 3.3.1: Modellierung einer großen Öffnung

hängigkeit von der Höhe der Luftsäule bzw. der Schweredruck der Luft:

$$p = p_0 e^{-\frac{g \cdot z \cdot \rho_0}{p_0}} \quad (3.3.1)$$

Zwei Luftsäulen unterschiedlicher Temperatur haben einen unterschiedlichen Druckverlauf. Der Differenzdruck in der jeweiligen Höhe ist die Triebkraft des thermischen Auftriebs:

$$\Delta p = p_0 \left(e^{-\frac{g \cdot z \cdot \rho_1}{p_0}} - e^{-\frac{g \cdot z \cdot \rho_2}{p_0}} \right) \quad (3.3.2)$$

Durch eine TAYLOR-Reihenentwicklung mit Abbruch nach dem ersten Glied und einige Umformungen von Formel (3.3.2) erhält man nachstehende Gleichung:

$$\Delta p(z) = g (\rho_1 - \rho_2) z \quad (3.3.3)$$

Mit der Näherung, daß die Temperatur im Raum an allen Stellen gleich ist, läßt sich die Dichte der Raumluft nach der Gleichung für ideale Gase berechnen:

$$\rho = \frac{p_{ref} M}{R T} \quad (3.3.4)$$

Mit der Vereinfachung $K = \frac{p_{ref} M}{R}$ erhält man Gleichung 3.3.5, wobei Δp_{zus} eine zusätzlich an der Öffnung anliegende Druckdifferenz darstellt, die nicht durch Temperaturunterschiede entsteht. Die Variable z_0 ist die Höhe der Bezugsebene, an dieser Stelle ist die thermische Druckdifferenz 0 (neutrale Ebene). Die Variable z nimmt Werte zwischen z_b und $z_b + H$ an.

$$\Delta p(z) = g K \left(\frac{1}{T_2} - \frac{1}{T_1} \right) (z - z_0) + \Delta p_{zus} \quad (3.3.5)$$

Ein Temperaturgradient in den Zonen wirkt sich wie folgt auf das Ergebnis aus (Betrachtung ohne zusätzlichen Differenzdruck).

Für den Temperaturverlauf wird folgender Ansatz verwendet $T_i = a_i + b_i z$ (lineares Temperaturprofil). Durch Einsetzen in die Gleichung für die Druckdifferenz folgt:

$$\Delta p(z) = g K \int_{z_0}^z \left(\frac{1}{a_2 + b_2 z} - \frac{1}{a_1 + b_1 z} \right) dz \quad (3.3.6)$$

Die Integration von Gleichung 3.3.6 ergibt:

$$\Delta p(z) = g K \left(\frac{1}{b_2} \ln(a_2 + b_2 z) - \frac{1}{b_1} \ln(a_1 + b_1 z) \right) \Big|_{z_0}^z \quad (3.3.7)$$

Das Einsetzen der Integrationsgrenzen und Umformen führt zu:

$$\Delta p(z) = g K \left(\frac{1}{b_2} \ln \frac{T_2(z)}{T_2(z_0)} - \frac{1}{b_1} \ln \frac{T_1(z)}{T_1(z_0)} \right) \quad (3.3.8)$$

Durch eine Reihenentwicklung des Terms $\ln \frac{T_i(z)}{T_i(z_0)}$ erhält man in 1. Näherung:

$$\ln \frac{T_i(z)}{T_i(z_0)} = \frac{T_i(z) - T_i(z_0)}{T_i(z_0)} = \frac{b_i (z - z_0)}{T_i(z_0)} \quad (3.3.9)$$

und in 2. Näherung:

$$\begin{aligned} \ln \frac{T_i(z)}{T_i(z_0)} &= \frac{T_i(z) - T_i(z_0)}{T_i(z_0)} - \frac{1}{2} \left(\frac{T_i(z) - T_i(z_0)}{T_i(z_0)} \right)^2 \\ &= \frac{b_i (z - z_0)}{T_i(z_0)} - \frac{1}{2} \left(\frac{b_i (z - z_0)}{T_i(z_0)} \right)^2 \end{aligned} \quad (3.3.10)$$

Wird die Gleichung 3.3.9 in die Gleichung 3.3.8 eingesetzt, so folgt daraus:

$$\Delta p(z) = g K \left(\frac{1}{T_2(z_0)} - \frac{1}{T_1(z_0)} \right) (z - z_0) \quad (3.3.11)$$

Wird dann die Gleichung 3.3.10 in der Gleichung (3.3.8) verwendet, ergibt sich:

$$\begin{aligned} \Delta p(z) &= g K \left(\frac{1}{T_2(z_0)} - \frac{1}{T_1(z_0)} \right) (z - z_0) \\ &\quad - \frac{1}{2} g K \left(\frac{\sqrt{b_2}}{T_2^2(z_0)} - \frac{\sqrt{b_1}}{T_1^2(z_0)} \right) (z - z_0)^2 \end{aligned} \quad (3.3.12)$$

Anhand der Gleichung 3.3.12 kann man ersehen, daß der Temperaturgradient b_i nur eine untergeordnete Rolle bei der Bestimmung von $\Delta p(z)$ spielt. Die Gleichung 3.3.11 entspricht bei einheitlicher Temperatur im Raum der Gleichung 3.3.5.

Den Massestrom wird mittels der Kontinuitätsgleichung $\dot{m} = \rho A v$ ermittelt:

$$\dot{m} = B \rho \int_{z_n}^z v(z) dz \quad (3.3.13)$$

Schreibt man nun für die Geschwindigkeit $v(z) = \sqrt{\frac{2 \Delta p(z)}{\rho}}$ und setzt für $\Delta p(z)$ die Gleichung (3.3.5) ein, ergibt sich folgende Beziehung:

$$\dot{m} = C_D B \sqrt{2\rho} \int_{z_n}^z \left(g K \left(\frac{1}{T_2} - \frac{1}{T_1} \right) (z - z_0) + \Delta p_{zus} \right)^{\frac{1}{2}} dz \quad (3.3.14)$$

Die Integrationsgrenzen müssen entsprechend der Abbildung 3.3.1 eingesetzt werden. Die Variable C_D ist eine empirische Größe, die von der Form sowie von den Durchströmungs- und Druckverhältnissen der Öffnung abhängig ist. In ihr werden sämtliche Strömungswiderstände zusammengefaßt. Sie hat Ähnlichkeit mit dem ζ -Wert und geht auch aus diesem hervor. C_D stellt die Übereinstimmung zwischen theoretischen und gemessenen Masseströmen her. Bei den Werten für C_D tritt eine große Streubreite auf. Sie liegen in der Größenordnung von 0,25 - 0,78 [26]. Eine ausführliche Gegenüberstellung verschiedener Herangehensweisen zur Bestimmung und Verwendung von C_D findet man in [42].

Die neutrale Ebene z_n , die aus der Massestrombilanz folgt, liegt bei ungestörter Strömung ($\Delta p_{zus} = 0$) ungefähr in halber Öffnungshöhe, etwa zwischen zwei Zonen im Inneren des Gebäudes, die ansonsten als dicht gelten können. Sie verschiebt sich abhängig von einer zusätzlichen Druckdifferenz nach oben oder nach unten. Möglich ist auch, daß die neutrale Ebene rein rechnerisch außerhalb der Öffnung liegt, was zur Folge hat, daß Durchströmung nur in einer Richtung stattfindet.

Wird Gleichung 3.3.22 innerhalb der jeweiligen Grenzen integriert, erhält man die Gleichungen 3.3.15 und 3.3.16 und kann somit die Masseströme ermitteln.

Massestrom unterhalb der neutralen Ebene:

$$\begin{aligned} \dot{m}_{12} = & C_D B \sqrt{2\rho_1} \frac{2}{3} \frac{1}{g k \left(\frac{1}{T_2} - \frac{1}{T_1} \right)} \\ & \left[\left(g k \left(\frac{1}{T_2} - \frac{1}{T_1} \right) \left(z_n - z_b + \frac{h}{2} \right) + \Delta p_{zus} \right)^{\frac{3}{2}} \right. \\ & \left. - \left(g k \left(\frac{1}{T_2} - \frac{1}{T_1} \right) \left(\frac{h}{2} \right) + \Delta p_{zus} \right)^{\frac{3}{2}} \right] \end{aligned} \quad (3.3.15)$$

Massestrom oberhalb der neutralen Ebene:

$$\dot{m}_{21} = C_D B \sqrt{2 \rho_2} \frac{2}{3} \frac{1}{g k \left(\frac{1}{T_2} - \frac{1}{T_1} \right)} \left[\left(g k \left(\frac{1}{T_2} - \frac{1}{T_1} \right) \left(h + \frac{h}{2} \right) + \Delta p_{zus} \right)^{\frac{3}{2}} - \left(g k \left(\frac{1}{T_2} - \frac{1}{T_1} \right) \left(z_n - z_b + \frac{h}{2} \right) + \Delta p_{zus} \right)^{\frac{3}{2}} \right] \quad (3.3.16)$$

3.3.4. Besonderheiten bei Fenstern und Türen

Die Größe der durchströmten Fläche ist bei Fenstern und Türen abhängig vom Öffnungswinkel Φ (z.B. in Abb. 3.3.2). Die Gesamtfläche besteht aus einer Rechteckfläche und zwei Dreieckflächen. Genaugenommen handelt es sich hierbei um ein dreidimensionales Modell. Durch einen empirisch ermittelten, auf Messungen basierenden Korrekturfaktor $J(\Phi)$ [26] wird diesem Sachverhalt Rechnung getragen. Über ihn wird die effektiv durchströmte Fläche bestimmt. Dies geschieht durch Multiplikation von $J(\Phi)$ mit der Breite der Öffnung. Hinzu kommt ein Korrekturfaktor für die Durchströmung (β). Dieser hat nach [26] bei Austauschzirkulation durch große Öffnungen den Wert $\beta = \frac{1}{3}$.

Drehflügel Fenster Für das Drehflügel Fenster wird $J(\Phi)$ mittels nachstehender Gleichung er-

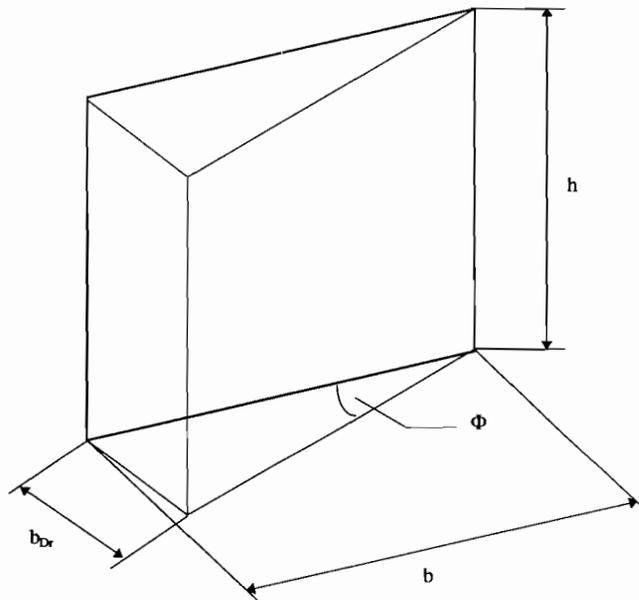


Abb. 3.3.2: Drehflügel Fenster

mittelt:

$$J(\Phi) = 0.015 + 0.0221 \Phi - 0.000126 \Phi^2 \quad (3.3.17)$$

Wendeflügelfenster

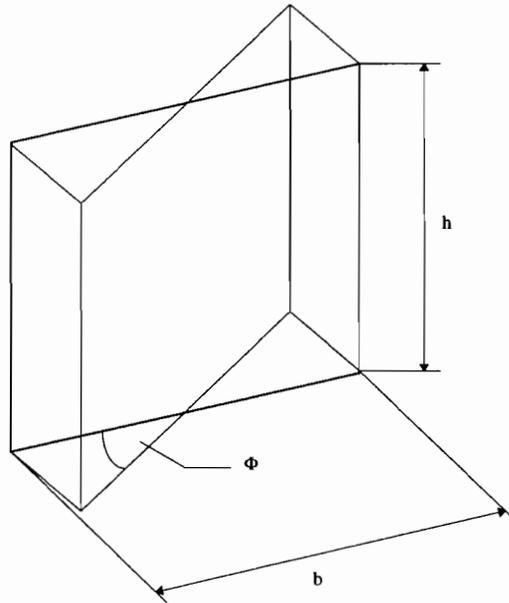


Abb. 3.3.3: Wendeflügelfenster

Die Berechnung unterscheidet sich nicht wesentlich von der des Drehflügelfensters. Es gilt das dort Gesagte. Im Gegensatz zum Drehflügelfenster schließt sich das Wendeflügelfenster bei Öffnungswinkeln $\Phi > 90^\circ$ wieder. Die Gleichung für den Korrekturfaktor lautet:

$$J(\Phi) = 0,0172 + 0,025 \Phi - 0,00017 \Phi^2 \quad (3.3.18)$$

Kippflügelfenster

Der Korrekturfaktor wird bei diesem Fenstertyp auch bei einem Öffnungswinkel von 90° nicht größer als 0.72, da die Strömung durch den Flügel (bei $\Phi = 90^\circ$ Lage des Flügels waagrecht) stärker behindert wird. Der Korrekturfaktor wird hier wie folgt berechnet:

$$J(\Phi) = 0,01372 + 0,016 \Phi - 0,00009 \Phi^2 \quad (3.3.19)$$

In Abbildung 3.3.5 sind die Korrekturfaktoren der besprochenen Fenstertypen grafisch dargestellt. Öffnungswinkel die größer 90° sind werden beim Kipp- und Drehflügelfenster im Programm nicht berücksichtigt, ab diesem Winkel gelten die Fenster als voll geöffnet. Nähme man diese Begrenzung nicht vor, so würde sich aufgrund der Gleichungen für $J(\Phi)$ die durchströmte Fläche ab einem Winkel von 90° wieder verringern, was nicht der Realität entspricht. Der Korrekturfaktor für das Wendeflügelfenster ist theoretisch nicht korrekt, das Maximum müßte bei $\Phi = 90^\circ$ liegen, beim Kippflügelfenster sollte er eigentlich bis zu einem Öffnungswinkel von 180° weiter ansteigen, jedoch wurden die aus [26] übernommenen empirischen Gleichungen nicht willkürlich verändert.

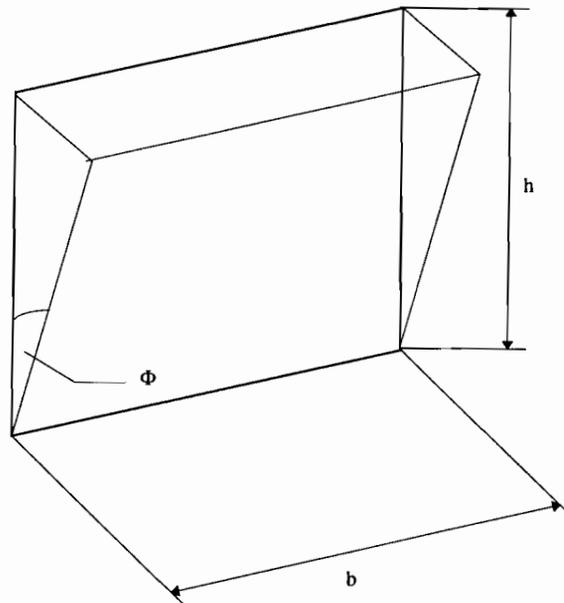


Abb. 3.3.4: Kippflügel Fenster

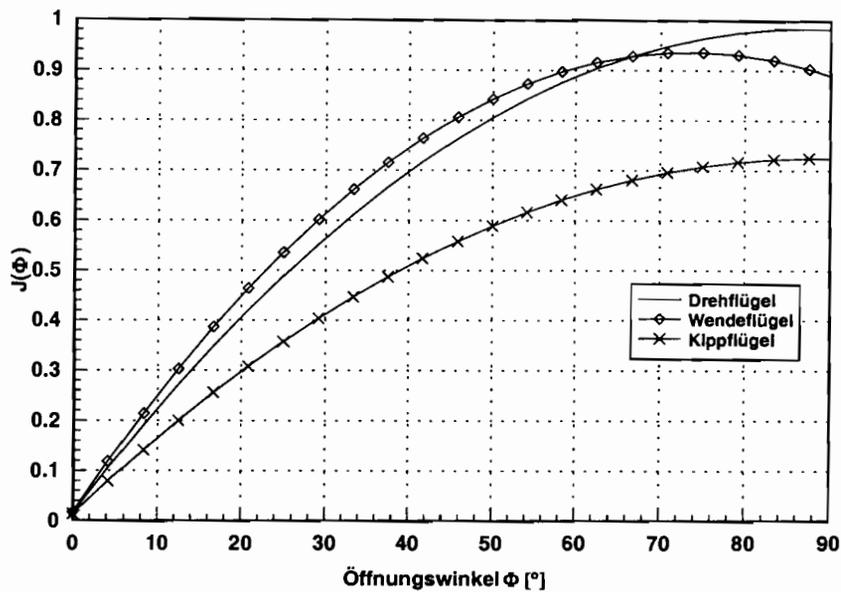


Abb. 3.3.5: Korrekturfaktoren für die betrachteten Fenstertypen

3.3.5. Ventilationsöffnungen für Brandräume

Die Zufuhr von Verbrennungsluft wird im wesentlichen über Öffnungen wie z.B. offenstehende Türen und Fenster ermöglicht. Der Brandraum ist in die Durchströmung des Gebäudes eingebunden. Das Modul für die Gebäudedurchströmung ist deshalb um das Element „Brandöffnung“ erweitert worden. Beim Modell der Brandöffnung wird eine obere Heiß- und eine untere Kaltgasschicht sowohl im Brandraum als auch in den angrenzenden Räumen berück-

sichtigt (siehe Abb. 3.3.6). Die Berechnung erfolgt im Modul für Gebäudedurchströmung (TRNSYS-TYPE 157).

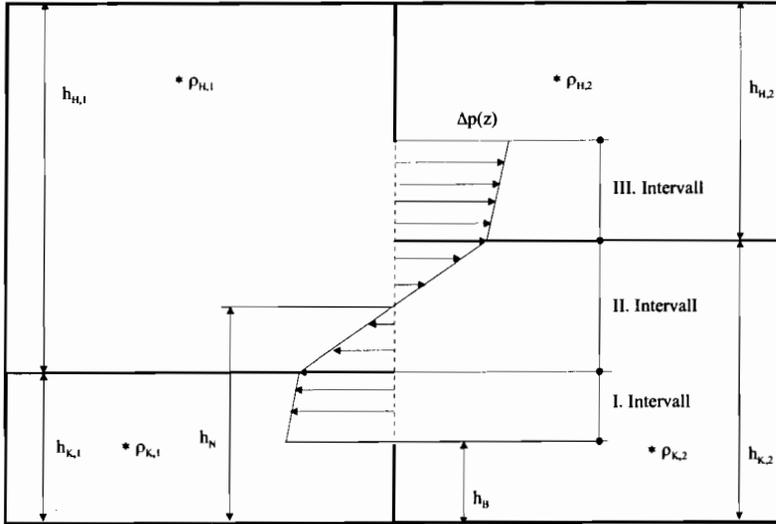


Abb. 3.3.6: Modell für die Durchströmung einer Brandöffnung

3.3.5.1. Modellierung

Aufgrund von Dichtedifferenzen in den Zonen und eventuell auftretenden zusätzlichen Drücken (Winddruck, Auftrieb im Gebäude) stellt sich eine Differenzdruckprofil $\Delta p(z)$ nach Gleichung 3.3.20 über der Öffnung ein.

$$\Delta p(z) = \sum g \Delta \rho_i \Delta h_i \quad (3.3.20)$$

Die sich daraus ergebenden Masseströme lassen sich allgemein nach Gleichung 3.3.21 ermitteln.

$$\dot{m} = C_D B \rho \int_{z_n}^z v(z) dz \quad (3.3.21)$$

Mit $v(z) = \sqrt{\frac{2\Delta p(z)}{\rho}}$ erhält man Gleichung 3.3.22.

$$\dot{m} = C_D B \sqrt{2\rho} \int_1^2 (\Delta p(z))^{\frac{1}{2}} dz \quad (3.3.22)$$

Zur Bestimmung der Masseströme durch die Öffnung ist es erforderlich zuerst die Höhe der neutralen Ebene(n) zu ermitteln. Für die neutrale(n) Ebene(n) gilt: $\Delta p(h_n) = 0$. Sie läßt

sich aus einer Massestrombilanz berechnen (Gleichung 3.3.23).

$$0 = \sum_{i=1}^n \dot{m}_i \quad (3.3.23)$$

Dabei werden drei Intervalle unterschieden, die von der Höhe der Kaltgasschichten und der Geometrie der Öffnung abhängig sind (siehe Abb. 3.3.6). Je nachdem, ob sich die neutrale(n) Ebene(n) im *I.*, *II.* oder *III.* Intervall befindet/befinden, gelten andere Beziehungen (Integrationsgrenzen von Gleichung 3.3.21) für die Berechnung der einzelnen Masseströme. Bei der vorliegenden Konstellation sind je Brandöffnung theoretisch acht Masseströme möglich. Praktisch sind es sechs Masseströme beim Vorhandensein von drei neutralen Ebenen (siehe Abb. 3.3.15).

Bei der Berechnung werden zwei Fälle unterschieden:

1. Fall: $h_{K,1} < h_{K,2}$ - es ist nur eine neutrale Ebene möglich
2. Fall: $h_{K,1} > h_{K,2}$ - es sind bis zu drei neutrale Ebenen möglich

Berechnungsalgorithmus

Allgemein gilt: $\rho_{H,1} < \rho_{H,2}$ und $\rho_{K,1} < \rho_{K,2}$.

Zuerst wird die Höhe der neutralen Ebene bei freier, ungestörter Durchströmung der Öffnung ermittelt, indem Gleichung 3.3.23 auf jede mögliche Konstellation angewendet wird.

Ist die Lage der neutralen Ebene bekannt, so ist es möglich den Differenzdruck an der Unterkante der Öffnung zu bestimmen. Diesem wird nun ein zusätzlicher Differenzdruck, der aus der globalen Gebäudedurchströmung resultiert, überlagert. Die Höhe der neutralen Ebene wird aus der Gesamtdruckdifferenz erneut ermittelt.

Jetzt lassen sich mit Hilfe von Gleichung 3.3.22 die Masseströme berechnen. Die Abbildungen 3.3.7 bis 3.3.15 zeigen schematisch die möglichen Strömungsverhältnisse.

Die oben dargestellte Abarbeitungsreihenfolge soll beispielhaft für $h_{K,1} < h_{K,2}$ und Lage der neutralen Ebene im I. Intervall dargestellt werden (siehe Abb. 3.3.7 auf Seite 44).

Bestimmung der Höhe der neutralen Ebene bei ungestörter Strömung

Gleichung 3.3.23 nimmt folgende Form an (siehe auch Abb. 3.3.7).

$$\begin{aligned}
 0 = & C_D B \sqrt{2\rho_{H,1}} \int_{h_{K,2}}^h (\Delta p(z))^{\frac{1}{2}} dz \\
 & + C_D B \sqrt{2\rho_{K,1}} \int_{h_{K,1}}^{h_{K,2}} (\Delta p(z))^{\frac{1}{2}} dz \\
 & + C_D B \sqrt{2\rho_{K,1}} \int_{h_N}^{h_{K,1}} (\Delta p(z))^{\frac{1}{2}} dz \\
 & - C_D B \sqrt{2\rho_{K,2}} \int_0^{h_N} (\Delta p(z))^{\frac{1}{2}} dz
 \end{aligned} \tag{3.3.24}$$

für $\Delta p(z)$ gilt folgende Gleichung (3.3.25), Die Höhe der neutralen Ebene stellt hier gleichzeitig die Bezugshöhe dar.

$$\Delta p(z) = \begin{cases} g(\rho_{K,2} - \rho_{K,1})(z - h_N) & : z < h_{K,1} \\ g(\rho_{K,2} - \rho_{K,1})(h_{K,1} - h_N) + g(\rho_{K,2} - \rho_{H,1})(z - h_{K,1}) & : h_{K,1} \leq z \leq h_{K,2} \\ g(\rho_{K,2} - \rho_{K,1})(h_{K,1} - h_N) + g(\rho_{K,2} - \rho_{H,1})(h_{K,2} - h_{K,1}) \\ \quad + g(\rho_{H,2} - \rho_{H,1})(z - h_{K,2}) & : z > h_{K,2} \end{cases} \tag{3.3.25}$$

Diese wird integriert und in Gleichung 3.3.24 eingesetzt.

Bestimmung der Höhe der neutralen Ebene bei zusätzlicher Druckdifferenz

Ist die Höhe der neutralen Ebene bei ungestörter Strömung bekannt, wird mit Hilfe von Gleichung 3.3.26 der Differenzdruck an der Unterkante der Öffnung bestimmt ².

$$\Delta p(u) = -g(\rho_{K,2} - \rho_{K,1})h_N + \Delta p_{zus} \tag{3.3.26}$$

War es zur Ermittlung der Höhe der neutralen Ebene noch sinnvoll, diese als Bezugshöhe zu verwenden, so ist zur Bestimmung der Masseströme mit Hinblick auf deren Ableitung ($\partial \dot{m} / \partial \Delta p$) eine feste Bezugshöhe erforderlich. Hier wurde dafür die Unterkante der Öffnung gewählt. Für die Druckdifferenz ergibt sich jetzt Gleichung 3.3.27.

$$\Delta p(z) = \begin{cases} \Delta p_u + g(\rho_{K,2} - \rho_{K,1})z & : z < h_1 \\ \Delta p_u + g(\rho_{K,2} - \rho_{K,1})h_{K,1} + g(\rho_{K,2} - \rho_{H,1})(z - h_{K,1}) & : h_{K,1} \leq z \leq h_{K,2} \\ \Delta p_u + g(\rho_{K,2} - \rho_{K,1})h_{K,1} + g(\rho_{K,2} - \rho_{H,1})(h_{K,2} - h_{K,1}) \\ \quad + g(\rho_{H,2} - \rho_{H,1})(z - h_{K,2}) & : z > h_{K,2} \end{cases} \tag{3.3.27}$$

Die endgültige Höhe der neutralen Ebene wird durch Kombination der Gleichungen 3.3.27 und 3.3.24 ermittelt.

² Δp_u ist hier das Ergebnis der Überlagerung des thermischen und des zusätzlichen Differenzdruckes

Ermittlung der Masseströme

Durch Verknüpfung der Gleichungen 3.3.23 und 3.3.27, Einsetzen der entsprechenden Grenzen und Integration erhält man für dieses Beispiel die Berechnungsgleichungen für die Masseströme 3.3.28 bis 3.3.31.

$$\begin{aligned} \dot{m}_{H,1-H,2} = C_D B \sqrt{2\rho_{H,1}} \frac{2}{3} \frac{1}{g(\rho_{H,2} - \rho_{H,1})} \\ \left[\left(\Delta p_u + g(\rho_{H,2} - \rho_{H,1})(h - h_{K,2}) + g(\rho_{K,2} - \rho_{K,1})h_{K,1} \right. \right. \\ \left. \left. + g(\rho_{K,2} - \rho_{H,1})(h_{K,2} - h_{K,1}) \right)^{\frac{2}{3}} \right. \\ \left. - \left(\Delta p_u \right)^{\frac{2}{3}} \right] \end{aligned} \quad (3.3.28)$$

$$\begin{aligned} \dot{m}_{H,1-K,2} = C_D B \sqrt{2\rho_{H,1}} \frac{2}{3} \frac{1}{g(\rho_{K,2} - \rho_{H,1})} \\ \left[\left(\Delta p_u + g(\rho_{K,2} - \rho_{H,1})(h_{K,2} - h_{K,1}) + g(\rho_{K,2} - \rho_{K,1})h_{K,1} \right)^{\frac{2}{3}} \right. \\ \left. - \left(\Delta p_u + g(\rho_{K,2} - \rho_{K,1})h_{K,1} \right)^{\frac{2}{3}} \right] \end{aligned} \quad (3.3.29)$$

$$\begin{aligned} \dot{m}_{K,1-K,2} = C_D B \sqrt{2\rho_{K,1}} \frac{2}{3} \frac{1}{g(\rho_{K,2} - \rho_{K,1})} \\ \left[\left(\Delta p_u + g(\rho_{K,2} - \rho_{K,1})h_{K,1} \right)^{\frac{2}{3}} - \left(\Delta p_u + g(\rho_{K,2} - \rho_{K,1})h_N \right)^{\frac{2}{3}} \right] \end{aligned} \quad (3.3.30)$$

$$\begin{aligned} \dot{m}_{K,2-K,1} = C_D B \sqrt{2\rho_{K,2}} \frac{2}{3} \frac{1}{g(\rho_{K,2} - \rho_{K,1})} \\ \left[\left(\Delta p_u + g(\rho_{K,2} - \rho_{K,1})h_N \right)^{\frac{2}{3}} - \left(\Delta p_u \right)^{\frac{2}{3}} \right] \end{aligned} \quad (3.3.31)$$

1. Fall: $h_{K,1} < h_{K,2}$

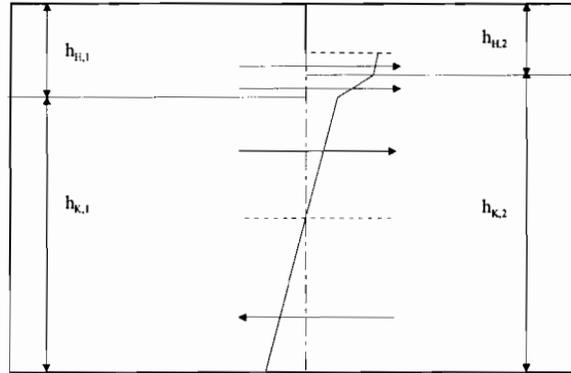


Abb. 3.3.7: $h_{K,1} < h_{K,2}$, neutrale Ebene im I. Intervall

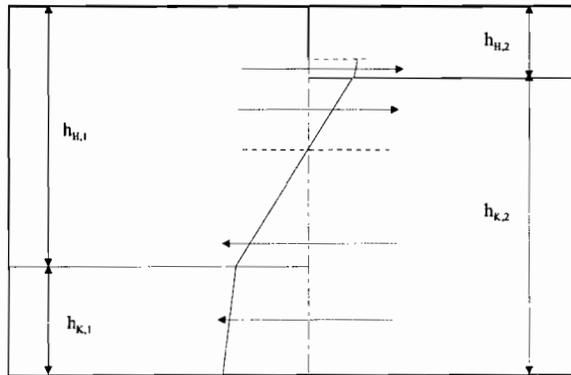


Abb. 3.3.8: $h_{K,1} < h_{K,2}$, neutrale Ebene im II. Intervall

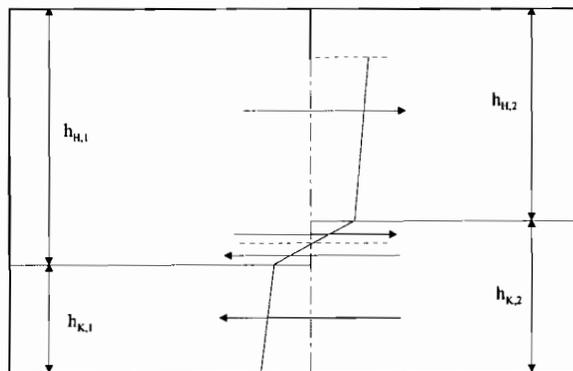


Abb. 3.3.9: $h_{K,1} < h_{K,2}$, neutrale Ebene im III. Intervall

2. Fall: $h_{K,1} > h_{K,2}$

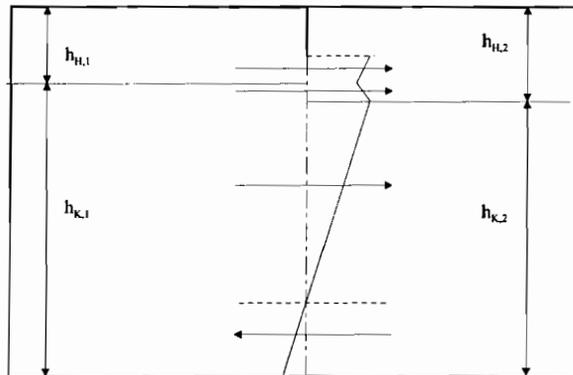


Abb. 3.3.10: $h_{K,1} > h_{K,2}$, neutrale Ebene im I. Intervall

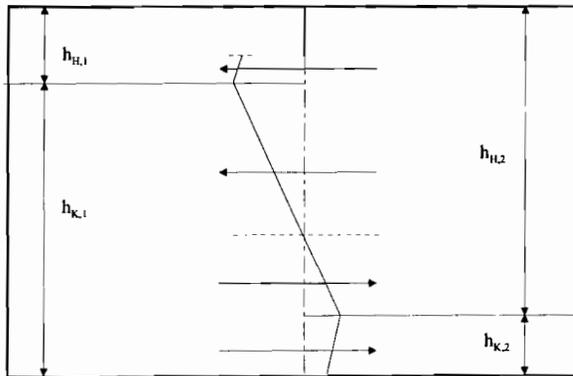


Abb. 3.3.11: $h_{K,1} > h_{K,2}$, neutrale Ebene im II. Intervall

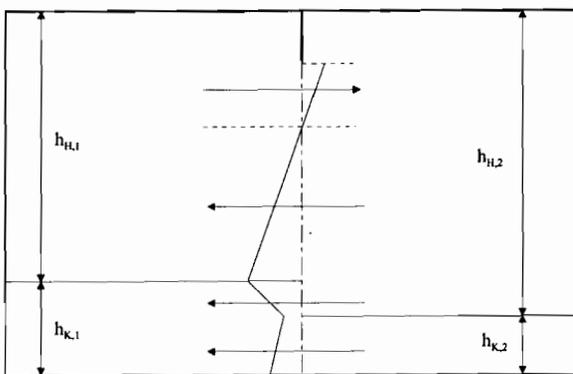


Abb. 3.3.12: $h_{K,1} > h_{K,2}$, neutrale Ebene im III. Intervall

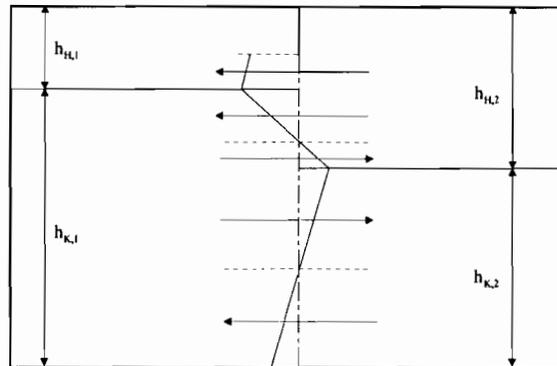


Abb. 3.3.13: $h_{K,1} > h_{K,2}$, neutrale Ebene im I. und II. Intervall

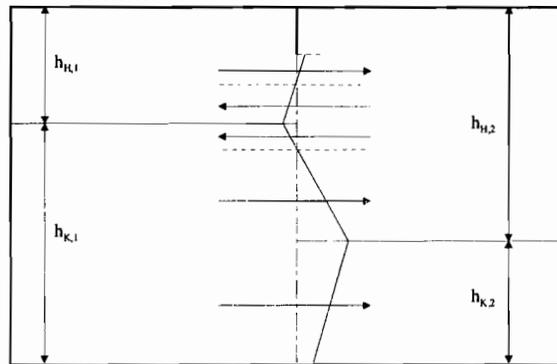


Abb. 3.3.14: $h_{K,1} > h_{K,2}$, neutrale Ebene im II. und III. Intervall

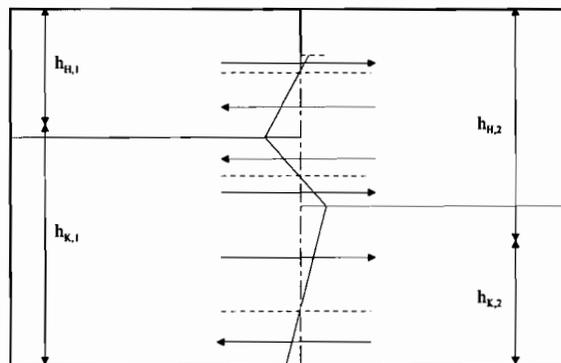


Abb. 3.3.15: $h_{K,1} > h_{K,2}$, neutrale Ebene im I. II. und III. Intervall

3.3.6. Instationärer Transport von luftfremden Stoffen

Bei einem Brandereignis werden mit dem Luftstrom auch Brandgase transportiert. Diese Brandgase bestehen im allgemeinen aus folgenden luftfremden Stoffen:

- Wasserdampf,
- Kohlenmonoxid,
- Kohlendioxid,
- Rußpartikeln.

In LUMA werden die Konzentrationen dieser Stoffe mit einem an die Druck- und Massestromberechnung angepaßten Schema berechnet. Grundlage ist die Bilanzierung der ein- und ausströmenden Stoffströme in den Knoten (Räumen), s. Bild 3.3.16. Um den Einfluß von Gesamtmassestrombilanzfehlern auf die Konzentrationsberechnung zu vermindern, erwies es sich als günstig, die Bilanzen für die Konzentrationsberechnung nur anhand der zufließenden Masseströme aufzustellen. Aus jeder Knotenbilanz kann eine Gleichung abgeleitet werden (s.

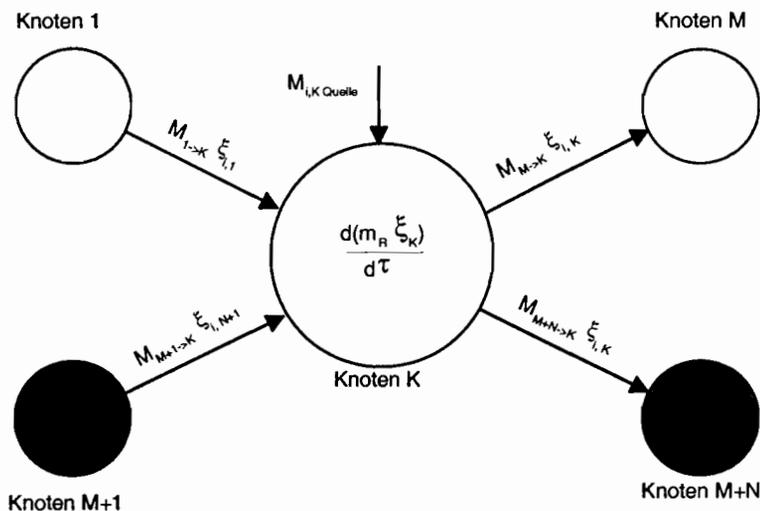


Abb. 3.3.16: Massestrombilanz für die Komponente i im Knoten K_k

Gleichung 3.3.33). Zur numerischen Behandlung dieser Gleichung wird der Differentialoperator mit Hilfe einer Diskretisierung linearisiert (s. Gleichung 3.3.34, Γ : Integrationsparameter, Wertebereich von 0 .. 1, vgl. auch Kap. 3.2.2.1). Die so linearisierten Gleichungen können zu einem Gleichungssystem zusammengefaßt werden.

Im Ergebnis erhält man für jede Komponente i ein in ξ_i lineares Gleichungssystem. Für die Lösung linearer Gleichungssysteme sind verschiedene numerische Verfahren verfügbar. Hier wurde das Verfahren nach HOUSEHOLDER verwendet. Dieses Verfahren ist numerisch überaus robust.

Mathematisches Modell:

Die Bilanzierung der Komponente i im Knoten K_K ergibt:

$$\dot{m}_{K,Quelle} \xi_{i;K,Quelle} + \sum_{j=1}^{n+m} \dot{m}_{j \rightarrow k} \xi_{i;j} - \left(\dot{m}_{K,Quelle} + \sum_{j=1}^{n+m} \dot{m}_{j \rightarrow k} \right) \xi_{i;k} = \dot{m}_{i,k} \quad (3.3.32)$$

für alle $\dot{m}_{j \rightarrow k} \geq 0$

Mit:
$$\dot{m}_{K,ab} = \dot{m}_{K,Quelle} + \sum_{j=1}^{n+m} \dot{m}_{j \rightarrow k}$$

ergibt sich für die instationäre Stoffbilanz:

$$\dot{m}_{i;K,Quelle} + \sum_{j=1}^{n+m} \dot{m}_{j \rightarrow K} \xi_{i;J} - \dot{m}_{K,ab} \xi_{i;K} + \frac{dm_K \xi_{i;K}}{d\tau} = 0 \quad (3.3.33)$$

Eine Linearisierung gelingt mit Hilfe einer zeitlichen Diskretisierung:

$$\begin{aligned} \dot{m}_{i;K,Quelle} + \sum_{j=1}^{n+m} \dot{m}_{j \rightarrow K} \left(\Gamma \xi_{i;J}^k (1 - \Gamma) \xi_{i;J}^{k+1} \right) \\ - \dot{m}_{K,ab} \left[\Gamma \xi_{i;K}^k + (1 - \Gamma) \xi_{i;K}^{k+1} \right] + \frac{m_K}{\Delta\tau} \left(\xi_{i;K}^{k+1} - \xi_{i;K}^k \right) = 0 \end{aligned} \quad (3.3.34)$$

3.4. TRNSYS-Modul TYPE 112 zur Simulation des Brandraumes

Ein wichtiges Element der gekoppelten Brandsimulation stellt der Brandraum dar. In ihm findet die Umsetzung des Brandgutes in die Verbrennungsprodukte statt. Der Erfolg der nachfolgenden Untersuchungen ist direkt von der Güte der Modellierung der in diesen Raum ablaufenden Vorgänge abhängig. Über Öffnungen im Brandraum erfolgt eine Weiterleitung von Masse (Verbrennungsgase) und Energie in die angrenzenden Zonen.

Durch die Integration in das dynamische Simulationsprogramm TRNSYS eröffnen sich gegenüber herkömmlichen Programmen zur Brandsimulation neue Möglichkeiten der Kopplung mit anderen TRNSYS-Modulen. Dies betrifft insbesondere die Anbindung an die Durchströmung des Gebäudes sowie den Wärmetransport durch die Wände an angrenzende Räume.

Zusammenfassung der Merkmale des hier vorgestellten Programms:

- Berücksichtigung angrenzender Räume (Temperatur, Konzentrationen von Gasen)
- detaillierte Berechnung von Strahlung und Konvektion

3.4.1. Energie- und Massebilanzen der Heiß-, Kaltgasschicht und des Plume

Die Vorgänge im Brandraum werden durch ein Einraum-Zweischichtmodell berechnet. Man unterscheidet eine obere Heißgasschicht und eine untere kühlere Kaltgasschicht. Diese gelten jeweils als ideal durchmischt. Der Plume wird durch die über dem Brandherd aufsteigenden Gase gebildet. Die Masse- und Energiebilanzen können anhand der Abbildungen 3.4.1 und 3.4.2 aufgestellt werden.

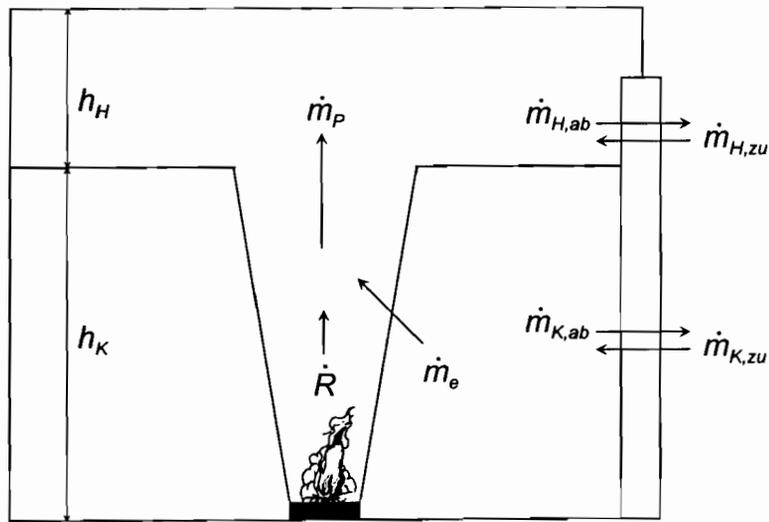


Abb. 3.4.1: Masseströme im Brandraum

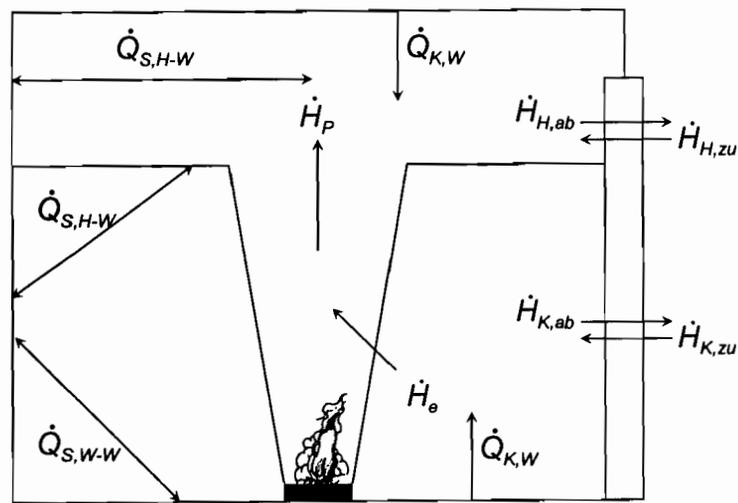


Abb. 3.4.2: Energieströme im Brandraum

3.4.1.1. Kaltgasschicht

Massebilanz

Die zeitliche Änderung der Kaltgasmasse setzt sich aus der Differenz der einströmenden abzüglich der abströmenden Masse zusammen (innerhalb des betrachteten Zeitraumes):

$$\frac{dm_K}{d\tau} = \dot{m}_{K,zu} - \dot{m}_{K,ab} . \quad (3.4.1)$$

Nach vollzogener Linearisierung (implizit) kann nach der gesuchten Masse der Kaltgasschicht umgestellt werden:

$$m_{K,neu} = \Delta\tau (\dot{m}_{K,zu} - \dot{m}_{K,ab}) + m_{K,alt} . \quad (3.4.2)$$

Die im betrachteten Zeitraum in die Kaltgasschicht strömende Masse wird durch die Öffnungen des Raumes transportiert:

$$\dot{m}_{K,zu} = \sum_{i=1}^{n_O} (\dot{m}_{K,zu})_i . \quad (3.4.3)$$

In analoger Form ist der aus dem Raum abgeführte Massestrom zu bilanzieren. Abgezogen wird jedoch zusätzlich der in den Plume eingemischte Kaltgasmassestrom je brennendes Objekt:

$$\dot{m}_{K,ab} = \sum_{i=1}^{n_O} (\dot{m}_{K,ab})_i + \sum_{i=1}^{n_B} (\dot{m}_e)_i . \quad (3.4.4)$$

Energiebilanz

Nach Anwendung des 1. Hauptsatzes der Thermodynamik kann die Energiebilanz in der Kaltgasschicht aufgestellt werden:

$$\frac{dH_K}{d\tau} = \frac{d(m_K c_{p,K} t_K)}{d\tau} = \dot{H}_{K,zu} - \dot{H}_{K,ab} + \dot{Q}_{K,q} . \quad (3.4.5)$$

Durch die Anwendung des impliziten Zeitintegrationsverfahrens erhält man die Bestimmungsgleichung für die Kaltgastemperatur:

$$t_{K,neu} = \frac{\Delta\tau (\dot{H}_{K,zu} - \dot{H}_{K,ab} + \dot{Q}_{K,q}) + m_{K,alt} c_{p,K,alt} t_{K,alt}}{m_{K,neu} c_{p,K,alt}} . \quad (3.4.6)$$

Die einzelnen Terme aus Gleichung 3.4.6 lassen sich mit nachstehenden Formeln ersetzen.

$$\dot{H}_{K,zu} = \sum_{i=1}^{n_O} (\dot{m}_{K,zu} c_{p,zu} t_{zu})_i \quad (3.4.7)$$

$$\dot{H}_{K,ab} = \sum_{i=1}^{n_O} (\dot{m}_{K,ab} c_{p,zu} t_{zu})_i \quad (3.4.8)$$

$$\dot{Q}_{K,q} = \sum_{i=1}^{n_B} (\dot{E})_i + \sum_{i=1}^{n_W} (\dot{Q}_{K,W,K} + \dot{Q}_{K,W,S})_i \quad (3.4.9)$$

3.4.1.2. Heißgasschicht

Massebilanz

Die Massebilanz der Heißgasschicht kann in Analogie zur Massebilanz der Kaltgasschicht definiert werden (vergl. 3.4.1):

$$\frac{dm_H}{d\tau} = \dot{m}_{H,zu} - \dot{m}_{H,ab} \quad (3.4.10)$$

Nach vollzogener Umstellung gilt für die gesuchte Masse der Heißgasschicht:

$$m_{H,neu} = \Delta\tau (\dot{m}_{H,zu} - \dot{m}_{H,ab}) + m_{H,alt} \quad (3.4.11)$$

Der in das zu bilanzierende Volumen eindringende Massestrom setzt sich aus den Plume- und den Öffnungsmasseströmen zusammen:

$$\dot{m}_{H,zu} = \sum_{i=1}^{n_O} (\dot{m}_{H,zu})_i + \sum_{i=1}^{n_B} (\dot{m}_P)_i \quad (3.4.12)$$

In analoger Form ist der aus dem Heißgasvolumen abgeführte Massestrom zu bilanzieren.

$$\dot{m}_{H,ab} = \sum_{i=1}^{n_O} (\dot{m}_{H,zu})_i \quad (3.4.13)$$

Energiebilanz

Die Energiebilanz der Heißgasschicht läßt sich wie folgt definieren:

$$\frac{dH_H}{d\tau} = \frac{d(m_H c_{p,H} t_H)}{d\tau} = \dot{H}_{H,zu} - \dot{H}_{H,ab} + \dot{Q}_{H,q} \quad (3.4.14)$$

Damit ergibt sich die Bestimmungsgleichung für die Heißgastemperatur:

$$t_{H,neu} = \frac{\Delta\tau (\dot{H}_{H,zu} - \dot{H}_{H,ab} + \dot{Q}_{H,q}) + m_{H,alt} c_{p,H,alt} t_{H,alt}}{m_{H,neu} c_{p,H,alt}} \quad (3.4.15)$$

Die zur Berechnung der Heißgastemperatur benötigten Terme aus Gleichung 3.4.15 werden nachstehend beschrieben.

$$\dot{H}_{H,zu} = \sum_{i=1}^{n_O} (\dot{m}_{H,zu} c_{p,zu} t_{zu})_i + \sum_{i=1}^{n_B} (\dot{m}_e c_{p,K} t_K)_i \quad (3.4.16)$$

$$\dot{H}_{H,ab} = \sum_{i=1}^{n_B} (\dot{E})_i + \sum_{i=1}^{n_O} (\dot{m}_{H,ab} c_{p,zu} t_{zu})_i \quad (3.4.17)$$

$$\dot{Q}_{H,q} = \sum_{i=1}^{n_B} (\dot{E})_i + \sum_{i=1}^{n_W} (\dot{Q}_{H,W,K} + \dot{Q}_{H,W,S})_i \quad (3.4.18)$$

3.4.2. Brandherd

3.4.2.1. Abbrandrate / Pyrolyserate

Unter der Abbrandrate versteht man, die je Zeiteinheit umgesetzte Masse des Brandgutes in brennbare Gase bzw. die Masseänderung des Brandgutes pro Zeiteinheit.

Berechnung der Abbrandrate aus einer vorgegebenen Anzahl Stützstellen

Hier werden Wertepaare für die Brandzeit und die Abbrandrate vorgegeben. Es sind maximal 100 Stützstellen möglich. Zwischenwerte werden durch lineare Interpolation ermittelt (Gleichung 3.4.19).

$$\dot{R} = \dot{R}_i + \frac{\dot{R}_{i+1} - \dot{R}_i}{\tau_{i+1} - \tau_i} (\tau - \tau_i) \quad (3.4.19)$$

geometrisches Abbrandmodell

Bei diesem Modell breitet sich das Feuer ausgehend von einem Anfangsradius mit konstanter Geschwindigkeit kreisförmig aus, bis ein vorgegebener maximaler Radius erreicht wird, oder die Brandfläche die Raumfläche überschreitet. Dabei wird eine konstante spezifische Abbrandrate pro Flächeneinheit vorgegeben.

$$A_F = \pi(r_{F,init} + v_F \tau)^2 \quad (3.4.20)$$

$$\dot{R} = A_F \dot{r}_{spez} \quad (3.4.21)$$

Ölbrandmodell

Bei diesem Ansatz ist die spezifische Abbrandrate abhängig von der Temperatur und dem Sauerstoffangebot (Ventilationszahl φ , siehe Abschnitt 3.4.4). Es gelten folgende Beziehungen (Gleichung 3.4.22 bis 3.4.24 und Tabelle 3.4.1):

$$\dot{r}_{sp,1} = 1 + (t - 400)0,0025 \quad (3.4.22)$$

$$\dot{r}_{sp,2} = 1 + (t - t_{g,\varphi})0,0025 \quad (3.4.23)$$

$$t_{g,\varphi} = 175 + 225\varphi^2 \quad (3.4.24)$$

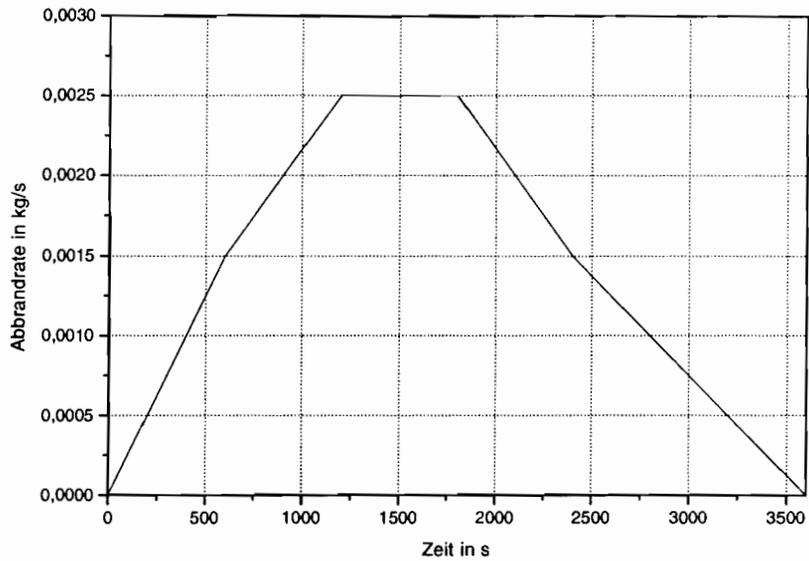


Abb. 3.4.3: Abbrandrate aus Stützstellen

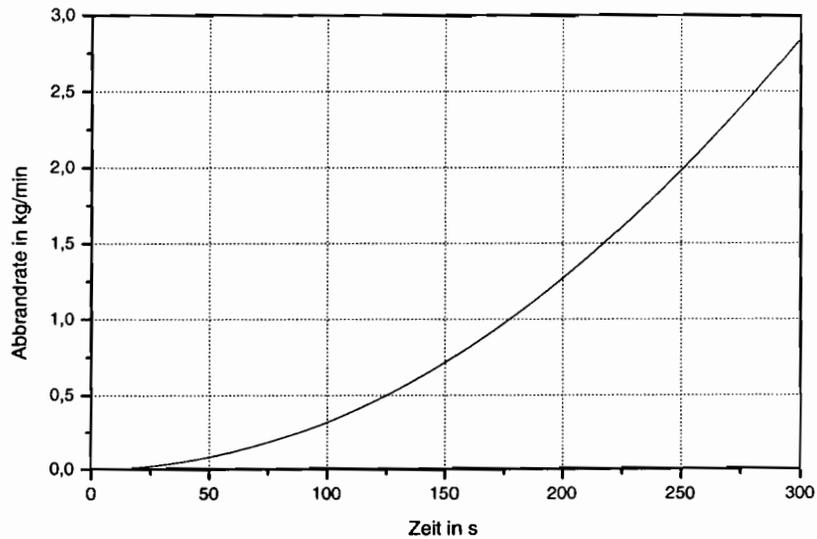


Abb. 3.4.4: Abbrandrate - geometrisches Abbrandmodell

3.4.2.2. Energiefreisetzungsrate

Energie wird bei der Verbrennung der Pyrolysegase nach folgenden Zusammenhängen freigesetzt (Gleichungen 3.4.25 und 3.4.26).

| φ | Temperatur t | | |
|-----------|----------------------------------|-------------------|----------------------|
| | $\leq 400\text{ }^\circ\text{C}$ | $< t_{g,\varphi}$ | $\geq t_{g,\varphi}$ |
| ≤ 1 | 1,0 | $\dot{r}_{sp,1}$ | $\dot{r}_{sp,1}$ |
| > 1 | 1,0 | 1,0 | $\dot{r}_{sp,2}$ |

Tabelle 3.4.1.: spezifische Abbrandrate in $\text{kg}/(\text{m}^2\text{min})$ - Ölbrandmodell

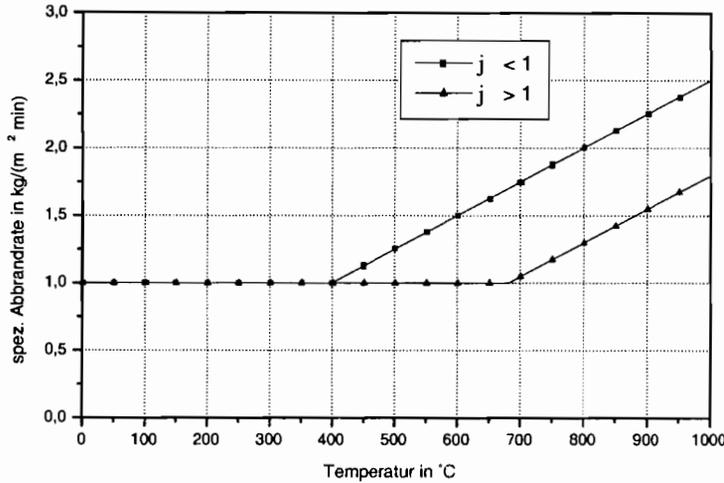


Abb. 3.4.5: Abbrandrate - Ölbrandmodell

bei vollständiger Verbrennung $\dot{E} = \dot{R}H_u$ (3.4.25)

bei unvollständiger Verbrennung $\dot{E} = \frac{H_u \dot{m}_L x_{O_2}}{s_{O_2}} \varphi$ (3.4.26)

3.4.3. Plume

Der Plume wird von den über dem Verbrennungsherd aufsteigenden Gasen gebildet. Aus der Kaltgasschicht wird der Massestrom \dot{m}_e eingemischt. Steht genügend Sauerstoff zur Verfügung, so verbrennen die Pyrolysegase vollständig.

Der Massestrom vom Plume in die Heißgasschicht (\dot{m}_P) läßt sich nach verschiedenen Ansätzen berechnen. Er kann dabei abhängig sein:

- vom Brandradius
- von der Plumehöhe

- von der Energiefreisetzungsrate
- von der Umgebungstemperatur

Mit TYPE 112 sind bisher folgende Plumemodelle berechenbar:

3.4.3.1. Ansatz nach Thomas / Hinkley

Der Plumemassestrom ist bei diesem sehr einfachen Modell nur von zwei geometrischen Größen abhängig, dem Brandherdumfang und der Höhe des Plume (Gleichung 3.4.27).

$$\dot{m}_P = 0,188 u_{Br} h_{Pl}^{1,5} \quad (3.4.27)$$

Abbildung 3.4.6 zeigt den Plumemassestrom in Abhängigkeit von der Plumehöhe, der Brandherdumfang ist hierbei konstant.

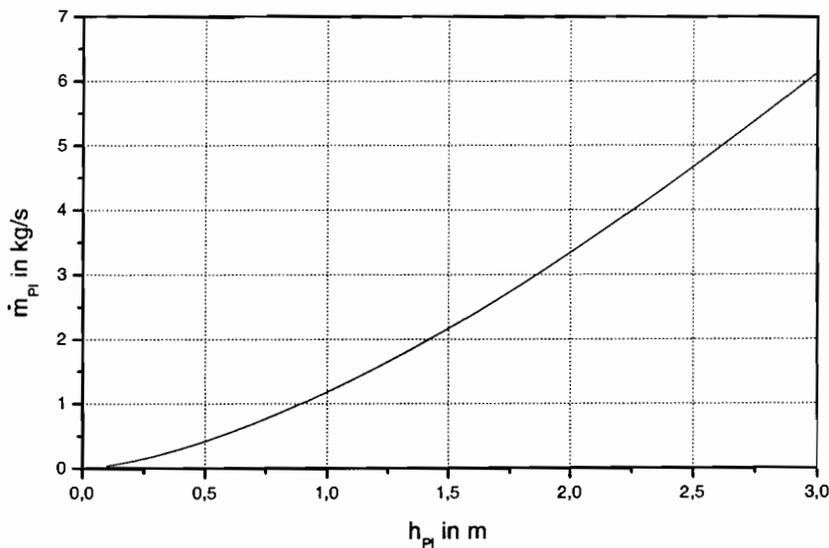


Abb. 3.4.6: Beispiel für Plumemassestrom nach Thomas/Hinkley

3.4.3.2. Ansatz nach Mc Caffrey

Bei diesem Ansatz werden in Abhängigkeit von dem Quotienten $\frac{h_P}{E^{0,4}}$ drei Bereiche des Plume unterschieden: die laminare Verbrennungszone, die turbulente Verbrennungszone und die

3. Makromodell

turbulente Abkühlzone (Gleichung 3.4.28).

$$\dot{m}_P = c\dot{E}\left(\frac{h_P}{\dot{E}^{0,4}}\right)^n \quad (3.4.28)$$

c und n sind abhängig von dem Quotienten $\frac{h_P}{\dot{E}^{0,4}}$ (siehe Tabelle 3.4.2)

| $\frac{h_P}{\dot{E}^{0,4}}$ | < 0,08 | 0,08... 0,2 | > 0,2 |
|-----------------------------|--------|-------------|-------|
| c | 0,011 | 0,026 | 0,124 |
| n | 0,566 | 0,909 | 1,895 |

Tabelle 3.4.2.: Konstante c und Exponent n

In Abbildung 3.4.7 ist der Plumemassestrom in Abhängigkeit von der Plumehöhe bei konstanter Energiefreisetzungsrate dargestellt.

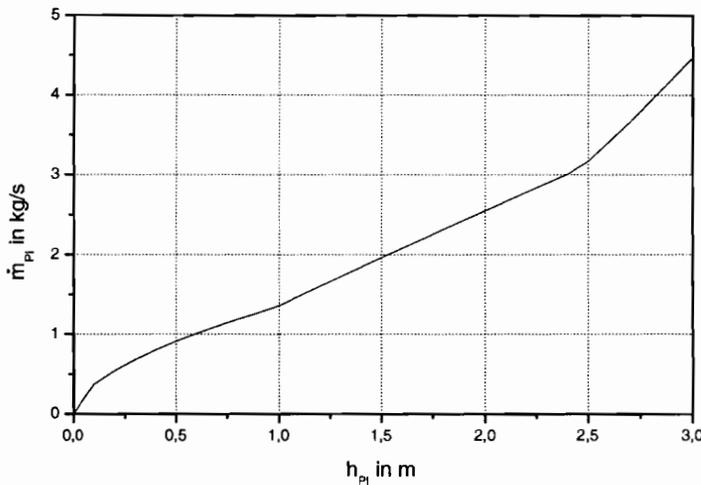


Abb. 3.4.7: Beispiel für den Plumemassestrom nach McCaffrey

3.4.3.3. Ansatz nach Zukoski

Für kleinere Brandherde erzielt man mit Gleichung 3.4.29 gute Ergebnisse. Bei größeren Bränden liefert dieser Ansatz zu geringe Werte, deshalb wird für diese Fälle Gleichung 3.4.30 verwendet. Die Grenzhöhe wird durch Gleichsetzen beider Gleichungen iterativ ermittelt.

$$\dot{m}_P = \frac{63}{\pi} \rho_K u_{Br} \sqrt{D_L \sqrt{g} h_P^{0,75}}, \quad \text{wenn } h_P < h_{\text{grenz}} \quad (3.4.29)$$

$$\dot{m}_P = 0,08 \rho_K \sqrt{\frac{\rho_K - \rho_{Pl}}{\rho_K} g h_P^{2,5}}, \quad \text{wenn } h_P > h_{\text{grenz}} \quad (3.4.30)$$

Den Plumemassestrom bei konstanter Dichte und variabler Plumehöhe zeigt Abbildung 3.4.8

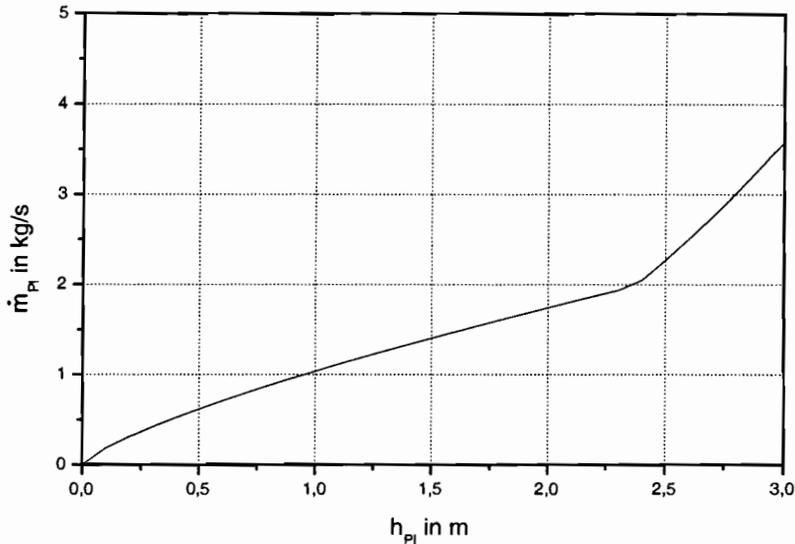


Abb. 3.4.8: Beispiel für den Plumemassestrom nach Zukoski

3.4.3.4. Transportvorgänge zwischen Heiß- und Kaltgasschicht durch Wandströmung

Durch die Temperaturunterschiede zwischen der Wandoberfläche und dem Medium wirken in der Grenzschicht dieser Wand Auf- bzw. Abtriebskräfte. Resultat dieser Kräfte sind Masseströme aus der Kaltgas- in die Heißgasschicht bzw. umgekehrt.

Sind die Temperaturdifferenzen sehr groß, wie sie in den ersten Phasen der Brandentwicklung zu erwarten sind, lassen sich nicht zu vernachlässigende Masseströme bilanzieren. HEINS in [19] leitet auf der Basis der Veröffentlichungen von JALURIA und COOPER in [22] die Bilanzen für diese Masseströme her. Die Gleichungen werden aus den Bilanzen der Kräfte, Energie und Masse in der Grenzschicht hergeleitet.

Für den laminaren Bereich gilt somit ($Gr < 10^9$):

$$\dot{m}_W = 1,755 \eta Gr^{0,25} L. \quad (3.4.31)$$

Für die turbulente Strömung gilt ($Gr \geq 10^9$):

$$\dot{m}_W = 0,101 \eta Gr^{0,40} L. \quad (3.4.32)$$

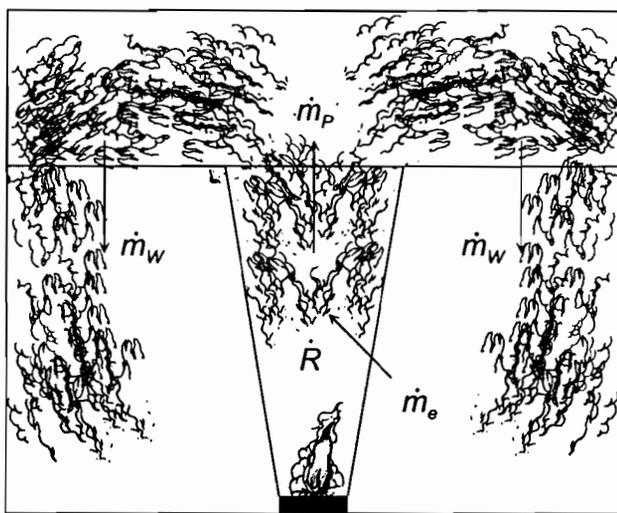


Abb. 3.4.9: Wandströmung im Brandraum

Die entsprechenden Gleichungen müssen für jede einzelne Wand im Bereich der Kaltgashöhe ermittelt werden. Die Summe dieser Werte geht zusätzlich in die Massebilanz der Heiß- und Kaltgasschicht ein.

3.4.4. Rauchgasentstehung

3.4.4.1. Berechnung brennstoffspezifischer Bildungsraten

Um die Konzentrationen verschiedener Brandgase in den Schichten zu ermitteln, muß bekannt sein, welche Mengen der entsprechenden Gase während der Verbrennung freigesetzt werden. Zur Berechnung wurde der Algorithmus aus [19] verwendet. Es wird davon ausgegangen, daß sich der Brennstoff in der Form $C_n H_m O_o$ darstellen läßt. Die Verbrennungsreaktion kann durch Gleichung 3.4.33 beschrieben werden.



Die Bildungsraten der einzelnen Gaskomponenten lassen sich nach Gleichung 3.4.34 berechnen.

$$X_K = f_k \frac{M_k}{M_{Br}} \quad (3.4.34)$$

Es wird unterschieden zwischen vollständiger und unvollständiger Verbrennung. Ein Maß dafür ist die Ventilationszahl φ (Gleichung 3.4.35). Sie stellt das Verhältnis aus Sauerstoffbedarf zu Sauerstoffangebot dar.

$$\varphi = \frac{s_L \dot{R}}{\dot{M}_L} \quad (3.4.35)$$

Bei vollständiger Verbrennung ($\varphi < 1$) ist ausreichend Sauerstoff vorhanden, so daß das Brandgut vollständig zu CO_2 und H_2O verbrennt ($f_2, f_4 = 0$).

Bei unzureichendem Sauerstoffangebot ($\varphi > 1$) entstehen zusätzlich CO und H_2 (nach Gleichung 3.4.36).



Dabei ist das Gleichgewicht der Konzentrationen der Gasbestandteile von der Temperatur abhängig (Gleichung 3.4.37).

$$K = \frac{[CO][H_2O]}{[CO_2][H_2]} = f(t) \quad (3.4.37)$$

In der folgenden Tabelle sind die Berechnungsgleichungen für die stöchiometrischen Koeffizienten zusammengefaßt.

| | K | M_k kg/kmol | f_k | |
|--------|---|------------------|-----------------------------------|--|
| | | | brandlastgesteuert | ventilationsgesteuert |
| O_2 | 0 | 32,0 | $n + \frac{1}{4}m - \frac{1}{2}o$ | $x_{O_2,L} \frac{M_e M_{Br}}{R \dot{M}_{O_2}}$ |
| CO_2 | 1 | 44,01 | n | $\pm \sqrt{\frac{u}{r} + \frac{s^2}{2r}} - \frac{s}{2r}$ |
| CO | 2 | 28,01 | 0 | $n - f_1$ |
| H_2O | 3 | 18,02 | $\frac{1}{2}m$ | $o + 2(f_0 - f_1) - f_2$ |
| H_2 | 4 | 2,02 | 0 | $\frac{1}{2}m - f_3$ |

mit:

$$u = Kn(o + 2f_0 - n)$$

$$r = 1 - K$$

$$s = n + \frac{1}{2}m - r(o + 2f_0)$$

Beispiele für die Zusammensetzung verschiedener Materialien (aus [19]):

| Brandgut | molekulare Anteile | | |
|--------------|--------------------|----|---|
| | n | m | o |
| Holz | 6 | 10 | 5 |
| Dieselöl | 7 | 13 | 0 |
| Benzin | 7 | 15 | 0 |
| Polyethylen | 2 | 4 | 0 |
| Polypropylen | 2 | 4 | 0 |
| Polystyrol | 8 | 8 | 0 |

Die Bildungsrate für Rauch muß weiterhin vorgegeben werden. Sie kann z.B. aus [32] entnommen werden.

In Bild 3.4.10 sind am Beispiel von Holz die Verbrauchsrate von Sauerstoff und die Bildungsrate der Gase in Abhängigkeit von der Ventilationszahl dargestellt.

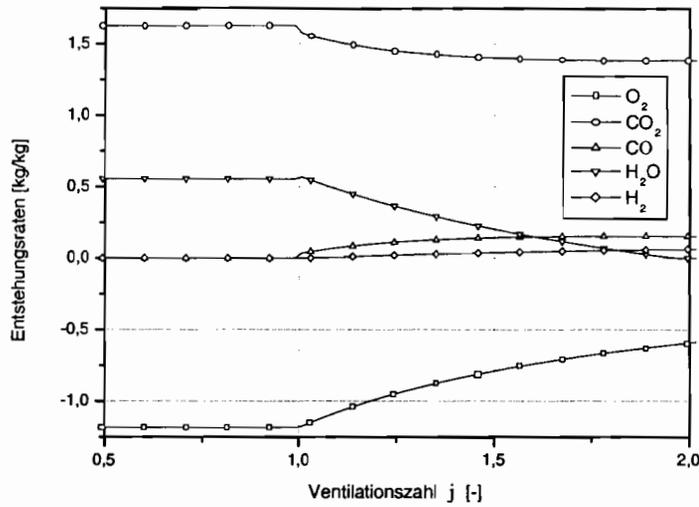


Abb. 3.4.10: Entstehungsraten am Beispiel von Holz

3.4.4.2. Konzentration der Brandgase

Die Konzentrationen der Gaskomponenten werden nach Gleichung 3.4.38 bestimmt.

$$\xi_i = \frac{m_i}{m} \quad (3.4.38)$$

Die Masse der jeweiligen Gaskomponente erhält man aus der Massebilanz für das betrachtete Volumen.

Kaltgasschicht

$$\frac{dm_{K,i}}{d\tau} = \frac{dm_K \xi_{K,i}}{d\tau} = \dot{m}_{K,zu} \xi_{i,zu} - \dot{m}_{K,ab} \xi_{i,K} \quad (3.4.39)$$

Heißgasschicht

$$\frac{dm_{H,i}}{d\tau} = \frac{dm_H \xi_{H,i}}{d\tau} = X_i \dot{R} + \dot{m}_{H,zu} \xi_{i,zu} - \dot{m}_{H,ab} \xi_{i,H} \quad (3.4.40)$$

3.4.5. Konvektion

Der konvektive Wärmestrom der zwischen Wand und Medium fließt, wird charakterisiert durch die Position der Wand im Raum und somit von der Zuordnung zur Heiß- bzw. Kaltgasschicht. Befindet sich eine Wandfläche in beiden Schichten, so wird die wirksame Medientemperatur flächengemittelt angewendet. Für den Wärmeübergangskoeffizienten wird der

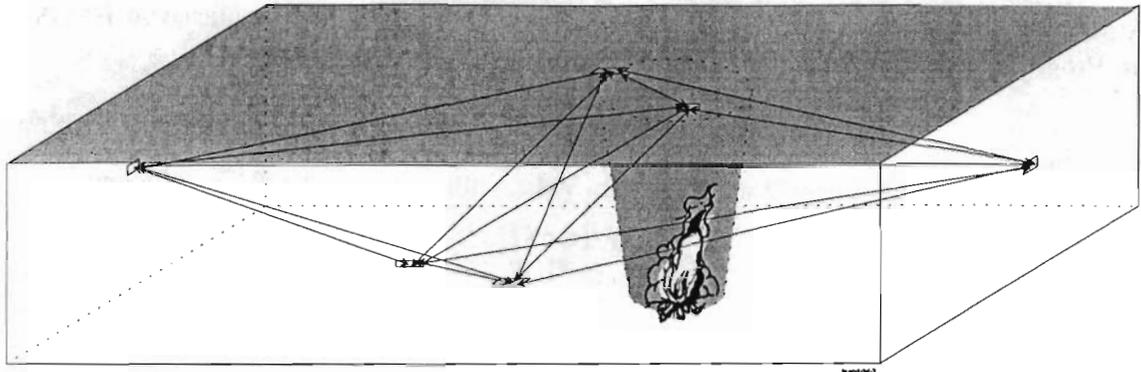


Abb. 3.4.12: Einstrahlverhältnisse in der Kaltgasschicht

Dies kann mittels der im Kapitel 3.1.2 dargestellten Modelle erfolgen. Zu beachten ist aber, daß der Rechenaufwand der numerischen Methode für eine ständige Ermittlung der Einstrahlzahlen zu groß ist. Deshalb kann im weiteren nur der analytische Ansatz für die Einstrahlzahlen verwendet werden. Voraussetzung dafür ist jedoch, daß der Brandraum eine quaderförmige Form besitzt und sich die einzelnen Flächen nicht verschatten (z.B. Abb. 3.4.13).

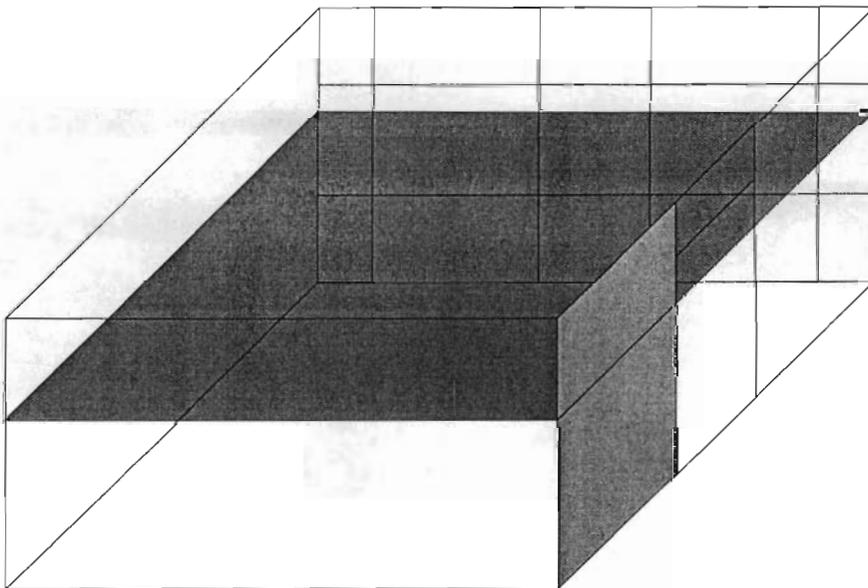


Abb. 3.4.13: Beispiel für die Berechnung der Einstrahlzahlen

Für die beiden farbig gestalteten Flächen Abb. 3.4.13 ist die Einstrahlzahl bei veränderlicher Rauchgashöhe in der Abbildung 3.4.14 graphisch dargestellt.

Sind die Einstrahlzahlen bekannt kann die Bilanz des Mehrflächenstrahlungsaustausches aufgestellt werden. Diese führt zum Aufstellen des Gleichungssystems in nachstehender Form:

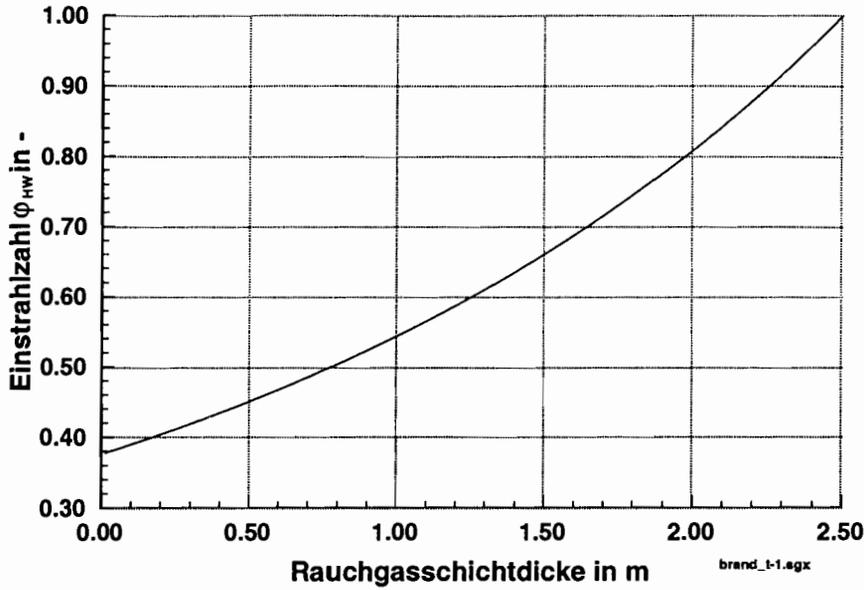


Abb. 3.4.14: Einstrahlverhältnisse im Brandraum

$$\mathbf{A} \dot{\mathbf{S}} = \mathbf{G} \quad \text{mit} \quad \dot{\mathbf{S}} = \begin{pmatrix} \hat{s}_1 \\ \hat{s}_2 \\ \hat{s}_3 \\ \vdots \\ \hat{s}_N \end{pmatrix} \quad \mathbf{G} = \begin{pmatrix} \varepsilon_1 \hat{e}_{S1} \\ \varepsilon_2 \hat{e}_{S2} \\ \varepsilon_3 \hat{e}_{S3} \\ \vdots \\ \varepsilon_N \hat{e}_{SN} \end{pmatrix} \quad (3.4.42)$$

$$\mathbf{A} = \begin{pmatrix} 1 & -(1 - \varepsilon_1) \phi_{12} & \ddots & -(1 - \varepsilon_1) \phi_{1N} \\ -(1 - \varepsilon_2) \phi_{21} & 1 & \ddots & -(1 - \varepsilon_2) \phi_{2N} \\ -(1 - \varepsilon_3) \phi_{31} & -(1 - \varepsilon_3) \phi_{32} & \ddots & -(1 - \varepsilon_3) \phi_{3N} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ -(1 - \varepsilon_N) \phi_{N1} & -(1 - \varepsilon_N) \phi_{N2} & \ddots & 1 \end{pmatrix}$$

Der Lösungsvektor $\dot{\mathbf{S}}$ bilanziert den von jeder einzelnen Wand ausgesendeten Strahlungsenergiestrom. Er setzt sich somit aus dem emittierten, reflektierten und durchgelassenen Strahlungsenergieströmen zusammen. Für die Berechnung der sich daraus ergebenden Oberflächentemperatur der einzelnen Wände ist der Nettowärmestrom $\hat{q}_{F,i}$ relevant:

$$\hat{q}_{F,i} = \frac{\varepsilon_i}{1 - \varepsilon_i} (\hat{e}_{Si} - \hat{s}_i) \quad (3.4.43)$$

Dabei muß die Oberflächentemperatur aus der Bilanz des TYPE158 bekannt sein:

$$\hat{e}_{Si} = C_S \left(\frac{T_i}{100} \right)^4 \quad (3.4.44)$$

Somit kann die Lösung nur auf iterativen Wege ermittelt werden.

Ist eine Heißgasschicht bereits ausgebildet, so ersetzt diese die Decke in der Kaltgasschicht. Sie nimmt in dieser Form am Strahlungsaustausch mit den anderen Wänden teil. Für die Temperatur in Gleichung 3.4.44 wird die der Heißgasschicht eingesetzt. Die Deckenfläche (Rauchgas) besitzt die Eigenschaft eines schwarzen Strahlers ($\epsilon = 1$). Deshalb ist zur Berechnung des entsprechenden Strahlungswärmestromes der Deckenfläche die Gleichung 3.4.43 nicht mehr anwendbar. Es gilt für diesen Fall nachstehende Gleichung:

$$\hat{Q}_{F,H} = A_H \left(\hat{e}_{SH} - \sum_{k=1}^N (\phi_{Hk} \hat{s}_k) \right) \quad (3.4.45)$$

Der in Gleichung 3.4.45 ermittelte Nettowärmestrom entspricht der der Heißgasschicht durch Strahlung entzogene und an die Wände der Kaltgasschicht gesendeten Wärme.

3.4.6.2. Strahlungsaustausch in der Heißgasschicht

In der Heißgasschicht wird davon ausgegangen, daß der Sichtkontakt der einzelnen Wände nicht gegeben ist. Das Rauchgas wird als ein kontinuierliches optisch dichtes Medium angenommen und der Strahlungsaustausch zwischen den Wänden ist unter diesen Bedingungen vernachlässigbar klein. Somit muß nur der Strahlungsaustausch zwischen dem Rauchgas und den Wänden berechnet werden. Dazu wird jede einzelne Fläche wie ein vom Rauchgas eingeschlossener Körper behandelt ($\phi_{W-H} = 1$). Zusätzlich wird das Rauchgas als "Schwarzer Strahler" definiert ($\epsilon = 1$). Damit kann der Strahlungswärmestrom für jede Fläche mit der Formel für den Zweiflächenstrahlungsaustausches berechnet werden:

$$\dot{Q}_{H-W} = \epsilon_W C_S \epsilon_W \left[\left(\frac{T_H}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_W}{100} \right)^4 \right] \quad (3.4.46)$$

Für die Energiebilanz der Heißgasschicht ist die Summe der Strahlungswärmeströme aller in dieser Schicht sich befindenden Wände relevant. Sie muß in jedem Iterationsschritt neu ermittelt werden, da sie von den thermischen Bedingungen und nicht zu letzt auch von der Rauchgashöhe abhängig ist.

Die Begrenzungsschicht zur Kaltgasseite des Brandraumes wird wieder als Schwarzer Strahler mit der Temperatur der Kaltgasschicht angenommen. Der sich daraus ergebene Wärmestrom muß in der Bilanz der Kaltgasschicht Berücksichtigung finden.

4. Mikromodell

4.1. Vorbemerkungen

Wie bereits in den vorangegangenen Abschnitten erwähnt, wird das Feld- oder Mikromodell nur für die Simulation der Rauchausbreitung angewendet, als Verfeinerung der Aussagen, die durch das Zonenmodell geliefert werden. Durch die direkte Ankopplung des Feldmodells an das Zonenmodell, sind auf Grund der realeren Randbedingungen für das Feldmodell praxisnahe Simulationsergebnisse zu erwarten. Bevor jedoch die Kopplung vollzogen werden kann, müssen auch im Mikrobereich die Berechnungsmodelle zur Beschreibung der nachzubildenden Phänomene ausgewählt werden.

Feldmodelle im Sinne von CFD (Computational Fluid Dynamics) basieren auf den Navier-Stokes- bzw. Reynoldsgleichungen. Hinzu kommen alle Gleichungen des Wärme- und Stofftransportes, die zur Beschreibung der zu untersuchenden Vorgänge notwendig sind sowie die Gleichungen, die sich aus dem gewählten Turbulenzmodell ergeben. Die Grundgleichungen im Feldmodell bestehen somit aus mehreren Sätzen partieller Differentialgleichungen, die untereinander gekoppelt sind. Diese müssen zusammen mit dem Berechnungsgebiet und den spezifizierten Randbedingungen diskretisiert werden. Das entstehende numerische Modell liefert Felder der gesuchten, durch partielle Differentialgleichungen beschriebenen, Größen. Damit kann eine hohe örtliche Auflösung und eine entsprechende Realitätsnähe erzielt werden. Mehrere leistungsfähige kommerzielle Programme sind dafür gegenwärtig verfügbar, die auch die Möglichkeit der Berechnung von Rauchströmungen prinzipiell anbieten. Die Auswahl wurde anhand der Verfügbarkeit und Leistungsfähigkeit der Programme zur Lösung der spezifizierten Aufgabe getroffen. Weiterhin soll noch einmal betont werden, daß es beim Mikromodell nicht um das Geschehen im Brandraum, sondern um dem Entrauchungsvorgang in ausgewählten Räumen geht, deshalb wurden typische Brandraum-Feldmodelle, wie sie im Abschnitt 2 aufgeführt sind, bei der Auswahl für den Mikrobereich nicht in Betracht gezogen.

4.2. Zur Programmauswahl im Mikromodell

4.2.1. CFX-TASCflow

Das Institut für Thermodynamik und TGA der TU Dresden beteiligte sich an der Campuslizenz für das CFD-Programm CFX-TASCflow, somit stand dieses Programm zu Projektbeginn zur Verfügung und es war naheliegend, diesen kommerziellen Code für die beabsichtigten

Simulationsrechnungen zu nutzen. Hinzu kommt, daß mehrere internationale Referenzen belegen, daß CFX-TASCflow bereits erfolgreich zur Berechnung von Entrauchungssituationen eingesetzt wurde. Jedoch traten bei der Arbeit mit diesem Code bei der Gittergenerierung, insbesondere bei der Definition der Schnittstellen zwischen angrenzenden Geometrien zum Teil erhebliche Schwierigkeiten auf. Das betraf nicht die eigentliche mathematische Modellierung der Strömungsvorgänge, sondern die vorbereitenden Arbeiten, die eine Simulation des Entrauchungsvorganges in zwei angrenzenden Räumen (kleiner und großer Flur) zum Ziel hatten. Die über die Campus-Lizenz der TU Dresden verfügbaren Werkzeuge ließen keine schnelle Behebung dieser Schwierigkeiten zu, deshalb wurde nach einer Alternative gesucht.

4.2.2. ParallelNS

Im Gegensatz zu CFX-TASCflow ist das Programm ParallelNS ein reiner Forschungscode ohne kommerzielle Anbindungen. Der Grundstein dafür wurde vom Institut für Numerische und Angewandte Mathematik der Universität Göttingen gelegt, die Weiterentwicklung geschieht in Zusammenarbeit mit dem Institut für Luft- und Raumfahrttechnik sowie dem Institut für Thermodynamik und TGA der TU Dresden. Einige Merkmale seien hier kurz genannt:

- Finite Elemente Diskretisierung auf unstrukturierten Gittern
- Parallelisierung über nichtüberlappende Gebietszerlegung
- $k - \varepsilon$ -Turbulenzmodell mit speziellen Wandfunktionen
- Komplette Quelltextzugänglichkeit

ParallelNS zeichnet sich vor allem dadurch aus, daß moderne mathematische Techniken zur numerischen Lösung der Navier-Stokes- bzw. Reynoldsgleichungen umgesetzt wurden ([28],[1]). Da dies alles auf Basis einer Finite Elemente Methode geschehen ist, ergibt sich neben der mathematischen Eleganz vor allem ein besserer Zugriff zur Analyse. Weiterhin beinhaltet dieses Programm einen Gebietszerlegungsalgorithmus, bei dem das Gesamtproblem in nicht-überlappende Teilgebiete zerlegt wird. Über Interfacebedingungen und die Gebietsiteration erzielt man eine Lösung für das Gesamtproblem. Dieses Konzept paßte sowohl von der theoretischen Seite als auch von der Umsetzung her optimal zur geplanten Vorgehensweise innerhalb von gekoppelten Berechnungen zur Entrauchung. Entscheidender Nachteil des Programmes bezüglich der Aufgabenstellung des Forschungsprojektes ist die bisherige strikte Orientierung auf inkompressible Strömungen. Die Auftriebswirkung wird hierbei über die sogenannte Boussinesq-Approximation modelliert. Theoretische Abschätzungen sowie aktuell im Forschungsprojekt durchgeführte Vergleichsrechnungen bestätigten die Nichtanwendbarkeit der Boussinesq-Approximation für den vorgesehenen Temperaturbereich. Die Erweiterung auf den leicht kompressiblen Fall wurde innerhalb des Projektes geprüft und für prinzipiell durchführbar befunden. Der vorzusehende Zeit- und Personalaufwand überstieg allerdings deutlich die eingeplanten Aufwendungen, so daß das Programm ParallelNS letztlich nicht zum Einsatz kam.

4.2.3. FLUENT/GAMBIT

Eine Alternative zu dem Programm CFX-TASCflow stellt das kommerzielle Softwarepaket FLUENT/GAMBIT dar. FLUENT bietet nicht nur die Möglichkeit, komfortabel geometrische Schnittstellen mit dem Preprozessor GAMBIT zu definieren, darüberhinaus können auch unstrukturierte Gitter bearbeitet werden. Schließlich verfügt FLUENT ebenfalls über ausreichend Modelle zur Nachbildung von Rauchströmungen und wird selbst zur Berechnung von Verbrennungsvorgängen zahlreich eingesetzt (siehe z.B. <http://www.fluent.de>).

Das Programm ist in den Manuals ausreichend dokumentiert, es sollen hier nur einige wesentliche Merkmale aufgezählt werden:

- Finite Volumen Diskretisierung
- Berechnung wahlweise auf strukturiertem oder/und unstrukturiertem Gitter
- Komfortable Geometrie- und Gittergenerierung (Preprozessor)
- Mehrere Turbulenzmodelle und Wandfunktionen
- Wärme- und Stofftransportberechnung, Strahlungsmodelle
- Modelle für Verbrennung sowie Reaktionsgemische
- Umfangreiche Stoffdatenbanken
- Werkzeuge für Datenvisualisierung und -auswertung

Die Vielzahl der kurz umrissenen Möglichkeiten konnte erfolgreich genutzt werden, um einerseits eine ganz konkrete Situation nachzubilden und andererseits, um den Einfluß der unterschiedlichen Modelle auf das Ergebnis zu untersuchen. Alle Modellierungsarbeiten sowie die Kopplung an den Makrobereich fanden damit letztlich innerhalb von FLUENT/GAMBIT statt.

4.3. Geometrisches Modell und Diskretisierung des Berechnungsgebietes

Alle Berechnungen im Feldmodell werden in einer konkreten dreidimensionalen Geometrie durchgeführt, die alle wesentlichen Strömungshindernisse beinhalten muß. Die Größe und Lage von Ein- und Austrittsöffnungen ist besonders sorgfältig zu modellieren. Diskretisiert wird das Berechnungsgebiet, indem ein Gitter (strukturiert oder unstrukturiert) erzeugt wird, das alle ausgewählten Berechnungspunkte enthält.

4.4. Rauchgasmodellierung mit FLUENT

4.4.1. Allgemeines

Die Herangehensweise bestand darin, schrittweise durch Zuschalten einzelner Modelle das Rauchgas mit seinen Eigenschaften nachzubilden. Grundsätzlich kann festgestellt werden, daß FLUENT wesentlich ausführlichere Modellierungsmöglichkeiten des Rauchgases bietet, als innerhalb der gekoppelten Berechnung von Brandraum, thermischen Verhalten des Gesamtgebäudes und Durchströmung verwendet werden können. Einzig der damit verbundene sehr beachtliche Rechenaufwand führt hier zu Beschränkungen. So wird z. B. auf die Nachbildung von Rußpartikeln innerhalb einer Zweiphasenströmung verzichtet. Das vereinfachte Modell eines Mehrkomponentengemisches als Kontinuum gilt bei nicht zu hoher Partikelbelastung als akzeptabler Kompromiß [16].

4.4.2. Physikalische Eigenschaften

Die Berechnung der Dichte erfolgt mit der Idealgasgleichung, wobei in FLUENT nach schwachkompressibler und kompressibler Idealgasgleichung unterschieden wird. Beide haben jedoch bei durchgeführten Berechnungen zu kaum merklichen Unterschieden geführt, da der Einfluß der Kompressibilität bei den relativ hohen Rauchgastemperaturen gering ist. Die Dichteberechnung mit der Idealgasgleichung bietet sich an, da sich das Rauchgas bei geringer Teilchenbelastung ähnlich wie Luft verhält, welche allgemein als ideales Gas betrachtet wird.

4.4.3. Turbulenzmodellierung

Ein besonderer Vorteil von FLUENT gegenüber Feldmodellen zur Brandraumsimulation sind die vielfältigen Möglichkeiten zur Turbulenzmodellierung. Folgende Turbulenzmodelle sind verfügbar:

- Spalart-Allmaras Modell (1 Gleichung)
- $k - \epsilon$ Modell (2 Gleichungsmodell in drei Varianten: Standard-, RNG-, Realizable- $k - \epsilon$ Modell)
- Reynolds Stress Modell (7 Gleichungen)
- Large Eddy Simulation

Die Modellierung der Turbulenz ist besonders wichtig für die Vorhersage der Strömungsstrukturen und der damit verbundenen Durchmischung des Fluids. Bei den Berechnungen zur Rauchgassimulation wurde im wesentlichen auf das $k - \epsilon$ Modell mit voller Berücksichtigung der Auftriebswirkung zurückgegriffen. Als Wandfunktion wurde bei den Berechnungen die Standard- Wandfunktion verwendet. Durch die Kombination von Turbulenzmodell und Wandfunktion ist die Berechnung der Strömung im Raum sowie im Wandbereich gut möglich. Dadurch sind alle konvektiven Strömungsvorgänge im Berechnungsgebiet sehr gut erfaßbar.

4.4.4. Strahlungsmodellierung

Zur Abschätzung des Strahlungseinflusses wurden Voruntersuchungen durchgeführt, die zum einen der Bereitstellung von Kriterien für die Vorauswahl geeigneter Teilmodelle innerhalb der numerischen Strömungssimulation mittels FLUENT dienen. Zum anderen wurden einfache Berechnungswerkzeuge erstellt, die eine Ermittlung von benötigten strahlungsrelevanten Größen ermöglichen.

Für die Berechnung des Strahlungsaustausches zwischen einem Rauchgasvolumen und den Wänden müssen Emissions- und Absorptionsgrad des Gases bekannt sein. Bis zu Temperaturen von 3000°C sind die elementaren Gase Stickstoff N_2 und Sauerstoff O_2 sowie Luft und Edelgase durchlässig für Wärmestrahlung (*diatherm*) und können daher aus der weiteren Betrachtung entfallen. Andere Gase und Dämpfe wie Kohlendioxid CO_2 und Wasserdampf H_2O emittieren und absorbieren Strahlung hingegen in bestimmten Wellenlängenbereichen (*selektive Strahler*). Deren Gesamtemissionsgrade wurden mit Hilfe der Korrelationen von [21] in Abhängigkeit vom Zustand der Gase (Temperatur, Gesamt- und Partialdruck) sowie der gleichwertigen Schichtdicke des betrachteten Gaskörpers ermittelt. Als Gaskörper wurde hier ein Quader mit einem bestimmten Verhältnis der Kantenlängen gewählt, der typischen Abmessungen von Fluren nahekommt. Der Absorptionsgrad wird zusätzlich von der Wandtemperatur beeinflusst ([35]). Außerdem ist zu beachten, daß sich die Emissionsbänder von CO_2 und H_2O überlappen. Da beide Gase Strahlung vom jeweils anderen absorbieren, ist die Gesamtemissivität geringer als die Summe der Emissionsgrade der Teilgase. Der Emissions- und Absorptionsgrad der Mischung aus CO_2 , H_2O und nichtstrahlenden Komponenten wurde daher nach der von [27] vorgeschlagenen Näherungsmethode korrigiert. Im folgenden wird eine Abschätzung der Wärmeübertragungsmechanismen durchgeführt. Dabei sollen die Einflüsse der unterschiedlichen Wärmeübertragungsmechanismen 'Konvektion', 'Gasstrahlung' und 'Partikelstrahlung' für ein konkretes Beispiel abgeschätzt werden. Bei der Abschätzung sind numerische Ergebnisse einer Berechnung mit dem Zwei-Schichten-Modell TYPE 112 in Hinblick auf Konzentration und Temperaturniveau der Heißgasschicht (heiße Rauchgase aus CO , CO_2 , H_2O) verwendet worden. Konkret wird von einem Masseanteil CO_2 von 0,07 und H_2O von 0,017 ausgegangen. Vereinfachend wird vorausgesetzt, daß Temperatur, Dichte und Konzentration von Gas, Rauchpartikeln und Wänden konstant sind. Diese Annahmen sind zwingend notwendig für die Anwendbarkeit der verwendeten Teilmodelle. Außerdem wird davon ausgegangen, daß die Heißgasschicht das betrachtete Raumvolumen vollständig ausfüllt.

Die Abmessungen des der Berechnung zugrunde liegenden Gaskörpers (Quader mit Kantenlängen $1 \times 1 \times 4$) betragen $B \times H \times L = 2,2 \text{ m} \times 2,2 \text{ m} \times 8,8 \text{ m}$. Es wird angenommen, daß die Strahlung auf die Gesamtfläche $A_{ges} = 2(BH + BL + HL)$ wirkt. Für diesen Fall beträgt der Äquivalenzfaktor $\delta = 0,81$. Mit der charakteristischen Dimension $D = B$ erhält man für die gleichwertige Schichtdicke $s_{gl} = \delta D = 1,782 \text{ m}$.

In 4.4.1 sind gegebene Größen sowie Ergebnisse der Berechnungen aufgeführt.

Bei der Rußstrahlung ist die Rußbeladung eine entscheidende Einflußgröße (für $B_R = 10^{-5} \text{ kg/m}^3$: $\dot{q}_{RW} = 0,11 \text{ kW/m}^2$ und für $B_R = 10^{-3} \text{ kg/m}^3$: $\dot{q}_{RW} = 3,03 \text{ kW/m}^2$ bei ansonsten unveränderten Bedingungen.)

Als Ergebnis der überschlägig durchgeführten Berechnungen ist festzuhalten, daß der Strah-

| | | |
|---|-----------------|-----------------------------|
| Wandtemperatur | T_W | 293,15 K (20 °C) |
| Gastemperatur | T_G | 523,15 K (250 °C) |
| Emissionsgrad Wand | ε_W | 0,9 |
| Rußbeladung | B_R | 10^{-4} kg/m ³ |
| Partialdruck H ₂ O (entspr. Molanteil) | p_{CO_2} | 0,046 bar |
| Partialdruck CO ₂ (entspr. Molanteil) | p_{H_2O} | 0,027 bar |
| mittlere Strömungsgeschwindigkeit | \bar{w} | 0,5 m/s |
| Gasstrahlung | \dot{q}_{GW} | 0,78 kW/m ² |
| Rußstrahlung | \dot{q}_{RW} | 0,89 kW/m ² |
| Suspension (Überlagerung Gas-/Rußstr.) | \dot{q}_{SW} | 1,46 kW/m ² |
| Konvektion (Luftströmung) | \dot{q}_{KW} | 0,92 kW/m ² |

Tabelle 4.4.1.: Berechnung Wärmeströme
 lungsaustausch zwischen Rauchgas und Wand selbst bei moderaten Gastemperaturen von etwa 250°C (Wandtemperatur 20°C) etwa von gleicher Größenordnung wie der konvektiv übertragene Wärmestrom ist. Die Arbeiten von [13] und [25] belegen diese Einschätzung. Desweiteren ergibt sich aus der Abschätzung, daß die Partikelstrahlung bei geringer Teilchenbeladung keine entscheidende Rolle spielt. Dies wird gestützt durch weitere Untersuchungen und in Übereinstimmung mit Recherchen, die ergaben, daß Rauch im allgemeinen ein optisch dünnes Medium darstellt. Im folgenden wird deshalb auf die Berechnung von Teilchenstrahlung im Strahlungsmodell verzichtet, was zu einer oben begründeten Vereinfachung führt und den Berechnungsaufwand bei der Rauchgassimulation wesentlich verringert.

Für die Simulation der Gasstrahlung wurde ein Kompromiß gefunden, da eine vollständige Simulation mit Strahlverfolgungsmodellen zwar durchaus möglich, aber wiederum ungeheuer aufwendig wäre. Reduzierte, diffusionsartige Modelle können nur in der Rauchgasschicht verwendet werden, die aber im Feldmodell nicht abgegrenzt ist. Somit ist für die Bearbeitung des Anwendungsbeispiels folgende vereinfachte Modellierung angewendet worden, die aber deshalb nicht fest steht, sondern für jede konkrete Situation neu entschieden werden muß. Für die Berücksichtigung der Wärmestrahlung der Wände sowie der Gasstrahlung der Heißgasschicht auf die Wände werden die Berechnungsmodule des Zonenmodelles (TRNSYS) verwendet. Die damit berechnete Wandtemperatur, die Randbedingung der Strömungsrechnung ist, beinhaltet somit einen wesentlichen Strahlungseinfluß.

4.4.5. Speziesmodellierung

Im wesentlichen unterscheidet sich die Zusammensetzung des Rauchgases kaum von der der Luft. Es kann durch folgende fünf Komponenten beschrieben werden O₂, CO₂, CO, H₂O (Dampf), N₂. Lediglich die Konzentrationen der einzelnen Komponenten sind deutlich unterschiedlich zu denen in Luft. Stationäre Berechnungen im Vorfeld der gekoppelten Simulation mit fünf Komponenten haben gezeigt, daß der Berechnungsaufwand natürlich deutlich steigt, wenn für jede einzelne Spezies eine Stofftransportgleichung gelöst werden muß. Bei stationären Berechnungen, oder wenn es nur um die Nachbildung eines Zeitschrittes geht, läßt sich an dieser Stelle natürlich mit dem Modell eines Zweikomponentengemisches arbeiten, das dann nur aus den Komponenten Rauch und Luft besteht. Innerhalb der gekoppelten

instationären Simulation, wo sich die Zusammensetzung des Rauchgas-Luftgemisches ständig ändert, gibt es jedoch zur Lösung einer eigenen Stofftransportgleichung für jede Komponente keine Alternative.

5. Kopplung der Simulationsmodelle

5.1. Allgemeines zur Kopplung

Für die Simulation des gesamten Gebäudes ist eine Kopplung aller benötigten Komponenten notwendig. Dazu müssen die Module auf ihre Kopplungsart untersucht und klassifiziert werden. Den Grad der Kopplung entscheidet eine vorhergehende Untersuchung jeder Komponente der Simulation. Es können nachstehende Kopplungsarten unterschieden werden:

- Innerhalb eines Zeitschrittes

– iterative allseitige Kopplung

Alle miteinander gekoppelten Module tauschen solange ihre Daten aus, bis die Änderung dieser Daten eine vorgeschriebene Toleranz nicht überschreiten. Die Iteration muß konvergieren.

▷ Vorteil: Dies ist die umfassendste Art der Kopplung. Alle physikalischen Modelle stehen in Wechselwirkung zueinander. Damit ist eine vollständige Widerspiegelung der Realität möglich.

▷ Nachteil: Dies ist die aufwendigste Art der Kopplung. Lange Rechenzeiten und mögliche Konvergenzschwierigkeiten erschweren die Simulation.

– sequentielle Folgekopplung

Alle miteinander gekoppelten Module tauschen nacheinander ihre Daten aus. Es findet keine Rückkopplung statt.

▷ Vorteil: Da auf die Rückkopplung verzichtet wird, muß eine Konvergenz der Module nicht berücksichtigt werden. Dies bewirkt eine Beschleunigung der Simulation.

▷ Nachteil: Mit Verzicht auf die Rückkopplung wächst die Gefahr einer physikalisch nicht genauen Simulation. Ausschlaggebend dafür ist die richtige Wahl der Zeitschrittweite für den Datenaustausch. Sie muß klein genug sein, um auf die Rückkopplung verzichten zu können. Dies ist von jeweiligen Randbedingungen der Simulation abhängig und muß sorgfältig abgeschätzt werden.

- Innerhalb einer Simulation

Bei der Verwendung von unterschiedlichen Zeitschrittweiten und örtlichen Diskretisierungen in den Modulen ist die gründliche Untersuchung zu den nachstehenden Fragen notwendig:

- Wie oft muß der Datenaustausch zwischen den fein strukturierten und dem groben Modell erfolgen?
 - Wie genau muß der Datenaustausch zwischen den fein strukturierten und dem groben Modell erfolgen?
 - Wann muß der Datenaustausch zwischen den fein strukturierten und dem groben Modell erfolgen?
- Innerhalb einer Untersuchung

Möglich ist eine völlige Trennung der einzelnen Simulationen. Alle Module arbeiten unabhängig voneinander. Sie werden nacheinander in einer vorgeschriebenen Art und Weise abgearbeitet. Die Ergebnisse der einzelnen Modelle können zwar untereinander über eine Datenbank o.ä. genutzt werden, ersetzen jedoch die sequentielle Folgekopplung nur bedingt bzw. die iterative allseitige Kopplung nicht. Der Vorteil liegt in der von allen vorgestellten Kopplungsarten schnellsten Abarbeitung der Aufgabenstellung.

Für jedes Modell muß die optimale Kopplungsform gefunden werden. Dazu ist eine sorgfältige Analyse des Konvergenzverhaltens und des Aufwandes für die Kopplung erforderlich.

5.2. Kopplung im Makrobereich

Durch den modularen Charakter von TRNSYS ist eine vollständige Abkapselung der einzelnen Modelle möglich. Dies erleichtert die Modellvalidierung bzw. das Anpassen des Modelles an die erforderlichen Schnittstellen. Die Kopplung unter den Modellen sollte mit der höchst möglichen Art erfolgen, die ein Optimum zwischen Aufwand und Rechenzeit besitzt. Im Makrobereich kann dazu die iterative allseitige Kopplung verwendet werden. Sie läßt sich wie folgt beschreiben:

Zur Berechnung der Lufttemperatur wird die modifizierte Form des thermischen Gebäudemoduls (TYPE 56) verwendet (vergl. Kapitel 3.1). Der Datenaustausch wird vom Steueralgorithmus von TRNSYS organisiert. Das TYPE 158 (thermische Simulation der Wände) erhält vom TYPE 56 die auf die Wände auftreffende langwellige Strahlung und die entsprechende Raumlufttemperatur. Mittels dieser Angaben ist nun das TYPE 158 in der Lage, die Temperaturfeldberechnung für die einzelnen Wände durchzuführen. Die Oberflächentemperatur ist Ergebnis dieser Berechnung und wird wiederum an das TYPE 56 übergeben. Der Zeitschritt ist dann abgeschlossen, wenn die Konvergenz in vorgegebenen Grenzen zwischen den beiden Modulen erreicht wird. In der Regel sind dazu 2-5 Datenaustauschvorgänge pro Zeitschritt notwendig.

Die Bilanz im TYPE 157 ergibt die Volumenstromverteilung der Luft in den einzelnen Strömungswegen. Voraussetzung dafür ist die Kenntnis der Temperaturen im Gebäude aus dem TYPE 56. Die Volumenströme werden dem Gebäudemodul TYPE 56 für dessen thermischen Bilanz übergeben und die Ermittlung der Zonentemperaturen wird dadurch ermöglicht.

Die Ausgabeparameter des Modelles für den Brandraum (TYPE 112) sollen als Eingabeparameter für die weitere Simulation der Rauchausbreitung im Gebäude dienen. Deshalb ist

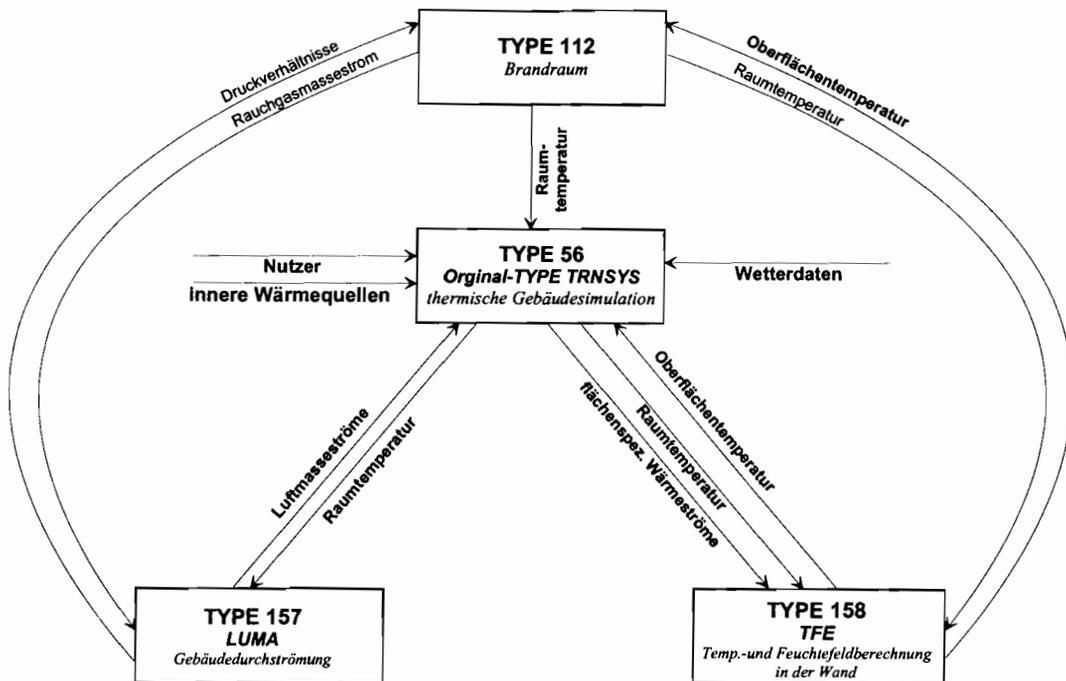


Abb. 5.2.1: Kopplungsbedingungen im Makrobereich

eine Kopplung mit TRNSYS notwendig. Dabei sind zwei Teilaufgaben zu lösen: erstens die thermische Ankopplung der Brandräume an das Gebäude und zweitens die Einbeziehung der Brandräume in die Gebäudedurchströmung.

Die Luftversorgung des Brandherdes wird in TYPE 112 über im Raum anzuordnende Öffnungen realisiert. Die Durchströmung wird aufgrund von Dichteunterschieden zwischen den Zonen unter Berücksichtigung der globalen Gebäudedurchströmung berechnet. Die eigentliche Berechnung der Durchströmung wird von TYPE 157 ausgeführt. Ursprünglich handelt es sich beim TYPE 157 um ein Knotenmodell bei dem in jeder Zone von einer homogenen Verteilung aller Größen ausgegangen wird. Deshalb besteht die Notwendigkeit, umfangreiche Erweiterungen am Modell vorzunehmen, und das TYPE 157 damit zu befähigen, Berechnungen beim Vorhandensein von zwei Gasschichten je Zone durchzuführen. Dies betrifft insbesondere die Bereitstellung zusätzlicher geometrischer Informationen zur Lage der Bauteile (Fugen, Ventilatoren usw.) und zur Höhe der Gasschichten, weiterhin Angaben zu Stoffwerten und Zustandsgrößen in der jeweiligen Schicht.

5.3. Kopplung zwischen Makro- und Mikrobereich

5.3.1. Allgemeines

Um Mikro- und Makromodell funktionsfähig miteinander zu verbinden, sind neben der tatsächlichen thermischen und aerodynamischen Kopplung weitere Angleichungen notwendig. Naturgemäß arbeiten Mikro- und Makrobereich mit unterschiedlichen Orts- und Zeitmaßstäben. Es ist also eine örtliche und zeitliche Synchronisation notwendig, um einen funktionsfähigen

higen Kommunikationsprozeß aufzubauen. So wird z. B. auf das feine Berechnungsgitter des Feldmodells ein wesentlich gröberes Gitter gelegt, in dem der Austausch der Temperaturen und Wärmeströme zwischen Mikro- und Makro-Modell stattfindet. Dieses Gitter definiert gleichzeitig die Wandzonen für den Strahlungsaustausch. Weiterhin ist es notwendig, für eine exakte physikalische Modellierung der Kopplung die passenden Rand- bzw. Interfacebedingungen zu formulieren. Bevor jedoch diese Frage diskutiert wird, soll noch eine Einordnung der Kopplung zwischen Mikro- und Makromodell gemäß den unter 5.1 aufgestellten Kriterien erfolgen. In jedem Zeitschritt, der für die Kopplung ausgewählt wurde, werden dem Feldmodell Randbedingungen aus den Berechnungen des Makromodells übergeben, die Berechnungen im Feldmodell hingegen beeinflussen den Makrobereich nicht. Man spricht daher von einseitiger sequentieller Kopplung. Eine Rückkopplung des Feldmodelles gegenüber dem Zonenmodell wurde bisher nicht in Betracht gezogen, da befürchtet wird, daß der Stabilitätsverlust im Makromodell schwerer wiegt als die eventuell noch weiter verbesserte Realitätsnähe.

5.3.2. Definition der Randbedingungen

5.3.2.1. Ein- und Austrittsöffnungen

Wie in dem noch zu diskutierenden Beispiel (Abschnitt 6.2.5) ausgeführt wird, sind z.B. Türen typische Eintrittsöffnungen und damit Interfacezonen zwischen Mikro- und Makromodell. Austrittsöffnungen sind dann entsprechend die Türschlitze der geschlossenen Türen zu den angrenzenden Räumen. Diese Einteilung ist jedoch nur prinzipiell, die tatsächliche Strömungssituation zeigt dann, wo Ein-, Ausströmung oder auch Ein- und Ausströmung vorliegt. Damit ist für die aerodynamische Kopplung prinzipiell die Zoneneinteilung durch die Öffnungen (z.B. Türen, Türschlitze) zwischen den Berechnungsgebieten von Makro-Modell (TRNSYS/LUMA) und Mikromodell (FLUENT) gegeben. Neben dem auch hier zu bewältigenden Problem unterschiedlicher Feinheiten innerhalb der Zonen geht es vor allem darum, Randbedingungskonfigurationen einzusetzen, die die Strömungsrichtung offenlassen. Diese Möglichkeit besteht nur bei der Formulierung von Druckrandbedingungen. Das kommerzielle CFD-Programm FLUENT ermöglicht die Festlegung von Druckrandbedingungen am Eintritt in das Berechnungsgebiet in Verbindung mit weiteren skalaren Strömungsgrößen sowohl für kompressible als auch inkompressible Strömungen (s. [12]). Die Vorgabe von Druckrandbedingungen am Eintritt kann vorgenommen werden, wenn die Druckverhältnisse bekannt sind, während Informationen über Massestrom und/oder Geschwindigkeit fehlen (z.B. bei auftriebsinduzierten Strömungen).

Das Setzen von Eintrittsdruckrandbedingungen für FLUENT erfordert folgende Informationen (Verbrennungs- und Mehrphasenströmungen sind hier nicht berücksichtigt):

- Totaldruck
- Totaltemperatur
- Turbulenzparameter (bei Berechnungen mit Turbulenz)
- Strahlungsparameter (bei Berechnungen mit Strahlungsmodell)

- Masseanteile (bei Mehrkomponentenrechnung)

Das Druckfeld (p'_s) und die Druckeingaben (p'_s oder p'_0) beinhalten bereits den hydrostatischen Druck ($\rho_0 g x$):

$$p'_s = \rho_0 g x + p_s \quad (5.3.1)$$

bzw.

$$\frac{\partial p'_s}{\partial x} = \rho_0 g + \frac{\partial p_s}{\partial x}. \quad (5.3.2)$$

Weiterhin sind andere Eingaben und Einstellungen daraufhin abzugleichen. So ist der Wert für den anzugebenden Totaldruck der Manometerdruck (gauge pressure) in Bezug auf den im Eingabefeld *Operating Conditions* definierten Betriebsdruck. Für ein inkompressibles Strömungsmedium gilt:

$$p_0 = p_s + \frac{\rho}{2} |\vec{v}|^2, \quad (5.3.3)$$

und für ein kompressibles Fluid:

$$p_0 = p_s \left[1 + \frac{\gamma - 1}{2} \text{Ma}^2 \right]^{\frac{\gamma}{\gamma - 1}} \quad (5.3.4)$$

mit $\gamma = c_p/c_v$.

Bei der Arbeit mit Druckrandbedingungen müssen somit die Details der Implementierung beachtet werden, um korrekte Resultate zu erzielen.

5.3.2.2. Die Umgebungswände

Wie bereits erwähnt sind die Umgebungswände in Wandzonen aufgeteilt, um den Einfluß der Rauchgastemperatur in Verbindung mit den Wärmeübertragungsmechanismen im Wandbereich auf die jeweilige Raumtemperatur in den angrenzenden Räumen zu erfassen. Die Oberflächentemperatur der Wände (Flurinnenseite) wird mit dem Programm TRNSYS berechnet und an das Feldmodell übergeben. Das Feldmodell verwendet diese Temperatur für die Berechnung des konvektiven Wärmeübergangs im Wandbereich.

5.3.3. Organisation des Datenaustausches

Die Entscheidung für das Berechnungsprogramm FLUENT hatte auch Konsequenzen für die Organisation des Datenaustausches. Die favorisierte Lösung über die Kommunikationssoftware PVM (Parallel Virtual Machine) wurde mit dem Wegfall des Forschungscode ParallelNS als Feldmodell ersetzt und der neuen Situation angepaßt. Das heißt, die ohne Zusatzsoftware verfügbaren Kommunikationsmöglichkeiten von TRNSYS und FLUENT sind zunächst ausgeschöpft worden.

Der Datenaustausch zwischen Makro- und Mikrobereich findet nach definierten Zeitschritten statt. Als Zeitschrittweiten haben sich Werte im Sekundenbereich bewährt, z.B. 3,6 s. Die Datenübergabe von TRNSYS an das Feldmodell wird mit einer Datei (fluent.prof) realisiert, die für alle Interfacezonen und Variablen die diskreteten Randbedingungen enthält. Sie wird für jeden Kopplungszeitschritt von TRNSYS bereitgestellt. Sie enthält z.B. die Masseanteile von CO₂, CO, H₂O(Dampf), O₂ (der Masseanteil von N₂ wird aus der Differenz aus der Summe der anderen Masseanteile zu 1.0 berechnet), Totaldruck (statischer und dynamischer Druck) und Temperaturen. Diese Werte werden in das Feldmodell eingelesen und, unter Verwendung der in FLUENT vorgenommenen Einstellungen bezüglich der Rauchgasmodellierung (*.cas-File), verarbeitet. Nach Durchlauf der Berechnung im Feldmodell werden eine Datei mit den berechneten Daten und eine Steuerungsdatei ausgeschrieben, die das Berechnen der Randbedingungen für den nächsten Kopplungszeitschritt durch TRNSYS bewirkt. Während TRNSYS ständig im Hintergrund läuft, wird das Feldmodell periodisch nach dem oben geschildertem Ablauf, durch ein Shellscript gestartet. Im Ergebnis der Berechnung stehen nach jedem Zeitschritt Daten zur Verfügung, die Aussagen liefern zur Temperatur-, Druck-, Geschwindigkeits- und Konzentrationsverteilung der einzelnen Spezies u.v.m. an jedem beliebigen Punkt des betrachteten Raumes.

6. Demonstrationsbeispiele

6.1. Vergleich von Simulationsergebnissen mit Meßwerten am Beispiel eines Tunnelbrandes

6.1.1. Einführung

Die vielschichtigen Anwendungsmöglichkeiten von Softwarelösungen zur Ausbreitung von Rauch- und Brandgasen sollen durch die folgende Aufzählung illustriert werden:

- Rauch- und Brandgasausbreitung in Vielraumgebäuden
- Belüftung und Rauchgasabführung in großvolumigen Industrie- und Gewerbehallen
- Belüftung bzw. Brandgasabführung in Straßen- bzw. Bahntunneln

In den nachfolgenden Abschnitten sollen Simulationsergebnisse mit Meßwerten eines Tunnelbrandversuches verglichen werden. Die Angaben zur Versuchsdurchführung sowie Meßwerte sind aus [19] entnommen. Die vorgenannte Literaturquelle beschreibt die Validierung des FIGARO-Programmcodes anhand ebendieser Meßwerte.

Der betrachtete Brandversuch war Bestandteil eines europäischen Verbundforschungsprojektes mit der Bezeichnung EUREKA-EU 499 - Fire protection in traffic tunnels. Hauptanliegen dieses Projektes war unter anderem die Untersuchung der Wirkungsweise verschiedener Lüftungskonzepte auf die Abführung von Rauchgasen bei Tunnelbränden.

6.1.2. Randbedingungen

6.1.2.1. Tunnelkonstruktion

Bei dem Tunnel handelt es sich um einen stillgelegten, in Nord-Süd-Richtung orientierten Eisenbahntunnel, dessen Südportal ganzflächig rauchdicht verschlossen wurde. Die Gesamtlänge des Tunnels beträgt 390 m.

Nach baulichen Veränderungen konnte der Tunnelquerschnitt in zwei Bereiche unterteilt werden, der rechteckigen Hauptröhre mit einer Höhe von 3,8 m und einer Breite von 5,2 m sowie einem darüber befindlichen Raum für die Aufnahme der Lüftungstechnischen Installationen für Zu- und Abluft.

Der Tunnel befindet sich in einem Gebirgsmassiv aus Sandstein.

6.1.2.2. Lüftungstechnische Konzepte

In [19] werden die Untersuchungsergebnisse für drei Lüftungskonzepte kurz beschrieben. Im einzelnen handelt es sich um:

Variante 1 freie Lüftung ohne Zwangsventilation

Variante 2 gleichmäßige Zu- und Abluftabführung über der gesamten Tunnellänge mit einem zu- und abluftseitigen Gesamtvolumenstrom von $\dot{V}_{zu} = \dot{V}_{ab} = 30,0 \text{ m}^3/\text{s}$

Variante 3 gleichmäßige Abluftabführung über der gesamten Tunnellänge mit einem Gesamtabluftvolumenstrom von $\dot{V}_{ab} = 30,0 \text{ m}^3/\text{s}$

Die Zu- und Abluftführung erfolgt innerhalb der bauseits entlang des gesamten Tunnels eingebrachten Zwischendecke. Die Zuluftleinlässe befinden sich in der Nähe des Tunnelbodens, die Abluftfassung erfolgt im Deckenbereich.

6.1.2.3. Meßwerterfassung

Folgende physikalische Größen wurden während der Brandversuche ermittelt:

- CO_2 -Konzentrationen im Brandgas
- Abschätzung der Ausbreitungsgeschwindigkeit der Brandgase mit Hilfe aufgestellter Markierungen
- Temperaturen über dem Tunnelboden sowie unter der Tunneldecke

Die Datenerfassung erfolgte an fünf Meßpunkten entlang der Strecke zwischen Brandgut und Nordportal.

Begründet mit den zu erwartenden größeren Gradienten in Brandlastnähe verkleinern sich die Abstände zwischen den einzelnen Meßpunkten in Richtung des Brandobjektes.

Folgende Entfernungsangaben beschreiben die Platzierung der Meßpunkte entlang der Tunnelröhre bezogen auf das Nordportal. Hierbei handelt es sich um Richtwerte, grafisch ermittelt anhand der in [19] enthaltenen Abbildungen.

- 1. Meßpunkt: 20,1 m
- 2. Meßpunkt: 193,9 m
- 3. Meßpunkt: 250,3 m
- 4. Meßpunkt: 271,4 m
- 5. Meßpunkt: 282,0 m

Zur Gegenüberstellung mit den Simulationsergebnissen werden die in den Meßquerschnitten während des gesamten Versuches ermittelten Maximalwerte genutzt. Zeitabhängige Meßwerte liegen dafür leider nicht vor.

6.1.2.4. Brandobjekt

Als Brandlast wurden 200 Liter Benzin in einem Behälter mit einer Länge von 4,0 m und einer Breite von 1,7 m in den Tunnel eingebracht.

Zur Untersuchung verschiedener Lüftungssysteme bezüglich der Ausbreitung der Brandgase im Tunnel wurde die Brandlast in einer Entfernung von 108,0 m zum verschlossenen Südportal angeordnet.

Das Abbrandverhalten des Brandobjektes wurde nicht meßtechnisch erfasst. Die Abbrandraten wurden in [19] aus dem Temperaturverlauf und der Branddauer ermittelt (Abb. 6.1.1).

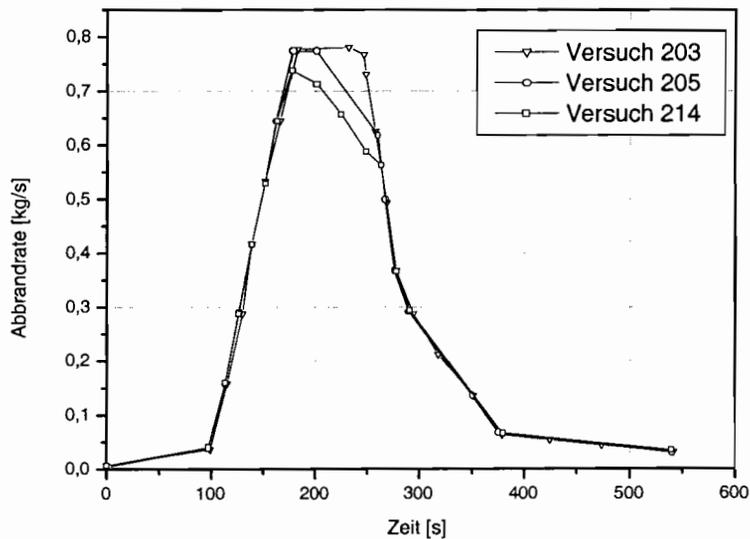


Abb. 6.1.1: Abbrandraten der Brandversuche im Zwenbergtunnel

6.1.3. Rechnerbasierte Umsetzung der realen Randbedingungen

6.1.3.1. Nachbildung der Tunnelgeometrie

Die geometrische Nachbildung des Tunnels stützt sich auf eine Teilung des gesamten Tunnelvolumens in sechs unterschiedlich große Volumensegmente gemäß Abbildung 6.1.2.

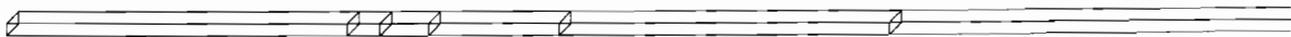


Abb. 6.1.2: Perspektivische Darstellung der Tunnelröhre

Von Osten (in Abbildung 6.1.2 links) beginnend werden die Abschnitte aufsteigend nummeriert. Tabelle 6.1.1 zeigt eine Gegenüberstellung wesentlicher geometrischer Randbedingungen. Die installierten Meßquerschnitte befinden sich etwa jeweils in der Mitte der Volumensegmente (siehe Angaben in Tabelle 6.1.1, Spalte 4).

| Segmentnummer | y Länge in m | Volumen in m ³ | Entfernung des Segmentmittelpunktes vom Brandobjekt in m | Meßpunkt installiert (Ja/Nein) |
|---------------|--------------|---------------------------|--|--------------------------------|
| 1 | 103,0 | 2035,28 | 56,5 | N |
| 2 | 10,0 | 197,60 | 0,0 | J |
| 3 | 15,0 | 296,40 | 12,5 | J |
| 4 | 40,0 | 790,40 | 40,0 | J |
| 5 | 100,0 | 1976,00 | 110,0 | J |
| 6 | 122,0 | 2410,72 | 221,0 | J |

Tabelle 6.1.1.: Geometrische Angaben zur Diskretisierung des Tunnels nach [19]

6.1.3.2. Beschreibung der Brandlast

Die programmtechnische Umsetzung der realen Brandlastparameter basiert auf den in der Abbildung 6.1.1 angegebenen Abbrandraten, die hier mit Hilfe des Stützstellenmodells nachgebildet worden sind. Eine Übersicht der einzelnen Parameter gibt folgende Zusammenstellung:

| | | |
|--------------------------------------|---|------------------------------|
| Brennstoff | : | Benzin |
| Objektmasse bei Brandbeginn in kg | : | 144,00 |
| unterer Heizwert in MJ/kg | : | 42,50 |
| Modell für Plumberechnung | : | Mc Caffrey |
| Modell zur Berechnung d. Abbrandrate | : | Stützstellen nach Abb. 6.1.1 |

6.1.4. Vergleich der Ergebnisse

6.1.4.1. Allgemeines

Für Vergleichszwecke wurden zwei der drei in Abschnitt 6.1.2.2 kurz charakterisierten Varianten herangezogen.

Bei der Interpretation der Gegenüberstellung von Simulation und Messung müssen modellbedingte Vereinfachungen der realen Verhältnisse berücksichtigt werden. So basiert der Rechenalgorithmus auf einer Zweiteilung des Segmentvolumens in einen Heißgas- und einen Kaltgasanteil. Innerhalb der Teilvolumina wird eine homogene Verteilung aller volumenspezifischen Parameter wie Temperatur, Gasdichten, und Stoffkonzentrationen vorausgesetzt.

Weiterhin sind die berechneten Werte der Heißgas- und der Kaltgastemperatur **nicht** an eine fixierte Höhe im Zonenquerschnitt gebunden. Sie beschreiben den mittleren Zustand in

6.1. Vergleich von Simulationsergebnissen mit Meßwerten am Beispiel eines Tunnelbrandes

der betreffenden Schicht, dessen Größe von der sich während des Brandverlaufes ändernden Schichtdicke abhängig ist. Die Berechnungsergebnisse repräsentieren also Mittelwerte der Teilvolumina eines Segmentes.

Der Vergleich mit Werten, die explizit einer Höhe zugeordnet werden können, liefert folglich ein verzerrtes Bild bezüglich der Qualität der Simulationsergebnisse.

Neben diesen Randbedingungen ist zu beachten, daß nicht der zeitliche Verlauf der Temperaturen zum Vergleich herangezogen wird, sondern örtliche Maximalwerte gegenübergestellt werden.

Um die Meßpositionen mit den fiktiven Meßorten der Simulation zu gegenüberzustellen, dienen die Angaben in Tabelle 6.1.2

| Nummer des Meßquerschnittes | Entfernung zwischen Brandobjekt und realer Meßposition | Entfernung zwischen Brandobjekt und fiktiver Position |
|-----------------------------|--|---|
| | in m | in m |
| 1 | 0,0 | 0,0 |
| 2 | 10,6 | 12,5 |
| 3 | 31,7 | 40,0 |
| 4 | 88,1 | 110,0 |
| 5 | 261,9 | 221,0 |

Tabelle 6.1.2.: Vergleich realer und fiktiver Meßpositionen in Abhängigkeit der gewählten Diskretisierung des Tunnelvolumens

6.1.4.2. Variante mit freier Lüftung

Hier wurden keine Maßnahmen zur maschinellen Be- oder Entlüftung vorgenommen, es erfolgt eine freie Lüftung in der Tunnelröhre. Die Diskretisierung des Gesamtvolumens in sechs Zonen wurde gemäß den Angaben in Tabelle 6.1.1 vorgenommen.

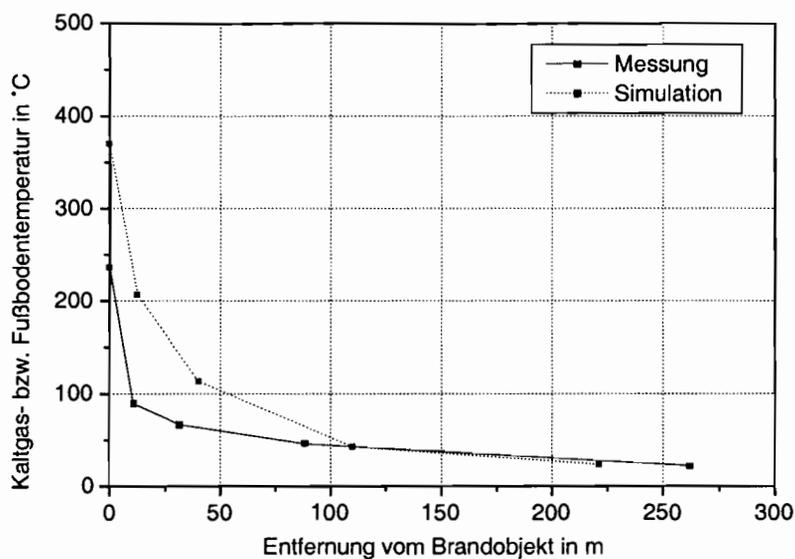


Abb. 6.1.3: Vergleich der berechneten, schichtdickenabhängigen Kaltgastemperatur und der gemessenen höhenpezifischen Temperatur im Fußbodenbereich anhand örtlicher Maximalwerte

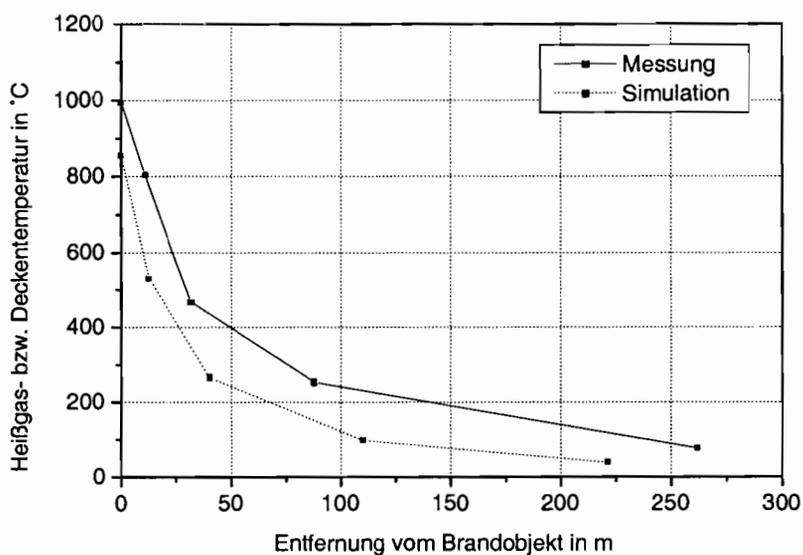


Abb. 6.1.4: Vergleich der berechneten, schichtdickenabhängigen Heißgastemperatur und der gemessenen höhenpezifischen Temperatur im Deckenbereich anhand örtlicher Maximalwerte

6.1. Vergleich von Simulationsergebnissen mit Meßwerten am Beispiel eines Tunnelbrandes

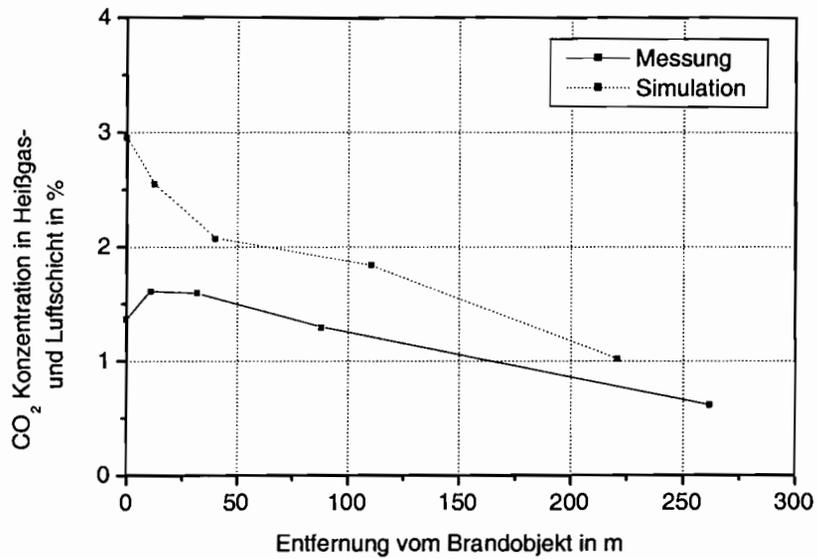


Abb. 6.1.5: Vergleich der berechneten, schichtdickenabhängigen (Heißgas) und der gemessenen, höhenspezifischen (Luftschicht) CO₂-Konzentration im Deckenbereich anhand örtlicher Maximalwerte

6.1.4.3. Variante mit maschineller Be- und Entlüftung

Bei dieser Variante erfolgt eine gleichmäßige maschinelle Be- und Entlüftung der Tunnelröhre ohne Abluftüberschuß mit Diskretisierung des Gesamtvolumens in sechs Zonen analog der in [19] verwendeten Teilung.

Zu- und abluftseitiger Gesamtvolumenstrom betragen jeweils $30,0 \text{ m}^3/\text{s}$.

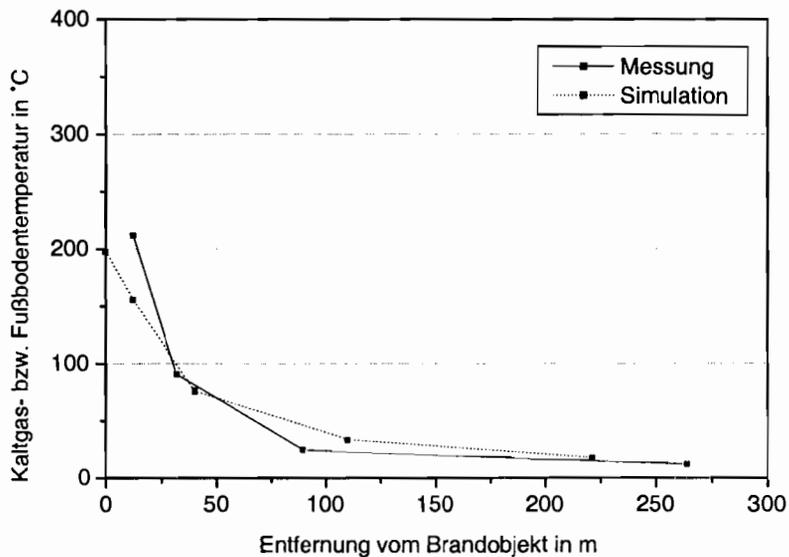


Abb. 6.1.6: Vergleich der berechneten, schichtdickenabhängigen Kaltgastemperatur und der gemessenen höhenpezifischen Temperatur im Fußbodenbereich anhand örtlicher Maximalwerte

6.1. Vergleich von Simulationsergebnissen mit Meßwerten am Beispiel eines Tunnelbrandes

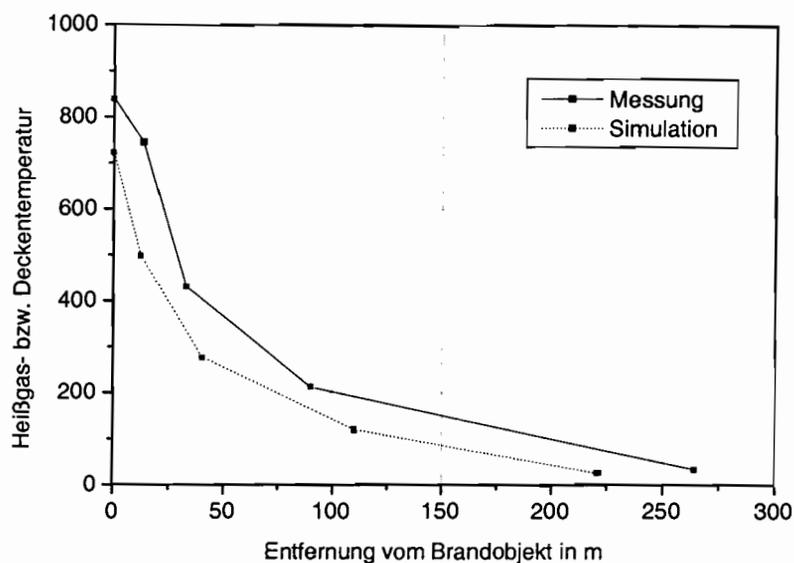


Abb. 6.1.7: Vergleich der berechneten, schichtdickenabhängigen Kaltgastemperatur und der gemessenen höhenspezifischen Temperatur im Deckenbereich anhand örtlicher Maximalwerte

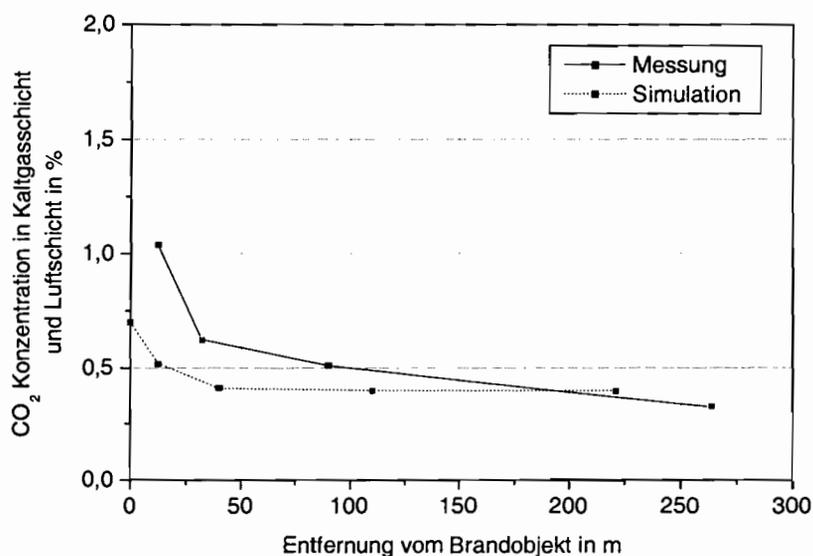


Abb. 6.1.8: Vergleich der berechneten, schichtdickenabhängigen (Heißgas) und der gemessenen, höhenspezifischen (Luftschicht) CO₂-Konzentration im Deckenbereich anhand örtlicher Maximalwerte

Die grafischen Darstellungen (Abb. 6.1.3 bis 6.1.8) zeigen mehr oder weniger deutliche Differenzen zwischen den Simulationsergebnissen und den Meßwerten. Begründungen hierfür sind z.T. in Abschnitt 6.1.4.1 gegeben. Die Temperaturen in der Kaltgasschicht liegen durchgehend etwas zu hoch, Ursache hierfür könnte ein betragsmäßig zu großer konvektiver Massestrom entlang der Wände sein. Das gleiche gilt für die Konzentrationen in der Kaltgasschicht, wobei unverständlich ist, weshalb das Maximum der Messungen in Abb. 6.1.5 nicht unmittelbar beim Brandherd liegt. Dagegen sind die berechneten Werte für die Temperaturen in der Heißgasschicht etwas zu niedrig. Gründe dafür wurden bereits in Abschnitt 6.1.4.1 angedeutet. Mit dem Modell sind nur die Mittelwerte in der jeweiligen Schicht berechenbar. Gerade die Maximalwerte treten bei maximaler Abbrandrate auf; in dieser Zeitspanne ist auch die Dicke der Heißgasschicht am größten, sie erstreckt sich fast über die gesamte Raumhöhe. Die so berechneten mittleren Temperaturen müssen also niedriger liegen als die Temperaturen der lokalen Maxima z.B. unmittelbar unter der Decke. Ein weiterer Grund für die Abweichungen könnten die, aufgrund fehlender Informationen zu den Randbedingungen, zu niedrig angesetzte Außentemperatur und Anfangstemperatur der Wände sein.

Es ist also aufgrund der Modellvereinfachungen von vornherein ausgeschlossen, eine exakte Übereinstimmung von berechneten Werten und Meßwerten zu erzielen.

Die Verwendbarkeit des Modells ist besonders dann gegeben, wenn zeitliche Verläufe der zum Vergleich herangezogenen Größen vorliegen (Temperaturen, Konzentrationen). Dies ist z.B. bei den Meßwerten im Abschnitt 6.2 der Fall. Dort sind die zeitlichen Temperaturverläufe für über die Höhe angeordneten Temperaturmeßelementen vorhanden. Bildet man daraus Mittelwerte, ist ein sinnvoller Vergleich mit den Rechenwerten möglich. Zur Ermittlung von Maximalwerten über einen Meßquerschnitt erscheint es sinnvoller, die Ergebnisse eines Feldmodells zu verwenden.

Der hier nachgerechnete Tunnelbrand wurde ebenfalls zur Validierung des in [19] vorgestellten Simulationsprogrammes verwendet. Die Abweichungen der Rechenergebnisse von den Meßwerten liegen dort etwa in der gleichen Größenordnung.

6.2. Beschreibung des Brandversuches der MFPA Leipzig

6.2.1. Einführung

Die rechnergestützte Nachbildung von komplexen physikalischen Phänomenen, wie sie während eines Brandes und der Ausbreitung der entstehenden Rauchgase in einem Vielraumgebäude vorzufinden sind, ist derzeit mit vertretbarem Rechenzeitaufwand nur durch die Verwendung von vereinfachten Modellen und Annahmen möglich. Aus diesem Grund besitzt die Überprüfung der in die Software implementierten Rechenalgorithmen anhand von Meßergebnissen einen hohen Stellenwert. Voraussetzung für den objektiven Vergleich von Simulation und Messung und die Ableitung gesicherter Aussagen zur Anwendbarkeit der verwendeten Rechenmodelle ist die Offenlegung aller, die Meßergebnisse beeinflussenden Randbedingungen.

Quelle der hier zur Validierung herangezogenen Daten sind die im Rahmen von Realbrand-

versuchen der Materialforschungs- und Prüfungsanstalt für das Bauwesen Leipzig aufgenommenen Meßergebnisse, die auszugsweise vorliegen.

In den nachfolgenden Abschnitten werden wesentliche Randbedingungen und Resultate der zum Vergleich herangezogenen Meßreihe vorgestellt. Basierend auf diesen Angaben erfolgt die virtuelle Abbildung mit Hilfe der vorgestellten Software um abschließend durch eine Gegenüberstellung von Meß- und Simulationsergebnissen Aussagen zur Qualität der Modellbildung ableiten zu können.

Die Beschreibung der Randbedingungen konzentriert sich nur auf die zur rechnergestützten Nachbildung eines ausgewählten Brandversuches erforderlichen Parameter und erhebt nicht den Anspruch auf Vollständigkeit. Die einzelnen Angaben sind aus [23] und [24] entnommen.

6.2.2. Randbedingungen

6.2.2.1. Gebäude

Die Brandversuche wurden in einem achtgeschossigen Gebäudekomplex, bestehend aus zwei, über ein Treppenhaus verbundenen Wohnhochhäusern in Plattenbauweise (DDR-Typenbezeichnung: WBS 70) durchgeführt.

Die einzelnen Wohnetagen werden jeweils durch einen allgemein zugänglichen Flur höhenversetzt und wechselseitig durch das gemeinsame Treppenhaus erschlossen. Die Gebäude weisen eine Gesamthöhe von rund 25 m auf.

Die innerhalb einer Wohnetage befindlichen Nutzungseinheiten sind durch einen allgemein zugängliche Flur mit dem Treppenhaus verbunden. Wie aus der in Abbildung B.1.1 enthaltenen Grundrissdarstellung ersichtlich ist, wird der Flur zum Treppenhaus hin von einer Tür abgetrennt. Die lichte Höhe der Geschosse beträgt 2,60 m. Der Stichflur jeder Etage weist in Abständen von 3,44 m Unterzüge mit einer Bauhöhe von ca. 0,40 m auf.

Im Rahmen der virtuellen Nachbildung der Räume wird der Begriff **Zone** verwendet. In diesem Beispiel beschreibt **eine Zone** jeweils **einen real vorhandenen Raum**.

Der betrachtete Brandversuch wurde in der dritten Wohnetage des Gebäudes durchgeführt. Ort des Brandes ist die Zone 26.

Dazu wurden folgende bauliche Veränderungen am Gebäude vorgenommen:

- Einbau einer zusätzlichen Tür im Etagenflur zur Schaffung eines Schleusenbereiches als Verbindung des Treppenhauses zum Flur
- rauchdichte Gestaltung beider Schleusentüren
- Verschuß aller nach außen führenden Öffnungen des Treppenhauses
- Herstellung der (ursprünglich nicht vorhandenen) Teilung zwischen den Zonen 25 und 26 mit:
 - zwei Öffnungen zur Verbrennungsluftversorgung unmittelbar über der Fußbodenoberkante (Abmessungen H x B 0,25 m x 0,60 m)

- einer weiteren Öffnung, die ebenfalls der Verbrennungsluftversorgung dient und außerdem ein Zugang zum Brandraum für die Feuerwehr gewährleistet mit den Abmessungen 1,20 m x 0,60 m (H x B) beginnend über der Fußbodenoberkante
- Verkleidung des Türblattes der Tür 3 mit Brandschutzbauplatten sowie Installation eines Freilauftürschliessers
- Anblendung von Brandschutzbauplatten an Wänden und Decken des Brandraumes
- Verlegung von Gipskartonplatten auf dem Fußboden des Brandraumes

6.2.2.2. Meßwerterfassung

Um eine effektive Auswertung des Brandversuches zu ermöglichen, ist eine umfangreiche Meßausrüstung installiert worden. Die nachfolgende Aufzählung stützt sich auf Angaben in [24] und [23], wobei nur Werte einer begrenzten Anzahl von Meßstellen verfügbar und damit als Vergleichswerte zu den Simulationsergebnissen genutzt werden können. Die nachfolgende Aufzählung beschreibt einige der in Abbildung B.1.2 vermerkten Temperaturmeßpunkte. Vorliegende Daten sind im Kapitel 6.2.3 detailliert ausgewertet.

- Brandraum
 - über der Höhe in der Mitte des Raumes (neun Meßstellen mit einem Abstand von jeweils 25 cm, beginnend von der Fußbodenoberkante)
 - in der Mitte der kleinen Zuluftöffnungen in der nachträglich eingebrachten Trennwand
 - zwei über der Höhe der Tür des Brandraumes zum angrenzenden Flur
 - vier unmittelbar unterhalb der Decke, verteilt auf jede Raumecke
- Flur
 - drei über der Höhe der Tür des Flurs zum angrenzenden allgemein zugänglichen Flur
- allgemein zugänglicher Flur
 - in der Mitte jedes Flursegmentes
 - am Unterzug jedes Flursegmentes
 - vor der Tür der ersten Nutzungseinheit
 - zwei im Schleusenbereich
- Treppenhaus
 - drei über der Höhe der den allgemein zugänglichen Flur abschließenden Tür der Brandetage

6.2.2.3. Brandobjekte

Für die Brandversuche wurden zur Nachbildung eines Poolbrandes zwei Brandlasten, bestehend aus Benzin und Dieseldieselkraftstoff, in separaten Behältern in der Zone 26 plziert und entzündet. Im einzelnen handelt es sich um folgende Brennstoff / Pool-Kombinationen:

- Benzin
 - Volumen: 20 Liter
 - Poolfläche: 0,90 m²
- Dieseldieselkraftstoff
 - Volumen: 1 Liter
 - Poolfläche: 0,09 m²

6.2.2.4. Weitere Randbedingungen

Die Türen vom Brandraum zum Stichflur wurden nach der Zündung geöffnet. Alle zum Etagenflur führenden Türen der übrigen Nutzungseinheiten innerhalb der Brandetage waren geschlossen.

Während der Versuchsdurchführung waren das Außenfenster der Zone 25, die Feuerwehr-Öffnung sowie alle drei vorhandenen Öffnungen zur Verbrennungsluftbereitstellung in der Trennwand zwischen den Zonen 25 und 26 vollständig geöffnet.

6.2.3. Meßtechnische Ergebnisse des Brandversuches

6.2.3.1. Temperaturen im Brandraum

Wie aus Abbildung 6.2.1 ersichtlich ist, steigt die über der Raumhöhe gemittelte Temperatur nach der Zündung mit einem Gradienten von 200 K/min schnell an. Lediglich die Temperatursensoren bis in einer Höhe von 0,50 m über Fußbodenoberkante weisen einen Temperaturgradienten von circa 100 K/min während der ersten fünf Minuten des Brandes auf, zu erkennen an den unterhalb der Mittelwertkurve liegenden Datenpunkten. Die übrigen, darüber befindlichen Temperaturmeßstellen zeigen an, daß sich bereits nach etwa drei Minuten Temperaturen zwischen 500 °C und 600 °C einstellen. Während der folgenden fünf Minuten wird dieses Niveau nahezu konstant gehalten, bevor an allen Meßpunkten ein Temperaturabfall einsetzt. Nach vierzehn Minuten stabilisiert sich die mittlere Temperatur im Raum bei etwa 40 °C.

Dabei streuen die Temperaturen über der Raumhöhe aufgrund der sich während des Verbrennungsvorganges temporär ausbildenden Schichtung von Brandgas und Frischluft insbesondere in der Brandentstehungsphase. Während des Abklingens des Brandvorganges erfolgt in der Raummitte ein Abbau des ohnehin nicht deutlich ausgeprägten Temperaturgefälles über der

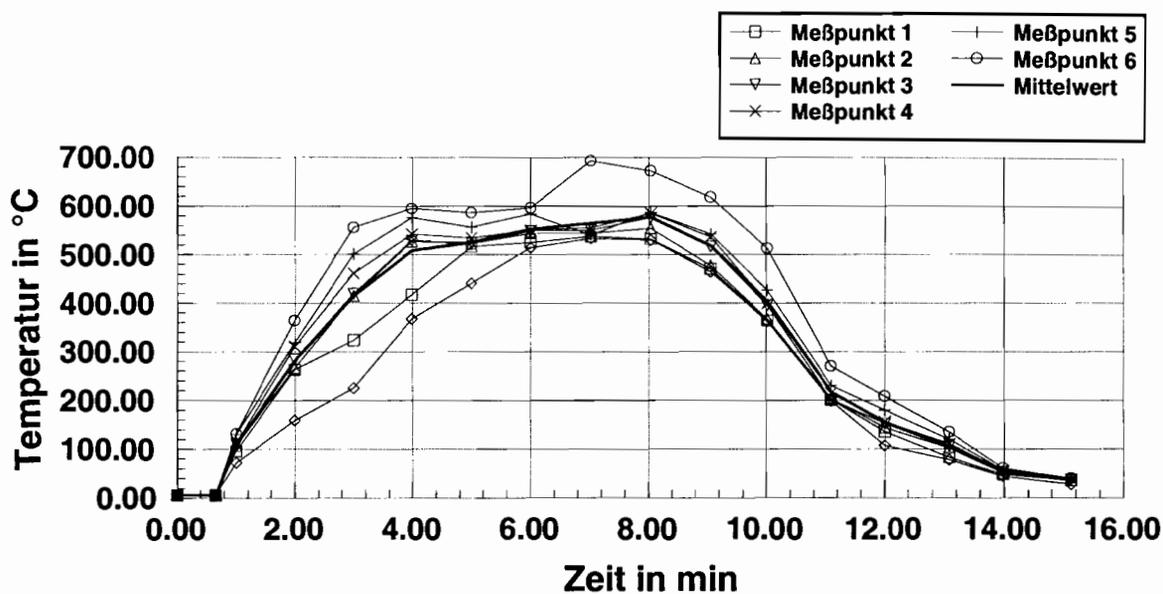


Abb. 6.2.1: Ergebnisse des Brandversuches - Darstellung der Brandraumtemperaturen mit Mittelwertkurve im Zentrum des Raumes über der Raumhöhe) [23]

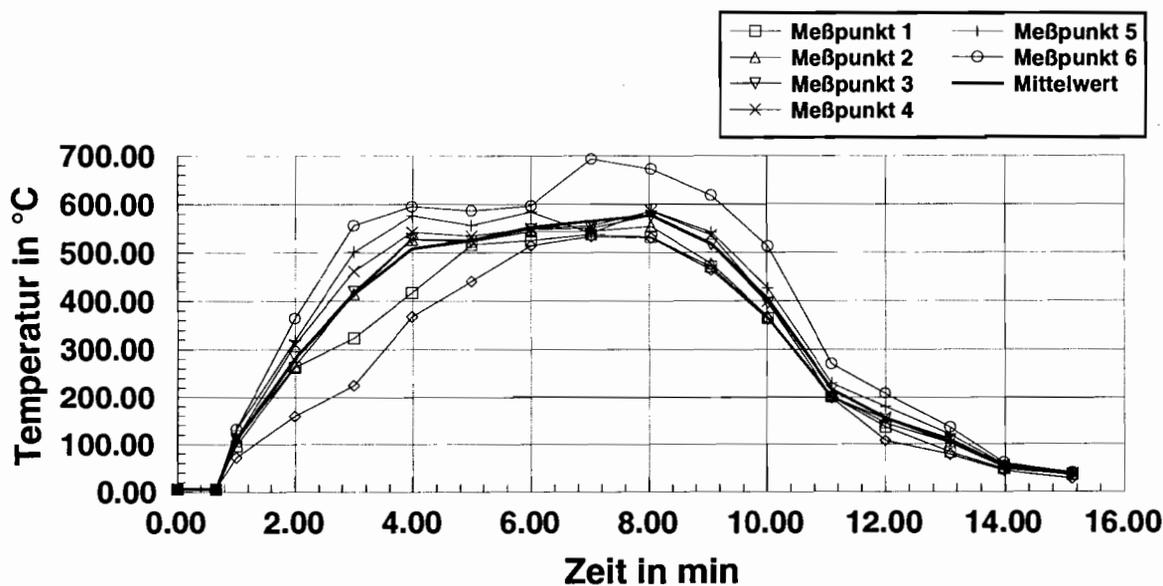


Abb. 6.2.2: Ergebnisse des Brandversuches - Darstellung der Deckentemperaturen im Brandraum [23]

Höhe, ersichtlich an der schnellen Annäherung der Meßwerte in den verschiedenen Raumhöhen.

Auffällig ist die aus Abbildung 6.2.2 ersichtliche Übereinstimmung der Temperaturmeßwerte in

den Raumecken sowohl während der Brandentstehungs- als auch der in der Abklingphase. Im mittleren Zeitabschnitt des Versuches streuen die Werte in engen Grenzen. Die Kurvenverläufe lassen auf eine räumliche Gleichverteilung der Brandgase im oberen Bereich der Zone 26 schließen. Die dennoch vorhandenen Differenzen sind mit der unterschiedlichen Entfernung der Temperaturmeßstellen zu den Brandobjekten und der Lage der Sensoren bezogen auf die Verbrennungsluftöffnungen in der Trennwand zur Zone 25 zu begründen.

Aus der Position der Meßstellen im Deckenbereich (mittig im Raum und symmetrisch in den Ecken der Zone 26) ist erkennbar, daß die in den Raumecken gemessenen Temperaturen gegenüber den in der Raummitte erfaßten Werte, offenbar hervorgerufen durch die räumliche Anordnung der Brandobjekte, auf einem niedrigeren Niveau liegen.

Außerdem ist aus Abbildung 6.2.2 ersichtlich, daß der Temperaturabfall der Brandgase im Deckenbereich bereits sechs Minuten nach Beginn des Brandes einsetzt.

6.2.3.2. Temperaturen in den Teilbereichen des allgemein zugänglichen Flurs

Die Durchströmung des Gebäudes und der Druckunterschied zwischen unmittelbar angrenzenden Räumen führt zu einer Ausbreitung der Brandgase im Flur der gesamten Etage sowie, bedingt durch Undichtigkeiten der Türen in den angrenzenden Nutzungseinheiten. Damit verbunden ist die Erhöhung der Temperatur im betreffenden Flursegment. Aufgrund der Wärmeabgabe der Rauchgase an die Raumumschließungsstruktur verringert sich der zu beobachtende Temperaturanstieg mit zunehmender Entfernung vom Brandraum. Die in Abbildung 6.2.3 dargestellten Kurvenverläufe verdeutlichen diesen Zusammenhang. Mit Hilfe der in Abbildung B.1.2 eingetragenen Positionen der Temperaturmeßstellen kann die Ausbreitung der Brandgase nachvollzogen werden.

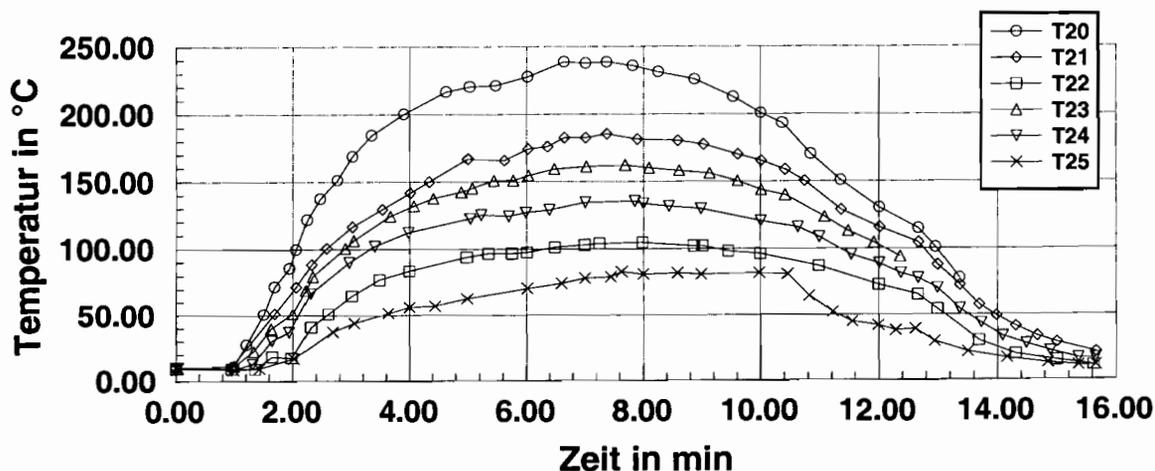


Abb. 6.2.3: Ergebnisse des Brandversuches - Darstellung der Deckentemperaturen im Flur [23]

6.2.3.3. Subjektive Beobachtungen während der Brandversuches

Neben der Erfassung von Meßdaten sind durch eine Anzahl von Beobachtern innerhalb der Brandetage visuelle Eindrücke protokolliert worden, die im folgenden wiedergegeben werden sollen. Da die Sichtbehinderung durch die sich ausbreitenden Brandgase nicht gemessen wurde, sollen diese Beobachtungsergebnisse Anhaltspunkte über die sich einstellenden optischen Bedingungen vermitteln und damit Rückschlüsse bezüglich der Rauchfreihaltung von Fluchtwegen liefern. In Tabelle 6.2.1 sind die visuellen Beobachtungen wiedergegeben.

| Zeitangabe bezogen auf den Beginn des Brandes in min | Beobachtung |
|--|--|
| 1 | Flur nicht begehbar |
| 3 | Raucheintritt in Zone 22 (Meßzentrale) |
| 5 | Raucheintritt in des Treppenhaus |
| 7 | Rauchsicht 0,5 m unter der Decke der Meßzentrale |
| 10 | Meßzentrale vollkommen verraucht |

Tabelle 6.2.1.: Beobachtungsergebnisse nach [23]

6.2.4. Rechnerbasierte Umsetzung der realen Randbedingungen

6.2.4.1. Allgemeines

Die rechnergestützte Abbildung der bekannten Randbedingungen erfolgt durch Verknüpfung in sich abgeschlossener Teilbereiche (Module) zu einem Gesamtsystem. Diese partielle Betrachtungsweise basiert auf den Schwerpunkten

- Parametrierung des Gebäudes
- Auswahl und Beschreibung der Brand- und angrenzenden Zonen
- Betrachtung der thermischen Vorgänge in Raumumschließungsflächen
- Nachbildung der Brandobjekte inkl. Rauchgasentstehung im Brandraum
- Ausbreitung der Rauchgase infolge Durchströmung des Gebäudes bzw. der Brandetage

6.2.4.2. Nachbildung der bauseitigen/gebäudespezifischen Randbedingungen

Die Umsetzung der Informationen zur baulichen Konstruktion des Gebäudes erfolgt in mehreren Schritten:

1. Beschreibung der Wandkonstruktion durch Informationen zu Aufbau, Schichtdicke und Stoffwerten in einer Bauteildatenbank

2. Parametrierung der Fenster- und Türkonstruktionen
3. Erstellung eines virtuellen Drahtmodells für die betrachteten Räume mit Hilfe globaler Koordinaten inklusive vorhandener Fenster- und Türöffnungen im Maßstab 1:1
4. Verknüpfung aller Flächen des Drahtmodells mit den Daten der Bauteilbibliothek
5. Ausrichtung des Gebäudes bezüglich der Himmelsrichtung

Abbildung 6.2.4 zeigt das Drahtmodell der gesamten Brandetage. Hierbei sind die einzelnen Räume einschließlich der vorhandenen Öffnungen für Fenster, Türen und Durchgänge erkennbar. Es werden sowohl Brandräume als auch Nichtbrandräume dargestellt. Alle Zonen der Brandetage sind in die Berechnung der Gebäudedurchströmung eingebunden.

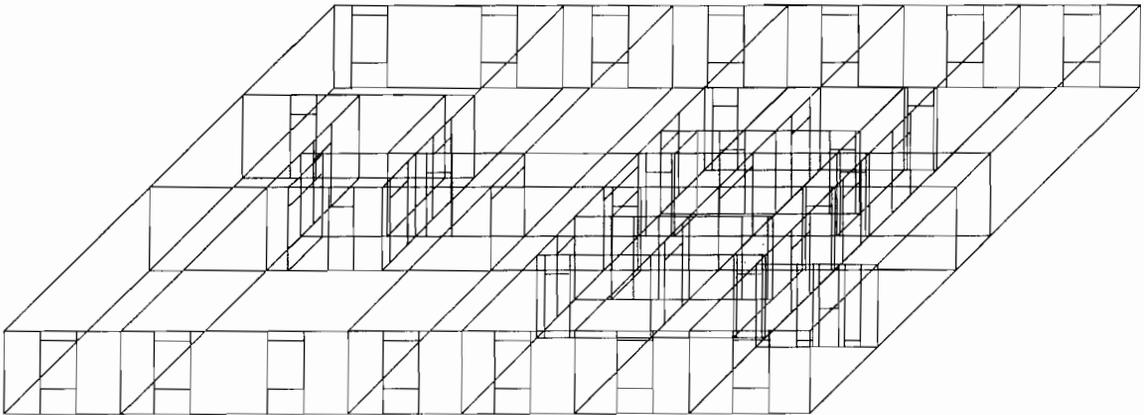


Abb. 6.2.4: Isometrische Darstellung der Brandetage

Eine übersichtlichere Abbildung der geometrischen Randbedingungen gewinnt man bei Selektion der Zonen, die als Brandräume in die Simulation eingebunden sind. Um eine realitätsnahe Modellierung der thermischen und strömungstechnischen Verhältnisse zu erreichen, ist der langgestreckte Flurbereich in einzelne, jeweils von Unterzug zu Unterzug reichende Segmente unterteilt. Darüber hinaus sind neben den Öffnungen zur Verbrennungsluftbereitstellung die Türöffnungen zu den angrenzenden Nutzungseinheiten dargestellt.

Deutlich sind in Abbildung 6.2.5 der Brandraum, die unmittelbar an ihn angrenzenden Zonen sowie der allgemein zugängliche, in vier Einzelsegmente unterteilte Etagenflur zu erkennen. Hierbei handelt es sich im einzelnen um die Zonen 18 (kleiner Flur), 26 (Aufstellort der Brandobjekte), 25 (Verbrennungsluftbereitstellung, mit Außenfenster) sowie 27 bis 30 (Flursegmente). Diese Räume werden im folgenden als Brandzonen bezeichnet. Alle übrigen Räume finden bei Berechnung der Gebäudedurchströmung und der thermischen Ankopplung als Nichtbrandräume Berücksichtigung.

Durch die Beaufschlagung der Räume mit Brandgas erfolgt eine thermische Ankopplung der Raumumschließungsstruktur in Form von Wärmespeicherung, -strahlung und -leitung.

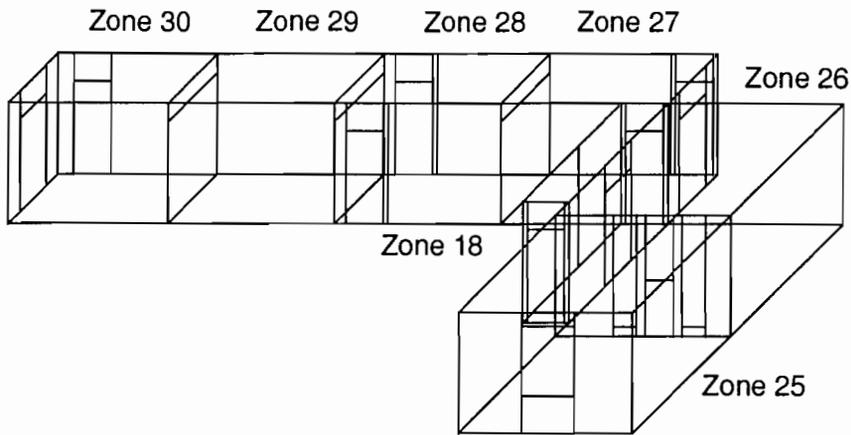


Abb. 6.2.5: Isometrische Darstellung der Brandräume innerhalb der Brandetage

Aufgrund der hohen Temperaturdifferenzen zwischen dem Brandgas innerhalb der Brandetage und der Raumluft in den darüber- bzw. darunter befindlichen Geschossen ist die Berücksichtigung instationärer, thermischer Randbedingungen auf der brandetagenabgewandten Oberfläche der Wände erforderlich. Durch die rechnergestützte Nachbildung von direkt an die Brandzonen nach oben und unten angrenzenden Räumen soll diesem Umstand Rechnung getragen werden. Die perspektivische Darstellung der Brandetage mit den unmittelbar an die Brandzonen angrenzenden Räumen in Abbildung 6.2.6 veranschaulicht die rechentechnische Umsetzung.

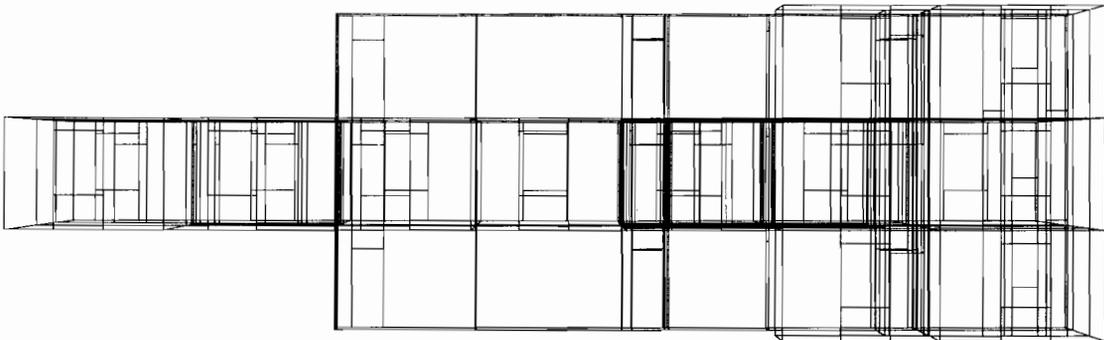


Abb. 6.2.6: Perspektivische Darstellung der Brandetage mit angrenzenden Räumen

6.2.4.3. Beschreibung der Brandobjekte

Aufgrund der Angaben zu den Brandobjekten des Brandversuches erscheint die Nachbildung des Abbrandvorganges mit Hilfe des geometrischen Abbrandmodells sinnvoll. Ausgehend von einer kreisförmigen Brandfläche kann unter Zugrundelegung einer flächenspezifischen und zeitabhängigen Reduzierung der Objektmasse die Energiefreisetzung im Brandraum erfaßt werden.

Für die Modellierung des ersten Brandobjektes sind mit Beachtung der Angaben in [23] folgende Randbedingungen zugrundegelegt:

| | | |
|--|---|-----------------------------|
| Brennstoff | : | Benzin |
| Brandradius bei Brandbeginn in m | : | 0,270 |
| Brandradius maximal in m | : | 0,535 |
| Objektmasse bei Brandbeginn in kg | : | 20,52 |
| unterer Heizwert in MJ/kg | : | 42,50 |
| Ausbreitungsgeschwindigkeit in m/s | : | 0,01 |
| spezifische Abbrandrate in kg/(sm ²) | : | 0,05198 |
| Modell für Plumberechnung | : | McCaffrey |
| Modell zur Berechnung d. Abbrandrate | : | geometrisches Abbrandmodell |

Das zweite Brandobjekt wird durch nachfolgende Parameter beschrieben:

| | | |
|--|---|-----------------------------|
| Brennstoff | : | Diesel |
| Brandradius zu Beginn in m | : | 0,085 |
| Brandradius maximal in m | : | 0,169 |
| Objektmasse bei Brandbeginn in kg | : | 0,85 |
| unterer Heizwert in MJ/kg | : | 42,70 |
| Ausbreitungsgeschwindigkeit in m/s | : | 0,00317 |
| spezifische Abbrandrate in kg/(sm ²) | : | 0,02158 |
| Modell für Plumberechnung | : | McCaffrey |
| Modell zur Berechnung d. Abbrandrate | : | geometrisches Abbrandmodell |

6.2.4.4. Durchströmung des Gebäudes

Generell kann eine Einteilung der Einflußfaktoren auf die sich innerhalb des Gebäudes / der Brandetage einstellenden Strömungsvorgänge nach äußeren und inneren Faktoren erfolgen. Äußere Randbedingungen wie Windgeschwindigkeit und -richtung sowie Außenlufttemperatur und (bedingt) solare Energieeinträge führen zu einem Druck- und Temperaturgefälle, dessen Ausgleich über Außenfugen in Räumen mit Fenstern bzw. Außentüren in Form von Luftvolumenströmen und durch Wärmeleitung- und strahlung realisiert wird.

Innere Störquellen sind ebenfalls Temperatur- und Druckunterschiede, hervorgerufen durch Nutzerverhalten, raumluftechnische Anlagen und die Gestaltung des Gebäudes (Auftriebsströmungen im Treppenhaus). Bauseits bedingte Fugen in Innentüren und sonstige Undichtigkeiten zwischen den Nutzungseinheiten führen zum Abbau der Temperatur- und Druckgradienten zwischen einzelnen Zonen.

Die rechnergestützte Nachbildung der Strömungsvorgänge innerhalb einer Gebäudes berücksichtigt sowohl die äußeren Einflußfaktoren als auch die inneren Störgrößen. Außen- und Innenfugen sowie Öffnungsflächen von Fenstern und Türen werden in die Berechnung der ausgetauschten Volumenströme einbezogen.

Im Rahmen der Nachbildung des Brandversuchs sind folgende innere und äußere Randbedingungen von besonderer Bedeutung für die Durchströmungsberechnung des Gebäudes bzw. der Brandetage:

- voll geöffnetes Außenfenster in Zone 25
- drei geöffnete Verbrennungsluftöffnungen in der Trennwand zwischen den Zonen 25 und 26
- geöffnete Innentüren von Zone 26 zu Zone 18 und von Zone 18 zu Zone 27
- geschlossene Türen der an den allgemein zugänglichen Flur angrenzenden Nutzungseinheiten
- geschlossene Schleusentüren (Zone 31)
- Windlast auf der Hauptfassade des Gebäudes (Außenfenster der Zone 25)
- Außentemperatur von 0°C

6.2.4.5. Ergebnisse der Simulationsrechnungen

Das im Rahmen dieses Forschungsvorhabens entwickelte Simulationswerkzeug bietet die Option die Simulationen im Makrobereich ohne Kopplung zum Feldmodell durchzuführen. Damit eröffnet sich die Möglichkeit der Variantenrechnung mit vertretbaren Rechenzeiten. So können schon im Vorfeld der eigentlichen Untersuchung die kritischen Varianten ausgewählt werden. Da nicht alle für eine Simulation notwendigen Randbedingungen beim Brandversuch in Leipzig bekannt sind, wurden Variantenrechnungen durchgeführt. Schwerpunkt dieser Rechnungen war jedoch nicht, eine 100%-ige Übereinstimmung der Simulationsergebnisse mit den Messungen zu erzielen. Vielmehr stand im Vordergrund der Simulationen, die Plausibilität der angewendeten Standard-Modelle zu testen. Ein Angleichen dieser Modelle an die Besonderheiten dieses speziellen Brandversuches ist wenig hilfreich, wenn das neue Simulationswerkzeug für die angestrebte Untersuchung anderer Konfigurationen von Gebäuden und anderer Brandsimulationen genutzt werden soll. Trotzdem sollte der qualitative Verlauf der Simulation den Meßwerten nahe kommen. Es soll deshalb an dieser Stelle eine Variante demonstriert werden, die im Vergleich zu den Meßwerten gute bis sehr gute Ergebnisse liefert.

Die wesentlichsten Ergebnisse dieser Simulationsrechnung sind in den Abbildungen B.1.3 und B.1.4 graphisch aufbereitet. Die Auswertung beschränkt sich nur auf die Bereiche (Zonen, vergl. Abbildung B.1.1), die durch den Brandherd (Zone 26) sowohl thermisch als auch aerodynamisch am stärksten beansprucht werden. Das sind somit die Räume 18 und 25, die direkten Kontakt mit der Brandzone 26 haben bzw. die Zonen 27, 28, 29 und 30 des langen Stichflures. Die Prozesse in diesen Zonen werden mittels des TYPE 112 simuliert. Die einzelnen Türen bzw. Öffnungen dieses Bereiches sind weit geöffnet, so daß sich die Rauchgase ungehindert ausbreiten können. Alle an diese Zonen angrenzenden Räume werden über die Türschlitze bzw. durch die thermische Ankopplung der Wände und Türen in die gesamte Berechnung mit einbezogen. Die Simulation startet 1,2 min vor dem Beginn des Brandes.

In der Abbildung B.1.3 sind die Temperaturen der relevanten Zonen, jeweils aufgeteilt nach Kaltgas und Heißgasschicht, dargestellt. Die Kaltgashöhe bzw. dicke die in der gleichen Darstellung erkennbar ist, zeigt deutlich die Phasen der Ver- und Entrauchung. In der Abbildung B.1.4 sind die Zustands- und Prozeßgrößen der Verbrennung demonstriert.

Die Heißgastemperatur des Brandraumes (Zone 26) steigt zu Beginn rasch an. Gleichzeitig ist ein sehr schneller Abfall der Kaltgasschichthöhe beobachtbar. Die Heißgasschicht der Zone 25 kann sich nur unvollständig ausbilden, da sie direkten Kontakt mit der Umwelt über das weit geöffnete Fenster besitzt. Über dieses kann eine schnelle Entrauchung dieser Zone stattfinden. Die Zone 18 (kleiner Flur) wird, nachdem im Brandraum die Heißgasschicht den Türsturz unterschreitet, ebenfalls sehr schnell bis zur einer Kaltgashöhe von ca. 1,3 m verraucht. Diese Höhe ist ausreichend, um in dem anschließenden Stichflur eine Heißgasschicht auszubilden. Dabei wird naturgemäß die Zone 27 als erstes mit Rauchgas angereichert. Die anderen Zonen können jeweils nach Überwinden der jeweiligen Unterzüge verrauchen. Ein vollständiges Verrauchen der Flure ist an Hand der Kaltgasschichthöhe nicht erkennbar. Jedoch findet der Konzentrationsausgleich, bedingt durch die teilweise sehr stark ausgeprägten Wandströmung gleichzeitig statt. Es muß somit darauf hingewiesen werden, daß bei der Untersuchung von für den Menschen gefährlichen Zuständen, sowohl die Höhen der Kaltgasschicht als auch die Schadstoffkonzentrationen der beiden Schichten zu beachten sind. Durch die jeweiligen Öffnungen der Räume verteilt sich der Rauch entsprechend der vorliegenden Strömungsverhältnisse. Im Stichflur bildet sich nach ca. 5 min eine fast konstante Schichtung aus. Die Temperaturen der Heißgasschicht der an den Brandraum angrenzenden Räume verringern sich mit zunehmender Entfernung. Vergleicht man den Plumemassestrom im gleichen Zeitraum, so ist die Ursache für die schnelle Temperaturerhöhung erkennbar. In dem Maße wie der Brandraum verraucht, verringert sich der Plumemassestrom in die Heißgasschicht und der Anstieg der Heißgastemperatur wird kleiner, bis sich ein ungefähres Gleichgewicht in der Brandzone einstellt.

Die Energiefreisetzung in der Heißgasschicht ist direkt mit der Abbrandrate und der Ventilationszahl verbunden. Mit abnehmender Kaltgasschicht erhöht sich die Ventilationszahl. Die Grenze 1,0 ist nach ca. 3 min Simulationszeit überschritten. Ab dann liegt eine unvollständige Verbrennung vor. Folgerichtig verringert sich die Energiefreisetzung und der Kohlenmonoxid-ausstoß des Brandherdes wird angefacht. Diesen Effekt kann man am Objekt 1 (Benzin) während der Simulation erkennen. Die Grafik der Abbrandrate dieses Objektes zeigt gleich zu Beginn einen sehr steilen Anstieg, wie man ihn beim Abbrennen von dem leichtbrennbaren Benzin erwarten sollte. Der Behälter mit dem Benzin zeigt im Vergleich mit dem Diesel eine größere Abbrandrate, da diese so modelliert wurde, daß beide Objekte mit unterschiedlicher Masse trotzdem gleichzeitig abgebrannt sind. Dies ist eine Annahme, die nicht unbedingt mit den tatsächlichen Versuchsbedingungen übereinstimmen muß. Jedoch zeigen die Meßwerte einen auffällig gleichmäßigen Verlauf. Ein Ende des Brandes eines der Behälter, müßte jedoch durch eine sichtbare Unregelmäßigkeit im Temperaturverlauf erkennbar sein. Direkte Angaben im Meßprotokoll konnten dazu nicht gefunden werden. Die Masse der Objekte zeigen deshalb einen kontinuierlichen bzw. im wesentlichen linearen Abfall als direkte Reaktion auf die Abbrandrate.

Sind alle Objekte vollständig verbrannt, beginnt die Phase der Entrauchung und Abkühlung. Durch das Fenster der Zone 25 und über die Türen des Stichflures können die Räume relativ rasch entrauchen. Die Kaltgasschicht in den einzelnen Zonen wird größer und vermischt sich mit der Frischluft. Dadurch ist die schnelle Abkühlung dieser erklärbar. Im gleichen Zeitraum kühlt sich die Heißgasschicht ab. Das Abklingen der Temperaturen wird durch die hohen Oberflächentemperaturen der Wände verzögert, die ihre während des Brandes gespeicherten

Wärme wieder an die Luft abgeben.

Desweiteren zeigten die Variantenrechnungen, daß die Verbrennung im Brandraum zum größten Teil unvollständig war. Da die Bedingungen für das Außenklima nicht vollständig bekannt waren, ist in der vorliegenden Simulationsrechnung davon ausgegangen worden, daß ein großer Teil der Rauchgase durch einen entsprechenden Winddruck über das Fenster der Zone 25 abgeführt werden konnte. Dies wird im wesentlichen durch die Beobachtungsprotokolle bestätigt.

In den Abbildungen B.1.12 bis B.1.29 sind für einige ausgewählte Zeitpunkte die Heißgasschichten geometrisch dargestellt. Schon kurz nach Brandbeginn (3,6 s) ist in der Abbildung B.1.12 eine deutliche Ausbildung der Heißgasschicht im Brandraum erkennbar. Die Abbildung B.1.13 zeigt die gleiche Geometrie 3,6 s später. Der Brandraum ist soweit ver Raucht, daß der anschließende kleine Flur (Zone 18) über die geöffnete Tür mit Rauchgasen gefüllt wird. Ist der Türsturz in der Zone 18 ebenfalls überwunden, bildet sich im ersten Abschnitt des langen Stichflures an der Decke eine Heißgasschicht aus, wie man in der Abbildung B.1.14 sehr gut erkennen kann. Gleichzeitig ist die Heißgasschicht im Brandraum soweit angewachsen, daß die Öffnungen der Verbindungswand zur Zone 25 erreicht wird. Diese Zone füllt sich mit Brandgasen bis der Sturz des weit geöffneten Fensters erreicht wird. Hier können die Rauchgase ungehindert ins Freie ausströmen. In den anschließenden Abbildungen B.1.15 bis B.1.21 füllt sich der lange Flur immer weiter mit Rauch, bis nach 9 min Simulationszeit der Brand beendet ist (vergl. Abb. B.1.22). Anschließend beginnt die Entrauchung des Brandraumes. Mit zunehmender Angleichung der Schichttemperaturen der jeweiligen Zonen, verschwindet die Unterscheidung zwischen Heißgas- und Kaltgasschicht, so daß die Abbildungen B.1.26 bis B.1.29 nicht mehr klar auswertbar sind. Dazu kommt, daß das Modell der konvektiven Wandströmung (vergl. Abschnitt 3.4.3.4) zusätzlich eine Vermischung der Schichten begünstigt. Gut erkennbar ist die Wirkung des Modelles an Hand der Kaltgasschichten in der Abbildung B.1.3, die im letzten Drittel der Simulation in fast allen Zonen ein sichtbaren Abfall zeigen. Zusätzlich kann der Leser diesen Effekt an Hand der Angleichung der Schichtkonzentrationen in den Abbildungen B.1.5 und B.1.6 beobachten.

Die Kenntnis der Konzentrationsverteilung von Kohlenmonoxid bzw. auch von Kohlendioxid in den Schichten gibt neben der Höhe und der Temperatur der Kaltgasschicht die Information darüber, ob eine mögliche Gefährdung von Leben vorliegt. Das für den Menschen schon in geringen Mengen gefährliche Kohlenmonoxid entsteht erst zu dem Zeitpunkt, wenn im Brandraum eine unvollständige Verbrennung stattfindet. Also genau dann, wenn ein akuter Sauerstoffmangel, der natürlich für alles Leben genauso gefährlich ist, auftritt. Dies und die Verteilung in den Räumen kann man in den Abbildungen B.1.5 und B.1.6 zeitlich sehr gut nachvollziehen.

Das eindimensionale Temperaturfeld jeder einzelnen Wand des gesamten Gebäudes wird mit dem Wandmodell TYPE 158 berechnet (vergl. Abschnitt 3.2). Die Diskretisierung erfolgt mit 50 Elementen, wobei die Elementbreite zu den Oberflächen hin abnimmt. Dadurch kann die Genauigkeit der Oberflächentemperatur positiv beeinflusst werden. In der Abbildung 6.2.7 ist beispielhaft das eindimensionale Temperaturfeld einer Wand des Brandraumes (Zone 26) dargestellt. Deutlich erkennbar sind die schnellen Reaktionen der Oberflächentemperaturen auf die Konvektion und Strahlung. Trotzdem ist eine sehr weites Eindringen des Tempera-

tursprunges in das Bauteil nicht erkennbar. Das Material Schwerbeton aus dem die Wände bestehen, zeichnet sich durch eine verhältnismäßig hohe Schwere und Wärmespeichervermögen aus, so daß dieses Temperaturverhalten erklärbar ist.

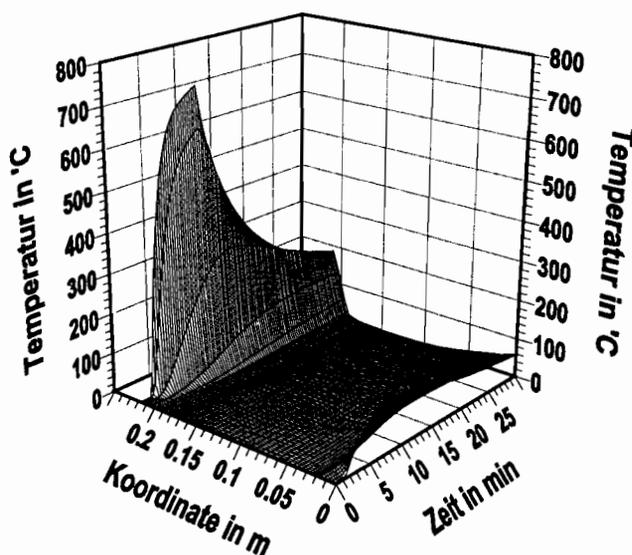


Abb. 6.2.7: eindimensionales Temperaturfeld einer Verbindungswand zwischen dem Brandraum (Zone 26) und dem anschließenden kleinen Flur (Zone 18)

6.2.4.6. Vergleich von Messung und Simulation

Vergleicht man die Ergebnisse der Simulation mit den Werten der Messung in Abbildung 6.2.8, kann man erkennen, daß zwar die Differenzen der Maximalwerte im Brandraum relativ groß sind, jedoch sich der zeitliche Verlauf sichtbar ähnelt. Im Brandraum werden höhere Temperaturen berechnet, jedoch kann eine hinreichend gute quantitative Übereinstimmung im ersten Abschnitt des Stichflures (Zone 27) festgestellt werden (vergl. die Abbildungen 6.2.8 und B.1.11). Die Verbrennung im Brandraum verläuft kontinuierlich ab, so daß der tendenzielle Verlauf der Meßtemperaturen gut widerspiegelt werden kann. Die zu hohen Temperaturen im Brandraum können verschiedene Ursachen haben. Der geometrische Algorithmus der Abbrandrate beispielsweise setzt eine schlagartige Verbrennung gleich von Beginn an voraus. Die Meßwerte zeigen jedoch einen relativ langsamen Anstieg der Temperaturen die beim Verbrennen von Benzin zumindest ungewöhnlich erscheinen. Durch die Verwendung von Stützstellen für die Abbrandrate hätte die Simulation an die Meßwerte angepaßt werden können. Darauf wurde bewußt verzichtet, um die prinzipielle Anwendbarkeit der Standardmodelle zu demonstrieren. Auffällig ist auch die rasche Abkühlung des Brandraumes während der Messung. Vermutlich wurden nach Beendigung des Brandes für eine schnelle Entrauchung der Räume durch Öffnen aller Fenster und Türen gesorgt.

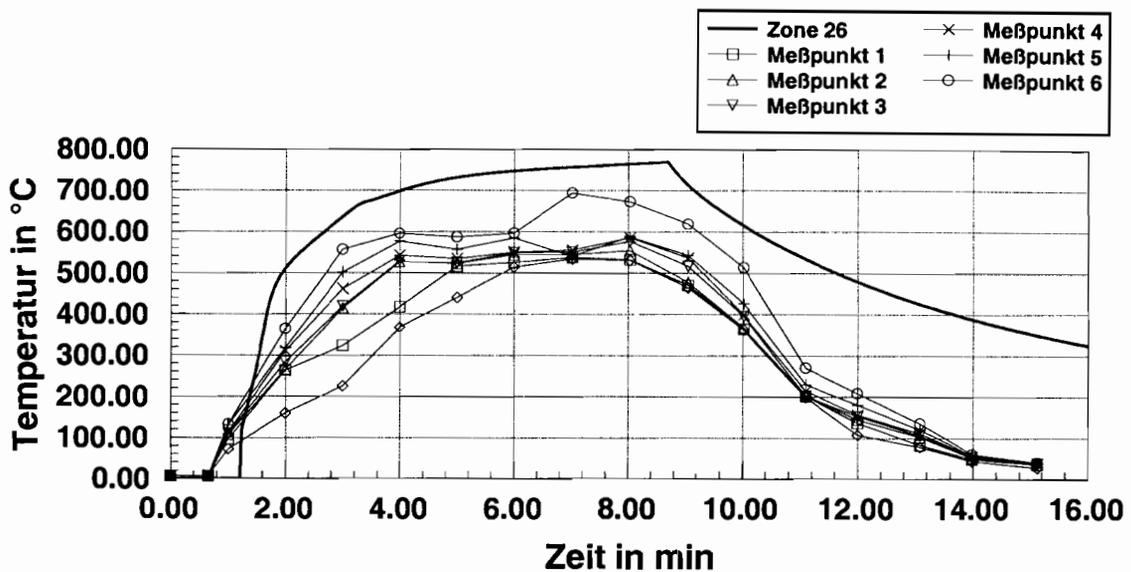


Abb. 6.2.8: Ergebnisse der Simulation - Vergleich der Brandraumtemperaturen mit den Simulationsergebnissen

Die relativ niedrigen Temperaturen in den letzten Abschnitten des Stichflures, sind wahrscheinlich auf die Zuströmung der kalten Luft aus den angrenzenden Räumen zurückzuführen. Diese Luftvolumenströme haben eine Temperatur von ca. 5 °C. Sie strömen in den Stichflur hinein, da angenommen wurde, daß der Wind mit einer Stärke von 5 m/s auf der der Zone 25 gegenüber liegenden Seite anliegt und die Fenster dieser Räume angekippt sind. Über die Quantität der über die Türspalten in den Stichflur eindringenden Kaltluft kann man sich an Hand der Abbildungen B.1.7 bis B.1.10 im Anhang informieren. An gleicher Stelle sind die Masseströme aller anderen relevanten Öffnungen dargestellt. In jedem einzelnen Bild sind die Masseströme nach ihrer Strömungsrichtung graphisch aufbereitet. Dabei werden die Kürzel aus dem Modell der Ventilationsöffnungen für Brandräume im Abschnitt 3.3.5 verwendet.

Fazit: Insgesamt kann festgestellt werden, daß die Simulation unter den gegebenen Randbedingungen plausible Ergebnisse liefert. Die Abweichungen von den Meßwerten sind hinreichend klein, wenn man davon ausgeht, daß relativ viele Annahmen für die Randbedingungen, die für eine Simulation nur unzureichend zur Verfügung standen, nötig waren. Für eine Variantenrechnung zur Erkenntnisgewinnung von brandspezifischen Vorgängen innerhalb eines Vielraumgebäudes ist das neue Simulationsmodell bei vertretbarem Aufwand unbedingt geeignet. Sollen zusätzliche Informationen in besonders kritischen Räumlichkeiten gewonnen werden, bietet das Modell die notwendigen Kopplungsbedingungen für eine detaillierte Simulation dort mittels des Feldmodelles.

6.2.5. Ergebnisse der Kopplung mit dem Feldmodell

6.2.5.1. Allgemeines

Eine typische Situation für den Einsatz eines Feldmodelles bei der gekoppelten Simulation ist die Berechnung der Rauchausbreitung in einem dem Brandraum nachgeordneten Flur. Dazu wurde ein Flur nachgerechnet zu dem bereits experimentelle Daten vorliegen (vergl. Abschnitt 6.2). Die räumliche Anordnung besteht aus zwei Fluren, einem kleinen, der direkt an den Brandraum anschließt und einem großen, der mit dem kleinen Flur verbunden ist und im Mittelpunkt der Rauchgassimulation mit dem Feldmodell steht. Der große Flur ist 14,22 m lang, 1,50 m breit und 2,60 m hoch. Am Fußboden sind keine Hindernisse vorhanden, jedoch befinden sich an der Decke Unterzüge, die ein deutliches Strömungshindernis darstellen. Der kleine Flur ist 3,0 m lang, 1,0 m breit und besitzt die gleiche Höhe wie der große Flur. Das Ziel der Berechnung ist der direkte Vergleich des berechneten Temperaturverlaufs für den großen Flur mit dem gemessenen Temperaturverlauf (weitere Meßdaten, wie Konzentrations-, Geschwindigkeitsverteilung u.a. stehen nicht zur Verfügung). Die Tür zum Brandraum wurde als Öffnung 2,0 m x 0,8 m (H x B) und die Austrittsöffnungen, hier die Türschlitze, als Öffnungen mit jeweils 0,05 m x 0,8 m (H x B) definiert. Die Geometrie und die Definition der Wandzonen ist in Abbildung 6.2.9 dargestellt.

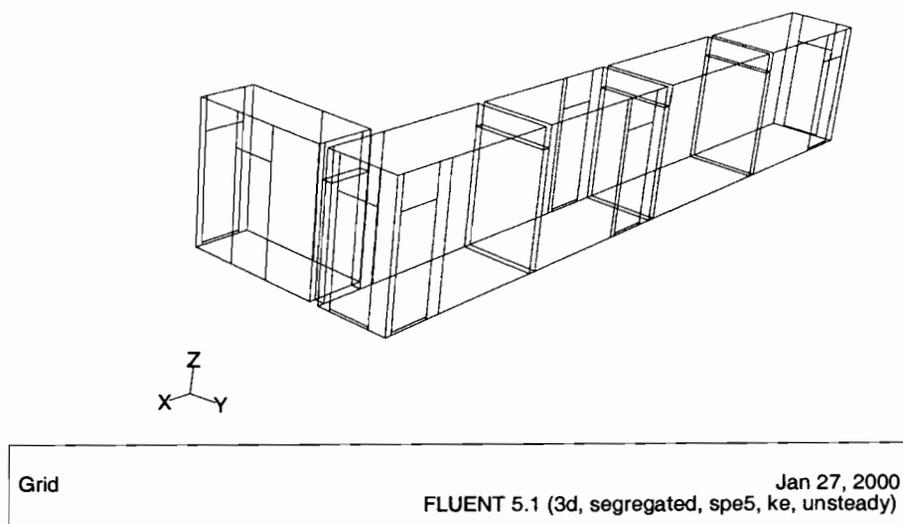


Abb. 6.2.9: Geometrisches Modell für den Mikrobereich mit Interfacezonen für den Datenaustausch

Für alle Berechnungen wurde ein unstrukturiertes Gitter, bestehend aus Tetraederelementen, verwendet. Die Eintrittsöffnung, das Interface zwischen kleinem und großem Flur sowie die Austrittsöffnungen wurden besonders sorgfältig partiell vernetzt, um in diesen Bereichen

aussagekräftige Ergebnisse zu erhalten. Die Feinheit des Gitters wurde so gewählt, daß gute Resultate zu erwarten sind und der Rechenaufwand, soweit möglich, begrenzt wird.

Alle Berechnungen wurden auf einer Hewlett Packard Workstation mit zwei PA RISC 8500 Prozessoren (440 MHz) und 2GByte Arbeitsspeicher durchgeführt.

6.2.5.2. Konfiguration für die erste Simulationsrechnung

Der kleine Flur in Verbindung mit dem großen Flur bildet das Berechnungsgebiet für das Feldmodell. Das Ziel ist, die prinzipielle Kopplungsmöglichkeit zwischen Makro- und Mikromodell nachzuweisen und mit den Berechnungsergebnissen in die Nähe der experimentell ermittelten Werte zu gelangen. Aufgrund der zeitlichen Abhängigkeit der Randbedingungen wurde die Berechnung instationär durchgeführt. Das verwendete Gitter besitzt ca. 584.500 Zellen mit ca. 117.000 Knoten. Die Kopplung mit dem Makromodell (TRNSYS) findet alle 3,6 s statt, bei der die im Abschnitt 5.3 beschriebenen Daten ausgetauscht werden.

Folgende Randbedingungen wurden gewählt:

Randbedingungen am Eintritt:

- Druckrandbedingungen (Werte werden von TRNSYS übernommen)
- Rauchgastemperatur (von TRNSYS)
- Masseanteile der Rauchgaskomponenten (von TRNSYS)

Randbedingungen am Austritt:

- Druckrandbedingungen, $\Delta p = 0$ (freies Ausströmen)
- Masseanteile der Rauchgaskomponenten bei Rückströmung in den Flur (von TRNSYS)
- Temperatur bei Rückströmung in den Flur (von TRNSYS)

Randbedingung an den Wänden:

- Oberflächentemperaturen der einzelnen Wandzonen (TRNSYS)

Bei der Modellierung des Rauchgases wurden nachfolgende Modelle in der Berechnung verwendet:

- Energiemodell
- Turbulenzmodell ($k - \epsilon$ mit Auftrieb, Standardwandfunktion)
- Speziesmodell (5 Komponenten, CO_2 , CO , H_2O (Dampf), N_2)

6. Demonstrationsbeispiele

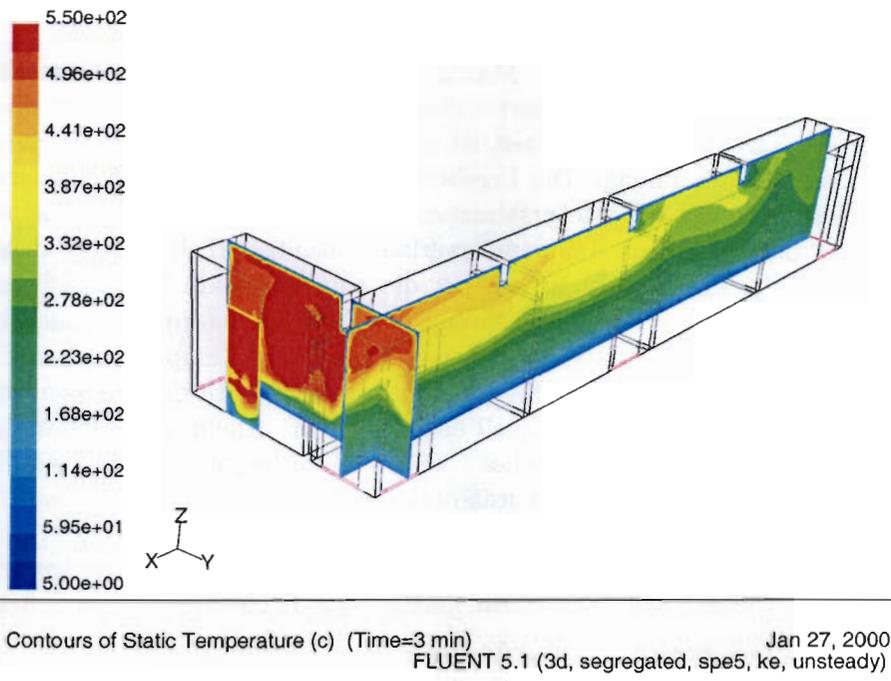


Abb. 6.2.11: Temperaturverlauf nach 3,0 min

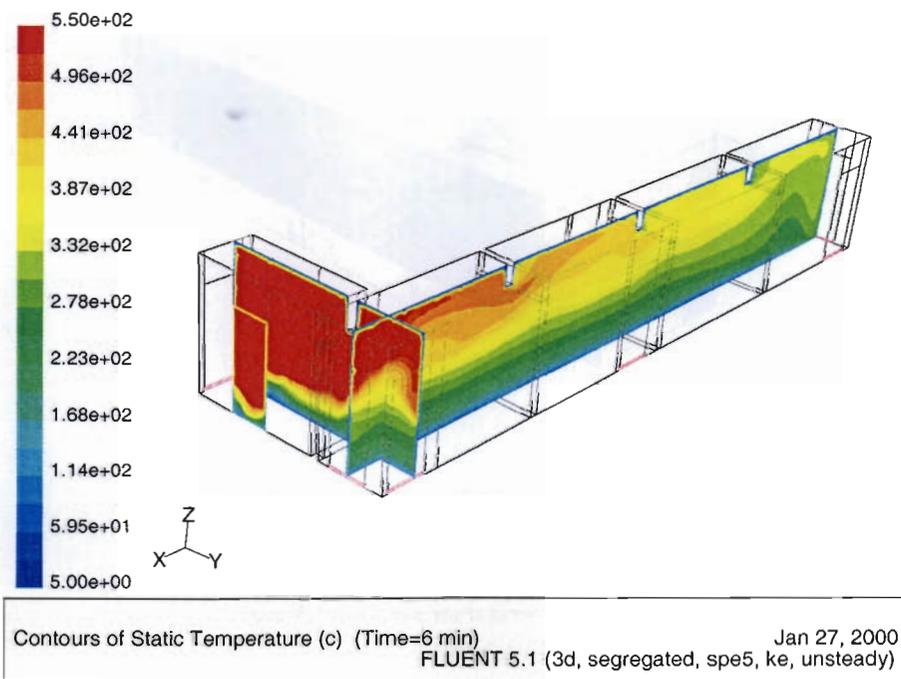


Abb. 6.2.12: Temperaturverlauf nach 6,0 min

Ergebnisse der Berechnung

Das Feldmodell (FLUENT) kann mit dem Makromodell (TRNSYS) in der vorgesehenen Weise gekoppelt werden. Die berechneten Temperaturverläufe sind in den Abbildungen 6.2.10 bis 6.2.14 dargestellt. Deutlich zu erkennen ist das vom Brandraum übernommene Temperaturprofil an der Eintrittsöffnung. Die Ergebnisse sind physikalisch plausibel und nachvollziehbar. Ein Vergleich mit den Meßergebnissen aus dem Brandversuch in Leipzig zeigt jedoch deutlich, daß der berechnete Temperaturverlauf mitunter erheblich über dem gemessenen liegt. Als Ursache für die Abweichung ist die eingeschränkte Berücksichtigung des Strahlungswärmeaustausches zu nennen. Während der Strahlungswärmeaustausch zwischen Gaskörper und Wand in der von TRNSYS übernommenen Wandtemperatur berücksichtigt wird, fehlt der Austausch zwischen der Heiß- und Kaltgasschicht. Mit dem verwendeten Feldmodell können auch diese Vorgänge prinzipiell erfaßt werden. Allein aus Aufwandsgründen - die Berechnungszeit steigt um ein Vielfaches - wurde im vorliegenden Fall diese Näherung verwendet. Der Zustand im kleinen Flur wurde deshalb besser mit dem Zonenmodell erfaßt, da dieses auch den Strahlungswärmeaustausch zwischen Heiß- und Kaltgasschicht erfaßt und somit den Vorgang ausreichend beschreibt. Mit abnehmender Temperaturdifferenz wirkt sich die verwendete Näherung im Feldmodell immer geringer aus (siehe dazu Abschn. 4.4.4).

In der zweiten gekoppelten Berechnung wurde dieser Umstand berücksichtigt.

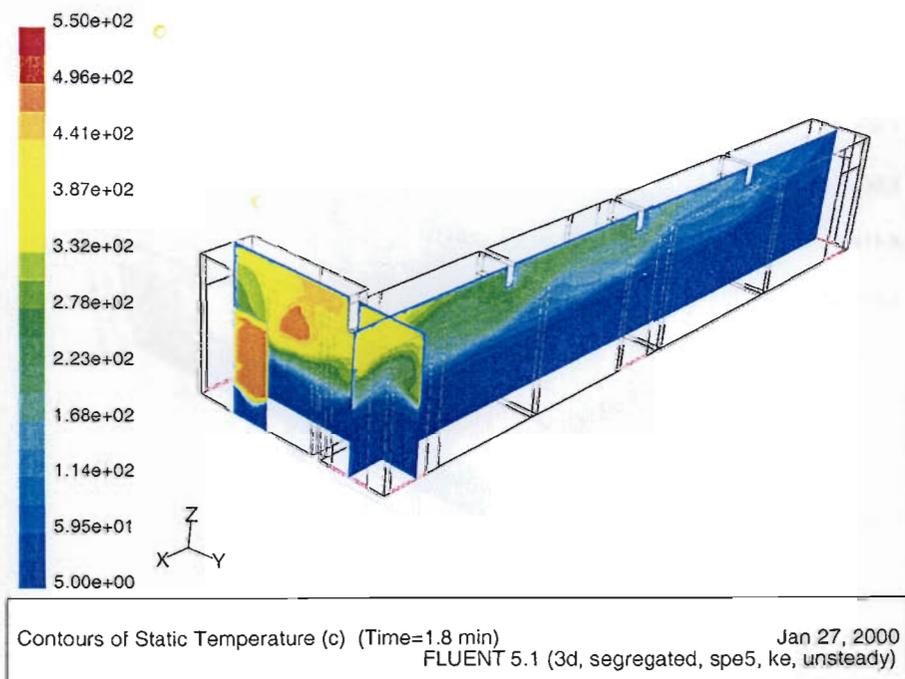


Abb. 6.2.10: Temperaturverlauf nach 1,8 min

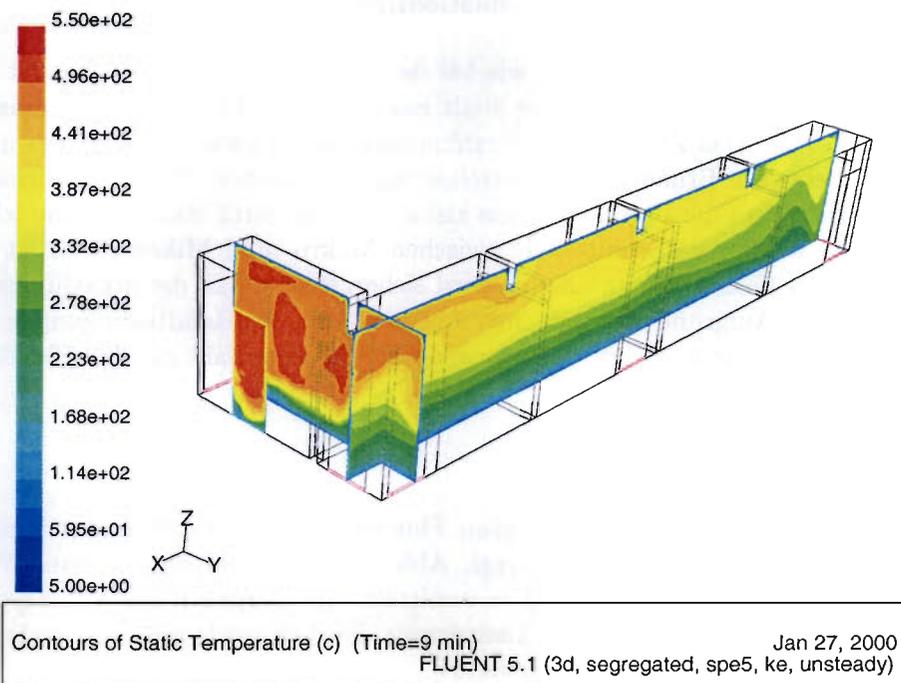


Abb. 6.2.13: Temperaturverlauf nach 9,0 min

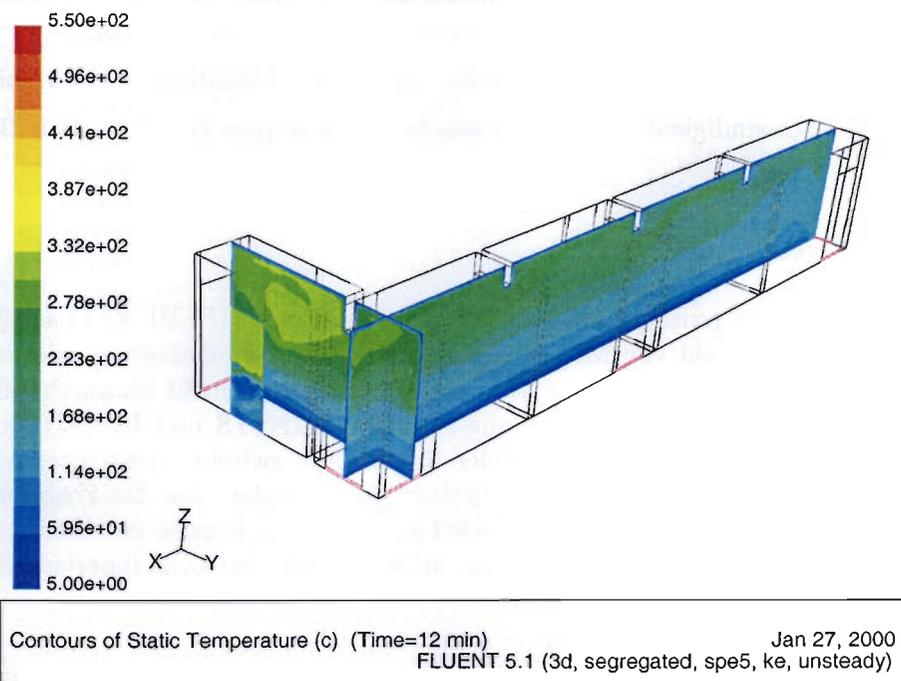


Abb. 6.2.14: Temperaturverlauf nach 12,0 min

6.2.5.3. Konfiguration für die zweite Simulationsrechnung

Es werden die gleichen Randbedingungen wie bei der ersten Berechnung verwendet. Im Unterschied zur vorangegangenen Berechnung stellt nur der große Flur das Berechnungsgebiet für das Feldmodell dar. Das Ziel ist, den Strahlungsaustausch zwischen Heißgas- und Kaltgasschicht im kleinen, dem Brandraum unmittelbar nachgeordneten, Flur zu berücksichtigen. Dies wird realisiert, indem die Berechnung des kleinen Flures durch das Makromodell (TRNSYS) übernommen wird. Die Schnittstelle zwischen Makro- und Mikromodell ist die Verbindungstür zwischen beiden Fluren. Somit wird sichergestellt, daß die Strahlungsvorgänge besser erfaßt werden. Aufgrund der zeitlichen Abhängigkeit der Randbedingungen wird die Berechnung instationär durchgeführt. Das verwendete Gitter umfaßt ca. 535.500 Zellen mit ca. 106.000 Knoten.

Ergebnisse der Berechnung

Die Simulationsrechnung liefert für den großen Flur eine akzeptable Übereinstimmung mit den Meßwerten aus dem Brandversuch (vergl. Abb. B.1.11). Die dargestellten Werte für FLUENT wurden für eine Höhe von 2,50 m ermittelt. Im Vergleich zur vorangegangenen Berechnung liegen hier die Werte für die Temperatur deutlich niedriger. Das bedeutet, daß die Strahlungsvorgänge ausreichend erfaßt werden.

In den Abbildungen B.1.30 bis B.1.35 sind die berechneten Temperaturverläufe dargestellt.

Die berechneten Konzentrationsverläufe für CO₂ sind in den Abbildungen B.1.36 bis B.1.41 dargestellt. Ein Vergleich mit den Meßergebnissen aus dem Brandversuch in Leipzig konnte nicht vorgenommen werden, da diesbezüglich keine Meßwerte vorliegen.

Berechnete Konzentrationsverläufe für CO findet man in den Abbildungen B.1.42 bis B.1.46.

Die berechneten Geschwindigkeitsverläufe können den Abbildungen B.1.47 bis B.1.52 entnommen werden.

6.2.5.4. Schlußfolgerungen

Eine konkrete Entrauchungssituation wurde mit dem Feldmodell (FLUENT) nachgerechnet. FLUENT bietet eine Vielzahl von Möglichkeiten zur Rauchgasmodellierung, die jedoch aus Gründen des damit verbundenen hohen Berechnungsaufwandes nicht ausgeschöpft werden konnten. Dennoch wurde durch die Kopplung zwischen TRNSYS und FLUENT und einer definierten Aufgabenverteilung, ein akzeptabler Kompromiß zwischen ausreichender Rauchgasmodellierung und vertretbarem Berechnungsaufwand gefunden. Da das Feldmodell nicht an das in TRNSYS verwendete Zweischichtmodell gebunden ist, können mit ihm Temperaturen, Geschwindigkeiten, Konzentrationen u.v.m. an jedem beliebigen Ort innerhalb des Flures berechnet werden.

6.3. Zweiraumbeispiel

In diesem Abschnitt soll anhand einer leicht überschaubaren Gebäudekonfiguration, qualitativ der Einfluß der Elemente Abluftventilator und Abluftkanal demonstriert werden. Das Gebäude besteht aus zwei gleichgroßen Räumen (Zonen), die über eine Tür miteinander verbunden sind (Abb. 6.3.1). In Zone 1 befindet sich das Brandgut. Dieses besteht aus zwei Objekten unterschiedlicher Anfangsmasse, die zeitlich versetzt ausbrennen. Das Nachströmen von Außenluft wird durch eine Zuluftöffnung in Zone 1 ermöglicht.

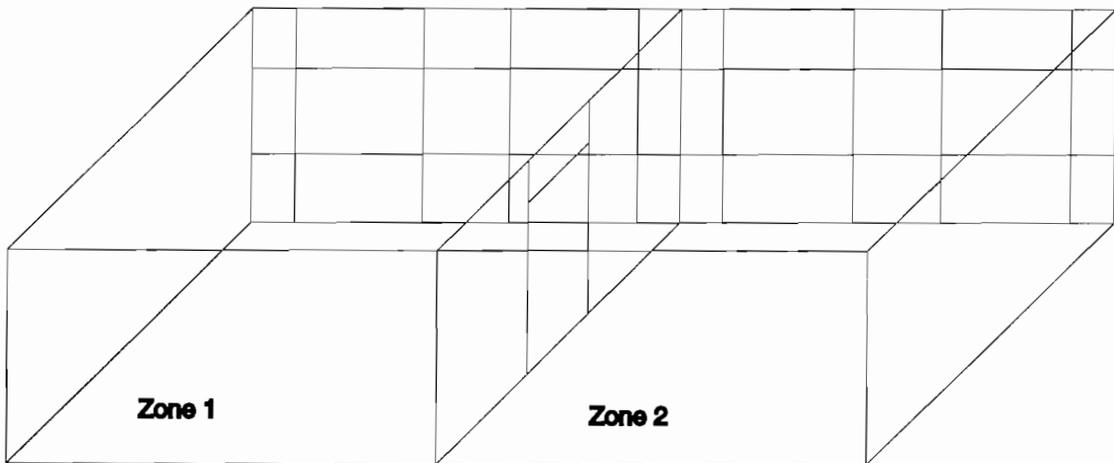


Abb. 6.3.1: Perspektivische Ansicht des Zweiraummodells

Zuerst wird die einfachste Variante ohne jede Rauchabzugsmaßnahme betrachtet. Für die Schichthöhen stellen sich die in Abb. 6.3.2 dargestellten Verläufe ein. Zu Brandbeginn nimmt die Dicke der Heißgasschicht in Zone 1 rasch zu. Über die Verbindungstür kommt es infolge der Dichteunterschiede in den Zonen zu einem Luftaustausch. Dabei strömt vorwiegend Heißgas aus Zone 1 in Zone 2 und Kaltgas aus Zone 2 nach Zone 1 (entsprechend Abb. 3.3.7 bis 3.3.15 in Abschnitt 3.3.5). Da der Heißgasmassiestrom von Zone 1 nach Zone 2 größer ist als der in entgegengesetzter Richtung, nimmt die Dicke der Heißgasschicht in Zone 2 schneller zu. Nachdem das Brandgut aufgebraucht ist, kommt es zu einer plötzlichen Abnahme der Heißgasschicht in Zone 1. Die Ursache dafür ist, daß die Zufuhr von Gasen über den Plume entfällt, ein Transport von Brandgas erfolgt ab jetzt nur noch über die Verbindungstür. Die Temperaturen und die Konzentrationen in den Schichten gleichen sich nun allmählich an, es kommt zu keinem weiteren Austausch mehr, die Schichthöhen bleiben nahezu konstant.

Bei der nächsten Variante wurde in Zone 2 ein Abluftventilator mit konstantem Volumenstrom in der Decke installiert. Es stellen sich die in Abb. 6.3.3 dargestellten Verläufe der Schichthöhen ein. Gegenüber Abb. 6.3.2 ist eine geringere maximale Dicke der Heißgasschicht zu erkennen, nach der Verbrennung werden die Brandgase durch den Ventilator aus den Räumen befördert, über die Zuluftöffnung gelangt Außenluft in Zone 1. Der Abluftventilator erzeugt

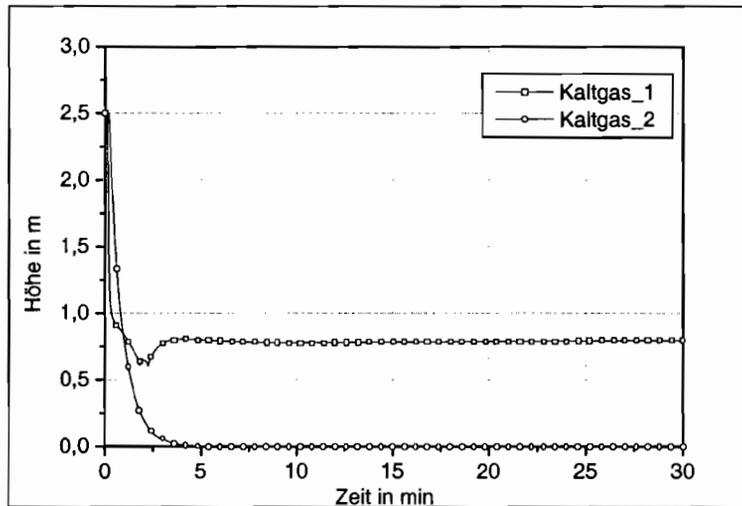


Abb. 6.3.2: Kaltgas-Schichthöhe für Zweiraumbispiel - kein Rauchabzug

eine Verschiebung des Druckprofils über der Verbindungstür in Richtung Zone 2. Dadurch strömt anfangs vermehrt Rauchgas von Zone 1 nach Zone 2, mit der Folge, daß Rauchgasschicht in Zone 2 weiter zunimmt. Erst wenn die Dicke der Rauchgasschicht in Zone 1 einen bestimmten Betrag unterschreitet, geht auch die Rauchgasschicht in Zone 2 zurück. Da hier nicht mit dem Modell für konvektive Fall- / Auftriebsströmungen an Wänden (Wandströmung) gerechnet wurde, findet kein Austausch zwischen den Gasschichten statt, die über dem Türsturz befindliche Menge an Heißgas verbleibt im Raum (Zone 1).

Zuletzt wurde ausgehend von der ersten Variante ein Abluftkanal von 10 m Länge über Zone 2 angebracht. Die Verläufe der Schichtdicken zeigt Abb. 6.3.4. Infolge des thermischen Auftriebs im Kanal wird das Gasgemisch aus Zone 2 transportiert. Erwartungsgemäß stellen sich ähnliche Kurvenverläufe wie in Abb. 6.3.3 ein, es gelten die dort getroffenen Aussagen. Wärmeverluste des Kanals blieben bei diesem Demonstrationsbeispiel unberücksichtigt.

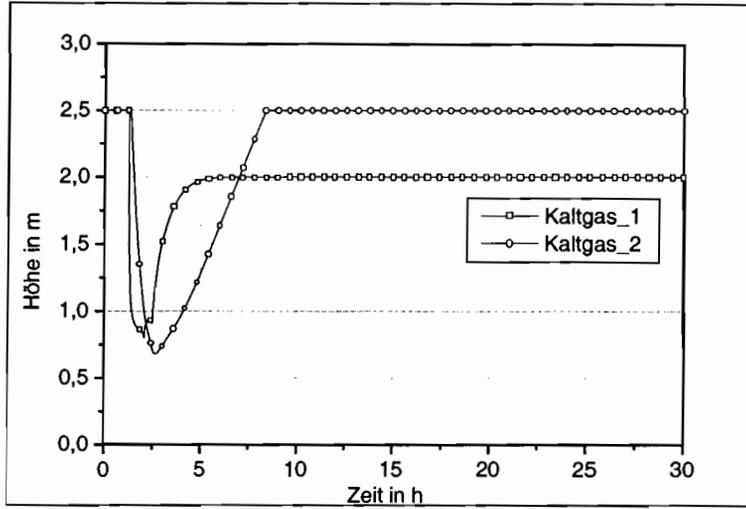


Abb. 6.3.3: Kaltgas-Schichthöhe für Zweiraumbeispiel - Abluftventilator in Zone 2

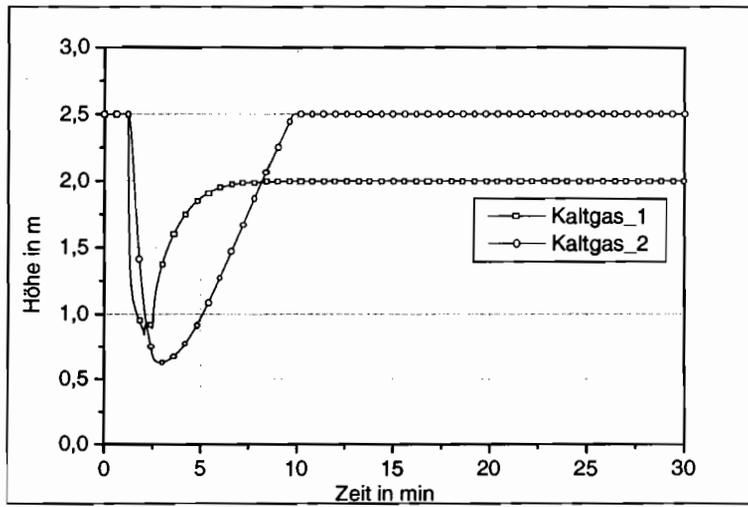


Abb. 6.3.4: Kaltgas-Schichthöhe für Zweiraumbeispiel - Abluftkanal in Zone 2

6.4. Brandversuches der MFPA Leipzig mit Ankopplung des Treppenhauses

In Abschnitt 6.2 wurden die Berechnungen den Versuchsbedingungen entsprechend ohne Verbindung zum Treppenhaus durchgeführt. Im realen Brandfall ist von einem Eindringen erheblicher Mengen an Rauch in das Treppenhaus auszugehen (undichte oder geöffnete Türen, Versagen der automatischen Türschließenanlage, Ventilatoren). Deshalb wurde die Konfiguration des im Abschnitt 6.2 beschriebenen Beispiels dahingehend verändert, daß die Türen zwischen Zone 1 und 31 sowie zwischen Zone 31 und 30 sich nun im geöffneten Zustand befinden (siehe Abb. B.1.1 Seite 128). Außerdem ist im Treppenhaus wahlweise ein Abluftventilator in Zone 56 und ein Zuluftventilator in Zone 51 installiert worden. Abb. 6.4.1 zeigt das Gebäude mit den zusätzlichen Zonen des Treppenhauses.

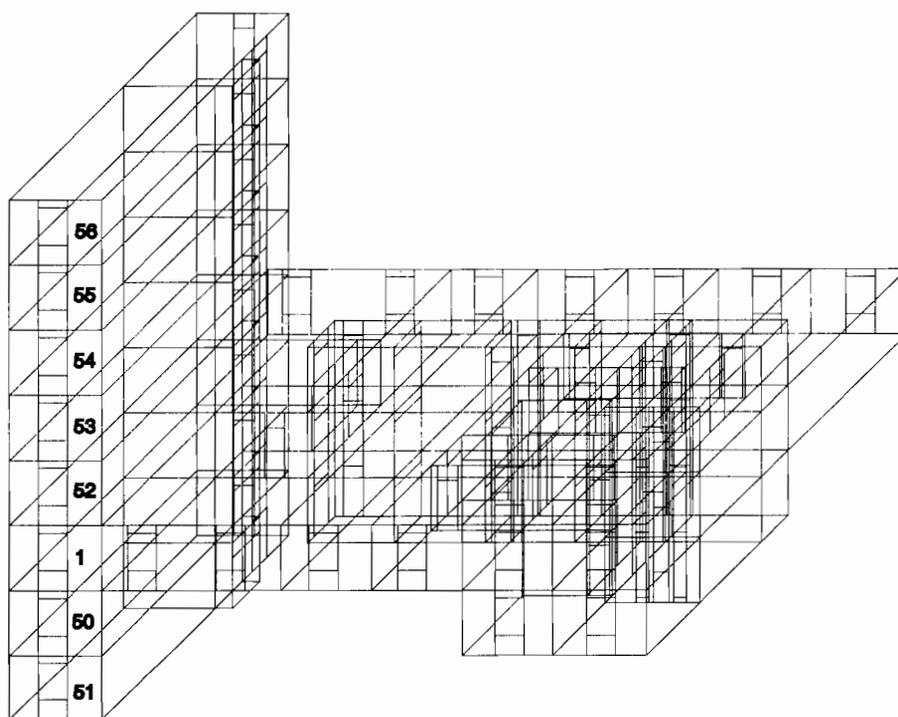


Abb. 6.4.1: Perspektivische Darstellung des Beispiels

Variante mit Abluftventilator

Als Ergebnisse sind für die Variante mit Abluftventilator in Abb. 6.4.2 die Masseströme über die Verbindungstür von Zone 31 nach Zone 1 und zwischen den einzelnen übereinanderliegenden Zonen des Treppenhauses sowie die Entwicklung der Schichthöhen (Abb. 6.4.3) dargestellt. Die Bezeichnung der Masseströme in der Legende zeigt die positive Strömungsrichtung an. Entsprechend seiner Leistungsparameter erzeugt der Abluftventilator einen Unterdruck im

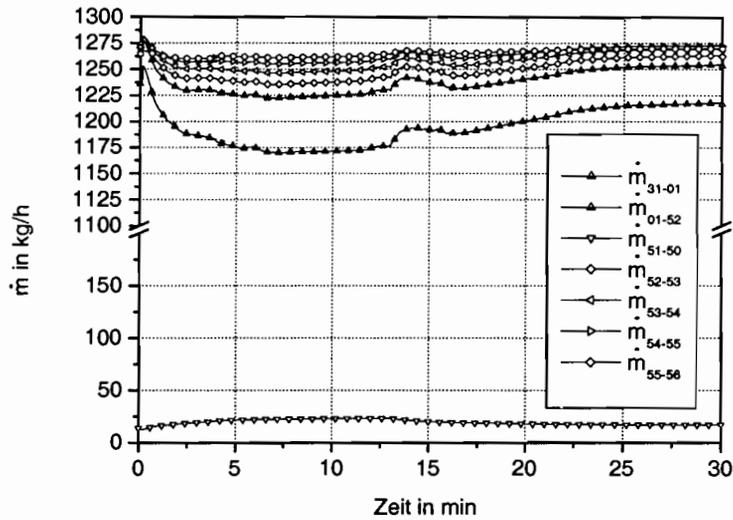


Abb. 6.4.2: Masseströme im Treppenhaus - Variante mit Abluftventilator

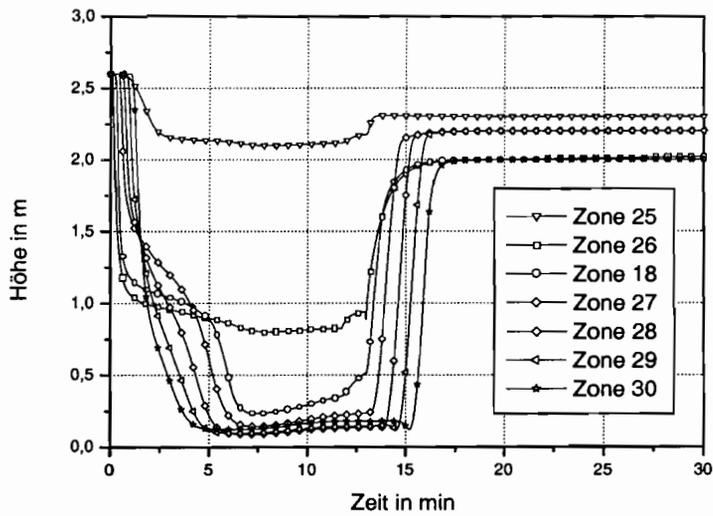


Abb. 6.4.3: Höhe der Kaltgasschichten in den Brandräumen - Variante mit Abluftventilator

Treppenhaus. Infolgedessen wird ein Massestrom aus dem Flur über das Treppenhaus nach außen transportiert (Massestrom \dot{m}_{31-01} in Abb. 6.4.2). Dieser nimmt infolge geringer Undichtheiten (Fugen) von Etage zu Etage zu. Aufgrund von Dichteänderungen innerhalb der Brandphase treten Schwankungen der Masseströme auf. Bei höheren Temperaturen ist eine Verringerung der Dichte zu verzeichnen und damit auch eine Abnahme der Masseströme (nach

dem Zusammenhang $\dot{m} = \rho \dot{V}$). Während der Brandphase (hier ca. 0 bis 12 min) stellen sich ähnliche Schichtdicken wie bei dem in Abschnitt 6.2 beschriebenen Beispiel ein, nach dem Brandereignis jedoch erfolgt ein schneller Abtransport der Brandgase über das Treppenhaus, gleichzeitig findet eine Zuströmung von Außenluft in Zone 25 statt. Die Entrauchung beginnt in Zone 25, wo Außenluft über ein geöffnetes Fenster nachströmen kann, und setzt sich Zone für Zone fort, bis alle Brandzonen enträucht sind (Abb. 6.4.3). Bei diesem Beispiel wurde nicht mit dem Modell für die Wandströmung gerechnet, deshalb kann der Rauch über den Türstürzen und den Unterzügen nicht entweichen, da keine Austausch zwischen der Heißgas- und der Kaltgasschicht stattfindet.

Variante mit Abluftventilator

Die Variante mit Zuluftventilator liefert folgende Verläufe für die Masseströme im Treppenhaus (Abb. 6.4.4) und die Schichthöhen der Kaltgasschicht in den Brandzonen (Abb. 6.4.5).

Bei dieser Variante baut sich durch den Zuluftventilator inn Zone 51 ein Überdruck im Treppenhaus auf. Die Luft wird aus den Brandräumen herausgedrückt. Der Weg über den langen Stichflur mit dem sich anschließenden kleinen Flur und dem Brandraum stellt den geringsten Strömungswiderstand dar, dementsprechend wird darüber der größte Massestrom transportiert. Durch Leckagen in den Zonen des Treppenhauses kommen ebenfalls Masseströme zustande, die jedoch vom Betrag wesentlich geringer ausfallen. Anhand des Massestromes \dot{m}_{31-01} in Abb. 6.4.4 läßt sich erkennen, das zu keiner Zeit Rauch aus den Brandzonen in das Treppenhaus gelangt. Das Entqualmen erfolgt hier nicht so rasch wie bei der Variante mit Abluftventilator (Abb. 6.4.5).

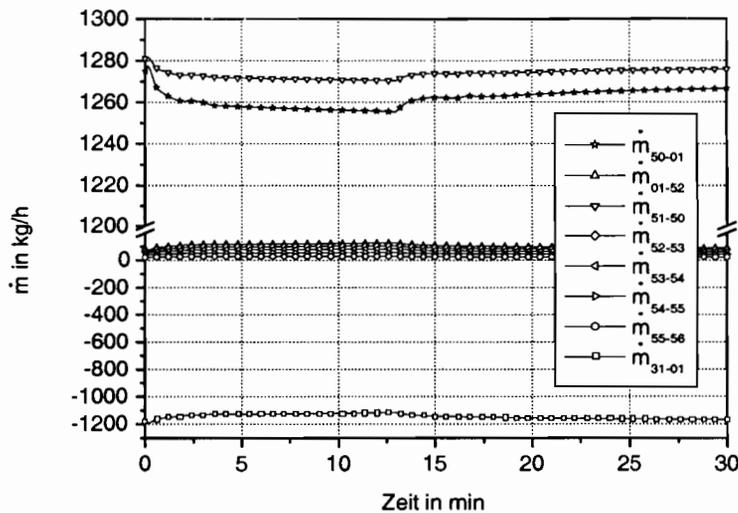


Abb. 6.4.4: Masseströme im Treppenhaus - Variante mit Zuluftventilator

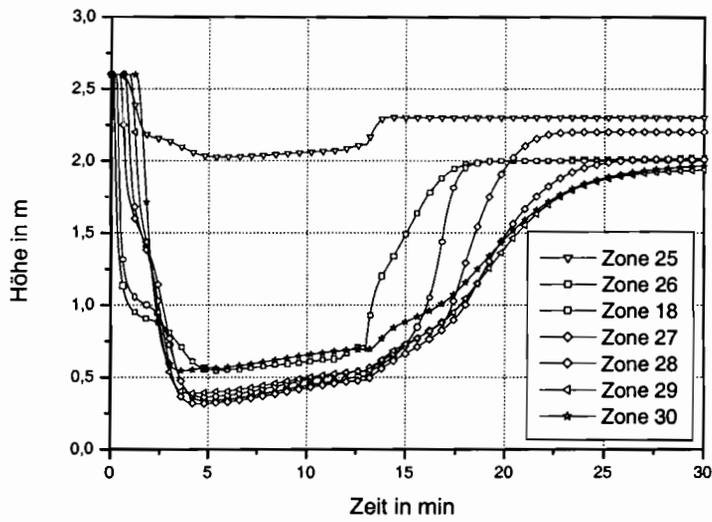


Abb. 6.4.5: Höhe der Kaltgasschichten in den Brandräumen - Variante mit Zuluftventilator

7. Zusammenfassung

Die Aufgabe des Forschungsvorhabens bestand darin, ein neuartiges Berechnungsmodell zu schaffen, mit dem vielfältige Probleme der Entrauchung von Vielraumgebäuden bearbeitet werden können. Als Beispiele seien genannt:

- Parameterstudien zum Einfluß von Komponenten oder Systemen der Entrauchung
- Konstruktion möglicher Sonderfälle bei einer Entrauchungssituation
- Studien zur Vorbereitung oder Überprüfung von Vorschriften und Richtlinien

Da die Entrauchung eines Vielraumgebäudes ein sehr komplexer Vorgang ist, der wesentlich von Wechselwirkungen geprägt wird, lag es nahe, gekoppelte Simulationsverfahren für die Lösung der Aufgabe einzusetzen. Grundgedanke des Forschungsvorhabens ist daher die Erfassung der Entrauchungssituation für ein Gesamtgebäude oder einen repräsentativen Gebäudeausschnitt. Die Verbesserung der Modellierung für Brandräume stand nicht im Vordergrund. Vielmehr wurde die Brandraumsimulation mit der klassischen thermischen Gebäudesimulation, der Durchströmungsberechnung für ein Gebäude und der numerischen Strömungssimulation (CFD) für einen besonders hervorzuhebenden Raum gekoppelt.

Bezeichnet man Modellierung mittels Zonenmodellen als Makrobereich und die Arbeit mit Feldmodellen als Mikrobereich, so kann man von Kopplungen im Makrobereich und der Kopplung zwischen Makro- und Mikrobereich sprechen. Im Makrobereich wurden thermischen Gebäudesimulation, Durchströmungsberechnung und Brandraummodellierung miteinander verbunden (allseitig iterativ gekoppelt). Der Mikrobereich läßt sich hingegen nur für ausgewählte Räume in den Berechnungsprozeß eingliedern, gewissermaßen als „Zoom“. Die Kopplung ist hier sequentiell. Eine Vielzahl von Aufgaben kann aber ohnehin bereits nur mit dem Makromodell abgearbeitet werden.

Ausgehend von einer Analyse bestehender Berechnungsprogramme wurde geprüft, welche Verfahren und Programme sich eignen, innerhalb einer gekoppelten Simulation benutzt, auch verändert bzw. angepaßt zu werden. Ursprüngliche Zielstellung war es, keine Neuentwicklung durchzuführen, sondern bestehende Software der Aufgabe anzupassen. Als Schlüssel- und Steuerprogramm wurde das Gebäudesimulationsprogramm TRNSYS ausgewählt, die Vielzahl der im Forschungsvorhabens notwendigen Erweiterungen in TRNSYS ist im Abschnitt 5.2.1 dokumentiert. Mit der auf COMIS basierenden Eigenentwicklung LUMA stand ein erweiterbares Durchströmungsprogramm bereit. Die Entscheidung im Mikrobereich fiel auf das kommerzielle Strömungsberechnungsprogramm FLUENT. Die Eingliederung eines im Internet frei verfügbaren Codes zur Brandraumsimulation (FIRST) gestaltete sich schwieriger als

angenommen, so daß es letztlich doch zur Neuentwicklung des Brandraummodells TYPE 112 kam. Es besitzt im wesentlichen die Leistungsfähigkeit von FIRST, darüberhinaus ist dieses Programm aber integriert in die Gebäudesimulation mittels TRNSYS. Es ist also quasi automatisch an ein Gebäude angeschlossen und nicht nur auf einen Brandraum oder benachbarte Brandräume begrenzt. Im vorliegenden Beispiel des Gebäudes aus Leipzig ist es für alle Zonen der Brandraumtage eingesetzt worden.

Für die international benutzten Programme TRNSYS und FLUENT gibt es ausreichend Referenzen. Das neu entwickelte Unterprogramm für TRNSYS, TYPE 112 wurde vor dem Einsatz im Vielraumgebäude noch einer gesonderten Prüfung unterzogen. Unter Beachtung der Modellierungsgrenzen können die Ergebnisse bei der Nachbildung eines Tunnelbrandes als sehr gut bezeichnet werden.

Das gesamte Programmsystem zur gekoppelten Simulation wurde genutzt, um die Verhältnisse bei der Entrauchung eines Studentenwohnheimes in Leipzig nachzubilden, wofür Meßwerte vorliegen. Die Versuchsbeschreibung und die Diskussion der durchgeführten Simulationen sind im Abschnitt 6.2 zu finden. Bei den demonstrierten Ergebnissen kann von einer sehr guten Übereinstimmung zu den Meßwerten gesprochen werden kann. Bestehende Abweichungen zwischen Messung und Simulation dürften weitestgehend auf nicht vollständig bekannte Randbedingungen zurückzuführen sein.

In Abschnitt 6.3 wurden erfolgreich durchgeführte Berechnungen mit den Elementen Abluftventilator und Abluftkanal dokumentiert. Diese Elemente bilden die Voraussetzung für Simulationen mit dezentralen Abluftvorrichtungen in einzelnen Räumen (z.B. brandschutzgerechte WC- und Badentlüftung). Durch Angliederung eines Treppenhauses konnte gezeigt werden (Abschnitt 6.4), daß mit dem vorliegenden Modell auch komplexere Konfigurationen berechenbar sind.

Damit steht ein Simulationswerkzeug zur Verfügung, mit dem ein weites Spektrum an Problemen der Entrauchung von Gebäuden bearbeitet werden kann. Prinzipiell ist die eingesetzte Vorgehensweise der gekoppelten Simulation auf alle Gebäudetypen anwendbar, die Vorteile des jetzt vorliegenden Programmpaketes liegen natürlich insbesondere bei der Anwendung auf Vielraumgebäude (Wohngebäude, Hotels, Bürogebäude, Schulen, ...). Typisch zu lösende Aufgabenstellungen wären:

- Begutachtung verschiedenster Entrauchungskonzepte
- Berechnung von Unter- / Überdruckbelüftungssystemen zur Beurteilung der Rauchfreihaltung der Fluchtwege im Brandfall
- Ermittlung des Einflusses von voll geöffneten oder geschlossenen Türen auf die Rauchausbreitung im Gebäude
- Simulation des Ausfalls der Lüftungstechnischen Anlage oder der automatischen Schließanlage

Die dabei auftretenden vielfältigen Einflüsse und Konstellationen wie:

-
- Einfluß von RWA oder MWA in speziellen Räumen
 - Einfluß extra angeordneter Entrauchungsschächte
 - Einfluß von Installations- und Sanitärschächten
 - Einfluß von RLT-Systemen auf die Rauchausbreitung
 - Einfluß von unzulänglich installierten oder unzureichend gewarteten Brandschutzkomponenten, wie:
 - Feuerschutzklappen
 - Brandschutztüren
 - Rauchmeldernauf die Rauchausbreitung
 - Einfluß verschiedenen Nutzerverhaltens (Panik !)

sind einzeln oder in beliebiger Kombination berechenbar. Auch die Wirkung moderner konstruktiver Lösungen wie Doppelfassade, Solarkamin oder Bauteilkühlung (Luftröhrenausbildung) kann untersucht werden. Nach entsprechenden Erweiterungen ist selbst der Einfluß von Sprinkleranlagen modellierbar.

Literaturverzeichnis

- [1] AUGÉ, A. ; LUBE, G. ; OTTO, F.-C.: A non-overlapping domain decomposition method with adaptive interface conditions for elliptic problems. **In:** *Proceedings of the 13th GAMM Seminar*, 1997
- [2] BABRAUSKAS, V.: COMPF2 - A program for calculating post-flashover fire temperatures / National Bureau of Standards. 1979 (991). – Forschungsbericht
- [3] BAGHDADI, S.: *Thermodynamische Untersuchungen zum Wärme- und Feuchtetransport in kapillarporösen Körpern*, TU Dresden, Dissertation, März 1990
- [4] BEARD, A.N. ; DRYSDALE, D.D.: A Non-linear Model of Major Fire Spread in a Tunnel. **In:** *Fire Safety Journal* 24 (1995), S. 335–357
- [5] BOLSIVUS, J.: *Modellierung von Luft-Abgas-Systemen unter besonderen Berücksichtigung des Wärmerückgewinnungseffektes*, TU Dresden, Dissertation, 1997
- [6] DEMBSEY, N.A. ; PAGNI, P.J. ; WILLIAMSON, R.B.: Compartment Fire Experiments: Comparison with Models. **In:** *Fire Safety Journal* 25 (1995), S. 187–227
- [7] ELSNER, N. ; FISCHER, S. ; HUHN, J.: *Grundlagen der Technischen Thermodynamik*. Bd. 2. Berlin : Akademie Verlag, 1993
- [8] ENDER, Th.: *Gekoppelte Anlagen- und Gebäudesimulation unter Berücksichtigung der Gebäudedurchströmung und der bauphysikalischen Prozesse*, TU Dresden, Diplomarbeit, 1998
- [9] ENGELN-MÜLLGES, G. ; REUTER, F.: *Numerik-Algorithmen mit FORTRAN 77-Programmen*. Siebente. Mannheim : Wissenschaftsverlag, 1990
- [10] FELSMANN, C.: *Praktische und theoretische Untersuchung des Gebäudemodul (TYPE 56) aus dem Simulationsprogramm TRNSYS*, TU Dresden, Diplomarbeit, 1995
- [11] FELSMANN, C.: Modell des langwelligen Strahlungsaustauschs und Idealer Regler für das TRNSYS-Gebäudemodul TYPE 56 / ITT-TU Dresden. 1997. – Forschungsbericht
- [12] FLUENT5: *Fluent 5 User's Guide*. Lebanon, USA: Fluent Incorporated, July 1998
- [13] FORNEY, G. P.: Computing radiative heat transfer occurring in a zoe fire model. **In:** *Fire Science & Technology* 14 (1994), Nr. 1 & 2, S. 31–47
- [14] GLÜCK, B.: *Die Strahlungsheizung*. Karlsruhe : C. F. Müller Verlag, 1982

- [15] GLÜCK, B.: Berechnung von Einstrahlzahlen - Stand und mögliche Weiterentwicklung im Anwendungsbereich der Heizungstechnik. **In:** *GI* 107 (1986), Nr. 2, S. 98–118
- [16] Kap. 10.4 **In:** GÖRNER, K.: *Technische Verbrennungssysteme*. Springer-Verlag, 1991, S. 269–287
- [17] HAKSEVER, A.: Modellierung der Brandentwicklung in Räumen. **In:** *Natürlicher Brand, seine Einflußparameter in kleinen und großen Brandräumen* Sonderforschungsbereich 148: Brandverhalten von Bauteilen (1988), Nr. Teilprojekt C3, S. 127–203
- [18] HARNISCH, D.: *Literaturrecherche zur Brand- und Entqualmungs-Simulation*, TU-Dresden, Interdisziplinäre Projektarbeit, 1998
- [19] HEINS, Th.: *Simulationsmodell zur sicherheitstechnischen Beurteilung der Rauchausbreitung bei Bränden in ausgedehnten Räumen*, TU Braunschweig, Dissertation, 1991
- [20] HOSSER, D.: Rechenmodelle. **In:** *VDI Berichte* 983 (1992), S. 137–164
- [21] HOTTEL, H. C. ; SAROFIM, A. F.: *Radiative Transfer*. 8. New York : Mc Graw-Hill, 1967
- [22] JALURIA, Y. ; COOPER, Y.: Negatively buoyant wall flows generated in enclosure fires. **In:** *Prog. Energy Combust. Sci.* 15 (1989), S. 159–182
- [23] JANK, Wilfried: Ausgewählte Randbedingungen zum Brandversuch Gärtnerstraße in Leipzig. – Schreiben vom 30.04.1998
- [24] JANK, Wilfried: Wirksamkeit einer Sicherheits-Überdruck-Lüftungsanlage während eines Wohnungsbrandes im Treppenraum eines brandbetroffenen Gebäudes. Materialforschungs- und Prüfungsanstalt für das Bauwesen Leipzig (MFPA), April 1997 (Heft 2). – Forschungsbericht Auszug
- [25] KERAMIDA, E. P. ; KARAYANNIS, A. N. ; BOUDOUVIS, A. G. ; MARKATOS, N. C.: Radiative heat transfer in fire modeling. **In:** *Annual Conference on Fire Research*. Boston, 1942, S. 531–565
- [26] KÖGLER, J.: *Untersuchung zum Lüftungswärmebedarf bei unterschiedlichen Lüftungsstrategien*, Technische Universität Dresden, Diplomarbeit, 1995
- [27] LECKNER, B.: Spectral and total emissivity of water vapor and carbon dioxide. **In:** *Combustion and Flame* 19 (1972), S. 33–48
- [28] LUBE, G. ; AUGE, A.: Regularized mixed finite element approximations of non-isothermal incompressible flow problems. **In:** *Z. angew. Math. Mech.* 73 (1993), Nr. 7/8, S. T908–T911
- [29] MAX, Ulrich: *Zur Berechnung der Ausbreitung von Feuer und Rauch in komplexen Gebäuden*, Universität Kassel, Dissertation, 1990
- [30] MITALAS, G.P. ; STEPHENSON, D.G.: Calculation of Heat Conduction Transfer Functions of Multi-Layer Slabs. **In:** *ASHRAE Annual Meeting*. Washington : D.C., 1971

-
- [31] MITLER, H.E. ; ROCKETT, J.A.: *Users' Guide to First, A Comprehensive Single-Room Fire Model*. U.S. DEPARTMENT OF COMMERCE, National Bureau of Standards, National Engineering Laboratory, Center of Fire Research, 1987
- [32] MULHOLLAND, G.W.: Smoke Production and Properties. **In:** *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering* 1 (Kapitel 12, Abschnitt 2), Nr. -, S. 217 – 227
- [33] PAPE, R.: Computer Simulation of Full Scale Room Fire Experiments. **In:** *IITRI Report J64114 for Products Research Committee* 3 (1979)
- [34] PERSCHK, A.: *Gebäude-Anlagen-Simulation unter der Berücksichtigung der hygrischen Prozesse in den Gebäudewänden*, TU Dresden, Dissertation, eingereicht Nov. 1999
- [35] SCHACK, K.: **In:** *Chem. Ing. Techn.* 42 (1970), S. 53–58
- [36] SCHNEIDER, V.: Beispiele für die Leistungsfähigkeit von Feldmodellen in bezug auf praxirelevante Brandschutzfragen. **In:** *VdS-Fachtagung*. Köln : VDS, 1995
- [37] SEEM, J.E.: *Modeling of Heat in Buildings*, University of Wisconsin Madison, Dissertation, 1987
- [38] SIMCOX, S. ; WILKES, N.S. ; JONES, I.P.: Computer Simulation of the Flows of Hot Gases from the Fire at King's Cross Underground Station. **In:** *Fire Safety Journal* 18 (1992), S. 49–73
- [39] SMUDA, J. ; WOLFERSDORF, J.: *Ein Beitrag zur Behandlung thermischer und thermisch - hygrischer Probleme im Maschinenbau und im Bauwesen*, TU Dresden, Dissertation, 1990
- [40] Transsolar Energietechnik GmbH. Stuttgart: *TRNSYS - a transient system simulation program*. 1996. – Beschreibung
- [41] USEMANN, K.W.: Auswertung von Rechtsstreitigkeiten über Brandschäden in der Gebäudetechnik. **In:** *VdS-Fachtagung; Schadensverhütung und Technik; Brandschutz in raumluftechnischen Anlagen*, VdS, 1999
- [42] VAN DER MAAS, J.: Air flow through large openings in buildings / International Energy Agency. 1992 (2). – Forschungsbericht
- [43] YOO, S.H.: Einstrahlzahlen für die Strahlungsaustausch-Berechnung in schiefwinkligen Räumen. **In:** *GI* 115 (1994), Nr. 5, S. 252–256

A. Weitere Programme zur Brandsimulation

| Zonenmodelle | Feldmodelle |
|-----------------|---------------|
| BRI-2 | FISCO-3L |
| CFIRE-X | KOBRA-3D |
| COMPBRN-III | BF3D |
| COMPF2 | FLOW-3D |
| DSLAYV | JASMINE |
| HARVARD MARK VI | KAMELEON E-3D |
| HAZARD I | KAMELEON II |
| NRCC1 | PHOENICS |
| NRCC2 | RM FIRE |
| RVENT | UNSAFE |
| SFire-4 | |
| CiFi | |
| FISBA | |
| MAGIC | |

B. Simulationsbeispiel Leipzig

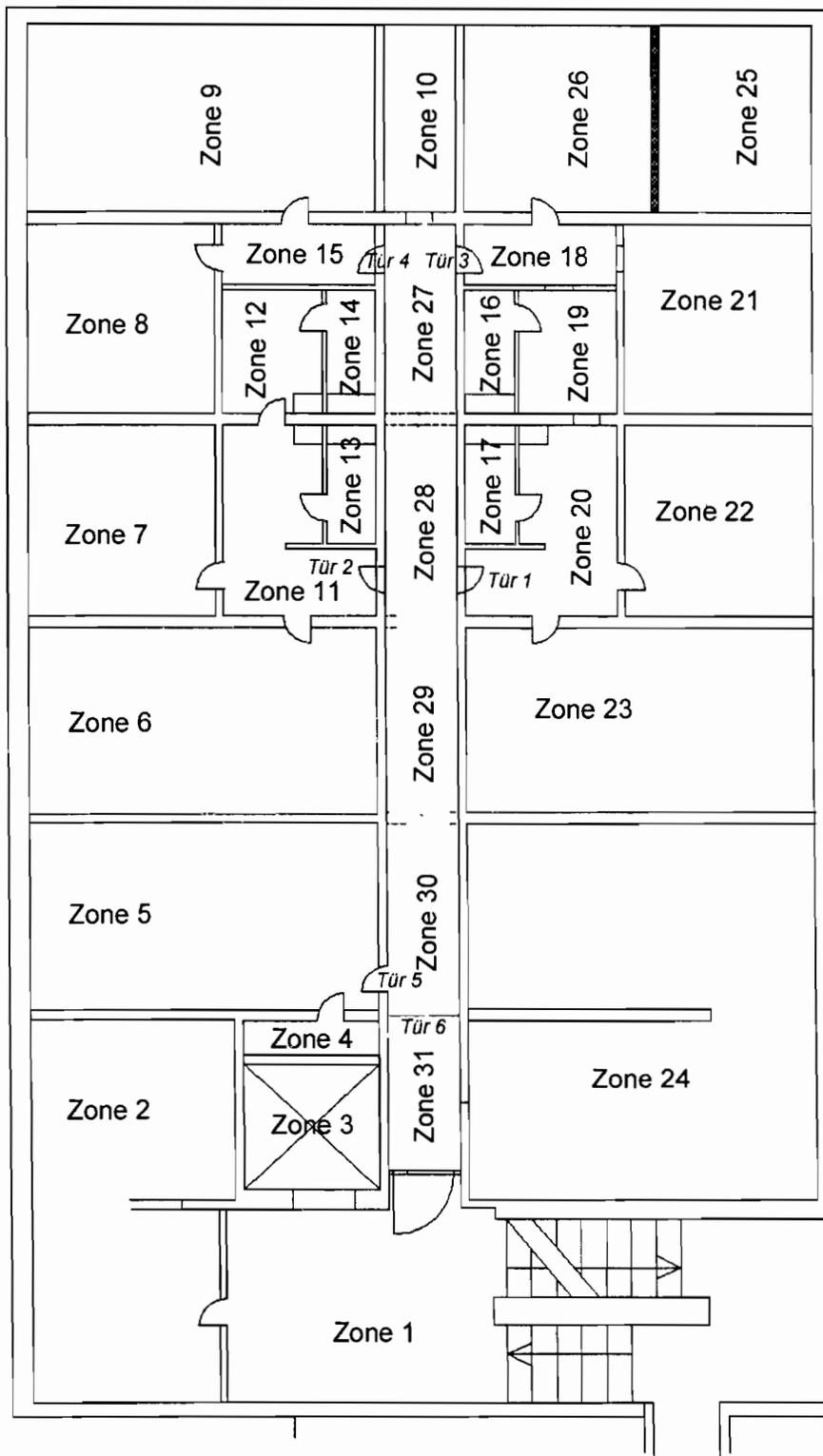


Abb. B.1.1: Grundriß der Brandetage mit Stichflur und angrenzenden Nutzungseinheiten [24]

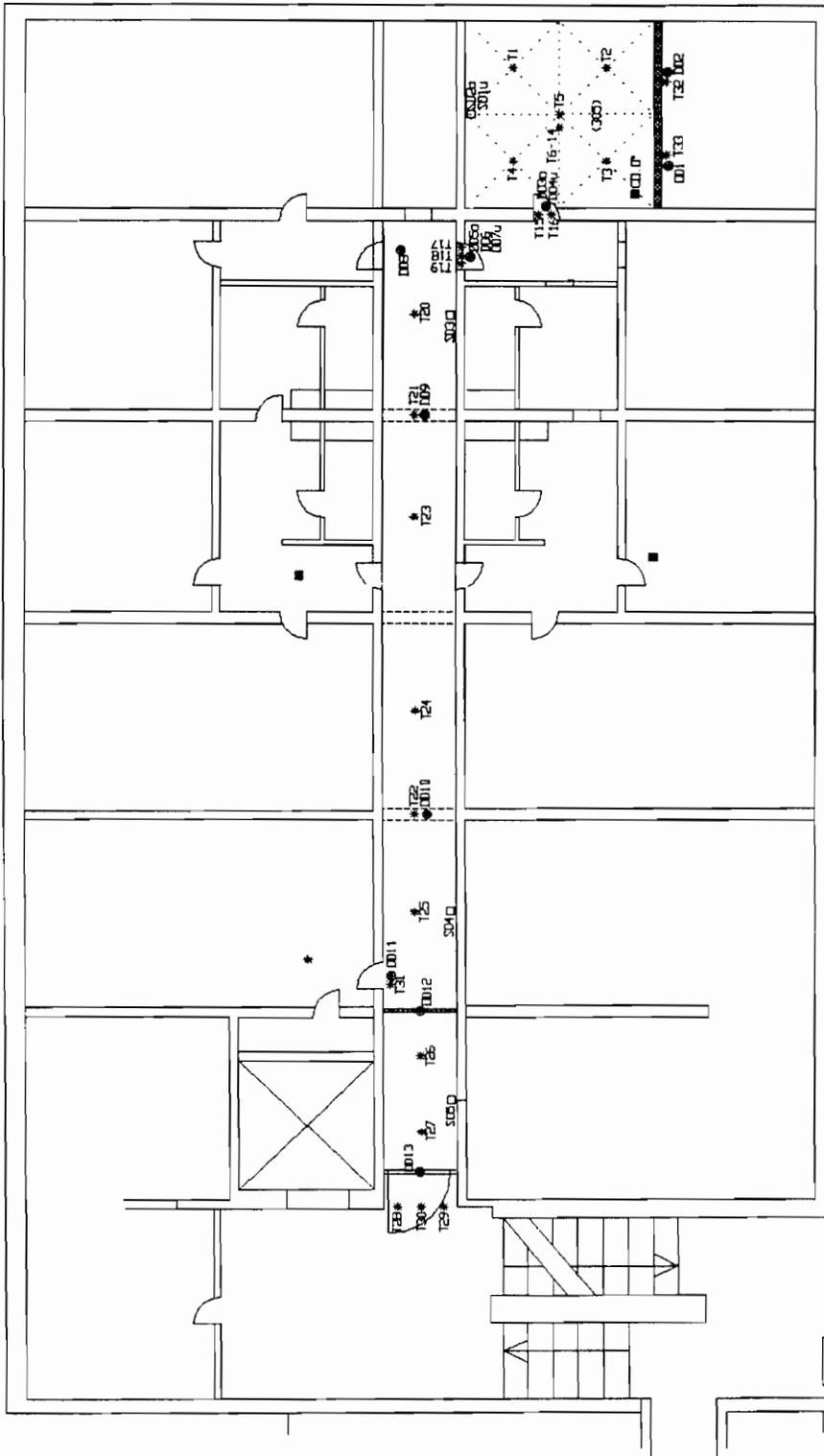


Abb. B.1.2: Grundriß der Brandetage mit Eintragungen zu den Meßstellen [23]

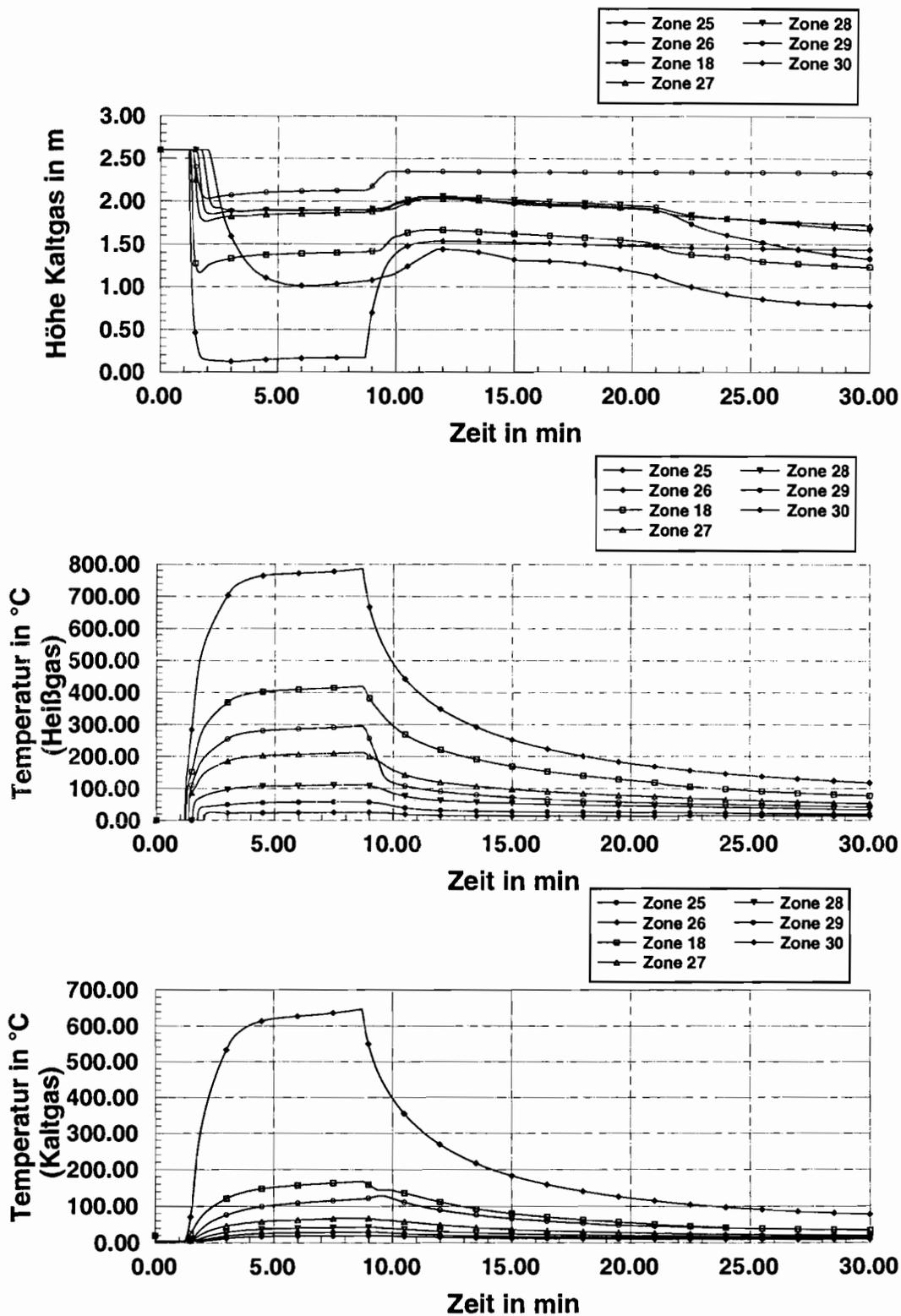


Abb. B.1.3: Ergebnisse der Leipzig-Simulation (Temperaturen, Höhen)

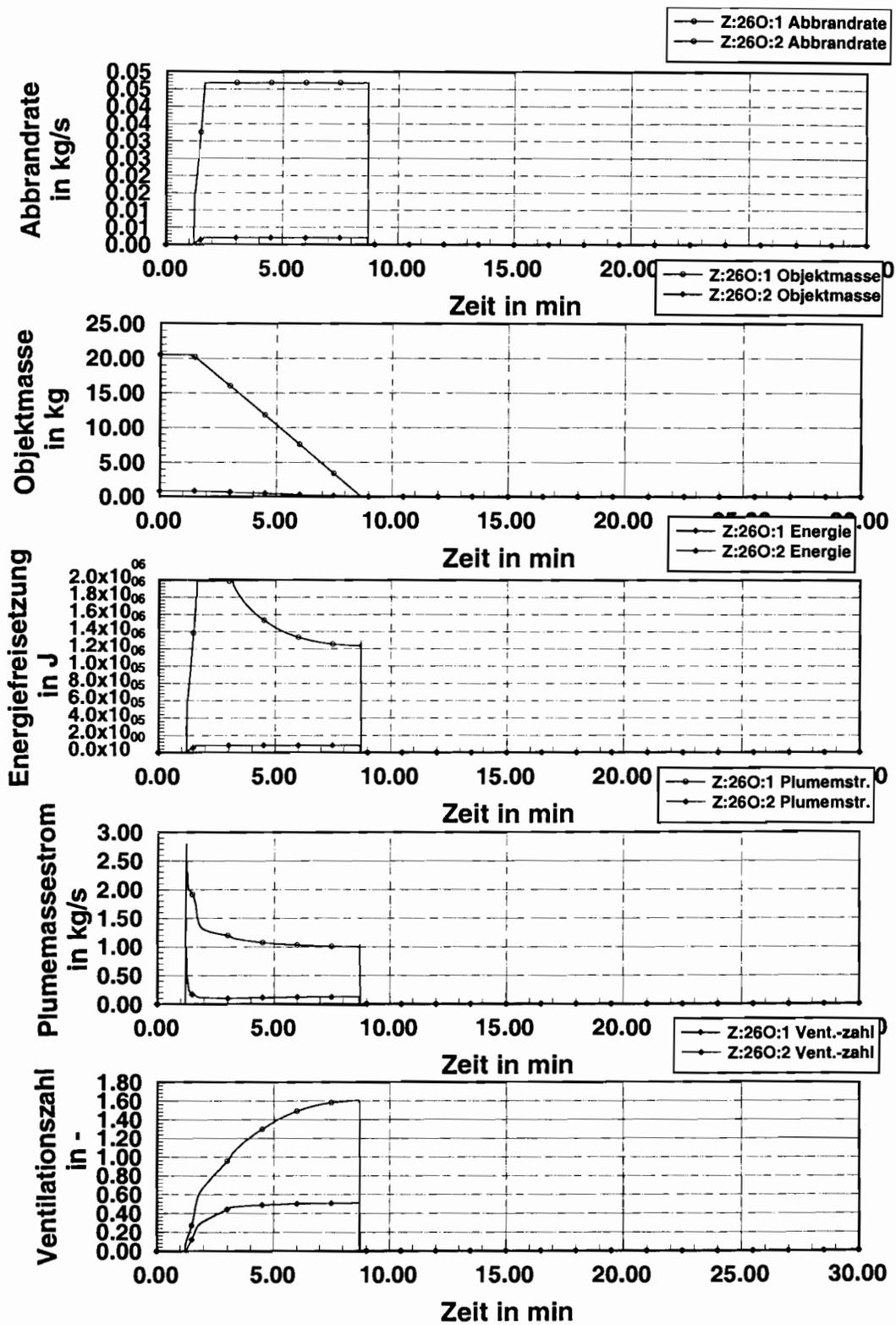


Abb. B.1.4: Ergebnisse der Leipzig-Simulation (Brandobjekte)

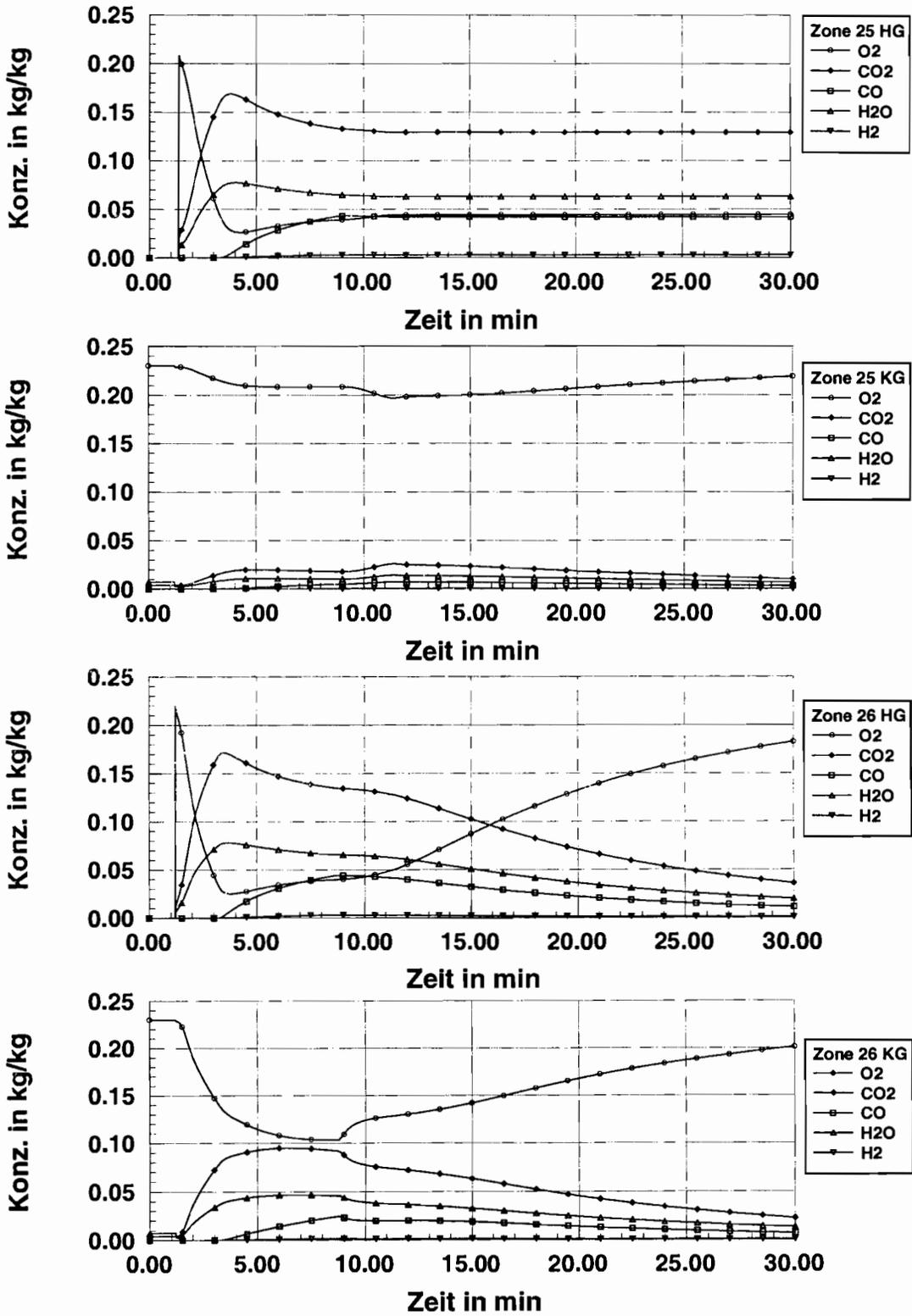


Abb. B.1.5: Ergebnisse der Leipzig-Simulation (Konzentrationen in den Zonen 25 und 26)

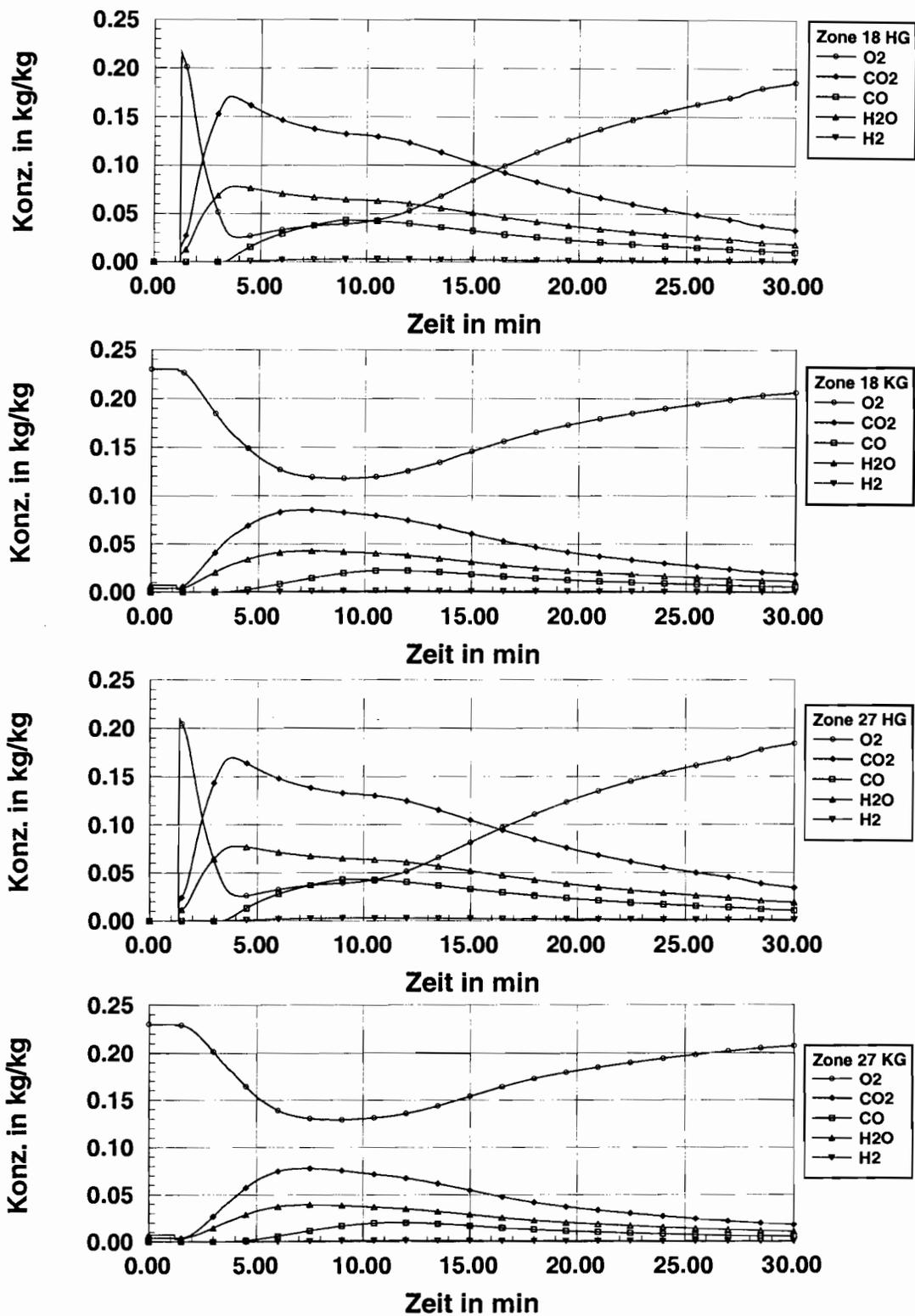


Abb. B.1.6: Ergebnisse der Leipzig-Simulation (Konzentrationen in den Zonen 18 und 27)

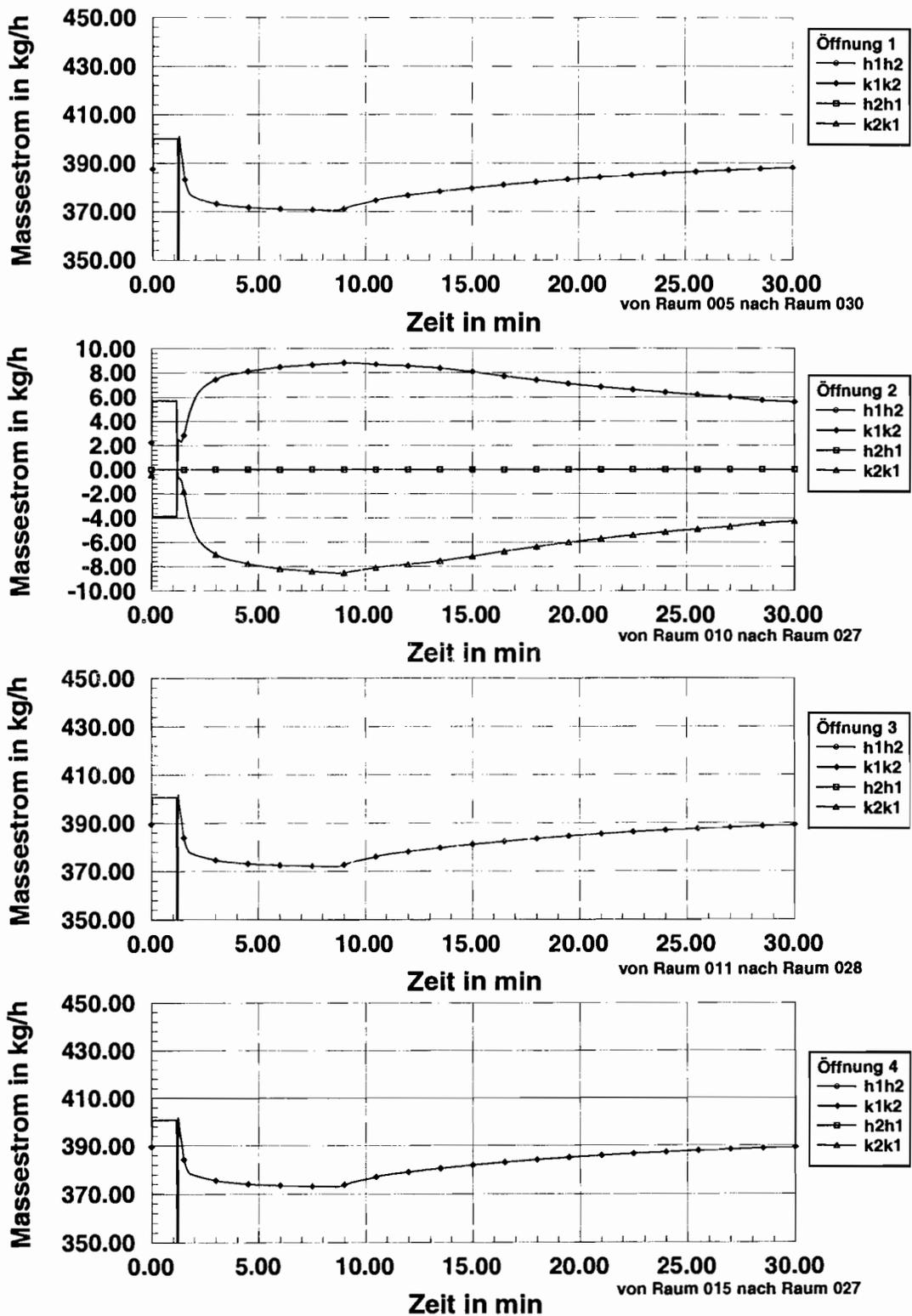


Abb. B.1.7: Ergebnisse der Leipzig-Simulation (Masseströme über den Öffnungen 1 bis 4)

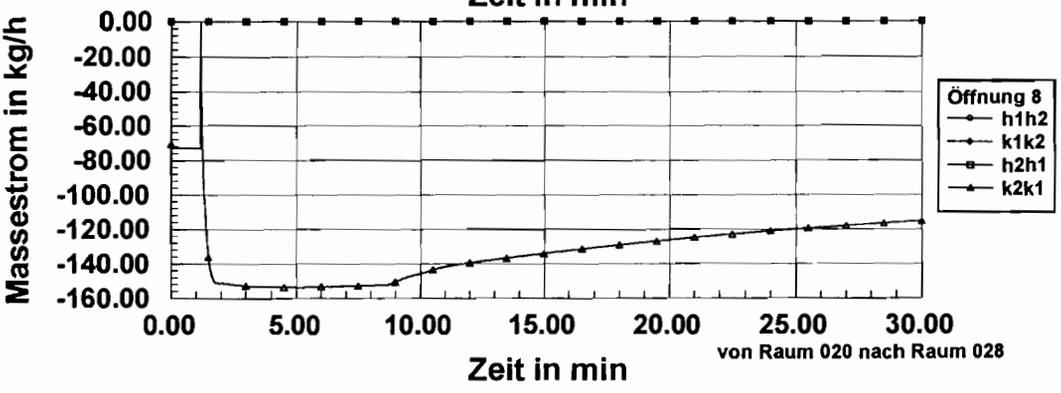
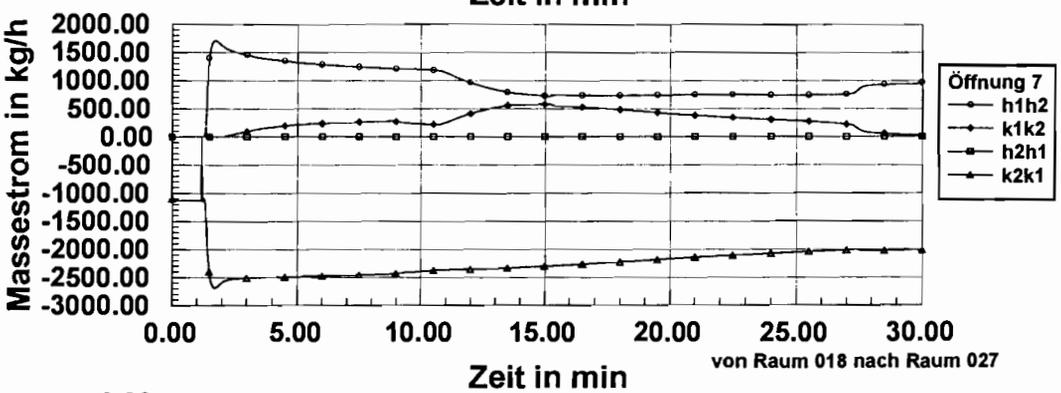
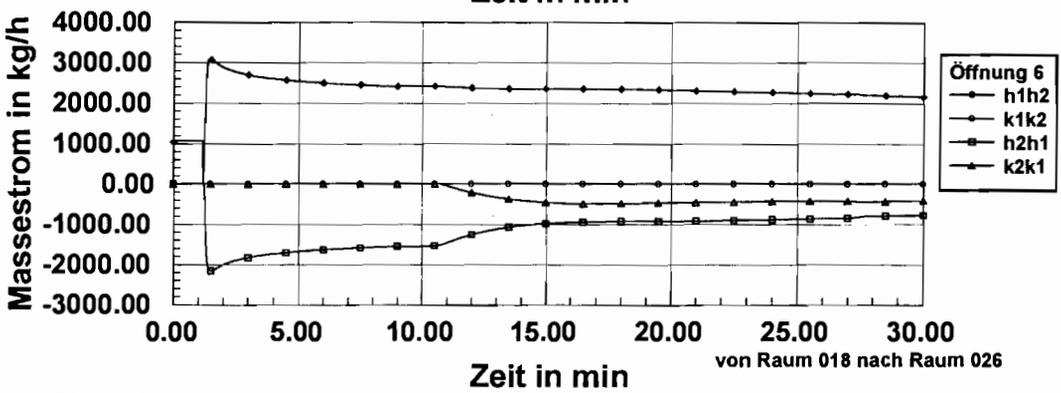
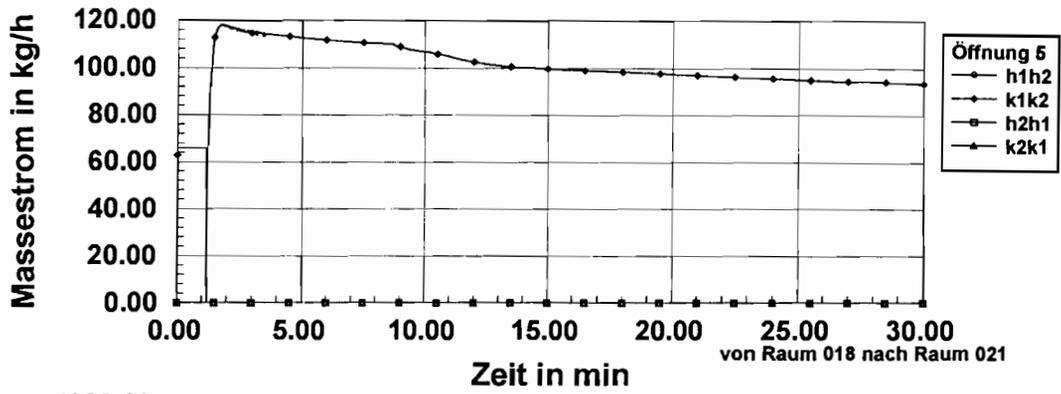


Abb. B.1.8: Ergebnisse der Leipzig-Simulation (Masseströme über den Öffnungen 5 bis 8)

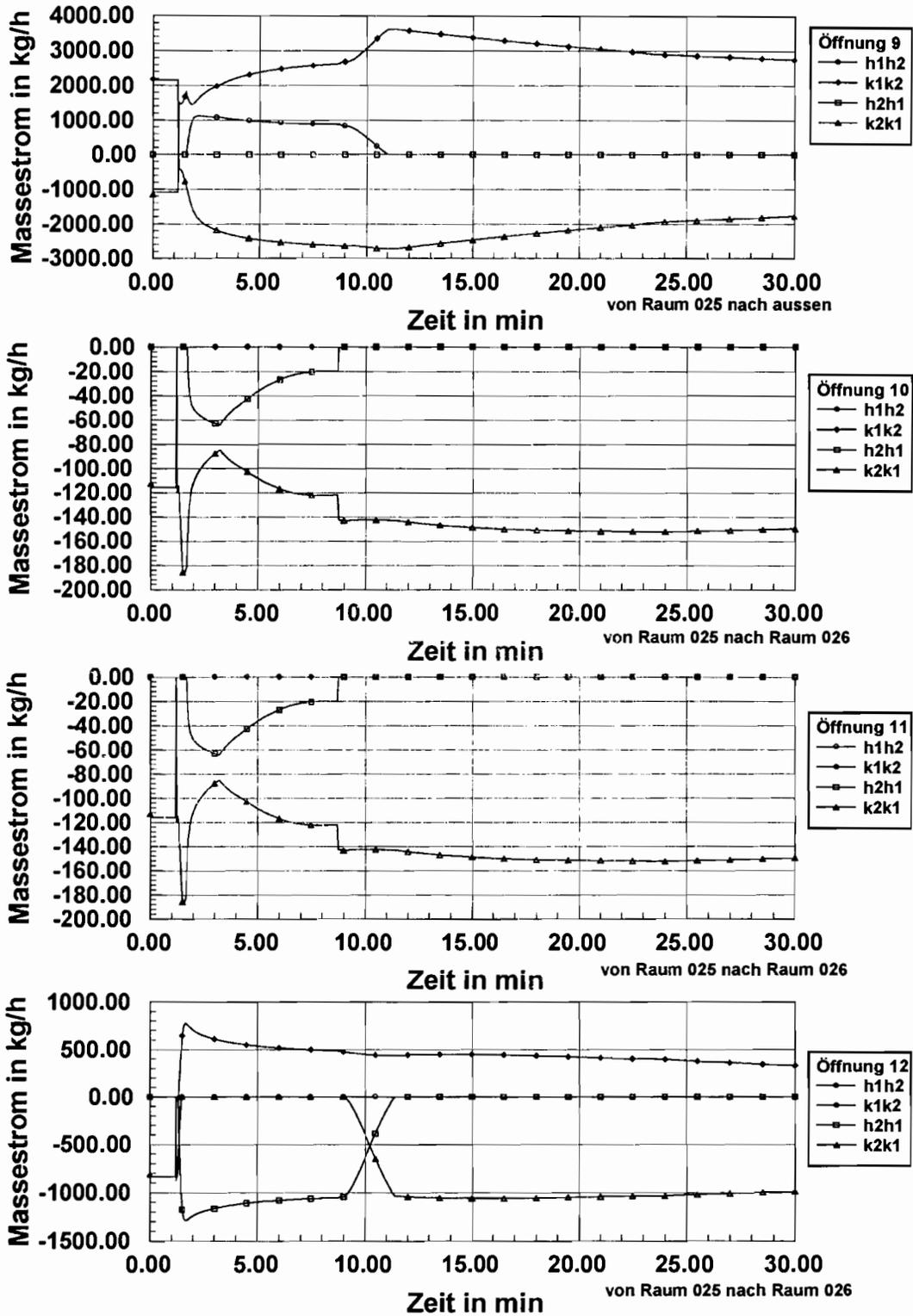


Abb. B.1.9: Ergebnisse der Leipzig-Simulation (Masseströme über den Öffnungen 9 bis 12)

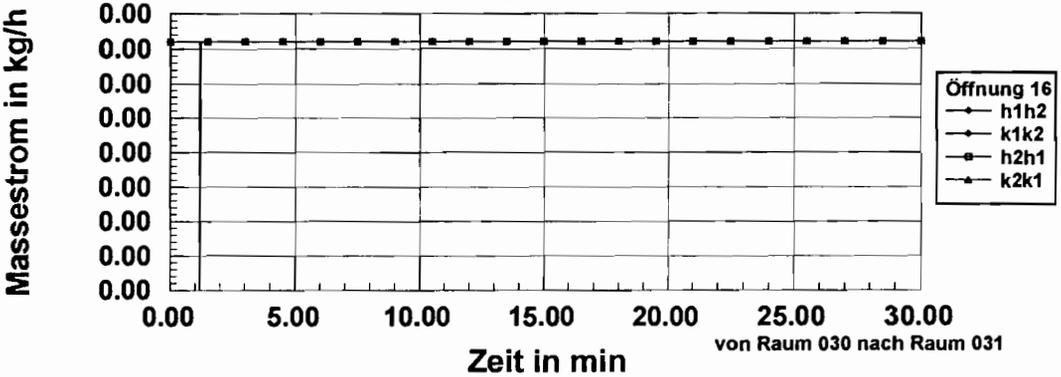
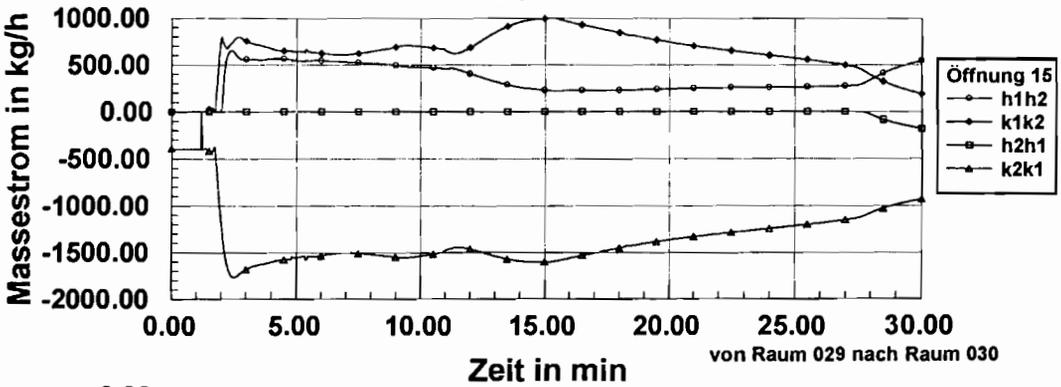
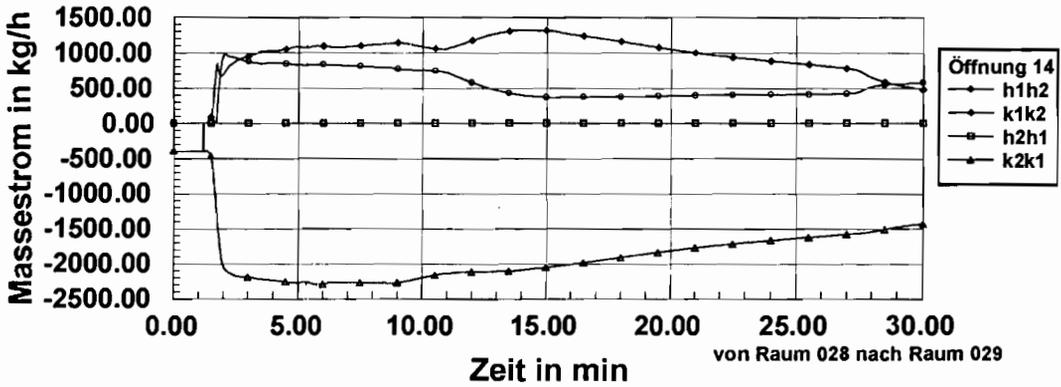
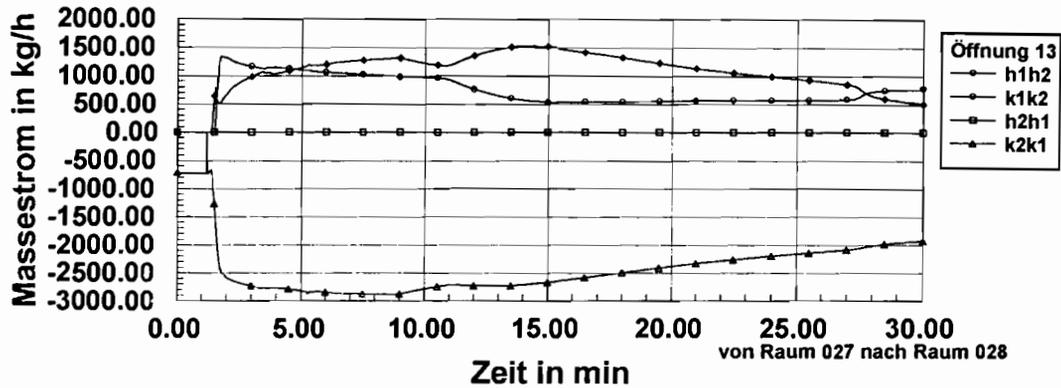


Abb. B.1.10: Ergebnisse der Leipzig-Simulation (Masseströme über den Öffnungen 13 bis 16)

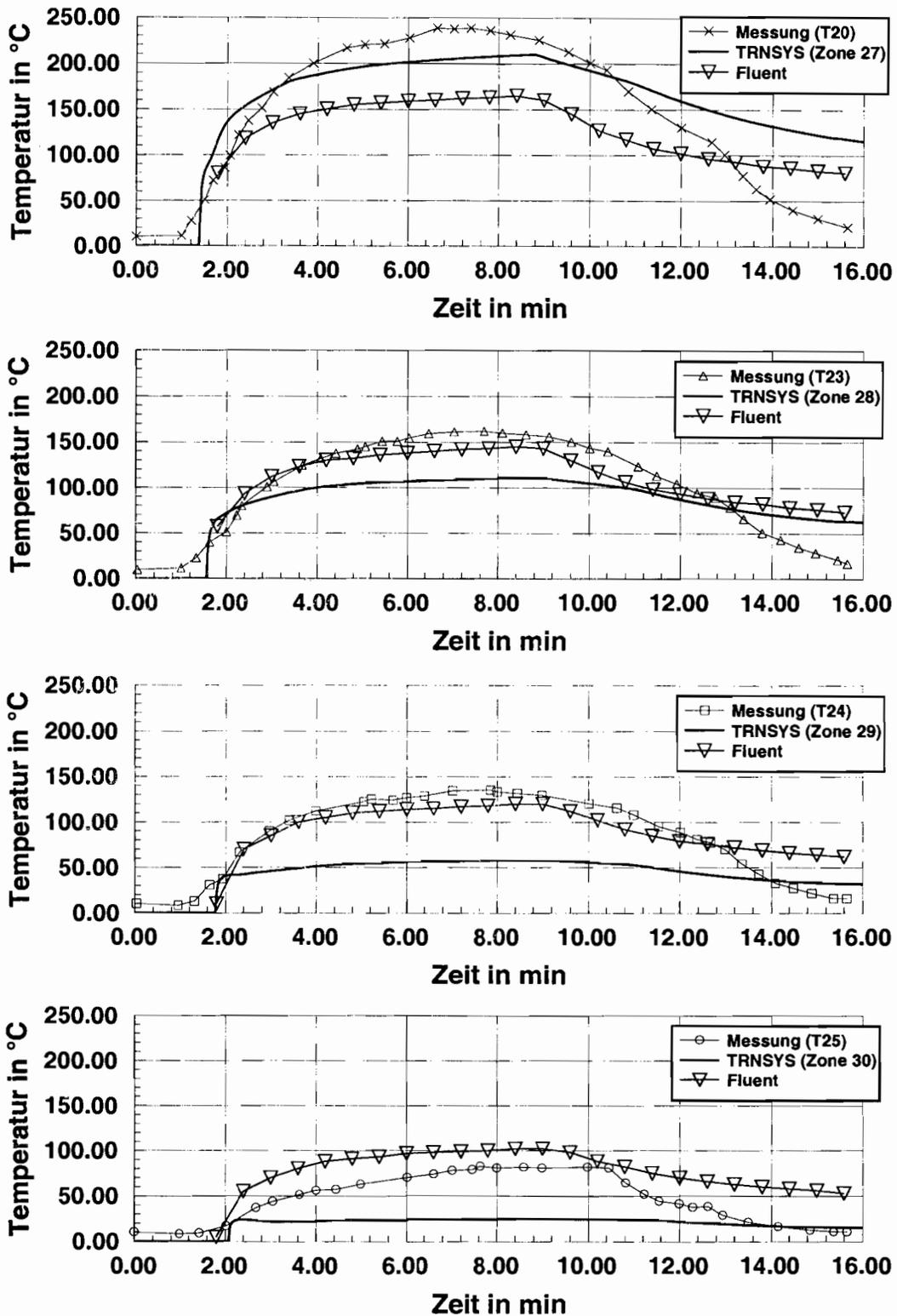


Abb. B.1.11: Ergebnisse der Leipzig-Simulation - Vergleich der Deckentemperaturen im Flur mit den Simulationsergebnissen

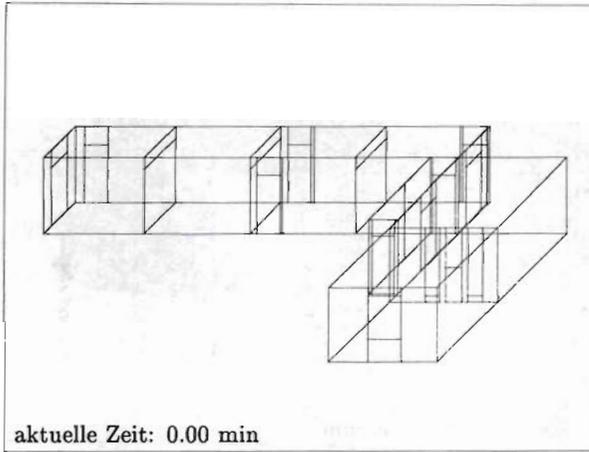


Abb. B.1.12: Rauchausbreitung zum 1. Zeitpunkt

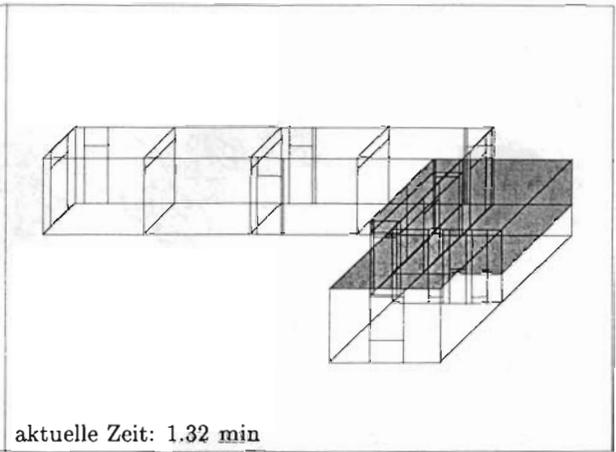


Abb. B.1.13: Rauchausbreitung zum 2. Zeitpunkt

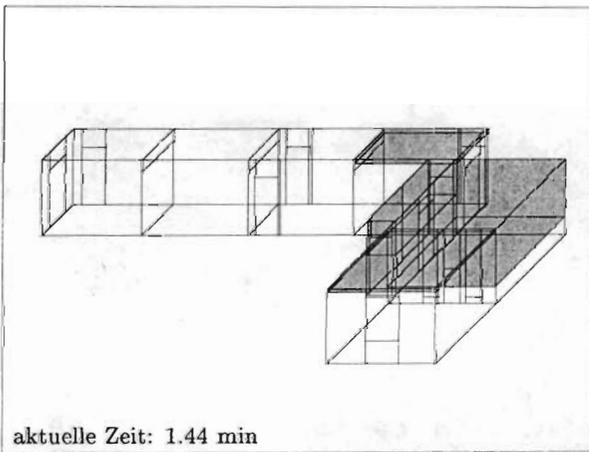


Abb. B.1.14: Rauchausbreitung zum 3. Zeitpunkt

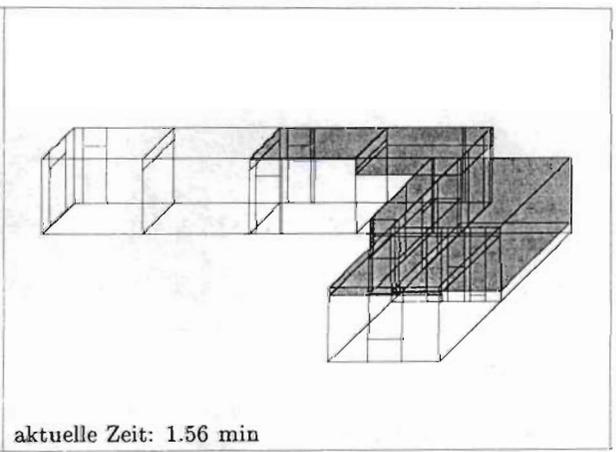


Abb. B.1.15: Rauchausbreitung zum 4. Zeitpunkt

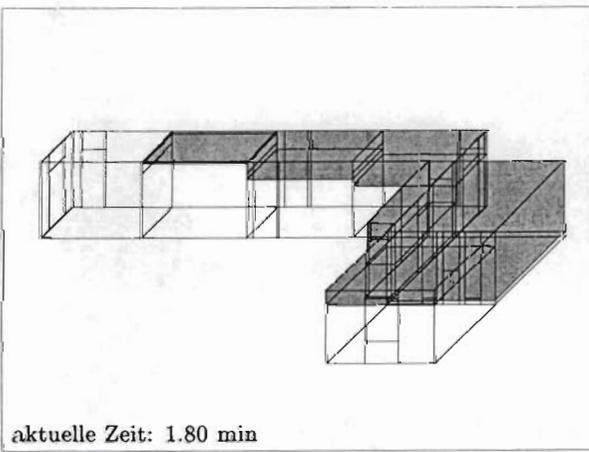


Abb. B.1.16: Rauchausbreitung zum 5. Zeitpunkt

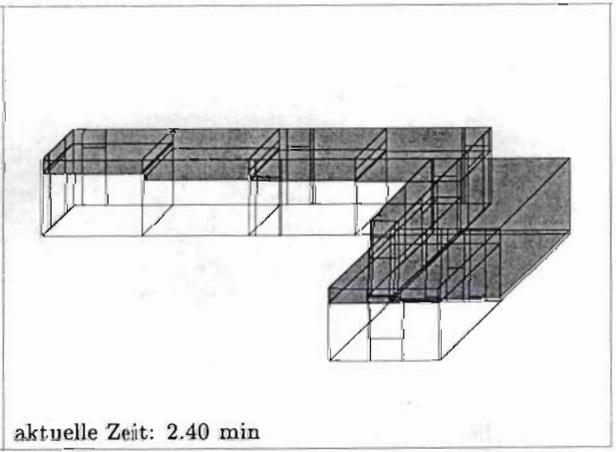
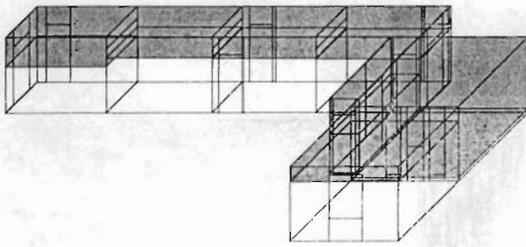


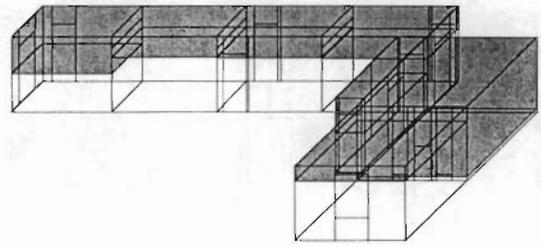
Abb. B.1.17: Rauchausbreitung zum 6. Zeitpunkt

B. Simulationsbeispiel Leipzig



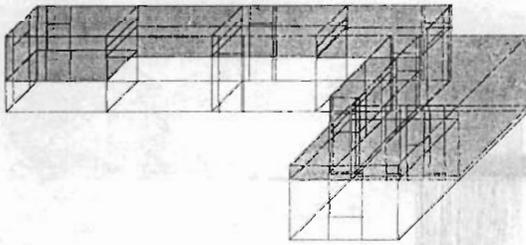
aktuelle Zeit: 3.00 min

Abb. B.1.18: Rauchausbreitung zum 7. Zeitpunkt



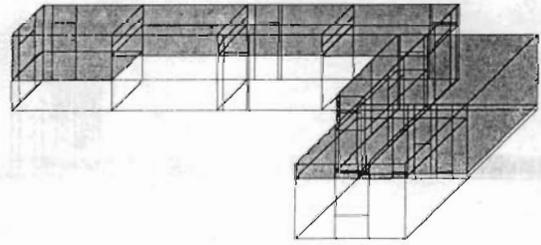
aktuelle Zeit: 3.60 min

Abb. B.1.19: Rauchausbreitung zum 8. Zeitpunkt



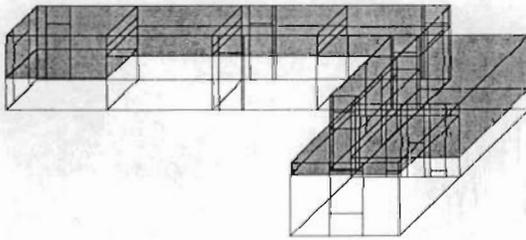
aktuelle Zeit: 4.80 min

Abb. B.1.20: Rauchausbreitung zum 9. Zeitpunkt



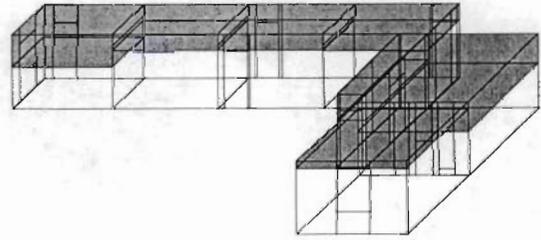
aktuelle Zeit: 6.00 min

Abb. B.1.21: Rauchausbreitung zum 10. Zeitpunkt



aktuelle Zeit: 9.00 min

Abb. B.1.22: Rauchausbreitung zum 11. Zeitpunkt



aktuelle Zeit: 12.00 min

Abb. B.1.23: Rauchausbreitung zum 12. Zeitpunkt

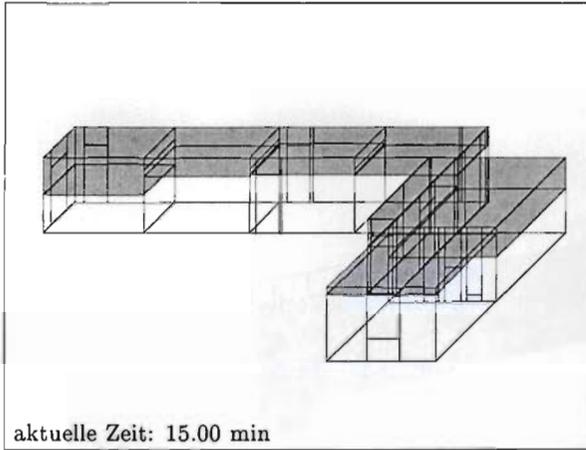


Abb. B.1.24: Rauchausbreitung zum 13. Zeitpunkt

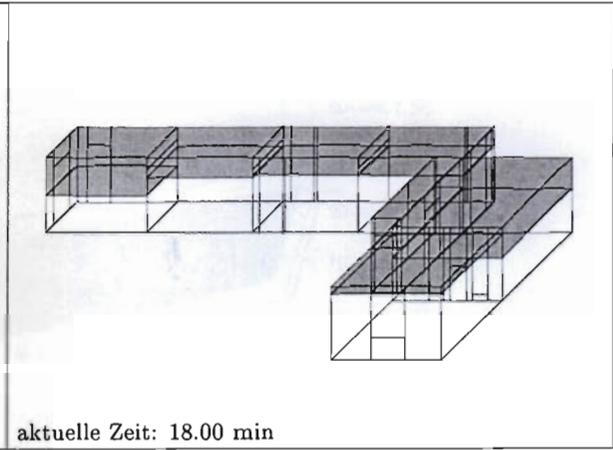


Abb. B.1.25: Rauchausbreitung zum 14. Zeitpunkt

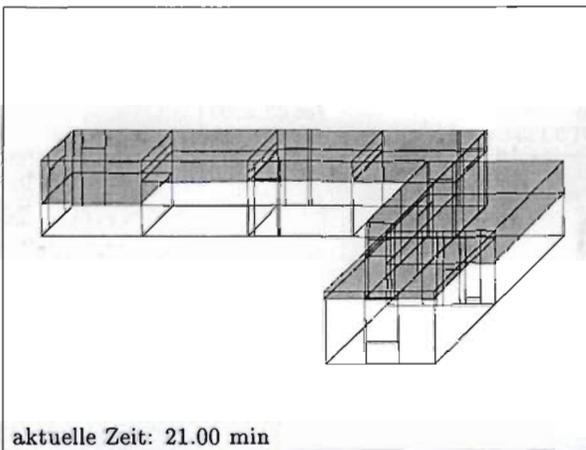


Abb. B.1.26: Rauchausbreitung zum 15. Zeitpunkt

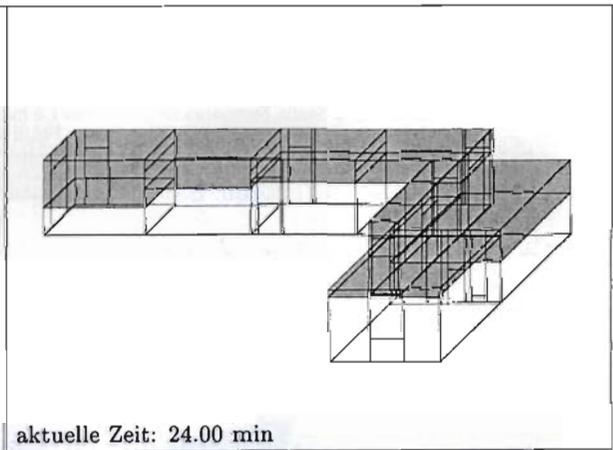


Abb. B.1.27: Rauchausbreitung zum 16. Zeitpunkt

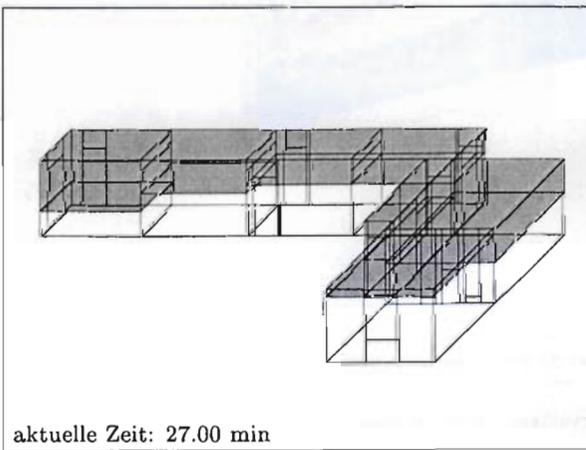


Abb. B.1.28: Rauchausbreitung zum 17. Zeitpunkt

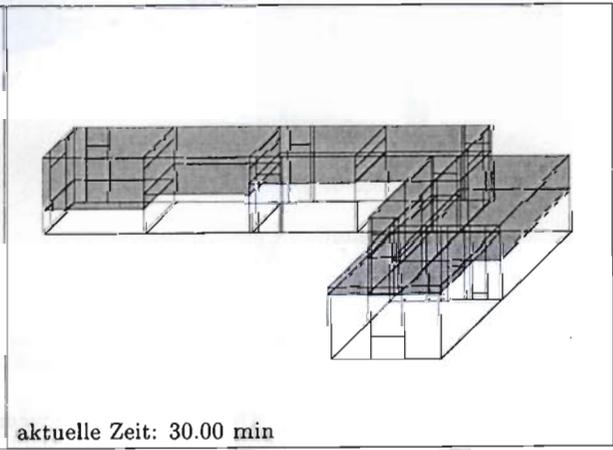


Abb. B.1.29: Rauchausbreitung zum 18. Zeitpunkt

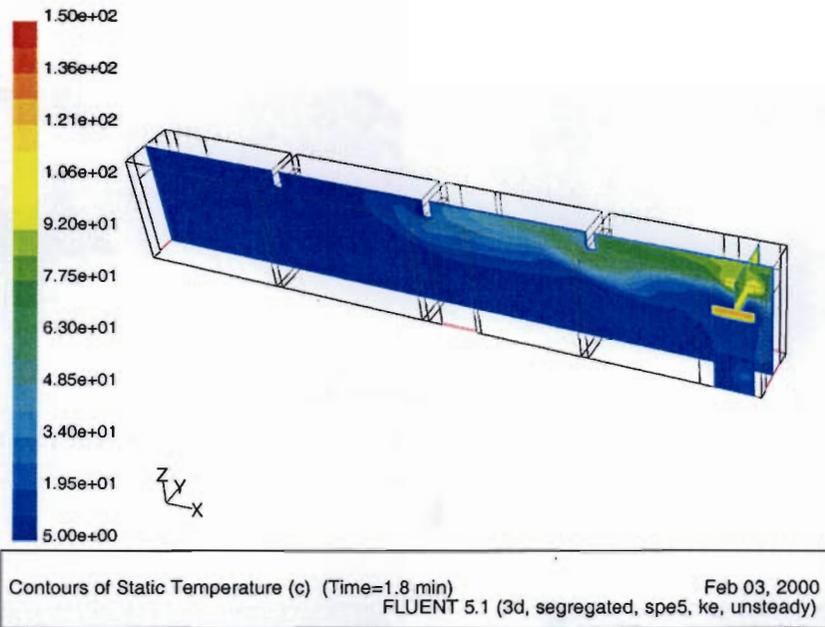


Abb. B.1.30: Temperaturverlauf nach 1,8 min

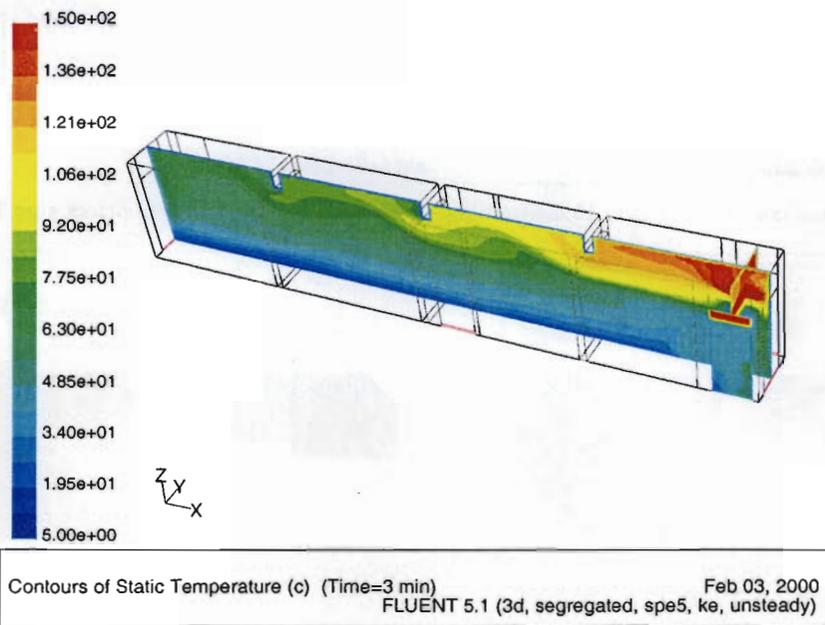
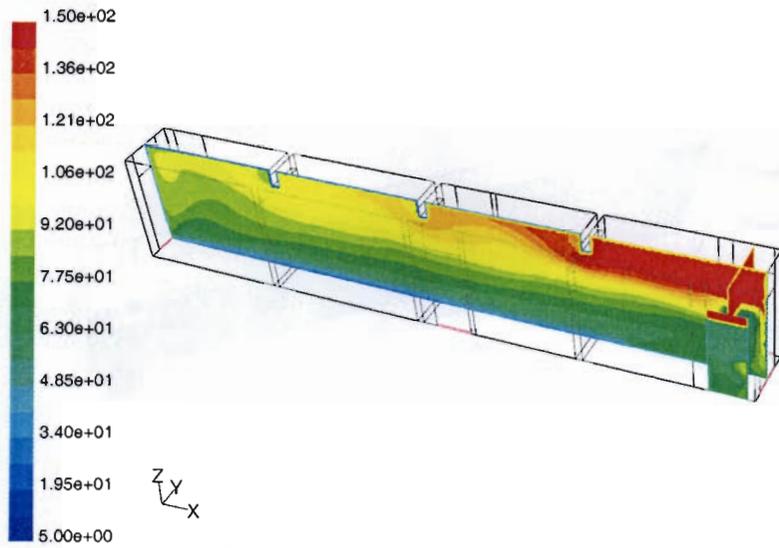
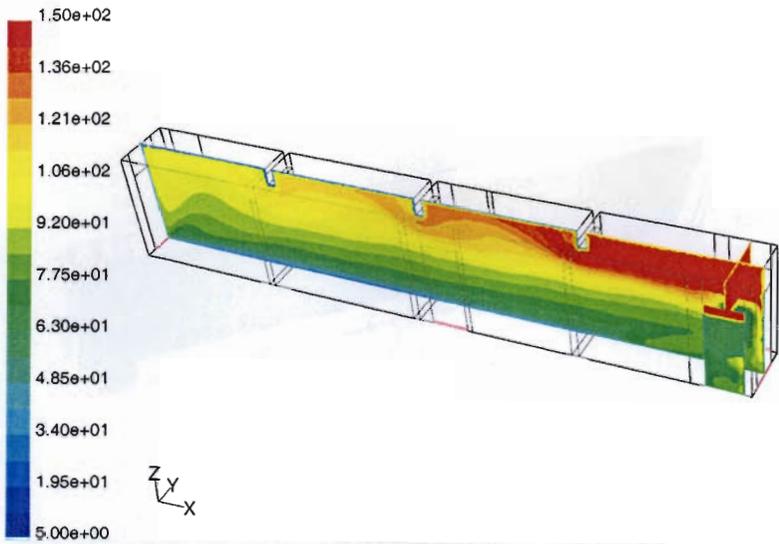


Abb. B.1.31: Temperaturverlauf nach 3,0 min



Contours of Static Temperature (c) (Time=6 min) Feb 03, 2000
 FLUENT 5.1 (3d, segregated, spe5, ke, unsteady)

Abb. B.1.32: Temperaturverlauf nach 6,0 min



Contours of Static Temperature (c) (Time=9 min) Feb 03, 2000
 FLUENT 5.1 (3d, segregated, spe5, ke, unsteady)

Abb. B.1.33: Temperaturverlauf nach 9,0 min

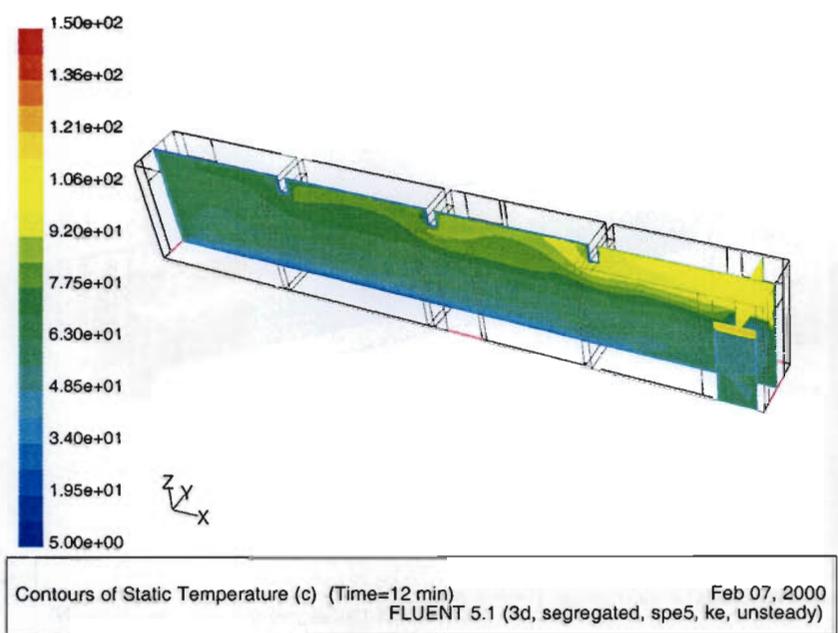


Abb. B.1.34: Temperaturverlauf nach 12,0 min

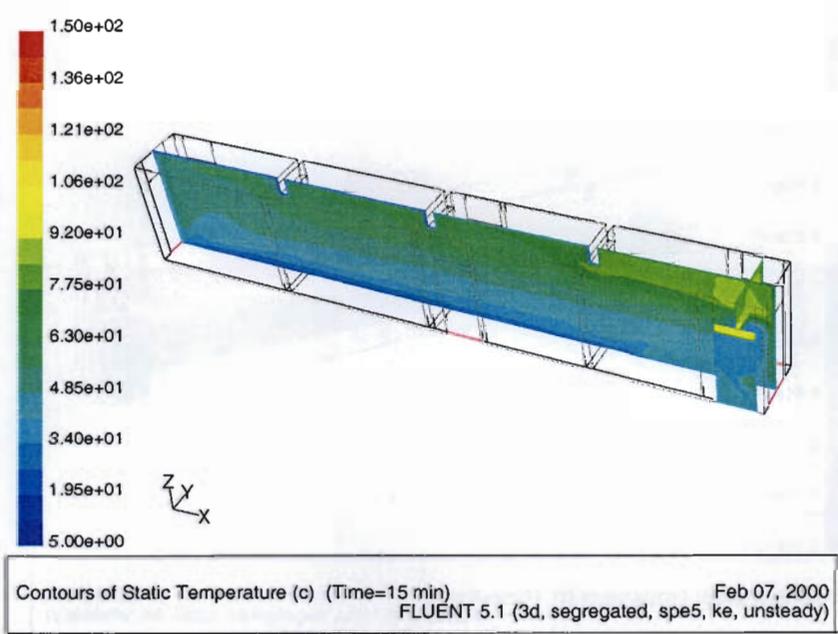


Abb. B.1.35: Temperaturverlauf nach 15,0 min

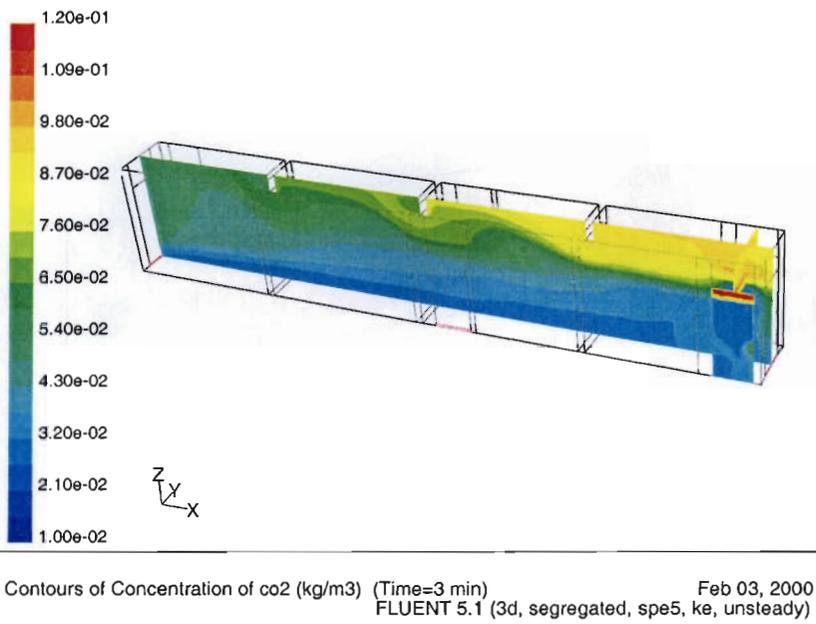


Abb. B.1.36: Konzentrationsverteilung CO₂ nach 3,0 min

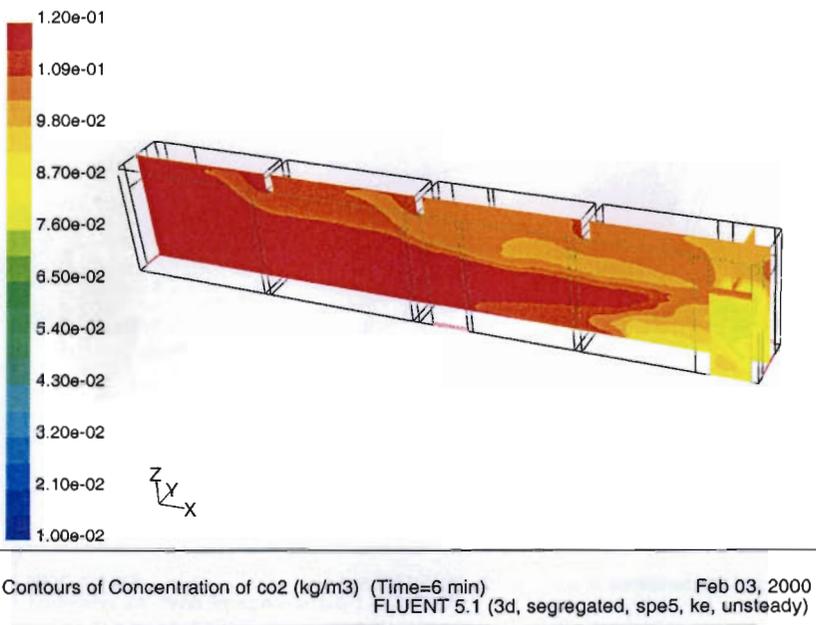


Abb. B.1.37: Konzentrationsverteilung CO₂ nach 6,0 min

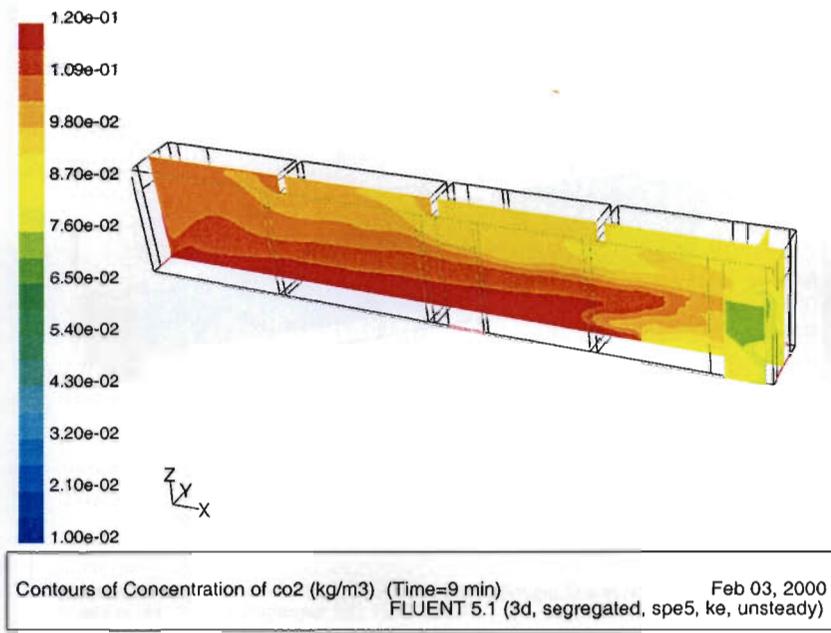


Abb. B.1.38: Konzentrationsverteilung CO₂ nach 9,0 min

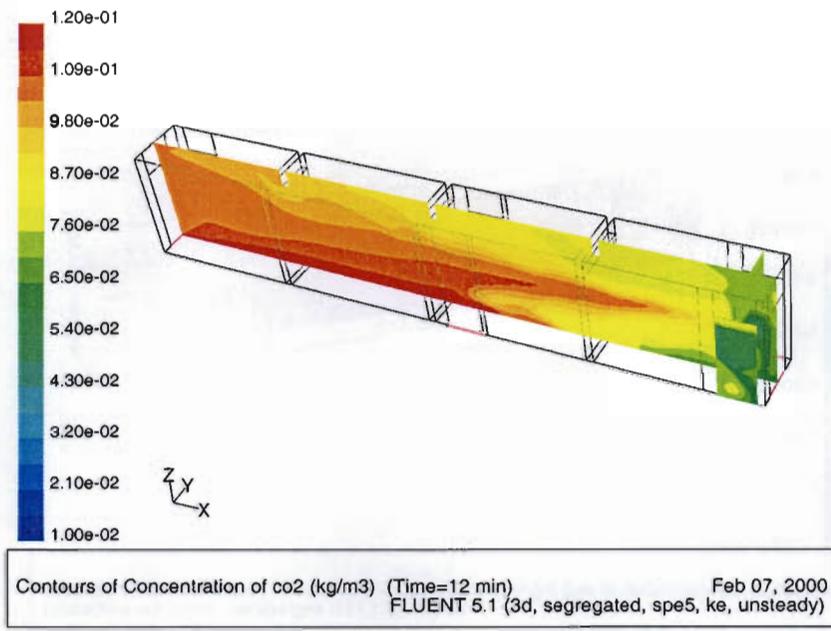
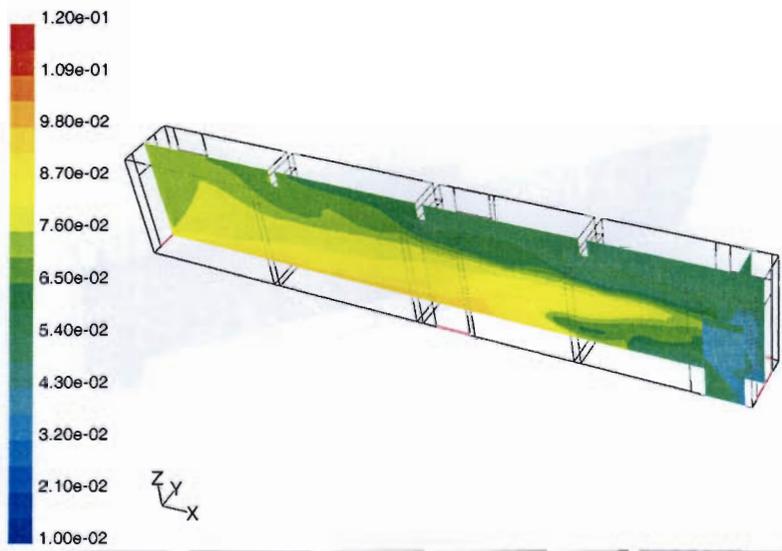


Abb. B.1.39: Konzentrationsverteilung CO₂ nach 12,0 min



Contours of Concentration of co2 (kg/m3) (Time=15 min) Feb 07, 2000
 FLUENT 5.1 (3d, segregated, spe5, ke, unsteady)

Abb. B.1.40: Konzentrationsverteilung CO₂ nach 15,0 min



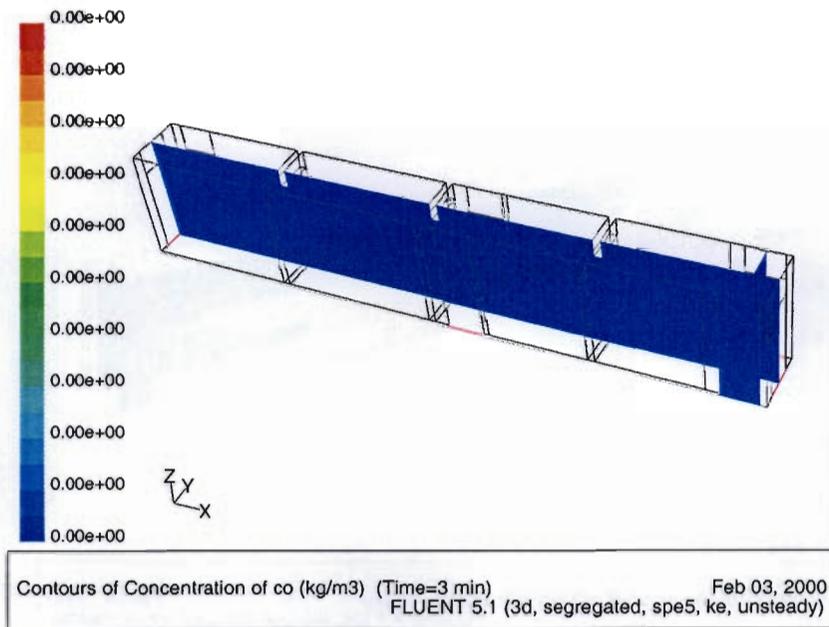


Abb. B.1.41: Konzentrationsverteilung CO nach 3,0 min

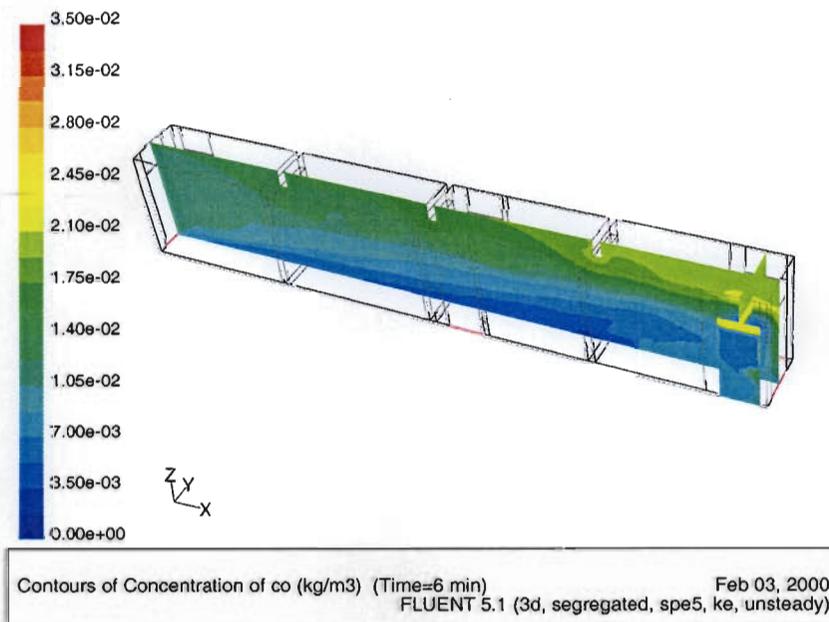
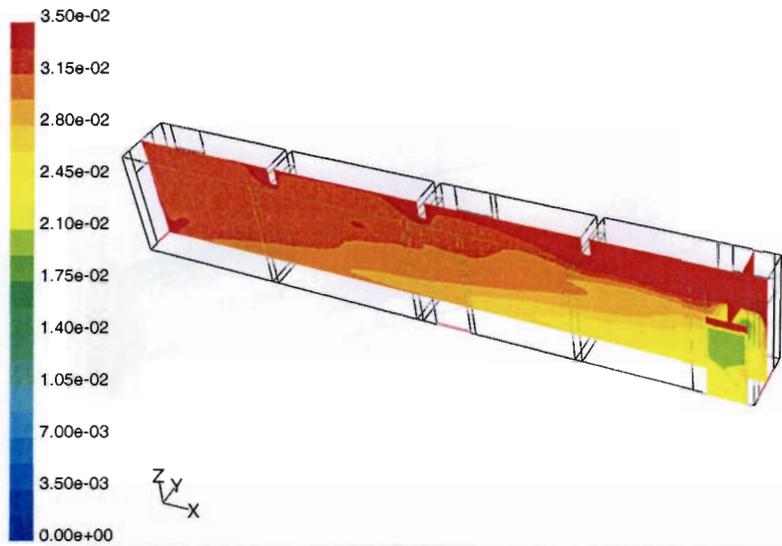
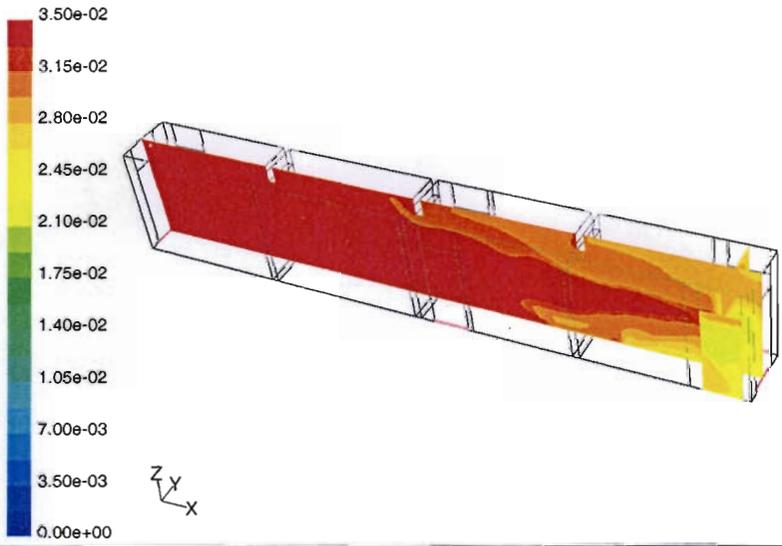


Abb. B.1.42: Konzentrationsverteilung CO nach 6,0 min



Contours of Concentration of co (kg/m3) (Time=9 min) Feb 03, 2000
 FLUENT 5.1 (3d, segregated, spe5, ke, unsteady)

Abb. B.1.43: Konzentrationsverteilung CO nach 9,0 min



Contours of Concentration of co (kg/m3) (Time=12 min) Feb 07, 2000
 FLUENT 5.1 (3d, segregated, spe5, ke, unsteady)

Abb. B.1.44: Konzentrationsverteilung CO nach 12,0 min

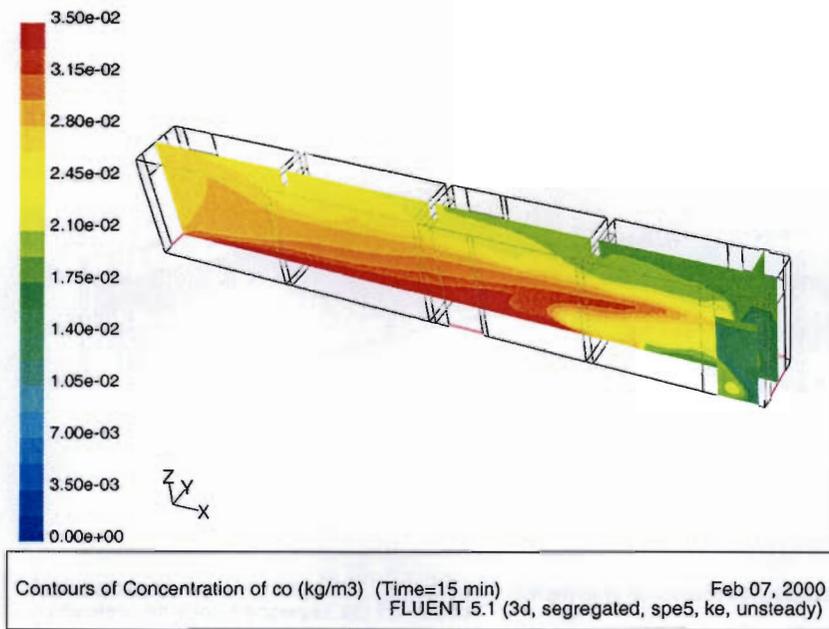


Abb. B.1.45: Konzentrationsverteilung CO nach 15,0 min

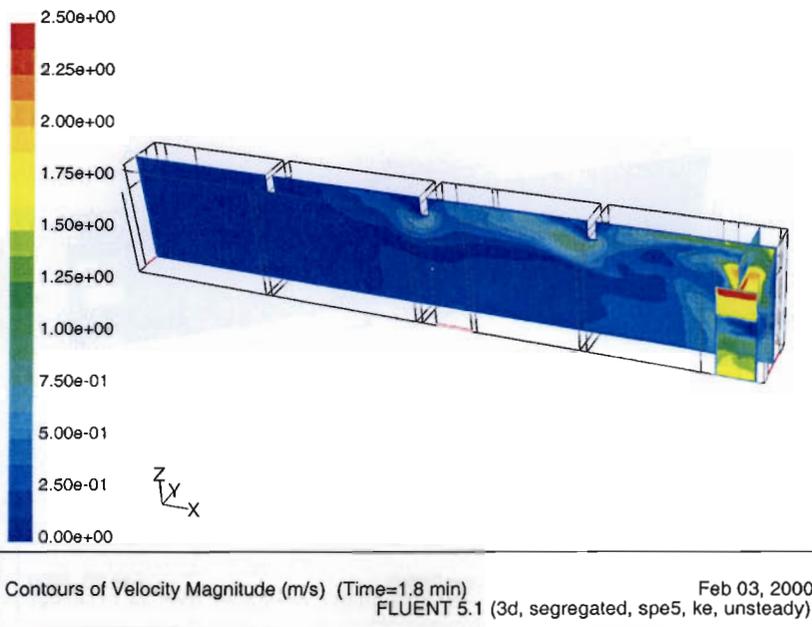


Abb. B.1.46: Geschwindigkeitsverlauf nach 1,8 min

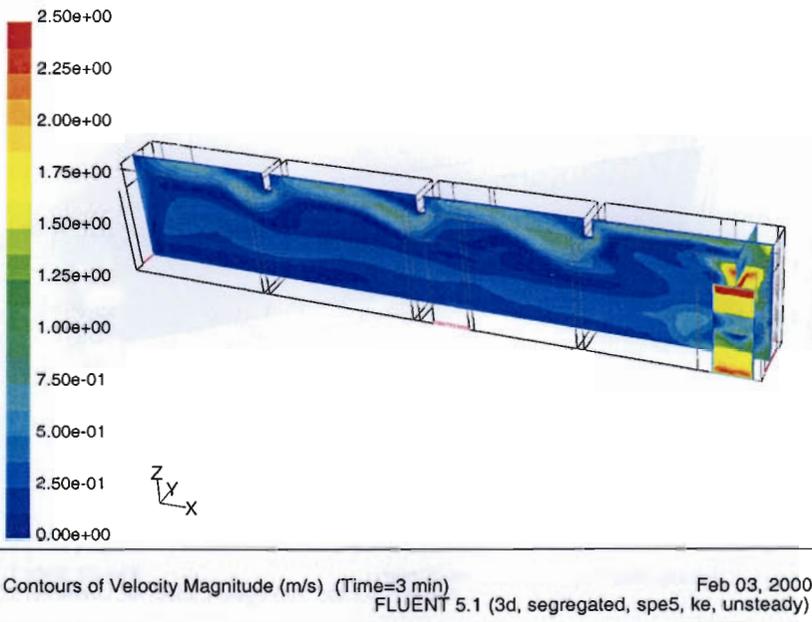


Abb. B.1.47: Geschwindigkeitsverlauf nach 3,0 min

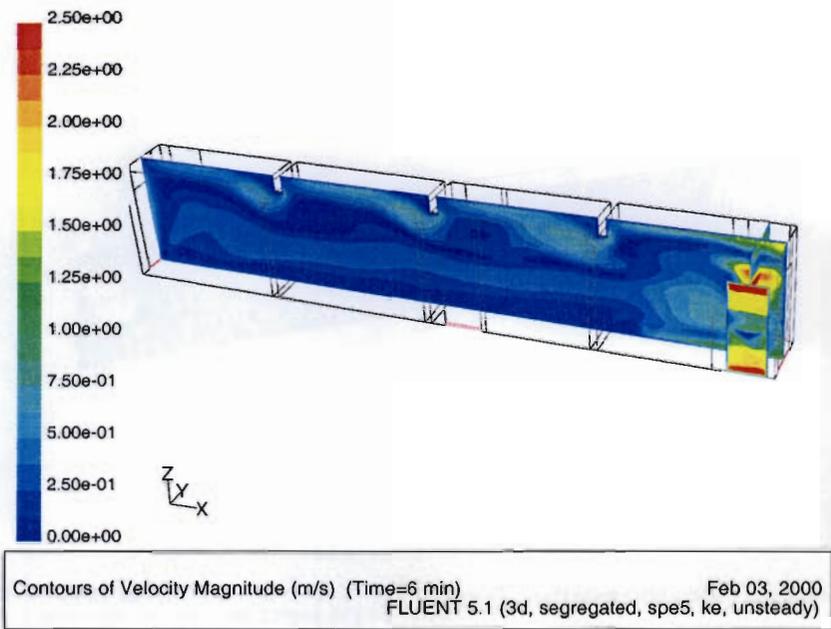


Abb. B.1.48: Geschwindigkeitsverlauf nach 6,0 min

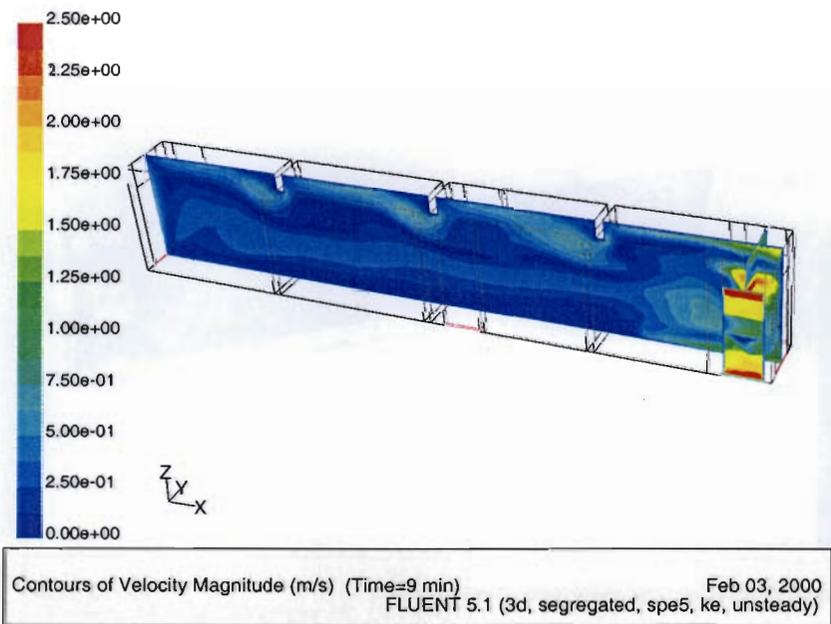


Abb. B.1.49: Geschwindigkeitsverlauf nach 9,0 min

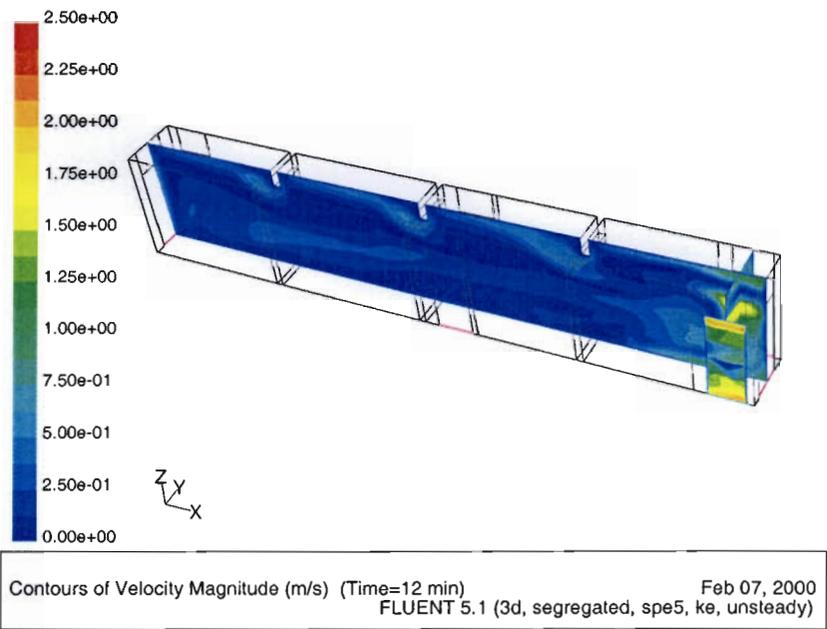


Abb. B.1.50: Geschwindigkeitsverlauf nach 12,0 min

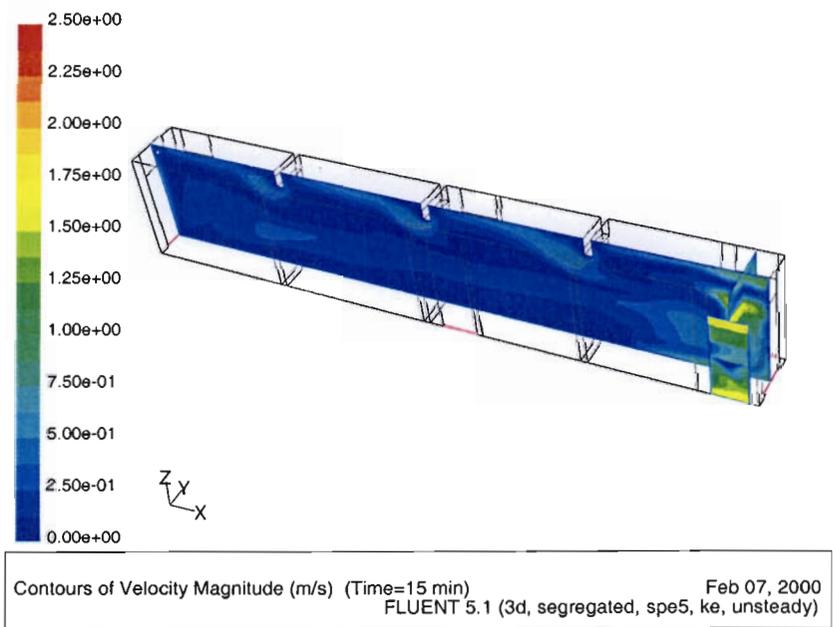


Abb. B.1.51: Geschwindigkeitsverlauf nach 15,0 min