



Technische
Universität
Braunschweig

iBMB **MPA**
TU BRAUNSCHWEIG

Ein Pyrolysemodell zur Prognose der Brandausbreitung

Matthias Siemon

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB)
Materialprüfanstalt für das Bauwesen (MPA) Braunschweig

Heft 231

Braunschweig
ISBN 978-3-89288-216-9
ISSN 1439-3875

2016

Von der Fakultät Architektur, Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften der
Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig
zur Erlangung des Grades eines Doktoringenieurs (Dr.-Ing.) genehmigte Dissertation

Eingereicht am: 13. Juli 2016

Disputation am: 18. November 2016

Berichtersteller/in: Prof. Dr.-Ing. J. Zehfuß
Prof. Dr.-Ing. D.Hosser

Diese Dissertation ist über die Internetseite der Universitätsbibliothek
Braunschweig online zugänglich.

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Bibliographic information published by the Deutsche Nationalbibliothek

The Deutsche Nationalbibliothek lists this publication in the Deutsche Nationalbibliografie; detailed bibliographic data are available in the Internet at <http://dnb.d-nb.de>.

Information bibliographique de la Deutsche Nationalbibliothek

La Deutsche Nationalbibliothek a répertorié cette publication dans la Deutsche Nationalbibliografie; les données bibliographiques détaillées peuvent être consultées sur Internet à l'adresse <http://dnb.d-nb.de>.

Abstract

One of the main protection goals of the federal German building codes is the prevention of fire spread from one compartment to another. Furthermore, the occupants of a building should be able to leave the building during a fire incident. To ensure this, the federal building codes do not allow combustible materials in emergency routes and exits.

In some cases, the requirements of the codes are not fulfilled in every detail, or existing buildings were based on older regulations which do not comply with the actual ones. In those cases, it might be useful to assess the situation using engineering methods. Modern software packages solving the fundamental fluid- and thermodynamic conservation equations allow for a detailed analysis of smoke and heat propagation as well as complex ventilation boundary conditions. Currently, the actual fire as the source of the heat and mass production is defined using prescribed values describing the heat release rate as a function of the time. The pyrolysis of the combustible materials itself, as the main physical phenomena behind the fire spread, is usually not considered.

The main goal of this work is the development and improvement of the pyrolysis modeling towards a better prediction of the fire spread instead of using prescribed functions. To achieve this, the current scientific knowledge of the pyrolysis phenomena in combination with the combustion of the resulting fuel gases is investigated. The focus lies on the current approaches of modeling the pyrolysis of the solid phase using numerical methods.

In a next step, a coupled pyrolysis and three dimensional heat transfer model is developed and integrated into an existing CFD model. To improve the performance and acceptance of the model, the implementation is optimized to reduce computational costs on standard work stations. The implementation is finished by verification and validation of the model using specific test cases.

The applicability and validation for a user case is done by a calculation of the fire spread on horizontal cable trays. Therefore, small-scale tests like thermogravimetric analysis (TGA) and cone calorimeter tests as well as large-scale tray tests are conducted. Furthermore, international test results are considered for validation and applicability too. As a result, it can be shown that the developed model is capable of predicting the most relevant fire spread parameters like the heat release rate and the spread rate in small-scale and large-scale situations.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter im Fachgebiet Brandschutz des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) der Technischen Universität Braunschweig. Wesentliche Teile dieser Arbeit basieren auf Ergebnissen, die im Rahmen eines vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie geförderten Forschungsvorhabens mit dem Titel „Entwicklung, Erprobung und Validierung eines erweiterten Pyrolysemodells für Kabelbrandlasten und Erweiterung der Validierungsgrundlage mit Hilfe von Klein- und Großversuchen an deutschen Leistungskabeln“ gewonnen wurden.

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. J. Zehfuß sowie Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. D. Hosser, die mir am iBMB die Aufnahme einer Forschungstätigkeit ermöglichten und durch ihr Vertrauen und fachlichen Rat, dem Stellen von kritischen Fragen, aber auch durch die Gewährung der nötigen Freiheit und Verantwortung maßgeblich zum Gelingen dieser Arbeit beitrugen. Bedanken möchte ich mich außerdem für die Übernahme der Berichterstattung. Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. M. Krafczyk danke ich für die Mitwirkung als Prüfer und die Übernahme der damit verbundenen Mühen. Weiterhin möchte ich mich bei Herrn Univ.-Prof. Dr. sc. techn. K. Thiele für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes bedanken.

Meinen aktuellen und ehemaligen Kollegen am Fachgebiet Brandschutz möchte ich für die vielen anregenden und fachlichen Diskussionen bedanken. Herr Dr.-Ing. Olaf Riese war dabei aufgrund seiner thematischen wie räumlichen Nähe und nicht zuletzt wegen seiner fachlichen Kompetenz ein stetiger Ansprechpartner, für dessen Unterstützung ich mich herzlich bedanke. Auch den Kollegen Dipl.-Ing. Judith Küppers, Dipl.-Ing. Dominik Felix, M.Sc. Christian Northe, M.Sc. Jan Lyzwa danke ich für die stetige Diskussionsbereitschaft und der Schaffung einer kollegialen und angenehmen Atmosphäre. Erwähnen möchte ich in diesem Zusammenhang auch die „alten Hasen“ Prof. Dr.-Ing. Björn Kampmeier, Dr.-Ing. Dirk Hollmann und Dr.-Ing. Cornelius Albrecht. Für die maßgebliche Unterstützung bei der Durchführung der Klein- und Großversuche danke ich Christian, David und Patrick.

Abschließend möchte ich mich für das gewissenhafte Korrekturlesen des Manuskripts bei meiner Frau Christiane, meinen Eltern Petra und Klaus sowie meiner Schwägerin Alexandra herzlich bedanken.

Braunschweig, im Dezember 2016

Matthias Siemon

Inhaltsverzeichnis

Symbole und Abkürzungen	ix
1 Einleitung	1
1.1 Problemstellung und Motivation	1
1.2 Zielstellung, Lösungsansatz und Vorgehen	4
2 Grundlagen und Stand der Forschung	9
2.1 Allgemeines	9
2.2 Physikalische und chemische Prozesse bei thermischer Beanspruchung von Feststoffen	11
2.3 Grundlagen der Verbrennung	12
2.3.1 Unendlich schnelle Einschritt-Verbrennung	14
2.3.2 Anwendung für PVC-Kabel	18
2.3.3 Heizwert und Bildungsenthalpie	19
2.3.4 Bestimmung der Massenverlustrate	21
2.3.5 Reaktionskinetik und endliche Verbrennungsgeschwindigkeit	23
2.4 Pyrolyseprozesse von Feststoffen	27
2.5 Einflussgrößen bei Pyrolyseprozessen von Kabeln und Kabelmaterialien	32
2.5.1 PVC als verkohlendes Polymer	32
2.5.2 Einfluss der Modellparameter auf das Pyrolyse- und Abbrand- verhalten	35
2.6 Bestimmung der Eingangsgrößen	38
2.6.1 Schätzung aus TGA-Versuchsergebnissen	38
2.6.2 Stochastische Optimierungsverfahren	43
3 Entwicklung eines Pyrolysemodells	45
3.1 Energie- und Massenbilanzen der festen und gasförmigen Phase	45
3.1.1 Massenbilanz der festen Phase	46
3.1.2 Massen- und Stoffbilanz der gasförmigen Phase	47
3.1.3 Energiebilanz der festen und gasförmigen Phase	49
3.2 Diskretisierung der festen Phase	52
3.3 Modellierung dreidimensionaler Schwind- und Quellprozesse	54
3.4 Diskretisierung der Erhaltungsgleichungen bei Schwinden und Quellen	59
3.5 Berücksichtigung nichtlinearer Materialparameter	62
3.6 Eigenschaften von Stoffen aus verschiedenen Materialien	65
3.7 Rand- und Übergangsbedingungen	68
3.7.1 Vorgegebener Wärmestrom bzw. Oberflächentemperatur	69
3.7.2 Wärmestrom aus Konvektion und Wärmestrahlung	70

3.7.3	Massenstrom von fester Phase in die Gasphase	74
3.8	Berechnungsalgorithmus	77
3.9	Optimierung der Ausführungsgeschwindigkeit	82
3.9.1	Allgemeines	82
3.9.2	Parallelisierung für einen einzelnen Knoten mit Hilfe von OpenMP	84
3.10	Modularer Entwicklungsansatz	88
4	Verifizierung des Pyrolysemodells	89
4.1	Konzept und Umsetzung	89
4.2	Verifizierung der 3D-Wärmeleitung	90
4.2.1	Eindimensionale stationäre Wärmeleitung	91
4.2.2	Zweidimensionale Wärmeleitung	93
4.2.3	Nichtlineare dreidimensionale instationäre Wärmeleitung	94
4.3	Pyrolysemodell	97
4.3.1	Massenverlust bei konstanter Aufheizrate	97
4.3.2	Mehrschritt-Pyrolyse mit Materialrückstand und Berücksichtigung der Reaktionsenthalpie	99
4.3.3	Schwinden und Quellen für den eindimensionalen Fall	102
4.3.4	Massenverlustrate eines schwindenden PMMA-Elements unter eindimensionaler Wärmestrombeaufschlagung	103
4.3.5	Gekoppelte Phänomene bei mehrdimensionaler Wärmestrombeaufschlagung	106
4.4	Untersuchung der Sensitivität der Netzauflösung	110
4.4.1	Auflösung der festen Phase	110
4.4.2	Auflösung der Gasphase im Verhältnis zur festen Phase	114
5	Experimentelle Untersuchungen zur Brandausbreitung	117
5.1	Grundlagen	117
5.2	Angaben zu den ausgewählten Kabeln	119
5.3	Durchgeführte Kleinversuche	120
5.3.1	TGA-FTIR-Versuche	120
5.3.2	Cone-Kalorimeterversuche	124
5.4	Eigene Trassenversuche	127
5.4.1	Versuchsaufbau und Prüfstand	128
5.5	Internationales Forschungsvorhaben OECD-PRISME2	131
6	Validierung und Anwendung des Pyrolysemodells	133
6.1	Überblick	133
6.2	Ermittlung der reaktionskinetischen Eingangswerte	133
6.3	Berechnung und Validierung anhand von Cone-Kalorimeterversuchen	134
6.3.1	Modellerstellung und Abbildung der Kabel	136
6.3.2	Verbrennungsberechnung und Modellierung der Kabel	137
6.3.3	Parameterschätzung und Berechnung	140
6.3.4	Auswertung und Vergleich der Ergebnisse	141
6.4	Berechnung der Trassenversuche T1 und T2	147
6.4.1	Modellgrundlagen	147

6.4.2	Modellierung der Brandlast	149
6.4.3	Ventilationsrandbedingungen	151
6.5	Anwendung und Validierung für Kabel A	152
6.6	Validierungsmethodik und Bewertungskriterien	154
6.7	Auswertung und Vergleich der Ergebnisse	159
6.7.1	Trassenversuche T1 und T2	159
6.7.2	Trassenversuch CFS(S)-1	167
6.8	Fazit der Anwendung und Validierung des Pyrolysemodells	168
7	Zusammenfassung und Ausblick	171
7.1	Zusammenfassung	171
7.2	Ausblick	173
8	Anhang	185
8.1	Eingabeparameter von FDS_DEV	185
8.2	Ausgabedateien und Ergebnisdarstellung	188
8.3	Kabelquerschnittsgenerator	189
8.4	Aufbau Prüfkörper und Lage der Messfühler für den Großversuch	190
8.4.1	Aufbau des Prüfkörpers	190
8.4.2	Messgrößen und Instrumentierung	191
8.4.3	Kabel- und Gastemperaturmessungen	192
8.5	TGA-Ergebnisse Kabel B	194
8.5.1	Mantelmaterial Kabel B	194
8.5.2	Füller Kabel B	198
8.5.3	Aderisolierung Kabel B	200
8.6	FTIR-Ergebnisse Kabel B	202
8.6.1	Mantelmaterial Kabel B	202
8.6.2	Füller Kabel B	205
8.6.3	Aderisolierung Kabel B	209
8.7	Weitere Angaben und Berechnungsergebnisse	213
8.7.1	Thermische Eingangswerte des Cone-Kalorimetermodells	213
8.7.2	Kabeltemperaturen Cone-Kalorimeterversuche	214
8.7.3	Gas- und Oberflächentemperaturen Versuch T1	219
8.7.4	Gas- und Oberflächentemperaturen Versuch T2	227

Symbole und Abkürzungen

Soweit im Text nicht anderweitig angegeben, werden die im Folgenden aufgeführten Formelzeichen und Abkürzungen verwendet.

Lateinische Buchstaben

ΔB	Brennwert des Brennstoffes [kJ/kg]
ΔH	Heizwert oder effektiver Heizwert [kJ/kg]
Δh_b	Bildungsenthalpie [J/mol]
ΔH_r	Reaktionsenthalpie [kJ/kg]
$\Delta h_{s,Spezies}$	spezifische Bildungsenthalpie [J/g]
Δt	Zeitschrittinkrement [s]
$\Delta T_{w''}$	Temperaturband der Zersetzungsreaktion, ein Parameter bei Schätzung der reaktionskinetischen Parameter auf Grundlage von TGA-Versuchen [K]
Δx	Länge der Kante der Subzelle in X-Richtung [m]
Δy	Länge der Kante der Subzelle in Y-Richtung [m]
Δz	Länge der Kante der Subzelle in Z-Richtung [m]
\dot{j}	Diffusionsstrom [mol/s]
\dot{k}	Geschwindigkeitskoeffizient der Reaktion [1/s]
\dot{m}	Massenverlustrate oder Massenstrom [g/s] bzw. [kg/s]
\dot{q}	Wärmefreisetzungsrate [W] oder [kW]
\dot{q}	Wärmestromdichte [W/s]
\dot{T}	Aufheizrate [K/s]
\mathbf{n}	Normalenvektor
\mathbf{P}	Vektor der Massenanteile Pseudospezies
\mathbf{r}	Vektor der Schwind- und Quellrichtung
\mathbf{u}	Geschwindigkeitsvektor [m/s]

Inhaltsverzeichnis

W	Massenmatrix
Z	Vektor der Massenanteile der primitiven Spezies
<i>A</i>	Fläche [m ²]
<i>A</i>	Prä-exponentieller Faktor (Stoßfaktor) [1/s]
<i>a</i>	absorbierter Strahlungsanteil [–]
<i>c_p</i>	spezifische Wärmespeicherkapazität [J/kgK]
<i>D</i>	Diffusionskoeffizient [m ² /s]
<i>d</i>	Tiefe der Pyrolysefront [m]
<i>E</i>	Aktivierungsenergie [J]
<i>E_{chem}</i>	chemisch gebundene Energie [J]
<i>I</i>	Strahlungsintensität [W/sr]
<i>j</i>	Massenanteile primitiver Spezies [–]
<i>k</i>	Turbulente kinetische Energie [–]
<i>L</i>	Integrale Länge [m]
<i>M</i>	Molare Masse [kg/mol]
<i>N</i>	Exponent der Reaktion oder Reaktionsordnung [–]
<i>n</i>	Anzahl der Subzeitschritte
<i>n</i>	Anzahl der Zellen
<i>n</i>	Stoffmenge [mol]
<i>Nu</i>	Nußelt-Zahl [–]
<i>p</i>	Massenanteile Pseudospezies [–]
<i>Pr</i>	Prandtl-Zahl [–]
<i>r</i>	reflektierter Strahlungsanteil [–]
<i>R_m</i>	universelle Gaskonstante (8,314) [J/(kg mol)]
<i>Re</i>	Reynolds-Zahl [–]
<i>S</i>	Anzahl an einer Reaktion beteiligter Spezies [–]
<i>s</i>	stöch. Massenanteil des Sauerstoffs an dem Oxidationsmittel [g/mol]
<i>s'</i>	Wärmestrahler
<i>T</i>	(absolute) Temperatur [K]
<i>T</i>	transmittierter Strahlungsanteil [–]

t	Zeit [s]
V	Volumen [m ³]
v	Stoffmengenanteil [–]
w	Massenanteil oder Massenbruch [–]
x	Volumenanteil [–]
y	Ausbeute [kg/kg]
Z	Elementmassenbruch [–]

Griechische Buchstaben

α	Wichtungsfaktor des Zeitintegrationsverfahrens [–]
α_c	konvektiver Wärmeübergangskoeffizient [W/m ² K]
β	Abbrandrate [mm/min]
χ_r	Strahlungsanteil an der Wärmefreisetzung [–]
δ	Zeitabhängiger Abstand zwischen zwei Subzellenknoten [m]
ϵ	Temperaturanstieg pro Subzeitschritt [°C/s]
η	Kolmogorov-Länge [m]
Γ	Rand
λ	Verbrennungsluftzahl [–]
λ	Wärmeleitfähigkeit [W/mK]
μ	Turbulente Viskosität [Ns/m ²]
ν	Massenanteile gasförmiger oder fester Reaktionsbestandteile [–]
ν	kinematische Viskosität [m ² /s]
Ω	(Berechnungs)Gebiet
Φ	Brennstoffverhältnis [–]
ψ	Porosität [–]
ρ	Dichte [kg/m ³]
τ	Kolmogorov-Zeit [s]
ϵ	Emissionsgrad oder Emissivität [–]
ϵ	Schwind- und Quellfaktor [–]
ϵ	turbulente Energie-dissipations-rate [Ns/m ²]

ξ Mischungsbruch [–]

Akronyme, Indizes und Exponenten

$\bar{\rho}$ Werte des Kontrollvolumens

''' volumenspezifischer Wert [1/m³]

'' Zweite Ableitung

'' flächenspezifischer Wert [1/m²]

' Erste Ableitung

CD *Computational domain* oder Berechnungsgebiet der Gasphase

char *Char* oder Kohle

C *Cell*, Index Subzelle

FDS Index der Zeitschrittweite der Gasphase

f Vorwärts (forward)

g Index Gasphase

i Index der Materialkomponente

i Index der Reaktion

j Index der Spezies oder Komponente

max Maximal- oder Referenzwert

nb *Neighbour* oder Nachbarknoten

OB *Obstruction* oder Berechnungsgebiet der festen Phase

r Rückwärts (reverse)

s Index feste Phase

wc *Wall cell* oder Übergangsfläche zw. fester Phase und Gasphase

CFD Computational Fluid Dynamics

DNS Direct Numerical Simulation oder direkte numerische Simulation, beschreibt ein CFD-Modell, welches die Turbulenz- und Wärmeübergangsphänomene ohne Ersatzmodelle auf Grundlage der Erhaltungsgleichungen berechnet

DSC Differential scanning calorimeter

FDS Fire Dynamics Simulator

HRR *Heat release rate* oder Wärmefreisetzungsrate in [W] oder [kW]

LES	Large Eddy Simulation, Modell zur direkten numerischen Simulation großer Wirbel bei Ansatz von Turbulenzmodellen für kleine Wirbel
ML	<i>Mass loss</i> oder Massenverlust [g] oder [kg]
MLR	<i>Mass loss rate</i> oder Massenverlustrate [g/s] oder [kg/s]
NIST	National Institute of Standards and Technology
PAK	polyaromatische Kohlenwasserstoffe
SGS	subgrid scale, Bereiche unterhalb des räumlichen Auflösungsvermögens
TGA	Thermogravimetrische Analyse

1 Einleitung

1.1 Problemstellung und Motivation

Die in Deutschland geltenden Anforderungen an die Sicherheit von baulichen Anlagen sind für die Bundesländer in den jeweiligen Landesbauordnungen über Schutzziele verankert, die sich gemäß § 3 (1) Musterbauordnung (MBO) ergeben:

„Anlagen sind so anzuordnen, zu errichten, zu ändern und instand zu halten, dass die öffentliche Sicherheit und Ordnung, insbesondere Leben, Gesundheit und die natürlichen Lebensgrundlagen, nicht gefährdet werden.“

Diese Grundschutzziele werden in § 14 MBO um die Schutzziele des Brandschutzes erweitert. Hier wird gefordert, dass

- der Ausbreitung von Feuer und Rauch (Brandausbreitung) vorgebeugt wird,
- bei einem Brand die Rettung von Menschen und Tieren sowie
- wirksame Löscharbeiten möglich sind.

Konkrete Anforderungen zur Sicherstellung der oben genannten Schutzziele sind in den nachfolgenden Regelungen zu den einzelnen Teilen und Abschnitten eines Gebäudes aufgeführt. So müssen Flure, die als Verbindung von Aufenthaltsräumen zu Treppenträumen oder Ausgängen als Rettungswege vorgesehen sind, im Brandfall ausreichend lange nutzbar sein. Damit diese Anforderung eingehalten wird, müssen die sogenannten notwendigen Flure unter anderem in Rauchabschnitte unterteilt werden, dürfen maximale Längen nicht überschreiten und müssen Bekleidungen und Oberflächen aus nichtbrennbaren Baustoffen besitzen. Es ist ersichtlich, dass die Anforderungen an notwendige Flure auf eine möglichst lange Rauchfreihaltung und die Vermeidung von Bränden in den Fluren abzielen, da in diesem Fall die Räumung des Gebäudes gefährdet wäre.

An die weiteren Teile eines Gebäudes werden vergleichbare Anforderungen gestellt, die zur Sicherstellung des jeweiligen Schutzziels und der Funktion im Gesamtsystem entsprechend aufgestellt wurden (z. B. die Bauteileigenschaften raumabschließender Wände und Decken und Anforderungen an die ausreichend lange Standsicherheit im Brandfall).

Die Gebäude sind gemäß § 2 (3) MBO nach der Art der Nutzung, der Gebäudehöhe sowie der Anzahl und Fläche der Nutzungseinheiten in Gebäudeklassen eingeteilt. In § 2 (4) MBO werden außerdem die wichtigsten Sonderbauten aufgeführt. Für diese Sonderbauten existieren teilweise eigene Verordnungen oder Richtlinien, welche nach Regelung § 51 MBO weitere Anforderungen sowie Erleichterungen oder Verschärfungen bestehender Anforderungen enthalten können.

1 Einleitung

Eine Abweichung von den konkreten Anforderungen der Landesbauordnungen ist nach § 67 MBO möglich und geregelt, wenn die oben genannten Schutzziele eingehalten sind. Der Nachweis der Einhaltung der Schutzziele wird dann über ein Brandschutzkonzept geführt, welches alle Aspekte des vorbeugenden, abwehrenden und anlagentechnischen sowie des organisatorischen Brandschutzes berücksichtigen soll. Ein Aspekt ist hierbei die schutzzielorientierte und risikogerechte Bewertung von Brandszenarien, die aufgrund der geplanten Nutzung, der zu erwartenden Brandlast sowie den Ventilationsbedingungen eine von der *Einheits-Temperaturzeitkurve* (ETK) abweichende Brandbeanspruchung erwarten lassen.

Im Gegensatz zu der *ETK* wird die Temperaturzeitkurve hier über die vorliegende Brandlast und die Ventilationsbedingungen abgeleitet. Entsprechende Regelungen für die Anwendung von Naturbrandmodellen sind im Eurocode 1 (EC1 1-2-NA) normativ festgelegt. Diese sind über die Musterliste der Technischen Baubestimmungen (MLTB) als Ansatz zur Bemessung tragender oder aussteifender Bauteile in allen Bundesländern (Stand Februar 2016) bauaufsichtlich eingeführt (siehe Verzeichnis Eingeführte Technische Baubestimmungen (ETB)).

Der Nachweis von Naturbrandszenarien mit Hilfe von Simulationsmodellen gewinnt zunehmend an Bedeutung. Ziel des Einsatzes von Ingenieurmethoden im Brandschutz ist die Quantifizierung des Brandrisikos für die Gebäudenutzer, die baulichen Anlagen und gegebenenfalls Einrichtungen unter Berücksichtigung der vorhandenen Gebäudesituation sowie der Brandlast. Dabei soll eine Abweichung von den geltenden präskriptiven¹ Anforderungen oder die technische Lösung von Problemen jenseits des Geltungsbereichs von Gesetzen, Verordnungen und Richtlinien brandschutztechnisch bewertet werden. Die Gründe für die Anwendung von Ingenieurmethoden sind vielfältig und können durch finanzielle Vorteile, technische Randbedingungen oder ästhetische Vorgaben bedingt sein.

Die Qualität der Ingenieurnachweise hängt maßgeblich von der Definition des Brandszenarios und der genauen Berücksichtigung der Brandlast ab. Aufgrund der Vielzahl möglicher Brandszenarien und Brandlasten sowie der fehlenden Möglichkeit, komplexe Brandlasten adäquat im Modell zu berücksichtigen, wird im Regelfall auf vereinfachte Bemessungsbrände zurückgegriffen. Hierbei wird mit Hilfe von experimentell ermittelten Daten die Wärmefreisetzung in Abhängigkeit der Zeit beschrieben. Die komplexen Vorgänge der Zersetzung, Pyrolyse und Verbrennung einzelner Brandlastanteile werden hierbei stark vereinfacht. Während diese Vorgehensweise in manchen Fällen einen sinnvollen Kompromiss zwischen Modellierungs- sowie Berechnungsaufwand auf der einen Seite und Genauigkeit der Ergebnisse auf der anderen Seite darstellt, kann für andere Brandlasten, z. B. Kabel, die genaue Modellierung der Brandausbreitung nötig sein. Bauordnungsrechtliche Regelungen zu Kabeln und Leitungsanlagen finden sich in der Muster-Leitungsanlagen-Richtlinie (MLAR). Von besonderer Bedeutung sind hier die Anforderungen an die Installation elektrischer Leitungsanlagen in Rettungswegen. Die Anforderungen der MBO an notwendige Flure und Treppungsräume, eine ausreichend lange Nutzbarkeit sicherzustellen, wird in der MLAR dahingehend konkretisiert, dass

¹Anforderungen, die ohne direkten, quantifizierbaren Nachweis auf Vorschriften basieren

Kabel bzw. Kabeltrassen entweder durch Unterdecken oder Schächte baulich zu trennen sind oder als nichtbrennbar einzustufen sind.

Kabel- oder Leitungsbrände sind eines der am häufigsten auftretenden Brandszenarien und stellen besonders für sicherheitskritische Bereiche ein erhebliches Risiko dar. Beispiele für besonders sicherheitskritische Bereiche sind Kernkraftwerke, Industrieanlagen oder allgemein Gebäude mit einem hohen Anteil an technischer Gebäudeausrüstung. Daneben können Kabelbrände auch für Flugzeuge zu einem erheblichen Sicherheitsrisiko führen. Ein Kabelbrand kann aufgrund eines Kurzschlusses oder einer Überhitzung durch Überlastung des Kabels entstehen. Je nach eingesetzten Materialien zur Isolierung und zum Schutz der Kabel können im Brandfall hohe Konzentrationen an toxischen und korrosiven Bestandteilen sowie eine starke Rauchentwicklung auftreten. Neben Personenschäden führen diese Rauchgasemissionen in vielen Fällen zu beträchtlichen Sachschäden an Gebäuden, Installationen und Maschinen. Weitere relevante Risiken sind:

- Brandweiterleitung,
- Ausfall der Energieversorgung wichtiger Systeme (Motoren für Schalter, Ventile, sonstige Sicherheitselemente, Transformatoren),
- Ausfall der Signalweiterleitung (Steuerungseinheiten).

Betrachtet man die Brandursachenstatistik in Abb. 1.1, in der über einen Zeitraum von 2002 bis 2012 mehr als 1000 Brandursachen eingeflossen sind (vgl. IFS (2014)), ist Elektrizität die am häufigsten enthaltene Brandursache.

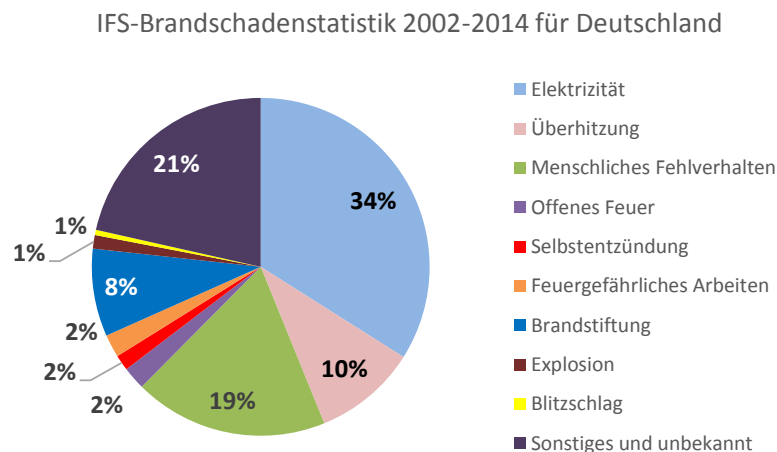


Abb. 1.1: Brandursachenstatistik für den Erhebungszeitraum 2002 - 2014

Die Statistik ist allerdings nicht repräsentativ, sondern enthält nur die Fälle, bei denen der Versicherer zur Schadensermittlung eingeschaltet wurde. Eindeutige Brandursachen, z. B. Blitzeinschläge, sind in dieser Auswertung daher unterrepräsentiert. Außerdem ist die Brandursache *Elektrizität* nicht differenziert, sodass neben Kabelbränden auch Brände

von elektrischen Geräten und Installationen enthalten sind. Darüber hinaus können auch andere Brandursachen wie *Überhitzung* oder *Selbstentzündung* Kabelbrände enthalten.

Sowohl das dargestellte Gefährdungspotential als auch die Häufigkeit als Brandursache zeigen die Notwendigkeit, das Brandverhalten von Kabeln und elektrischen Installationen möglichst realitätsgetreu im Berechnungsmodell abbilden zu können. Neben der beschriebenen Quantifizierung von Brandrisiken kann ein solches Modell auch zur forensischen Untersuchung von aufgetretenen Brandereignissen im Rahmen der Ursachen- und Brandhergangsermittlung verwendet werden. Die hohe Anzahl an verschiedenen Kabeltypen, verwendeten Materialien sowie die im Verhältnis zum Untersuchungsgebiet Gebäude oder Raum feine Struktur der Kabel schränkt die Anwendbarkeit von Ingenieurmethoden für diese Brandlast aktuell jedoch ein.

1.2 Zielstellung, Lösungsansatz und Vorgehen

Ziel dieser Arbeit ist es, die in Abschnitt 1.1 erläuterten Einschränkungen und Unsicherheiten bei der Beschreibung des Brandszenarios zu verringern. Betrachtet man die bisher übliche Vorgehensweise bei der Definition des Brandszenarios mit Hilfe der Wärmefreisetzungsrate als Funktion der Zeit, müssen die aktuell angewendeten Brandsimulationsmodelle nach LAUTENBERGER (2007) streng genommen als *Brandfolgesimulationsmodell* bezeichnet werden, da nicht das Brandphänomen als solches, sondern die Folgen der in das Betrachtungsgebiet eingetragenen Energie und Stoffmassen berechnet werden. Diese Folgen, z. B. erhöhte Gastemperaturen, Strömungsgeschwindigkeiten, Volumen- und Massenströme, konvektive und radiative Wärmeströme sowie die Produktion von Verbrennungsprodukten und toxischen Bestandteilen, bilden anschließend die Grundlage für die Beurteilung der Gefährdung von Bauwerk und den Nutzern. Die Überführung von *Brandfolgesimulationsmodellen* in ein *echtes* Brandsimulationsmodell war und ist Gegenstand sowohl internationaler als auch am *Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz* (iBMB) durchgeführter Forschungsarbeiten mit unterschiedlichen Schwerpunkten und Zielsetzungen.

Brandsimulationsmodelle bestehen aus einer Vielzahl von Modellen zur Berechnung grundlegender physikalischer Phänomene, enthalten darüber hinaus aber auch Submodelle, z. B. zur Berechnung von Belüftungssystemen oder Sprinkleranlagen. Abb. 1.2 enthält eine Übersicht über die typischen Grund- und Submodelle einer Brandsimulationssoftware.

In einem ersten Schritt wird in Kapitel 2 der aktuelle Stand der Forschung bezüglich der mathematischen Modellierung von Pyrolyseprozessen mit den angrenzenden Themengebieten der Wärmetransportprozesse und der Verbrennung erläutert. Danach wird die Modellierung von physikalischen und chemischen Zersetzungs- und Umwandlungsprozessen von Polymeren und weiteren brennbaren Feststoffen aufgrund thermischer Beanspruchung beschrieben. Hier werden die Abläufe der Anfangs- und Zwischenreaktionen, die entstehenden festen, flüssigen und gasförmigen Bestandteile sowie verschiedene Modelle zur Beschreibung der Reaktionskinetik üblicher Polymere vorgestellt. Auch die Prozesse bei der Verbrennung der freigesetzten flüchtigen Bestandteile werden erklärt. Zusätzlich werden die bereits angewendeten und vorhandenen Pyrolysemodelle



Abb. 1.2: Übersicht über die einzelnen Komponenten eines Brandsimulationsmodells

beschrieben, wobei hier besonders auf die Arbeiten von LAUTENBERGER (2007) und aktuelle Arbeiten von MATALA (2013) und MATALA ET AL. (2012) zur Bestimmung der benötigten Eingangsdaten eingegangen wird.

Für komplexe Brandlasten ist die im Feststoff vorherrschende Temperatur eine fundamentale Einflussgröße zur Beschreibung von Pyrolyseprozessen. Neben umfangreichen experimentellen Untersuchungen wurde daher von RIESE (2007) ein Modell zur Beschreibung lateraler Wärmeleitungsprozesse in Kabeln entwickelt, um die Brandausbreitung auf Kabelbrandlasten adäquat zu beschreiben. HOHM (2010) hat in seiner Arbeit ein Wärmetransportmodell für Brandsimulationsmodelle entwickelt und zusätzlich die Modellierung des Wärmeübergangs erweitert. Beide Modelle wurden in das Brandsimulationsprogramm *Fire Dynamics Simulator* (FDS, siehe MCGRATTAN ET AL. (2010)) integriert, wobei die zugrunde gelegten Versionen (Version 4 bei RIESE bzw. Version 5 bei HOHM) mittlerweile veraltet sind. Auch von VISCHER (2009) wurde ein Modell zur Berechnung dreidimensionaler Wärmeleitungsvorgänge in Feststoffen für FDS in der Version 5 entwickelt. Die vorliegende Arbeit baut auf den oben erwähnten, am iBMB durchgeführten Arbeiten auf und beschreibt in Kapitel 3 die Entwicklung eines allgemein anwendbaren Pyrolysemodells auf Grundlage dreidimensionaler Wärmeleitung für Feststoffe.

Aufgrund der hohen Verbreitung von FDS im Brandschutzingenieurwesen und der Anwendung im Rahmen von Ingenieurwissenschaften wird auch das eigene Modell für FDS entwickelt. Neben der umfassenden Dokumentation von FDS verfügt das Programm über eine Vielzahl von verifizierten und validierten Submodellen (vgl. Abb. 1.2), die eine unmittelbare Anwendung für praktische Nachweise ermöglichen. Wegen der Offenlegung des Quellcodes inklusive der Verifizierungstestfälle eignet sich FDS außerdem besonders für die Entwicklung eigener Submodelle. Im Vergleich zu kommerziellen CFD-Programmen wie Ansys CFX oder Star-CCM+ stellt die ausschließlich vorhandene

1 Einleitung

Möglichkeit der Diskretisierung auf Grundlage strukturierter kartesischer Gitter eine Einschränkung dar. Komplexe Geometrien müssen so bei der Anwendung von FDS entsprechend vereinfacht werden. In Anbetracht der geplanten Anwendung des eigenen Modells für Fragestellungen des Brandschutzingenieurwesens und der Vorteile des frei verfügbaren Quellcodes im Vergleich zu den Schnittstellen kommerzieller Programme (engl. *User supplied subroutines*) wird das entwickelte Modell in FDS implementiert. Zur Unterscheidung der vom NIST veröffentlichten Version und der Eigenentwicklung werden in der Arbeit die Bezeichner *FDS_NIST* (Standardversion) und *FDS_DEV* (Eigenentwicklung) verwendet.

Das in der aktuellen Version (FDS 6, MCGRATTAN ET AL. (2015a)) implementierte Pyrolysemodell dient dabei als Ausgangsbasis der eigenen Weiterentwicklung. Ebenfalls Beachtung findet das von LAUTENBERGER & FERNANDEZ-PELLO (2009) entwickelte Modell, welches als quelloffene Software heruntergeladen werden kann (siehe LAUTENBERGER (2012)). Eine wesentliche Grundlage bildet auch das von HOHM (2010) entwickelte Modell zur Beschreibung dreidimensionaler Wärmeleitungsprozesse, welches optimiert und an die aktuelle Version von FDS angepasst werden muss. Die in diesem Modell entworfene Subzellenstruktur wird dann um die Berücksichtigung der Pyrolyse erweitert. Der entscheidende Vorteil dieser Vorgehensweise gegenüber den bisher in FDS zur Verfügung stehenden Modellen liegt in der Berücksichtigung der auf Grundlage dreidimensionaler Wärmeleitung berechneten Temperaturen, wohingegen die bisher in FDS implementierten Modelle auf eindimensionalen Schichtenstrukturen basieren. Dies ist für Bauteile wie Holztafeln oder brennbare Beschichtungssysteme auf flächigen Bauteilen eine ausreichende Näherung. Für Kabelbrandlasten mit im Vergleich zum untersuchten Raum- oder Gebäudevolumen kleinskaligem Aufbau aus unterschiedlichen Materialien, dem Einfluss der lateralen Wärmeleitung der gut Wärme leitenden Kupferadern und dem schon im Kabelquerschnitt zweidimensionalen Aufbau ist der Ansatz eines eindimensionalen Schichtenmodells als zu stark vereinfachend anzusehen.

Das entwickelte Modell wird anhand verschiedener Testfälle verifiziert und validiert. Dazu wird die korrekte Anpassung und Implementierung des dreidimensionalen Wärmeleitungsmodell (HOHM (2010)) in die aktuelle Version von FDS (MCGRATTAN ET AL. (2015a)) mit Hilfe adäquater Testfälle zur Untersuchung der Wärmeleitung verifiziert. Zur Verifizierung des Pyrolysemodells werden geeignete Testfälle entwickelt, wobei teilweise auf den Verification Guide von FDS (siehe MCGRATTAN ET AL. (2015b)) mit seinen bewährten Verifizierungstestfällen zurückgegriffen wird. Alle Verifizierungstestfälle werden außerdem für eine Auswertung entsprechend dem Vorgehen am amerikanischen *National Institute of Standards and Technology* (NIST) aufbereitet, sodass die Auswirkungen von Erweiterungen und Änderungen am Programmcode jederzeit automatisiert für alle Testfälle überprüft werden können. Durch Anwendung der gleichen Qualitätssicherungsmaßnahmen wie am NIST soll langfristig die Integration der eigenen Arbeiten an der dreidimensionalen Wärmeleitung und der Modellierung von Pyrolyseprozessen in den offiziellen Entwicklungszyklus von FDS ermöglicht werden.

Auch wenn das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Pyrolysemodell allgemein für Feststoffe anwendbar ist, liegt der Fokus der hierzu durchgeführten Großversuche und Validierungsrechnungen auf Kabelbrandlasten in Industriegebäuden. Daher werden in

Kapitel 5 kurz die wesentlichen experimentellen Forschungsergebnisse der Untersuchung von Kabelbrandlasten aufgeführt.

Im Einzelnen werden kleinskalige Versuchsergebnisse aus der *Thermogravimetrischen Analyse* (TGA) und Cone-Kalorimeteruntersuchung sowie Groß- und Trassenversuche in horizontaler und vertikaler Anordnung herangezogen. Umfangreiche Daten sind hier von MANGS & HOSTIKKA (2013a) am VTT in Finnland, von RIESE ET AL. (2006) am iBMB, im Anhang des Berichts HAMINS ET AL. (2006) aufgeführt. Als Validierungsgrundlage wurden außerdem eigene Klein- und Großversuche geplant und durchgeführt. Hier wurden unter anderem detaillierte Messungen der Querschnittstemperaturen einzelner Kabel durchgeführt.

Eine weitreichende Literaturstudie von LOFARO ET AL. (1996) für die U.S. Nuclear Regulatory Commission enthält im Anhang B weitere Daten zur Charakterisierung von Kabeln. In MCGRATTAN ET AL. (2012) wurden im Rahmen des *CHRISTIE-FIRE* Projektes das Brandverhalten von horizontalen Kabeltrassen untersucht. Die in diesem Vorhaben gewonnenen Erkenntnisse, besonders über den Einfluss der Packungsdichte bzw. der Kabelbelegung der Kabeltrassen auf das Abbrandverhalten wurden als Planungsgrundlage für die eigenen Großversuche herangezogen.

Nach dem Nachweis der prinzipiellen Funktionsfähigkeit (Verifizierung) in Kapitel 4 wird in Kapitel 6 die Anwendbarkeit des Modells und die Übereinstimmung der berechneten Ergebnisse mit Versuchsergebnissen untersucht (Validierung). Diese Modellvalidierung ermöglicht eine Aussage über die Prognosefähigkeit des Modells unter Berücksichtigung der gewählten Eingangsdaten und Randbedingungen. Die Aussage über die Prognosefähigkeit muss neben dem verwendeten Simulationsmodell auch das Experiment und die hier zu erwartenden Unsicherheiten bewerten, da die Gründe für Abweichungen zwischen Simulations- und experimentellen Daten ebenso in Abweichungen zwischen geplanten und realen Versuchsrandbedingungen sowie Unsicherheiten der Messtechnik liegen.

Zum Abschluss werden in Kapitel 7 die Ergebnisse dieser Arbeit zusammengefasst, bewertet und offen gebliebene Fragestellungen aufgeführt. Neben den rein wissenschaftlichen Fragestellungen muss die Weiterentwicklung und Pflege der hier erarbeiteten Entwicklung als Punkt angesehen werden, der über diese Arbeit hinaus relevant bleibt.

2 Grundlagen und Stand der Forschung

2.1 Allgemeines

Die bei der Brandsimulation zu berücksichtigenden Prozesse sind vielfältig und komplex. Jedes der in Abb. 1.2 beschriebenen Teilmodelle stellt ein eigenes Forschungsgebiet dar. Die allgemeinen physikalischen Grundlagen und Gleichungen zur Beschreibung der in Brandsimulationsmodellen zu berücksichtigenden Phänomene sind dabei schon seit längerem bekannt. In Tab. 2.1 sind diese, von GERLINGER (2005) als das „Grundgerüst zur Erfassung strömender, reagierender Fluide“ bezeichneten physikalischen Grundlagen mit dem Datum ihrer Veröffentlichung aufgeführt.

Tab. 2.1: Physikalische Grundlagen der Brandsimulation und ihre Veröffentlichung (nach GERLINGER (2005))

Bezeichnung	Datum	Beschreibung von
Euler-Gleichungen	1755	Strömung reibungsfreier Fluide
Navier-Stokes-Gleichungen	1822	Strömung viskoser Fluide
Arrhenius-Beziehung	1889	temperaturabhängige Reaktionskinetik
Newton'sches Fluid	1682	Fließverhalten
Fourier'sches Gesetz	1822	Wärmeleitung
Fick'sche Gesetz	1855	Diffusionsprozessen

Die in Tab. 2.1 aufgeführten physikalischen Probleme werden durch (partielle) Differentialgleichungssysteme beschrieben, für die nur in Spezialfällen eine analytische Lösung existiert. Zur Beantwortung der im Brandschutz auftretenden Fragestellungen müssen die Gleichungen daher diskretisiert und numerisch gelöst werden. Die numerische Lösung stellt hierbei eine Näherungslösung dar, deren Qualität maßgeblich von der zeitlichen und räumlichen Diskretisierung sowie der Wahl des Lösungsverfahrens und seiner Eingangsparameter ab. Programmtechnisch umgesetzt als Brandsimulationssoftware existieren verschiedene CFD-Softwarepakete, welche für wissenschaftliche und auch praktische Fragestellungen eingesetzt werden. Im Bereich des Brand- und Bauingenieurwesens sind die bekanntesten Vertreter das bereits in der Einleitung genannte FDS, Ansys CFX, OpenFOAM bzw. OpenFireFOAM, Kobra-3D, Star-CCM+ und FLUENT.

Wie Eingangs in Abschnitt 1.2 anhand eines Zitats von LAUTENBERGER (2007) erwähnt, wird bei der Brandsimulation zur Untersuchung von Gebäuden die Berechnung der

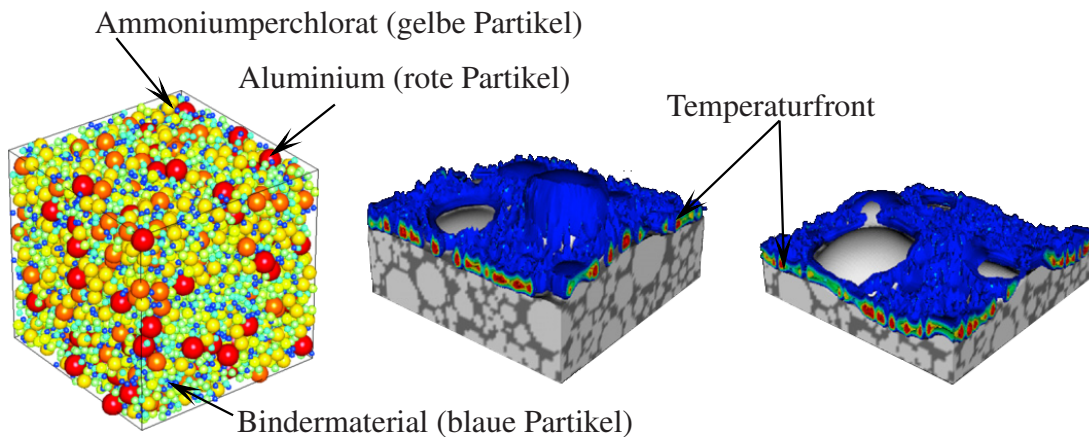


Abb. 2.1: Dreidimensionale Verbrennungsberechnung eines Ammoniumperchlorat-Aluminium Gemischs als Treibstoff für Feststoffraketenmotoren aus WESTBROOK ET AL. (2005).

Verbrennungs- und Pyrolyseprozessen stark vereinfacht. Ein wesentlicher Grund ist die Größe des Untersuchungsgebietes, welches in praktischen Anwendungen oft komplette Gebäude mit mehreren Abschnitten umfasst. Die für eine genaue Verbrennungsberechnung erforderliche räumliche und zeitliche Auflösung ist hier um mehrere Größenordnungen geringer. Diese Tatsache wird im Folgenden an zwei Beispielen veranschaulicht. In Abb. 2.1 ist die Untersuchung der Verbrennung von Ammoniumperchlorat-Aluminium für den Einsatz in Feststoffraketenmotoren dargestellt. Dieses Modell dient zur Ableitung von Submodellen für umfassendere Berechnungen von Raketentriebwerken.

Die räumliche Auflösung erlaubt die Berücksichtigung der einzelnen Moleküle des Treibstoffes. Trotz des kleinen Untersuchungsgebietes war für die Berechnung die Nutzung von massiv-parallelen Rechnerverbänden notwendig (siehe WESTBROOK ET AL. (2005)). Ein Beispiel für ein ungleich größeres Untersuchungsgebiet im Brandschutzingenieurwesen wurde aus FOTH (2013) entnommen. Im Rahmen eines Brandschutzkonzeptes wurde die Leistungsfähigkeit der vorgesehenen Entrauchungsanlage mit Hilfe von CFD-Simulationen nachgewiesen. Das Untersuchungsgebiet umfasst etwa ein Volumen von 30.000 m^3 . Eine Verbrennungsberechnung mit dem Detaillierungsgrad des oberen Beispiels ist in diesem Fall nicht möglich.

Das der Abb. 2.2 zugrunde gelegte Brandszenario eines PKW-Brandes verdeutlicht außerdem den zweiten Unterschied zwischen den Anwendungsgebieten. Während der Raketentreibstoff hinsichtlich seiner Zusammensetzung, Eigenschaften und Randbedingungen genau definiert ist, ist die Brandlast PKW im zweiten Fall deutlich unschärfer beschrieben. Daneben ist ein PKW auch bei Kenntnis seiner genauen Zusammensetzung komplexer als der verhältnismäßig homogene Raketentreibstoff. Der Ansatz einer genauen Verbrennungsberechnung mit Berücksichtigung der Reaktionsgleichungen und Pyrolysevorgänge aller Einzelbestandteile beim Brand eines (oder mehrerer) PKW wäre außerdem nur ein Spezialfall unter vielen möglichen Brandszenarien und für die Auslegung der Entrauchungsanlage unter Umständen nicht der maßgebende kritische Fall.

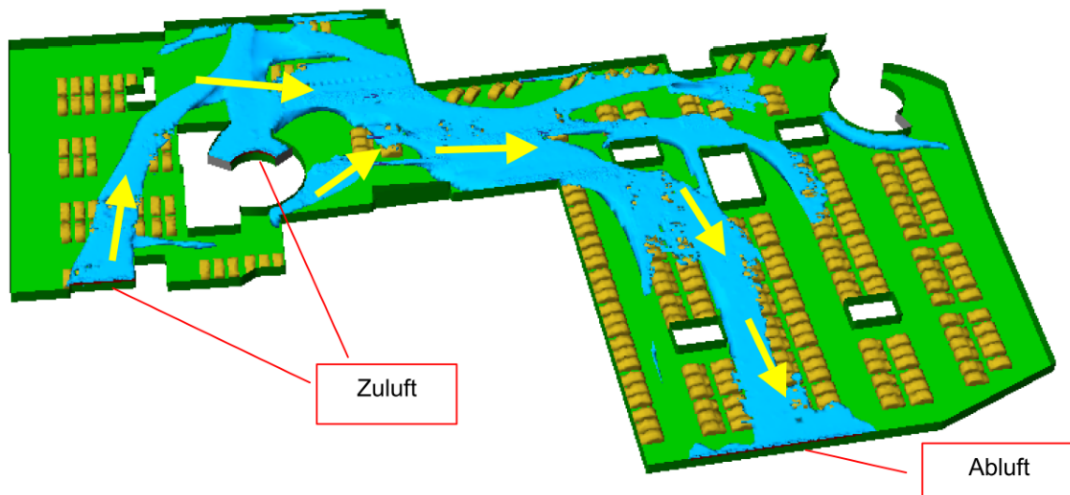


Abb. 2.2: Untersuchung der Leistungsfähigkeit einer projektierten Entrauchungsanlage einer Tiefgarage mittels CFD-Simulation aus FOTH (2013)

Je nach Anwendungsfall unterscheiden sich die Anforderungen an ein Modell zur Brand- und Verbrennungssimulation deutlich. Die genaue Kenntnis der zugrunde liegenden Modelle und Ansätze ist wichtig, um das jeweils für die zu untersuchende Problemstellung passende Modell zu wählen. Im folgenden Abschnitt werden daher die zur Modellierung der Verbrennungs- und Pyrolyseprozesse wichtigen Grundlagen und Vorgehensweisen erläutert.

2.2 Physikalische und chemische Prozesse bei thermischer Beanspruchung von Feststoffen

Mit Blick auf die Modellierung von Brandausbreitungsprozessen sind die in Tab. 2.1 aufgeführten Grundlagen zur Beschreibung der temperaturabhängigen Reaktionskinetik in der festen Phase sowie die Wärmeübergangs- und Wärmeleitungsprozesse von wesentlicher Bedeutung. Hierbei tritt eine Reihe von physikalischen und chemischen Prozessen auf, die zu Materialveränderungen und dem Ausgasen von flüchtigen Bestandteilen führen. Ein Teil der flüchtigen Bestandteile reagiert zusammen mit dem Luftsauerstoff in einer exothermen Reaktion und führt wiederum zu einem Wärmestrom in Richtung des Feststoffes, der die für ein Fortschreiten der Zersetzungsreaktionen nötige Energie liefert. Dieser Kreislauf und die dazugehörigen Prozesse sind in Abb. 2.3 dargestellt.

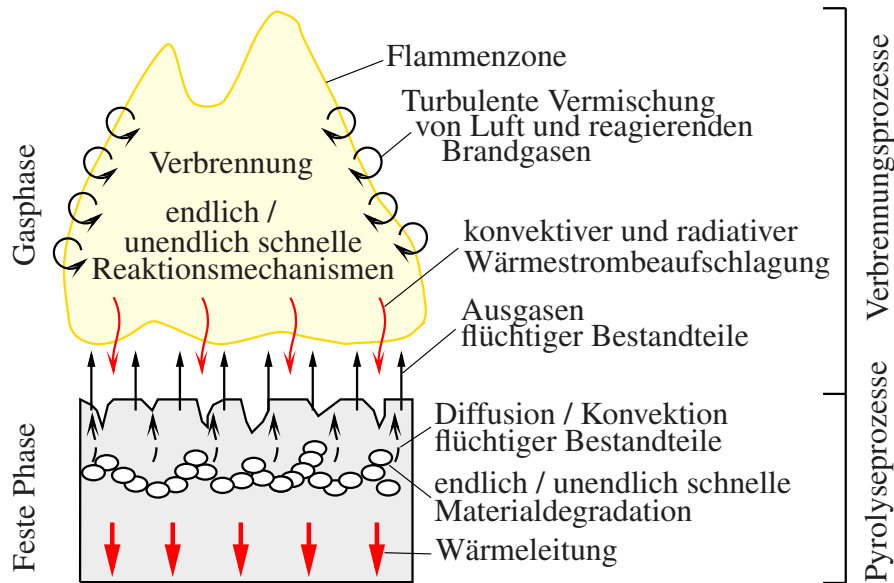


Abb. 2.3: Zersetzung und Verbrennung von Feststoffen unter thermischer Beanspruchung

Diese Prozesse und deren Modellierung in Brandsimulationsmodellen sollen im weiteren Verlauf beschrieben werden. Da in dieser Arbeit feste Brandlasten betrachtet werden sollen, ist im weiteren Verlauf mit dem Begriff Pyrolyse oder Pyrolyseprozesse das Zusammenspiel folgender Prozesse gemeint:

- Materialzersetzung (Degradation) des Feststoffes bei Temperaturbeanspruchung,
- Wärmeleitung im Feststoff aufgrund eingehender Wärmeströme sowie
- Transport der Zersetzungsprodukte in die Gasphase des Untersuchungsgebietes.

Da die Verbrennung der ausgasenden Zersetzungsprodukte die Wärmestrombeaufschlagung des Feststoffes beeinflusst, wird die Modellierung von Verbrennungsprozessen im folgenden Abschnitt erläutert. Der Fokus liegt auf der Stöchiometrie der Verbrennungsreaktionen. Für einen umfassenden Überblick über die Modellierung der Strömungsprozesse wird auf GERLINGER (2005) verwiesen.

2.3 Grundlagen der Verbrennung

Mit Hilfe der Berechnung von Verbrennungsprozessen sollen Aussagen über die entstehenden Reaktionsprodukte und die freigesetzte Wärme getroffen werden. Je nach Schutzziel sind für den Brandschutz besonders die Ruß- und Schadgasausbeuten (Personensicherheit) und die freigesetzte Wärme (Bauteile) von Interesse.

Die Modellierung der Verbrennung beinhaltet, wie in Abb. 2.3 dargestellt, eine Reihe von Prozessen auf molekularer und makroskopischer Ebene. Die molekulare Ebene wird

Tab. 2.2: Verschiedene Arten von Verbrennung nach WARNATZ ET AL. (2001)

Mischungstyp	Strömungstyp
vorgemischt Flamme	laminar
	turbulent
Diffusionsflamme	laminar
	turbulent

mit Hilfe von Reaktionsgleichungen beschrieben, die schon bei einfachen Verbrennungsprozessen von gasförmigen Kohlenwasserstoffen aus mehreren hundert bis tausend Elementarreaktionen¹ mit jeweils zu bestimmenden Reaktionsparametern bestehen, welche zum Teil reversibel sind. Jede Elementarreaktion kann parallel zu anderen verlaufen oder auf vorherigen Elementarreaktionen und den hierbei entstandenen Reaktionsprodukten aufbauen. Mit Hilfe von Sensitivitätsanalysen kann die Anzahl der zu berücksichtigenden Reaktionen verringert und auf die wesentlichen und relevanten Reaktionsgruppen reduziert werden. Um das Stattfinden einzelner Elementarreaktionen vorherzusagen, müssen die örtliche und zeitliche Zusammensetzung des Gases sowie die jeweilige Temperatur und der Druck bekannt sein. Hierfür müssen die Strömungs- und Mischungsprozesse von möglicherweise bereits reagierenden Gasen in der Verbrennungszone und den an die Umgebungsluft angrenzenden Zonen berechnet werden.

Für die meisten im Brandschutzingenieurwesen relevanten Brandlasten sind nicht alle Elementarreaktionen bekannt, sodass für die Verbrennungsberechnung nur die wesentlichen und dominierenden Reaktionsprozesse berücksichtigt werden. Unbekannte oder für die zu untersuchende Fragestellung weniger bedeutsame Zwischen- und Nebenreaktionen werden dabei nicht modelliert. Stattdessen wird eine einzelne Reaktion betrachtet, wobei der Brennstoff mit Luft zu den Reaktionsprodukten reagiert. Die Angabe des Brennstoffes beschränkt sich dabei auf die im Brandschutzingenieurwesen wichtigen Brandlasten aus Molekülen der Atome Kohlenstoff, Wasserstoff, Sauerstoff und Stickstoff. Zur Ermittlung von Ruß- und Schadgasausbeuten können feste, auf Basis von experimentellen Untersuchungen gewonnene Werte angesetzt werden.

Eine oftmals in der Berechnung der Verbrennung benutzte Vereinfachung ist die Annahme einer unendlich schnellen Reaktionsgeschwindigkeit. Sobald der Brennstoff mit seinem Reaktionspartner (z. B. Luftsauerstoff) am gleichen Ort vorhanden ist, werden die Reaktionsprodukte umgehend freigesetzt. FDS basiert in den Standardeinstellungen auf dieser Annahme (*mixed is burnt*), siehe MCGRATTAN ET AL. (2015a). Der Ansatz von endlichen Reaktionsgeschwindigkeiten (*finite-rate-reaction*) berücksichtigt die Reaktionsraten einzelner Elementarreaktionen, wobei nach KUO (1986) neben der Temperatur die Stoßfrequenz der beteiligten Moleküle und die Aktivierungsenergie eingehen. Neben der Temperatur ist die Reaktionsgeschwindigkeit nach GERLINGER (2005) auch von dem Druck abhängig. Aufgrund der starken Abhängigkeit der Reaktionsgeschwindigkeit von der Temperatur ist dieser Ansatz in Brandsimulationsmodellen nur bei DNS²-

¹Reaktion auf molekularer Ebene, die nicht in weitere Zwischenreaktionen unterteilt werden kann.

²Direct Numerical Simulation, beschreibt ein CFD-Modell, welches die Turbulenz- und Wärmeübergangssphänomene ohne Ersatzmodelle auf Grundlage der Erhaltungsgleichungen berechnet.

Berechnungen sinnvoll, da die Temperatur bei LES³-Berechnungen und den hier üblichen Netzauflösungen nur als räumlicher Mittelwert vorliegt.

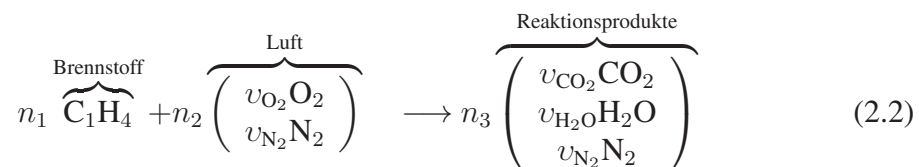
Die Art der Verbrennung kann je nach den in Tab. 2.2 aufgelisteten Mischungs- und Strömungseigenschaften unterschieden werden. Von wesentlichem Interesse für den Brandschutz sind turbulente Diffusionsflammen, bei denen die Mischung von Sauerstoff und Brennstoff zeitgleich mit der Verbrennung stattfindet. Kleine, ungestörte Brände, z. B. eine Kerzenflamme oder ein brennendes Streichholz, können auch laminare Auftriebströmungen erzeugen. In der Regel ist bei Gebäudebränden aber von einer turbulenten Verbrennung auszugehen. Die verschiedenen Ansätze zur Berechnung von Verbrennungsprozessen sollen in Abschnitt 2.3.1 zunächst an dem Beispiel der Methanverbrennung beschrieben werden.

2.3.1 Unendlich schnelle Einschritt-Verbrennung

Die einfachste Form der Modellierung von Verbrennungsprozessen betrachtet die Reaktion von Brennstoff und Luft zu den Reaktionsprodukten. Verbrauchte Reaktionspartner der linken Seite der Gleichung werden dabei als *Edukte* bezeichnet, erzeugte Reaktionspartner auf der rechten Seite als *Produkte*. Zusammengefasst als Pseudospezies *Brennstoff*, *Luft* und *Reaktionsprodukt* wird die Reaktion nach Gl. (2.1)



beschrieben, wobei n die Stoffmenge darstellt. Luft besteht als zusammengefügte Spezies aus Sauerstoff- und Stickstoffmolekülen⁴, während die Pseudospezies *Reaktionsprodukt* aus Stickstoff, Kohlendioxid und Wasser besteht. Für Methan als Brandlast ergibt sich die in Gl. 2.2 dargestellte Reaktionsgleichung,



wobei die einzelnen Bestandteile der Reaktionsgruppen als Volumenanteile v_i angegeben sind.

Unter Vernachlässigung der Verbrennungsgeschwindigkeit können für Gl. 2.2 die Massenanteile der an der Reaktion teilnehmenden Spezies vorausberechnet werden. Diese *unendlich schnelle* Chemie bedeutet: Sobald genügend Brenn- und Sauerstoff sowie eine ausreichend hohe Temperatur an einem Ort vorhanden sind, wird die Verbrennung sofort als geschehen betrachtet, und die umgesetzten Reaktionsprodukte sowie Energie aus der Reaktion werden lokal freigesetzt.

³Large Eddy Simulation, Modell zur direkten numerischen Simulation großer Wirbel bei Ansatz von Turbulenzmodellen für kleine Wirbel.

⁴Weitere Bestandteile wie Kohlendioxid, Wasserdampf und Edelgase werden hier vereinfachend weggelassen.

Die Vorausberechnung der möglichen Massenanteile geschieht mithilfe des Mischungsbruchs, welcher nach WARNATZ ET AL. (2001) die Elementmassenbrüche der nicht-vorgemischten Ströme Brennstoff und Oxidationsmittel sowie die insgesamt an der Reaktion beteiligte molare Masse der einzelnen Spezies berücksichtigt. Dieser Ansatz stellt sicher, dass keine Masse verloren geht und die Anzahl der beteiligten Elemente auf Edukt- wie Produktseite erhalten bleibt. Die beteiligten Spezies können dagegen umgewandelt werden. Basierend auf den Massenbrüchen der beteiligten Stoffe i nach Gl. 2.3

$$\mathbf{w} = w_i = \frac{M_i n_i}{\sum_{j=1}^S M_j n_j} \quad (2.3)$$

mit S = Anzahl der Stoffe, M = molare Masse in kg/mol und n = Stoffmenge in mol können die Elementmassenbrüche nach Gl. 2.4

$$Z_i = \sum_{j=1}^S z_{i,j} w_j \quad (2.4)$$

mit z_i als Massenanteile der Elemente i berechnet werden. Unter der weiteren Annahme, dass alle Elemente gleich schnell diffundieren, sind die resultierenden Mischungsbrüche ξ_i nach Gl. 2.5

$$\xi_i = \frac{Z_{i,Reaktion} - Z_{i,Oxidationsmittel}}{Z_{i,Brennstoff} - Z_{i,Oxidationsmittel}} = \frac{Z_{i,Brennstoff}}{Z_{i,Brennstoff} - Z_{i,Oxidationsmittel}} \quad (2.5)$$

gleich und liegen im Bereich zwischen 0 und 1. Von besonderem Interesse ist der Wert $\xi_{st\ddot{o}ch}$ des Mischungsbruchs, bei dem der Brennstoff und das Oxidationsmittel verbraucht sind ($w_{Brennstoff} = 0$, $w_{Oxidationsmittel} = 0$) und der Massenbruch aller Verbrennungsprodukte $w_{Produkte} = 1$ ist. Da jedem Mischungsbruch nun eine jeweilige Konzentration von Brennstoff, Oxidationsmittel und Produkten zugeordnet werden kann⁵, sind alle möglichen Stoffkonzentrationen bekannt. Grafisch dargestellt, ergibt sich der in Abb. 2.4 gezeigte Zusammenhang. Wie bereits beschrieben, trennt der Wert $\xi_{st\ddot{o}ch}$ das Diagramm in eine Sauerstoff- und eine Brennstoffseite, da beide Spezies nicht gleichzeitig an einem Ort vorhanden sein können⁶.

Zusammenhang zwischen primitiven und Pseudospezies

Die Pseudospezies *Luft*, *Brennstoff* und *Reaktionsprodukte* sind aus weiteren primitiven Spezies zusammengesetzt. Unter der Annahme eines idealen Gases enthalten gleiche Volumina bei gleicher Temperatur die gleiche Anzahl an Teilchen⁷, sodass die Zusammensetzung der Pseudospezies wie z. B. Luft durch die Volumenanteile seiner primitiven Spezies beschrieben werden kann.

⁵Umstellen von Gl. 2.5 und einsetzen von Gl. 2.4 ergibt $w_i = w_i(\xi)$.

⁶Sie reagieren unvermittelt zu dem Reaktionsprodukt.

⁷Satz von Avogadro.

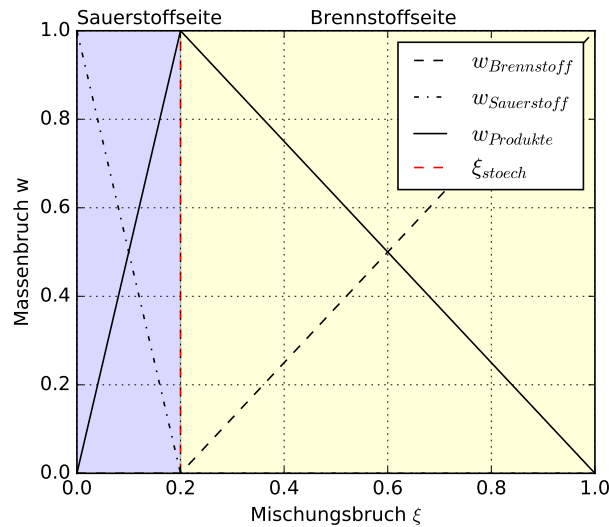


Abb. 2.4: Zusammenhang zwischen Mischungs- und Massenbruch für unendlich schnelle Methanverbrennung

Die Umrechnung erfolgt anschließend durch Ermitteln der einzelnen Massenanteile der primitiven Spezies nach Gl. 2.6, wobei S die Anzahl der primitiven Spezies in der Pseudospezies p darstellt

$$w_{p,i} = \frac{v_i M_i}{\sum_{i=1}^S v_i M_i} \quad (2.6)$$

Nachdem die Massenanteile der primitiven Spezies definiert sind, können Pseudospezies entsprechend dem Vorgehen der Gl. 2.1 als Reaktionsgleichung aufgestellt werden.

Vereinfachte Berücksichtigung unvollständiger Verbrennung

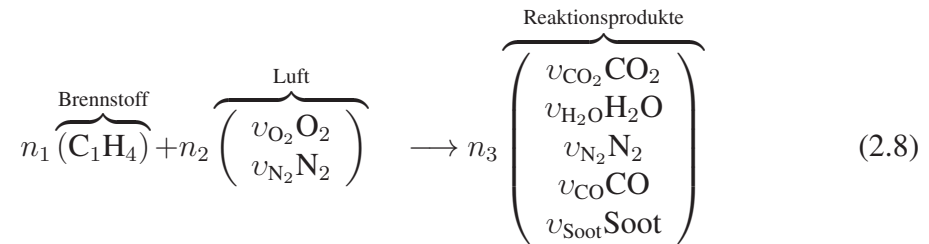
Das oben beschriebene Vorgehen kann mit Hilfe von Ausbeuten für die wesentlichen im Brandschutz interessanten Spezies Ruß und Kohlenmonoxid auch Einflüsse unvollständiger Verbrennung berücksichtigen. Diese Ausbeuten sind nach Gl. 2.7 als Anteile der jeweiligen Spezies an der Masse des Brennstoffes definiert.

$$y_{CO,Soot} = \frac{M_{CO,Soot}}{M_{Brennstoff}} \quad (2.7)$$

Die Werte für die einzelnen Stoffausbeuten werden experimentell ermittelt und sind bezogen auf Kabel und Kabelmaterialien in RIESE (2007) sowie allgemein in HOSSER (2013), KARLSSON & QUINTIERE (2000) und DINENNO ET AL. (2002) aufgeführt. Da diese Werte unter Umständen stark von den Versuchsrandbedingungen abhängen und streng genommen auch nur für diese gelten, können sich die Werte in Abhängigkeit der Literaturquelle unterscheiden. In der Realität besteht Ruß aus komplexen Kohlenstoffverbindungen, die auch Anteile von Wasserstoff enthalten können. Der reale Prozess der

Rußentstehung ist kompliziert, wobei davon ausgegangen wird, dass Rußpartikel durch Koagulation⁸ von polyaromatischen Kohlenwasserstoffen (PAK) entstehen (siehe MAUSS (1998)). Ein einfacher Ansatz über die Stoffausbeuten wird standardmäßig von FDS verwendet, wenn mit dem *simple chemistry*-Modell gerechnet wird (siehe MCGRATTAN ET AL. (2015a)).

Um die Ausbeuten in der Reaktionsgleichung zu berücksichtigen, wird Gl. 2.8 um die beiden primitiven Spezies *Kohlenmonoxid* und *Ruß* (engl. *Soot*) erweitert, wobei die Spezies Ruß vereinfachend als ein einzelnes Atom Kohlenstoff betrachtet wird.



Die Stoffmengen der Spezies *Kohlenmonoxid* und *Ruß* können nach Gl. 2.9

$$n_3 v_{\text{CO}, \text{Reaktionsprodukte}} = n_1 \frac{M_{\text{Brennstoff}}}{M_{\text{CO}}} y_{\text{CO}} \quad (2.9)$$

und Gl. 2.10

$$n_3 v_{\text{Soot}, \text{Reaktionsprodukte}} = n_1 \frac{M_{\text{Brennstoff}}}{M_{\text{Soot}}} y_{\text{Soot}} \quad (2.10)$$

ermittelt werden. Da die Umsetzung von einem Mol Methan zwei Mol Sauerstoff benötigt, kann die Stoffmenge der Luft mit $n_2 = 2/v_{\text{O}_2}$ berechnet werden. Die Stoffmenge der Pseudospezies *Produkte* wird dann mit $n_3 = n_1 + n_2$ berechnet. Wird bei der Reaktion kein zusätzlicher Stickstoff freigesetzt, kann der Stickstoffanteil mit $(n_2/n_3)v_{\text{N}_2}$ berechnet werden. Je nach Ausbeuten werden unter Berücksichtigung der Elementerhaltung die weiteren Volumenanteile berechnet, hier mit $y_{\text{CO}} = 0.1$ und $y_{\text{Soot}} = 0.01$. Mit den Volumenanteilen der primitiven Spezies an der Pseudospezies sind nach Gl. 2.6 auch die Massenanteile bekannt.

Der Zusammenhang zwischen den primitiven und den Pseudospezies kann als Matrix **W** mit p_1 : *Brennstoff*, p_2 : *Luft* und p_3 : *Reaktionsprodukte* dargestellt werden, welche die Massenanteile der primitiven Spezies des Brennstoffs, der Luft und des Reaktionsproduktes als Spalten enthält. Mit den Daten aus dem Beispiel der Methanverbrennung ergibt sich für **W** die Matrix entsprechend Gl. 2.11.

⁸Zusammenklumpen und Bilden von dreidimensionalen Strukturen.

$$\mathbf{W} = \begin{pmatrix} & p_1 & p_2 & p_3 \\ \dot{j}_1 & w_{1,1} & w_{2,1} & w_{3,1} \\ \dot{j}_2 & w_{1,2} & w_{2,2} & w_{3,2} \\ \dot{j}_3 & w_{1,3} & w_{2,3} & w_{3,3} \\ \dot{j}_4 & w_{1,4} & w_{2,4} & w_{3,4} \\ \dot{j}_5 & w_{1,5} & w_{2,5} & w_{3,5} \\ \dot{j}_6 & w_{1,6} & w_{2,6} & w_{3,6} \\ \dot{j}_7 & w_{1,7} & w_{2,7} & w_{3,7} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0.233 & 0 \\ 0 & 0.767 & 7.244 \\ 0 & 0 & 0.140 \\ 0 & 0 & 0.129 \\ 0 & 0 & 5.74e^{-3} \\ 0 & 0 & 5.74e^{-4} \end{pmatrix} \quad (2.11)$$

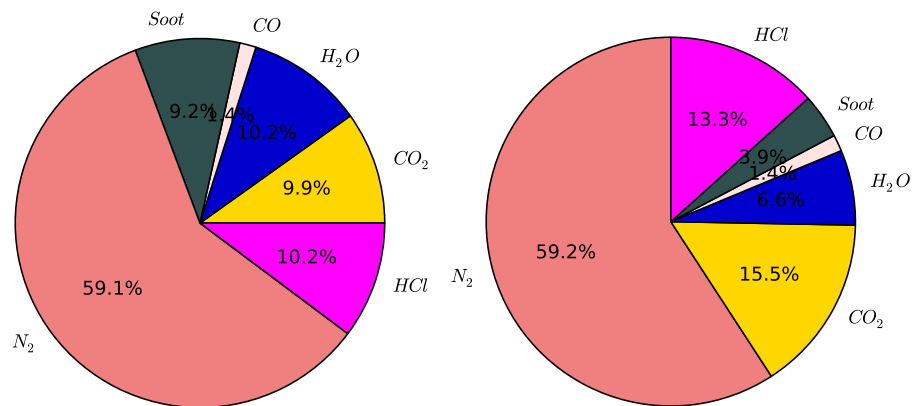
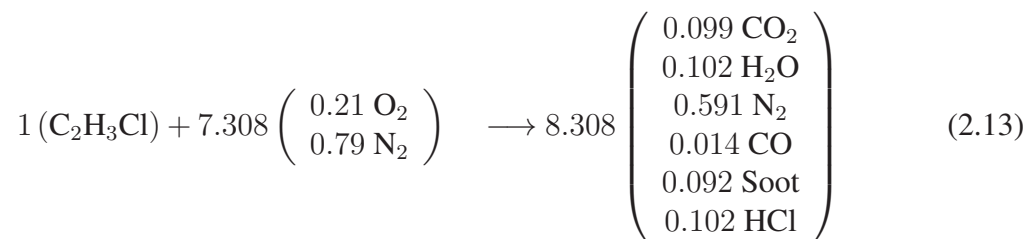
Jetzt können die Werte der Massenanteile der primitiven Spezies des Reaktionsproduktes \mathbf{Z} für alle Verhältnisse der Pseudospezies \mathbf{P} nach Gl. 2.12 berechnet werden.

$$\mathbf{Z} = \mathbf{WP} = \begin{pmatrix} w_{\text{CH}_4} \\ w_{\text{O}_2} \\ w_{\text{N}_2} \\ w_{\text{CO}_2} \\ w_{\text{H}_2\text{O}} \\ w_{\text{CO}} \\ w_{\text{Soot}} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} w_{\text{Brennstoff}} \\ w_{\text{Oxidationsmittel}} \\ w_{\text{Reaktionsprodukte}} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0.233 & 0 \\ 0 & 0.767 & 7.244 \\ 0 & 0 & 0.140 \\ 0 & 0 & 0.129 \\ 0 & 0 & 5.74e^{-3} \\ 0 & 0 & 5.74e^{-4} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 0.2 \\ 0.3 \\ 0.5 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 2.00e^{-1} \\ 6.99e^{-2} \\ 5.92e^{-1} \\ 6.99e^{-2} \\ 6.47e^{-2} \\ 2.87e^{-3} \\ 2.87e^{-4} \end{pmatrix} \quad (2.12)$$

Beispielhaft wurden hier die Massenanteile der primitiven Spezies bei einer Zusammensetzung des Gemisches von 20 % *Brennstoff*, 30 % *Luft* und 50 % *Reaktionsprodukte* angesetzt.

2.3.2 Anwendung für PVC-Kabel

Der in Abschnitt 2.3.1 beschriebene Ansatz ermöglicht auch die einfache Berücksichtigung weiterer Elemente und kann zur Berechnung der Verbrennungsprodukte von PVC verwendet werden. Hierbei wird als Brandlast das Monomer von PVC-Kabeln, $\text{C}_2\text{H}_3\text{Cl}$, angesetzt und zusätzlich angenommen, dass bei der Verbrennung des PVC-Monomers mit einem Atom Chlor (Cl) je ein Molekül Salzsäure (HCl) erzeugt wird. Mit den für die Brandlast *PVC-Kabelmaterial* ermittelten Kohlenmonoxid- und Rußausbeuten $y_{\text{CO}} = 0.063$ und $y_{\text{Soot}} = 0.172$, entnommen aus DINENNO ET AL. (2002), ergeben sich aus der Reaktionsgleichung nach Gl. 2.13

Reaktionsprodukte bei Verbrennung von C_2H_3Cl (Vol.-% (links) und M.-% (rechts))Abb. 2.5: Reaktionsprodukte bei Verbrennung von C_2H_3Cl als Volumen- (links) und Massenanteile (rechts)

eine Stoffmenge von 8.308 mol Reaktionsprodukte mit den in Abb. 2.5 dargestellten Volumen- und Massenanteilen.

Die Berechnung der Volumen- und Massenanteile erfolgt äquivalent zu der für Methan beschriebenen Vorgehensweise. Dieser Ansatz zur Berücksichtigung der Verbrennung von halogenierten Polymeren kann auch in FDS verwendet werden, wobei die Reaktionsgleichung und die hier beispielhaft berechneten stöchiometrischen Koeffizienten an FDS übergeben werden müssen. Auch die effektive Verbrennungswärme ΔH der Reaktion muss angegeben werden (siehe MCGRATTAN ET AL. (2015b)).

2.3.3 Heizwert und Bildungsenthalpie

Im Brandfall wird aufgrund der exothermen Verbrennungsreaktionen chemisch gebundene Energie freigesetzt. Da dies nicht direkt geschieht, sondern unter Bildung von Übergangskomplexen, stellt sich für exotherme Reaktionen über die Reaktionsdauer der in Abb. 2.6 allgemein dargestellte Verlauf der chemisch gebundenen Energie E_{chem} ein. Damit die Reaktion überhaupt stattfinden kann, muss zuerst die Aktivierungsenergie E_f zur Bildung des Übergangskomplexes AB^* aufgewendet werden.

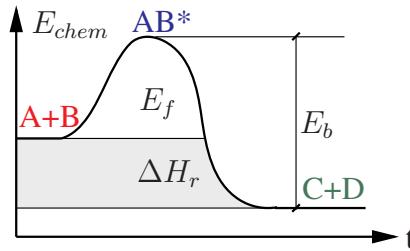


Abb. 2.6: Schema der Freisetzung chemisch gebundener Energie bei exothermer Reaktion von A+B zu C+D

Die Differenz der chemisch gebundenen Energie der Edukte sowie der Produkte wird als Reaktionsenthalpie ΔH_r bezeichnet, welche aus den einzelnen Bildungsenthalpien Δh_b der Produkte abzüglich der Bildungsenthalpien der Edukte nach Gl. 2.14 berechnet werden kann.

$$\Delta H_r = \sum \Delta h_{Prod} - \sum \Delta h_{Edukte} \quad (2.14)$$

Hierbei ist zu beachten, dass die Bildungsenthalpien von der Temperatur und dem Druck abhängen und immer einem Referenzdruck und einer Referenztemperatur zugeordnet werden. Für wichtige Reaktionskomponenten liegen diese Werte tabelliert für eine Referenztemperatur von 298,5 K bei einem Atmosphärendruck von 101325 Pa vor. Eine Rückwärtsreaktion würde den Betrag E_b als Aktivierungsenergie benötigen, und da die Reaktionsprodukte dann einen höheren Anteil chemisch gebundener Energie aufweisen als die Edukte, als endotherme Reaktion bezeichnet werden.

Für das Beispiel der Verbrennung von PVC können die Werte der jeweiligen Bildungsenthalpie⁹ Δh herangezogen werden. Dies ist in Tab. 2.3 bezogen auf die Stoffmenge in Mol dargestellt. Auf die Masse bezogen werden die Werte als spezifische Bildungsenthalpie bezeichnet. Die Bildungsenthalpien der einzelnen Spezies können dabei aus verschiedenen Datenbanken wie z. B. den *Burcat's Extended Third Millennium Thermodynamic Database for Combustion and Air-Pollution* (siehe GOOS ET AL. (2014)) oder den *NIST-JANAF Thermomechanical Tables* (siehe CHASE (1998)) entnommen werden.

Unter Berücksichtigung von Gl. 2.14 kann die Reaktionsenthalpie ΔH_{PVC} für PVC berechnet werden. Das Vorgehen ist in Tab. 2.3 aufgeführt. Die spezifische Bildungsenthalpie $\Delta h_{s,PVC}$ wird dabei in der Einheit [kJ/g] verwendet.

Das Ergebnis liegt mit $20979 \text{ kJ/kg} = |\Delta H_{PVC}|$ etwas höher als die in Versuchen ermittelten effektiven Heizwerte, die in der Literatur für PVC im Bereich von 16.000 - 20.000 kJ/kg angegeben sind (vgl. DINENNO ET AL. (2002), GDV (2010)). Je nachdem, ob die Verdampfungsenthalpie des Wassers (etwa 44 kJ/mol bei Raumtemperatur) bei der Bildungsenthalpie der Spezies H_2O berücksichtigt wird, wird der auf dieser Grundlage berechnete Wert als Brennwert ΔB (früher oberer Heizwert) oder Heizwert ΔH (früher unterer Heizwert) bezeichnet. Der Heizwert ist demnach geringer als der Brennwert, weil

⁹In englischsprachiger Literatur als *heat of formation* bezeichnet.

Tab. 2.3: Berechnung der Reaktionsenthalpie von PVC

Spezies	M_i	Δh	n_i	Δh_{PVC}	$\Delta h_{s,PVC}$
C ₂ H ₃ Cl	62.495	22.1	1.00	22.10	0.354
O ₂	31.999	0.00	1.53	0.00	0.00
N ₂	28.016	0.00	5.77	0.00	0.00
CO ₂	44.011	-393.52	0.822	-323.67	-7.354
H ₂ O (gas)	18.016	-241.83	0.847	-204.93	-11.374
N ₂	28.016	0.00	4.910	0.00	0.00
CO	28.011	-110.53	0.116	-12.86	-0.459
C _{fest} (Soot)	12.011	0.00	0.764	0.00	0.00
HCl	36.457	-92.31	0.847	-78.22	-2.146
$\Sigma \Delta h_{s,PVC} = \Delta H \approx -20979$ kJ/kg					

die zum Verdampfen des Wassers benötigte Energie berücksichtigt wird. Entgegen der üblichen Vorzeichenkonvention werden in der Brandsimulation exotherme Reaktionen mit einem positiven, endotherme mit einem negativen Vorzeichen berücksichtigt, weil nicht der reagierende Stoff selber, sondern die Umgebung als Bezugssystem von Interesse ist. Dem Bezugssystem *Gasphase* wird bei exothermer Reaktion Energie zugeführt, eine endotherme Pyrolysereaktion mit Bezugssystem *feste Phase* entzieht dieser den entsprechenden Anteil an Energie.

2.3.4 Bestimmung der Massenverlustrate

Um die im Brand freigesetzte Energie für jeden Zeitschritt zu bestimmen, muss neben dem Heizwert die Massenverlustrate \dot{m} auch bei unendlich schneller Verbrennungsschemie bestimmt werden. Die Massenverlustrate (oder Produktionsrate) für jede Spezies geht dann als Quellterm in die Massenerhaltungsgleichung ein. Dies ist als Gl. 2.15 für den dreidimensionalen Fall mit dem volumenspezifischen Wert \dot{m}''' dargestellt.

$$\frac{\partial(\rho Z_j)}{\partial t} + \nabla(\rho Z_j \mathbf{u}) - \nabla(\rho D_j \nabla Z_j) = \dot{m}'''_{Br} \quad (2.15)$$

Zur Lösung dieser Erhaltungsgleichung bei reagierenden Strömungen existiert eine Vielzahl von Modellen, welche detailliert u. a. in YEOH & YUEN (2009), WARNATZ ET AL. (2001) und GERLINGER (2005) beschrieben sind. Hier soll kurz auf den Ansatz auf Basis des bereits beschriebenen *Mischungsbruchs* und das *Eddy-Dissipation-Concept* eingegangen werden, welches in FDS zum Einsatz kommt.

Ansatz über den Mischungsbruch

Wie anhand von Gl. 2.5 ersichtlich, besteht ein linearer Zusammenhang zwischen dem Mischungsbruch und den Massenanteilen der Ströme *Brennstoff*, *Oxidationsmittel* und *Reaktionsprodukte*. Aufgrund der Definition des Mischungsbruchs, wo jeder Wert für

ein bestimmtes Verhältnis von Brennstoff, Oxidationsmittel und Reaktionsprodukten steht, muss im Gegensatz zur Verfolgung einzelner Spezies kein Quellterm berücksichtigt werden. Die Massenerhaltung wird hier implizit berücksichtigt, weshalb dieser Ansatz in der englischsprachigen Literatur auch als *conserved scalar*-Ansatz bezeichnet wird (vgl. WARNATZ ET AL. (2001) und YEOH & YUEN (2009)).

$$\frac{\partial(\rho\xi)}{\partial t} + \nabla(\rho\xi\mathbf{u}) - \nabla(\rho D\nabla\xi) = 0 \quad (2.16)$$

Dieses Vorgehen setzt neben unendlich schneller Chemie auch maximal zwei Eingangsströme in das Reaktionssystem voraus. Indem weiterhin für jede Spezies gleiche Diffusivitäten angenommen werden, muss nur eine einzelne Gleichung berücksichtigt werden. Dies stellt nach YEOH & YUEN (2009) für turbulente Strömungen eine akzeptable Vereinfachung dar, da hier konvektive Diffusionsprozesse überwiegen. Bei laminaren Flammen mit räumlich und zeitlich stabilen Konzentrationsunterschieden können molekulare Diffusionsprozesse allerdings relevant werden.

Eddy-Dissipation-Concept

Grundlage des *Eddy-Dissipation-Concepts* nach MAGNUSSEN ET AL. (1979) sowie der ähnlichen *Eddy-Break-Up*- und *Viscous-Mixing*-Modelle (Übersicht siehe YEOH & YUEN (2009)) ist die Annahme, dass die Reaktionsgeschwindigkeit durch die Mischungsgeschwindigkeit der Reaktionspartner als langsamsten Anteil dominiert wird. Ziel dieser Modelle ist es, den Einfluss lokaler Turbulenzen auf die Verbrennung zu bestimmen und die Reaktionsgeschwindigkeit vorherzusagen. Da diese Prozesse in der *subgrid-scale* (SGS) in Bereichen unterhalb des räumlichen Auflösungsvermögens aktueller numerischer Methoden und Anwendungsfälle stattfinden, fließen in die Bestimmung der Massenverlustrate Parameter des LES-Turbulenzmodells ein, die turbulente Viskosität μ , die turbulente Energiedissipationsrate ε und die turbulente kinetische Energie k , welche die Geschwindigkeitskomponenten der Strömung berücksichtigt.

Die Formulierung nach YEOH & YUEN (2009) ergibt für die volumenspezifische Massenverlustrate die Formulierung nach Gl. 2.17

$$\dot{m}_{Br}''' = \overbrace{23,6 \left(\frac{\mu\varepsilon}{\rho k^2} \right)^{\frac{1}{4}}}^{\text{turbulentes Mischen}} \cdot \overbrace{(-\rho) \min \left(Z_{\text{Brennstoff}}, \frac{Z_{\text{Oxidationsmittel}}}{s} \right)}^{\text{vol.-spez. Masse}} \quad (2.17)$$

mit s als stöchiometrischen Massenanteil des Sauerstoffs an dem Oxidationsmittel. In FDS (siehe MCGRATTAN ET AL. (2015b)) wird der Term der turbulenten Mischung nach Gl. 2.18 mit dem Parameter τ_{mix} abgebildet.

$$\dot{m}_{Br}''' = \frac{\overbrace{1}^{\text{turbulentes Mischen}}}{\tau_{mix}} \cdot \overbrace{(-\rho) \min \left(Z_{\text{Brennstoff}}, \frac{Z_{\text{Oxidationsmittel}}}{s} \right)}^{\text{vol.-spez. Masse}} \quad (2.18)$$

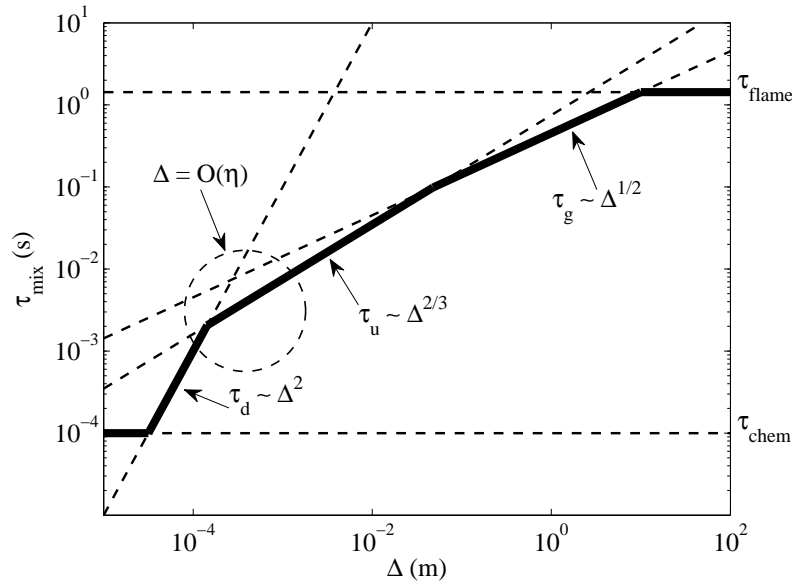


Abb. 2.7: Dominierende Zeitanteile in Abhängigkeit der räumlichen Skala aus MCGRATTAN ET AL. (2015b)

In Gl. 2.18 gehen die Parameter des gewählten Turbulenzmodells implizit durch die Wahl der räumlichen Auflösung ein, während sie in Gl. 2.17 direkt enthalten sind. Der Parameter τ_{mix} wird nach Gl. 2.19 bestimmt.

$$\tau_{mix} = \max \left(\tau_{chem}, \min \left(\begin{array}{l} \tau_d = \frac{\Delta^2}{D_{Br}} \\ \tau_u = \frac{\Delta}{\sqrt{2k}} \\ \tau_g = \sqrt{2\Delta/g} \\ \tau_{flame} \end{array} \right) \right) \quad (2.19)$$

Grafisch aufgetragen über die räumliche Auflösung Δ ergeben sich für τ_{mix} die in Abb. 2.7 dargestellten Kurven, wobei die jeweils limitierenden Prozesse, definiert mit Hilfe von Gl. 2.19, als schwarze Kanten dargestellt sind.

Je nach modelliertem Gebiet werden so chemische oder physikalische Prozesse als dominierende Einflüsse zur Bestimmung des Modellparameters τ_{mix} herangezogen. Zusammen mit dem Heizwert kann dann die volumenspezifische Wärmefreisetzungsrates nach Gl.2.20 mit

$$\dot{q}''' = \dot{m}'''_{Br} \cdot \Delta H \quad (2.20)$$

berechnet werden.

2.3.5 Reaktionskinetik und endliche Verbrennungsgeschwindigkeit

Die in Abschnitt 2.3.1 betrachtete vereinfachte Chemie trifft keine Aussage über die Zeit, welche zur Umsetzung der Edukte des Brennstoffes und der Luft zu den Reaktionsproduk-

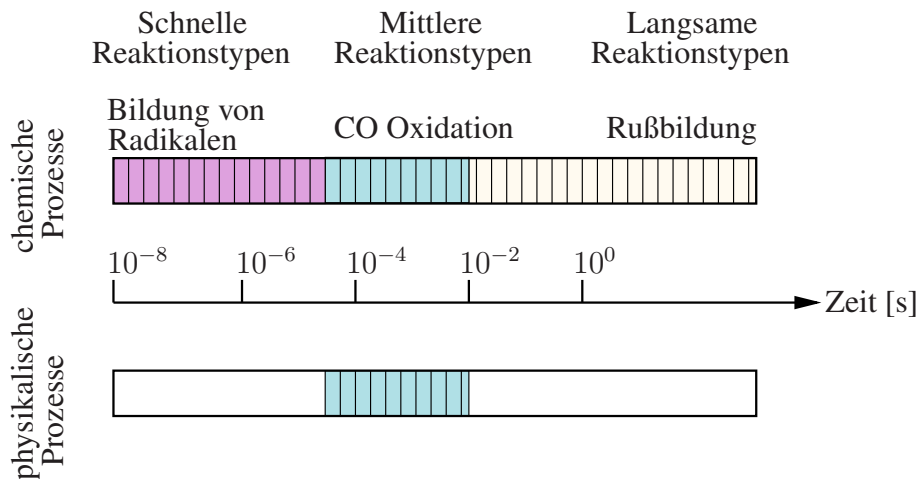


Abb. 2.8: Zeitskalen chemischer und physikalischer Prozesse, übersetzt nach YEOH & YUEN (2009)

ten benötigt wird oder schätzt diese lediglich mit Hilfe von Submodellen und Annahmen ab. Wie allerdings anhand von Abb. 2.8 zu erkennen ist, existiert in Abhängigkeit der Reaktionstypen eine große Bandbreite an Werten, welche von der Größenordnung von Nanosekunden (10^{-9}) bei der Bildung von Radikalen bis in den Bereich von Sekunden bei der Rußbildung liegt.

Indem die Reaktionsgeschwindigkeit vernachlässigt wird, kann eine Reihe von Phänomenen nicht berücksichtigt werden, die vor allem bei sauerstoffarmen bzw. ventilationsgesteuerten Verhältnissen auftreten. So ist aus Abb. 2.6 ersichtlich, dass neben der Aktivierungsenergie auch eine gewisse Zeit Δt benötigt wird, um die in Gl. 2.21 dargestellte Reaktion zu beenden. Die Reaktionszeit wird mit Hilfe des Geschwindigkeitskoeffizienten $k_{f,r}$ mit den Indizes f für *forward*, Vorwärtsreaktion und r für *reverse*, Rückwärtsreaktion angegeben.



Eine Bruttoreaktion besteht schon bei einfachen Verbrennungsproblemen aus dutzenden bis hunderten der in Gl. 2.21 aufgeführten Elementarreaktionen, sodass bei eintretendem Sauerstoffmangel während des Verbrennungsprozesses die Zwischenprodukte zurückbleiben und auch zu anderen Verbindungen reagieren können. Aus diesem Grund ist die Verbrennung bei unterventilierten Verhältnissen mit einfachen Ansätzen nur mit Abstrichen zu berechnen. Für viele Reaktionen lässt sich der Geschwindigkeitskoeffizient mit Hilfe der *erweiterten Arrhenius-Funktion* berechnen (Gl. 2.22). Nicht anwendbar ist diese Funktion bei Spezialfällen wie Enzymreaktionen oder Explosionen (vgl. PETERS (2013)).

$$k_{f,r}(T) = A_{f,r}(T) \exp\left(\frac{-E_{f,r}}{R_m T}\right) \quad (2.22)$$

Da der Fokus dieser Arbeit auf der Pyrolyse und Brandausbreitungsprozessen von Feststoffen liegt, soll die Berechnung der Verbrennung auf Basis einer Vielzahl von relevanten Elementarreaktionen nur oberflächlich gezeigt werden. Die zugrunde gelegten reaktionskinetischen Gesetze werden anhand der thermisch induzierten Zersetzungsprozesse von Feststoffen, insbesondere Kabelmaterialien, in Abschnitt 2.4 genauer beschrieben. Hier soll daher nur kurz auf die Möglichkeit der Berechnung komplexer Reaktionskinematik auf Basis aktueller numerischer Modelle eingegangen werden.

Bekannte Programmsysteme zur Berechnung von Verbrennungsprozessen sind *CHEMKIN* und das frei verfügbare *Cantera* (siehe GOODWIN ET AL. (2013)). Nachfolgend wird die Untersuchung der Verbrennung von Methan auf Grundlage von *Cantera* vorgestellt.

Folgende Schritte werden durchgeführt:

1. Temperatur- und Druckrandbedingungen festlegen. In einem späteren Schritt können dann die Randbedingungen des Reaktors definiert werden.
2. An der Reaktion beteiligte Phasen/Ströme definieren. Hier wird auf allgemein verfügbare Datenbanken zurückgegriffen, welche alle benötigten Angaben zu den Elementarreaktionen und auftretenden Spezies enthalten (hier eine Datenbank für kurzkettige Kohlenwasserstoffe).
3. Definition der Zusammensetzung des Oxidationsmittels, der Ausgangskonzentrationen der Phasen.
4. Mischen unter definierten Bedingungen (hier unter anderem ein adiabater Reaktor bei konstantem Druck) für verschiedene Verbrennungsluftzahlen.
5. Plotten der Ergebnisse.

Das Ergebnis ist der in Abb. 2.9 dargestellte Zusammenhang zwischen der Verbrennungsluftzahl λ und den molaren Anteilen der Reaktionsprodukte. Die Berechnung basiert auf der allgemein verfügbaren Datenbank GRI-Mech 3.0¹⁰.

Die Verbrennungsluftzahl beschreibt den molaren Anteil des Sauerstoffs im Oxidationsmittel bezogen auf den für eine stöchiometrische Reaktion benötigten Sauerstoff s . λ kann durch Mengen- oder Massenverhältnisse beschrieben werden. Als Mengenverhältnis erhält man λ nach Gl. 2.23

$$\lambda = \frac{n_{Luft} \cdot 0,21}{s} \quad (2.23)$$

mit n_{Luft} als Luftmenge und einem Sauerstoffanteil an der Luft von 21 %. Der Kehrwert von λ wird als Brennstoffverhältnis Φ bezeichnet und besonders in der englischsprachigen Literatur verwendet. Daneben stehen der Mischungsbruch und die Verbrennungsluftzahl in dem nach Gl. 2.24

$$\lambda = \frac{\xi_{stoch}(1 - \xi)}{\xi(1 - \xi_{stoch})} \quad (2.24)$$

¹⁰http://www.me.berkeley.edu/gri_mech/, abgerufen am 29.01.2014.

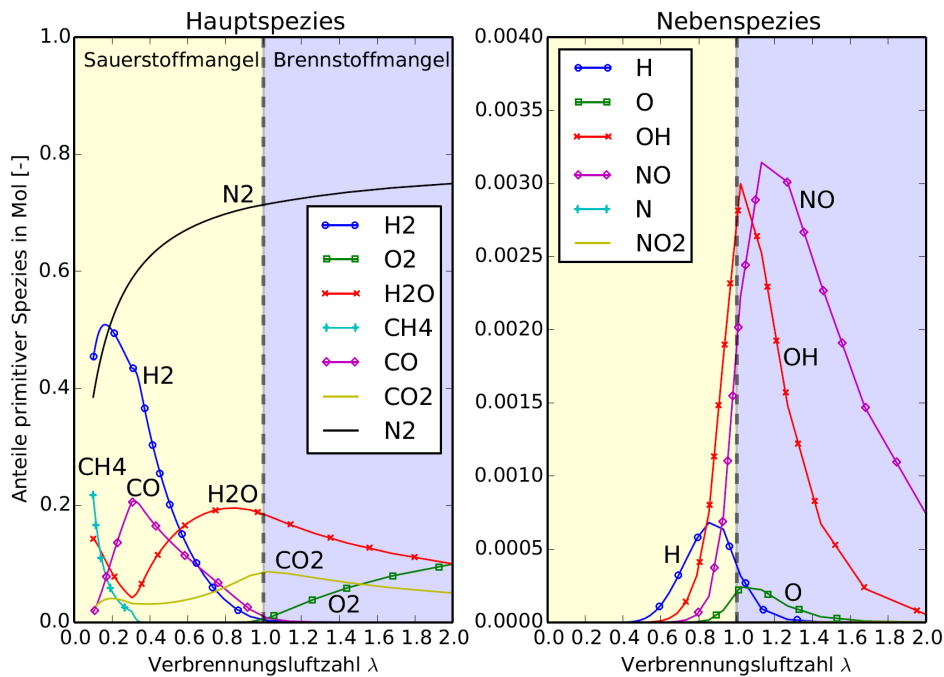


Abb. 2.9: Berechnung der entstehenden Reaktionsprodukte bei Verbrennung von CH_4 und Luft für verschiedene Verbrennungsluftzahlen

beschriebenen Zusammenhang. Die Sauerstoffseite in Abb. 2.10 entspricht einem mageren Gemisch (Brennstoffmangel) mit $\lambda > 1$, die Brennstoffseite einem fetten Gemisch (Sauerstoffmangel) mit $\lambda < 1$. Bei $\lambda = 1$ sind Brennstoff und Sauerstoff im stöchiometrischen Verhältnis vorhanden. Auch die Anteile der Stoffmengen bzw. die Volumenanteile¹¹ lassen sich mit dem bereits in Gl. 2.6 beschriebenen Zusammenhang umrechnen, sodass die in Abb. 2.9 auf Grundlage einer genauen Verbrennungsberechnung ermittelten Reaktionsprodukte grafisch als Massenbruch-Mischungsbruch-Diagramm dargestellt werden können.

Am nahezu linearen Verlauf der Abnahme der Sauerstoffmasse auf der Sauerstoffseite bzw. für brandlastgesteuerte Verhältnisse ist ersichtlich, dass der Ansatz unendlich schneller Chemie und einer globalen Bruttoreaktion hier ausreichend ist und zu guten Ergebnissen führt. Auch die Produktion von CO_2 und H_2O wird auf der Sauerstoffseite als lineare Funktion des Mischungsbruchs gut angenähert. Auffällig sind die Abweichungen in Bereichen $0.057 = \xi_{stoech} < \xi < 0.4$ der in Abb. 2.10 aufgeführten Freisetzung von Kohlenmonoxid. Diese kann durch den Ansatz des Mischungsbruchs nicht dargestellt werden.

Die Berechnung auf Grundlage endlicher Reaktionsgeschwindigkeiten wurde unter Variation der Verbrennungsluftzahl durchgeführt. Daher ist der Mischungsbruch nicht von 0 bis 1, sondern im Bereich $0.05 < \lambda < 3$ bekannt, was in Abb. 2.10 links dem Bereich der dunkel schattierten Werte für ξ entspricht. Die Werte für Mischungsbrüche $\xi = 0$ und $\xi = 1$ stammen aus der anfänglichen Zusammensetzung der Edukte Luft und Methan.

¹¹entsprechen einander unter der Annahme eines idealen Gases.

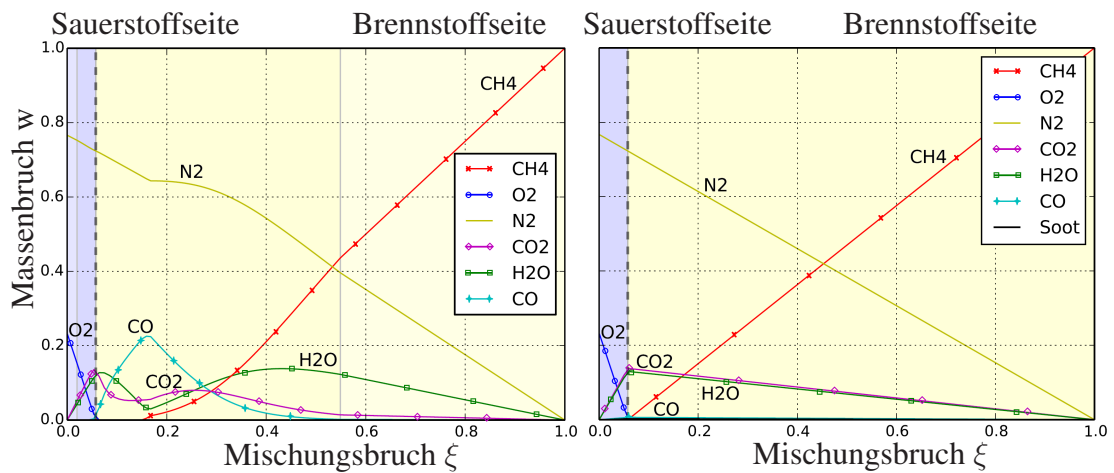


Abb. 2.10: Berechnung der entstehenden Reaktionsprodukte bei Verbrennung von CH_4 und Luft für verschiedene ξ mit Hilfe von *Cantera* (links) sowie nach Funktion Massenbruch-Mischungsbruch (rechts).

Auf Basis einzelner Elementarreaktionen lassen sich auch die Reaktionspfade der Spezies mit Beteiligung des Elements Kohlenstoff¹² verfolgen. Aus Abb. 2.11 sind die wesentlichen Elementarreaktionen mit Beteiligung des Kohlenstoffes ersichtlich. Von besonderer Bedeutung ist die Dissoziationsreaktion des Methans, $CH_4 \rightarrow CH_3$, da hier alle weiteren dargestellten Reaktionen anschließen. So führt die Reaktion $CH_3 + CH_3 \rightarrow C_2H_6$ zur Bildung von Ethan und besonders bei starkem Sauerstoffmangel zur Bildung höherer Kohlenwasserstoffe. Je mehr Sauerstoff vorhanden ist, desto dominanter wird die Oxidationsreaktion $CH_3 + O_2 \rightarrow CH_3O$. Hier liegt auch die Begründung für die Unterschiede bei endlicher und unendlich schneller Chemie, wie sie in Abb. 2.10 für sauerstoffarme Bereiche auftreten.

2.4 Pyrolyseprozesse von Feststoffen

In diesem Abschnitt wird auf die auftretenden Prozesse bei der Pyrolyse von Feststoffen eingegangen und der aktuelle Stand der bereits vorhandenen Modelle beschrieben. Je nach Materialeigenschaften unterscheiden sich die bereits entwickelten Modellansätze und sind so z. B. besonders für verkohlende oder poröse Materialien geeignet. Folgende Materialklassen können unterschieden werden.

- verkohlenden Materialien,
- nicht verkohlende Materialien,
- Holzmaterialien,
- Polymere sowie
- poröse Materialien

¹²Es können beliebige Elemente verfolgt werden.

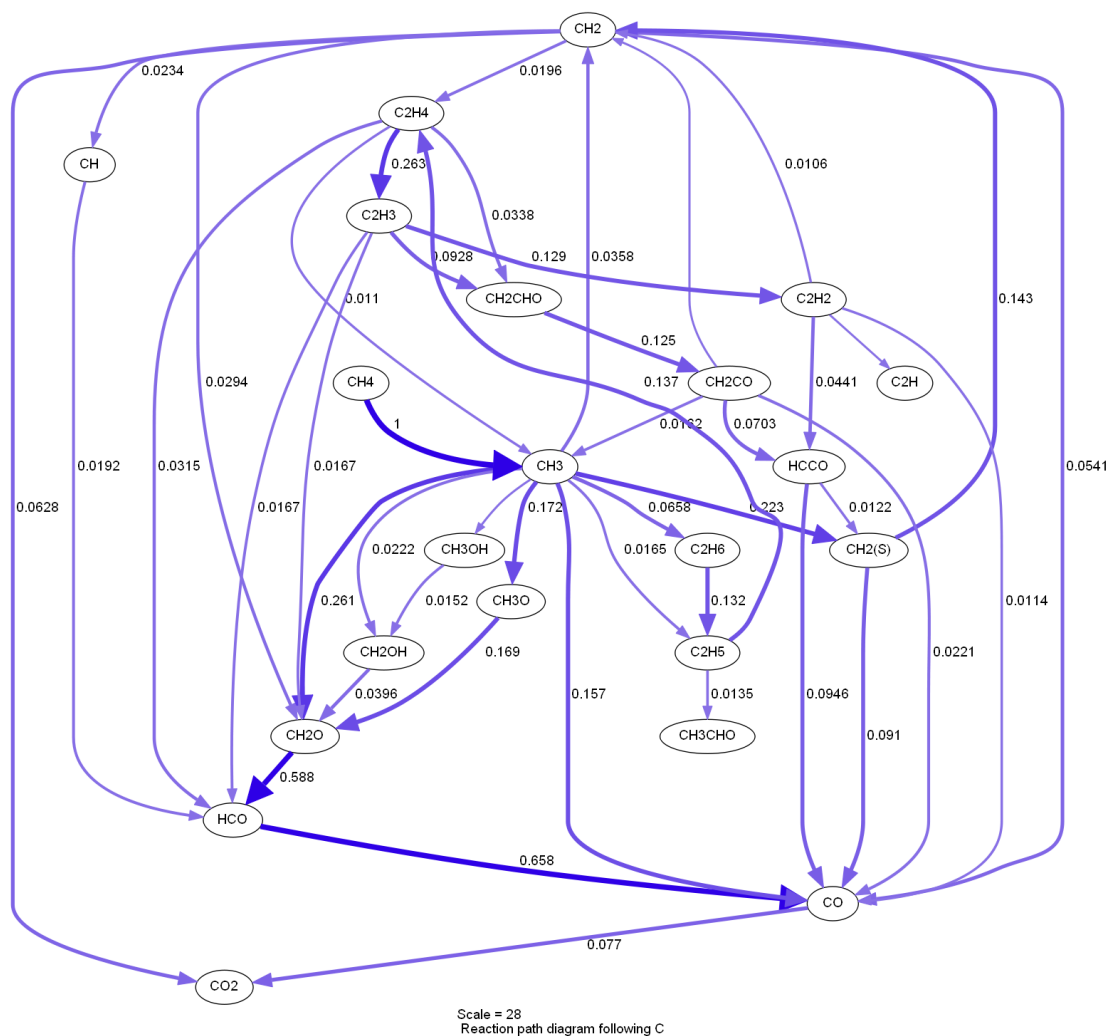


Abb. 2.11: Reaktionsflussanalyse aller Spezies mit Beteiligung von Kohlenstoff bei Verbrennung von CH_4 und Luft bei stöchiometrischem Brennstoff-Luftgemisch und einer Starttemperatur von 1300 K, berechnet mit *Cantera*.

Die Bezeichnungen der oberen Liste sind dabei nicht exklusiv, sondern es existieren verkohlende, nicht verkohlende sowie poröse Polymere. In den letzten 20 Jahren wurde eine Reihe von Modellen entwickelt, um die Pyrolyse dieser Materialien zu berechnen. Hierbei unterscheiden sich die gewählten Ansätze in Bezug auf den zu untersuchenden Fall (1D, 2D) und den Detaillierungsgrad der Abbildung physikalischer und chemischer Prozesse. Modelle, jeweils bezogen auf einen speziellen Untersuchungsgegenstand, sind u. a. in DI BLASI (1993), KASHIWAGI (1994), FERNANDEZ-PELLO (1995), DI BLASI (2000), MOGHTADERI (2006), LAUTENBERGER ET AL. (2008), STAGGS (1999), KUO & HSI (2005), DI BLASI (2004) und LEACH ET AL. (2000) zu finden.

Neuere Ansätze der Modellierung und Parameterbestimmung sind in MARQUIS ET AL. (2012), LINTERIS ET AL. (2013), HOLLADAY ET AL. (2011) und PAU ET AL. (2013) aufgeführt. Insgesamt acht relevante Beiträge sind außerdem im Tagungsband der Interflam enthalten. Ein allgemeines Pyrolysemodell für eindimensionale Problemstellungen ist in LAUTENBERGER & FERNANDEZ-PELLO (2009) beschrieben, welches ausführlich in LAUTENBERGER (2007) hergeleitet wird und kürzlich für die Untersuchung von dreidimensionalen Prozessen verallgemeinert wurde (siehe LAUTENBERGER (2014)).

Bezogen auf Kabel sind VAN HEES ET AL. (2001) und RIESE (2007) zu nennen. Umfangreiche experimentelle und theoretische Arbeiten zum Abbrandverhalten von Kabeln wurden am *VTT* in Finnland durchgeführt und veröffentlicht (siehe MATALA (2013), MATALA ET AL. (2012) und MANGS & HOSTIKKA (2013b)). Eine Beschreibung aktueller Versuchsergebnisse zu Kabeln und Kabelmaterialien zusammen mit der entsprechenden Literatur ist in Kapitel 5 enthalten.

Ein Problem bisheriger Pyrolysemodelle ist die hohe Anzahl benötigter Eingangsgrößen, die nicht direkt experimentell bestimmbar sind und außerdem modellspezifisch angepasst werden müssen. So wird sowohl von LAUTENBERGER als auch von MATALA die Ermittlung geeigneter Eingangsgrößen als wichtiger Punkt für eine erfolgreiche Modellierung der Pyrolyse genannt. Aus diesem Grund werden die dazu vorhandenen Methoden ebenfalls in diesem Kapitel beschrieben. Bei den vereinfachenden Modellen sind die so ermittelten Parameter allerdings nur für die spezifische Problemstellung gültig.

Die daraus resultierenden Einschränkungen in der Aussagekraft für allgemeine Probleme sind z. B. in GHORBANI ET AL. (2013) anhand der Pyrolyse von PVC aufgezeigt worden. Dazu wurden sechs unterschiedliche Pyrolysemodelle verwendet, die alle auf eindimensionaler Stoff- und Wärmeübertragung sowie einem stark vereinfachten Einschnitt-Reaktionsmodell basieren. Zur Verbesserung der Prognosefähigkeit ist es laut den Autoren nötig, neben Ergebnissen aus Cone-Kalorimeterversuchen auch Ergebnisse aus anderen Kleinversuchen (TGA, DSC, STA) heranzuziehen. Eine weitere Schlussfolgerung ist die Notwendigkeit, die grundlegenden physikalischen Prozesse umfassender zu modellieren, anstatt Parameter an spezifische Versuchsergebnisse anzupassen.

Reaktionskinematik

Die bereits in Gl. 2.22 aufgeführte Reaktionsgleichung wird ebenfalls zur Beschreibung der Zersetzungsprozesse von Feststoffen herangezogen. Diese Zersetzung und der Transport der freigesetzten brennbaren Pyrolysegase benötigt im Regelfall deutlich mehr Zeit

2 Grundlagen und Stand der Forschung

als die eigentliche Verbrennung. Die korrekte zeitliche Beschreibung der Zersetzung hat daher einen signifikanten Einfluss auf das Abbrandverhalten komplexer Brandlasten (siehe LAUTENBERGER (2007)).

Von Interesse ist der Massenanteil w_j der Komponente j , der sich als Quotient der aktuellen Masse m_j und der gesamten Ausgangsmasse $m_{0,ges}$ nach Gl. 2.25 ergibt.

$$w_j = \frac{m_j}{m_{0,ges}} \quad (2.25)$$

Die zeitliche Ableitung des Massenverlustes wird dann mit Hilfe des in Gl. 2.22 aufgeführten Geschwindigkeitskoeffizienten und einer Modellfunktion beschrieben.

$$\frac{dw_j}{dt} = k_{f,r}(T) f(w_j) \quad (2.26)$$

Der funktionale Zusammenhang $f(w_j)$ ist dabei als Anteil der verbliebenen Masse (w_j) mit einem Exponenten N nach Gl. 2.27

$$f(w_j) = w_j^N \quad (2.27)$$

definiert, sodass Einsetzen in Gl. 2.26 zu Gl. 2.28 führt, wobei der prä-exponentielle Faktor A im Gegensatz zu Gl. 2.22 vereinfachend nicht als Funktion der Temperatur angesetzt wird.

$$\frac{dw_j}{dt} = A_j \exp\left(\frac{-E_j}{R_m T}\right) w_j^N \quad (2.28)$$

Die experimentelle Bestimmung des Massenverlustes erfolgt bei instationären Versuchen durch eine konstante Erhöhung der Temperatur. So erhält man in Abhängigkeit der Aufheizrate $\dot{T} = \frac{dT}{dt}$ und der Vereinfachung $T_{Probe} = T_{Atmosphäre}$ einen Zusammenhang zwischen Proben- mit der Umgebungstemperatur ist hier aufgrund der sehr geringen Probenmasse (TGA-Versuch) möglich. Aufgrund des bei konstanter Aufheizrate linearen Zusammenhangs zwischen Zeit und Temperatur kann Gl. 2.28 auch als Gl. 2.29

$$\frac{dw_j}{dT} = \frac{A_j}{\dot{T}} \exp\left(\frac{-E_j}{R_m T}\right) w_j^N \quad (2.29)$$

geschrieben werden. Ein weiterer Einflussfaktor ist die Abhängigkeit des Massenverlustes von der Sauerstoffkonzentration in der Atmosphäre, welcher durch die Sauerstoffkonzentration n_{O_2} im Feststoff mit einem Exponenten N_{O_2} in Gl. 2.30 berücksichtigt wird.

$$\frac{dw_j}{dT} = \frac{A_j}{\dot{T}} \exp\left(\frac{-E_j}{R_m T}\right) w_j^N n_{O_2}^{N_{O_2}} \quad (2.30)$$

Liegt keine Abhängigkeit von der Sauerstoffkonzentration vor, ist $N_{O_2} = 0$ (LAUTENBERGER (2007), MATALA (2013)).

Wird im Brandschutzingenieurwesen von *Materialien* gesprochen, sind damit oft Mischungen gemeint (z. B. Füllmaterial bei Kabeln), die aus mehreren Komponenten (organische Kunststoffanteile, anorganische flammenhemmende Substanzen, ...) bestehen. Für die Beschreibung der Zersetzungsreaktionen praxisrelevanter Materialien kann diese Unterscheidung von Bedeutung sein, da Zersetzungsreaktionen mehrerer Komponenten parallel verlaufen können, während mehrere Zersetzungsreaktionen einer einzelnen Komponente auch konsekutiv, also bedingt von vorherigen Reaktionen und Reaktionsprodukten, ablaufen können.

Komponenten können durch Umwandlung anderer Komponenten entstehen, oder parallel neben anderen Komponenten bereits im Ausgangsmaterial vorhanden sein. Zur Verdeutlichung sind die Definitionen in Tab. 2.4 aufgeführt. Die Werte $w_{j,i}$ entsprechen dabei nur dem Massenanteil, der als Feststoff vorhanden ist oder entsteht. Die entstehenden Pyrolysegase sind nicht in den Masseanteilen enthalten, da nur die feste Phase betrachtet wird. Die im Modell angesetzten Komponenten müssen dabei nicht zwangsläufig existierenden Spezies entsprechen.

Tab. 2.4: Zusammenhang zwischen Komponenten K und Reaktionen R

	R ₁	R ₂	R _i	Ende
K ₁	$w_{1,1}$	$w_{1,2}$	$w_{1,i}$	$w_{1,char}$
K ₂	$w_{2,1}$	$w_{2,2}$	$w_{2,i}$	$w_{2,char}$
K _j	$w_{j,1}$	$w_{j,2}$	$w_{j,i}$	$w_{j,char}$

Betrachten wir die Gesamtmasse eines Feststoffes, müssen die einzelnen Anteile über i, j aufsummiert werden und ergeben mit Gl. 2.31 ein System aus gewöhnlichen Differentialgleichungen.

$$\dot{m}_{reac}''' = \sum_i \sum_j A_{j,i} \rho_j \exp\left(\frac{-E_{j,i}}{R_m T}\right) w_{j,i}^N n_{O_2}^{N_{O_2}} \quad (2.31)$$

In Abb. 2.12 wird eine einfache, von der Sauerstoffkonzentration abhängige Zersetzung eines Feststoffes in zwei Reaktionsschritten $K_1 \xrightarrow{R_1} K_2 \xrightarrow{R_2} K_{char}$ als Massenverlust und Massenverlustrate über die Temperatur mit $\mathbf{w}_0 = [0.7, 0.3, 0]$ und einem Anteil an Restmasse (Kohle) bezogen auf K2 von $\nu_{K_2,Char} = 0.5$ dargestellt. Um die Summe der Massenanteile sowie deren Ableitung nach der Temperatur zu ermitteln, wird das Gleichungssystem aus Gl. 2.32,

$$\frac{dw_1}{dT} = \frac{A_1}{T} \exp\left(\frac{-E_1}{R_m T}\right) w_1^1 n_{O_2}^1 \quad (2.32a)$$

$$\frac{dw_2}{dT} = \frac{A_2}{T} \exp\left(\frac{-E_2}{R_m T}\right) w_2^1 n_{O_2}^1 \quad (2.32b)$$

$$\frac{dw_3}{dT} = \nu_{K_2,Char} \frac{dw_2}{dT} \quad (2.32c)$$

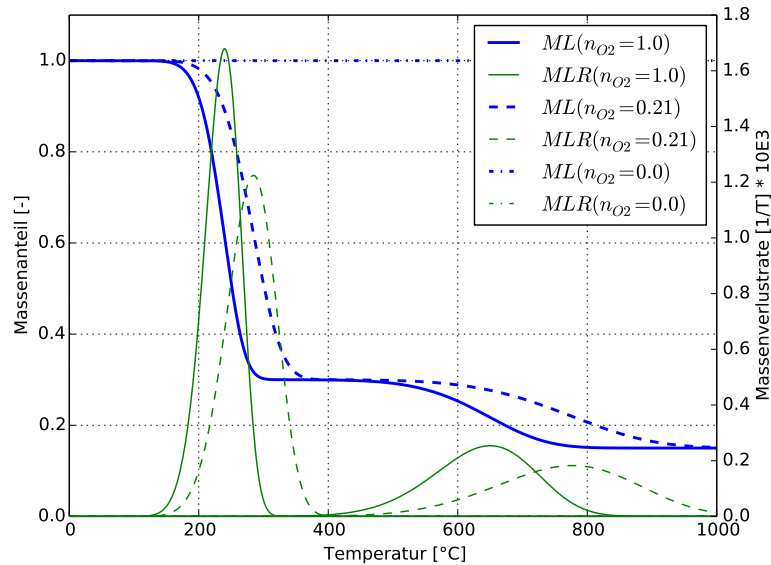


Abb. 2.12: Massenverlust (blau) und Massenverlustrate (grün) eines Feststoffes mit Abhängigkeit der Sauerstoffkonzentration (mit $N_{O_2} = 1$)

mit Hilfe eines für steife Probleme geeigneten numerischen Integrationsverfahrens gelöst. Die Werte zur Erzeugung der Grafik wurden beispielhaft gewählt, die Ergebnisse entsprechen aber in etwa dem Verlauf bei Abbrand von Kunststoffen und Kabelmaterialien.

Wie von MATAŁA (2013) angemerkt, werden mit dem in den Gleichungen Gl. 2.32 berechneten Zersetzungsreaktionen keine einzelnen chemischen Reaktionen berücksichtigt, sondern diese als Reaktionsgruppen zusammengefasst (siehe dazu Abb. 2.13 für PVC). Die Parameter A_j , E_j und N müssen in diesem Fall als Modellparameter betrachtet werden, die mit Hilfe verschiedener Optimierungs- und Minimierungsverfahren zusammen mit experimentelle Daten ermittelt werden.

2.5 Einflussgrößen bei Pyrolyseprozessen von Kabeln und Kabelmaterialien

2.5.1 PVC als verkohlendes Polymer

Aufgrund der großen Verbreitung von PVC in der Bauindustrie im Allgemeinen und als Mantel- und Isolationsmaterial für Kabel im Speziellen soll hier kurz auf die thermisch induzierten Degradationsprozesse bei PVC als wichtigstes Beispiel für ein verkohlendes Polymer eingegangen werden. In umfangreichen Untersuchungen wurde in MARONGIU ET AL. (2003) ein Modell entwickelt, das auf Grundlage von 40 Spezies und 250 Elementarreaktionen in der Lage ist, die wesentlichen Mechanismen bei der thermisch induzierten Degradation von PVC zu berücksichtigen. Der Massenverlust und die Pro-

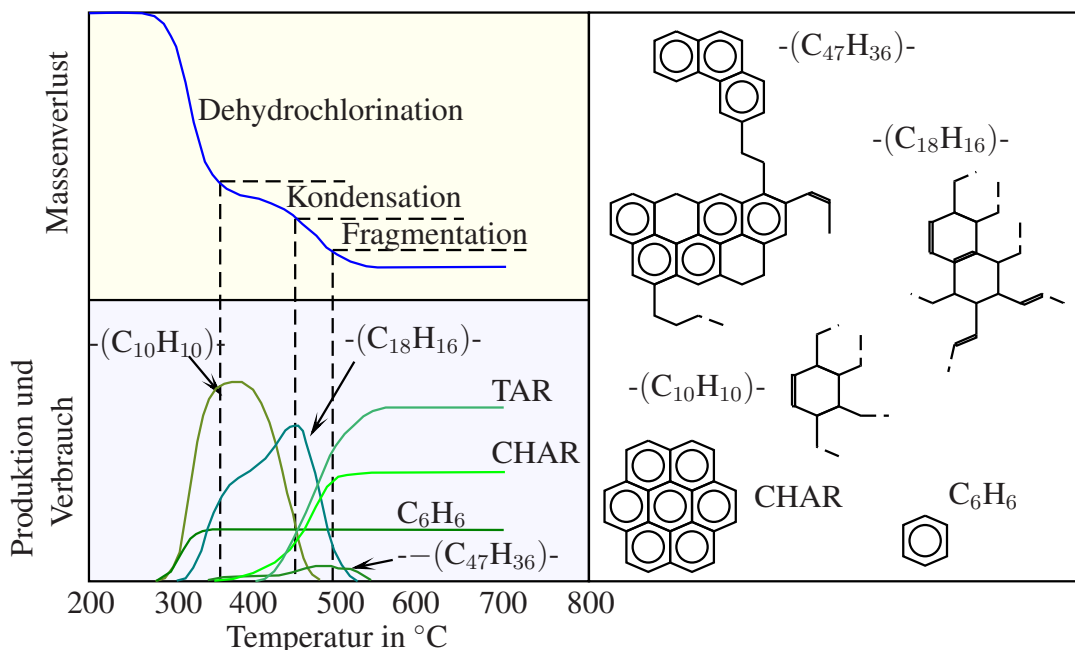


Abb. 2.13: Massenverlust und Produktion relevanter Spezies bei thermisch induzierter Zersetzung von PVC nach MARONGIU ET AL. (2003)

duktion von Zwischenprodukten kann für gängige Aufheizraten von 2 – 40 °C/min gut vorhergesagt werden.

Die in MARONGIU ET AL. (2003) als wesentlich identifizierten Prozesse der *Dehydrochlorination*, *Kondensation* und *Fragmentation / Dealkylation* sowie die wichtigsten Zwischen- und Endprodukte sind in Abb. 2.13 aufgeführt. Der Bereich oben links zeigt den Verlauf der PVC-Masse bei Durchführung eines TGA-Versuchs, der Bereich unten links die Masse entstehender Zwischen- und Endprodukte. Die Degradationsschritte *Kondensation* und *Fragmentation* werden oftmals zusammengefasst und allgemein als zweiter Degradationsschritt bezeichnet.

Im rechten Bereich der Abbildung ist die Struktur der wichtigsten Spezies bzw. Pseudospezies dargestellt. Pseudospezies sind mit den Zeichen -()- gekennzeichnet. Diese Spezies treten in der Realität als Ketten auf, die an den gestrichelt dargestellten Verbindungen fortgesetzt werden. *TAR* ist die Summe aller leicht flüchtigen aromatischen Kohlenwasserstoffe, die bei der Degradation besonders während der *Kondensation* und *Fragmentation* entstehen.

In den Abb. 2.13 und 2.14 sind die Kohlenstoff- und Wasserstoffatome nicht extra aufgeführt. An jeder Ecke einer Verbindung sitzen ein Kohlenstoffatom und, soweit nicht besonders gekennzeichnet, zwei Wasserstoffatome. Doppelte durchgezogene Linien stellen eine Doppelbindung dar, gestrichelte Linien deuten an, dass die Moleküle Kohlenstoffketten bilden, sodass nur das häufigste bzw. wichtigste Glied dieser Kette dargestellt wird. Ein Kreis stellt ein freies Elektron dar, die Moleküle mit entsprechendem Symbol stellen also Radikale dar.

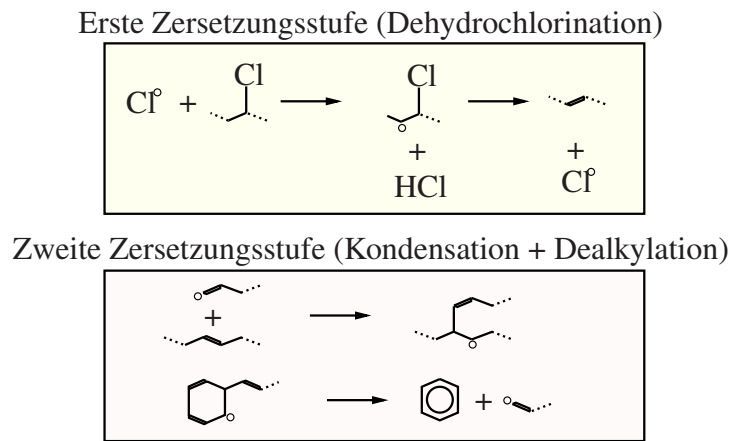


Abb. 2.14: Wichtige Zersetzungsschritte von PVC nach MARONGIU ET AL. (2003)

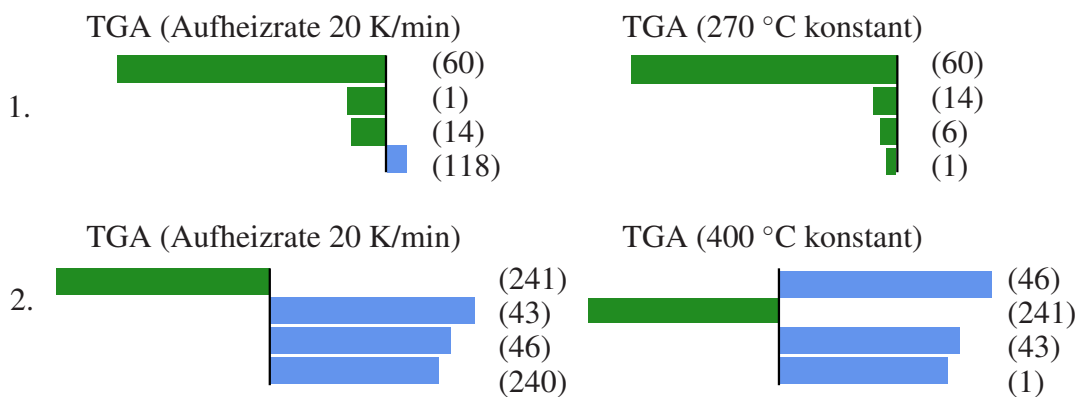


Abb. 2.15: Sensitivitäten wichtiger Reaktionen der Zersetzungsschritte 1 und 2 für stationäre und instationäre Randbedingungen bei TGA-Versuchen nach MARONGIU ET AL. (2003)

Während des ersten Zersetzungsschrittes entsteht ein Großteil der Salzsäure, indem die Verbindungen C-C, C-H oder C-Cl bei Temperaturen über 200 °C getrennt werden. Am wahrscheinlichsten ist die Entstehung eines Chlorradikals aufgrund der Auftrennung von C-Cl. Der Übergang eines Wasserstoffatoms der PVC-Pseudospezies, angeregt durch das Chlorradikal, ist der darauf folgende Schritt und in Abb. 2.14 dargestellt. Die so entstehenden Polyene-Ketten, $-(C_2H_2)-$, reagieren durch Kondensation und Dealkylation schließlich zu Benzenen und aromatischen Komponenten. Abschließend verbrennen sie zu großen Teilen durch komplette Aufspaltung zusammen mit dem Luftsauerstoff zu Kohlendioxid, -monoxid und Wasser.

Je nachdem, welche Randbedingungen vorherrschen, können bestimmte Reaktionen in den Vordergrund treten, während andere weniger relevant werden. Abb. 2.15 enthält die qualitativen Sensitivitätskoeffizienten der wichtigsten Reaktionen in Abhängigkeit des Zersetzungsschrittes und der Temperaturrandbedingungen.

Eine Liste mit allen wichtigen Reaktionen und den Parametern zum Einsetzen in Gl. 2.28 ist in MARONGIU ET AL. (2003) für PVC aufgeführt. In weiteren Arbeiten wurde

in MEHL ET AL. (2004) detailliert die Reaktionskinematik von PVC bei thermisch induzierter Degradation untersucht und schließlich in MARONGIU ET AL. (2006) als Modell für halogenierte und nicht-halogenierte Polymere verallgemeinert.

Wird PVC als Mantelmaterial für Kabel und Leitungen eingesetzt, werden zusätzlich Füllstoffe wie Kalziumkarbonat ($CaCO_3$), eisenoxidhaltige Erden (*Red mud*) und Dolomite verwendet, um den Feuerwiderstand zu verbessern oder die Freisetzung gesundheitsgefährdender Bestandteile wie Benzene zu verringern. Außerdem ist reines PVC spröde und nicht als Mantelmaterial geeignet, weshalb zusätzlich Plastifizierer zugegeben werden.

Grundsätzlich führen die Füllstoffe zu einer höheren Temperatur, bei der die Dehydrochlorination startet, sowie zu einer geringeren Massenverlustrate. Eisenoxidhaltige Erden dagegen beschleunigen den Dehydrochlorinationsprozess, verzögern aber die Freisetzung von Benzenen und aromatischen Kohlenwasserstoffen während der folgenden Zersetzungsphasen. Details und relevante Reaktionsgleichungen sind in KARAYILDIRIM ET AL. (2006) aufgeführt.

2.5.2 Einfluss der Modellparameter auf das Pyrolyse- und Abbrandverhalten

Aktuelle Untersuchungen zu den Einflussgrößen auf das Pyrolyse- und Abbrandverhalten von Kabelmaterialien wurden von MATALA (2013) am Beispiel von PVC-Kabeln und allgemein von CHAOS (2013) durchgeführt. Die Ergebnisse gelten allerdings nur für die zugrunde gelegten Ansätze, z. B. die Modellierung der Zersetzung als Zweischritt-Reaktion, aber auch für das in der Sensitivitätsanalyse verwendete Simulationsmodell (FDS in den Versionen 5 und 6 bei MATALA (2013) und eine modifizierte Version von *OpenFOAM* bei CHAOS (2013)).

MATALA erzeugt mit Hilfe des *Latin Hypercube Sampling* 100 Parametersätze eines Simulationsmodells, bestehend aus einem Korridor mit Kabeltrasse, das einer realen Einbausituation für Kernkraftwerke entspricht. Die Kabel werden als eindimensionales Trassenmodell mit Hilfe von FDS_NIST abgebildet und setzen sich aus den Materialien *Mantel*, *Füller*, *Aderisolierung* und *Kupferader* zusammen. Alle stochastischen Eingangsgrößen (Dicke der Schichten, Wärmeleitfähigkeit λ) werden als gleichverteilt definiert.

Ausgangsgrößen sind der Zündzeitpunkt $t_{zünd}$, definiert für $HRR > 10 \text{ kW/m}^2$, die maximale Wärmefreisetzungsrates, die Zeit bis zum Erreichen der maximalen Wärmefreisetzungsrates $t_{Max.HRR}$ und die Zeit bis zum Erlöschen der sichtbaren Flammenerscheinung $t_{löscht}$, definiert für $HRR < 10 \text{ kW/m}^2$. Der Zusammenhang zwischen der Eingangsgröße λ und den Ergebnisgrößen ist in Abb. 2.16 dargestellt.

Die Ergebnisse zeigen, dass die Wärmeleitfähigkeit der Kabelmaterialien positiv mit dem Zündzeitpunkt und (weniger deutlich) mit dem Zeitpunkt bei Erlöschen der Flammenerscheinung korreliert. Eine Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit korreliert hingegen schwach negativ mit der maximalen Wärmefreisetzungsrates und dem Zeitpunkt bei Erreichen von HRR_{max} .

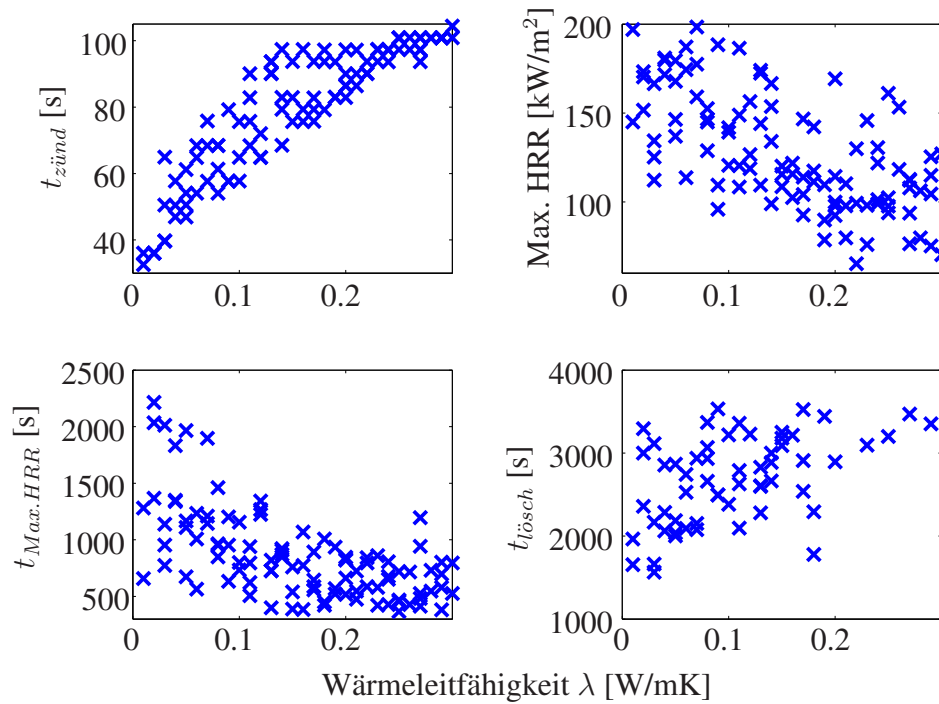


Abb. 2.16: Zusammenhang zwischen Ergebnisgrößen für verschiedene Wärmeleitfähigkeiten, übersetzt aus MATAALA (2013)

CHAOS (2013) verwendet das Pyrolysemodell von LAUTENBERGER & FERNANDEZ-PELLO (2009) und untersucht hiermit den Fall einer 1-Schritt Zersetzungsreaktion mit und ohne Kohlerückstände als Grundlage für eine Sensitivitätsanalyse. Das Modell basiert auf der Berechnung eindimensionaler Wärmetransporte. Das Material mit einer geringen Dicke von 0,01 m wird mit einer Wärmestromdichte von 25 kW/m² bzw. 100 kW/m² (komplett als Wärmestrahlung) beaufschlagt.

Zur Ermittlung der Sensitivitäten wurde auf ein Antwortflächenverfahren im komplexen Zahlenraum zurückgegriffen, wobei die Antwortfläche über den Parameterraum und über die Zeit entsprechend den Modellantworten diskretisiert wird. Hiermit wird über den gesamten Parameterraum und die Zeitachse eine genaue Abbildung des wahren Modells mit Hilfe der Antwortfläche sichergestellt. Die partiellen Ableitungen der Antwortfläche nach den gesuchten Parametern werden numerisch ermittelt und basieren auf einer für den komplexen Zahlenraum erweiterten Taylorreihenentwicklung. Details des Verfahrens sind in CHAOS (2013) beschrieben.

Durch Variation der Eingangsparameter kann dann die Sensitivität als *globale* Sensitivität oder *dynamische (transiente)* Sensitivität für jeden Zeitschritt ermittelt werden. Die gewählten (fiktiven) Parameter sind in CHAOS (2013) aufgeführt und sind mit denen von PMMA vergleichbar. Als Ergebnis erhält man einen Faktor (*Sensitivity coefficient*), mit dem das Verhältnis einer Änderung der Modellantwort y zu einer Änderung des Eingangsparameters x dargestellt wird.

In Abb. 2.17 sind die globalen Sensitivitäten für die drei Modellantworten

- a) Entzündungszeitpunkt
- b) durchschnittliche Massenverlustrate
- c) maximale Massenverlustrate

aufgeführt. Beispielhaft führt eine Änderung des reaktionskinetischen Parameterpaares *Aktivierungsenergie* E_α und dem Logarithmus des *prä-exponentiellen Faktors* $\ln(Z)$ zu einer mehr als zehnfach so großen positiven Änderung der Entzündungszeit. Im Vergleich dazu führt die Erhöhung der Emissivität des Ausgangsmaterials ε_v zu einer Verringerung der Entzündungszeit. Die Emissivität des Materials *Kohlerückstand* ε_c besitzt dagegen einen vergleichsweise geringen Einfluss.

Die dynamische Sensitivität der Eingangsparameter in Abhängigkeit der Zeit kann ebenfalls ermittelt werden und erlaubt eine Aussage über die Veränderung des Parameterinflusses über den Zeitraum der Zersetzungsreaktion hinweg. In Abb. 2.18 sind diese für die Ausgangsgröße der Massenverlustrate über die Zeit dargestellt.

Für eine Wärmestromdichte von 100 kW/m² zeigt sich bei der Wärmeleitfähigkeit des Ausgangsmaterials k_c ein besonderes Verhalten. Zu Beginn bei ansteigender Massenverlustrate führt eine Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit zu einer Verringerung der Massenverlustrate, da die Wärme gleichmäßiger über das Probenvolumen verteilt wird und somit zu geringeren Maximaltemperaturen am oberflächennahen Bereich führt. Danach führt eine Erhöhung von k_c auch zu einer Erhöhung der Massenverlustrate, weil der gesamte Probenquerschnitt bereits ausreichend erwärmt wurde.

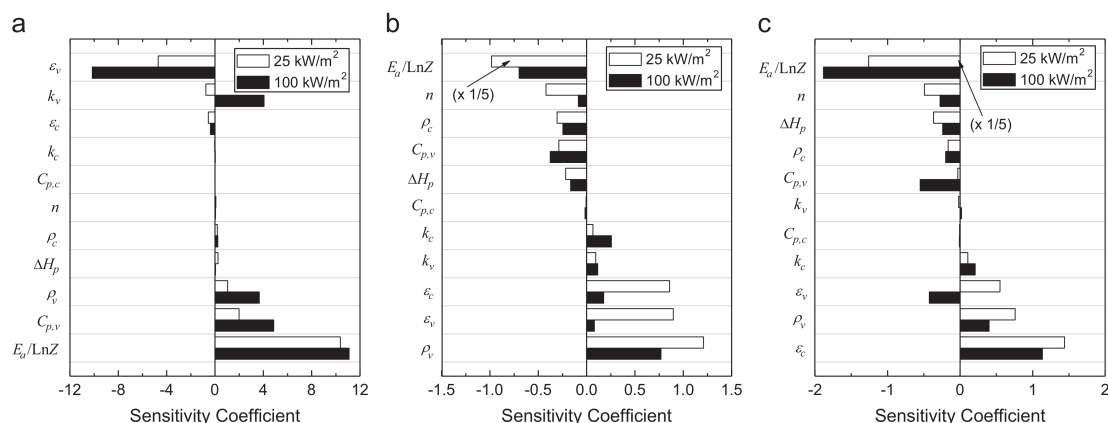


Abb. 2.17: Sensitivitäten der Materialparameter eines verkohlendes Materials für (a): Entzündungszeitpunkt, (b): durchschnittliche Massenverlustrate, (c): maximale Massenverlustrate aus CHAOS (2013)

Insgesamt zeigt sich, dass die reaktionskinetischen Parameter $\ln(Z)$ und der Wärmeübergangsparameter *Emissivität* ε den größten Einfluss auf das Abbrandverhalten besitzen. Aufgrund numerischer Probleme in der Abklingphase sind die Sensitivitäten allerdings nicht über die gesamte Dauer abgebildet. Die von CHAOS (2013) dargestellten Zusammenhänge entsprechen weitestgehend den in MATALA (2013) genannten *Rules of Thumb*, welche den Einfluss der Modellparameter qualitativ bewerten.

2.6 Bestimmung der Eingangsgrößen

In Abschnitt 2.3.5 wurde bereits geschrieben, dass die reaktionskinetischen Parameter Aktivierungsenergie und prä-exponentieller Faktor für Zersetzungsreaktionen der festen Phase mehr als Modellparameter und weniger als physikalische Größen zu interpretieren sind. Anhand von Sensitivitätsanalysen wurde jedoch gezeigt, dass diese einen signifikanten Einfluss auf das Abbrandverhalten besitzen. Aus diesem Grund existieren verschiedene Verfahren zur Ermittlung der Parameter.

2.6.1 Schätzung aus TGA-Versuchsergebnissen

Die direkte Schätzung der Parameter *Aktivierungsenergie* E und *prä-exponentieller Faktor* A aus den Ergebnissen thermogravimetrischer Untersuchungen ist für brand-schutztechnische Fragestellungen in jüngerer Vergangenheit in LAUTENBERGER (2007), LYON ET AL. (2011), MATALA ET AL. (2012) und KIM (2014) beschrieben. Außerdem ist in FDS (siehe MCGRATTAN ET AL. (2015c)) ebenfalls ein Ansatz implementiert, der gegebene Schätzparameter automatisch in E und A umrechnet.

Erstmals beschrieben wurde die Ermittlung von E und A aus thermogravimetrischen Daten ohne exakte Kenntnis der beteiligten Elementarreaktionen von FRIEDMAN (1964). Dabei wird die Reaktionsordnung $N = 1$ angenommen. Außerdem wird das Vorliegen

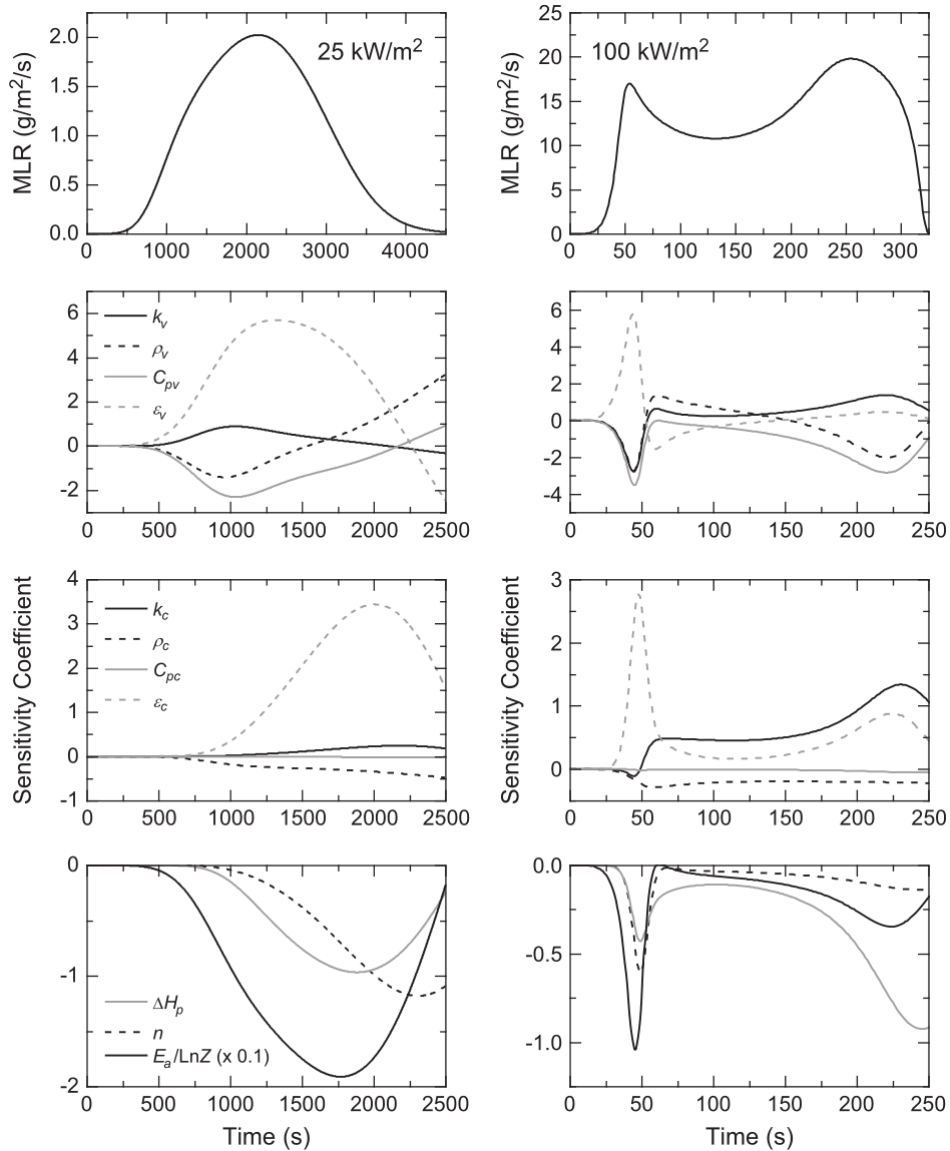


Abb. 2.18: Dynamische Sensitivitäten der Materialparameter eines verkohlenden Materials und Wärmestromdichten von 25 kW/m² bzw. 100 kW/m² für die Ausgangsgröße Massenverlustrate (MLR) aus CHAOS (2013)

einer konstanten Aufheizrate $\dot{T} = \frac{dT}{dt}$ vorausgesetzt. Somit wird Gl. 2.29 für eine einzelne Reaktion als Gl. 2.35 geschrieben.

$$\frac{dw}{dT} = \frac{A}{\dot{T}} \exp\left(\frac{-E}{R_m T}\right) w \quad (2.33)$$

$$\Rightarrow \ln\left(\frac{dw}{dT}\right) = \ln\left(\frac{A}{\dot{T}} w\right) - \frac{E}{R_m T} \quad (2.34)$$

$$\Rightarrow \ln\left(\frac{dw}{dT}\right) = \ln\left(\frac{A}{\dot{T}}\right) + \ln(w) - \frac{E}{R_m T} \quad (2.35)$$

Wird Gl. 2.35 als Geradengleichung interpretiert, ist der Faktor $\frac{-E}{R_m}$ die Steigung und $\ln\left(\frac{A}{\dot{T}} w\right)$ der Schnittpunkt der Geraden mit der (im natürlichen Logarithmus aufgetragenen) y-Achse. Die TGA-Daten liefern dann den Zusammenhang zwischen der Temperatur T und dem Massenanteil w sowie der Massenverlustrate $\frac{dw}{dT}$. Zur Bestimmung von E und A müssen somit mindestens zwei TGA-Datensätze vorliegen. In Abb. 2.19 ist die Vorgehensweise anhand von vier TGA-Datensätzen der Zersetzungsreaktion von glasfaserverstärktem Phenolharz dargestellt.

Die vier TGA-Datensätze wurden für insgesamt 12 Werte von w_j aufgetragen (Abb. 2.19 mittleres Diagramm) und als Stützpunkte zur Ermittlung von Regressionsfunktionen mit den Variablen E und A herangezogen. Die resultierenden Werte sind als ΔE und $\ln(A \cdot f(w))$ dargestellt (historische Einheiten beachten). Dieser sowie weitere Ansätze sind neben FRIEDMAN (1964) auch in PAU ET AL. (2013) beschrieben.

MATALA ET AL. (2012) beschreibt eine als *Direct Method* bezeichnete Methode zur Bestimmung von E und A aus TGA-Versuchsdaten, die sich auf bestimmte, als *Reference points* bezeichnete Punkte stützt. Diese sind zum besseren Verständnis in Abb. 2.20 eingetragen. Das linke Diagramm zeigt den Verlauf des Massenverlusts (grüne Kurve) und der temperaturabhängigen Massenverlustrate (rote Kurve), das rechte Diagramm die zweite Ableitung des Massenverlusts.

Zur Bestimmung eines Wertes für E wird die zweite Ableitung des Massenverlusts w nach Gl. 2.29 benötigt, welche sich wie in Gl. 2.37 dargestellt ergibt. Für w wurde hier $w(T)$ angesetzt.

$$\frac{d^2w}{dT^2} = \frac{dw}{dT} \left(\frac{A}{\dot{T}} \exp\left(\frac{-E}{R_m T}\right) w(T)^N \right) \quad (2.36)$$

$$\frac{d^2w}{dT^2} = \frac{Aw(t)^{N-1} \exp\left(\frac{-E}{R_m T_{max}}\right) [NR_m T_{max}^2 w'(T) + Ew(T)]}{\dot{T} R_m T_{max}^2} \quad (2.37)$$

Wie in Abb. 2.20 dargestellt, gilt am Punkt T_{max} ein Wert von $\frac{d^2w}{dT^2} = 0$, sodass Gl. 2.37 nach E umgestellt werden kann und zu Gl. 2.39

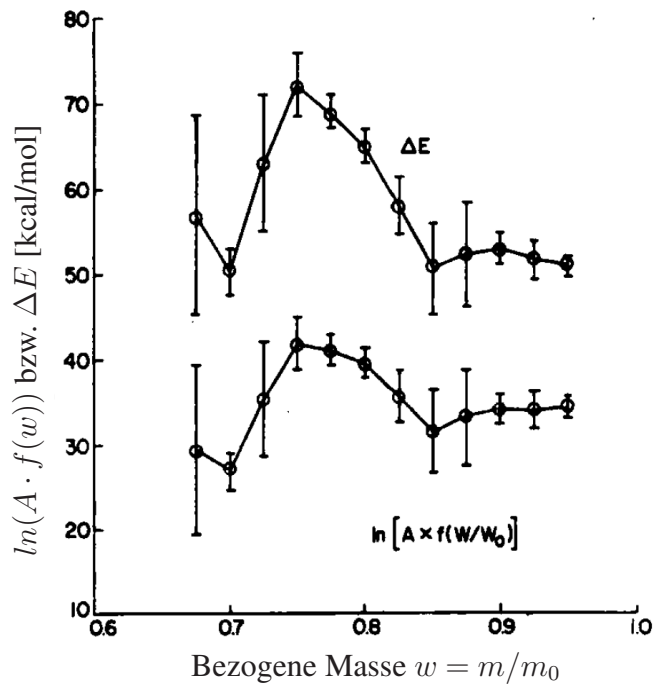
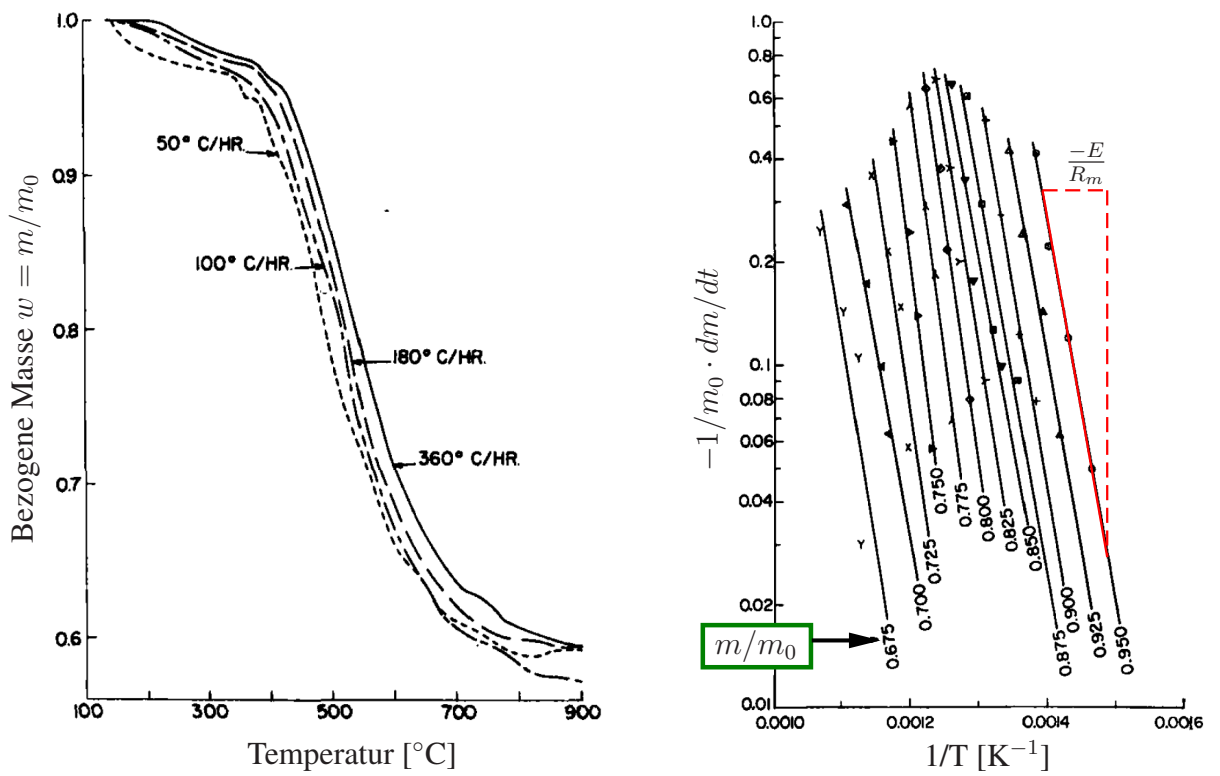


Abb. 2.19: Bestimmung von E und A aus TGA-Daten aus FRIEDMAN (1964)

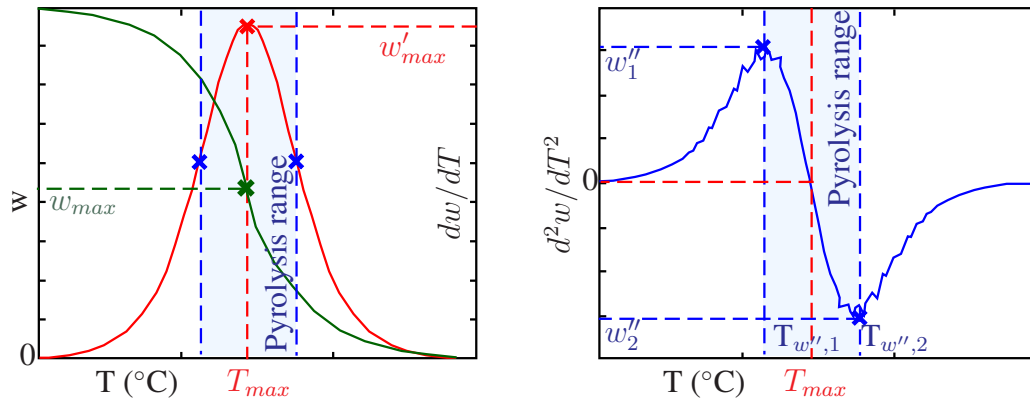


Abb. 2.20: Bezugspunkte bei der direkten Schätzung von E und A nach MATALA (2013)

$$0 = \frac{Aw(t)^{N-1} \exp\left(\frac{-E}{R_m T_{max}}\right) [N R_m T_{max}^2 w'(T_{max}) + E w(T_{max})]}{\dot{T} R_m T_{max}^2} \quad (2.38)$$

$$\Rightarrow E = N R_m T_{max}^2 \frac{w'(T_{max})}{w(T_{max})} \quad (2.39)$$

führt. Werden jetzt die aus den TGA-Daten bekannten Werte ($w_{max} = w(T_{max})$) und $w'_{max} = w'(T_{max})$, siehe Abb. 2.20) in Gl. 2.39 eingesetzt, kann für den oft vereinfachend angenommenen Fall $N = 1$ der Wert für die Aktivierungsenergie E bestimmt werden. Der prä-exponentielle Faktor A ergibt sich dann durch Einsetzen von Gl. 2.39 in Gl. 2.29 und Umstellen nach A mit Gl. 2.41.

$$\frac{dw}{dT} = \frac{A}{\dot{T}} \exp\left(\frac{-E}{R_m T}\right) w(T)^N \quad (2.40)$$

$$\Rightarrow A = \dot{T} w'(T_{max}) \frac{w(T_{max})^{N-1}}{w(T_{max})^N} \exp\left(\frac{-E}{R_m T}\right) \quad (2.41)$$

Die so erfolgte Bestimmung der reaktionskinetischen Parameter ist empfindlich gegenüber mehrstufigen Reaktionen, welche bei ähnlichen Temperaturen stattfinden und zu einer Überlappung hinsichtlich der TGA-Versuchsergebnisse führen. Aus diesem Grund existiert ein für mehrere Reaktionen verallgemeinertes Verfahren, *General Direct Method* genannt, welches ebenfalls in MATALA ET AL. (2012) beschrieben ist. Für den Spezialfall $N = 0$ sind entsprechend abgeleitete Funktionen in LYON ET AL. (2011) und MCGRATTAN ET AL. (2015c) aufgeführt. Auch bei FRIEDMAN (1969) wird ein Bestimmungsverfahren vorgestellt.

Anstelle von TGA-Versuchsdaten können auch Versuchsergebnisse des MCC-Verfahrens (*Micro Cone Calorimetry*) herangezogen werden. Die Vorgehensweise ist in LYON ET AL. (2011) und MATALA (2013) beschrieben.

2.6.2 Stochastische Optimierungsverfahren

Genetische Algorithmen

Neben den hier vorgestellten analytischen Verfahren werden stochastische Optimierungsverfahren wie *genetische Algorithmen* zur Bestimmung der reaktionskinetischen Parameter verwendet, beispielsweise von LAUTENBERGER (2007) und MATALA (2013). Die Möglichkeit, die entsprechenden Parameter mit Hilfe genetischer Algorithmen zu schätzen, ist z. B. direkt in *GPYRO* (siehe LAUTENBERGER (2012)) implementiert. Ein wesentlicher Vorteil stochastischer Optimierungsverfahren ist die Tatsache, dass neben den reaktionskinetischen Parametern auch thermische Materialkennwerte, experimentell schwer zu bestimmende Größen wie die Reaktionsenthalpie ΔH_r , sowie weitere modellspezifische Parameter ermittelt werden können.

Genetische Algorithmen basieren auf einem Satz an Stichproben, welche auf Grundlage der jeweiligen stochastischen Modelle für die Modellparameter (im Zusammenhang von genetischen Algorithmen als *Gene* bezeichnet) erzeugt wurden. Diese Stammpopulation wird anschließend auf Übereinstimmung mit Referenzdaten, z. B. TGA-Daten im Fall einer Zersetzungsreaktion, geprüft und mit einem *Fitness value* bewertet. Je nach Grad der Übereinstimmung mit einem Referenzergebnis werden neue Populationen erzeugt, deren Parameter auf denen der vorherigen Population mit hohem *Fitness value* und daraus abgeleiteten Erzeugungswahrscheinlichkeiten basieren. Ebenfalls berücksichtigt werden Mutationen, also zufällige Veränderungen einzelner Parameter innerhalb sinnvoll zu definierender Grenzen. Durch Wiederholung der genannten Schritte konvergiert der *Fitness value* in Richtung eines Parametersatzes, der am besten mit den Referenzdaten übereinstimmt (siehe LAUTENBERGER (2007), MATALA (2013)).

Um die Anzahl der benötigten Simulationen zu begrenzen, werden im praktischen Anwendungsfall Minimal- und Maximalwerte für die jeweiligen Parameter angegeben. Diese können z. B. aus der Literatur, auf Grundlage von Versuchen oder mit Hilfe von einfacheren Bestimmungsverfahren ermittelt werden. LAUTENBERGER verwendete bei der Anwendung seiner Implementierung des genetischen Optimierungsverfahrens einen Rechencluster mit 60 Rechenkernen.

Bayes'scher Rückschluss

In einer umfangreichen Arbeit hat OVERHOLT (2013) gezeigt, dass die Methoden der *Bayes'schen Statistik* in Kombination mit dem *Markov-Chain-Monte-Carlo-Verfahren* verwendet werden können, um bei bekannten Ergebnisgrößen des Brandschutzingenieurwesens auf im Detail unbekannte Eingangsgrößen zu schließen. OVERHOLT beschreibt

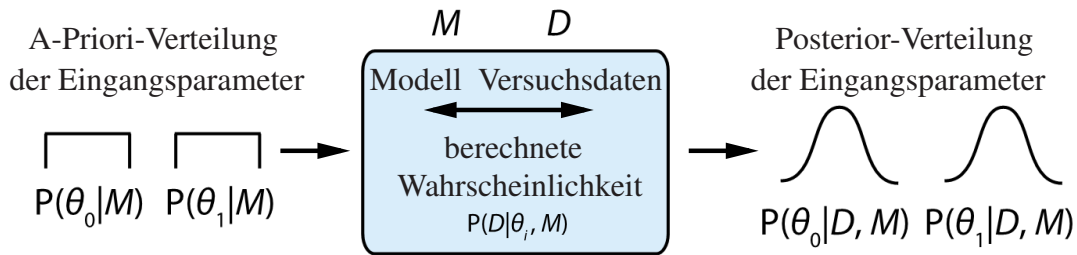


Abb. 2.21: Schema des Bayes'sches Rückschlussverfahren aus OVERHOLT (2013)

anhand von Beispielen die Ermittlung der

- Fläche des Brandherdes auf Grundlage gemessener Wärmestromdichten,
- der konstanten und instationären Wärmefreisetzungsrate auf Grundlage gemessener Gastemperaturen,
- der thermischen, kinetischen und geometrischen Modellparameter von PMMA auf Grundlage der gemessenen Massenverlustrate und
- des Brandortes auf Grundlage (künstlich erzeugter) Wärmestromdichten.

Als Ergebnis erhält OVERHOLT keine deterministischen Werte, sondern Angaben über die wahrscheinlichste Parameterkombination mit zugehöriger Varianz, welche bei Anwendung des jeweils herangezogenen Simulationsmodells zu den gemessenen Ergebnisgrößen (Wärmestromdichten, Gastemperaturen, Massenverlustrate) führt. Wesentlicher Bestandteil des Verfahrens ist die Verwendung stochastischer Modelle zur Quantifizierung der Unsicherheiten. Versuchsergebnisse werden als Resultat stochastischer Prozesse betrachtet, die auf einer Vielzahl von streuenden Eingangsgrößen basieren. Das Verfahren ist schematisch in Abb. 2.21 dargestellt.

Als Eingangswerte werden sogenannte *A-Priori*-Verteilungsfunktionen für jeden Eingangsparameter definiert. Diese können auf der Grundlage früherer Untersuchungen oder bekannter Literaturangaben abgeleitet werden. Sind nur (plausible) Minimal- oder Maximalwerte bekannt, wird im Regelfall eine Gleichverteilung zwischen diesen beiden Werten angenommen (siehe Abb. 2.21). Anhand der *A-Priori*-verteilten Eingangswerte werden Stichproben erzeugt und mit einem Modell (z. B. das FDS-Pyrolysemodell bei OVERHOLT) eine Modellantwort ermittelt. Die multivariate Auftretenswahrscheinlichkeit der erzeugten Stichprobe kann abschließend im Abgleich mit den Versuchsdaten dazu herangezogen werden, eine Aussage über die *Posterior*-Verteilung der Eingangsparameter zu treffen. Neben der wahrscheinlichsten Kombination an Eingangsparametern, die zu den beobachteten Versuchsdaten führen, sind so auch Aussagen über die Varianz der Eingangsparameter möglich.

3 Entwicklung eines Pyrolysemodells

3.1 Energie- und Massenbilanzen der festen und gasförmigen Phase

Der Energie- und Massentransport in Feststoffen basiert auf einer Vielzahl unterschiedlicher physikalischer Phänomene, welche in Tab. 3.1 aufgelistet sind.

Tab. 3.1: Energie- und Massentransportphänomene in Feststoffen

Massentransport	Energietransport	Ort
	radiativer Wärmetransport	Wärmestrahlung innerhalb des Porenraums
konvektiver Massenstrom	konvektive Wärmeströmung	Strömung heißer Gase innerhalb des Porenraums
Diffusion	konduktive Wärmeleitung	feste Phase

Eine Vereinfachung für die Implementierung als Rechenmodell ist die Annahme, dass die feste und gasförmige Phase im thermischen Gleichgewicht stehen ($T = T_g$), sodass z. B. die Energiebilanz für die feste und gasförmige Phase mit einer Erhaltungsgleichung beschrieben werden kann. Die entsprechenden Materialparameter können dann als volumenspezifische Werte für das Kontrollvolumen (*Local Volume-Average*, siehe KAVIANY (1999)) angegeben werden.

Die Porosität $\bar{\psi}$ eines Kontrollvolumens ist hier eine Kenngröße, die als Quotient der temperaturabhängigen Rohdichte $\rho_j(T)$ und der Reindichte $\rho_{rein,0,j}$ bei definierter Starttemperatur in Gl. 3.1 für die vorhandenen Komponenten j und die Dichteanteile x_j

$$\bar{\psi} = \sum_j x_j \left(1 - \frac{\rho_j(T)}{\rho_{rein,0,j}} \right) \quad (3.1)$$

als dimensionslose Größe im Bereich zwischen 0 und 1 definiert ist. Ein Wert $\bar{\psi} = 0$ entspricht nach Gl. 3.1 einem gleichen Wert von Roh- und Reindichte $\rho_j(T) = \rho_{rein,0,j}$ und beschreibt das Fehlen von Poren, während $\bar{\psi} = 1$ einen Körper beschreibt, der komplett aus Poren besteht¹.

¹Entspräche somit einer Zelle der Gasphase.

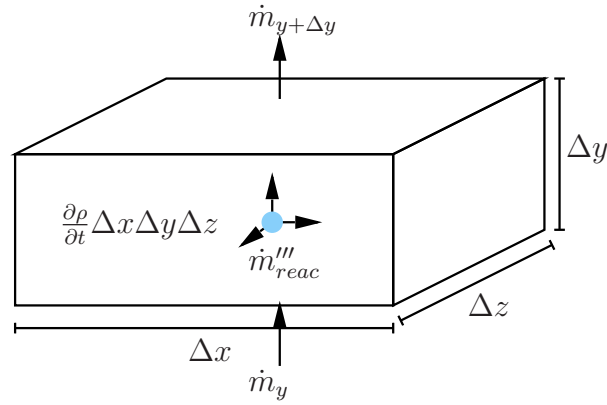


Abb. 3.1: Massenbilanz der festen Phase für ein Kontrollvolumen (Transporte nur in y-Richtung grafisch dargestellt)

3.1.1 Massenbilanz der festen Phase

Die Erhaltungsgleichung zur Beschreibung des Massentransports ist vergleichbar mit Gl. 2.15, die bereits in Abschnitt 2.3.4 für die Bestimmung der Massenverlustrate für den Spezies- bzw. Stofftransport beschrieben wurde. Diese wird im Folgenden unabhängig von den jeweiligen Komponenten im Material für das Kontrollvolumen betrachtet und soll anhand des Kontrollvolumens in Abb. 3.1 verdeutlicht werden.

Dabei sind die Komponenten des Geschwindigkeitsvektors (bzw. der Transportrate) $\mathbf{u} = (u_x, u_y, u_z)$ und ergeben für jede Richtung x,y,z die Transportbilanzen nach Gl. 3.2.

$$\dot{m}_x - \dot{m}_{x+\Delta x} = (\rho u_x) - \left[(\rho u_x) + \frac{\partial(\rho u_x)}{\partial x} \right] \quad (3.2a)$$

$$\dot{m}_y - \dot{m}_{y+\Delta y} = (\rho u_y) - \left[(\rho u_y) + \frac{\partial(\rho u_y)}{\partial y} \right] \quad (3.2b)$$

$$\dot{m}_z - \dot{m}_{z+\Delta z} = (\rho u_z) - \left[(\rho u_z) + \frac{\partial(\rho u_z)}{\partial z} \right] \quad (3.2c)$$

Wird Gl. 3.2 verallgemeinert, indem die Produktion bzw. der Verbrauch von Feststoffen während der Zersetzungsreaktionen berücksichtigt wird, und wird anschließend durch die Abmessungen des Kontrollvolumens $\Delta x \Delta y \Delta z$ geteilt, ergibt sich Gl. 3.3 bzw. Gl. 3.4.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_x)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho u_y)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho u_z)}{\partial z} = \dot{m}_{reac,s}''' \quad (3.3)$$

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho \mathbf{u}) = \dot{m}_{reac,s}''' \quad (3.4)$$

3.1 Energie- und Massenbilanzen der festen und gasförmigen Phase

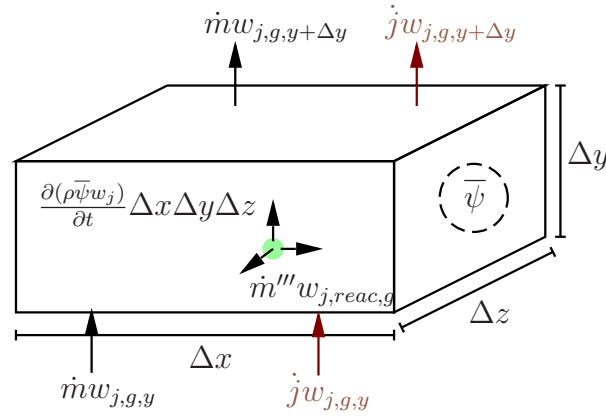


Abb. 3.2: Massenbilanz der Gasphase für ein Kontrollvolumens (Transporte nur in y-Richtung grafisch dargestellt)

Der Reaktionsterm $\dot{m}'''_{reac,s}$ berechnet sich dabei nach Gl. 2.31 und berücksichtigt die Umwandlung von fester Materie in Pyrolysegas (Phasenwechsel von fester zu gasförmiger Masse) sowie die Produktion einer neuen Materialkomponente der festen Phase (z. B. verkohltes Material). Der Fall der Resublimation spielt für typische Brandlasten eine untergeordnete Rolle. In praktischen Anwendungsfällen (siehe MCGRATTAN ET AL. (2015c), LAUTENBERGER (2012)) wird außerdem angenommen, dass innerhalb der festen Phase keine Stofftransporte über die Grenzen der Kontrollvolumina hinaus stattfinden. Die Lösung der Massenerhaltungsgleichung erfordert dann keine Berücksichtigung der Transportraten.

3.1.2 Massen- und Stoffbilanz der gasförmigen Phase

Die Erhaltungsgleichung der gasförmigen Phase wird äquivalent zu den Gl. 3.2 hergeleitet. Zusätzlich fließt die Porosität $\bar{\psi}$ und der Massenanteil w aller betrachteten Spezies j ein, sodass $\rho \equiv \rho_g \bar{\psi} w_j$ ist. Mit dem Term $\nabla (\rho_g \bar{\psi} w_j \mathbf{u})$ werden in der gasförmigen Phase die konvektiven Stofftransporte abgebildet, welche in Abb. 3.2 als $\dot{m} w_g$ bezeichnet sind.

Neben den konvektiven Stofftransporten treten auch Stofftransporte aufgrund von Diffusion auf, in Abb. 3.2 mit $\dot{j} w_{j,g}$ bezeichnet. Diese lassen sich unter Annahme der *Fick'schen Diffusion* nach Gl. 3.5

$$\dot{j} w_{j,g} = -\rho \bar{\psi} D_j \nabla w_j \quad (3.5)$$

mit dem Diffusionskoeffizienten D_j berechnen. Die konvektiven Transportbilanzen für die Richtungen x,y,z sind mit den Gl. 3.6

3 Entwicklung eines Pyrolysemodells

$$\dot{m}w_{j,x} - \dot{m}w_{j,x+\Delta x} = (\rho_g \bar{\psi} w_j u_x) - \left[(\rho_g \bar{\psi} w_j u_x) + \frac{\partial (\rho_g \bar{\psi} w_j u_x)}{\partial x} \right] \quad (3.6a)$$

$$\dot{m}w_{j,y} - \dot{m}w_{j,y+\Delta y} = (\rho_g \bar{\psi} w_j u_y) - \left[(\rho_g \bar{\psi} w_j u_y) + \frac{\partial (\rho_g \bar{\psi} w_j u_y)}{\partial y} \right] \quad (3.6b)$$

$$\dot{m}w_{j,z} - \dot{m}w_{j,z+\Delta z} = (\rho_g \bar{\psi} w_j u_z) - \left[(\rho_g \bar{\psi} w_j u_z) + \frac{\partial (\rho_g \bar{\psi} w_j u_z)}{\partial z} \right] \quad (3.6c)$$

beschrieben. Die diffusiven Transportbilanzen ergeben sich unter Berücksichtigung von Gl. 3.5 nach dem gleichen Ansatz der Gl. 3.6 als Gl. 3.7

$$\dot{j}w_{j,x} - \dot{j}w_{j,x+\Delta x} = \left(\rho_g D_j \bar{\psi} \frac{\partial w_j}{\partial x} \right) - \left[\left(\rho_g D_j \bar{\psi} \frac{\partial w_j}{\partial x} \right) + \frac{\partial \left(\rho_g D_j \bar{\psi} \frac{\partial w_j}{\partial x} \right)}{\partial x} \right] \quad (3.7a)$$

$$\dot{j}w_{j,y} - \dot{j}w_{j,y+\Delta y} = \left(\rho_g D_j \bar{\psi} \frac{\partial w_j}{\partial y} \right) - \left[\left(\rho_g D_j \bar{\psi} \frac{\partial w_j}{\partial y} \right) + \frac{\partial \left(\rho_g D_j \bar{\psi} \frac{\partial w_j}{\partial y} \right)}{\partial y} \right] \quad (3.7b)$$

$$\dot{j}w_{j,z} - \dot{j}w_{j,z+\Delta z} = \left(\rho_g D_j \bar{\psi} \frac{\partial w_j}{\partial z} \right) - \left[\left(\rho_g D_j \bar{\psi} \frac{\partial w_j}{\partial z} \right) + \frac{\partial \left(\rho_g D_j \bar{\psi} \frac{\partial w_j}{\partial z} \right)}{\partial z} \right] \quad (3.7c)$$

und lassen sich unter Berücksichtigung des instationären Speicherterms $\frac{\partial(\rho_g \bar{\psi} w_j)}{\partial t}$, der Produktion von Pyrolysegas $\dot{m}'''w_{j,react,g}$ bei Addition der Transport- und Diffusionsterme zu Gl. 3.8.

$$\frac{\partial (\rho_g \bar{\psi} w_j)}{\partial t} + \nabla (\rho_g \bar{\psi} w_j \mathbf{u}) = \nabla (\rho_g D_j \bar{\psi} \nabla w_j) + \dot{m}'''w_{j,react,g} \quad (3.8)$$

zusammenfassen. Die Berechnung des in den Massenbilanzgleichungen benötigten Geschwindigkeitsfeldes \mathbf{u} erfordert die Lösung der Impulserhaltungsgleichung. Diese ist umfassend in YEOH & YUEN (2009) dargestellt. Im Rahmen von Brandsimulationen wird der konvektive Massentransport aufgrund der über die Erwärmung und Pyrolyse des Feststoffes auftretenden starken Gefügeveränderung und der Komplexität des Porensystems in der Regel vereinfachend modelliert (FDS_NIST übergibt entstehende Pyrolysegas direkt an die angrenzenden Zellen der Gasphase, siehe MCGRATTAN ET AL. (2015c)). Validierungsrechnungen von Cone-Kalorimeterversuchen mit FDS_NIST, z. B. von MATALA (2013) zeigen, dass diese Vereinfachung zu einer akzeptablen Übereinstimmung zwischen Experiment und Berechnung führen. Dies lässt sich auch physikalisch begründen, denn konvektive Massentransporte werden vor allem in der Übergangsschicht zwischen fester und Gasphase relevant, die aufgrund der thermischen Beanspruchung eine hohe Porosität aufweist.

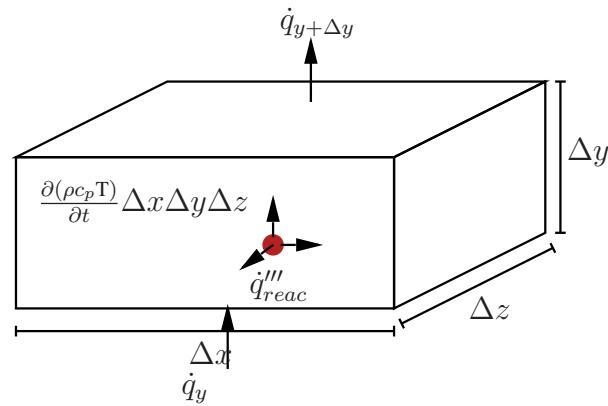


Abb. 3.3: Energiebilanz für ein Kontrollvolumen (Transporte nur in y-Richtung grafisch dargestellt)

3.1.3 Energiebilanz der festen und gasförmigen Phase

Nach dem ersten Gesetz der Thermodynamik entspricht die Rate der Energieänderung in einem Kontrollvolumen der Summe der Raten ein- und ausgehender Wärmeanteile, der Summe der in Normalen- und Tangentialrichtung geleisteten Arbeit an den Oberflächen sowie am Kontrollvolumen (aufgrund von viskosen Spannungen σ_{xx} , τ_{xy}) und der Summe der Wärmeeinträge aufgrund von exothermen oder endothermen Reaktionen im Kontrollvolumen als Quellen bzw. Senken (siehe YEOH & YUEN (2009)).

Die Summe der Raten ein- und ausgehender Wärmeanteile besteht in der Realität aus den in Tab. 3.1 genannten Wärmetransportvorgängen. Für die Beschreibung von Pyrolysevorgängen werden die konvektiven und radiativen Wärmetransporte aufgrund des geringen Einflusses² bei gleichzeitig hohem Modellierungsaufwand vernachlässigt. So begründet LAUTENBERGER & FERNANDEZ-PELLO (2009) die Vernachlässigung in GPYRO mit der im Vergleich zur festen Phase deutlich geringeren Wärmespeicherkapazität $\rho_g \bar{\psi} c_{p,g} \ll \rho c_p$ und Wärmeleitfähigkeit $\bar{\psi} \lambda_g \ll \lambda$. Auch in FDS_NIST der Version 6, siehe MCGRATTAN ET AL. (2015c), werden diese vernachlässigt. In Abb. 3.3 sind die verbleibenden Anteile der Energiebilanz anhand eines Kontrollvolumens dargestellt.

Die Variable c_p in Abb. 3.3 bezeichnet die spezifische Wärmespeicherkapazität des Kontrollvolumens. Die Wärmeströme im Kontrollvolumen aufgrund konduktivem Wärmetransport werden nach dem *Fourier'schem Gesetz* mit Gl. 3.9

$$\dot{q} = -\lambda \nabla T \quad (3.9)$$

beschrieben. Die Wärmeleitung λ ist hier in vielen Fällen von der Temperatur abhängig und erzeugt somit ein nichtlineares Gleichungssystem. Gl. 3.5 ist dabei vom gleichen Typ wie Gl. 3.5 zur Beschreibung der *Fick'schen Diffusion* und führt mit dem Gleichungssystem nach Gl. 3.10 zu der Definition von Wärmeströmen äquivalent zu den Gl. 3.7.

²Für typische Feststoffe mit geringer Ausgangsporosität.

$$\dot{q}_x - \dot{q}_{x+\Delta x} = \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) - \left[\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right)}{\partial x} \right] \quad (3.10a)$$

$$\dot{q}_y - \dot{q}_{y+\Delta y} = \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) - \left[\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right)}{\partial y} \right] \quad (3.10b)$$

$$\dot{q}_z - \dot{q}_{z+\Delta z} = \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) - \left[\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \frac{\partial \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right)}{\partial z} \right] \quad (3.10c)$$

Innerhalb der festen Phase führen die thermisch induzierten Zersetzungsreaktionen aufgrund der Reaktionsenthalpie (auch Vergasungswärme $\Delta H_{r,j}$, im englischen als *Heat of Reaction* oder *Heat of Volatization* bezeichnet) zu einem volumenspezifischen Energieeintrag. Dieser wird als Quelle bzw. Senke in der Erhaltungsgleichung mit Gl. 3.11

$$\dot{q}_{reac} = \Delta H_{r,j} \left(-\rho_0 \sum_i \sum_j r_{j,i} \dot{m}_{reac,j,i}''' \right) \quad (3.11)$$

berücksichtigt. Werden alle ein- und ausgehenden Wärmeströme für die Ränder eines Kontrollvolumens betrachtet, ist deren Summe $\sum \dot{q} = 0$, sodass nur die räumliche Änderung der Wärmeströme $\nabla \dot{q}$ in die Erhaltungsgleichungen einfließen. Dies ist auch direkt aus Gl. 3.7 ersichtlich. Die entsprechende Energieerhaltungsgleichung Gl. 3.12 ist mit

$$\dot{q}_\Gamma = \nabla(\lambda \nabla T) - \rho_s c_p \frac{\partial T}{\partial t} + \dot{q}_{reac} \quad (3.12)$$

als (in praktischen Anwendungsfällen nichtlineare) partielle Differentialgleichung beschrieben, wobei \dot{q}_Γ der Wärmestrom auf den Rändern des Berechnungsgebietes ist (räumliche Randbedingungen).

Anfangs- und Randbedingungen am Beispiel der Energiebilanz

Die in den vorherigen Abschnitten beschriebenen Erhaltungsgleichungen benötigen als (nichtlineare) partielle Differentialgleichungen Anfangs- und Randbedingungen, um eine eindeutige numerische Lösung zu liefern. Je nachdem, welches physikalische Problem modelliert wird, ergeben sich folgende Randbedingungen (MUNZ & WESTERMANN (2006)):

- Dirichlet-Randbedingung
- Neumann-Randbedingung
- Robin'sche Randbedingung

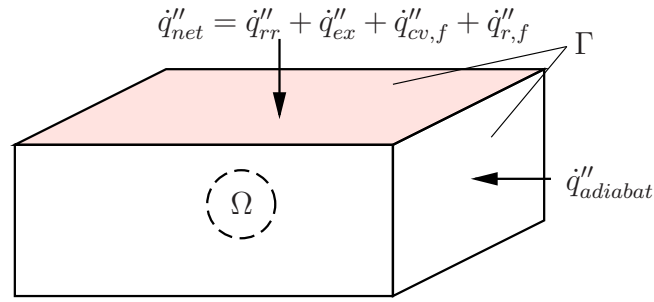


Abb. 3.4: Neumann-Randbedingung am Kontrollvolumen

Liegt am Rand des Berechnungsgebietes eine definierte Temperatur $T_\Gamma = f(x, y, z)$ an, das heißt ist die gesuchte Größe *Temperatur* direkt als Randbedingung definiert, spricht man von einer *Dirichlet-Randbedingung*. Diese Randbedingung tritt im Brandschutzingenieurwesen nur in Spezialfällen (z. B. die dem Brand abgewandte Seite einer massiven Ortbetontunnelschale) auf, da die Oberflächentemperatur eines brandbeanspruchten Bauteils im Regelfall eine gesuchte Größe ist.

Typische physikalische Probleme des Brandschutzingenieurwesens treten als Neumann-Randbedingung auf und werden als Wärmestrom (resultierend aus Temperaturgradient) normal zum Rand Γ mit

$$\frac{\partial T}{\partial \mathbf{n}} = \nabla \cdot \mathbf{n} = \dot{q} \quad (3.13)$$

definiert. Für kartesische Koordinaten wird \mathbf{n} durch die jeweilige Koordinatenrichtung ersetzt. Im Anwendungsfall wird die Wärmestromrandbedingung \dot{q} als flächenspezifischer Nettowärmestrom \dot{q}''_{net} nach Gl. 3.14

$$\dot{q}''_{net} = \dot{q}''_{ext} + \dot{q}''_{cv,f} + \dot{q}''_{r,f} + \dot{q}''_{rr} \quad (3.14)$$

beschrieben. Die flächenspezifischen Wärmeströme sind beispielhaft in Abb. 3.4 dargestellt. Ebenfalls dargestellt ist die häufig anzusetzende adiabate Randbedingung, für die $\frac{\partial T}{\partial \mathbf{n}} = \nabla \cdot \mathbf{n} = \dot{q}''_{adiabat} = 0$ gilt.

Dabei sind \dot{q}''_{rr} die Wärmestromanteile durch Abstrahlung des Festkörpers, $\dot{q}''_{r,f}$ und $\dot{q}''_{cv,f}$ die radiativen und konvektiven Anteile durch die in der Gasphase stattfindende Verbrennung und \dot{q}''_{ext} der externe Wärmestrom, der nach Gl. 3.15

$$\dot{q}''_{ext} = \dot{q}''_{cv,ext} + \dot{q}''_{r,ext} \quad (3.15)$$

nochmals in einen radiativen und konvektiven Anteil aufgeteilt wird. Von Bedeutung für die Modellierung des Abbrandverhaltens ist hierbei die Abbildung des Zusammenspiels zwischen den aus der Verbrennung auf den Festkörper wirkenden Wärmeströmen, der hierdurch bedingten Temperaturerhöhung im Festkörper und den daraus resultierenden brennbaren Pyrolysegasen. Diese wiederum halten die Verbrennung in Gang und

liefern so den Wärmestrom in Richtung des Festkörpers. Die Wärmeströme $\dot{q}_{r,f}''$ und $\dot{q}_{cv,f}''$ entsprechen den in Gl. 2.20 aufgeführten Wärmeströmen aus der Verbrennung der Pyrolysegase.

Die Robin-Randbedingung ist eine Kombination der beiden erstgenannten Randbedingungen und wird zur Berücksichtigung des Wärmeübergangskoeffizienten herangezogen. Alle drei Randbedingungen können als zeitabhängige Funktionen definiert werden. Der Rand Γ des Berechnungsgebietes Ω kann abschnittsweise mit unterschiedlichen Typen von Randbedingungen belegt werden (siehe MUNZ & WESTERMANN (2006), HOHM (2010)). Für instationäre Probleme müssen außerdem Anfangsbedingungen T_{Start} für das gesamte Berechnungsgebiet Ω definiert werden, die im Anwendungsfall oft der Ausgangstemperatur des Bauteils bzw. des Stoffes entsprechen.

3.2 Diskretisierung der festen Phase

In diesem Abschnitt wird die Implementierung des auf dreidimensionaler nichtlinearer Wärmeleitung basierenden Pyrolysemodells beschrieben. Grundlage des Pyrolysemodells ist die Erweiterung der in FDS vorhandenen Struktur *Obstruction* um ein *Subgrid*, welches die *Obstruction* in *Subzellen* mit eigenen Eigenschaften und Materialkomponenten einteilt. Eine *Obstruction* ist ein Volumen, das in alle drei Koordinatenrichtungen in beliebigen Abmessungen diskretisiert werden kann. Entsprechen die Kantenlängen der *Obstruction* nicht einem Vielfachen der Kantenlängen der Gasphasenzellen, wird die *Obstruction* aus Sicht der Gasphase auf die nächstgelegene Kante der Gasphase verkürzt oder verlängert. Aus Sicht der *Obstruction*, die das Volumen der festen Phase darstellt, bleiben die ursprünglichen Abmessungen erhalten. Dieses Vorgehen ist nötig, um beliebige Abmessungen der festen Phase im CFD-Modell unabhängig von der Auflösung der Gasphase zu realisieren. Die Konsequenzen dieser Vorgehensweise für die Rand- und Übergangsbedingungen werden am Ende dieses Abschnitts erläutert.

Abb. 3.5 zeigt die wichtigsten Komponenten der Implementierung in zweidimensionaler Darstellung. Die Kantenlängen sind hier vereinfachend in x- und z-Richtung gleich lang, können aber sowohl für das *Subgrid* als auch für die Gasphase in jeder Richtung unterschiedliche Abmessungen aufweisen, solange die Anzahl der *Subzellen* der festen Phase ein ohne Rest teilbares Vielfaches der Anzahl der Zellen der Gasphase ist.

Die Übergabefläche zwischen der festen Phase und der Gasphase ist als sogenannte *Wallcell* definiert, die auf der Ebene der *Obstruction* liegt und in ihren Abmessungen denen der angrenzenden Zelle der Gasphase entspricht. Die Einhaltung der Konformitätsanforderungen an das Netz der Gasphase und das *Subgrid* der festen Phase wird während des Einlesens der Eingabedatei überprüft und bei Nichterfüllung eine Fehlermeldung ausgegeben.

Aus Abb. 3.5 ist ersichtlich, dass bei der Berechnung der Wärme- und Massenströme eine Mittelung über die Anzahl der betreffenden *Subzellen* pro Gasphasenzelle nötig ist, da die *Wallcell* nur eine Oberflächentemperatur besitzen kann. Dies ist bereits in HOHM (2010) beschrieben und wird in Abschnitt 3.7 bei der Beschreibung der Rand- und Übergangsbedingungen näher erläutert.

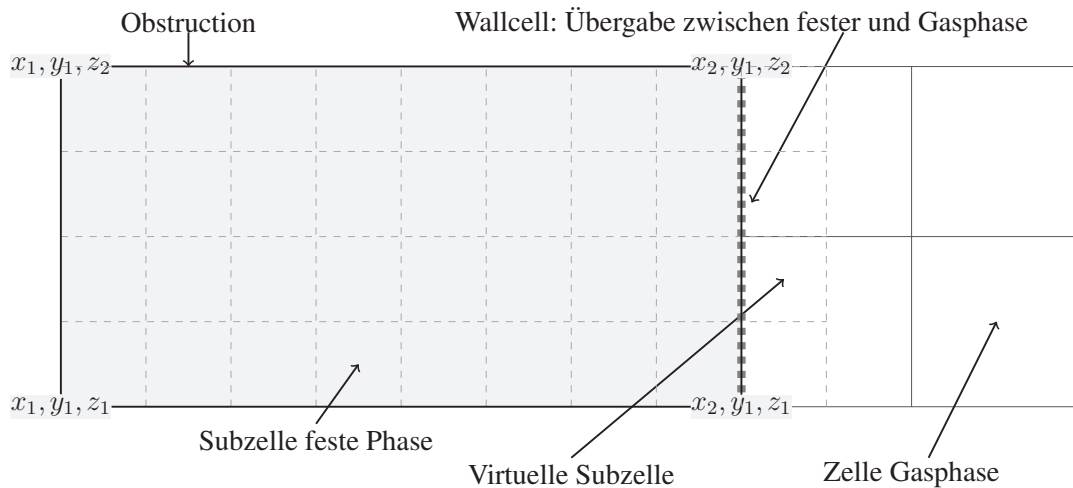


Abb. 3.5: Räumliche Diskretisierung der festen Phase sowie der Gasphase

Der Modellanwender definiert in der Eingabedatei die Abmessungen des Berechnungsgebietes und die Anzahl der Zellen der Gasphase sowie die Abmessungen der Obstructions. Für jede Obstruktion kann dann (wenn dreidimensionale Wärmeleitung und / oder die darauf basierende Pyrolyseberechnung durchgeführt werden soll) die Anzahl der Subzellen in jede Richtung festgelegt werden, wodurch die Zellabmessungen definiert sind.

In Abb. 3.6 ist ein Berechnungsgebiet Ω_{CD} und eine in diesem Gebiet liegende Obstruktion dargestellt, welche über ein Subgrid in Subzellen zur dreidimensionalen Wärmeleitungs- und Pyrolyseberechnung aufgelöst ist.

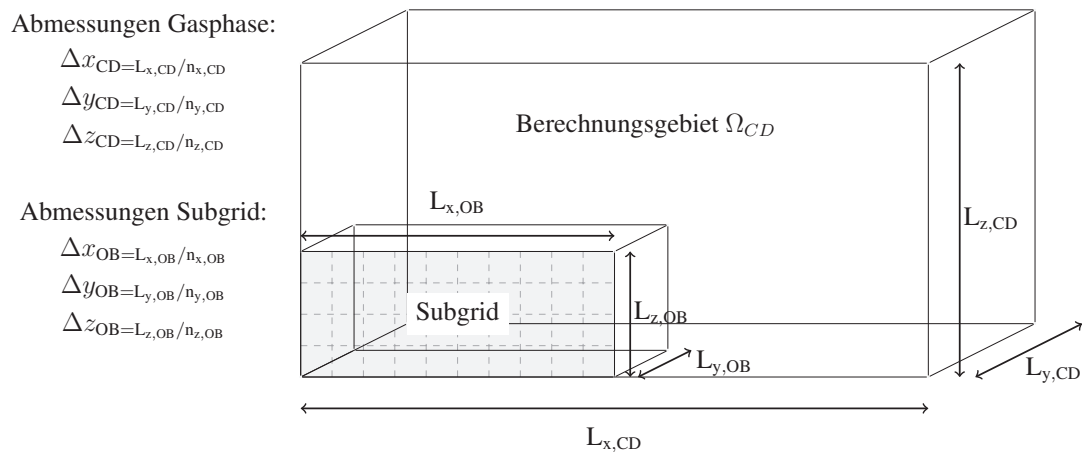


Abb. 3.6: Abmessungen des Berechnungsvolumens und der Obstructions

Liegt eine Obstruktion nicht im Raster der Auflösung der Gasphase, unterscheiden sich deren Abmessungen je nach Sicht der Gasphase bzw. der festen Phase. Aus Sicht der Gasphase befindet sich die Oberfläche der Obstruktion auf Höhe der Kante der Gasphasenzellen (vgl. Abb. 3.7). Die komplette Berechnung des Temperaturfeldes der festen Phase sowie der Pyrolyseprozesse basieren auf dem Subgrid, welches die wahren

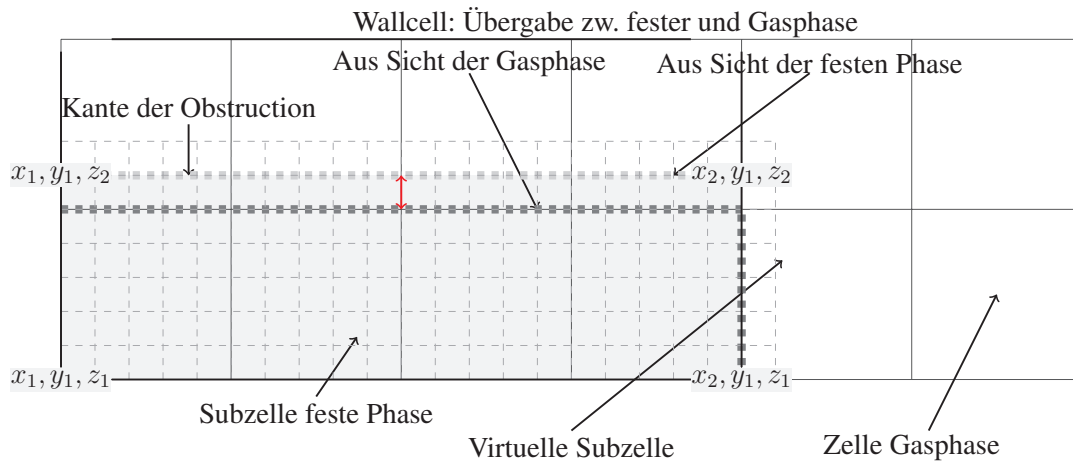


Abb. 3.7: Räumliche Diskretisierung für den Fall einer nicht der Auflösung der Gasphase angepassten Obstruktion

Abmessungen der Obstruktion berücksichtigt. Die Ermittlung der Oberflächentemperatur erfolgt somit auf Grundlage der echten Abmessungen, während aus Sicht der Gasphase die Oberfläche passend an der Kante zweier Zellen der Gasphase liegt.

Diese Vorgehensweise ist zwingend erforderlich, um bei den großen Skalenunterschieden im Bereich der Brandsimulation auch bei komplexen Baustoffen wie Kabeln die korrekten Dichteverhältnisse der Kabelmaterialien zu berücksichtigen. Es reicht nicht aus, unabhängig vom Volumen der Obstruktion die echte Dichte der jeweiligen Materialien im Speicherterm $\frac{\partial(\rho c_p T)}{\partial t}$ bei instationären Wärmeleitungsproblemen zu berücksichtigen, da bei der Linearisierung der Wärmeströme als Differenzenquotient $\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \Rightarrow \lambda \frac{\Delta T}{\Delta x}$ eine geringere Abmessung Δx zu größeren Wärmeströmen und somit höheren Temperaturen führt. Aus diesem Grund hat auch die Berücksichtigung von Schwind- und Quellprozessen (siehe Abschnitt 3.3) elementaren Einfluss auf die berechnete Temperatur und die daraus resultierende Massenverlustrate.

Eine weitere Möglichkeit ist die Anpassung der Auflösung der Gasphase im Bereich der Grenzschicht entsprechend dem Volumen der Obstruktion. Bei Berücksichtigung von Schwind- und Quellprozessen müsste hier adaptiv vorgegangen werden, was eine aufwendige Erweiterung der Modellierung der Gasphase von FDS nach sich ziehen würde. Das oben beschriebene Vorgehen entspricht der Vorgehensweise von FDS_NIST, vgl. MCGRATTAN ET AL. (2015b), und hat sich für die Anwendung in Brandsimulationsmodellen bewährt.

3.3 Modellierung dreidimensionaler Schwind- und Quellprozesse

Wie bereits im vorangegangenen Abschnitt erwähnt, führt Schwinden und Quellen der festen Phase bei ursprünglich äquidistanten Abmessungen der Subzellen zu anisotropen

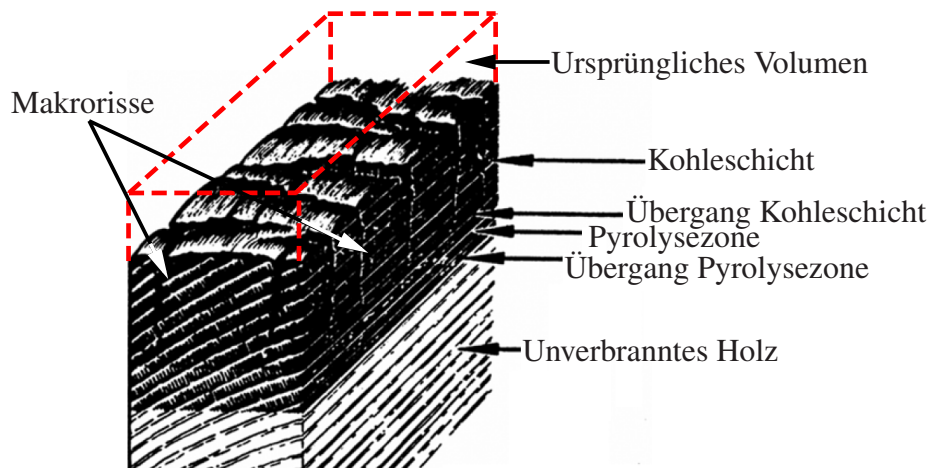


Abb. 3.8: Kohleschicht bei Abbrand von Holz nach WHITE & DIETENBERGER (2010)

Wärmeströmen in Richtung der Schwind- und Quellprozesse, sofern die Volumenänderung nicht zu gleichen Teilen in alle Richtungen berücksichtigt wird.

Die meisten Materialien zersetzen sich unter thermischer Beanspruchung nicht komplett, sondern bilden eine Kohleschicht, die aus einer nicht pyrolysierten Materialkomponente oder einem Reaktionsprodukt der Zersetzungsreaktion besteht. In beiden Fällen unterscheidet sich im Regelfall die Rohdichte von der des Ausgangsmaterials.

Ein klassisches Beispiel eines verkohlenden Baustoffs ist Holz, das bei thermischer Beanspruchung eine Vielzahl von exothermen und endothermen Zersetzungsreaktionen durchläuft und in der Bildung einer Kohleschicht resultiert. Die genaue Zusammensetzung dieser Kohleschicht hängt von der Aufheizgeschwindigkeit und der maximalen Temperaturbeanspruchung des Holzes ab. Da die Zersetzung der verschiedenen Holzbestandteile wie Lignin und Cellulose bei unterschiedlichen Temperaturen einsetzt, entsteht die Kohleschicht als poröses Gerüst aus unverbrannten Celluloseanteilen und Asche (vgl. WHITE & DIETENBERGER (2010) und Abb. 3.8).

Die Pyrolyse von Holz und die Bildung einer Kohleschicht werden im Folgenden anhand eines idealisierten Holzquerschnitts beschrieben. Dieser wird auf der Oberseite mit einem Wärmestrom beaufschlagt, alle weiteren Flächen sind als adiabate Randbedingungen definiert. Die in Abb. 3.9 angegebenen Abmessungen des Holzblocks sind beispielhaft gewählt, alle weiteren im Folgenden verwendeten Materialparameter stammen aus WHITE & DIETENBERGER (2010) für die dort aufgeführte Holzart *rote Eiche*.

Die Abbrandrate ist mit $\beta = 0,625 \text{ mm/min}$ angegeben, die Rohdichte mit $\rho_{\text{Holz}} = 664 \text{ kg/m}^3$. Bei einem Volumen $V_{\text{Holz}} = 0,1 \cdot 0,1 \cdot 0,05 = \frac{1}{2000} \text{ m}^3$ beträgt die Masse des Holzblocks $m_{\text{Holz}} = \frac{1}{2000} \cdot 664 = 0,332 \text{ kg}$. Die Rohdichte des Reaktionsprodukts *Kohle* wird mit $\rho_{\text{Kohle}} = 125,71 \text{ kg/m}^3$ angesetzt.

Wird anschließend von einer 30-minütigen Wärmestrombeaufschlagung ausgegangen, ergibt sich eine Tiefe der Pyrolysefront von $d_{\text{char},0} = 0,625 \cdot 30 = 18,75 \text{ mm}$. Ebenfalls in WHITE & DIETENBERGER (2010) sind in Abhängigkeit der Wärmestromdichte

3 Entwicklung eines Pyrolysemodells

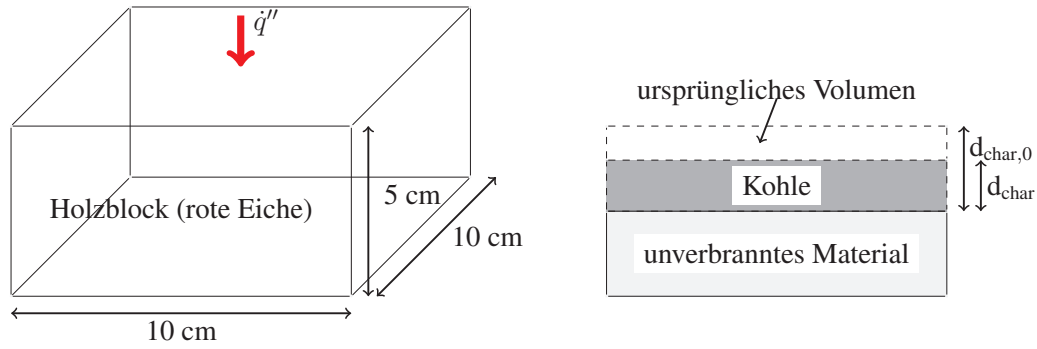


Abb. 3.9: Bildung einer Kohleschicht bei Volumenänderung des Reaktionsproduktes am Beispiel eines Holzblocks aus roter Eiche

Werte für die Massenverlustrate \dot{m}'' von *roter Eiche* angegeben, welche im Bereich $\dot{m}'' = 4,1 - 9,6 \text{ g/m}^2\text{s}$ liegt und für dieses Beispiel mit $\dot{m}'' = 6 \text{ g/m}^2\text{s}$ gewählt wird.

Der Massenverlust nach 30 Minuten Wärmestrombeaufschlagung des Holzblocks beträgt $m_{V_{erlust}} = (30 \cdot 60) \text{ s} \cdot (0,1 \cdot 0,1) \text{ m}^2 \cdot 6 \text{ g}/(\text{m}^2\text{s}) = 0,108 \text{ kg}$. Das von Verkohlung und Abbrand betroffene Volumen lässt sich mit der oben berechneten Abbrandtiefe als $V_{Abbrand} = 0,1 \cdot 0,1 \cdot 0,01875 = 1,875e^{-4} \text{ m}^3$ leicht bestimmen. Die verbliebene Masse der Kohleschicht ist somit $m_{Kohle} = (1,875e^{-4} \cdot 664) - 0,108 = 0,0165 \text{ kg}$. Dies entspricht einem Anteil von $\nu_{Kohle} = 0,1325 \text{ kg/kg}$.

Ohne Massenverlust würde das Volumen des verkohlten Teils des Holzblocks um den Faktor $\varepsilon = \frac{\rho_{Holz}}{\rho_{Kohle}} = \frac{664}{125,71} = 5,282$ quellen, da jedoch $0,8675 \cdot 100 \text{ kg/kg} = 86,75 \%$ der Masse als Pyrolysegas aus der festen Phase verloren geht, beträgt das Volumen der Kohleschicht in diesem Beispiel $V_{Kohle} = 5,282 \cdot 0,1325 \cdot 100 \approx 70 \%$ des Ausgangsvolumens.

Für das Beispiel des Holzblocks aus roter Eiche wird die komplette Volumenänderung der Kohle in eine Richtung angesetzt, sodass das Verhältnis $\frac{d_{char}}{d_{char,0}} = 0,7$ oder 70% beträgt. Dies entspricht genau dem Wert, der in WHITE & DIETENBERGER (2010) auf Grundlage experimenteller Untersuchungen genannt ist.

In der Implementierung des Pyrolysemodells wird der zeitabhängige Schwind- oder Quellfaktor ε als Funktion der Dichte in Anlehnung an MATALA (2013) entsprechend Gl. 3.16 für jede Subzelle mit

$$\varepsilon_t = \begin{cases} \max\left(\frac{\rho_j}{\rho_{j,0}}\right) & \text{wenn } \max\left(\frac{\rho_j}{\rho_{j,0}}\right) \geq 1 \\ \text{sum}\left(\frac{\rho_j}{\rho_{j,0}}\right) & \text{wenn } \max\left(\frac{\rho_j}{\rho_{j,0}}\right) < 1 \end{cases} \quad (3.16)$$

ermittelt. Die Dichte jedes Materials j wird nach Gl. 3.17 für jede Subzelle mit

$$\rho_{j,t+1} = \rho_{j,t} - \dot{m}''' w_{j,react,g} \cdot \Delta t \quad (3.17)$$

berechnet und berücksichtigt so den Massenverlust aus einer möglichen Pyrolysereaktion (siehe Erhaltungsgleichung Gl. 3.8). Werden die Kantenlängen jeder Subzelle als Funkti-

on der Zeit definiert, werden die für den neuen Zeitschritt anzusetzenden Werte nach den Gl. 3.18

$$\Delta x_{t+\Delta t} = \Delta x_t \cdot \varepsilon \cdot \exp\left(\frac{1}{\text{sum}(\mathbf{r})}\right) \text{ wenn } r_x = 1 \quad (3.18a)$$

$$\Delta y_{t+\Delta t} = \Delta y_t \cdot \varepsilon \cdot \exp\left(\frac{1}{\text{sum}(\mathbf{r})}\right) \text{ wenn } r_y = 1 \quad (3.18b)$$

$$\Delta z_{t+\Delta t} = \Delta z_t \cdot \varepsilon \cdot \exp\left(\frac{1}{\text{sum}(\mathbf{r})}\right) \text{ wenn } r_z = 1 \quad (3.18c)$$

zusammen mit dem Richtungsvektor entsprechend Gl. 3.19

$$\mathbf{r} = \begin{pmatrix} r_x = \{0, 1\} \\ r_y = \{0, 1\} \\ r_z = \{0, 1\} \end{pmatrix} \quad (3.19)$$

berechnet. Dabei kann jede Richtung r einen Wert aus dem Bereich $\{0, 1\}$ annehmen. Der Wert 1 bedeutet, dass die Obstruction in diese Richtung Schwinden bzw. Quellen kann. Für jede Obstruction definierbar gilt \mathbf{r} für alle Subzellen dieser Obstruction. Die Werte für \mathbf{r} sind vom Anwender bei der Erstellung eines Datensatzes in der Eingabedatei festzulegen. Für den einleitend beschriebenen Fall des Massenverlustes eines Holzblockes aus roter Eiche wurde die Volumenänderung nur in eine Richtung angesetzt. Dies wird bei der Berechnung mit dem in FDS_DEV implementierten Pyrolysemodell über die Eingabe

$$\mathbf{r}_{\text{Holz}} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix} \quad (3.20)$$

gelöst. Die Richtung r_z ist dabei die Richtung der in Abb. 3.9 dargestellten Wärmestrombeaufschlagung. Die Abhängigkeit der Richtung der Schwind- oder Quellverformung von der Hauptwärmestromrichtung (bzw. des Temperaturgradienten) ist nachvollziehbar, wenn die in Gl. 3.17 beschriebene Veränderung der Materialdichte als Funktion $f(T) = \dot{m}'''(T)w_{j,react,g}$ betrachtet wird, welche über die Arrheniusgleichung wiederum von der Temperatur abhängt. Bei globaler Betrachtung des Holzblockes aus roter Eiche als Obstruction ist die Annahme der Schwind- bzw. Quellrichtung in Richtung des Temperaturgradienten korrekt. Wird die Kohleschicht, z. B. bei dem Abbrand von Holz, genauer betrachtet, werden Makrorisse erkennbar (siehe Abb. 3.8), die auf ein Schwinden auch in x- und y-Richtung hindeuten. Hier ist es die Entscheidung des Modellanwenders, ob diese Makrorisse verschmiert über die Rohdichte der Kohleschicht oder direkt über die Schwind- und Quellrichtung berücksichtigt werden.

Für das Beispiel des Holzblockes müsste bei Ansatz des Schwindens bzw. Quellens in x-, y- und z-Richtung eine höhere Rohdichte ρ_{Kohle} (ohne verschmierte Berücksichtigung

3 Entwicklung eines Pyrolysemodells

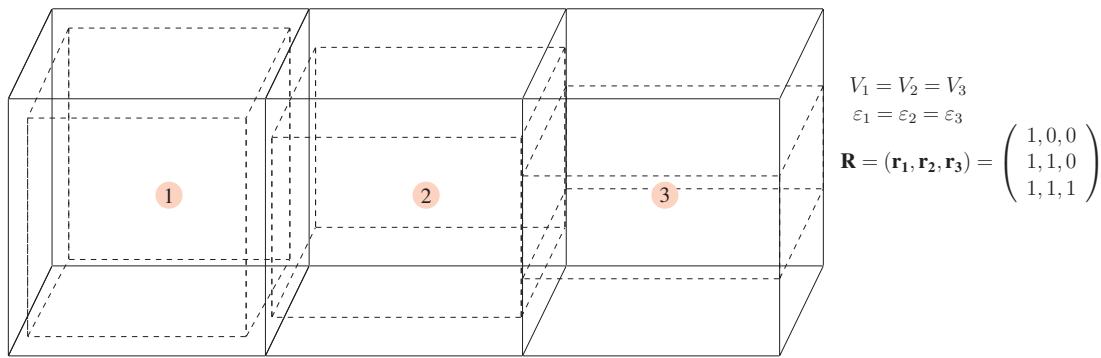


Abb. 3.10: Auswirkung von Schwinden und Quellen auf die Abmessungen einer Subzelle der Obstruction

der Makrorisse) angesetzt werden, da ansonsten das Verhältnis $\frac{d_{\text{char}}}{d_{\text{char},0}}$ nicht mehr mit dem experimentell ermittelten Wert von 0,7 übereinstimmt. Eine höhere Rohdichte ρ_{Kohle} führt nach Gl. 3.16 und Gl. 3.17 bei gleichem Massenverlust zu einem geringeren Wert des Schwind- bzw. Quellfaktors ε .

Da der Wärmestrom aufgrund der Randbedingungen im gewählten Beispiel nur in z-Richtung $\neq 0$ ist und der instationäre Speicherterm $\frac{\partial T}{\partial t} \rho c_p \varepsilon V_{\text{OB}}$ in der Energieerhaltungsgleichung für das Kontrollvolumen bei konsistentem Ansatz $\rho_{\text{Kohle}} \propto \varepsilon V_{\text{OB}}$ unabhängig von der Definition der Schwind- bzw. Quellrichtung \mathbf{r} ist, liefern beide Ansätze bei Berechnung unter den beschriebenen Randbedingungen gleiche Ergebnisse für Temperaturfeld, Massenverlust und -verlustrate sowie Dickenänderung in z-Richtung.

Wird die höhere Rohdichte ρ_{Kohle} bei Ansatz des Schwindens bzw. Quellens in x-, y- und z-Richtung als Reindichte $\rho_{\text{rein,Kohle}}$ interpretiert, kann die Porosität $\bar{\psi}$ des Kontrollvolumens (hier des Holzblocks aus *roter Eiche*) nach der in Gl. 3.1 zu Beginn dieses Kapitels aufgeführten Definition ermittelt werden. Eine direkte Eingabe der Porosität ist in der jetzigen Implementierung nicht vorgesehen, da hierfür Informationen über die Reindichte der Ausgangsmaterialien und der Reaktionsprodukte erforderlich wären. Der Anwender hat aber die Möglichkeit, durch die Wahl einer geeigneten Rohdichte der festen Zersetzungsprodukte und der Schwind- bzw. Quellrichtung die Porosität implizit zu berücksichtigen, wobei auf leichter experimentell bestimmbare Kenngrößen zurückgegriffen wird.

Die drei möglichen Änderungen der Subzellegeometrie sind in Abb. 3.10 qualitativ dargestellt. Der Schwind- und Quellfaktor ε und somit das Volumen der Subzelle ist in allen Fällen gleich, lediglich die Kantenlängen Δx , Δy und Δz unterscheiden sich. Wie in Abb. 3.10 dargestellt, verschieben sich die Oberflächen der Subzellen entsprechend der Definition von \mathbf{r} , während die Koordinaten der Zellknoten konstant bleiben. Die Diskretisierung der Wärmeleitungsgleichung erfolgt nach PATANKAR (1980) knotenzentriert, wobei die veränderlichen Kantenlängen bei der Linearisierung der Wärmeströme berücksichtigt werden müssen.

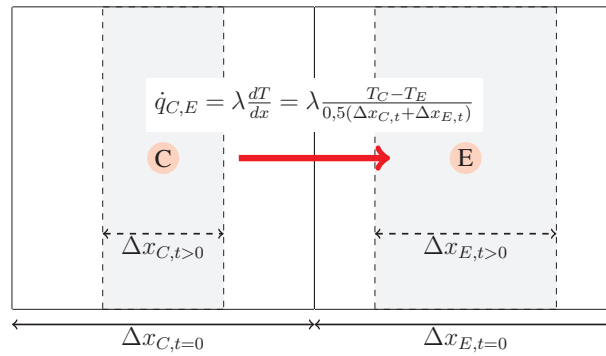


Abb. 3.11: Berechnung des Längeninkrements und des Wärmestroms von *Central* nach *East* bei konstanten globalen Knotenkoordinaten. Die hellgrauen Flächen stellen die zum Zeitschritt $t > 0$ durch Schwinden verringerte Zellvolumina dar, während die weißen Kästen dem ursprünglichen Volumen bei $t = 0$ entsprechen.

3.4 Diskretisierung der Erhaltungsgleichungen bei Schwinden und Quellen

Bei konstanten Abmessungen der Subzellen genügt es, die Abstände des aktuellen Knotens zu seinen Nachbarknoten einmalig zu berechnen. Sobald die Subzellen aber schwinden oder quellen, muss das Längeninkrement zur Linearisierung der Wärmeströme für jeden Zeitschritt neu bestimmt werden. In der gewählten Implementierung des Pyrolysemodells geschieht die Ermittlung des Längeninkrements über die Summe der Abstände der beiden Zellknoten mit konstanten globalen Koordinaten zu ihren (verschieblichen) Oberflächen. Die resultierende Länge kann auch als virtuelle Verschiebung der Zellknoten entsprechend den Quell- und Schwindprozessen interpretiert werden, wobei die Oberflächen benachbarter Subzellen aufeinander liegen würden.

Da das Längeninkrement in beiden Fällen gleich bleibt, wurde aufgrund der Konsistenz zur unveränderlichen Gasphase und der deutlich einfacheren Berücksichtigung der Rand- und Übergangsbedingungen die Variante mit konstanten globalen Zellkoordinaten implementiert. Die Berechnung des Längeninkrements ist in Abb. 3.11 für eine Richtung dargestellt. Die Diskretisierung und Indizierung der Zellknoten und die Bezeichnung der Nachbarflächen wurde von PATANKAR (1980) bzw. HOHM (2010) übernommen und ist in Abb. 3.12 erläutert.

In den Gl. 3.7 sind die Erhaltungsgleichungen für die Wärmestrombilanzen an den gegenüberliegenden Oberflächen in x-, y- und z-Richtung aufgeführt. Mit den in Abb. 3.12 eingeführten Definitionen der Ränder des Kontrollvolumens und dem Längeninkrement aus Abb. 3.11 kann dann die Erhaltungsgleichung (siehe Gl. 3.12) linearisiert werden.

Die Rand- und Übergangsbedingungen werden zunächst nicht betrachtet, sodass Gl. 3.12 mit $\dot{q}_T = 0$ in eine homogene partielle Differentialgleichung überführt wird. Die Temperaturabhängigkeit der thermischen Materialeigenschaften ($\lambda \rho c_p$) in den Koeffizienten wird ebenfalls zunächst nicht betrachtet. Als erstes wird Gl. 3.12 über alle Richtungen

3 Entwicklung eines Pyrolysemodells

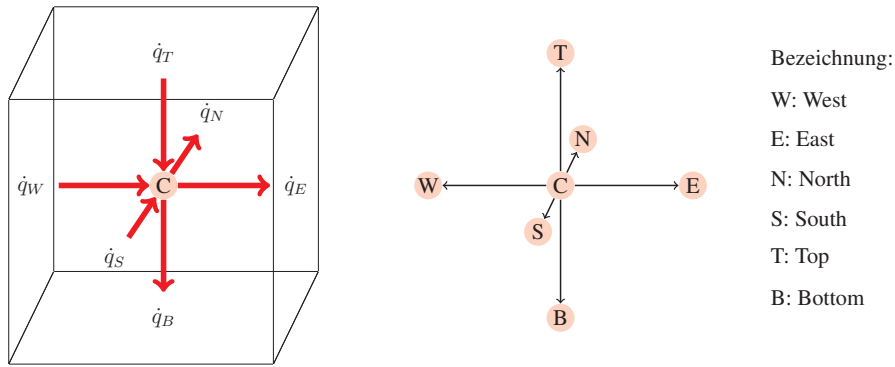


Abb. 3.12: Bezeichnung der Oberflächen und Nachbarknotenpunkte

des Kontrollvolumens C integriert, wobei $V_C = \Delta x_C \Delta y_C \Delta z_C$ gilt (vgl. Gl. 3.21 und Gl. 3.22).

$$0 = \int_x^{x+\Delta x} \int_y^{y+\Delta y} \int_z^{z+\Delta z} \left(\nabla(\lambda \nabla T) - \rho_s c_p \frac{\partial T}{\partial t} + \dot{q}_{\text{reac}}''' \right) dx dy dz \quad (3.21)$$

$$\Rightarrow 0 = \lambda \nabla T - \rho_s c_p \frac{\partial T}{\partial t} V_C + \dot{q}_{\text{reac}}''' V_C \quad (3.22)$$

Die Linearisierung der Wärmestromgradienten zwischen dem Zellknoten C und seinen Nachbarknoten erfolgt an der Berührungsfläche des Kontrollvolumens C mit dem Nachbarvolumen. Aus diesem Grund werden unter Berücksichtigung der veränderlichen Abmessungen beider Kontrollvolumina mit den Erläuterungen aus Abb. 3.11 sowie Abb. 3.12 die in den Gl. 3.23 aufgeführten Definitionen für die Abstände benachbarter Zellknoten eingeführt.

$$\delta_E = 0,5(\Delta x_E + \Delta x_C) \quad (3.23a)$$

$$\delta_W = 0,5(\Delta x_W + \Delta x_C) \quad (3.23b)$$

$$\delta_N = 0,5(\Delta y_N + \Delta y_C) \quad (3.23c)$$

$$\delta_S = 0,5(\Delta y_S + \Delta y_C) \quad (3.23d)$$

$$\delta_T = 0,5(\Delta z_T + \Delta z_C) \quad (3.23e)$$

$$\delta_B = 0,5(\Delta z_B + \Delta z_C) \quad (3.23f)$$

Um die Temperatur am Zellknoten C zu berechnen, wird der Wärmestrom auf Grundlage der Temperaturdifferenz zu den Nachbarknoten berechnet (siehe Abb. 3.13 links). Die rote Kurve stellt qualitativ den Verlauf der Temperatur über die x -Koordinate als zwischen den Zellknoten unbekannte Funktion $T(x)$ dar, welche durch die schwarze Funktion näherungsweise abgebildet wird. Zunächst unbeachtet ist die Fragestellung, ob die benötigten Temperaturen an den Nachbarknoten bereits bekannt sind.

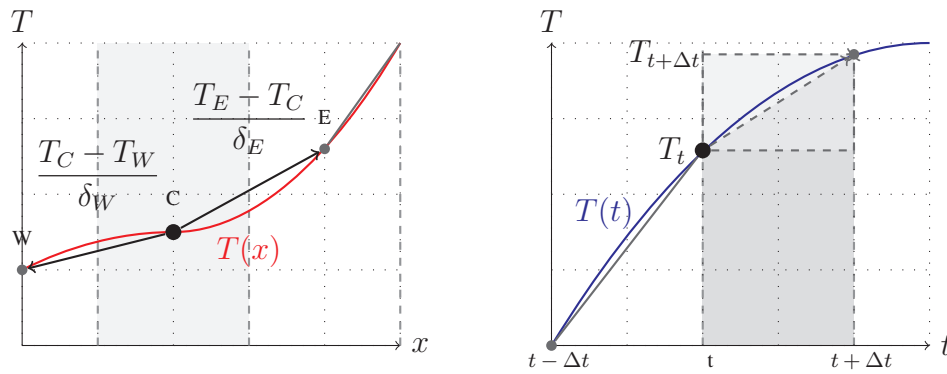


Abb. 3.13: Grafische Darstellung der räumlichen Linearisierung am Beispiel der Wärmeströme (links) und der Verfahren der Zeitintegration (rechts) zur Berechnung der Temperatur für den Knoten C

Die Integration über die Zeitschrittweite Δt erfordert eine weitere Überlegung über den Verlauf der Temperatur zwischen der Temperatur des bereits berechneten Zeitpunktes und dem zu berechnenden, unbekanntem Temperaturwert zum Zeitpunkt $t + \Delta t$. Die Fläche unter der wahren Funktion $T(x)$ kann nach Gl. 3.24

$$\int_t^{t+\Delta t} T(t) dt = [\alpha T_{t+\Delta t} + (1 - \alpha) T_t] \Delta t \quad (3.24)$$

in Abhängigkeit des Wichtungsfaktors α berechnet werden. Es ist ersichtlich, dass für alle Werte $\alpha > 0$ der Wert $T_{t+\Delta t}$ selbst mit in die Berechnung einfließt, sodass er implizit durch das Lösen eines Gleichungssystems bestimmt werden muss. Ein Wert $\alpha = 0$ bedeutet, dass nur die bereits bekannten Temperaturwerte zum Zeitpunkt t verwendet werden, wodurch $T_{t+\Delta t}$ direkt bestimmbar ist. Die Grundlage der eigenen Entwicklung ist das Wärmeleitungsmodell von HOHM (2010), welches für FDS 5 als explizites Verfahren implementiert wurde und unter anderem aufgrund der Möglichkeiten der Parallelisierung beibehalten wurde. In den Abschnitten zum Berechnungsalgorithmus und der Optimierung der Ausführungsgeschwindigkeit werden die Vor- und Nachteile expliziter und impliziter Verfahren näher beschrieben.

Im folgenden Teil wird die Diskretisierung der Wärmeleitungsgleichung wie implementiert als explizites Verfahren beschrieben. Eine allgemeine Erläuterung für alle Werte von α ist in PATANKAR (1980) enthalten. Zunächst werden die Wärmeströme, wie in Abb. 3.13 beispielhaft für die x -Richtung gezeigt, als Linearfunktionen approximiert. Zur besseren Übersicht ist in Gl. 3.25 zunächst nur der Term der Wärmeströme enthalten. Für $\alpha = 0$ fällt nach Gl. 3.24 der Term $T_{t+\Delta t}$ heraus, sodass $T = T_t \Delta t$ wird und Gl. 3.25

$$\int_t^{t+\Delta t} \lambda \nabla T dt = \left[\left(\lambda_E \frac{T_{E,t} - T_{C,t}}{\delta_E} - \lambda_W \frac{T_{C,t} - T_{W,t}}{\delta_W} \right) + \left(\lambda_N \frac{T_{N,t} - T_{C,t}}{\delta_N} - \lambda_S \frac{T_{C,t} - T_{S,t}}{\delta_S} \right) + \left(\lambda_T \frac{T_{T,t} - T_{C,t}}{\delta_T} - \lambda_B \frac{T_{C,t} - T_{B,t}}{\delta_B} \right) \right] \Delta t dt \quad (3.25)$$

ergibt. Der Wärmespeicherterm sowie der Term aus Quellen und Senken aufgrund endothermer bzw. exothermer Pyrolysereaktionen wird entsprechend der Linearisierung der Wärmeströme (vgl. Abb. 3.13) nach den Gl. 3.26 und Gl. 3.27

$$- \rho_s c_p \int_t^{t+\Delta t} \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right) dt = - \rho_s c_p V_C (T_C^{t+\Delta t} - T_C^t) \quad (3.26)$$

$$\Delta H_r \int_t^{t+\Delta t} (\dot{m}_{\text{reac},C}''') dt = \Delta H_r \cdot V_C (m_{\text{reac},C}''',t+\Delta t - m_{\text{reac},C}''',t) \quad (3.27)$$

überführt, wobei $\dot{q}_{\text{reac},C}''' = \Delta H_r \cdot \dot{m}_{\text{reac},C}'''$ gilt. Nach Zusammenfügen der Terme als Erhaltungsgleichung und Umstellung nach dem gesuchten Wert $T_{C,t+\Delta t}$ ergibt sich die implementierte Berechnungsfunktion Gl. 3.28

$$T_{C,t+\Delta t} = \sum_i^{nb} \left(\frac{\lambda_i}{\delta_i} T_{i,t} \right) + \left[\frac{\rho_s c_p V_C}{\Delta t} - \sum_i^{nb} \left(\frac{\lambda_i}{\delta_i} \right) \right] T_{C,t} + \Delta H_r \cdot V_C \frac{\Delta m_{\text{reac},C}'''}{\Delta t} \quad (3.28)$$

mit $nb = \{W, E, N, S, T, B\}$. Die Pyrolyserate $\Delta m_{\text{reac},C}''' / \Delta t = \dot{m}_{\text{reac},C}'''$ wird nach der bereits in Gl. 2.31 beschriebenen Arrheniusfunktion auf Grundlage von T_t direkt berechnet (siehe Gl. 3.29 mit $j = \text{Anzahl der Materialkomponenten}$, $i = \text{Anzahl Pyrolysereaktionen}$),

$$\frac{\Delta m_{\text{reac},C}'''}{\Delta t} = \dot{m}_{\text{reac},C}''' = \sum_i \sum_j A_{j,i} \rho_j \exp \left(\frac{-E_{j,i}}{R_m T_t} \right) w_{j,i}^N n_{O_2}^{No_2} \quad (3.29)$$

sodass alle Terme zur Berechnung von $T_{t+\Delta t}$ bekannt sind. Die Stabilität der gewählten Implementierung ist nur unter verschiedenen Bedingungen gewährleistet, die in Abschnitt 3.8 näher erläutert werden.

3.5 Berücksichtigung nichtlinearer Materialparameter

Die thermischen Materialeigenschaften λ , ρ , c_p vieler in der Anwendung befindlichen Materialien sind abhängig von der Temperatur. Dabei werden die zur Temperaturberechnung benötigten Funktionen, z. B. für die Wärmeleitfähigkeit $\lambda(T)$, experimentell

ermittelt. Bei Anwendung des Pyrolysemodells sind die so ermittelten Funktionen im Regelfall sowohl für brennbare als auch nichtbrennbare Baustoffe ohne Kenntnisse der Phänomenologie nicht direkt übertragbar.

Zum besseren Verständnis muss in Vorgriff auf Abschnitt 3.6 die bei der Anwendung des Pyrolysemodells wichtige Unterscheidung zwischen *Stoffen* und *Materialien* bzw. *Materialkomponenten* erklärt werden. Jeder Subzelle kann ein Stoff zugewiesen werden, der aus verschiedenen Materialkomponenten besteht. Der *Stoff* „Beton“ kann z.B. über die Definition der *Materialkomponenten* „Wasser“, „Gesteinskörnung“ und „Zementmatrix“ beschrieben werden.

Zwei wichtige Zusammenhänge zwischen temperaturabhängigen Prozessen und der Wärmeleitfähigkeit eines Stoffes sind:

- Schwinden und Quellen der festen Phase aufgrund von Massenverlusten, welches zu einer scheinbaren Änderung der Wärmeleitfähigkeit führt, wenn die Änderung des Temperaturgradienten aufgrund der Materialverkürzung bzw. -verlängerung nicht berücksichtigt wird sowie
- Umwandlungsprozesse von Materialkomponenten mit unterschiedlichen (konstanten) Wärmeleitfähigkeiten innerhalb eines Stoffes, die bei globaler Betrachtung als Stoff eine temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit ergeben.

Zusätzlich kann auch eine einzelne Materialkomponente in mehreren Zersetzungsreaktionen mehrere feste Reaktionsprodukte mit unterschiedlichen thermischen Materialparametern erzeugen.

Da die Eigenschaften der einzelnen Materialkomponenten (die unter Umständen erst bei hohen Temperaturen entstehen) in Anwendungsfällen in der Regel nicht bekannt sind, werden die thermischen Materialparameter bei der Anwendung von Pyrolysemodellen, z. B. für Kabelbrandlasten von MATAALA (2013), als modellabhängig betrachtet und in physikalisch sinnvollen Grenzen frei definiert (in MATAALA (2013) durch Schätzung mittels genetischem Algorithmus).

Grundsätzlich können die spezifische Wärmespeicherkapazität c_p und die Wärmeleitfähigkeit λ auch temperaturabhängig angegeben werden. Dies ist z. B. für eine reine Temperaturberechnung oder bei vereinfachten Modellannahmen bezüglich der Materialkomponenten sinnvoll. Die spezifische Wärmespeicherkapazität c_p wird dabei im Zellknoten des Kontrollvolumens benötigt und kann direkt aus dem konstitutiven Materialgesetz $f_{c_p}(T) = c_p(T)$ für T_t ermittelt werden.

Die Wärmeleitfähigkeit $\lambda(T)$ wird dagegen an den Oberflächen der Subzellen erwartet, für die keine explizit berechnete Temperatur vorliegt. Aus diesem Grund muss $\lambda(T)$ unter Berücksichtigung der Werte beider Nachbarknoten ermittelt werden. Von Interesse ist $\lambda(T)$ an der Berührungsfläche zweier benachbarter Subzellen, die aufgrund von Schwinden und Quellen der festen Phase überall zwischen den beiden Nachbarknoten liegen kann.

Die Berechnung entsprechender Wärmeleitfähigkeiten ist in Abb. 3.14 gezeigt. Der linke Teil der Abbildung zeigt den gleichen Ausschnitt wie in Abb. 3.11 dargestellt, wobei zum besseren Verständnis beide Flächen aufeinander geschoben wurden. Rechts sind die

3 Entwicklung eines Pyrolysemodells

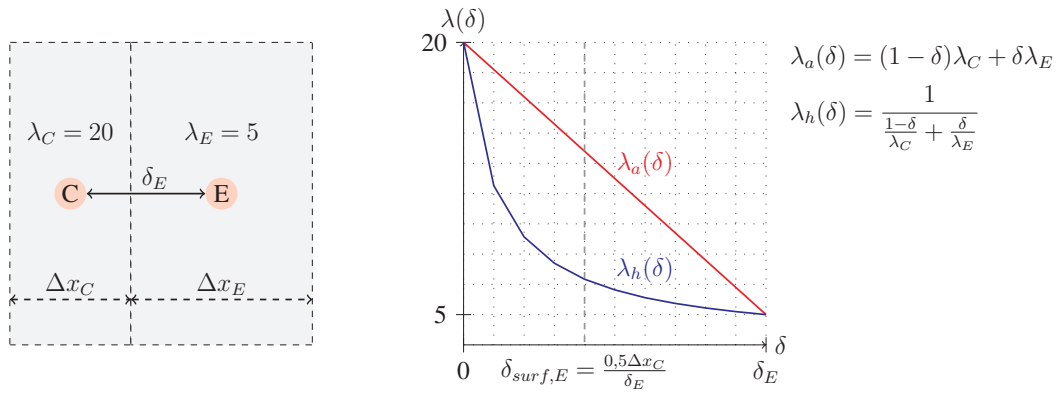


Abb. 3.14: Mittelung der Wärmeleitfähigkeiten an den Berührungsflächen angrenzender Subzellen am Beispiel *Center - East* als gewichtetes arithmetisches und harmonisches Mittel

Verläufe von $\lambda(T)$ über die Strecke \overline{CE} mit Länge δ_E bei gewichteter arithmetischer und harmonischer Mittelung aufgezeichnet.

Wie in Abb. 3.14 gezeigt, wird die Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{C,nb}(T)$ an allen Oberflächen der Subzelle C mit Hilfe der lokalen Koordinate δ nach Gl. 3.30

$$\lambda_{C,nb}(T) = \frac{1}{\frac{1-\delta_{surf,nb}}{\lambda_C} + \frac{\delta_{surf,nb}}{\lambda_{nb}}} \quad (3.30)$$

mit $nb = \{W, E, N, S, T, B\}$ und den Oberflächenkoordinaten nach Gl. 3.31

$$\delta_{surf,nb} = \frac{0,5\Delta x_C}{\delta_{nb}} \quad (3.31)$$

berechnet. Aufgrund des implementierten expliziten Lösungsverfahrens wird $\lambda(T)$ für die Temperatur T_t benötigt und aus der vom Modellanwender vorgegebenen konstitutiven Funktion berechnet.

Die gewichtete harmonische Mittelung wurde für konstante Subzellenabmessung bereits von HOHM (2010) in der ursprünglichen Implementierung der arithmetischen Mittelung vorgezogen. In der aktuellen Implementierung wurde sie für variable Subzellabmessungen verallgemeinert. Der Grund für die Wahl der harmonischen Mittelung liegt in der physikalisch sinnvollen Abbildung der resultierenden Wärmeströme am Übergang zwischen zwei Stoffen.

Besonders deutlich wird der Unterschied beider Mittelungsverfahren, wenn die Wärmeleitfähigkeit handelsüblichen Kupfers mit $\lambda_{Kupfer} \approx 350 \text{ W/mK}$ mit der von PVC $\lambda_{PVC} \approx 0,15 \text{ W/mK}$ verglichen wird. Das arithmetische Mittel $\lambda_a = 175,075 \text{ W/mK}$ würde zu einem hohen Wärmestrom und hohen Temperaturen in Richtung des isolierenden Materials führen, welcher nicht der Realität entspricht (vgl. PATANKAR (1980)). Das gewichtete harmonische Mittel führt außerdem zu einem besseren Konvergenzverhalten auch bei starken Sprüngen in der Wärmeleitfähigkeit (vgl. PATANKAR (1980)).

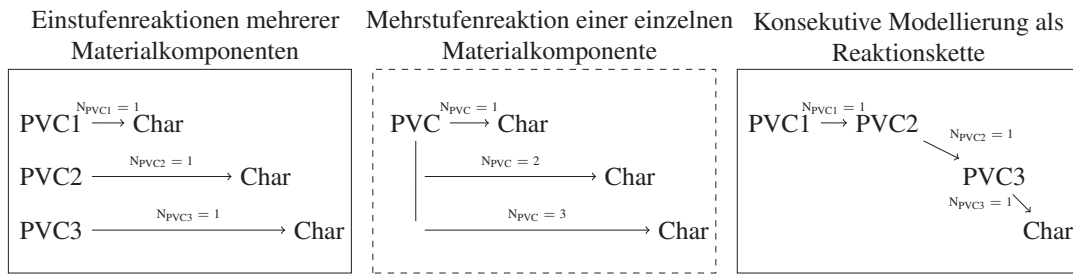


Abb. 3.15: Mögliche Modellierung der Zersetzungsreaktionen für ein fiktives Mantelmaterial eines PVC-Kabels (ohne Darstellung der Pyrolysegase)

Die Rohdichte ρ_s kann in der aktuellen Implementierung nicht als temperaturabhängige Funktion definiert werden, sondern hängt von den Pyrolyse- oder Phasenumwandlungsreaktionen ab.

3.6 Eigenschaften von Stoffen aus verschiedenen Materialien

Die bereits im vorangegangenen Abschnitt verwendete Unterscheidung zwischen einem *Stoff* und einer *Materialkomponente* soll in diesem Abschnitt anhand eines beispielhaften Kabelquerschnitts näher beschrieben werden. Bei Anwendung des Pyrolysemodells ist eine Obstruction mit Hilfe von Subzellen zu diskretisieren, wobei jeder Subzelle die Eigenschaften eines einzelnen *Stoffes* zugewiesen werden kann. Ein *Stoff* wiederum besteht aus bis zu 20 *Materialkomponenten*³, welche jeweils eigene thermische und reaktionskinetische Materialeigenschaften besitzen. Die Unterscheidung *Stoff* \leftrightarrow *Materialkomponente* stellt eine Untergliederungsebene zwischen der Temperatur- und der Massen- bzw. Pyrolyseberechnung dar.

Die Materialkomponenten eines Stoffes werden über das Volumen der Subzelle anhand der Massenanteile verschmiert berücksichtigt, eine genauere Definition der Lage einzelner Materialien als über die Subzellen ist nicht vorgesehen. Jede Materialkomponente kann aber anhand von mehrstufigen Zersetzungsreaktionen ($N_j > 1$) in weitere Reaktionsprodukte überführt werden, welche wiederum reaktiv sind und Reaktionsprodukte erzeugen.

In der Konsequenz kann eine mit der TGA bestimmte Massenverlustrate über drei verschiedene Ansätze modelliert werden, welche beispielhaft für ein fiktives Kabelmantelmaterial in Abb. 3.15 aufgeführt sind.

Der erste Ansatz geht davon aus, dass der in der TGA untersuchte Stoff bereits zum Zeitpunkt $t = 0$ aus mehreren Materialkomponenten *PVC1*, *PVC2*, *PVC3* mit zu definierenden Masseanteilen w_j besteht. Diese pyrolysieren bei unterschiedlichen Temperaturen und erzeugen als Residuum die Materialkomponente *Char*. Bei Ansatz zwei besteht der

³Die grundsätzlich beliebige Anzahl an Materialkomponenten pro Stoff wurde in der Implementierung auf 20 begrenzt. Diese Anzahl ist zur Abbildung aller relevanten Zersetzungsreaktionen hinreichend.

3 Entwicklung eines Pyrolysemodells

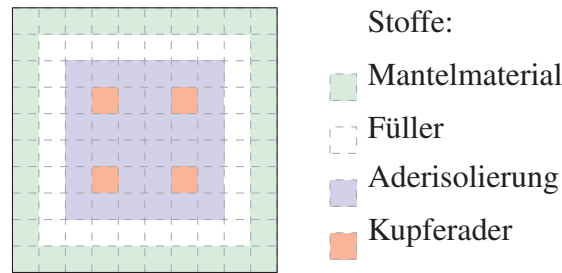


Abb. 3.16: Stoff- und Materialkomponenten der Subzellen am Beispiel einer Kabelobstruction

Stoff zum Zeitpunkt $t = 0$ aus einer einzelnen Materialkomponente *PVC*, welche über drei Reaktionsstufen $N_{PVC} = 3$ zu *Char* reagiert. Als letztes ist auch eine konsekutive Modellierung über eine Reaktionskette $PVC1 \rightarrow PVC2 \rightarrow PVC3 \rightarrow Char$ möglich. Der letzte Ansatz unterscheidet sich dadurch, dass erst im letzten Reaktionsschritt das Material *Char* erzeugt wird. Entsprechen sich die thermischen Eigenschaften aller PVC-Materialkomponenten und sind weiterhin unabhängig von der Temperatur, ergeben die ersten beiden Ansätze die gleiche Massenverlustrate. Der letzte Ansatz hingegen würde aufgrund der erst im letzten Reaktionsschritt erzeugten Materialkomponente *Char* und der fehlenden Möglichkeit, überlappende Reaktionen zu modellieren, zu einem anderen Ergebnis führen.

Die in Abb. 3.15 aufgeführten Möglichkeiten lassen sich auch kombinieren, sodass das implementierte Pyrolysemodell dem Anwender ermöglicht, das Zersetzungsverhalten einer Vielzahl an Baustoffen in der Brandsimulation zu berücksichtigen.

Wie in Abb. 3.16 anhand des Beispielquerschnitts eines Kabels gezeigt, wird jeder Subzelle ein Stoff zugewiesen. Dabei ist der Zusammenhang zwischen den Massenanteilen und der Rohdichte der einzelnen Stoffe zu beachten, der die Wahl der Subzellabmessungen beeinflusst. Lässt der Anwendungsfall (z. B. mehrere Trassen großer Länge mit hunderten von Kabeln) keine ausreichend genaue Auflösung der wahren Geometrie bei Einhaltung der Dichte- und Massenverhältnisse zu, kann über eine verschmierte Zuweisung von Massenanteilen der jeweiligen Materialkomponenten auf mehrere Stoffe (z. B. durch Anpassung der Massenanteile von *PVC1* für die Stoffe Aderisolierung und Füller) ein ansonsten auflösungsbedingt zu hoher Massenanteil der Aderisolierung bezogen auf den gesamten Kabelquerschnitt kompensiert werden.

Dies kann als verschmierte Übergangszone zwischen Aderisolierung und Füller betrachtet werden, die nicht mehr aufgelöst wird. Die gemittelten thermischen Eigenschaften für den so definierten Stoff entsprechen somit einer nach Massenanteilen gewichteten Mischung beider Stoffe. Tab. 3.2 links führt die in Abb. 3.16 verwendeten Stoffe auf, während rechts die Materialkomponenten mit ihren Eigenschaften aufgelistet sind.

Tab. 3.2: Stoff- und Materialkomponenten beispielhaft für eine Kabelobstruktion bei Annahme paralleler Pyrolysereaktionen

Nr.	Stoff	Nr.	Materialkomponenten	Massenanteil w	Nr.	Materialkomponenten	Eigenschaften
1	Mantelmaterial	1	PVC1	$w_{1,PVC1}$	1	PVC1	λ_j
		2	PVC2	$w_{1,PVC2}$	2	PVC2	ρ_j
		3	PVC3	$w_{1,PVC3}$	3	PVC3	$c_{p,j}$
		4	Char1	$w_{1,Char1}$	4	CHAR1	E_j
2	Füller	1	PVC1	$w_{2,PVC1}$	5	CHAR2	A_j
		2	PVC2	$w_{2,PVC2}$	6	INERT	ν_j
		3	PVC3	$w_{2,PVC3}$	7	KUPFER	$\nu_{j,Gas}$
		4	Inert	$w_{2,Inert}$			N_j
		5	Char2	$w_{2,Char2}$			$\Delta H_{r,j}$
3	Aderisolierung	1	PVC1	$w_{3,PVC1}$			
		2	PVC2	$w_{3,PVC2}$			
		3	PVC3	$w_{3,PVC3}$			
		4	Char1	$w_{3,Char1}$			
4	Kupferader	1	Kupfer	$w_{4,Kupfer} = 1$			

Die thermischen Materialkennwerte $\lambda, r\bar{h}o, c_p$ werden bei der Berechnung der Temperaturen pro Subzelle benötigt, liegen aber für jede Materialkomponente einzeln vor. Gewichtet nach den Massenanteilen und den Werten jeder Materialkomponente werden diese als $\bar{\lambda}, \overline{r\bar{h}o}, \bar{c}_p$ berücksichtigt und entsprechend den Gl. 3.32, Gl. 3.33 und Gl. 3.34

$$\bar{\lambda} = \sum_1^j (w_j \cdot \lambda_j) \quad (3.32)$$

$$\bar{c}_p = \sum_1^j (w_j \cdot c_{p,j}) \quad (3.33)$$

$$\bar{\rho}_s = \sum_1^j (x_j \cdot \rho_j) \quad (3.34)$$

mit einem Volumenanteil nach Gl. 3.35

$$x_j = \frac{(w_j/\rho_j)}{\sum_1^j (w_j/\rho_j)} \quad (3.35)$$

ermittelt. Je nach gewähltem Ansatz der Zersetzungsreaktionen, der beteiligten Komponenten und der Reaktionspfade gibt es eine Vielzahl an Möglichkeiten, experimentell bestimmte Werte oder Funktionsverläufe für $\bar{\lambda}, \overline{r\bar{h}o}, \bar{c}_p$ abzubilden. Die Werte der jeweiligen Materialkomponente sind dann unter Umständen als Modellparameter zu interpretieren. So zeigen Untersuchungen von MATALA (2013), dass die Art der Modellierung entsprechend Abb. 3.15 keinen signifikanten Einfluss auf die Qualität des

Berechnungsergebnisses hat, jedoch zu unterschiedlichen thermischen und reaktionskinetischen Eingangsparametern führt.

Grundsätzlich gilt, dass eine Beschreibung der Pyrolyse und Materialumwandlung über eine Vielzahl an Einzelreaktionen nur Sinn macht, wenn auch die entsprechenden reaktionskinetischen und thermischen Eingangsgrößen der jeweiligen Komponenten hinreichend bekannt sind. Das Beispiel eines PVC-Kabels macht deutlich, dass in praktischen Anwendungsfällen im Rahmen einer Brandsimulation keine echten Zersetzungsreaktionen, sondern Modellreaktionen für die Abbildung der wesentlichen Reaktionsschritte verwendet werden.

3.7 Rand- und Übergangsbedingungen

Um die Abschnitt 3.1.3 allgemein beschriebenen Randbedingungen in dem Pyrolysemodell zu berücksichtigen, sind die Besonderheiten der zellzentrierten finiten Volumen (Kontrollvolumen) zu beachten. Grundsätzlich gibt es zwei sinnvolle Möglichkeiten zur Berücksichtigung der Randbedingungen.

1. Rand Γ liegt auf dem Zellknoten eines halben Kontrollvolumens als Abschluss der festen Phase.
2. Rand Γ liegt auf der Oberfläche des letzten Kontrollvolumens der festen Phase.

Für den ersten Fall kann die als Randbedingung festgelegte Oberflächentemperatur T_Γ direkt als Knotentemperatur verwendet werden, während bei Vorgabe einer Wärmestromrandbedingung \dot{q}_Γ eine angepasste Formulierung für die letzte Subzelle nötig ist. Der zweite Fall erlaubt die direkte Berücksichtigung des Wärmestroms \dot{q}_Γ an der entsprechenden Oberfläche in Gl. 3.28, während die Oberflächentemperatur gesondert ermittelt werden muss. In diesem Fall kann ebenfalls eine angepasste Formulierung verwendet werden oder eine weitere *virtuelle* Subzelle eingeführt werden, die außerhalb des Berechnungsgebietes liegt.

Die Vor- und Nachteile der verschiedenen Ansätze sind bereits in HOHM (2010) aufgeführt und gelten in gleichem Maße auch für die aktuelle Implementierung. Wesentlicher Vorteil bei der Verwendung virtueller Subzellen ist die auch an den Rändern des Berechnungsgebietes einheitliche Formulierung der Modellgleichungen, dem der Nachteil des erhöhten Speicherbedarfs gegenübersteht. Typische Workstations mit 16 GB Arbeitsspeicher sind für alle praktischen Anwendungsfälle zum heutigen Stand allerdings ausreichend dimensioniert, sodass dieser Nachteil kaum ins Gewicht fällt. Da die Temperaturen der virtuellen Zellen direkt bestimmt werden, ist der Einfluss auf die Rechendauer gering. Der zusätzliche Speicher- und CPU-Zeitbedarf bei Verwendung des Pyrolysemodells ist in Abschnitt 3.9 näher erläutert.

Der Übergang des Massenstroms der Pyrolysegase von der festen in die Gasphase erfordert keine virtuellen Subzellen.

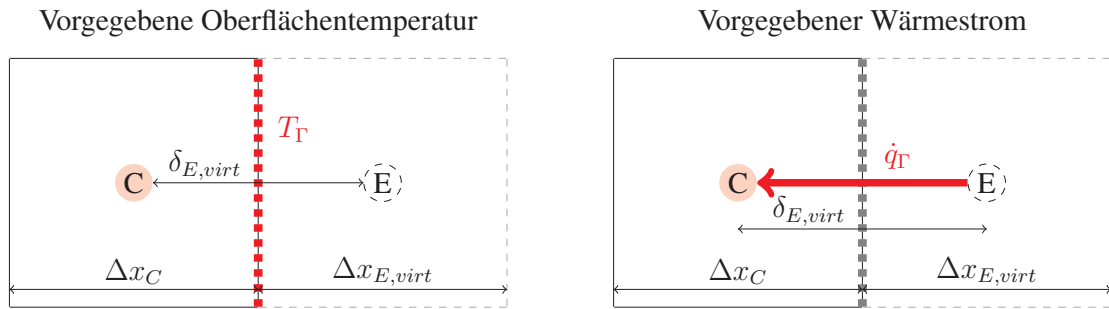


Abb. 3.17: Berücksichtigung von Temperaturrandbedingungen bei Vorgabe einer Oberflächentemperatur (links) oder eines Wärmestroms (rechts)

3.7.1 Vorgegebener Wärmestrom bzw. Oberflächentemperatur

Die Vorgabe einer Oberflächentemperatur kann in besonderen Anwendungsfällen wie der bereits genannten Tunnelschale aus Ortbeton oder ähnlich gelagerten Fällen benötigt werden. Liegt am Rand des Berechnungsgebietes eine konstante Temperatur an und ist das zu berechnende Bauteil in Richtung der Temperaturrandbedingung thermisch dick, ist auch nach Ende der Berechnungszeit keine Durchwärmung bis zur Temperaturrandbedingung zu erwarten. Die hohe Rohdichte und Wärmespeicherkapazität bei verhältnismäßig geringer Wärmeleitfähigkeit in Kombination mit üblichen geometrischen Schalendicken von 30 cm führen dazu, dass bei der Temperaturberechnung auch nach starker Brandbeanspruchung eine konstante Außentemperatur vorliegt. Daneben wird diese Randbedingung für die Verifizierung und Validierung benötigt.

Ein direkt vorgegebener Wärmestrom wird abseits der adiabaten Randbedingung $\dot{q}_{\Gamma} = 0$ ebenfalls zur Verifizierung und Validierung verwendet. Der für Brandsimulationen typische Fall ist ein von der Temperatur der Bauteiloberfläche und der angrenzenden Gasphase abhängiger Wärmestrom. Dieser wird anhand von Übergangsbedingungen und verschiedenen Modellansätzen als Summe der konvektiven und radiativen Wärmeströme angesetzt.

In Abb. 3.17 ist die Lage der Übergangsfläche an der Oberfläche der letzten Subzelle der festen Phase und die angrenzende virtuelle Subzelle für den eindimensionalen Fall dargestellt. Der gestrichelte Kreis stellt hier den Zellknoten der virtuellen Zelle in Richtung *East* dar.

Beide Randbedingungen benötigen die Definition der Wärmeleitfähigkeit und der Zellabmessungen der virtuellen Zelle. Die Wärmeleitfähigkeit sowie die Abmessungen werden von der angrenzenden Subzelle übernommen, sodass

$$\lambda_{E, virt} = \lambda_C \quad (3.36a)$$

$$\Delta x_{E, virt} = \Delta x_{C, t=0} \quad (3.36b)$$

$$\Delta y_{E, virt} = \Delta y_{C, t=0} \quad (3.36c)$$

$$\Delta z_{E, virt} = \Delta z_{C, t=0} \quad (3.36d)$$

gilt. Die in den Gl. 3.36 verwendeten Indizes beziehen sich auf Abb. 3.17 und gelten allgemein für alle virtuellen Zellen. Dabei ist zu beachten, dass die reale Zelle über den Verlauf der Zeit aufgrund von Umwandlungs- und Zersetzungsreaktionen quellen oder schrumpfen kann und sich das Volumen ändert, während die Abmessungen der virtuellen Zelle über die Zeit konstant bleiben. Die Berechnung der Abstände der Zellknoten, wie in Abb. 3.11 und Gl. 3.23 beschrieben, gilt weiterhin.

Gesucht wird nun die Temperatur $T_{E, virt}$, bei dem ein Gleichgewicht zwischen dem Wärmestrom $\dot{q}_{C, \Gamma}$ von Rand Γ in Richtung Zellknoten C und dem Wärmestrom $\dot{q}_{C, E, virt}$ von Zellknoten C in Richtung virtuellem Zellknoten E besteht. Bei der Lösung der diskreten Erhaltungsgleichung zur Ermittlung von T_C (siehe Gl. 3.28) entspricht der Wärmestrom in Richtung des Randes Γ dem Wärmestrom, der als Reactio aufgrund der Oberflächentemperatur erzeugt worden wäre.

Berechnet wird $T_{E, virt}$ nach Gl. 3.37 durch Gleichsetzen der linearisierten Wärmeströme und Umstellen nach $T_{E, virt}$, wobei die Zellabmessungen aus Abb. 3.17 entsprechend Gl. 3.36 auf alle Richtungen i übertragbar sind.

$$\dot{q}_{C, \Gamma} = \dot{q}_{C, i, virt} \quad (3.37a)$$

$$\Rightarrow \lambda_C \frac{T_{\Gamma} - T_C}{0,5 \Delta x_C} = \lambda_{i, virt} \frac{T_{i, virt} - T_C}{\delta_{i, virt}} \quad (3.37b)$$

$$\Rightarrow T_{i, virt} = T_C - \frac{\delta_{i, virt}}{\Delta x_C} (T_{\Gamma} - T_C) \quad (3.37c)$$

Für äquidistante und konstante Zellabmessungen wird $\delta_{i, virt} = 2\Delta x_i$, sodass sich die Gl. 3.37 zu der in HOHM (2010) aufgeführten antisymmetrischen Bedingung $T_{i, virt} = 2T_{\Gamma} - T_C$ vereinfacht.

Bei gegebenem Wärmestrom \dot{q}_{Γ} und $\lambda = \lambda_{E, virt} = \lambda_C$ wird dieser nach demselben Prinzip in eine Temperatur der virtuellen Zelle $T_{i, virt}$ überführt (siehe Gl. 3.38).

$$\dot{q}_{\Gamma} = \lambda \frac{T_{i, virt} - T_C}{\delta_{i, virt}} \quad (3.38a)$$

$$\Rightarrow T_{i, virt} = \dot{q}_{\Gamma} \frac{\delta_{i, virt}}{\lambda} + T_C \quad (3.38b)$$

Abschließend wird diese Temperatur in die Erhaltungsgleichung Gl. 3.28 eingesetzt, sodass der Wärmestrom multipliziert mit der Oberfläche (hier beispielhaft $\Delta y \Delta z$) dem der vorgegebenen Randbedingung entspricht ($\Rightarrow \dot{q}_{\Gamma} \Delta y \Delta z = \dot{q}''$).

3.7.2 Wärmestrom aus Konvektion und Wärmestrahlung

Die in Abb. 3.4 dargestellten Wärmeströme aus Strahlung und Konvektion werden entsprechend den Erläuterungen im vorangegangenen Abschnitt als Wärmestromrandbedingung berücksichtigt. Sowohl die Transportberechnung der Wärmestrahlung als

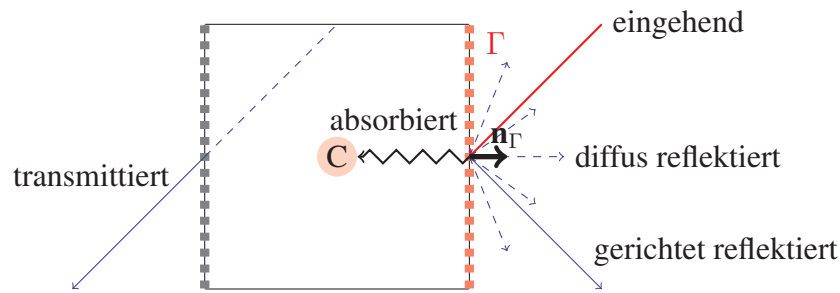


Abb. 3.18: Anteile ein- und ausgehender Wärmestrahlung

Grundlage für die Berechnung des radiativen Nettowärmestroms $\dot{q}_{r,net}''$ als auch die konvektiven Übergangsphänomene in der Grenzschicht zwischen fester und Gasphase zur Bestimmung von \dot{q}_c'' sind jedoch sehr komplex und müssen für die Berechnung in praktischen Anwendungsfällen vereinfacht oder mit Hilfe von Ersatzmodellen berücksichtigt werden.

Radiativer Anteil

Die Theorie zu Strahlungstransportprozessen im Brandfall und bisherige sowie aktuelle Modellierungsansätze können in YEOH & YUEN (2009) und zu FDS in VISKANTA & MENGUC (1987) nachgeschlagen werden. Physikalische Grundlagen der Grenzschichttheorie und konvektiver Wärmeübergangsprozesse sind in SCHLICHTING & GERSTEN (2006) gegeben. Das Strahlungsmodell von FDS ist in MCGRATTAN ET AL. (2015b) beschrieben, welches auf dem von GROSSHANDLER (1993) entwickelten Modell RadCal basiert. Das Pyrolysemodell erhält von dem Strahlungsmodell den radiativen Anteil des Nettowärmestroms $\dot{q}_{r,net}''$.

Die auf einen festen Körper auftreffende Wärmestrahlung wird zu einem Anteil r diffus und gerichtet reflektiert, während ein weiterer Teil a absorbiert und ein dritter Teil T transmittiert wird. Die Summe der Anteile muss $r + a + T = 1$ ergeben. In der aktuellen Implementierung wird die Wärmestrahlung direkt auf der Oberfläche des Materials absorbiert und dem Wärmestrom \dot{q}_Γ auf der Wandoberfläche zwischen fester Phase und Gasphase zugerechnet.

Die für das entwickelte Pyrolysemodell relevanten Feststoffe lassen in vielen Fällen keinen signifikanten Anteil der Wärmestrahlung transmittieren oder verändern ihre Oberflächeneigenschaften über die Temperaturbeanspruchung so stark (z. B. durch Verrußen), dass $T = 0$ angenommen werden kann. Zusätzlich wird das Verhältnis von absorbierter Wärmestrahlung zu einer vollständigen Absorption der Wärmestrahlung (schwarzer Körper) als Emissivität ε ausgedrückt. Der Nettowärmestrom aus Wärmestrahlung wird aus der Summe der ein- und ausgehenden Anteile nach Gl. 3.39

$$\dot{q}_{r,net}'' = \dot{q}_{r,in}'' - \dot{q}_{r,out}'' = \varepsilon \left[\int_{s' \cdot \mathbf{n}_\Gamma < 0} (I_\Gamma(s') |s' \cdot \mathbf{n}_\Gamma|) d\Omega - \sigma T_\Gamma^4 \right] \quad (3.39)$$

berechnet. Die eingehenden Wärmeströme ergeben sich aus der Strahlungsintensität I_Γ aller auf die Oberfläche eintreffenden Wärmestrahlen s' , integriert über den Kontrollwinkel $d\Omega$, wobei nur die Wärmestrahlen in Richtung der zu betrachtenden Oberfläche $s' \cdot \mathbf{n}_\Gamma < 0$ berücksichtigt werden. \mathbf{n}_Γ ist der Normalenvektor der Oberfläche.

Der Anwender kann durch Angabe der Anzahl der Strahlungswinkel die Auflösung $d\Omega$ festlegen. Die allgemeinen Zusammenhänge sind in YEOH & YUEN (2009) und MCGRATTAN ET AL. (2015b) näher erläutert. Zusammen mit dem komplexen Emissions-, Streuungs-, Transmissions- und Absorptionsverhalten der Gasphase, die abhängig von den Spektren der Strahlung und der Zusammensetzung der Gasphase aus verschiedenen Spezies und Reaktionsprodukten besteht, ist der Wärmestrom aus Wärmestrahlung mit nicht zu vernachlässigenden Unsicherheiten behaftet. Das Gleiche gilt für die Strahlungseigenschaften der Oberfläche, die sich über die Dauer der Temperaturbeanspruchung stark verändern.

Konvektiver Anteil

Neben der Wärmeübertragung durch Wärmestrahlung spielt der konvektive Wärmeübergang eine wichtige Rolle bei der Anwendung von Pyrolysemodellen im Rahmen der Brandsimulation. Ist die Auflösung der Grenzschicht zwischen fester und gasförmiger Phase hinreichend fein, sodass alle an der Grenzschicht auftretenden Verwirbelungen räumlich aufgelöst werden können, kann der konvektive Wärmeübergang direkt mit dem *Fourier'schen Gesetz* nach Gl. 3.40

$$\dot{q}_c'' = \lambda_{Luft} \frac{\partial T}{\partial n} = \lambda_{Luft} \frac{T_{gas} - T_\Gamma}{\Delta n} \quad (3.40)$$

bestimmt werden. Die benötigte Auflösung (sowohl räumlich als auch zeitlich) bei der sogenannten DNS-Berechnung hängt von den zu erwartenden Längen- und Zeitskalen der turbulenten Strömung ab. Dabei zerfallen große Wirbel in zunehmend kleinere Wirbel, wobei die kinetische Energie der Strömung dissipiert wird. Das Maß für die kleinsten Wirbelelemente ist die sogenannte *Kolmogorov-Länge* η , die zeitlich kürzesten Prozesse sind über die *Kolmogorov-Zeit* τ bestimmbar. Über die integrale Länge L der überströmten Flächen kann mit $N = \frac{L}{\eta} = Re^{\frac{3}{4}}$ die Anzahl der benötigten Knoten bzw. Zellen pro Richtung abgeschätzt werden. Typische Brandsimulationen mit $Re = 10.000$ müssten mit $Re^{\frac{3}{4}} \cdot Re^{\frac{3}{4}} \cdot Re^{\frac{3}{4}} = 1e^9$ aufgelöst werden (siehe YEOH & YUEN (2009) für weitere Details), wodurch die in praktischen Anwendungsfällen (eine Woche Laufzeit auf einer aktuellen Workstation) maximal sinnvolle Auflösung um den Faktor 1.000 überschritten wird.

In der Konsequenz kann bei LES-Berechnungen, wie sie typischerweise bei Brandsimulationen durchgeführt werden, der Temperaturgradient zwischen Gasphase und der festen Phase nicht korrekt aufgelöst werden, sodass der Ansatz nach Gl. 3.40 zu unrealistischen Ergebnissen führen würde. Alle in der *subgrid-scale* (vgl. Kapitel 2) stattfindenden Prozesse wie z. B. der konvektive Wärmeübergang werden daher mit Hilfe von oftmals empirisch abgeleiteten Übergangsmodellen berücksichtigt.

Neben der direkten Berechnung nach Gl. 3.40 kann in FDS für LES-Berechnungen zwischen zwei Übergangsmodellen gewählt werden, wobei das *Near wall model* für kleine *Re*-Zahlen in heißen Kanälen validiert wurde. Das Standardmodell kann über die Änderung der Modellparameter an die Gegebenheiten der jeweiligen Obstruction (z. B. Oberflächenbeschaffenheit, charakteristische Länge) angepasst werden. Dabei wird nach Gl. 3.41 der konvektive Wärmeübergangskoeffizient α_c

$$\alpha_c = \max \left(C |T_{gas} - T_\Gamma|^{\frac{1}{3}}, \frac{\lambda_{Luft}}{L_c} Nu \right) \quad (3.41)$$

mit

$$Nu = C_1 + C_2 Re^n Pr^m \quad (3.42a)$$

$$Re = \frac{\rho |\mathbf{u}| L_c}{\mu} \quad (3.42b)$$

$$Pr = 0,7 \quad (3.42c)$$

als Maximum aus den Werten der freien und erzwungenen Konvektion (vgl. MCGRATTAN ET AL. (2015b) für Default-Parametrisierung) berechnet. Neben den beiden Standardmodellen kann das von HOHM (2010) ursprünglich für FDS 5 implementierte Modell zur Berücksichtigung von Mischkonvektion (sowohl freie als auch erzwungene Konvektion leisten einen nennenswerten Beitrag des konvektiven Wärmeübergangs) verwendet werden. Da FDS 6 die Gaseigenschaften wie kinematische Viskosität, Wärmeleitfähigkeit und spezifische Wärmespeicherkapazität anhand der Zusammensetzung aus primitiven Spezies in Abhängigkeit der Temperatur auf Grundlage der Daten in MCBRIDE ET AL. (2002) berechnet, wurden die ursprünglich implementierten Funktionen (aus VDI (2006)) ersetzt. Zum einen basieren so alle Konvektionsmodelle auf der gleichen Datengrundlage, zum anderen kann bei Änderung und Aktualisierung der Datengrundlage von FDS auch von dieser profitiert werden. Die Funktion zur Beschreibung der Temperaturabhängigkeit der Prandtl-Zahl *Pr* ist allerdings beibehalten worden.

Der Anteil der freien und erzwungenen Konvektion an dem Wärmeübergang wird in Abhängigkeit der Lage der Oberfläche bestimmt und ist im Detail in HOHM (2010) beschrieben. Das dort ebenfalls beschriebene Modell zur Berücksichtigung von Kanalströmungen wurde zu Gunsten des neu in FDS 6 hinzugekommenen HVAC-Lösers nicht implementiert.

Der Wärmeübergangskoeffizient wird für jede *Wallcell* nach dem gewählten Modell berechnet, sodass der konvektive Anteil des Wärmestroms mit Gl. 3.43

$$\dot{q}_c'' = \alpha_c (T_{env} - T_\Gamma) \quad (3.43)$$

und der Gesamtwärmestrom an der Oberfläche \dot{q}_Γ mit Gl. 3.44

$$\dot{q}_\Gamma = (\dot{q}_c'' + \dot{q}_{r,net}'') \Delta x \Delta y \quad (3.44)$$

berechnet wird. Die Werte $\Delta x \Delta y$ stehen beispielhaft für eine z-Ebene und basieren immer auf den Werten zum Zeitschritt $t = 0$.

3.7.3 Massenstrom von fester Phase in die Gasphase

Der Massentransport innerhalb der festen Phase wird nicht direkt berechnet, sondern anhand einfacher Ansätze modelliert. Über die einzelnen Zersetzungsreaktionen und die Hochtemperaturbeaufschlagung hinweg verändern sich die für die Berechnung des Massentransportes benötigten Kennwerte zur Beschreibung der Eigenschaften des Porensystems und der Permeabilität signifikant. Aus diesem Grund führen die Vielzahl an nötigen Eingangsparametern mit ihren innewohnenden Unsicherheiten zu einer großen resultierende Unsicherheit der Berechnungsergebnisse. Der Massentransport von im Einzelfall sehr spezifischen Pyrolysegasen in sich stetig verändernden Porensystemen würde außerdem einen hohen Modellierungs- und Rechenaufwand bedeuten. Aus diesem Grund wird der Massentransport in der festen Phase auch von anderen Pyrolysemodellen nicht (vgl. MCGRATTAN ET AL. (2015b)) oder stark vereinfacht (LAUTENBERGER (2012)) abgebildet.

Die eigene Implementierung soll anhand des in Abb. 3.19 dargestellten zweidimensionalen Querschnitts erläutert werden, welcher über vier *Wallcells* mit der Gasphase verbunden ist. Die Linien entsprechen in ihrer Bedeutung denen der Abb. 3.5 und sind in Abb. 3.19 aus Gründen der Übersichtlichkeit nicht separat bezeichnet. Außerdem wurde auf die Darstellung der virtuellen Subzellen verzichtet, da diese nicht für den Übergang des Massenstroms aus der festen in die gasförmige Phase benötigt werden.

Aus der Berechnung der Massenverlustrate auf Grundlage der Arrheniusfunktion (vgl. Gl. 3.29) ist die in dem Berechnungszeitschritt in jeder Subzelle freigesetzte Masse an Pyrolysegas $\Delta m_{j,react}'''$ bekannt. Der Index j bezeichnet hier die entstehenden gasförmigen Spezies⁴.

Die bei Berechnung der Pyrolyse der festen Phase entstandenen Pyrolysegase werden auf die Anzahl der *Wallcells* der Obstruction aufgeteilt und berücksichtigen die Anzahl der Oberflächen, über die die Obstruction mit der Gasphase verbunden ist. In Abb. 3.19 ist die zweidimensionale Obstruction über zwei Kanten und vier *Wallcells* mit Zellen der Gasphase verbunden. Für jede *Wallcell* wird ein flächenspezifischer Massenstrom berechnet, der sich verallgemeinert für den dreidimensionalen Fall nach Gl. 3.45

$$\dot{m}_j'' = \frac{\dot{m}_j}{A_{wc}} = \frac{\sum_{x=x_{min}}^{x_{max}} \sum_{y=y_{min}}^{y_{max}} \sum_{z=z_{min}}^{z_{max}} (\Delta m_{j,react,x,y,z}''' V_{x,y,z})}{\Delta t \cdot n_{surf,OB} \cdot A_{wc}} \quad (3.45)$$

ergibt, wobei zur Maskierung der Einzugsbereiche die Funktionen nach Gl. 3.46 verwendet werden. Für die Richtungen $i = \{x, y, z\}$ wird die Anzahl der Subzellen je Richtung als $n_{i,OB}$ bezeichnet. Die Anzahl der Gasphasenzellen, welche von der Obstruction in

⁴z. B. verschiedene Kohlenwasserstoffe, die in mehreren Reaktionsschritten eines Ausgangsmaterials oder aus mehreren Ausgangsmaterialien in Einzelreaktionen entstehen.

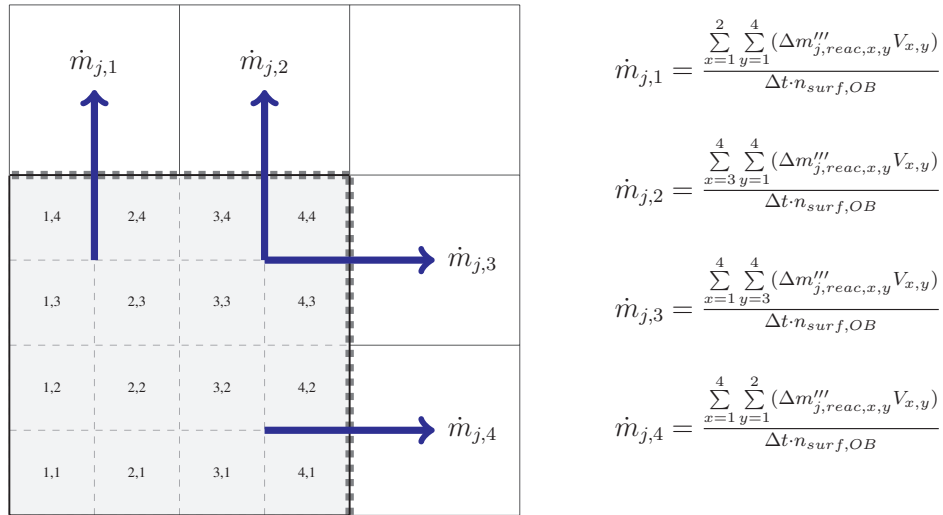


Abb. 3.19: Massenstrom von der festen Phase in die Gasphase am Beispiel eines einfachen zweidimensionalen Querschnitts

jede Richtung eingefasst werden, ist als $n_{i,CD}$ enthalten. $k_{wc,i}$ ist eine Laufvariable über alle Wallcells der entsprechenden Oberfläche, für die der Massenstrom berechnet werden soll.

$$i_{max} = [(k_{wc,i} \bmod n_{i,OB}) + 1] \cdot \frac{n_{i,OB}}{n_{i,CD}} + 1 \quad (3.46a)$$

$$i_{min} = i_{max} - \frac{n_{i,OB}}{n_{i,CD}} + 1 \quad (3.46b)$$

A_{wc} in Gl. 3.45 berechnet sich aus der Kantenlänge der durch die Wallcell aufgespannten Ebene, auf der der Massenstrom in Normalenrichtung bestimmt werden soll. Die Kantenlängen sind identisch mit den Abmessungen der Gasphasenzellen der Berührungsebene, sodass diese zu Beginn jeder Berechnung bekannt sind. Die Maskierungsfunktion nach Gl. 3.46 wird zur Ermittlung der „Einzugsbreite“ jeder Wallcell verwendet und berücksichtigt in der Tiefe alle Subzellen. Liegt auf der gegenüberliegenden Seite ebenfalls eine Oberfläche, über die Pyrolysegase an die Gasphase übergeben werden, wird dies über den Faktor $n_{surf,OB}$ berücksichtigt und die Werte werden auf beide gegenüberliegenden Wallcells verschmiert. $n_{surf,OB}$ kann für jede Obstruction festgelegt werden und Werte zwischen eins und sechs annehmen.

Es ist ersichtlich, dass mit den Gl. 3.45 und Gl. 3.46 eine zu erwartende, stark unsymmetrische Freisetzung von Pyrolysegasen innerhalb der festen Phase nicht adäquat an die Gasphase weitergegeben wird, wenn beide gegenüberliegenden Flächen als Massenübergangsflächen definiert werden. Ist dieser Fall aufgrund der physikalischen und geometrischen Randbedingungen anzunehmen, stehen dem Modellanwender verschiedene Möglichkeiten zur Verfügung. Zum einen kann die Wärmestrombeaufschlagung unabhängig von der Massenübergangsfläche definiert werden, sodass bei vernachlässigbarem Massenstrom einer Fläche diese nicht als Übergangsfläche definiert wird. Somit

3 Entwicklung eines Pyrolysemodells

wird die pro Zeitschritt entstehende Masse an Pyrolysegasen innerhalb der Einzugsbreite der Wallcell komplett auf einer Seite übergeben.

Ist es von Bedeutung, dass auch ein geringer Massenanteil an der definierten und nicht an der gegenüberliegenden Fläche übergeben wird, kann das zu berechnende Volumen in der Richtung von Interesse in zwei Obstructions geteilt werden, welche direkt miteinander verbunden sind. An der Übergangsfläche kann keine Masse übertragen werden, während Wärmeströme wie gehabt berücksichtigt werden. In Tiefenrichtung wird nun die Tiefe der jeweiligen Obstruction und nicht die gesamte Tiefe des Volumens aus beiden Obstructions zur Ermittlung des Massenstroms herangezogen.

Nachdem der Massenstrom an der Oberfläche der Obstruction für jede Spezies j bekannt ist, muss dieser mit einer korrekten Strömungsgeschwindigkeit in Normalenrichtung zur Ebene der Wallcell, $u_{n,\Gamma}$, der ersten Zelle der Gasphase übergeben werden. Benötigt werden ebenfalls die Gasdichte der angrenzenden Zelle der Gasphase ρ_g als Funktion des Hintergrunddrucks \bar{p}_m , der Oberflächentemperatur T_Γ sowie der Massen- und Dichteanteile w_j, x_j der Spezies der Gasphase.

Zunächst soll die Erhaltungsgleichung der konvektiven und diffusiven Massentransportvorgänge betrachtet werden, wie zu Beginn des Kapitels als Gl. 3.8 aufgeführt. Dabei wird in Konsistenz zu der vorangegangenen Ausführung $\dot{m}w_j = \dot{m}_j$ vereinfacht und $\bar{\psi} = 1$ angenommen (Gasphase).

$$\frac{\partial (\rho_g w_j)}{\partial t} + \nabla (\rho_g w_j \mathbf{u}) = \nabla (\rho_g D_j \nabla w_j) + \dot{m}''' w_{j,react,g} \quad (3.47)$$

Äquivalent zu dem Vorgehen bei der Energieerhaltungsgleichung der festen Phase wird über ein Kontrollvolumen der Gasphase integriert und die Massenströme in Richtung der Nachbarknoten werden linearisiert. Von Interesse ist die Fläche der Gasphase, welche an die feste Phase anschließt. In die entsprechend linearisierte Erhaltungsgleichung wird als Randbedingung der Massenstrom am Rand $\dot{m}_{j,\Gamma}$ nach Gl. 3.48 eingesetzt.

$$\dot{m}_{j,\Gamma} = \rho_g w_j u_{n,\Gamma} - \rho_g D_j \frac{w_{j,g} - w_{j,\Gamma}}{0,5\Delta x} \quad (3.48)$$

Dabei ist $0,5\Delta x$ der Abstand zwischen dem Zellmittelpunkt der Gasphasenzelle und der Oberfläche der festen Phase, hier beispielhaft für die x -Richtung aufgeführt.

Außerdem gilt mit $\sum_j w_j = 1$ die folgende Gl. 3.49.

$$\dot{m}_\Gamma = \sum_j \dot{m}_{j,\Gamma} = \rho_g u_{n,\Gamma} \quad (3.49)$$

Die Werte für $u_{n,\Gamma}$, ρ_g und $w_{j,g}$ sind unbekannt und werden iterativ bei Lösung der Massen- und Speziestransportgleichungen ermittelt.

3.8 Berechnungsalgorithmus

Das implementierte Pyrolysemodell berechnet die gesuchten Größen \dot{m} und T auf Grundlage expliziter Zeitintegration und verwendet die bereits bekannten Werte der Temperatur zum Zeitschritt t . Im Ergebnis ist der Berechnungsalgorithmus deutlich einfacher als bei impliziten Verfahren zu implementieren, da bei Nichtlinearitäten, wie sie bei den Materialparametern $\lambda(T)$, $c_p(T)$ und $\rho(T) = f(\dot{m}(T))$ vorliegen können, auf bereits bekannte Temperaturen zurückgegriffen wird. Neben dem Lösen eines Gleichungssystems muss bei impliziter Zeitintegration die Lösung ausiteriert werden, damit die Koeffizienten des Gleichungssystems (bestehend aus den nichtlinearen Materialparametern) anhand des Gleichgewichtszustands abgeschätzt werden können. Bei einem expliziten Verfahren sind die Werte direkt anhand der jeweiligen Funktionen (z. B. $\lambda(T) = f(T)$, konstitutive Materialgesetze) bekannt und können so auch direkt ermittelt werden. In der Konsequenz kann ein einzelner Zeitschritt mit Hilfe des expliziten Verfahrens deutlich schneller berechnet werden.

Ein gewichtiger Nachteil expliziter Verfahren ist die nur für kleine Zeitschritte gegebene Stabilität, sodass die Zeitschrittweite begrenzt wird. Betrachten wir zunächst die Definition der Stabilität numerischer Näherungsverfahren nach MUNZ & WESTERMANN (2006), die ein numerisches Näherungsverfahren beschreibt, das

„die Unempfindlichkeit des Ausgangsproblems gegenüber kleinen Störungen erhält: Fehler wie Rundungs- oder Diskretisierungsfehler werden dann nicht beliebig anwachsen“.

Die in der Natur des Näherungsverfahrens liegenden zeitlichen sowie räumlichen Diskretisierungsfehler treten mit jeder Berechnung auf, außerdem sind Rundungsfehler nicht vernachlässigbar⁵. Die Unempfindlichkeit des Ausgangsproblems für kleine Störungen kann anhand physikalischer Überlegungen verdeutlicht werden. Eine höhere Ausgangstemperatur $T_{t,warm}$ sollte auch zu einer höheren Temperatur $T_{t+\Delta t}$ führen, wenn diese mit dem Ergebnis einer Ausgangstemperatur $T_{t,kalt}$ verglichen wird und alle anderen Randbedingungen identisch sind (siehe dazu auch PATANKAR (1980)).

Bei Betrachtung der implementierten Berechnungsfunktion (siehe Gl. 3.28) ist ersichtlich, dass der Koeffizient vor $T_{C,t}$ für das explizite Verfahren die Summe der Wärmestromkoeffizienten als negativen Term enthält, der von dem Speicherterm abgezogen wird. Gl. 3.28 ist geringfügig geändert als Gl. 3.50

$$T_{C,t+\Delta t} = \sum_i^{nb} \left(\frac{\lambda_i}{\delta_i} T_{i,t} \right) + \left[\frac{\rho_s c_p V_C}{\Delta t} - \sum_i^{nb} \left(\frac{\lambda_i}{\delta_i} \right) \right] T_{C,t} + \Delta H_r \cdot V_C \dot{m}_{reac,C}'''(T_{C,t}) \quad (3.50)$$

mit $nb = \{W, E, N, S, T, B\}$ aufgeführt. Die Pyrolyserate $\dot{m}_{reac,C}'''(T)$, die maßgebend für den Quellterm ist, ist temperaturabhängig (siehe Gl. 2.31, Gl. 3.29) und zur Verdeutlichung als Funktion der Temperatur aufgeführt. Zunächst ohne Betrachtung des

⁵Das in der Implementierung verwendete Gleitkommaformat einfacher Genauigkeit als Datentyp für reelle Zahlen hat eine Genauigkeit von 7-8 Dezimalstellen bei 32 bit Speicherbedarf.

3 Entwicklung eines Pyrolysemodells

Quellterms würde ein negativer Koeffizient vor $T_{C,t}$ bei höherer Ausgangstemperatur zu einer geringeren Temperatur $T_{t+\Delta t}$ führen. Dies ist unphysikalisch und rein auf das gewählte Näherungsverfahren zurückzuführen. Wird der Term vor $T_{C,t}$ zusammen mit der Bedingung [...] > 0 nach Δt umgestellt, ergibt sich das in Gl. 3.51 aufgeführte Zeitschrittkriterium für die Subzelle C

$$\Delta t_C \leq \frac{\rho_s c_p \Delta x_C \Delta y_C \Delta z_C}{2\lambda G} \quad (3.51)$$

mit Gl. 3.52 unter Beachtung der Gl. 3.23 ($\delta_i = 0,5(\Delta x_i + \Delta x_C)$)

$$G = \left(\frac{1}{\Delta x_W + \Delta x_C} + \frac{1}{\Delta x_E + \Delta x_C} + \frac{1}{\Delta y_N + \Delta y_C} + \frac{1}{\Delta y_S + \Delta y_C} + \frac{1}{\Delta z_T + \Delta z_C} + \frac{1}{\Delta z_B + \Delta z_C} \right) \quad (3.52)$$

zur Berücksichtigung der variablen Zellabmessungen in alle Richtungen. Bei konstanten Zellabmessungen $\Delta x_i = \Delta x$, $\Delta y_i = \Delta y$ und $\Delta z_i = \Delta z$ lässt sich Gl. 3.51 in die von HOHM (2010) und PATANKAR (1980) gezeigten Formulierungen überführen. Da Δt_C hier für jede Subzelle unterschiedlich gelten kann, müsste bei Berücksichtigung des Zeitschrittkriteriums der kleinste aller berechneten Werte $\min(\Delta t_n)$ herangezogen werden.

Die alleinige Berücksichtigung des Zeitschrittkriteriums nach Gl. 3.51 ist nicht ausreichend, da der Quellterm aus Gl. 3.50 ebenfalls die Stabilität beeinflusst. Eine Vielzahl der bei hohen Temperaturen stattfindenden Pyrolysereaktionen sind endotherm und werden in Gl. 3.50 mit einem positiven⁶ ΔH_r berücksichtigt. Bei Überschreitung der Aktivierungsenergie beginnt die Reaktion und entzieht die dafür benötigte Energie entsprechend der Reaktionsrate nach Arrhenius aus der Umgebung (vgl. Kältemischung). Ist dann ein Großteil der reagierenden Materialkomponente verbraucht, steigt die Temperatur in der festen Phase mit einer höheren Aufheizrate an, da die Temperaturdifferenz zwischen Gasphase und fester Phase nun zu höheren Wärmeströmen führt.

Eine über die gesamte Dauer der Pyrolyseberechnung konstante, sehr geringe Zeitschrittweite, z. B. aufgrund einer feinen räumlichen Auflösung und / oder geringen Materialdichte, wäre außerdem ineffizient, wenn diese aufgrund geringer Temperaturänderung innerhalb des globalen Zeitschritts der CFD-Simulation, Δt_{FDS} , nicht benötigt würde.

Aus diesem Grund ist das in HOHM (2010) implementierte Zeitschrittkriterium durch ein adaptives Iterationsverfahren ersetzt worden, welches die Zeitschrittweite anhand eines Konvergenzkriteriums für jeden neuen Zeitschritt überprüft und automatisch anpasst. Als Konvergenzkriterium ϵ_{tol} wird die in Abhängigkeit der Pyrolysereaktion maximal stabile Temperaturänderung pro Zeitschritt, bezogen auf die Ausgangstemperatur, verwendet (siehe Gl. 3.53).

⁶Vgl. hier die Ausführungen in Kapitel 2.

$$\epsilon_{tol} < \epsilon \quad (3.53a)$$

$$\epsilon = (T_{iterat} - T_t)/T_t \quad (3.53b)$$

Über Gl. 3.54 wird bei Überschreitung von ϵ_{tol} die Zeitschrittweite $n_{\Delta t}$ angepasst.

$$n_{\Delta t, i+1} = \min(n_{max}, n_{\Delta t, i} \cdot \frac{\epsilon}{\epsilon_{tol}} + 1) \text{ wenn } \epsilon > \epsilon_{tol} \quad (3.54)$$

Der implementierte Berechnungsalgorithmus des Pyrolysemodells ist schematisch in Abb. 3.20 aufgeführt. Es ist ersichtlich, dass der maximale Zeitschritt von der globalen Iteration des CFD-Modells zur Berechnung der Gasphase und der dort gewählten Zeitschrittweite Δt_{FDS} abhängt. Diese ist in vielen praktischen Anwendungsfällen auch ohne Pyrolyseberechnung hinreichend klein ($\Delta t_{FDS} < \min(\Delta t_n)$). Aus diesem Grund kann der Vorteil impliziter Verfahren, der Ansatz einer größeren Zeitschrittweite zur Verringerung der Laufzeit des Pyrolysemodells, in Kopplung mit dem CFD-Modell FDS in der Regel nicht in Ansatz gebracht werden (vgl. HOHM (2010)).

Die Funktionsweise der adaptiven Schrittweitenanpassung ist in Abb. 3.21 anhand eines Beispiels gezeigt. Dieses Beispiel ist an den Testfall *birch_tga* aus Kapitel 4 angelehnt, welcher die Verdampfung von Feuchtigkeit und die anschließende Pyrolyse von Birkenholz beschreibt. Im Gegensatz zu diesem Testfall wird hier eine Probe der zehnfachen Dicke (Probendicke von $10 \mu m$) verwendet. Das Modell besteht aus einer einzigen Subzelle, sodass die Probendicke dem Wert Δz entspricht. Um mit FDS_NIST vergleichbar zu sein, wurde der Testfall in einen eindimensionalen Fall mit $\Delta x = 1 m$, $\Delta y = 1 m$ überführt.

Die geringe Probenmasse nimmt aufgrund ihrer geringen thermischen Trägheit nahezu sofort die Umgebungstemperatur an, welche mit $\dot{T} = 0,3 \text{ [K/s]}$ in 2400 s von $20 \text{ }^\circ\text{C}$ auf $820 \text{ }^\circ\text{C}$ aufgeheizt wird. Die Simulation wird mit einer festen globalen Zeitschrittweite von $\Delta t_{FDS} = 5 \text{ s}$ durchgeführt und die Subzeitschrittweite Δt der lokalen Iteration der festen Phase anhand des Temperaturkriteriums adaptiv angepasst. Werden die benötigten Parameter in Gl. 3.51 eingesetzt⁷, ergibt sich mit $n_{\Delta t} \approx 1500$ eine sehr hohe Anzahl an Subzeitschritten.

Abb. 3.21 zeigt im unteren linken Bildteil den Verlauf der automatisch angepassten Zeitschrittweite für einen Wert $\epsilon_{tol} = 0,0001$, welcher vom Modellanwender in der Eingabedatei festgelegt werden kann. Die resultierenden Zeitschrittweiten sind dabei um den Faktor 100 - 10 geringer als nach dem Zeitschrittweitenkriterium und hängen nach Gl. 3.54 neben der Temperaturänderung $\Delta T/\Delta t$ direkt von ϵ_{tol} ab. Die nach Ende der Pyrolysereaktion konstante Aufheizrate von $\dot{T} = 0,3 \text{ [K/s]}$ führt zu einer langsam abnehmenden Anzahl an Subzeitschritten, da die Bezugstemperatur T_t (siehe Gl. 3.53) ansteigt und die Aufheizrate somit abnimmt.

Das gezeigte Beispiel sowie Abb. 3.21 machen deutlich, dass die Stabilität des Verfahrens auch von den Modelleingaben des Anwenders abhängt, wie von MUNZ & WESTERMANN (2006) beschrieben. Eine alleinige Beschränkung der Zeitschrittweite anhand des

⁷Überschlägig mit den temperaturabhängigen Werten für den Zeitpunkt $t > 1500 \text{ s}$.

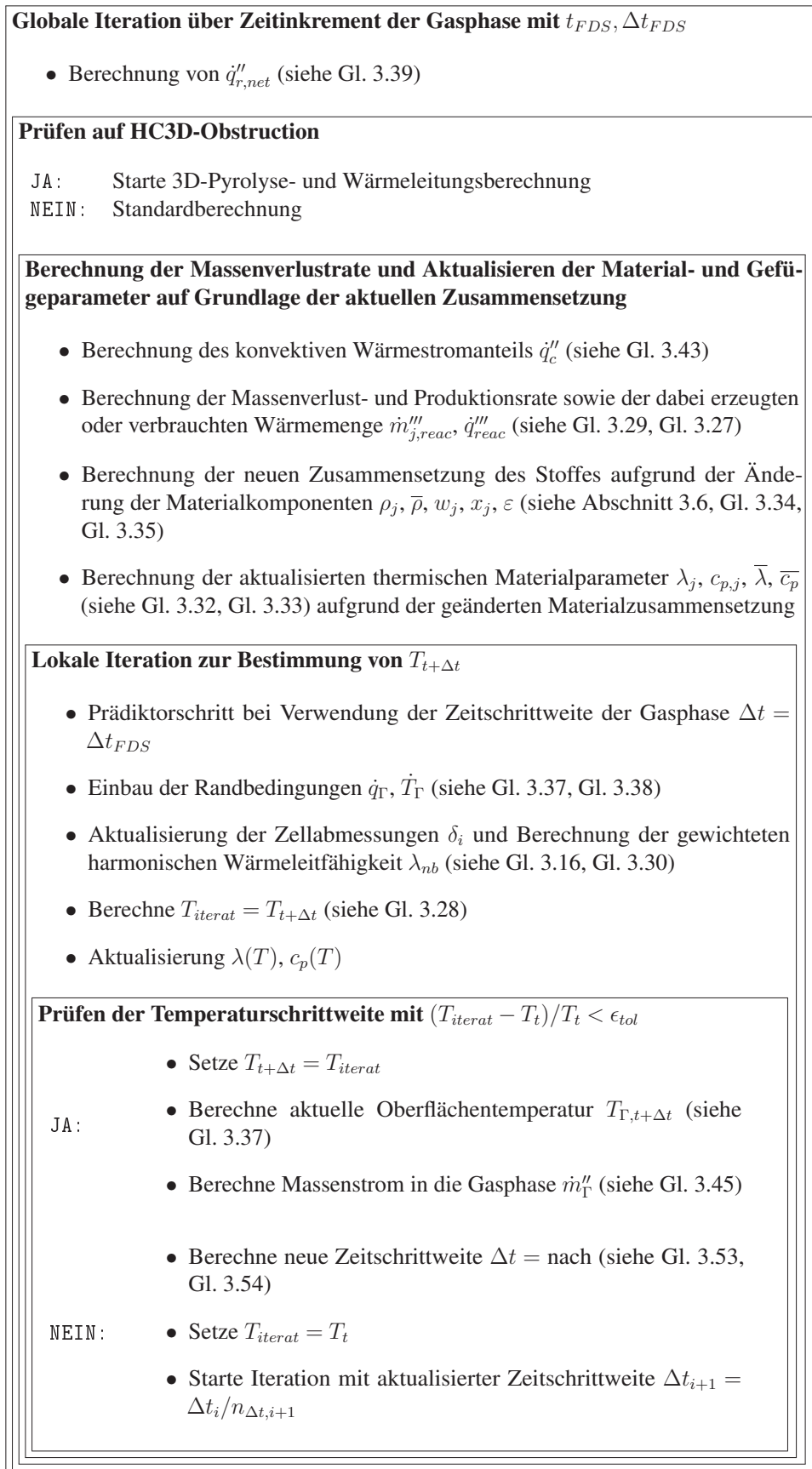


Abb. 3.20: Schema des Berechnungsalgorithmus des Pyrolysemodells

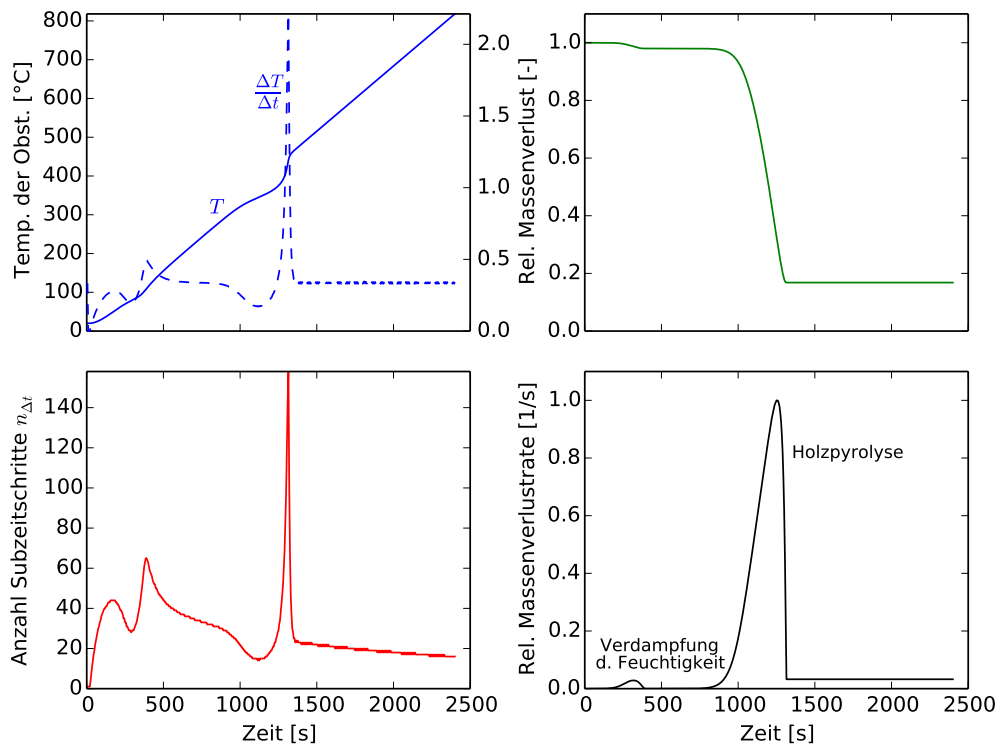


Abb. 3.21: Temperaturverteilung (links oben), Massenverlust (rechts oben) und Massenverlustrate (rechts unten) sowie Anzahl der Subzeitschritte $n_{\Delta t}$ (links unten)

Schrittweitenkriteriums nach Gl. 3.51 würde allerdings neben den bereits beschriebenen Effizienz Einschränkungen den Einfluss des Quellterms nicht berücksichtigen. Der Ansatz dieses Kriteriums wurde daher verworfen.

Das implementierte Verfahren ist konsistent mit der Konsistenzordnung $O(\Delta t)$. Dies gilt sowohl für explizite als auch voll-implizite Eulerverfahren. Die Genauigkeit des Verfahrens pro Zeitschritt hängt somit linear mit der Größe des Zeitschritts zusammen, was auch in Abb. 3.13 ersichtlich ist. Gemischt explizit-implizite Verfahren wie z. B. das Crank-Nicolson-Verfahren mit $\alpha = 0,5$ nähern den wahren Funktionsverlauf zwischen zwei Zeitschritten besser an, da sowohl die Werte zum Zeitpunkt t als auch zum Zeitpunkt $t + \Delta t$ berücksichtigt werden. Eine Verringerung der Zeitschrittweite führt hier zu einer deutlich besseren Wiedergabe der Originalfunktion (Konsistenzordnung $O(\Delta t^2)$). Wegen des impliziten Anteils ist aber die (iterative) Lösung eines Gleichungssystems erforderlich. Ist die Konsistenz und Stabilität gewährleistet, kann nach dem *Äquivalenztheorem von Lax* die Konvergenz der numerischen Lösung gegen die exakte Lösung nachgewiesen werden (siehe z. B. THOMAS (1995)).

Die gezeigte Beispielrechnung basiert auf einer fest eingestellten globalen Zeitschrittweite von $\Delta t_{FDS} = 5 \text{ s}$. Üblicherweise liegen die Werte bei automatischer Anpassung mit Berücksichtigung der Strömungseigenschaften in Kombination mit der Berechnung turbulenter Verbrennungsprozesse in Bereichen $\Delta t_{FDS} < 1 \text{ s}$. Eine Auswertung von eigenen Berechnungen im Rahmen des OECD-PRISME2-Vorhabens und Berechnungen im Rahmen dieser Arbeit zeigen, dass typischerweise $0,05 > \Delta t_{FDS} > 0,001 \text{ s}$ gilt. Die

gerechneten Szenarien berücksichtigen den Einfluss mechanischer Ventilation sowie Strömungen durch Türöffnungen und enthalten neben Kabelbränden auch Poolfeuer und weitere Brandlasten. Diese Auswertung bestätigt die in HOHM (2010) getroffene Entscheidung für ein explizites Verfahren.

Die Anwendbarkeit des Verfahrens für Kabelbrandlasten, welche hinsichtlich ihrer zur Abbildung der geometrischen Verhältnisse benötigten Auflösung, der Zersetzungseigenschaften und Materialeigenschaften⁸ hohe Anforderungen an das Lösungsverfahren stellen, wird in Kapitel 6 aufgezeigt.

3.9 Optimierung der Ausführungsgeschwindigkeit

3.9.1 Allgemeines

Das bekannte *Moor'sche* Gesetz, erstmals in MOORE (1965) als Faustregel beschrieben, besagt eine Verdopplung der Transistoranzahl integrierter Schaltkreise über einen Zeitraum von etwa 18 Monaten. Aktuelle Prozessoren für den Massenmarkt werden mit einer effektiven Strukturgröße⁹ von 14 nm hergestellt und erreichen in immer stärkerem Maße physikalische Grenzen des Herstellprozesses (EUV-Lithografie). Dies gilt in gleichem Maße für die Taktfrequenzen, die seit etwa fünf Jahren im Bereich von 2,0 - 3,0 GHz liegen. Eine weitere Erhöhung führt zu deutlich höheren Betriebsspannungen und somit stark ansteigenden Temperaturen, welche die Dauerhaftigkeit und Wirtschaftlichkeit gefährden.

Da (bei gleichem Prozessordesign) die Taktfrequenz einen wesentlichen Einfluss auf die Rechengeschwindigkeit pro Kern hat, sind die Chiphersteller dazu übergegangen, mehrere Prozessorkerne auf einen Chip zu integrieren, um die potentielle Rechengeschwindigkeit des Prozessors zu erhöhen. Eine einfache Addition der Rechenleistung je Prozessorkern zu einer Gesamtrechenleistung ist allerdings nicht sinnvoll, da dies nur für entsprechend parallel abzuarbeitende Aufgaben gilt. CFD- oder Feldmodelle wie z. B. FDS sind hinsichtlich der Möglichkeiten, den erhöhten Grad der Parallelisierung in Laufzeitverringerung umzusetzen, auf $O(0, 1)$ begrenzt (siehe z. B. LÖHNER & BAUM (2014)).

Unabhängig von den Herausforderungen bei der Parallelisierung von CFD-Modellen soll das im Rahmen dieser Arbeit implementierte Pyrolysemodell mit Hilfe aktueller Techniken zur Parallelisierung dahingehend ertüchtigt werden, dass bei Verwendung für typische Anwendungsfälle kein signifikanter Nachteil bei den Laufzeiten entsteht. Die ursprüngliche Implementierung war nicht hinsichtlich der Laufzeit optimiert, sodass deutliche Geschwindigkeitseinbußen bei Verwendung des Moduls zur Berechnung dreidimensionaler Temperaturfelder auftraten. Wie von HOHM (2010) im Ausblick beschrieben, sind unter anderem aufgrund der Wahl expliziter Zeitintegration jedoch die Bedingungen für die Parallelisierung gegeben.

⁸vgl. Unterschiede in der Wärmeleitfähigkeit von Kupfer und PVC.

⁹Der Wert ergibt sich unter Berücksichtigung dreidimensionaler Strukturen bei Umrechnung in einen flächenspezifischen Wert, die wahre Strukturgröße liegt etwas darüber.

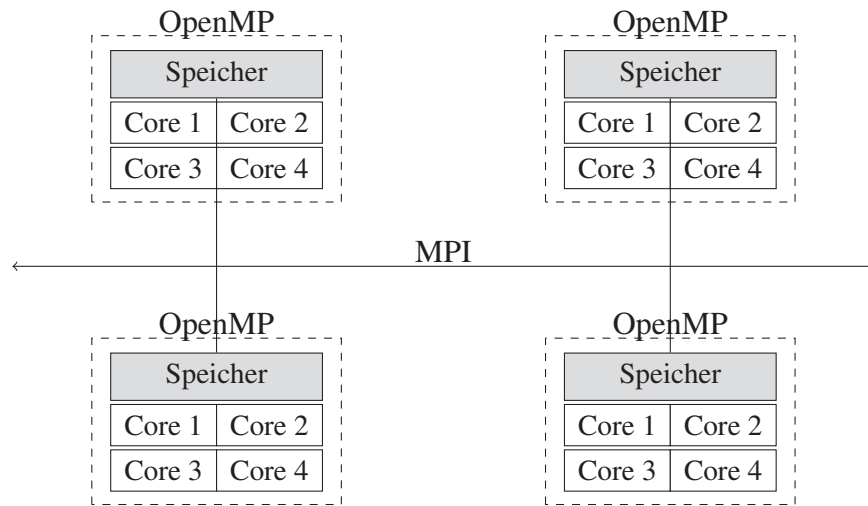


Abb. 3.22: Architektur von Hochleistungsrechnern mit verknüpften Rechenkernen

Grundlagen der parallelen Programmierung können z. B. in GRAMA ET AL. (2003) nachgelesen werden. Die im Brandschutzingenieurwesen typischen Aufgabenstellungen können auf vielfältige Weise parallelisiert werden, wobei zwischen zwei grundsätzlichen Ansätzen unterschieden werden kann, der Einteilung des Berechnungsgebietes in Teilgebiete sowie der Aufteilung von Schleifendurchläufen in Subiterationen.

Beide Ansätze werden in der aktuellen Implementierung zur Verringerung der Laufzeit herangezogen. Die Einteilung des Berechnungsgebietes in Teilgebiete kann dabei bereits aus der Aufgabenstellung heraus gegeben sein, z. B. für die Untersuchung des Abbrands von mehreren Holzstützen innerhalb eines Raumes. Jede Stütze ist unabhängig von den anderen Stützen berechenbar, und auch die gegenseitige Beeinflussung der Stützen, z. B. aufgrund von Wärmestrahlung, basiert auf den zum aktuellen Zeitschritt t bekannten Werten. Auch bei der Berechnung einer einzelnen Holzstütze kann der Anwender das Berechnungsgebiet durch Modellierung des Volumens der Stütze über zwei miteinander verbundene Obstructions teilen und so die Laufzeit reduzieren.

Aktuelle Hochleistungsrechner bestehen aus einer Vielzahl an Prozessoren, welche Knoten genannt werden. Jeder dieser Knoten besitzt mehrere Kerne und teilt sich einen gemeinsamen Speicher. Die Knoten kommunizieren untereinander über ein Netzwerk mit hoher Bandbreite und geringen Latenzen¹⁰. Der beschriebene Aufbau ist in Abb. 3.22 dargestellt.

Die Implementierung des Pyrolysemodells berücksichtigt die typische Ausstattung aktueller Workstations, wie sie im Brandschutzingenieurwesen angewendet werden. Diese besitzen eine CPU mit vier bis acht Rechenkernen, welche sich einen gemeinsamen Arbeitsspeicher teilen (*Shared Memory*). Um die vorhandenen Prozessorkerne moderner CPUs sinnvoll auszunutzen, wurde die standardisierte Programmibliothek *OpenMP* verwendet, die bereits bei der aktuellen Version von FDS_NIST durch HAARHOFF (2014) zur Parallelisierung einzelner Programmbestandteile verwendet wird.

¹⁰übliche Bandbreiten zwischen 20 - 40 GBps bei Latenzen in der Größenordnung $1e^{-6}$ s.

Sollen Rechnerverbünde oder Hochleistungsrechner ausgenutzt werden, muss die Implementierung die Aufteilung der Arbeit auf die einzelnen Knoten und die Kommunikation untereinander organisieren. Ein verbreiteter Standard für diesen Fall ist die Programm-bibliothek *Message Passing Interface* (MPI), welche die Arbeit auf einzelne Prozesse verteilt und eine Reihe an Funktionen zur Kommunikation, Synchronisierung, Verteilung und Zusammenführung anbietet. Die Prozesse werden in der Regel von den Knoten eines Rechnerverbundes ausgeführt, können aber auch lokal auf einen Knoten verteilt werden, um mehrere Rechenkerne auszunutzen.

In FDS kann das Berechnungsgebiet in mehrere Netze aufgeteilt werden, die dann wiederum über MPI auf die einzelnen Prozesse verteilt werden. Aussagen zur Effizienz und Skalierbarkeit von FDS auf Hochleistungsrechnern bei Verwendung von MPI finden sich in MCGRATTAN ET AL. (2015a). Diese sind direkt auf FDS_DEV übertragbar, da sich jede Obstruction in verschiedenen Netzen befinden kann und die Arbeit der Pyrolyseberechnung auf die MPI-Prozesse verteilt werden kann. Es ist Aufgabe des Modellanwenders, bei der Berechnung typischer Fragestellungen wie dem Abbrand von Holzstützen oder der Brandausbreitung vertikal angeordneter Kabeltrassen das Berechnungsgebiet der Gasphase der vorhandenen parallelen Rechnerleistung entsprechend anzupassen. Dabei ist zu beachten, dass jede Obstruction einem Netz zugeordnet ist und die aktuelle Implementierung keine Pyrolyseberechnung von netzübergreifenden Obstructions erlaubt.

3.9.2 Parallelisierung für einen einzelnen Knoten mit Hilfe von OpenMP

Mit Hilfe von OpenMP lässt sich ein Programm auf einzelne *Threads* aufteilen, wobei bei Programmstart zuerst ein *Masterthread* gestartet wird. Über die Programmlaufzeit werden dann parallele Regionen erzeugt, die ein Team aus weiteren Threads starten und die im Quellcode über Compilerdirektiven definierten Bereiche parallel abarbeiten. Am Ende müssen die Ergebnisse synchronisiert und zusammengeführt werden. Parallele und serielle Regionen können verkettet und verschachtelt werden. Grundlagen und Details zu paralleler Programmierung in OpenMP sind z. B. in CHANDRA ET AL. (2001) und CHAPMAN ET AL. (2008) aufgeführt.

Neben der Implementierung des Pyrolysemodells ist die Ausnutzung vorhandener Rechenleistung, auch auf einfachen Workstations, ein wesentlicher Arbeitsschritt, da deutlich längere Laufzeiten das Kosten- / Nutzenverhältnis verringern und die Anwendbarkeit für typische Probleme des Brandschutzingenieurwesens einschränken. Dazu wurde die ursprüngliche Implementierung für FDS 5 bei der Portierung auf die aktuelle Version vollständig umorganisiert, Schleifendurchläufe wurden zusammengefasst und wenn möglich komplett vektorisiert, durch Maskierung¹¹ wurde die Lauflänge von Schleifen reduziert und Abhängigkeiten des aktuellen Schleifendurchlaufs von vorherigen Durchläufen wurden entfernt.

¹¹Indexierung der Übergangszellen zwischen fester Phase und Gasphase der relevanten Obstructions und Überführung in einen eigenen Array.

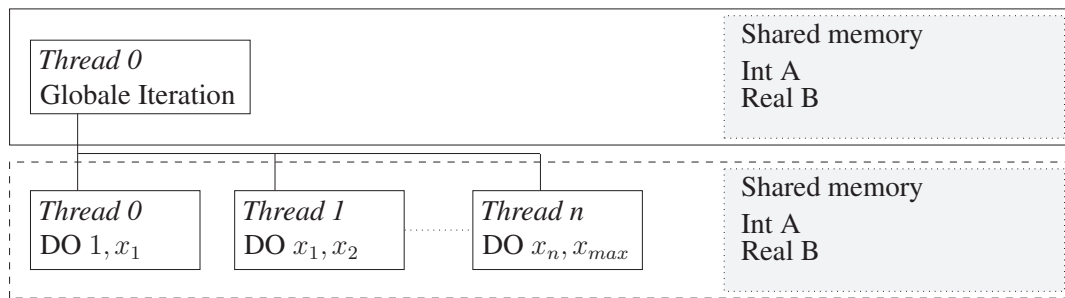


Abb. 3.23: Serielle und parallele Programmbestandteile bei Verwendung von OpenMP-Compilerdirektiven zur Aufteilung von Schleifendurchläufen

Die verbliebenen Schleifen, z. B. über die Subzellen der Obstruction, wurden dann mit Hilfe von OpenMP in parallele Regionen aufgeteilt, wie in Abb. 3.23 beispielhaft dargestellt. Die Aufteilung erfolgt automatisch nach Anzahl der vorhandenen Threads, sodass in Abhängigkeit der verwendeten CPU und der Festlegung des Anwenders die Aufteilung der Schleifendurchläufe portabel und automatisch geschieht.

Die Aufteilung der Schleifen erfordert die Definition von gemeinsam genutzten sowie *threadlokalen* Variablen, die als Kopien für jeden Thread unabhängig voneinander existieren. Die Synchronisation dieser Kopien ist für die Implementierung des Pyrolysemodells von untergeordneter Bedeutung, da jeder Thread einen Teil des Temperatur- und Dichtefeldes der Obstruction aktualisiert, sodass nicht parallel der gleiche Speicherbereich beschrieben wird und weitere Überlegungen über das Synchronisieren bzw. Zusammenführen der Daten nicht erforderlich sind.

Um die Laufzeitverringerung und die Skalierung für mehrere Rechenkerne zu überprüfen, wurden vier Testfälle definiert, die mit einem bis vier Threads auf einer Workstation mit einer CPU mit vier Kernen¹² gestartet wurden. Dabei ist zu beachten, dass der Prozessor bei Auslastung lediglich eines Kernes diesen mit bis zu 3,9 GHz betreibt, sodass die Single-Thread Leistung in diesem Fall nicht direkt mit der bei Auslastung mehrerer Kerne zu vergleichen ist.

Das Modell besteht aus einer bzw. acht Obstructions mit je 40.000 Subzellen, die in Form gedrungener Stützenstummel nebeneinander stehen. Die Eigenschaften der Materialkomponenten wurden an das Brandverhalten von Holz angelehnt, sodass die thermischen und reaktionskinetischen Parameter denen eines typischen Falls entsprechen. Die Simulationsdauer beträgt in allen Fällen 1000 s, die Temperatur der Gasphase wird in allen Fällen als zeitabhängige Funktion von 20 °C auf 1000 °C bei 500 s gesteigert und dann konstant gehalten. Aufgrund der in Nr. 4 aktivierten Verbrennung kann die Temperatur lokal aber darüber liegen (siehe Tab. 3.3 und Abb. 3.24).

Für den Testfall Nr. 4 liegt im Verhältnis der Berechnungsgebiete der festen Phase zur Gasphase im Bereich typischer Problemstellungen des Brandschutzingenieurwesens. Die ersten beiden Testfälle dagegen sind bei kompletter Deaktivierung der Gasphase und des Strahlungslösers nicht praxisrelevant, jedoch zur Untersuchung der reinen Laufzeit des Pyrolysemodells sinnvoll.

¹²CPU: Intel Xeon E3-1246 v3 4x3,5 GHz.

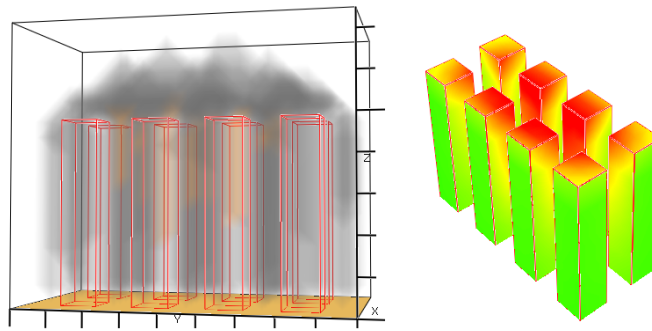


Abb. 3.24: Simulationsmodell für den OpenMP Benchmark

Tab. 3.3: Benchmark zur Untersuchung der Laufzeit bei OpenMP-Parallelisierung für einen typischen Rechenknoten mit 4 Kernen

Nr.	Berechnungsgebiet			Submodelle	
	feste Phase	Gasphase	Strahlung	Gasphase	Verbrennung
1	1 x 40.000	-	deaktiviert	deaktiviert	deaktiviert
2	8 x 40.000	-	deaktiviert	deaktiviert	deaktiviert
3	8 x 40.000	2.700	aktiviert	aktiviert	deaktiviert
4	8 x 40.000	100.000	aktiviert	aktiviert	aktiviert

Die Ergebnisse des Benchmarks sind in Abb. 3.25 für alle vier Testfälle in Abhängigkeit der Anzahl der Threads aufgeführt. In der linken Spalte ist die CPU-Zeit aller aufgezeichneten (relevanten) Module von FDS_DEV in Abhängigkeit der Anzahl der Threads dargestellt. Dieser Wert entspricht nicht der Gesamtlaufzeit, die etwas darüber liegt und einen Restanteil enthält, der nicht auf die aufgezeichneten Laufzeiten der Module zurückgeführt werden kann. Die rechte Spalte der Abbildung führt die CPU-Zeit für jedes Modul einzeln auf, sodass der Anteil an dem gesamten Zeitbedarf aller Module ersichtlich wird.

Für die ersten beiden Testfälle ist die komplette benötigte CPU-Zeit auf die beiden Module *WALL* und *HC3D* aufgeteilt, da alle anderen Module aufgrund der deaktivierten Submodelle nicht ausgeführt werden. Zusätzlich kann gezeigt werden, dass das Standardmodul *WALL* bisher nicht parallelisiert ist, während *HC3D* vor allem bei mehr als einem Thread deutlich weniger CPU-Zeit benötigt. Die Erhöhung der Obstructions von eins auf acht führt bei einem Thread zu einem achtmal höheren CPU-Zeitbedarf, während bei mehr als zwei Threads ein leichter Zeitvorteil, ersichtlich in den relativen Angaben über den Balken, nachweisbar ist. Die Ergebnisse zeigen, dass ein einzelner Knoten (hier eine CPU mit vier Kernen) bereits mit der parallelen Berechnung einer einzelnen Obstruction ausgelastet werden kann und weitere Obstructions theoretisch parallel, aufgrund der hier begrenzten Ressourcen aber nur noch geringfügig schneller berechnet werden. Bei Verwendung eines Rechnernetzes oder Hochleistungsrechners in Kombination mit der Aufteilung des Berechnungsgebietes auf acht MPI-Prozesse kann von einer nahezu linearen Skalierung (bis etwa 128 Knoten) ausgegangen werden, wie in MCGRATTAN ET AL. (2015a) für diesen Fall der Gebietsaufteilung (*Strong Scaling Study*) dargestellt

3.9 Optimierung der Ausführungsgeschwindigkeit

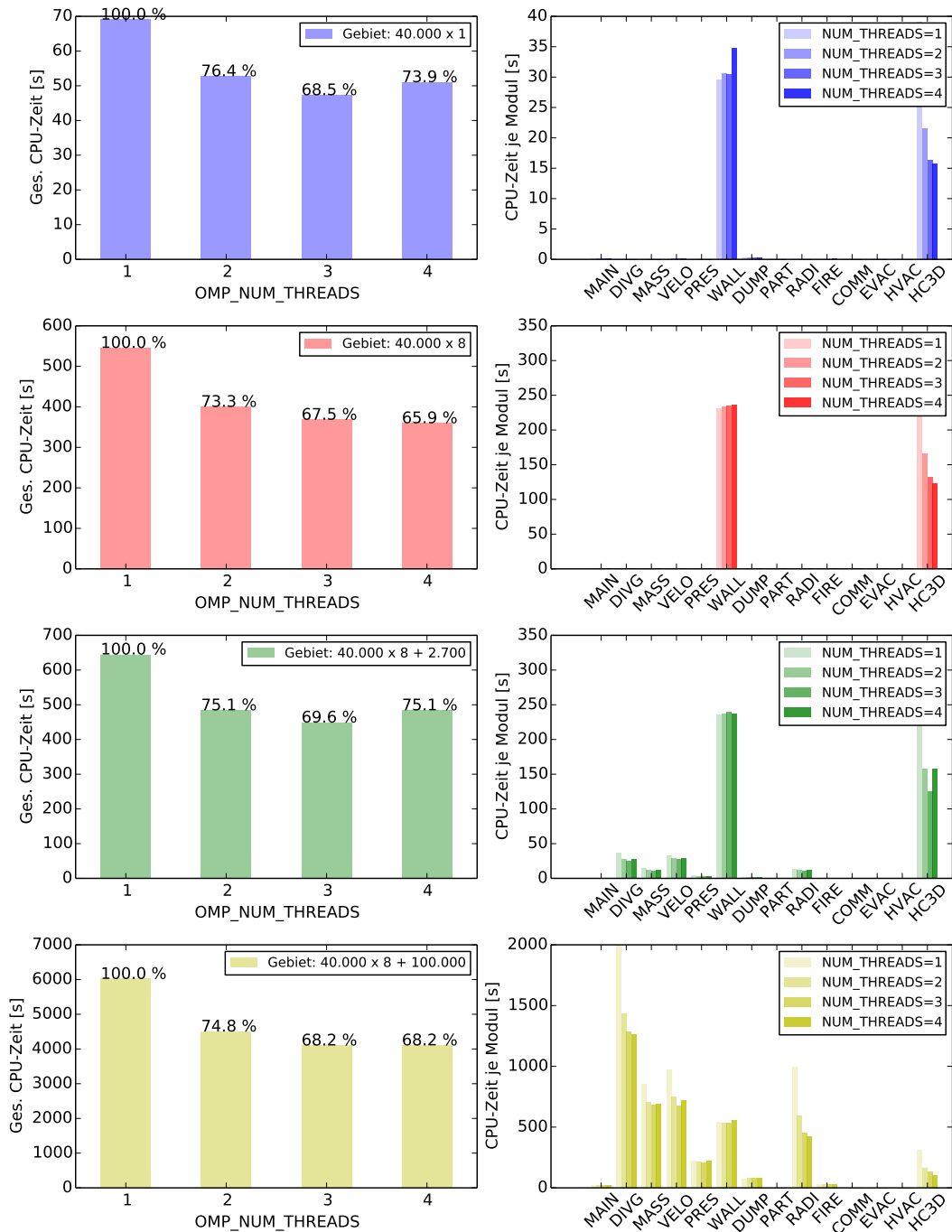


Abb. 3.25: CPU-Zeitbedarf bei Erhöhung der Threads für das Benchmark-Modell (oben) und Zeitbedarf aufgeteilt auf die relevanten Module von FDS_DEV (unten) für eine einzelne CPU

ist.

Bei Aktivierung des Strahlungslösers und der Gasphasenberechnung verschieben sich die Verhältnisse, wobei aufgrund der ungleichen Zellanzahl des Berechnungsgebietes von 2700 zu 320.000 das Modul *HC3D* weiterhin den größten Anteil an der CPU-Zeit beansprucht. Für den letzten Testfall wurde die Verbrennung aktiviert, sodass die lokalen Temperaturschwankungen im Oberflächenbereich zu einer Anpassung der Zeitschrittweite Δt für die feste Phase führt und somit die Laufzeit beeinflussen. Dies entspricht einem realistischen Anwendungsfall, führt aber dazu, dass die Laufzeiten des Moduls *HC3D* nicht mit denen der vorherigen drei Testfälle vergleichbar sind.

Der Anteil des Moduls *HC3D* liegt in dem vierten Fall mit etwa 450 s bei 12.000 s gesamter CPU-Zeit bei $\approx 3,75 \%$ (hier beispielhaft die Werte bei vier Threads). In vielen Fällen führt die Verwendung des Pyrolysemodells oder der dreidimensionalen Wärmeleitungsmodule somit zu keiner deutlichen Verlängerung der Laufzeit.

3.10 Modularer Entwicklungsansatz

Alle wichtigen Subroutinen und Funktionen zur Initialisierung und Berechnung der Pyrolyse- und Wärmeleitungsprozesse wurden in ein eigenes Modul *HC3D* integriert. In manchen Fällen wurden die bereits vorhandenen Module angepasst, z. B. bei Definition globaler Variablen, die im Modul *CONS* aufgeführt sind. Auch die Routine zum Einlesen der modifizierten Befehle der Eingabedatei wurde in das Modul *READ* integriert. Bei bereits vorhandenen Funktionalitäten, wie z. B. den Materialdatensätzen, wurden diese um die eigenen Bestandteile erweitert, sodass unabhängig von der Wahl des Modells (1D oder 3D) die gleiche Syntax der Eingabedatei gilt und diese lediglich um die Befehle der 3D-Pyrolyse erweitert werden muss.

Die Implementierung der in den vorangegangenen Abschnitten beschriebenen Submodelle basiert auf der aktuellen Version von FDS 6.3.2 (Stand: 18.12.2015), ist aufgrund des modularen Ansatzes aber unproblematisch in zukünftige Versionen einzupflegen.

4 Verifizierung des Pyrolysemodells

4.1 Konzept und Umsetzung

Ein wesentlicher Arbeitspunkt während der Entwicklung und Implementierung des Pyrolysemodells war und ist die Überprüfung der Implementierung anhand von einfachen Testfällen. Während der Entwicklung können eine Vielzahl von Fehlern geschehen, welche sich auf verschiedene Weise auswirken. Fehlerhafte Zugriffe auf Speicherbereiche außerhalb eines dynamisch (abhängig z. B. von Definitionen in der Eingabedatei) allozierten Speichers können nicht vom Compiler erkannt werden, sodass auch eine fehlerfrei kompilierte Binärdatei nicht funktioniert. Ein solcher Fehler fällt im Regelfall sofort auf, wenn eine Berechnung gestartet wird.

Neben Programmierfehlern muss überprüft werden, inwieweit die Implementierung die zugrunde liegenden physikalischen Modelle korrekt abbildet. Dies geschieht in der Regel durch den Vergleich mit analytischen Lösungen als Referenz, was jedoch nicht immer möglich ist. Für die Untersuchung der nichtlinearen dreidimensionalen Wärmeleitung oder des Massenverlustes bei Zersetzungsreaktionen nach Arrhenius existieren keine analytischen Lösungen, sodass hier als Referenzwerte Ergebnisse einer bereits verifizierten und validierten Implementierung (in dieser Arbeit vor allem ANSYS und FDS_NIST) herangezogen werden müssen.

Inwieweit das Modell in der Lage ist, echte Brandszenarien zu prognostizieren, wird in Kapitel 6 anhand von Klein- und Großversuchen dargestellt und ist nicht Thema dieses Kapitels. Die fortlaufende Entwicklung an dem Pyrolysemodell und die steti-ge Aktualisierung auch der weiteren Programmbestandteile von FDS macht es nötig, bereits berechnete Testfälle mit der aktuellen Implementierung erneut zu berechnen. Zudem müssen mit steigender Komplexität und Fortschritt der Entwicklung mehrere Testfälle gerechnet, ausgewertet und interpretiert werden. Aus diesem Grund wurde ein Hilfsprogramm aufgesetzt, dessen Vorgehensweise in Abb. 4.1 erläutert ist.

Nach dem Aufbereiten der vordefinierten Testfälle wird FDS_DEV auf Grundlage des aktuellen Quellcodes mit Debug-Einstellungen¹ kompiliert. Die so erzeugte Binärdatei wird anschließend zur Berechnung aller Testfälle verwendet, die Ergebnisse werden automatisiert ausgewertet und als Diagramme dargestellt. Aus diesen Diagrammen und der Compiler-Logdatei wird dann ein Bericht erzeugt, der alle Ergebnisse der Testfälle im Vergleich zu den Referenzdaten aufzeigt und außerdem einen Abschnitt mit allen Warnungen oder Fehlern bei der Kompilierung von FDS enthält. In einem weiteren

¹Compileroptionen mit Fokus auf die Fehlerverfolgung (*Debug*) bzw. Geschwindigkeitsoptimierung (*Release*) bei Erzeugung der ausführbaren Datei.

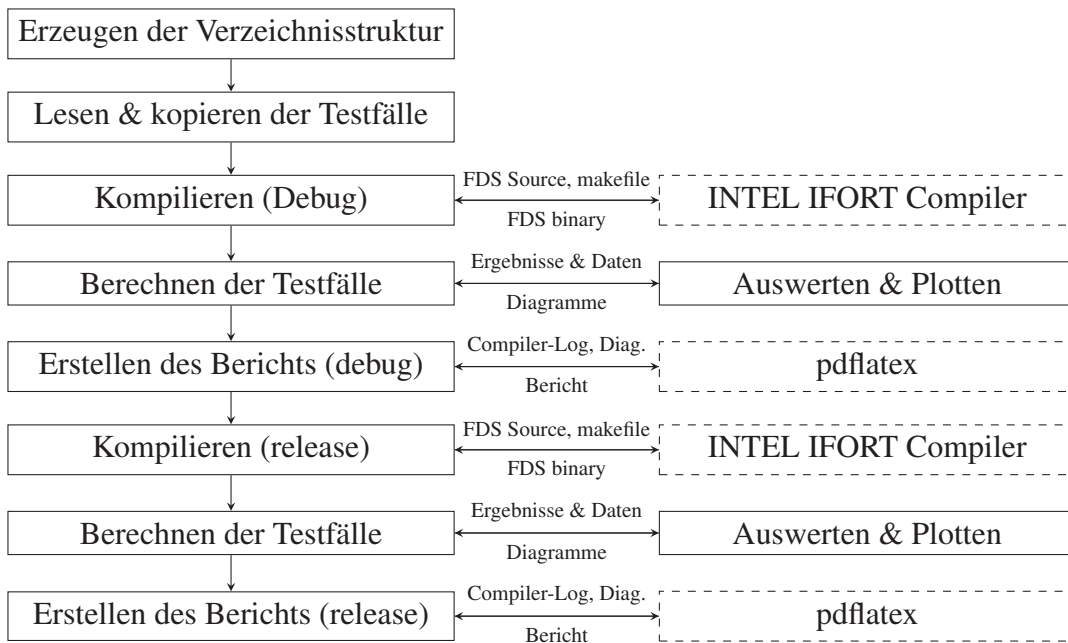


Abb. 4.1: Automatisiertes Vorgehen während der Entwicklung von FDS_DEV zur Verifizierung und Validierung

Durchlauf werden diese Schritte mit Release-Einstellungen¹ wiederholt. Einzelne Komponenten des Hilfsprogramms wie z. B. der Release-Durchlauf können während der Entwicklungsphase auch deaktiviert werden.

Dabei wurden die in Tab. 4.1 aufgeführten Testfälle berechnet und ausgewertet. Die Eingangsparameter und Randbedingungen, die den jeweiligen Berechnungen zugrunde liegen, sind in den entsprechenden Abschnitten detailliert. Die Ergebnisse sind in den folgenden Unterabschnitten entsprechend dem Gegenstand der Untersuchung in die Abschnitte *Wärmeleitung* und *Pyrolyse* eingeteilt.

4.2 Verifizierung der 3D-Wärmeleitung

Das von HOHM (2010) entwickelte Modell zur Berechnung der dreidimensionalen Wärmeleitung dient als Basis für die eigene Modellentwicklung. Aufgrund der Tatsache, dass zwischen der Entwicklung von HOHM und der aktuellen Version von FDS etwa fünf Jahre liegen, musste das Modell in die aktuelle Programmstruktur von FDS 6 eingepflegt werden. Daneben wurde das Modell grundlegend angepasst, optimiert und um weitere Aspekte wie die Berücksichtigung von Schwinden und Quellen erweitert, welche direkt in die Berechnung des Temperaturfelds eingreifen (vgl. Kapitel 3). Um die Stabilität des Lösungsalgorithmus bei Pyrolyseprozessen und den daraus resultierenden Dichteveränderungen zu gewährleisten, wurde der Ansatz des Stabilitätskriteriums um ein inkrementell-iteratives Vorgehen erweitert. Außerdem wurden einzelne Schleifen mit Hilfe der Möglichkeiten von OpenMP parallelisiert.

Tab. 4.1: Untersuchte Testfälle

Name	Untersuchungsgegenstand
<i>1d_slab</i>	Eindimensionale Wärmeleitung mit konstanten Materialeigensch.
<i>cc41</i>	Testfall aus dem EC1 1-2-NA
<i>3d_cube</i>	Dreidimensionale nichtlineare Wärmeleitung
<i>1schritt</i>	1-Schritt-Pyrolysereaktion ohne feste Rückstände
<i>1schritt_char</i>	1-Schritt-Pyrolysereaktion mit Residuum
<i>3schritt_char</i>	3-Schritt-Pyrolysereaktion mit Residuum
<i>birch_tga</i>	2-Schritt-Pyrolysereaktion eines Stoffes, bestehend aus zwei Materialien mit Berücksichtigung der Reaktionsenthalpie
<i>shrink_swell</i>	Volumenänderung bei Schwinden und Quellen
<i>faa_pmma</i>	Massenverlustrate eines schwindenden Materials
<i>hlz_stuetze</i>	Gekoppelte Phänomene bei mehrdimensionaler Wärmestrombeaufschlagung

Aus diesem Grund wird das Modell zur dreidimensionalen Wärmeleitung als Grundlage für das Pyrolysemodell mit Hilfe von drei Verifizierungsfällen überprüft. Diese orientieren sich für den einfachen Fall der eindimensionalen Wärmeleitung an dem Verifizierungsfall des FDS Verification Guide (siehe MCGRATTAN ET AL. (2015b)), welcher auch zur Verifizierung des eindimensionalen Wärmeleitungsmodells des offiziellen FDS Releases verwendet wird. Der zweite Testfall *cc41* stammt aus EC1 1-2-NA (2015), der Dritte (*3d_cube*) wurde selbst entworfen.

4.2.1 Eindimensionale stationäre Wärmeleitung

Für den einfachen Fall einer eindimensionalen Wärmeleitung bei konstanten Werten liegt eine analytische Lösung vor. Der hier verwendete Testfall und die analytischen Ergebnisse stammen aus CARSLAW & JAEGER (1959) und wurden ebenfalls für das eindimensionale Wärmeleitungsmodell von FDS_NIST als Testfall herangezogen. Das Testmodell besteht aus einem Würfel mit einer Kantenlänge von 0,1 m, wobei die obere Fläche einer Wärmestromrandbedingung ausgesetzt ist und alle anderen Fläche adiabat angenommen sind. Der Testfall enthält keinen Wärmestrom aus radiativen Anteilen. Die Gastemperatur ist konstant mit $T_g = 120 \text{ °C}$ angesetzt, die weiteren Materialeigenschaften und Randbedingungen sind in Abb. 4.2 und Tab. 4.2 aufgeführt. Ebenfalls dargestellt sind die Auswertepunkte im Probekörper.

Das verwendete Modell ist in der Lage, die zugrunde liegenden Wärmeleitungsprozesse korrekt abzubilden, wie anhand des Temperaturvergleichs in Abb. 4.3 für die verschiedenen Tiefen zu erkennen ist. Für alle dargestellten Verläufe stimmen die numerischen Ergebnisse bei vernachlässigbarer Ungenauigkeit mit den analytischen Lösungen überein.

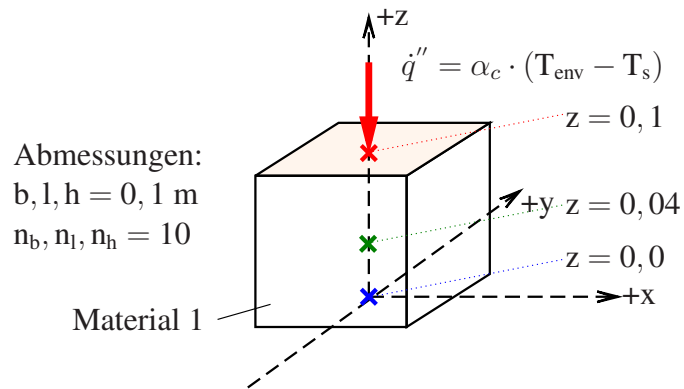


Abb. 4.2: Modell zur Verifizierung der eindimensionalen stationären Wärmeleitung

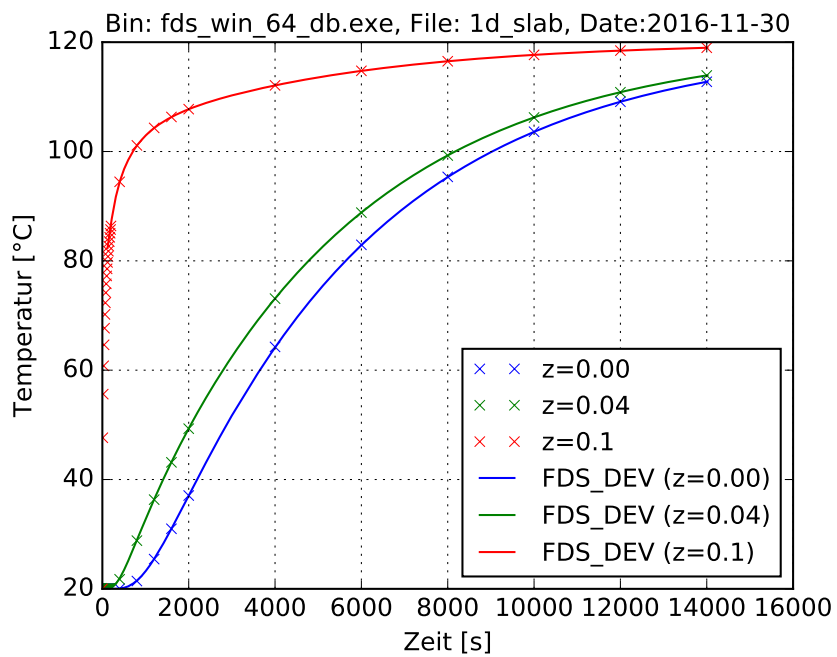


Abb. 4.3: Numerisch und analytisch berechnete Temperaturentwicklung im Testobjekt

Tab. 4.2: Eingangsgrößen für den Testfall der eindimensionalen Wärmeleitung

Testfall	Eingangsgrößen	
	Material 1	
1d_slab	$\lambda = 0,1$	W/mK
	$\rho = 100$	kg/m ³
	$c_p = 1,0$	kJ/kgK
	$T_{env} = 120$	°C
	$T_0 = 20$	°C
	$\alpha_c = 10$	W/m ² K

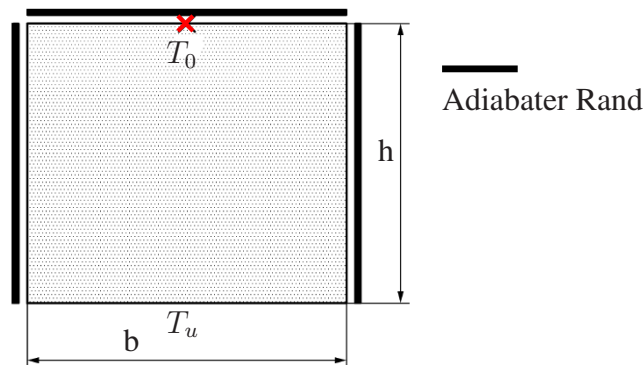


Abb. 4.4: Modell zur Verifizierung der zweidimensionalen Wärmeleitung aus EC1 1-2-NA

4.2.2 Zweidimensionale Wärmeleitung

Ein einfacher Testfall zur Überprüfung zweidimensionaler Wärmeleitung ist in EC1 1-2-NA (2015) als Validierungsbeispiel *CC4.1* enthalten. Für weitere Details zu den anzusetzenden Materialeigenschaften wird daher auf EC1 1-2-NA verwiesen. Die Kantenlängen b und h betragen je 1 m und es sind wie in Abb. 4.4 an drei Seiten adiabate Randbedingungen definiert. Die Anfangstemperatur des Testkörpers beträgt 1000 °C, die Umgebungstemperatur beträgt 0 °C. Über einen Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_c = 1 \text{ W/m}^2\text{K}$ ist die untere Kante als Wärmestromrandbedingung definiert, sodass der Testkörper über die Zeit auskühlt.

Das Simulationsmodell ist als Würfel mit je 1 m Kantenlänge erstellt, der in alle drei Koordinatenrichtungen mit 10 Subzellen aufgelöst ist. Die beiden zusätzlichen Flächen sind ebenfalls als adiabate Randbedingung definiert, sodass das Simulationsmodell der Problemstellung nach EC1 1-2-NA entspricht.

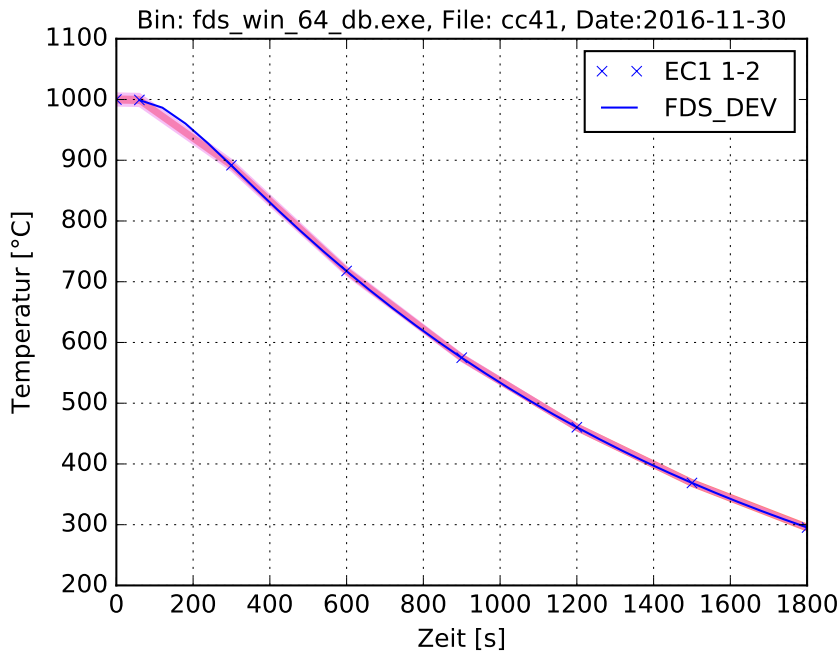


Abb. 4.5: Berechnete Temperatur und Referenzwerte sowie Toleranzbereich im Testobjekt

Die Ergebnisse für die in EC1 1-2-NA nachzuweisenden Zeitpunkte sind in Abb. 4.5 enthalten, die rote Schattierung markiert den Bereich der Grenzabweichungen. Dabei liegen die Berechnungsergebnisse mit vernachlässigbaren Abweichungen auf den Referenzwerten und innerhalb des Grenzabweichungen. Die Überschreitung der Grenzabweichung zwischen den ersten beiden Referenzwerten ist der geringen zeitlichen Auflösung der Referenzwerte geschuldet.

4.2.3 Nichtlineare dreidimensionale instationäre Wärmeleitung

Dieser Testfall dient zur Überprüfung der dreidimensionalen Wärmeleitung bei gleichzeitig vorhandenen temperaturabhängigen Eingangsparametern, hier die Wärmeleitfähigkeit λ sowie die Wärmespeicherkapazität c_p . Die Rohdichte kann in der vorhandenen Implementierung nicht als temperaturabhängige Eingangsgröße definiert werden. Soll beispielsweise das Temperaturfeld einer Stahlbetonstütze unter Brandbeanspruchung bei Berücksichtigung der temperaturabhängigen Veränderung der Rohdichte berechnet werden, kann dies auf vielfältige Weise über das implementierte Pyrolysemodell vorgesehen werden.

Der Baustoff Beton wird in diesem Fall entsprechend seiner Zusammensetzung mit den Materialien Wasser, Zementmatrix und Gesteinskörnung unter Berücksichtigung der jeweiligen Massenanteile beschrieben. Die während der Erwärmung stattfindenden Phasen- und Umwandlungsreaktionen (Verdampfung des Wasseranteils unter Massenverlust beginnend bei 100 °C, Zersetzung der CSH-Phasen als endotherme Reaktion bei etwa 450 °C unter Umwandlung in ein Material geringerer Rohdichte, Umwandlung der

α - in die β -Gitterstruktur quarzitischer Anteile der Gesteinskörnung bei etwa 578 °C als endotherme Reaktion, ebenfalls mit Änderung der Rohdichte zwischen Ausgangsmaterial und Produkt) können direkt mit Hilfe des Pyrolysemodells und den entsprechenden reaktionskinetischen Parametern berücksichtigt werden.

Die bei den endothermen Reaktionen benötigte Reaktionswärme darf dann allerdings nicht mehr über die Wärmespeicherkapazität angesetzt werden, wie dies z. B. bei der Bemessungsfunktion des EC2 1-2 (2015) geschieht. Neben der deutlich genaueren Beschreibung der physikalischen Prozesse ist dieses Vorgehen nötig, da bei temperaturabhängiger Definition der Rohdichte die Massenerhaltung nicht erfüllt wäre.

Die korrekte Berücksichtigung der Verdampfung von Wasser bei Erwärmung von feuchtem Birkenholz wird in Abschnitt 4.3.2 nachgewiesen. Die für den hier beschriebenen Fall der nichtlinearen dreidimensionalen Wärmeleitung angesetzten thermischen Materialeigenschaften sind in Tab. 4.3 aufgeführt.

Tab. 4.3: Thermische Materialeigenschaften für den Testfall der nichtlinearen dreidimensionalen Wärmeleitung

Testfall	Eingangsgrößen			Einheit
	Material 1	Material 2		
	T_{env}	$\lambda_1(T)$	$\lambda_2(T)$	W/mK
	20	1,5	5,0	
	100	1,0	4,0	
	200	0,8	3,0	
	500	0,5	2,0	
3d_cube	T_{env}	$c_{p,1}(T)$	$c_{p,2}(T)$	kJ/kgK
	20	1,0	1,0	
	100	0,9	0,9	
	200	0,6	0,6	
	500	0,5	0,5	
	ρ	400	1500	kg/m ³

Das Volumen und die Abmessungen des Probekörpers entsprechen denen des Probekörpers zur Überprüfung der eindimensionalen Wärmeleitung, siehe Abb. 4.6. Dabei werden zwei (in der Abbildung mit roten Pfeilen dargestellte) Oberflächen mit einem Wärmestrom beaufschlagt, der auf einem rein konvektiven Wärmeübergang mit festem Übergangskoeffizienten von $\alpha_c = 20 \text{ W/m}^2\text{K}$ basiert. Die Wärmestrahlung ist komplett deaktiviert, da mit diesem Testfall die Wärmeleitung innerhalb der festen Phase verifiziert werden soll. Der Wärmestrahlungslöser ist aber in manchen Testfällen zur Verifizierung des Pyrolysemodells (z. B. Testfall *faa_pmma*) aktiviert. Zur Überprüfung des Wärmestrahlungslösers wird auf den FDS Verification Guide MCGRATTAN ET AL. (2015b) und MÜNCH (2012) verwiesen. Die Punkte, die zum Vergleich mit den Ergebnissen der ANSYS-Rechnung herangezogen werden, sind ebenfalls in Abb. 4.6 mit gleichen Farben wie in Abb. 4.8 als Kreuze markiert. Die verwendete Temperaturzeitkurve ist in Abb. 4.7 dargestellt.

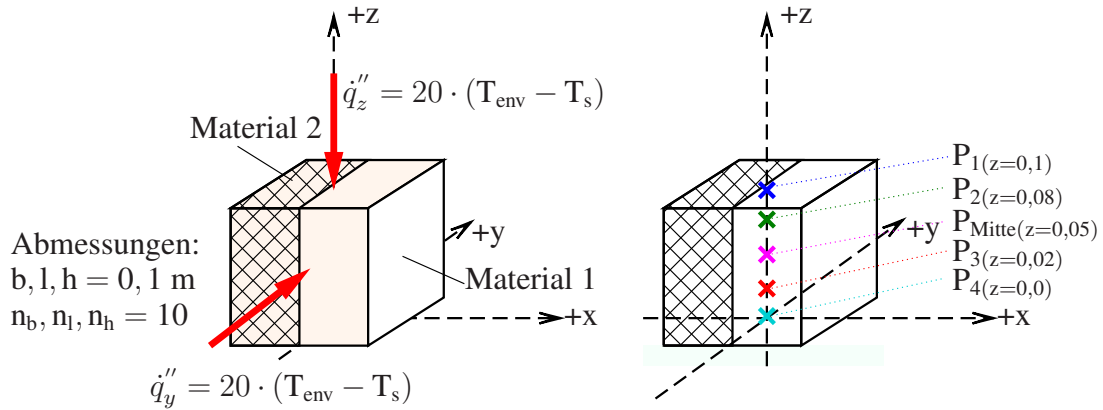


Abb. 4.6: Modell zur Verifizierung der dreidimensionalen Wärmeleitung

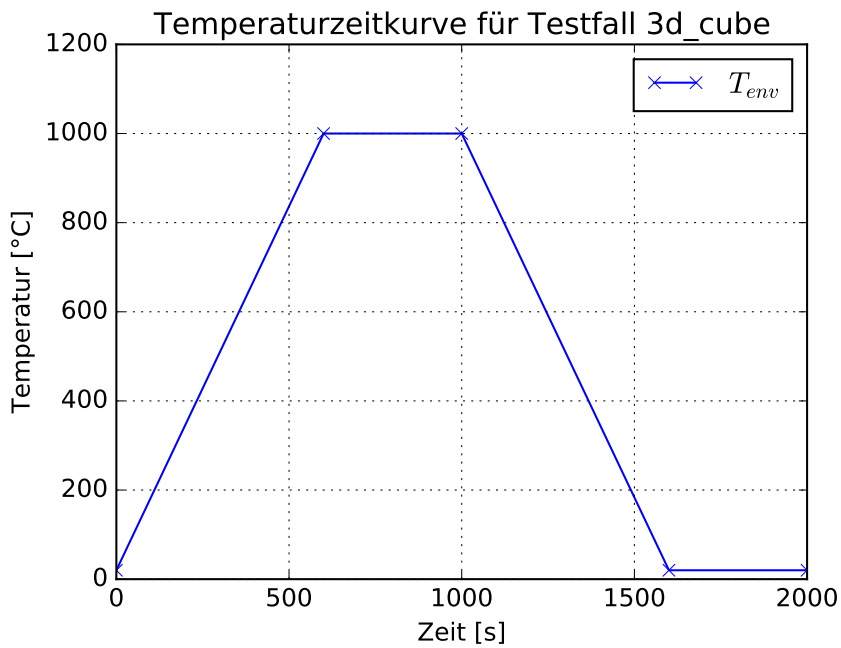


Abb. 4.7: Verwendete Temperaturzeitkurve für den Testfall 3d_cube

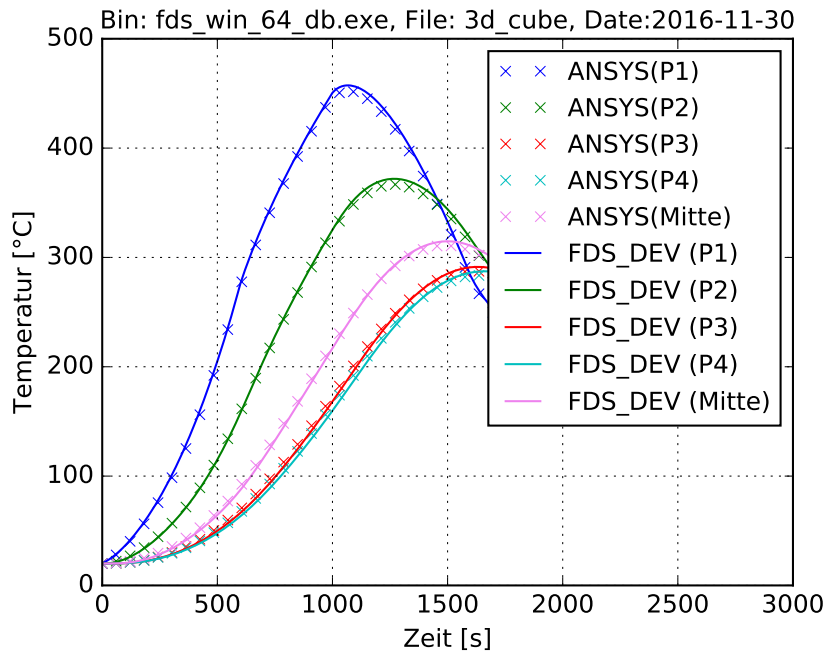


Abb. 4.8: Temperaturverteilung im Testobjekt in der in Abb. 4.6 dargestellten Schnittebene (links) und berechnete Temperaturen an den Messpunkten im Vergleich zu den berechneten Werten mit ANSYS

Das Modell für die ANSYS-Rechnung ist wie das FDS_DEV-Modell aufgelöst, basiert aber auf finiten Elementen mit linearer Ansatzfunktion (8-Knoten). Alle Materialeigenschaften und Randbedingungen wurden entsprechend Abb. 4.6 definiert. Die Ergebnisse der beiden Berechnungen sind in Abb. 4.8 dargestellt.

Insgesamt zeigt Abb. 4.8 eine Abweichung beider Modelle um etwa 6 °C. Dies entspricht einem relativen berechneten Temperaturunterschied von etwa 1 %. Der Grund für diese Abweichungen liegt in den unterschiedlichen numerischen Herangehensweisen (finite Volumen vs. finite Elemente, explizite vs. implizite Zeitintegration).

4.3 Pyrolysemodell

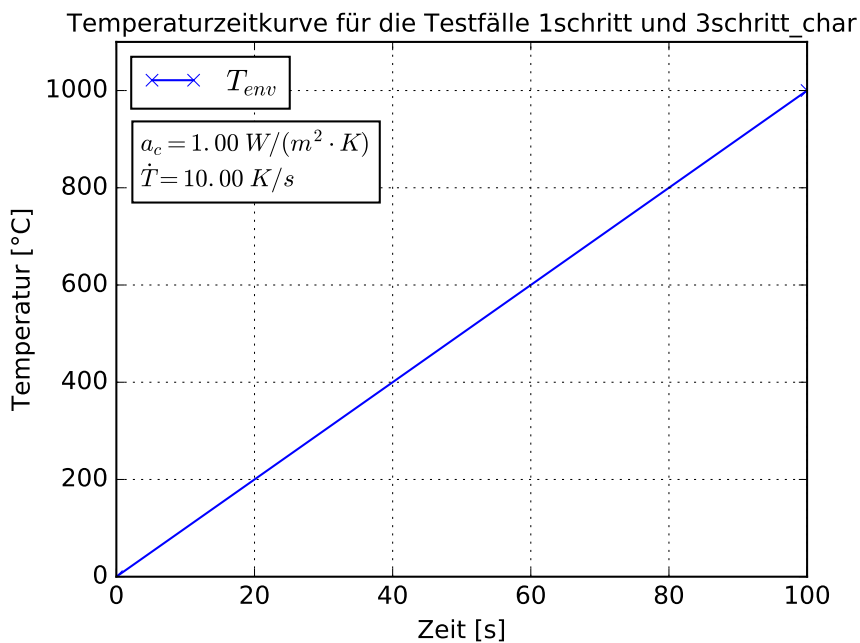
4.3.1 Massenverlust bei konstanter Aufheizrate

Die Testfälle *1schritt* und *3schritt_char* dienen zur Überprüfung der numerischen Lösung der Pyrolysemodells. Um Effekte aus der Wärmeleitung auszuschließen und eine annähernd konstante Aufheizrate zu gewährleisten, wurden die in Tab. 4.4 aufgeführten thermischen Materialparameter für *alle* entstehenden und verbrauchten Materialien verwendet. Die geringe spezifische Wärmespeicherkapazität führt dazu, dass die Temperatur in der festen Phase annähernd der Umgebungstemperatur entspricht. Die beiden Testfälle können daher mit einem TGA-Versuch verglichen werden, bei dem aus dem gleichen Grund eine sehr kleine Probenmasse untersucht wird.

Tab. 4.4: Thermische Materialparameter für die Testfälle *1schritt* und *3schritt_char*

	Testfall		Einheiten
	1schritt	3schritt_char	
λ	1,0	1,0	W/mK
ρ	1,0	1,0	kg/m ³
c_p	0,001	0,001	kJ/kgK

Die virtuellen Proben werden mit einer Aufheizrate von 10 K/s innerhalb von 100 s auf eine Temperatur von 1000 °C erhitzt (siehe Abb. 4.9). Die Wärmeübertragung erfolgt in diesem Fall mit einem konvektiven Übergangskoeffizienten von $\alpha_c = 1 \text{ W/m}^2\text{K}$. Das Volumen der Probekörper beträgt $1 \cdot 1 \cdot 1 \text{ m}^3$.

Abb. 4.9: Verwendete Temperaturzeitkurve für die Testfälle *1schritt* und *3schritt_char*

Die für beide Testfälle angesetzten reaktionskinetischen Parameter sind in Tab. 4.5 aufgeführt. Sie wurden mit Hilfe der in Abschnitt 2.6.1 beschriebenen Schätzverfahren bestimmt, um in dem gewählten Temperaturbereich realistische Massenverlustraten abzubilden. Wie aus Tab. 4.5 ersichtlich, sind die drei Zersetzungsreaktionen im Testfall *3schritt_char* das Resultat von drei unabhängig voneinander verlaufenden Einzelreaktionen dreier Ausgangsmaterialien. Nur die Reaktion von Material 3 erzeugt als Produkt 50 M.-% eines inerten Residuums, das in praktischen Anwendungsfällen wie der Zersetzung von Holz oder PVC für die Modellierung einer Kohleschicht angewendet werden kann.

Eine andere Möglichkeit wäre, die drei Zersetzungsreaktionen konsekutiv (Material 1 \rightarrow Material 2 \rightarrow Material 3 \rightarrow Material 4 (Residuum)) zu modellieren. Das Ergebnis wäre

in dem Fall ein anderes, da sich die Temperaturbanden der Reaktionen des Materials 2 und 3 überlappen.

Wie bereits in Kapitel 2 und von MATAŁA (2013) beschrieben, werden im Rahmen der Anwendung in einem CFD-Modell komplexe Reaktionsabläufe modellhaft in wenigen Reaktionsschritten abgebildet. Sind keine Detailkenntnisse über die Reaktionsabläufe bekannt, liegt die Entscheidung konsekutiver oder parallel stattfindender Reaktionen beim Modellanwender.

Tab. 4.5: Reaktionskinetische Materialparameter für die Testfälle *1schritt* und *3schritt_char*

Testfall	1schritt		3schritt_char			Einheiten
Material j	1	1	2	3	4	
E_j	2,97e4	1,01e5	1,35e5	2,14e5	inert	kJ/kmol
A_j	55,3	5,278e7	1,214e7	2,789e10	inert	1/s
w_0	1,0	0,6	0,2	0,2	0,0	kg/kg
ν_j	0,0	0,0	0,0	0,5	-	kg/kg
N_j	1	1	1	1	0	-
$\Delta H_{r,j}$	0,0	0,0	0,0	0,0	-	kJ/kg

Beide Modelle bestehen aus einer einzigen Subzelle, in deren Raummittelpunkt der Massenverlust berechnet wird. Der Wärmestrom ist auf einer der sechs Flächen aufgebracht, die restlichen sind als adiabate Ränder definiert. In den Abb. 4.10 und Abb. 4.11 ist der Massenverlust bezogen auf die Ausgangsmasse dargestellt. Im Vergleich zu FDS sind leichte Abweichungen in der relativen Massenverlustrate (im Diagramm als *Reaktionsrate* bezeichnet) und geringfügige Unterschiede beim Massenverlust zu erkennen. Diese Unterschiede basieren auf der geringen Auflösung des FDS_DEV-Modells von nur einer Zelle, sodass bei der Ermittlung der Oberflächentemperatur im Vergleich zu FDS ein größerer Fehler gemacht wird, da die angrenzende virtuelle Subzelle ebenfalls die geringen Abmessungen der mittleren Subzelle besitzt. Davon abgesehen kann die eigene Implementierung den Massenverlust aber korrekt berechnen.

4.3.2 Mehrschritt-Pyrolyse mit Materialrückstand und Berücksichtigung der Reaktionsenthalpie

In diesem Testfall wird der Massenverlust einer Probe bestehend aus feuchtem Birkenholz bei konstanter Aufheizrate (TGA-Versuch) untersucht. Er stammt aus MCGRATTAN ET AL. (2015b) und dient auch für FDS_NIST als Testfall. Im Unterschied zu den vorangegangenen Testfällen wird hier ein Stoff, bestehend aus den Materialien Wasser und Birkenholz bei Berücksichtigung der Reaktionsenthalpie untersucht. Der Wasseranteil verdampft hier in einer endothermen Reaktion zu 100 % zu Wasserdampf, während das Birkenholz pyrolysiert und zum Teil in Kohle umgewandelt wird.

Die virtuellen Proben werden mit einer Aufheizrate von $20 \text{ K/m} = 0.33 \text{ K/s}$ innerhalb von 2400 s von 20 °C auf 820 °C erhitzt. Der Verlauf der Umgebungstemperatur ist in

4 Verifizierung des Pyrolysemodells

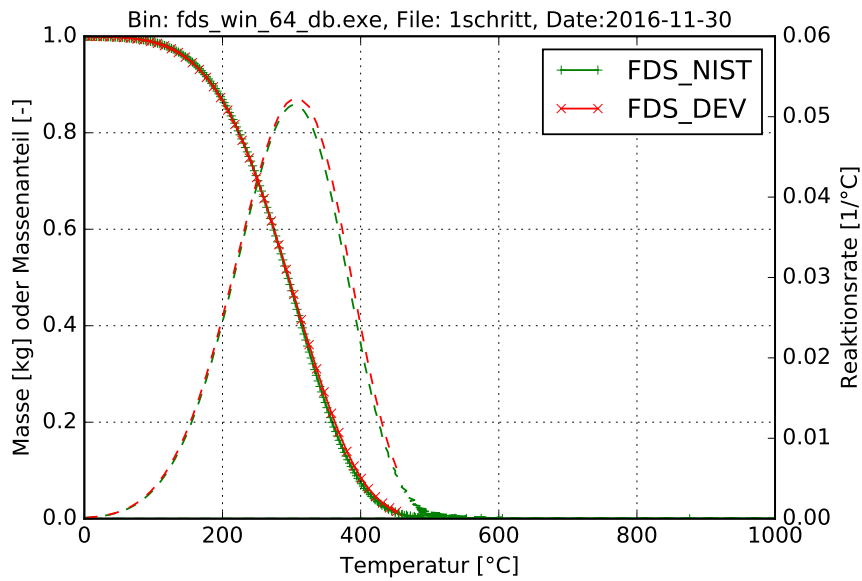


Abb. 4.10: Massenverlust während eines virtuellen TGA-Versuchs für einen einzelnen Reaktionsschritt im Vergleich mit FDS_NIST

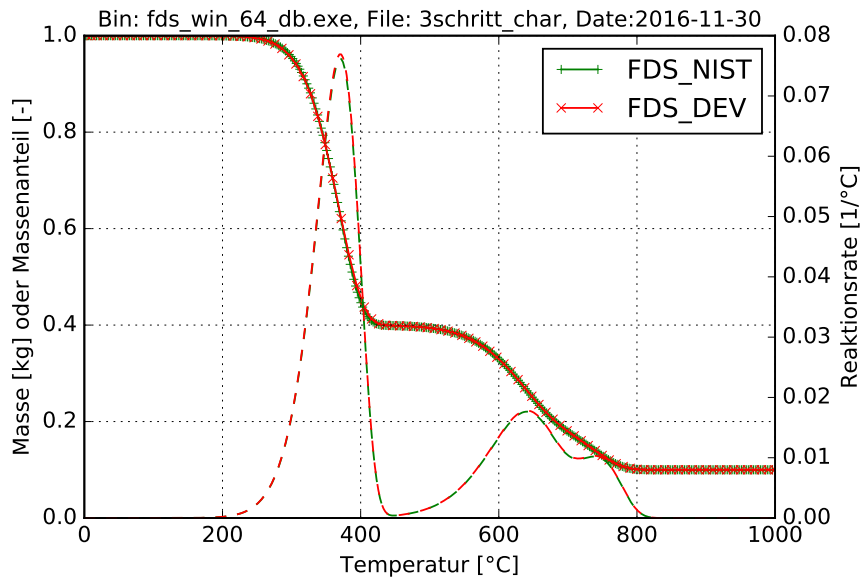


Abb. 4.11: Massenverlust während eines virtuellen TGA-Versuchs für drei Reaktionsschritte mit Residuum im Vergleich mit FDS_NIST

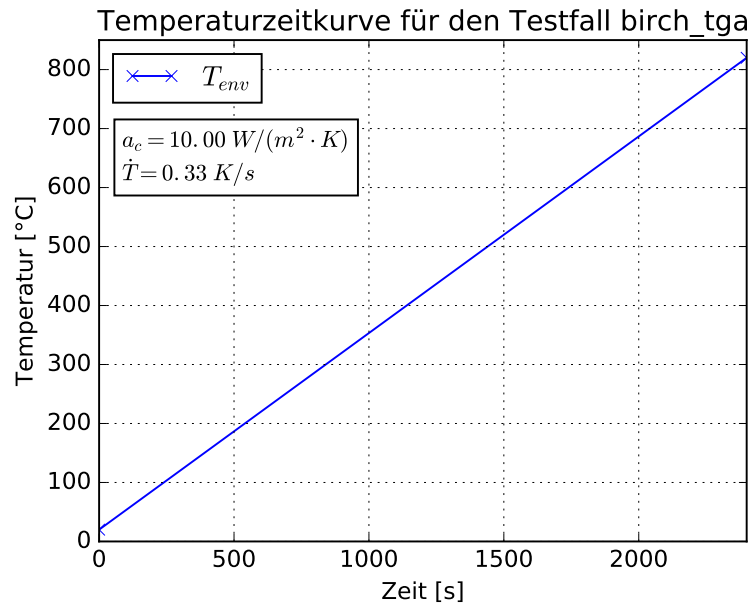
Abb. 4.12: Verwendete Temperaturzeitkurve für den Testfall *birch_tga*

Abb. 4.12 dargestellt. Die Wärmeübertragung erfolgt in diesem Fall mit einem konvektiven Übergangskoeffizienten von $\alpha_c = 10 \text{ W/m}^2\text{K}$. Das Volumen der Probekörper beträgt $1 \cdot 1 \cdot 0,00001 \text{ m}^3$. Da in diesem Fall mit realitätsgetreuen Werten gerechnet wird, muss die Probenmenge entsprechend klein gewählt werden, um eine schnelle Durchwärmung zu gewährleisten. Die thermischen und reaktionskinetischen Materialparameter sind in Tab. 4.6 aufgeführt.

Tab. 4.6: Materialparameter für den Testfall *birch_tga*

Parameter	Material j			Einheiten
	Feuchte	Birkenholz	Kohle	
λ_j	0,6	0,2	0,09	W/mK
ρ_j	1000	550	140	kg/m ³
$c_{p,j}$	4,19	1,34	1,1	kJ/kgK
E_j	1,0e5	1,75e5	inert	kJ/kmol
A_j	1,0e13	2,75e12	inert	1/s
w_0	0,02	0,98	0,0	kg/kg
ν_j	0,0	0,172	-	kg/kg
N_j	1	1	0	-
$\Delta H_{r,j}$	2260	218	-	kJ/kg

Die eigene Implementierung kann den Massenverlust gut wiedergeben, auch die Reaktionsenthalpie der endothermen Reaktionen wird korrekt berücksichtigt, wie in Abb. 4.13 ersichtlich ist. Die Verdunstung des Wasseranteils kann ebenso wie der steile Massenverlust des Birkenholzes berechnet werden. Aufgrund der schnellen Zersetzungsreaktion in Kombination mit der sehr geringen Abmessung der Probe in z-Richtung von nur

0,00001 m ist die Rechnung mit fester globaler Zeitschrittweite von 0,2 s durchgeführt worden. Die Einteilung in Subzeitschritte zur Berechnung der festen Phase erfolgt anschließend nach den in Kapitel 3 beschriebenen Grundlagen.

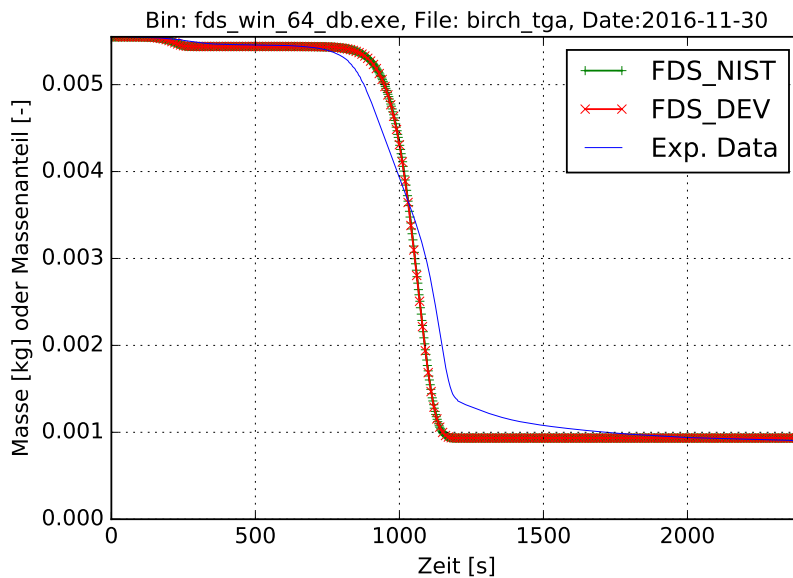


Abb. 4.13: Massenverlust von feuchtem Birkenholz im virtuellen TGA-Versuch im Vergleich zu FDS_NIST und den experimentellen Daten

Die experimentellen Daten sind hier nur der Vollständigkeit halber aufgeführt. Ziel dieser Berechnung ist die Verifizierung des Modells durch Vergleich der Daten mit den Ergebnissen der FDS_NIST-Berechnung. Die Ermittlung von Eingangswerten und die Anwendung für die Berechnung von echten TGA-Versuchen ist in Kapitel 6 für Kabelmaterialien dargestellt.

4.3.3 Schwinden und Quellen für den eindimensionalen Fall

Die Berücksichtigung von Schwind- und Quellprozessen innerhalb der festen Phase führt unter anderem dazu, dass die Wärmeströme eines Kontrollvolumens (Subzelle) in Richtung des Schwindens oder Quellens im Verhältnis zu den anderen Richtungen ansteigen bzw. absinken. Die numerische Umsetzung ist in Kapitel 3 beschrieben. Der hier untersuchte Testfall *shrink_swell* besteht aus sechs Einzelrechnungen, die auch zur Verifizierung des 1D-Modells von FDS_NIST herangezogen wurden (vgl. MCGRATTAN ET AL. (2015b)). Zunächst soll hier die korrekte Berücksichtigung der Volumenänderung des Kontrollvolumens untersucht werden. Ein weiterer Testfall, der das Schwinden des Materials berücksichtigt, ist *faa_pmma*.

Die sechs untersuchten Parameterkombinationen sind in Tab. 4.7 aufgeführt. Auf die Angabe der thermischen und reaktionskinetischen Parameter wird hier verzichtet, da diese nicht Gegenstand der Untersuchungen sind. Sie wurden so gewählt, dass die Zersetzungsreaktionen innerhalb des Zeitfensters der Simulation stattfinden.

Tab. 4.7: Untersuchte Parameterkombinationen für Schwinden und Quellen nach MCGR-ATTAN ET AL. (2015a)

	Testfall	Reaktant		inertes Mat.		Produkt		Kontrollvolumen			
		AS	ρ_1	w_1	ρ_2	w_2	ρ_3	$\rho_V(t_0)$	$\rho_V(t_{16})$	$D(t_0)$	$D(t_{16})$
shrink_swell	S1	T	500	1,0	0	0,0	1000	500	1000	0,001	0,0005
	S2	T	500	0,9	500	0,1	1125	500	1000	0,001	0,0005
	S3	F	500	0,9	500	0,1	1125	500	500	0,001	0,001
	Q1	T	1000	1,0	90	0,0	500	1000	500	0,001	0,002
	Q2	T	1000	0,9	1000	0,1	450	1000	500	0,001	0,002
	Q3	F	1000	0,9	1000	0,1	450	1000	1000	0,001	0,001

Insgesamt werden drei Rechnungen zur Untersuchung von Schwinden und drei Rechnungen zur Untersuchung von Quellen durchgeführt. In allen Rechnungen reagiert ein bestimmter Masseanteil eines Reaktanten komplett zu einem Produkt, welches eine unterschiedliche Rohdichte aufweist. In keinem Fall entstehen gasförmige Bestandteile. Um die Ergebnisse mit denen von FDS_NIST vergleichen zu können, werden die Proben auf einer Fläche mit einem Wärmestrom beaufschlagt, während alle anderen Flächen als adiabate Ränder definiert sind.

Schwinden und Quellen kann über den Schalter *allow_shrinking* bzw. *allow_swelling* deaktiviert werden (siehe Spalte AS in Tab. 4.7). In diesem Fall wird die Dichte des Produkts nicht in die Berechnung der Dichte des Kontrollvolumens mit einbezogen, wenn diese dem gesetzten Schalter widerspricht.

Die Ergebnisse aller Einzelrechnungen sind in Abb. 4.14 dargestellt. Die beiden oberen Bilder zeigen dabei den Verlauf der Probenmasse, der in allen Fällen konstant bleiben muss, da keine gasförmigen Anteile entstehen, die entweichen können. Die unteren Diagramme zeigen den Verlauf der Dicke des Probekörpers über die Zeit. Das Vorgehen der eigenen Implementierung, die Volumenänderung bei einseitiger Wärmestrombeaufschlagung komplett einer Richtung (hier der Dickenrichtung) des Probekörpers anzurechnen, ist in Kapitel 3 näher erläutert und entspricht für diesen Testfall dem Vorgehen von FDS_NIST.

Wie zu erwarten ist schwinden die Probekörper der Einzelrechnungen S1 und S2 um 50 %. Das gleiche gilt für die Rechnungen Q1 und Q2, deren Dicke sich über die Zeit verdoppelt. Aufgrund der als .FALSE. gesetzten Schalter *allow_shrinking* für S3 bzw. *allow_swelling* für Q3 bleibt die Dicke hier konstant.

4.3.4 Massenverlustrate eines schwindenden PMMA-Elements unter eindimensionaler Wärmestrombeaufschlagung

Der Testfall *faa_pmma* dient zur Überprüfung des Einflusses des Schwindens auf die Massenverlustrate eines realistischen Materials, hier *Polymethylmethacrylat* (PMMA oder *Plexiglas*). Auch dieser Testfall entspricht hinsichtlich der Materialeigenschaften einem Testfall, der schon zur Überprüfung von FDS_NIST herangezogen wurde (vgl.

4 Verifizierung des Pyrolysemodells

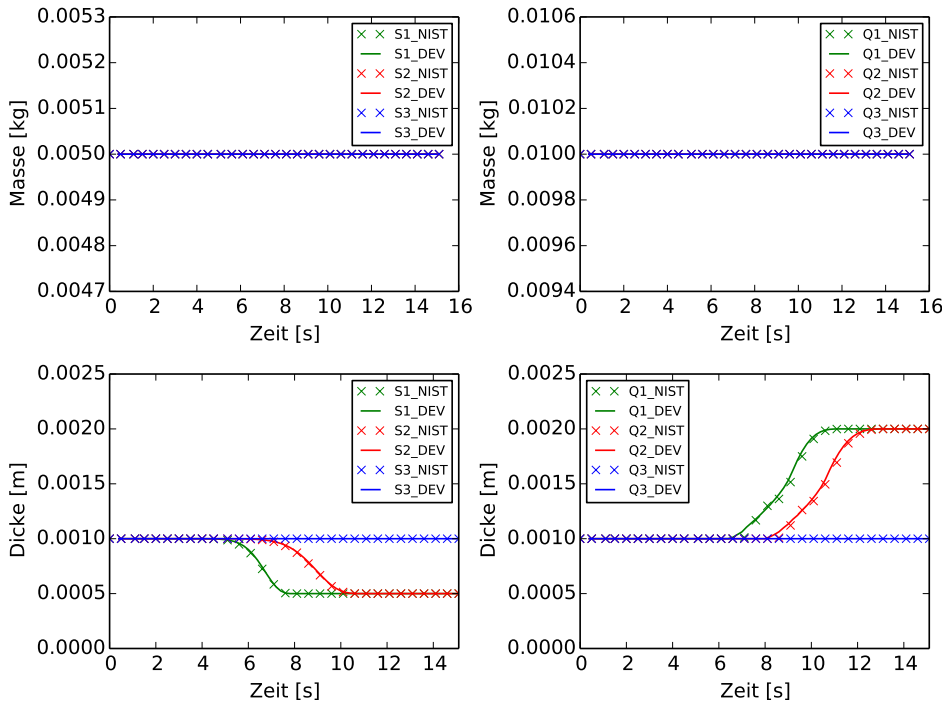
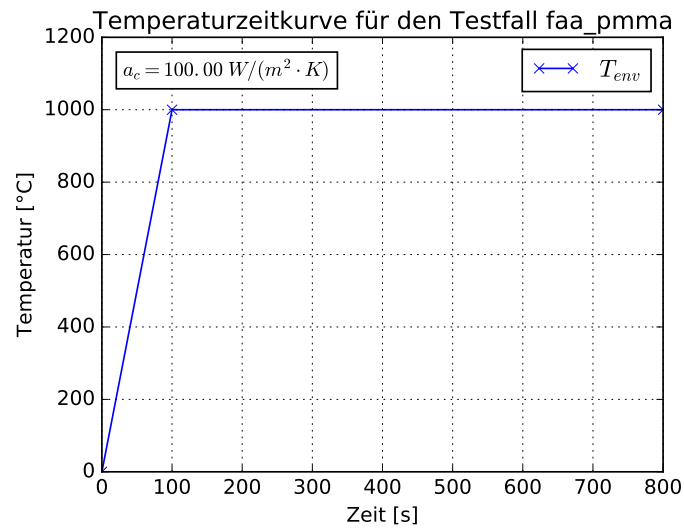


Abb. 4.14: Masse des virtuellen Prüfkörpers und Entwicklung der Dicke für den Fall Schwinden (links) und Quellen (rechts)

MCGRATTAN ET AL. (2015b)). Das Material mit einer Dicke von 8,5 mm wird auf der Oberseite mit einem Wärmestrom beaufschlagt, der über einen Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_c = 100 \text{ W/m}^2\text{K}$ und den in Abb. 4.15 definierten Verlauf der Gastemperatur erzeugt wird. Die Kantenlänge des quadratischen Probekörpers beträgt 1 m. Alle weiteren Oberflächen sind als adiabate Ränder definiert.

Die in Tab. 4.8 aufgeführten Materialeigenschaften entsprechen typischen Eigenschaften von PMMA. Anhand der Verhältnisse der Rohdichten ρ_{Kohle}/ρ_{PMMA} und der Massenanteile ν_{Kohle} wird ersichtlich, dass die feste Phase über den Verlauf der Zersetzungsreaktionen bis zum Abschluss um den Faktor $1100 / 250 \cdot 0,1 = 0,44$ in Richtung der Wärmestrombeaufschlagung schwindet. Die Verkürzung wiederum führt zu höheren Wärmeströmen und daran gekoppelt zu einer höheren Massenverlustrate, was wiederum den Vorgang des Schwindens beschleunigt.

Da hier ein eindimensionales Wärmeleitungsproblem vorliegt, lassen sich die Ergebnisse mit denen von FDS_NIST vergleichen. Beide Verläufe sind in Abb. 4.16 dargestellt. Die Sprünge in der Massenverlustrate der Kurve von FDS_NIST resultieren aus der Implementierung der eindimensionalen Wärmeleitung und sind nicht physikalisch begründbar. Rechnungen bei deaktivierten Schwind- und Quellprozessen führen zu einer insgesamt geringeren Massenverlustrate und daraus resultierend einer längeren Dauer der Zersetzungsreaktion bis etwa 600 s. In diesem Fall steht allerdings die Rohdichte der Kohleschicht im Widerspruch mit dem Volumen ($1100 \text{ kg/m}^3 \cdot 0,1 \cdot 0,0085 \text{ m}^3 \neq 250 \text{ kg/m}^3 \cdot 0,0085 \text{ m}^3$).

Abb. 4.15: Verwendete Temperaturzeitkurve für den Testfall *faa_pmma*Tab. 4.8: Materialparameter für den Testfall *faa_pmma*

Parameter	Material j		Einheiten
	PMMA	Kohle	
λ_j	0,2	0,2	W/mK
ρ_j	1100	250	kg/m ³
$c_{p,j}$	2,2	2,2	kJ/kgK
E_j	1,88e5	inert	kJ/kmol
A_j	8,5e12	inert	1/s
w_0	1,0	0,0	kg/kg
ν_j	0,1	-	kg/kg
ν_{Gas}	0,9	-	kg/kg
N_j	1	0	-
$\Delta H_{r,j}$	870	-	kJ/kg

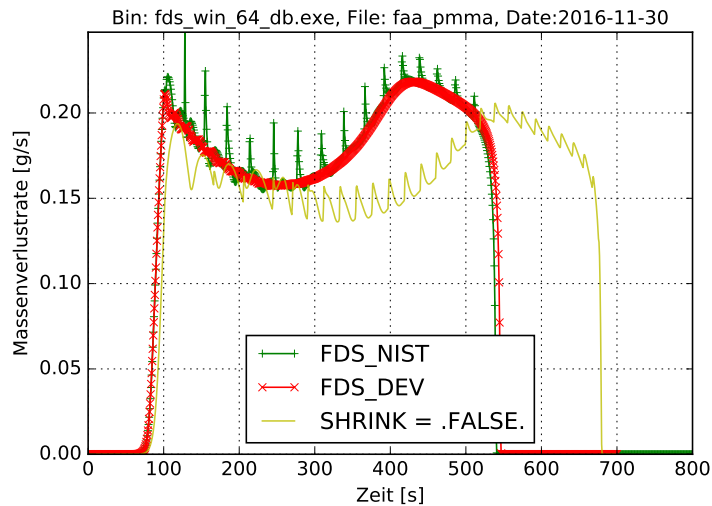


Abb. 4.16: Massenverlustrate über die Zeit im Vergleich zu FDS_NIST

4.3.5 Gekoppelte Phänomene bei mehrdimensionaler Wärmestrombeaufschlagung

In diesem Abschnitt soll die Anwendbarkeit des Modells für eine praxisrelevante Fragestellung anhand des Abbrands eines Stützenquerschnitts aus Holz dargestellt werden. Die Fragestellung betrifft alle wesentlichen Aspekte des Pyrolysemodells, die Materialeigenschaften der festen Phase sind für dieses Beispiel vereinfachend angesetzt. Zum einen wird die Zersetzung der Komponente Holz über eine einzige Zersetzungsreaktion modelliert, zum anderen wird keine Feuchtigkeit betrachtet.

Abb. 4.17 zeigt das Modell und die Oberflächentemperatur. Die Stütze besitzt einen quadratischen Querschnitt mit einer Kantenlänge von 20 cm und ist in einer Höhe von 10 cm über eine adiabate Randbedingung von der Gasphase entkoppelt. Das Modell entspricht somit einer vierseitig über die Höhe unveränderlich beflamnten Holzstütze. Das Stützensvolumen ist über 80 x 80 x 40 Subzellen mit 0,25 cm verhältnismäßig fein aufgelöst.

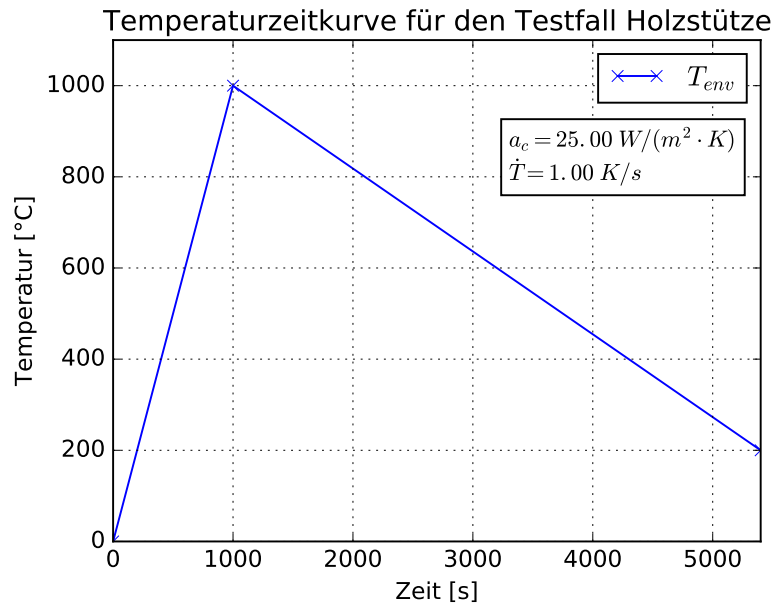
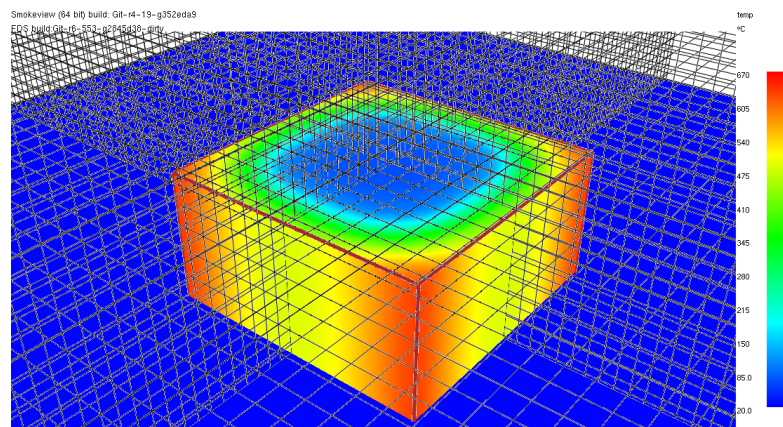
Abb. 4.18: Verwendete Temperaturzeitkurve für den Testfall *hlz_stuetze*

Abb. 4.17: Probekörper Holzstütze in FDS_DEV mit Darstellung der Oberflächentemperatur und der Netzauflösung der Gasphase

Es ist ersichtlich, dass bei der Berechnung eines realen Brandszenarios eine komplette Stütze modelliert werden muss, um die unterschiedliche Brandbeaufschlagung über die Höhe darzustellen. Dagegen kann das hier verwendete vereinfachte Modell zur Untersuchung bei Normbrand verwendet werden, wenn die Wärmeübergangsbedingungen entsprechend der jeweiligen Norm angewendet werden. Für den hier dargestellten Testfall sind die Phänomene in der festen Phase von Interesse. Aus diesem Grund wurde die Berechnung der Gasphase deaktiviert und über die Definition einer Temperaturfunktion und eines konstanten Wärmeübergangskoeffizienten (siehe Abb. 4.18) eine Wärmestromrandbedingung definiert.

Die Ergebnisse der Auswertung sind in Abb. 4.19 als Querschnittsverteilung der Kenngrößen *TEMPERATURE*, *REACTION_RATE* und *DENSITY* dargestellt, Tab. 4.9 enthält eine

Erläuterung der jeweiligen Kenngrößen. Erläuterungsbedürftig sind die Kenngrößen *REACTION_RATE* und *DENSITY*, die standardmäßig beide *stoffspezifisch* ausgegeben werden. Die Rohdichte *DENSITY* ist der Wert, welcher der Temperaturberechnung zugrunde liegt und nach Gl. 3.34 als $\bar{\rho}_s$ berechnet wird. Mit der Kenngröße *REACTION_RATE* wird die kummulierte Reaktionsrate aller zum jeweiligen Zeitschritt stattfindenden Reaktionen dargestellt. Dies ist unabhängig davon, ob das Reaktionsprodukt fest oder gasförmig ist. Der Wert *REGRID_FACTOR* gibt die Volumenänderung für jede einzelne Subzelle an. Er enthält somit keine Informationen über die Kantenlängen der Subzelle, da diese von der Definition der Schwindrichtungen abhängen.

Grundsätzlich liegen alle Massen- und Dichteanteile sowie die Reaktionsraten für jeden Zeitschritt, jede Subzelle und jede Materialkomponente vor. Da bei Ausgabe der kompletten Felddaten sehr große Dateien (auch bei dem implementierten Binärformat) entstehen, ist die Ausgabe für jede einzelne Materialkomponente standardmäßig deaktiviert. Ist eine bestimmte Materialkomponente von Interesse², kann der Anwender dies in der Eingabedatei festlegen.

Tab. 4.9: Wesentliche Kenngrößen bei der Auswertung der festen Phase

Name	Beschreibung	Einheit
TEMPERATURE	Temperatur der Subzelle	°C
REACTION_RATE	spez. kummulierte Reaktionsrate der Subzelle	kg/m ³ s
DENSITY	<i>stoffspezifische</i> Rohdichte der Subzelle	kg/m ³
REGRID_FACTOR	Volumenänderung der Subzelle aufgrund von Massenverlust und / oder Phasenumwandlung	m ³ /m ³

Abb. 4.19 zeigt die drei Kenngrößen *TEMPERATURE*, *REACTION_RATE* und *DENSITY* als Contourplots in x-y-Ebene des Modells für fünf Zeitschritte $t = [500 \text{ s}, 1000 \text{ s}, 1500 \text{ s}, 2000 \text{ s}, 3000 \text{ s}]$. Die in der linken Spalte dargestellte Temperaturverteilung entspricht den Erwartungen an eine vierseitig beflammete Stütze. Mit der Darstellung der Reaktionsrate im Querschnitt kann der Verlauf der Pyrolysefront über die Zeit nachvollzogen werden. Wie zu erwarten pyrolysieren und verkohlen die Ecken der Stütze zuerst, bevor die Pyrolysefront weiter ins Innere des Stützenquerschnitts wandert. Dabei verteilen sich die Reaktionsraten mit fortschreitender Dauer bei geringeren Maxima über den Umfang der kreisförmigen Pyrolysefront.

Die Dichte in der rechten Spalte kann als Grad der Verkohlung interpretiert werden, da diese eine Funktion der Massenanteile der jeweiligen Materialkomponenten ist (siehe Gl. 3.34) und eine geringere Dichte gleichzeitig einen höheren Massenanteil der Komponente *Kohle* impliziert. Für alle in Abb. 4.19 dargestellten Kenngrößen werden die Farben den jeweiligen Minimal- und Maximalwerten des entsprechenden Zeitschrittes angepasst. Der Massenverlust und die Massenverlustrate (fest \rightarrow gasförmig) sind für weitere Auflösungen im folgenden Abschnitt 4.4 aufgeführt.

²z. B. das Verhalten des Wasseranteils bei einer brandbeaufschlagten Stahlbetonstütze.

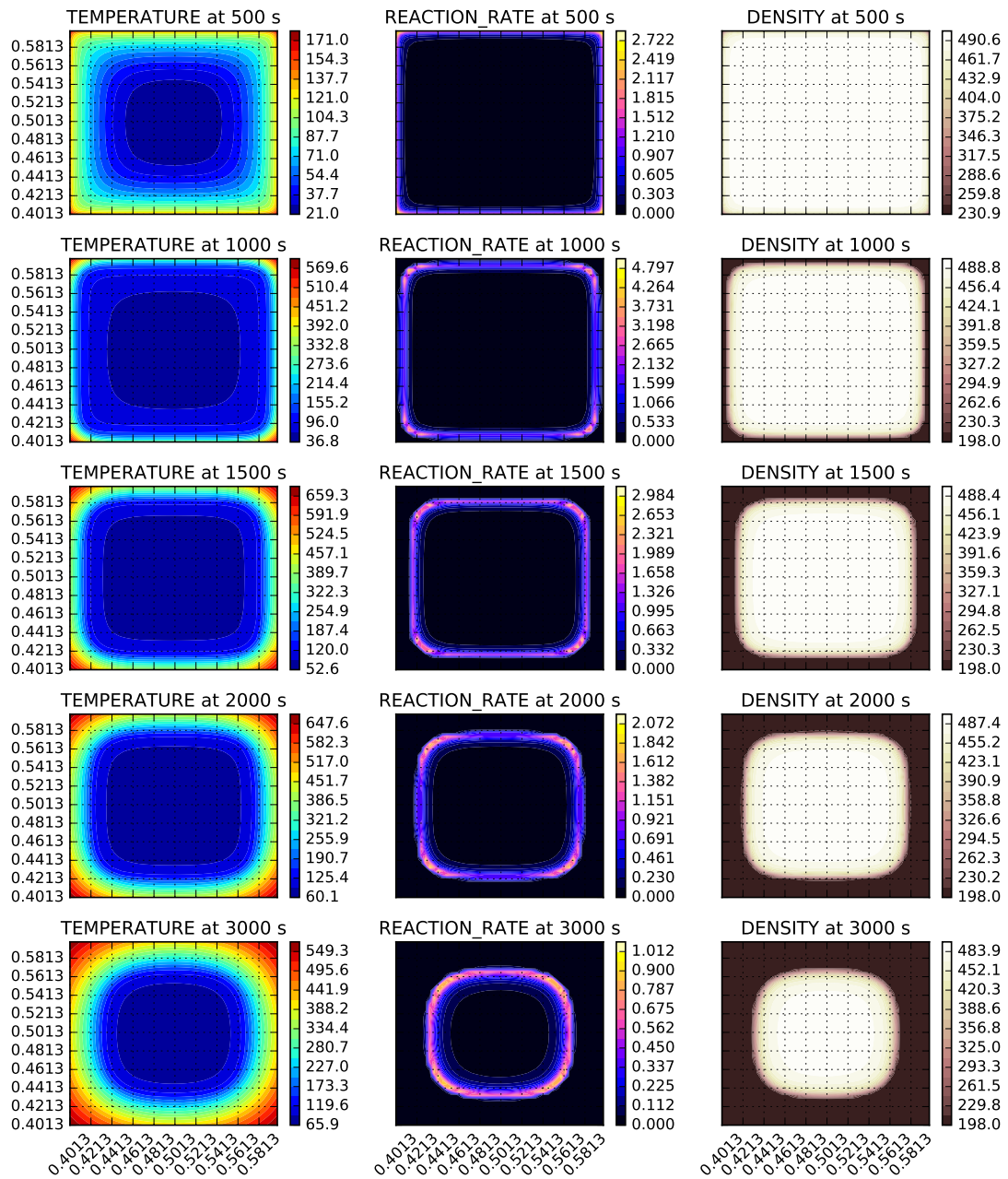


Abb. 4.19: Temperatur-, Reaktionsrate und Dichteverteilung im Querschnitt der Holzstütze für verschiedene Zeitpunkte

4.4 Untersuchung der Sensitivität der Netzauflösung

4.4.1 Auflösung der festen Phase

Der vorangegangene Testfall eignet sich gut zur Untersuchung und Darstellung der Abhängigkeit des Ergebnisses von der Auflösung der festen Phase sowie der Gasphase. In diesem Abschnitt wird zuerst die Auflösung der festen Phase variiert und die der Gasphase mit einer Kantenlänge $\Delta x_{CD} = 1$ cm konstant gehalten. Für den Fall S1 (siehe Tab. 4.10) werden die feste Phase und die Gasphase gleich aufgelöst. In diesem Fall können alle Informationen ohne Informationsverlust von der festen Phase in die Gasphase übertragen werden. Die Auswirkungen des Verhältnisses Auflösung fester Phase zu Auflösung Gasphase werden in Abschnitt 4.4.2 näher dargestellt.

Sowohl die Gasphase als auch die feste Phase sind mit äquidistanten Kantenlängen modelliert, sodass das Verhältnis der Kantenlängen Gasphase / feste Phase, $r_{OB/CD} = \Delta x_{OB} / \Delta x_{CD}$, richtungsunabhängig ist. Sowohl die feste Phase als auch die Gasphase lassen sich auch in Abhängigkeit der Richtung unterschiedlich fein auflösen.

Tab. 4.10: Untersuchte Auflösungen Δx_{OB} der festen Phase

Fall	Anz. Subzellen X,Y	Δx_{OB}	Δx_{CD}	$r_{OB/CD}$
S1	20 x 20	1 cm		1
S2	40 x 40	0,5 cm	1 cm	2
S3	80 x 80	0,25 cm		4
S4	160 x 160	0,125 cm		8

Der Faktor $r_{OB/CD}$ gibt für jede Kante an, wie viele Subzellen eine Kante der Gasphasenzelle abdeckt. Ein Wert $r_{OB/CD} > 1$ bedeutet, dass die Oberflächentemperatur und der Massenstrom der Pyrolysegase aus Sicht der Gasphase einem Mittelwert (Oberflächentemperatur) oder einer Summe (Massenstrom), bezogen auf die Gesamtanzahl der von der Oberfläche der Gasphase eingeschlossenen Subzellen $r_{OB/CD}^2$, entspricht. Die Einflüsse der Verfeinerung der festen Phase auf den Massenverlust und die Massenverlustrate des gesamten Berechnungsvolumens sind in Abb. 4.20 dargestellt.

Das Ergebnis der Rechnung mit der verhältnismäßig geringen Auflösung von $\Delta x_{OB} = 1$ cm kann anhand der starken Schwankungen leicht identifiziert werden. Eine Verdopplung der Auflösung je Kante führt zu einer deutlichen Reduzierung dieser Schwankungen, während eine weitere Verdopplung diese fast vollständig eliminiert. Der Unterschied zu der feinsten Auflösung von $\Delta x_{OB} = 0,125$ cm (160 x 160 Subzellen) ist dann marginal. Der Einfluss auf den Massenverlust als über die Zeit integrierte Massenverlustrate ist dagegen deutlich geringer, da die Schwankungen zeitlich begrenzt sind.

Die Einbrüche in der Massenverlustrate entstehen beim Durchlaufen der Pyrolysefront durch die Kontrollvolumina (Subzellen). Bei einer geringen Auflösung kann die stark nichtlineare Reaktionsrate nicht adäquat räumlich aufgelöst werden. Die über das Kontrollvolumen konstant angenommene und im Zellmittelpunkt definierte Temperatur als Grundlage der Reaktionsrate ist in den angrenzenden, in Querschnittsmitteln liegenden

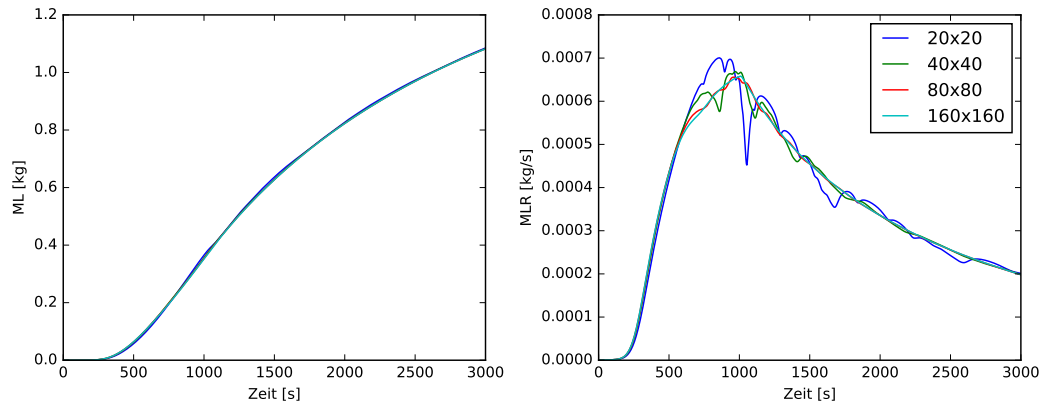


Abb. 4.20: Massenverlust (links) und Massenverlustrate (rechts) der Holzstütze in Abhängigkeit der Auflösung der festen Phase

Zellen noch zu gering. In der Folge ist auch die Reaktionsrate dort gering, während sie im aktuellen Kontrollvolumen nach Überschreiten des Maximums bereits abnimmt. Es ist hilfreich, zur Verdeutlichung dieses Phänomens die Abbildung der Pyrolysefront, genauer der Reaktionsrate als Grundlage der Massenverlustrate, im Querschnitt zu betrachten (Abb. 4.21).

In der linken Spalte sind die Ergebnisse für die verhältnismäßig geringe Auflösung von $\Delta x_{OB} = 1$ cm aufgeführt. Hier sind deutliche *Hot spots* in den Ecken zu erkennen, die sich über den Verlauf der Zeit etwas abschwächen und auf den Umfang des Ringes verteilen. Bei Betrachtung der in den Balken rechts von den Abbildungen aufgeführten Maxima für die entsprechenden Zeitschritte wird die Mittelung der Kenngrößen über das Kontrollvolumen deutlich. Grundsätzlich ist der Effekt mit der räumlichen Konsistenzordnung bei finiten Volumen Verfahren von eins zu begründen.

Je feiner die Auflösung gewählt wird, desto größer ist das lokal begrenzte Maximum der Reaktionsrate. Die beiden feinen Auflösungen zeigen, wie auch in Abb. 4.20 ersichtlich, keinen signifikanten Unterschied in der räumlichen Verteilung der Reaktionsrate. Auch die Auflösung von 40 x 40 Subzellen führt bereits zu einer deutlich besseren Abbildung der räumlichen Verhältnisse im Vergleich zu 20 x 20 Subzellen.

Die geringe Auflösung (20 x 20 Subzellen) kann hinreichend genau sein, wenn die gemittelten Werte für die zu beantwortende Fragestellung eine ausreichende Aussagekraft besitzen und die grundlegenden Phänomene dreidimensionaler Pyrolyse- und Wärmeleitung von Interesse sind. Die lokalen Gegebenheiten in der festen Phase, vor allem Maxima der Kenngrößen, sind allerdings unter dem Aspekt der räumlichen Mittelung zu bewerten.

Wird der Verlauf der Kenngrößen über die Beanspruchungsdauer aufgetragen, erhält man die in Abb. 4.22 aufgeführte Darstellung. Die Auswertung erfolgte dabei von Kanten bis zur Querschnittsmitte über alle Subzelmittelpunkte. Die hier ausgewerteten Testfälle nach Tab. 4.10 sind S2 (links) und S4 (rechts). Bei Betrachtung der Temperaturen fällt auf, dass der Testfall S2 aufgrund der weniger feinen Auflösung Wellen in den Knotentemperaturverläufen zeigt, deren steile Anstiege zeitlich direkt mit den Tälern

4 Verifizierung des Pyrolysemodells

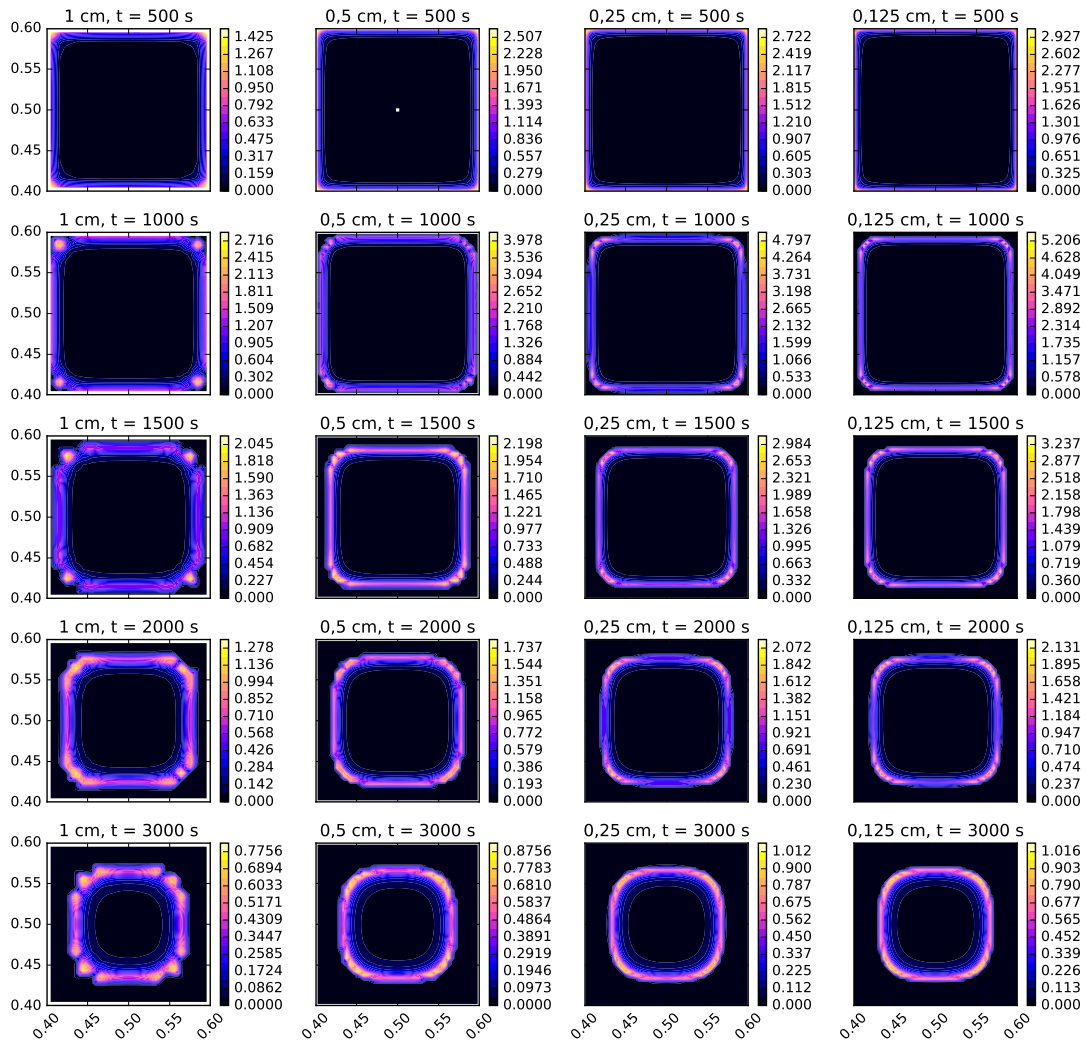


Abb. 4.21: Reaktionsrate im Querschnitt der Holzstütze, dargestellt in Abhängigkeit der Auflösung und für verschiedene Zeitpunkte

4.4 Untersuchung der Sensitivität der Netzauflösung

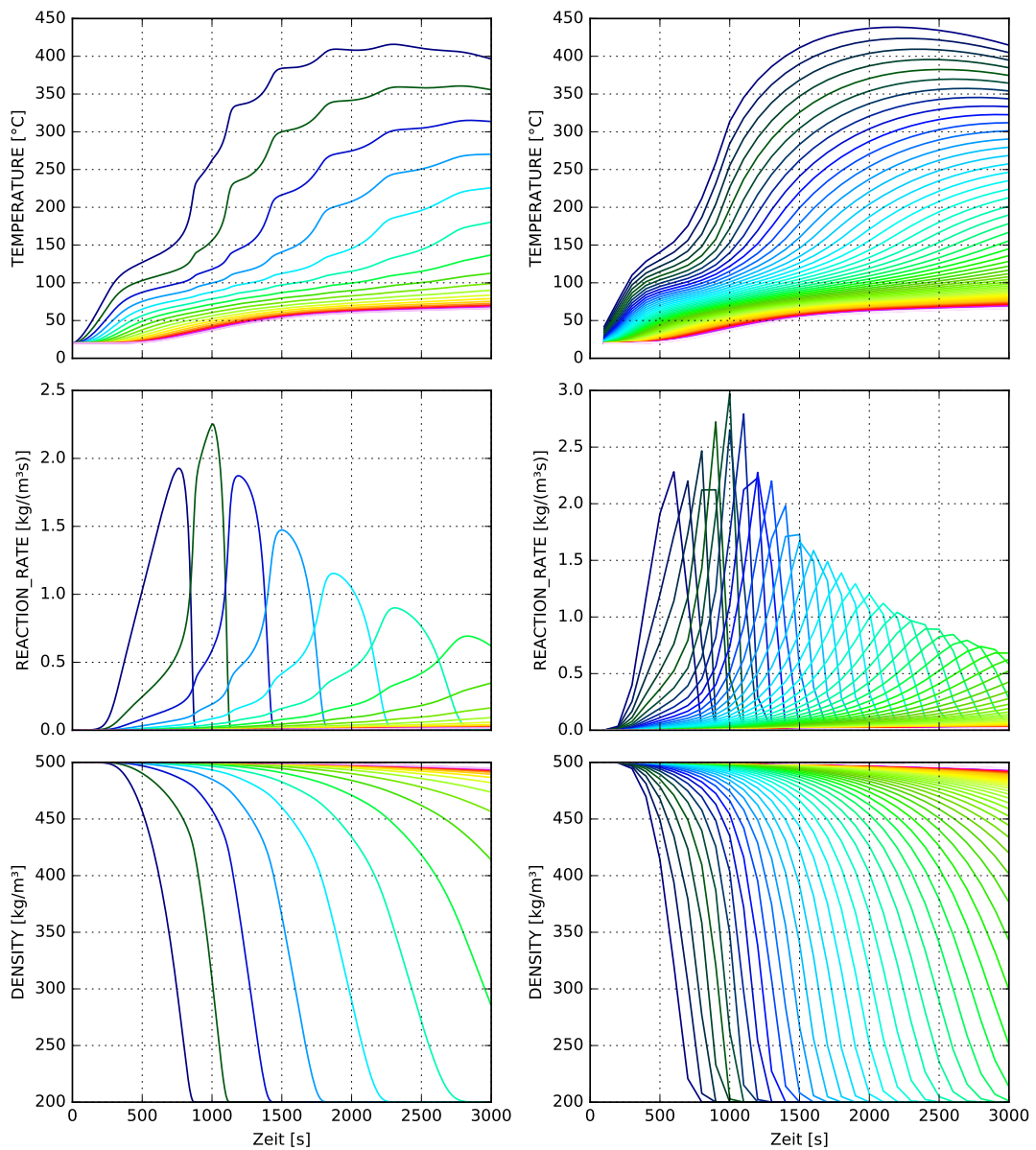


Abb. 4.22: Temperatur (oben), Reaktionsrate (Mitte) und Dichte (unten), dargestellt für jedes Kontrollvolumen der Testfälle S2 (links) und S4 (rechts). Zu beachten ist die zeitliche Auflösung des Datensatzes S4 (Schreiben der Daten alle 100 s anstatt 10 s).

der Reaktionsrate zwischen zwei Subzellenknoten zusammenfallen. Aufgrund der als endotherm definierten Zersetzungsreaktion des Holzes verzögert die Pyrolysereaktion die Temperaturerhöhung in dem entsprechenden Knoten. Sobald die Reaktionsrate jedoch abnimmt, steigt die Temperatur überproportional stark an, da die Temperaturgradienten zu den Nachbarknoten mittlerweile größer geworden sind.

Für die feine Auflösung ist dieses Verhalten trotz der größeren zeitlichen Aufzeichnung alle 100 s nicht mehr zu beobachten, da das Durchlaufen der Pyrolysefront durch den Querschnitt räumlich gut aufgelöst wird (vgl. auch Bild und Erläuterungen zu Abb. 4.21 und Untersuchungen von THEUNS (2003) für frühere Modellansätze).

4.4.2 Auflösung der Gasphase im Verhältnis zur festen Phase

Ein weiterer Einflussfaktor ist die Auflösung der Gasphase im Verhältnis zur festen Phase, die mit den vier in Tab. 4.11 aufgeführten Fällen untersucht wird. Der Fall G1 entspricht dabei dem Fall S2, in den weiteren Fällen wurde die Auflösung der Gasphase je Richtung halbiert. Die Auflösung der festen Phase wurde mit 0,5 cm konstant gehalten.

Tab. 4.11: Untersuchte Auflösungen Δx_{CD} der Gasphase

Fall	Anz. Subzellen X,Y	Δx_{OB}	Δx_{CD}	$r_{CD/OB}$
G1			1 cm	2
G2	40 x 40	0,5 cm	2,5 cm	5
G3			5 cm	10
G4			10 cm	20

Abb. 4.23 zeigt die Oberflächentemperatur aus Sicht der Gasphase einmal für den Fall S1 sowie für den Extremfall G4, bei dem einer Gasphasenzelle 20^2 Subzellen zugeordnet werden. Da der Querschnitt sowohl in x- als auch y-Richtung symmetrisch ist, ist die über die *Wallcells* gemittelte Oberflächentemperatur für alle vier wärmestrombeaufschlagten Oberflächen gleich. Dasselbe gilt für die adiabate definierte Stirnfläche, die im Vergleich zu der hohen Auflösung der Gasphase die Temperaturverteilung im Querschnitt nicht mehr wiedergeben kann.

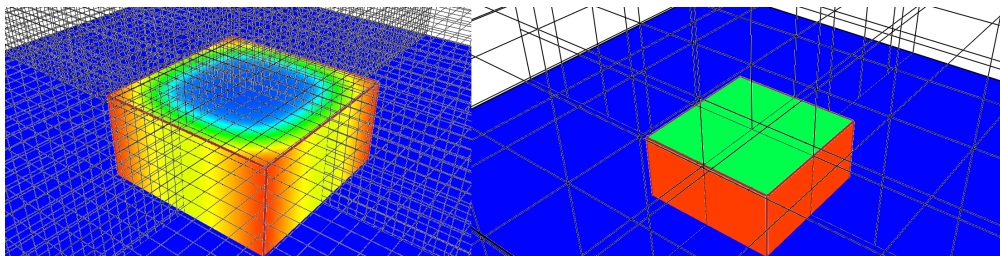


Abb. 4.23: Probekörper Holzstütze in FDS_DEV mit Darstellung der Oberflächentemperatur und der Netzauflösung der Gasphase, Fall S1 (links) und G4 (rechts)

4.4 Untersuchung der Sensitivität der Netzauflösung

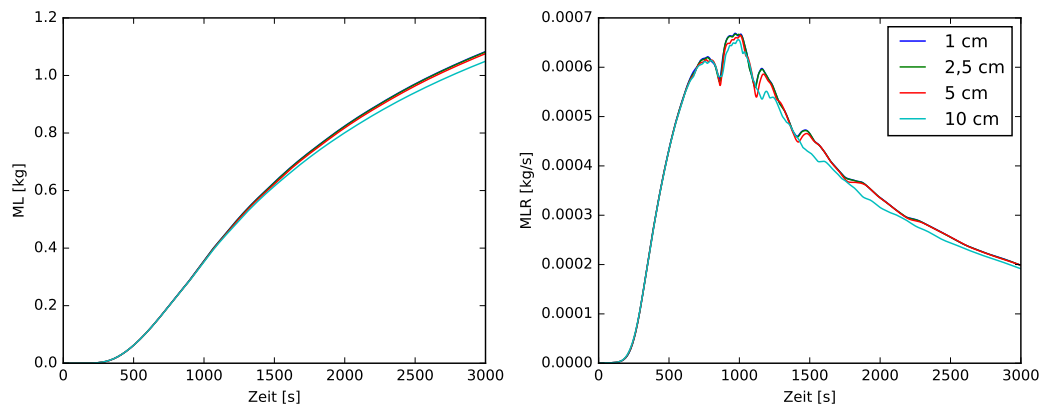


Abb. 4.24: Massenverlust (links) und Massenverlustrate (rechts) der Holzstütze in Abhängigkeit der Auflösung der Gasphase

Bei Betrachtung der Massenverlustrate in Abb. 4.24 fällt auf, dass die ersten drei Fälle bei vernachlässigbarer Abweichung zusammen liegen. Der Fall G4 dagegen fällt auch für die Kenngröße Massenverlust ab, da hier die Spitzen der Reaktionsrate gedämpft werden (siehe Abb. 4.24 rechts).

Auf die Darstellung weiterer Details wird hier verzichtet, da die in Abb. 4.24 gezeigten Verläufe des Massenverlusts und der Massenverlustrate bereits einen guten Überblick über den Einfluss der Gasphasenauflösung bieten. Die Verhältnisse in der festen Phase werden im Gegenzug hauptsächlich durch die gewählte Auflösung der festen Phase selbst bestimmt, wie im vorangegangenen Abschnitt beschrieben.

Zusammenfassend lassen sich die folgenden Aussagen aus den vorgestellten Ergebnissen ableiten.

- Bei Forderung einer hinreichend genauen Auflösung der Pyrolysefront innerhalb der festen Phase sollte diese entsprechend den Fällen S2 bis S4 aufgelöst werden. Eine gröbere Auflösung führt zu stärkeren Schwankungen der Massenverlustrate und der Querschnittstemperaturen. In Summe sind die Ergebnisse aber brauchbar, wie anhand des Massenverlustes gezeigt werden kann.
- Eine im Verhältnis zur festen Phase gering aufgelöste Gasphase führt zu stark gemittelten Oberflächentemperaturen. Für die untersuchten Fälle liegt ein maximal sinnvoller Wert für $r_{CD/OB}$ im Bereich $10 < r_{CD/OB} < 20$.

5 Experimentelle Untersuchungen zur Brandausbreitung

5.1 Grundlagen

Wie bereits in der Einleitung beschrieben, liegt der experimentelle Schwerpunkt der Modellentwicklung auf der Untersuchung des Abbrandverhaltens von Kabeln und den Einflussgrößen auf den Abbrand und die Brandausbreitung für (mehrere) Kabeltrassen. In den letzten 20 Jahren wurde auf nationaler und internationaler Ebene im Rahmen unterschiedlicher Projekte eine Vielzahl von Versuchen durchgeführt.

Zu nennen sind hier die Ergebnisse aus HOSSER ET AL. (1998) und HOSSER & WILL (1999), die auf Grundlage umfangreicher experimenteller Untersuchungen von ungeschützten oder geschützten PVC-Kabeln ermittelt wurden. In Großversuchen wurden die Einflüsse der Trassenbelegung (Belegungsichte, Kabelmenge), der Trassenanzahl, der vertikalen oder horizontalen Anbringung sowie der Lage in der Kalt- oder Heißgaschicht im Brandraum auf das Brandverhalten untersucht. Besonders die Erkenntnisse zum Einfluss der Belegungsichte auf die Brandentwicklung sowie die Wärmefreisetzungsrates bildeten die Planungsgrundlage für die eigenen Versuche, welche ebenfalls die Abhängigkeit der Brandausbreitung von der Belegungsichte aufzeigen.

In einem weiteren Vorhaben (siehe HOSSER ET AL. (2003)) wurden neben PVC-Kabeln zusätzlich Kabel mit verbesserten Brandeigenschaften untersucht. Neben Cone-Kalorimeterversuchen wurden außerdem Versuche nach DIN EN 60332-3-10 sowie Großversuche an Kabeltrassen durchgeführt. Anhand unterschiedlicher Kriterien, z. B. einer mittleren und maximalen relativen Wärmefreisetzungsrates, Ruß-, CO und CO₂-Ausbeuten, Zündzeitpunkte und der Rauchentwicklung, konnte das Brandverhalten für die unterschiedlichen Materialien dargestellt werden. Sowohl bei HOSSER ET AL. (1998) als auch bei HOSSER ET AL. (2003) wurde das Volumen der Brandkammer in manchen Versuchen auf bis zu 400 °C vorgeheizt. Hier wurde das Brandverhalten für den Fall untersucht, dass ein in unmittelbarer Nähe stattfindender Primärbrand das Raumvolumen sowie die dort angebrachten Kabeltrassen aufheizt.

Einen weiteren Schritt stellt das internationale ICFMP¹-Projekt dar, welches neben Brandversuchen auch die Prüfung und Validierung von Brandsimulationsmodellen sowie die Bewertung der Prognosefähigkeit zum Gegenstand der Untersuchungen machte. Im Rahmen sogenannter *Benchmark Exercises* wurden Versuche durchgeführt, die von einem

¹International Collaborative Project to Evaluate Fire Models for Nuclear Power Plant Applications - ICFMP.

internationalen Team mit unterschiedlichen Brandsimulationsmodellen vor Versuchsdurchführung (*blind*) sowie nach Versuchsdurchführung bei Kenntnis der Ergebnisse (*offen*) nachgerechnet wurden. Versuche mit Kabelbrandlasten sind in den entsprechenden Abschlussberichten der Benchmark Exercise 3 (vgl. MCGRATTAN (2007)) und Benchmark Exercise 5 (vgl. RIESE ET AL. (2006)) zu finden. Einer der in diesen Vorhaben im Rahmen von Großversuchen zur vertikalen Brandausbreitung verwendeten Kabeltypen (PVC-Leistungskabel) wurde aufgrund der umfangreichen Charakterisierung und der bereits vorhandenen Datenbasis in weiteren Brandversuchen nachfolgender Vorhaben sowie für die eigenen Versuche als Kabel Typ B herangezogen.

Bezüglich der Versuchsergebnisse zeigte sich, dass die Prognosefähigkeit der damals aktuellen, in der Praxis eingesetzten Brandsimulationsmodelle besonders bei den *blinden* Simulationsrechnungen verbesserungswürdig war. Die Gründe dafür waren (und sind) vielfältig und reichen von fehlenden oder allgemein abgeschätzten Eingangsdaten über stark vereinfachende Modellansätze bis zu Detailproblemen bei der Berücksichtigung von Verbrennungs- und Ventilationsrandbedingungen.

In einem weiteren internationalen Projekt, dem OECD / NEA / CSNI-*PRISME*²-Projekt (für einen Überblick siehe AUDOUIN ET AL. (2013)), wurden mit der Schaffung von experimentellen Grundlagen zu den Brand- und Brandfolgephänomenen bei mechanisch ventilierten Mehrraumszenarien mit mehr als 35 Großversuchen auch Referenzergebnisse für umfangreiche Validierungsrechnungen erarbeitet. Die Ergebnisse der Validierungsrechnungen mit Beteiligung des iBMB sind unter anderem in HOSSER ET AL. (2009), RIESE ET AL. (2011) und RIESE & SIEMON (2014) veröffentlicht.

Seit dem Jahr 2011 läuft das Anschlussvorhaben OECD / NEA / CSNI-*PRISME*-2 (siehe OECD-*PRISME* 2), welches ebenfalls Großversuche zu horizontaler Rauch- und Heißgasausbreitung, der Löschwirkung von Sprinklern sowie dem Brandverhalten von horizontalen Trassenkonfigurationen enthält. Außerdem sollen offen gebliebene Fragestellungen des ersten Vorhabens untersucht werden. Vergleichbar mit dem *ICFMP*- sowie dem ersten *PRISME*-Vorhaben wurden auch hier begleitende *blinde* und *offene* Versuchsberechnungen durchgeführt. Ergebnisse *offener* Brandsimulationen zur Versuchsreihe *Vertical Smoke Propagation* (VSP) sind in SIEMON (2015) zu finden.

Etwa zeitgleich mit dem *PRISME*-Projekt wurde mit den Vorhaben *CHRISTI-FIRE* der U.S. Nuclear Regulatory Commission in zwei Projektphasen (siehe MCGRATTAN ET AL. (2012) für Phase 1, MCGRATTAN & BAREHAM (2013) für Phase 2) in über 50 Großversuchen und einer Vielzahl von Kleinversuchen an insgesamt 32 verschiedenen Kabeln Untersuchungen durchgeführt. Die Erkenntnisse aus den Versuchen mit horizontaler Trassenanordnung bei Variation der Belegungsdichte und des Trassenabstands wurden sowohl im Vorhaben *PRISME*-2 als auch bei der Planung der eigenen Versuche berücksichtigt.

Die eigenen Versuche komplettieren die national und international vorhandenen Ergebnisse aus Klein- und Großversuchen durch die konsequente Variation der für die Modellierung der Brandausbreitung relevanten Randbedingungen sowie der Aufzeichnung

²Franz. Akronym aus „propagation d’un incendie pour des scénarios multi-locaux élémentaire“, etwa „Brandausbreitung in elementaren Mehrraumszenarien“.

Tab. 5.1: Kabel für die Validierungsrechnungen und bisherige Verwendung dieser Kabel im Rahmen von Klein- und Großversuchen

Kleinversuche	Kabel A	Kabel B
FTIR	MANGS & HOSTIKKA (2013b)	eigene Versuche
TGA	MANGS & HOSTIKKA (2013b)	eigene Versuche, RIESE (2007).
MCC	MANGS & HOSTIKKA (2013b)	-
CC	MANGS & HOSTIKKA (2013b)	eigene Versuche, HOSSER ET AL. (2003), RIESE ET AL. (2006).
Großversuche	Kabel A	Kabel B
Vertikale und horizontale Anordnung	OECD-PRISME 2	OECD PRISME, HOSSER ET AL. (2003), RIESE ET AL. (2006), OECD-PRISME 2.

von Querschnittstemperaturen im Kabel. Sie wurden im Rahmen des *BMW*-Vorhabens „Entwicklung, Erprobung und Validierung eines erweiterten Pyrolysemodells für Kabelbrandlasten“ durchgeführt.

5.2 Angaben zu den ausgewählten Kabeln



Aus der Vielzahl an Versuchsergebnissen, die innerhalb der unter Abschnitt 5.1 genannten Vorhaben erarbeitet worden sind, wurden stellvertretend zwei Kabel ausgewählt, welche als Grundlage für die Validierung des Pyrolysemodells geeignet sind. Diese sind in Tab. 5.1 als Typ *A* bzw. Typ *B* aufgelistet und nach vorhandenen theoretischen und experimentellen Angaben sortiert.

Ein Grund für die Auswahl dieser Kabeltypen ist die bereits vorhandene umfangreiche Datengrundlage zu den geometrischen, thermischen und reaktionskinetischen Eigenschaften. Außerdem liegen Versuchsergebnisse aus Cone-Kalorimeterstudien vor. Daneben existieren Unterlagen zu den in den letzten Jahren durchgeführten, gut dokumentierten Großversuchen innerhalb der in Abschnitt 5.1 beschriebenen Projekte. Beide Kabeltypen waren und sind außerdem Gegenstand theoretischer Untersuchungen innerhalb des *PRISME-2*-Vorhabens.

Sowohl Typ *A* als auch Typ *B* sind PVC-Leistungskabel, die sich vor allem im Durchmesser unterscheiden. Die bei einer Trassenbelegung mit Kabeln geringen Durchmessers resultierende hohe Anzahl an Kabeln im Vergleich zu der geringen Anzahl bei Kabeln größeren Durchmessers erlaubt eine Aussage über die Prognosefähigkeit des Pyrolysemodells bei unterschiedlichen Packungsdichten.

Sollen an Stelle von PVC-Leistungskabeln andere Kabeltypen (z. B. halogenfreie Kabel mit verbessertem Brandverhalten) untersucht werden, müssen die entsprechenden geo-

Tab. 5.2: Geometrische Eigenschaften und Stoffanteile von Kabel A sowie von Kabel B

		Kabel A	Kabel B
			
Abmess.	Ø Kabel	13 mm	28 mm
	Dicke Mantel	2 mm	1,9 mm
	Ø Isolierung + Leiter	3 mm	8,4 mm
	Ø Kupferleiter	1,8 mm	6 mm
Dichte	Mantel	1316 kg/m ³	1590 kg/m ³
	Füller	1745 kg/m ³	1807 kg/m ³
	Isolierung	1375 kg/m ³	1042 kg/m ³
	Leiter	-	8920 kg/m ³
Massenant.	Mantel	86,9 g/m	252,4 g/m
	Füller	36,2 g/m	291,5 g/m
	Isolierung	27,2 g/m	229,6 g/m
	Leiter	84,2 g/m	1050,1 g/m
	Gesamt	235,6 g/m	1823,6 g/m

metrischen, thermischen und reaktionskinetischen Eigenschaften bekannt sein und als Eingangsparameter berücksichtigt werden (z. B. die Ergebnisse aus AL-HASSANY ET AL. (2009) für flammenhemmendes PVAC-Mantelmaterial). Das Pyrolysemodell ist dabei allgemein formuliert und für die Berechnung einer Vielzahl typischer, bei Fragestellungen des Brandschutzingenieurwesens auftretender Feststoffe, geeignet.

In Tab. 5.2 sind die wesentlichen geometrischen Eigenschaften der Kabel aufgeführt, wobei die Angaben zu Kabel A aus MANGS & HOSTIKKA (2013a) sowie MATALA (2013) stammen. Die Eigenschaften des Kabels B wurden eigenständig bestimmt. Der Mantel und die Aderisolierung bestehen bei beiden Kabeln aus PVC, welches zum Teil (bis zu 40 % in Bezug auf den Mantel von Kabel A) mit anorganischen Bestandteilen wie CaCO₃ gemischt ist. Der Füller besteht zu größeren Teilen aus CaCO₃, bei deutlich geringeren Anteilen PVC (etwa 12,5 % bei Kabel A).

5.3 Durchgeführte Kleinversuche

5.3.1 TGA-FTIR-Versuche

Um die reaktionskinetischen Eigenschaften und die wesentlichen Bestandteile der Pyrolysegase zu bestimmen, wurden die Kabelbestandteile Mantel, Füller und Aderisolierung mit Hilfe einer kombinierten *Thermogravimetrischen Analyse* (TGA) bei gleichzeitiger Untersuchung des Pyrolysegases mittels *Fourier-Transformations-Infrarot-Spektroskopie* (FTIR) durchgeführt. Dabei wird ein geringer Massenanteil des zu untersuchenden Stoffes in einem Tiegel (z. B. aus Keramik) erwärmt und mit Hilfe einer Mikrowaage

der Massenverlust bestimmt. Aufgrund der geringen Probenmasse, welche bei den hier untersuchten Kabelmaterialien etwa 60 mg betrug, kann von einer schnellen Erwärmung der Probe auf die entsprechende Umgebungstemperatur ausgegangen werden.

Die Probe wurde mit einer definierten Aufheizrate von Raumtemperatur auf 1000 °C erhitzt. Für die Kabelmaterialien wurden dabei zwei Aufheizraten, 5 K/min und 10 K/min, untersucht. Ebenfalls untersucht wurde der Einfluss der Atmosphärenzusammensetzung auf den Massenverlust der Probe. Dazu wurde neben einer reinen Stickstoffatmosphäre auch eine Atmosphäre aus künstlicher Luft mit einem Sauerstoffgehalt von etwa 8 Vol.-% verwendet, um Verbrennungsprozesse während der Versuchsdurchführung auszuschließen. Kabel A ist in MANGS & HOSTIKKA (2013a) umfassend beschrieben und wird hier nicht gesondert aufgeführt.

Die resultierenden Massenverlustkurven in Abhängigkeit der Temperatur für die Kabelbestandteile des Kabels Typ B sind in Abb. 5.1 aufgeführt. Falls vorhanden, sind zusätzliche Daten aus RIESE (2007) als gestrichelte Kurven eingetragen, die auf dem gleichen Kabeltyp basieren. Im Vergleich zur Charge des Jahres 2014 unterscheidet sich das damals untersuchte Kabel jedoch geringfügig (vgl. RIESE ET AL. (2006), Anhang mit Kabeldaten).

Da der Mantel und die Aderisolierung beider Chargen aus vergleichbaren Materialien (PVC + CaCO₃) bestehen, ähneln sich die Verläufe des Massenverlusts. Im Vergleich zu den alten Daten (siehe Bilder oben links und oben rechts) fällt auf, dass der Massenverlust insgesamt geringer ist, bei etwa gleichbleibenden Referenztemperaturen zu den jeweiligen Maxima der Massenverlustraten. Insgesamt zeigt sich, dass eine geringere Aufheizrate von 5 K/min zu einer Verschiebung der Referenztemperatur hin zu geringeren Temperaturen bei gleichzeitig etwas höheren Massenverlusten führt (besonders bei Luftatmosphäre). Für das Mantelmaterial sowie die Aderisolierung hat die Aufheizrate unter Stickstoffatmosphäre einen geringeren Einfluss.

Vergleicht man die Daten der Luft- und Stickstoffatmosphäre miteinander, erkennt man für die beiden Materialien *Mantel* und *Aderisolierung* besonders bei dem zweiten und dritten Zersetzungsschritt Unterschiede. Hier ist die zweite Stufe deutlicher ausgeprägt, während die dritte kaum zu erkennen ist. Bei Luftatmosphäre dagegen überlagern sich beide Stufen. Beim Füller unterscheiden sich die Massenverlustraten im Temperaturbereich von 200 - 500 °C, auch hier sind die Zersetzungsstufen bei Stickstoffatmosphäre definierter und auf einem schmaleren Temperaturband voneinander getrennt, während diese sich bei Luftatmosphäre überlagern. Der je Zersetzungsstufe auftretende Massenverlust ist davon allerdings nicht betroffen und (mit Ausnahme des Mantelmaterials) nahezu unabhängig von der Atmosphäre.

Weitere Angaben zu den Zersetzungsphasen wie die Massenverlustraten, Referenztemperaturen und Massenverluste sind in Abschnitt 8.5 des Anhangs aufgeführt. Jeder Parametersatz wurde doppelt bestimmt (siehe Suffix *_1* und *_2* in Abb. 5.1).

Die Ergebnisse der FTIR-Untersuchung sind in Abb. 5.2 beispielhaft für das Mantelmaterial bei Stickstoffatmosphäre und 10 K/min Aufheizrate aufgeführt. Alle anderen Ergebnisse sind im Anhang unter Abschnitt 8.6 enthalten. Die Ergebnisse der In-situ-FTIR-Untersuchung zeigen die Transmission der Infrarotstrahlung durch das Pyrolyse-

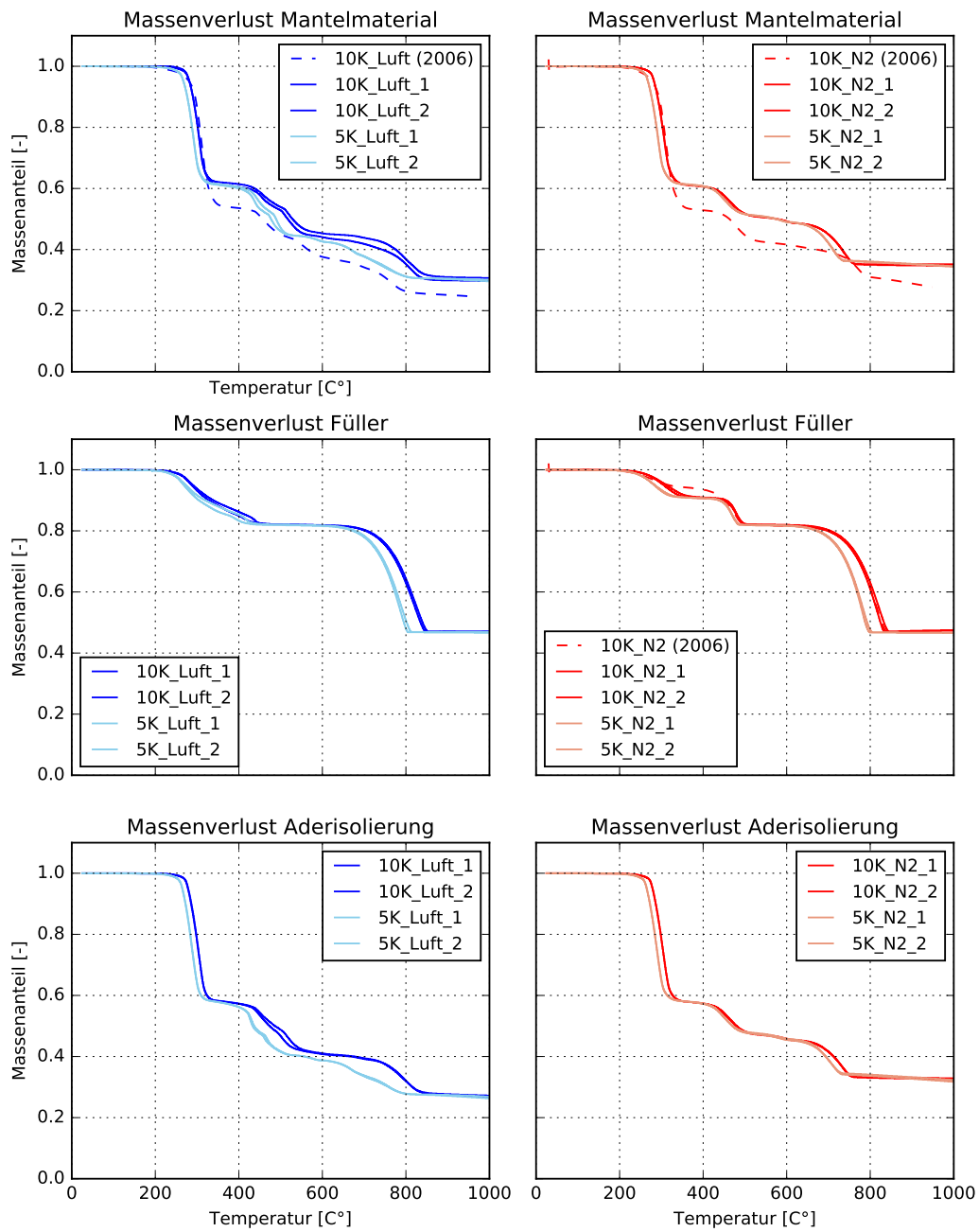


Abb. 5.1: Massenverlust der Kabelmaterialien aus TGA-FTIR-Versuchen für Kabel A bei Sauerstoffatmosphäre (links) und Stickstoffatmosphäre (rechts)

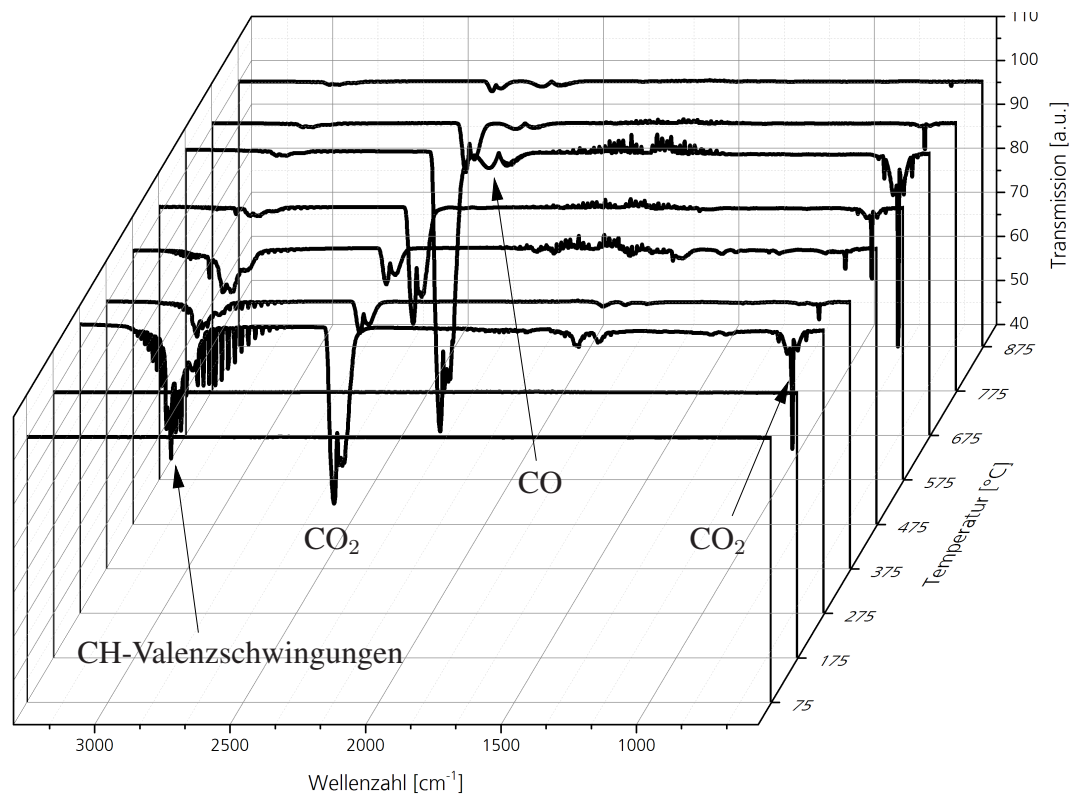


Abb. 5.2: Transmission für verschiedene Temperaturen und Wellenzahlen aus TGA-FTIR-Versuchen, beispielhaft für das Mantelmaterial des Kabels A bei Stickstoffatmosphäre und einer Aufheizrate von 10 K/min

gas³ für Wellenlängen im Bereich von $2,86e^{-6}$ m bis $2e^{-5}$ m, dargestellt als Kehrwert (Wellenzahl). Ein geringerer Transmissionsgrad für eine bestimmte Wellenlänge bedeutet, dass Bestandteile des Pyrolysegases in Schwingungen versetzt werden und dabei die Strahlungsintensität im Bereich dieser Wellenlänge reduziert wird. Anhand der Daten kann gezeigt werden, dass über alle Zersetzungsstufen hinweg (vgl. dazu Abb. 5.1) Kohlenstoffdioxid und -monoxid freigesetzt werden. Anhand ihrer Valenzschwingungen können besonders in den ersten Zersetzungsphasen Kohlenwasserstoffe nachgewiesen werden.

Da die Transmission, die zugehörige Wellenlänge und die Breite der Bande für typische Spezies bekannt sind, können die Bestandteile des Pyrolysegases anhand der gemessenen Transmissionsspektren nachgewiesen werden. Für weitere Informationen zur FTIR-Spektroskopie wird auf GREMLICH & GÜNZLER (2003) verwiesen.

Die Aderisolierung besteht wie der Mantel ebenfalls aus großen Anteilen PVC und verhält sich auch hinsichtlich der Freisetzung von Pyrolysegasen vergleichbar mit dem Mantelmaterial. Der Füller dagegen pyrolysiert zu großen Teilen unter Freisetzung von

³Die Transmission basiert auf einem Referenzwert einer verlustfrei durchstrahlten Probe und ist der Quotient der Strahlungsintensitäten.

Kohlenstoffdioxid und -monoxid, lediglich unter Stickstoffatmosphäre können Kohlenwasserstoffe nachgewiesen werden.

5.3.2 Cone-Kalorimeterversuche

Ein wesentliches Kriterium bei der Anwendung des Pyrolysemodells ist die Frage, ob der Einfluss äußerer Randbedingungen auf den Verlauf der Wärmefreisetzungsrate und den Zündzeitpunkt bei der Berechnung realer Brandlasten wiedergegeben werden kann. Bevor die Brandausbreitung für komplette Kabeltrassen berechnet wird, müssen das Modell als Ganzes sowie die Parametrisierung des Modells anhand von Kleinversuchen überprüft werden. Im Unterschied zu den Großversuchen können hier die Randbedingungen wie Wärmestrombeaufschlagung und thermische Randbedingungen (adiabate Lagerung) genauer festgelegt werden. Außerdem sind Probenabmessungen und Gesamtvolumen der Prüfkammer geringer, sodass auch mehrere Simulationsdurchläufe zur Parameterschätzung durchgeführt werden können.

Die Cone-Kalorimeterversuche wurden entsprechend der ISO 5660 durchgeführt. Dabei wurden drei Kabelstücke des Kabels B mit einer planmäßigen Länge von 10 cm in den Probenhalter gelegt, der unten mit einer etwa 1 cm dicken Schicht aus Steinwolle gedämmt war. Die aufgrund des Durchmessers der Kabel von etwa 2,8 cm bei einem 10 cm breiten Probenhalter entstehenden Lücken wurden ebenfalls mit Steinwolle ausgefüllt, sodass etwa die Hälfte der Kabeloberfläche durch den konischen Heizer bestrahlt wurde. Zusätzlich zu den Kenngrößen der Rauchgasanalysestrecke (vgl. auch Abb. 8.4) wurde das in der Mitte liegende Kabel bei einer Länge von 5 cm mit fünf Thermoelementen ausgestattet. Die Lage der Messstellen ist in Abschnitt 6.3.4 näher beschrieben.

Über den konischen Heizer wird die Probe dann mit einer konstanten Wärmestromdichte beaufschlagt. Die Pyrolysegase werden mit Hilfe eines Zündfunken entzündet, der alle 5 Sekunden auslöst und bei Zündung eingefahren wird. Als Versuchsergebnis der Cone-Kalorimeterversuche erhält man den Massenverlust, die Wärmefreisetzungsrate sowie die CO-, CO₂- und Sauerstoffkonzentrationen im Abgasstrom.

In vielen der in Abschnitt 5.1 beschriebenen Forschungsvorhaben wurden Cone-Kalorimeterversuche an Kabelbrandlasten durchgeführt, jedoch meist für gleiche Wärmestromdichten. Eine Ausnahme bildet RIESE (2007), der ebenfalls über eine Bandbreite von 8 kW bis 60 kW Cone-Kalorimeterversuche mit Blick auf den Entzündungszeitpunkt durchgeführt hat. Da RIESE (2007) ebenfalls den Typ Kabel B untersucht hat, wurden die damaligen Erkenntnisse bei der Bestimmung der zu untersuchenden Wärmestromdichten berücksichtigt. Eine Übersicht über die eigenen Cone-Versuche ist in Tab. 5.3 gegeben.

Die eingestellte Wärmestrombeaufschlagung deckt einen Großteil der Bandbreite möglicher, in realen Einbausituationen einwirkender Wärmeströme ab. Die geringen Werte der Wärmestromdichte sind die untere Grenze, bei der in dem Versuchszeitraum von 30 min überhaupt eine über den Zündfunken initiierte Entzündung stattfindet. So lag der Zündzeitpunkt der drei Versuche C1 mit 24 min bis 29 min am Ende der planmäßigen Versuchsdauer von 30 min, die daraufhin auf 45 min verlängert wurde. Zur Prüfung

Tab. 5.3: Übersicht über die durchgeführten Cone-Versuche des Kabel B

Bez.	Wärmestromdichte	Versuchsanzahl
C1	15 kW	3
C2	20 kW	3
C3	25 kW	3
C4	30 kW	3
C5	40 kW	3
C6	50 kW	3
C7	60 kW	3
C8	10 kW	3

der *minimalen* Wärmestromdichte⁴ wurde mit C8 ein Wert gewählt, bei dem über die gesamte Beobachtungsdauer von 30 min keine Zündung beobachtet wurde. Da in jedem Versuch zusätzlich die Querschnittstemperaturen im Kabel bestimmt wurden, eignen sich diese drei Versuche jedoch gut zur Überprüfung der Wärmeleitungsrechnung innerhalb der festen Phase. In diesem Fall lagen eine definierte Wärmestrombeaufschlagung und Durchwärmung der Kabel ohne zusätzliche Effekte von Verbrennungsprozessen vor. Die Ergebnisse der Untersuchungen sind beispielhaft anhand der Kenngröße Wärmefreisetzungsrate in Abb. 5.3 aufgeführt.

Gut zu erkennen ist der Einfluss der Wärmestromdichte auf die Entzündungszeit, die ab Werten von 40 kW im Bereich weniger Sekunden liegt. Bei geringen Wärmestromdichten fällt auf, dass die Varianz der Entzündungszeit größer ist und für den Versuch C2 mit 148 s, 218 s und 248 s die größten gemessenen Differenzen aufweist. Es ist anzumerken, dass der dritte Wiederholversuch der Versuche C2 - C6 vier Monate später durchgeführt wurde, sodass hier Umwelteinflüsse (Umgebungstemperatur, Kabelalterung) nicht ausgeschlossen werden können. Mit dieser Begründung könnte die Verlängerung der Dauer bis zur Zündung, die in der Auswertung des dritten Wiederholversuchs bei Wärmestromdichten von 20 kW/m² und 25 kW/m² (C2 und C3) ersichtlich ist, erklärt werden. Da das Cone-Kalorimeter an jedem Versuchstag entsprechend den Anforderungen der ISO 5660 kalibriert wurde, sind alle Messergebnisse als korrekt zu bewerten und die Abweichungen mit Unsicherheiten bei der Bestimmung der Kenngrößen und den Grundlagen der Umrechnung zu begründen. Nicht dargestellt sind die Ergebnisse der Versuche C1 und C8, bei denen keine oder eine sehr späte Entzündung vorlag. Weitere Ergebnisse der Cone-Kalorimeterversuche werden zusammen mit der Validierung des Pyrolysemodells in Abschnitt 6 dargestellt. Ergebnisse aus Cone-Kalorimeterversuchen für den Kabeltyp A sind in MATALA (2013) und MANGS & HOSTIKKA (2013b) zu finden.

⁴Ein Wert, bei dem über die Dauer der Wärmestrombeaufschlagung im Cone-Kalorimeterversuch eine Entzündung stattfindet, nicht zu verwechseln mit der *kritischen* Wärmestromdichte, die eine aus den Ergebnissen abgeleitete theoretische Größe darstellt.

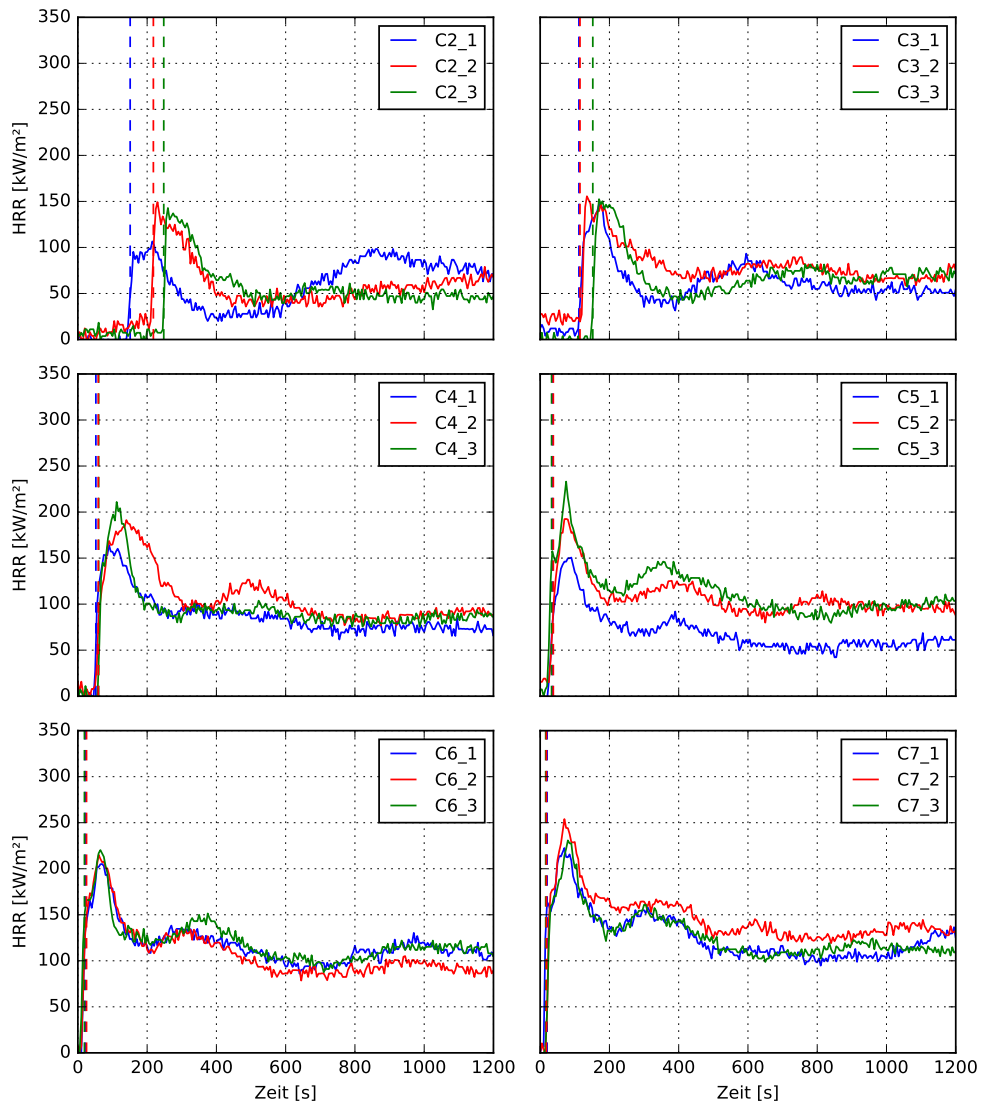


Abb. 5.3: Entzündungszeitpunkte und Wärmefreisetzungsrate des Kabels B aus Cone-Kalorimeterversuchen in Abhängigkeit der Wärmestrombeaufschlagung

5.4 Eigene Trassenversuche

Das Abbrandverhalten kompletter Kabeltrassenkonfigurationen hängt neben den Kabeleigenschaften zudem von den geometrischen Eigenschaften der Trassen wie der Belegungsdichte, dem vertikalen Abstand der Trassen sowie der Anzahl der übereinander angeordneten Trassen ab. Umfangreiche Untersuchungen zu dieser Fragestellung wurden von HOSSER ET AL. (1998) und international von MCGRATTAN ET AL. (2012) durchgeführt.

In Abb. 5.4 ist beispielhaft die resultierende Gesamtwärmefreisetzungsrate für zwei Trassenkonfigurationen dargestellt, wobei die Belegungsdichte des Versuchs MT-20 im Vergleich zu MT-19 halbiert wurde, indem die Trassenbreite bei gleicher Kabelmasse sowie Kabelanzahl je Trasse verdoppelt wurde. Alle weiteren Versuchsbedingungen waren identisch eingestellt.

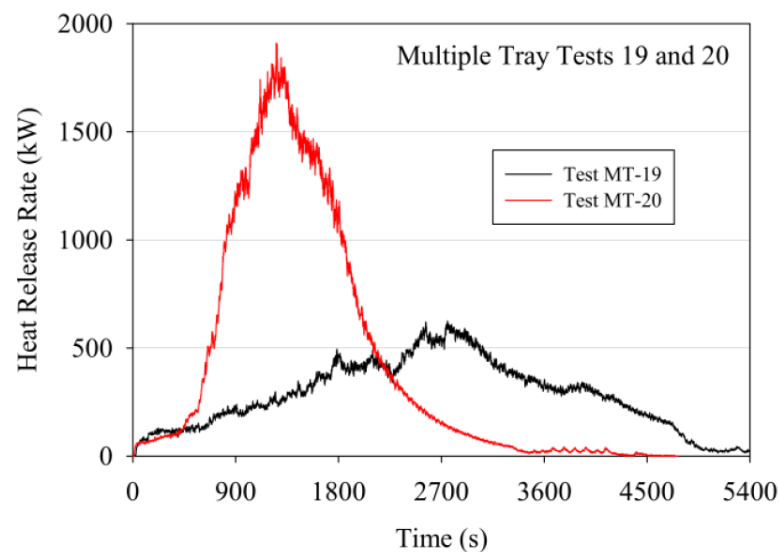


Abb. 5.4: Wärmefreisetzungsrate lose belegter Kabeltrassen in Abhängigkeit der Trassenbreite bei gleicher Kabelanzahl

Das entwickelte Pyrolysemodell ist grundsätzlich in der Lage, aufgrund der vergrößerten Kabeloberfläche bei geringerer Packungsdichte und der daraus resultierenden schnelleren Durchwärmung eine höhere Massenverlustrate zu ermitteln, ohne dass der Anwender weitere Anpassungen vornehmen muss. Bei der Modellierung ganzer Kabeltrassen ist die Kenntnis dieser Abhängigkeiten wichtig, da trotz grundsätzlicher Möglichkeit, einzelne Kabel diskret im Modell zu berücksichtigen bei einer hohen Anzahl an Kabeln Vereinfachungen in der geometrischen Modellierung getroffen werden müssen (z. B. Zusammenfassen einer bestimmten Anzahl von Kabeln zu einer Kabelgruppe).

Insgesamt wurden drei Trassenversuche durchgeführt, wobei die Trassenbreite und der Trassenabstand entsprechend den Angaben in Tab. 5.4 variiert wurden. Anhand der selbst durchgeführten Trassenversuche können die bezüglich der geometrischen Modellierung von Kabeltrassen getroffenen Annahmen anschließend überprüft und validiert werden.

Tab. 5.4: Durchgeführte Trassenversuche

Versuchsbez.	Datum	Änderung im vgl. zu T1
T1	25.06.2015	Referenzversuch
T2	30.06.2015	Trassenbreite von 40 cm auf 60 cm erhöht
T3	02.07.2015	Vert. Abstand von 30 cm auf 40 cm erhöht

5.4.1 Versuchsaufbau und Prüfstand

Die Trassenversuche sind in einer iBMB-Brandkammer mit Namen OSKAR durchgeführt worden, deren Volumen über die Höhe in zwei Stufen (5,6 m oder 3,6 m) einstellbar ist. Die Grundfläche beträgt 3,6 m · 3,6 m. Um die Wärmeverluste nach außen zu minimieren, ist die Brandkammer mit Schamottstein ausgekleidet und zusätzlich mit Steinwolle nach außen gedämmt. Die Entzündung der Kabeltrassen erfolgte mit einem Kiesbettbrenner, der mit Propangas und einer Leistung von 80 kW betrieben wurde. Die fünf Kabeltrassen wurden auf Konsolen aufgelegt, welche wiederum an einer Stahlkonstruktion angebracht waren. Der gesamte Aufbau steht auf den zur Bestimmung des Massenverlustes vorgesehenen Wägezellen. Eine Übersicht über den Versuchsaufbau und die iBMB-Brandkammer ist in Abb. 5.5 gegeben. Alle Angaben zu der Brandkammer sind daneben in Tab. 5.5 aufgeführt.

Tab. 5.5: Angaben zur Brandkammer

Geometrische Daten zur Brandkammer			
Grundfläche		3,6 m · 3,6 m (innen)	
Höhe		3,6 m (Innenhöhe)	
Öffnung (zur Haube)		0,7 m · 3,6 m	
Öffnung (Vorne)		0,6 m · 1,2 m	
Bauteil	Dicke	Material	
Wände	25 cm	Schamottstein (an Stahlkonstruktion)	
Boden	30 cm	Beton	
Decke	20 cm	Schamottstein (an Stahlkonstruktion)	
Material	λ (W/mK)	ρ (kg/m ³)	c_p (kJ/kgK)
Beton	2,1	2400	0,88
Schamottstein	0,75	1500	0,84

Da die Versuche der Validierung des entwickelten Pyrolysemodells dienen, sollte über die gesamte Versuchsdauer eine ausreichende Sauerstoffversorgung gewährleistet sein, um Effekte der unvollständigen Verbrennung zu minimieren. Aus diesem Grund wurden die beiden vorhandenen Öffnungen der Brandkammer über die Dauer der Versuche geöffnet, sodass eine ausreichende Frischluftzufuhr sichergestellt werden konnte.

Mit Hilfe einer in Richtung der Abzugshaube liegenden Öffnung mit einer Breite von 0,7 m und einer Höhe von 3,6 m wurden die Rauchgase abgesaugt und der Rauchgasanalysestrecke zugeführt. Zur Sicherstellung einer ausreichenden Frischluftzufuhr wurde die

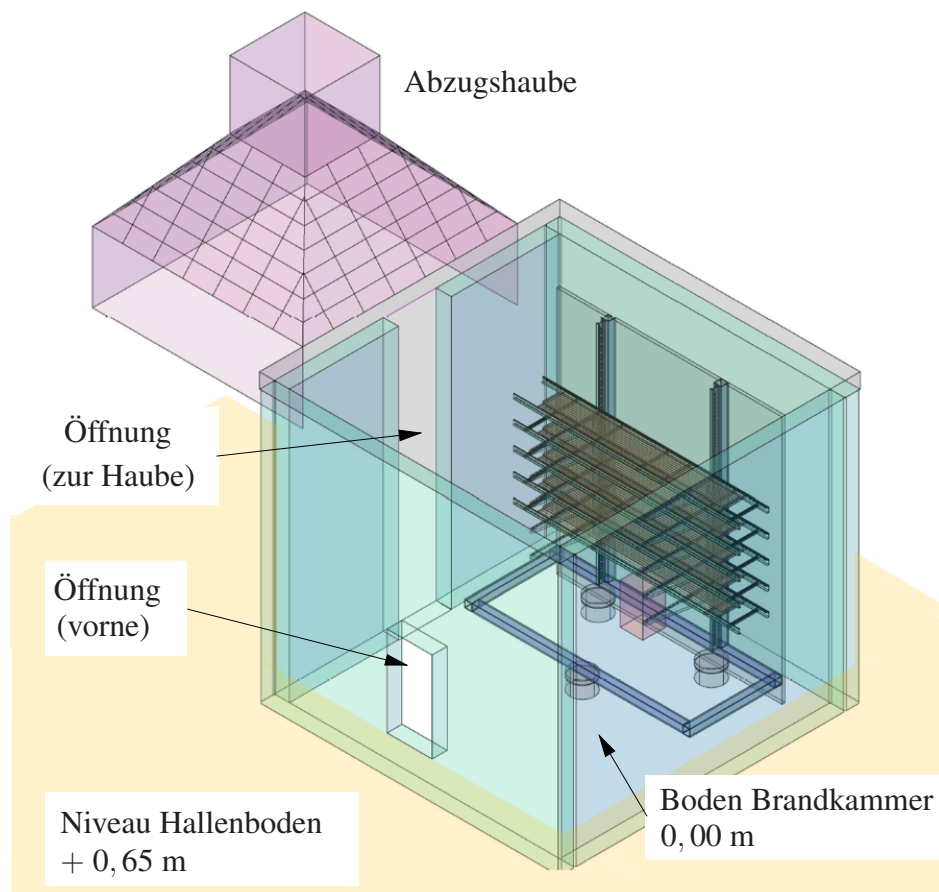


Abb. 5.5: Übersicht über den Versuchsaufbau sowie die Öffnungen und die Lage des Trassenaufbaus in der Brandkammer

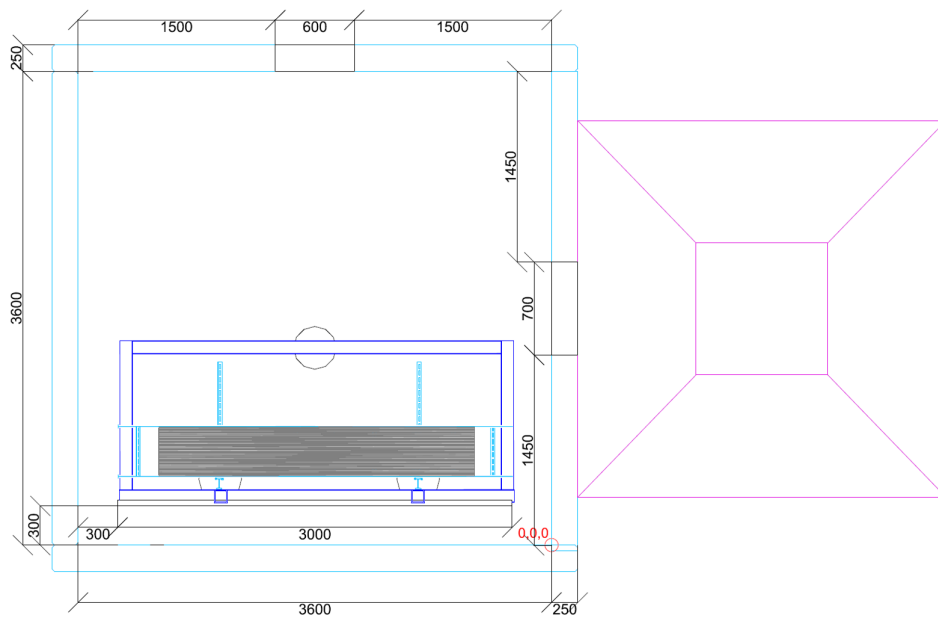


Abb. 5.6: Draufsicht auf die Brandkammer und die Trassenkonstruktion

kleine Öffnung mit einer Breite von 0,6 m und einer Höhe von 1,2 m über die Dauer des Brandversuchs geöffnet. Diese Öffnung ist auf dem Niveau des Hallenbodens auf einer Höhe von 0,65 m, bezogen auf die Höhe des Bodens der Brandkammer, angebracht. In dieser Öffnung wurde eine Brandraumkamera angebracht.

Die Haube besitzt in der Grundfläche eine Kantenlänge von 2,90 m und ist an drei Seiten mit Schürzen aus Stahlblech mit einer Länge von 0,94 m ausgestattet. In Richtung der Öffnung zur Brandkammer ist keine Schürze angebracht. An diese Schürzen wird eine temperaturbeständige Schutzmatte aus Glasfasergewebe bis zum Boden (Hallenniveau) montiert, um im Notfall eine Verrauchung der Halle mit salzsäurehaltigen Rauchgasen zu verhindern. Dieser Fall trat in keinem der Versuche auf. Abb. 5.6 zeigt den Versuchsaufbau für alle Versuche als Draufsicht.

Die Absaugung der Rauchgase sowie die anschließende Zuführung zu der Gasanalysestrecke wurden mit einem planmäßigen Volumenstrom von $3 \text{ m}^3/\text{s}$ gewährleistet. In Längsmittigkeit der untersten Trasse ist in vertikalem Abstand von 30 cm zur Kabelbelegung der Kiesbettbrenner mit Querschnitt $30 \text{ cm} \cdot 30 \text{ cm}$ aufgestellt worden. Dieser diente mit einer Leistung von 80 kW als Zündquelle und wurde abgeschaltet, wenn die auf Grundlage der In-situ-Sauerstoffkalorimetrie ermittelte Gesamtleistung 400 kW überschritt. Diese Vorgehensweise entspricht der Versuchsdurchführung bei den Trassenversuchen des Forschungsvorhabens OECD-PRISME 2 und wurde zur besseren Vergleichbarkeit der Ergebnisse der eigenen Untersuchungen übernommen. Alle weiteren Angaben zu den Messstellen sowie der Aufbau des Prüfkörpers sind im Anhang in Abschnitt 8.4 aufgeführt.

5.5 Internationales Forschungsvorhaben OECD-PRISME2

Ein weiterer zur Validierung herangezogener Versuch ist der innerhalb des OECD-PRISME 2 Forschungsvorhabens durchgeführte Versuch *CFS(S)-1*. Im Rahmen der Versuchsreihe Cable Flame Spread, kurz *CFS*, wurden sowohl Trassenversuche (Versuchsreihe mit Zusatz *Source*) bei unbegrenzter Frischluftzufuhr als auch Versuche in Räumen bei mechanischer Ventilation und unterschiedlicher Luftwechselrate durchgeführt. Ohne die *Source*-Versuche wurden sieben *CFS*-Versuche durchgeführt, wobei Kabeltyp, Zündquelle, Trassenaufbau und -anordnung sowie Luftwechselrate variiert wurden.

Der Versuch *CFS(S)-1* wurde als Validierungsgrundlage gewählt, da hier die in MANGS & HOSTIKKA (2013b) gut spezifizierten Kabel (Kabel A) als Brandlast untersucht worden sind. Außerdem ist der Aufbau der Trassen in Anzahl, Abmessungen und Zündinitial mit den eigenen Versuchen vergleichbar.

Die fünf Kabeltrassen wurden, vergleichbar mit den eigenen Versuchen in der iBMB-Brandkammer, auf zwei Wägezellen angebracht und mit einem Kiesbettbrenner (30 cm Kantenlänge, quadratischer Querschnitt) entzündet, welcher mit einer Leistung von 80 kW betrieben wurde. Der Abstand des Brenners zur Unterseite der untersten Trasse betrug dabei ebenfalls 30 cm. Nachdem über die In-situ-Bestimmung der Wärmefreisetzungsrate ein Wert von 400 kW Gesamtbrandleistung erreicht worden war, wurde der Brenner ausgeschaltet. Während des Versuchs *CFS(S)-1* war dies nach 80 s der Fall.

Jede der fünf Trassen wurde auf einer Länge von 2,40 m bei einer Breite von 0,45 m mit je 49 Kabeln des Kabeltyps A belegt. Im Vergleich zu den eigenen Versuchen lagen die Kabel allerdings lose auf der Trasse und wurden an den Enden nicht geschützt. Der vertikale Abstand betrug 30 cm. Die Unterseite der untersten Trasse wurde in einer Höhe von etwa 63 cm vom Boden angebracht. Insgesamt brannte der Prüfkörper über eine Dauer von etwa 40 Minuten. Für weitere Angaben wird auf den Versuchsbericht der Versuchsreihe *CFS(S)* in ZAVALETA (2013) verwiesen.

6 Validierung und Anwendung des Pyrolysemodells

6.1 Überblick

Nach Überprüfung der grundlegenden Eignung in Kapitel 4 wird das entwickelte Pyrolysemodell auf Grundlage der in Kapitel 5 beschriebenen Klein- und Großversuche angewendet und validiert. Dabei werden zunächst die Cone-Kalorimeterversuche nachgerechnet. Diese werden außerdem dazu verwendet, die hier angesetzten thermischen und reaktionskinetischen Eingangsgrößen zu überprüfen, bevor anschließend die Brandausbreitung für komplette Kabeltrassen berechnet wird. Die Ermittlung und Abschätzung der Eingangswerte ist im nachfolgenden Abschnitt beschrieben und bezieht sich vor allem auf die eigenen Versuchsergebnisse des Kabels Typ B. Bei Kabel A wird äquivalent vorgegangen, wobei auf Ergebnisse aus der Literatur zurückgegriffen wird.

Die vor der Berechnung der Cone-Kalorimeterversuche ermittelten Eigenschaften werden für alle Brandsimulationen mit Brandlast des Kabeltyps B verwendet. Eine Anpassung der Werte für die Simulation der Trassenversuche erfolgt nur in begründeten Ausnahmen und wird an entsprechender Stelle beschrieben. Eine Anforderung an das implementierte Pyrolysemodell ist, mit den einmalig bestimmten thermischen und reaktionskinetischen Eingangsgrößen sowohl die Klein- als auch die Großversuche in offenen, jedoch prädiktiven Simulationen nachzurechnen. Die Ergebnisse dieser Berechnungen erlauben es anschließend, Aussagen über die Eignung des Pyrolysemodells zur Prognose der Brandausbreitung zu treffen.

6.2 Ermittlung der reaktionskinetischen Eingangswerte

Die Abschätzung der reaktionskinetischen Eingangswerte des Kabelmodells für das Kabel B erfolgt anhand der in Abschnitt 2.6.1 beschriebenen Methodik der direkten Schätzung auf Grundlage von Versuchsergebnissen aus der TGA-Analyse. Über die dort aufgeführten Gl. 2.37, Gl. 2.39 sowie Gl. 2.41 wurden die reaktionskinetischen Eingangswerte für die drei brennbaren Materialkomponenten und die jeweiligen maßgebenden Zersetzungsschritte abgeschätzt. Werden diese Werte anschließend als System aus gewöhnlichen Differentialgleichungen, wie in Abschnitt 2.4 beschrieben und in Gl. 2.32 beispielhaft dargestellt, aufgestellt und gelöst, ergibt sich der in Abb. 6.1 aufgeführte Verlauf des Massenverlusts. In Schwarz dargestellt ist der mit Hilfe der abgeschätzten reaktionskinetischen Eingangsgrößen berechnete Massenverlust, während die blauen und

Tab. 6.1: Reaktionskinetische Eingangswerte für die brennbaren Materialkomponenten von Kabel B, abgeschätzt anhand der TGA-Ergebnisse bei 10 K Aufheizrate

	Komp. j	Mantel		Füller		Aderisolierung		Einh.
		Luft	N ₂	Luft	N ₂	Luft	N ₂	
T_{max}	1	300	305	320	306	295	298	°C
	2	446	468	780	479	446	455	
	3	525	591	-	800	525	598	
	4	755	730	-	-	755	737	
$\Delta T_{w''}$	1	200	240	2000	2500	200	222	°C
	2	1500	1500	100	500	1500	1500	
	3	1500	2500	-	80	1500	2500	
	4	250	80	-	-	200	80	
w	1	0,3830	0,3870	0,1785	0,0941	0,4270	0,4214	kg/kg
	2	0,0792	0,1048	0,8215	0,0877	0,0857	0,1085	
	3	0,0897	0,0192	0,0000	0,8182	0,0876	0,0178	
	4	0,4481	0,4890	0,0000	0,0000	0,3997	0,4527	
ν_{Char}	-	0,6695	0,7215	0,5716	0,5750	0,6853	0,7248	kg/kg

roten Kurven die Ergebnisse der TGA-Untersuchung zeigen. Die Werte in Tab. 6.1 wurden dabei so gewählt, dass beide untersuchten Aufheizraten abgedeckt werden und der Verlauf der resultierenden Kurve zwischen beiden Fällen liegt. Für den weiteren Verlauf der Untersuchung werden zudem die Ergebnisse aus den Cone-Kalorimeterversuchen als auch den Großversuchen unter Umgebungsluft herangezogen. Die Werte in Tab. 6.1 sind als Parameter T_{max} und $\Delta T_{w''}$ aufgeführt, da diese einfacher zu interpretieren sind als die daraus abgeleiteten physikalischen Größen des prä-exponentiellen Faktors A sowie der Aktivierungsenergie E.

Die Frage, ob bereits während der ersten Zersetzungsreaktion Kohlerückstände als Reaktionsprodukt erzeugt werden und diese am Ende der kompletten Zersetzung als Summe den in den TGA-Versuchen bestimmten Rückstand ergeben oder diese erst während der letzten Zersetzungsstufe entstehen, kann nicht aus den Versuchsergebnissen beantwortet werden. Wie in Abschnitt 3.6 beschrieben, existieren unterschiedliche Möglichkeiten, den Massenverlust und die Restmasse mit Hilfe von Materialkomponenten und Reaktionsschritten zu modellieren. Für die eigenen Rechnungen wurde hier der Ansatz von Einstufenreaktionen bei mehreren Materialkomponenten (vgl. Abb 3.15 links) gewählt.

6.3 Berechnung und Validierung anhand von Cone-Kalorimeterversuchen

Neben der oben beschriebenen Zielsetzung dient die Nachrechnung der Cone-Kalorimeterversuche auch zur Untersuchung des Einflusses unterschiedlicher Auflösungen und Modellansätze. Da das Berechnungsvolumen bei den Kleinversuchen deutlich geringer ist,

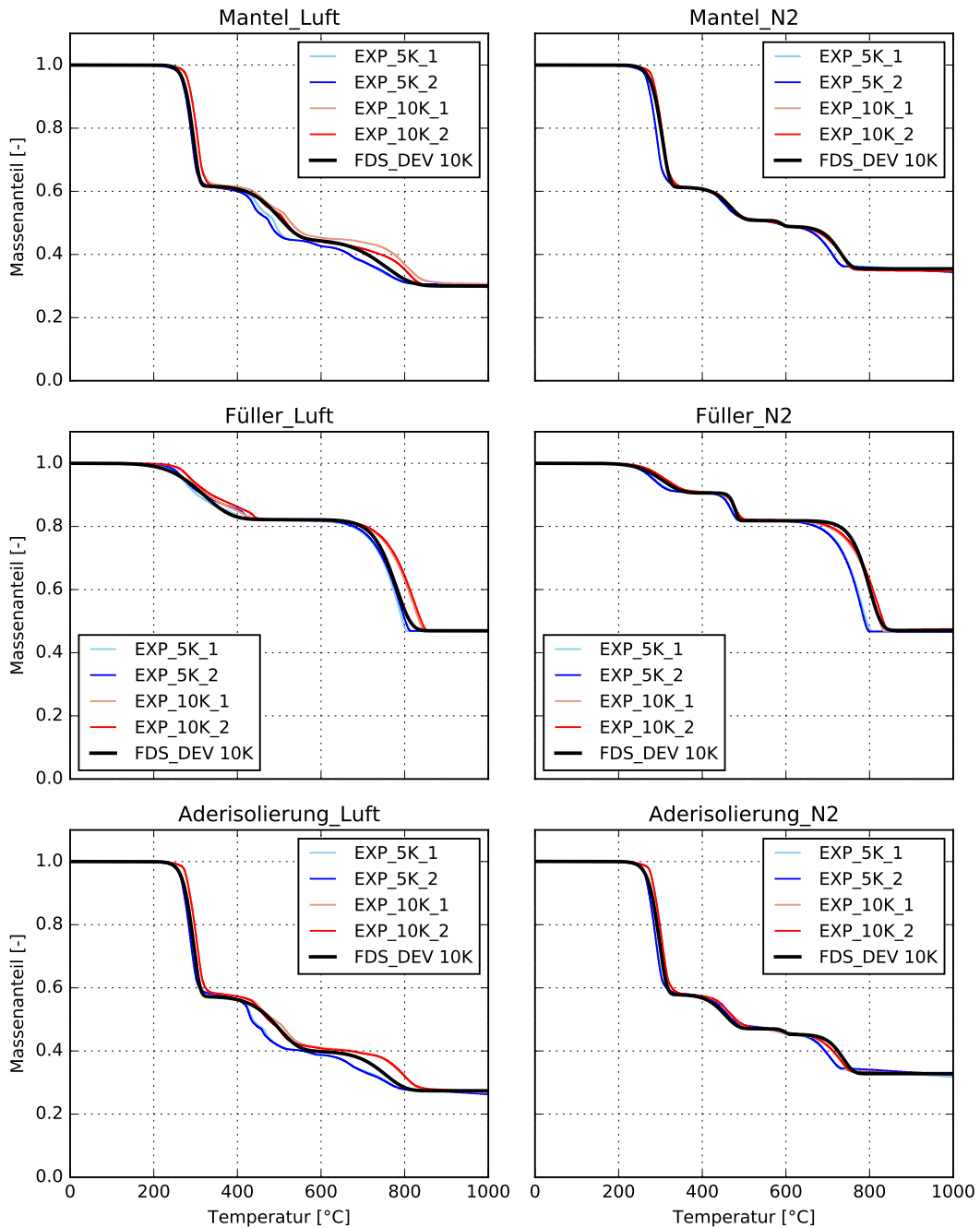


Abb. 6.1: Experimentell bestimmter und mit Hilfe der daraus abgeleiteten reaktionskinetischen Eingangswerte für die brennbaren Materialkomponenten des Kabel B berechneter Verlauf des Massenverlusts

kann hier eine feinere Auflösung sowohl der Gasphase als auch der festen Phase (Kabel) verwendet werden. Die Berechnung mit feiner Auflösung dient in erster Linie der Modellvalidierung, zusätzlich aber auch der Überprüfung der angesetzten Materialparameter. In einem weiteren Schritt wird außerdem ein Ansatz zur Modellierung der festen Phase untersucht, bei dem die jeweiligen Stoffe und Materialkomponenten anteilig über das Trassenvolumen berücksichtigt werden. Dieser Ansatz dient schließlich zur Abbildung ganzer Kabeltrassen im Rahmen der Validierungsrechnungen der Großversuche.

6.3.1 Modellerstellung und Abbildung der Kabel

Die Simulation der Cone-Kalorimeterversuche wird mit FDS_DEV in der aktuellen Version mit Stand März 2016 durchgeführt. Diese unterscheidet sich bis auf Änderungen in der Systematik der Eingabe nicht von der in Kapitel 4 überprüften Version vom Dezember 2015. Die Umgebungs- und Anfangstemperatur wurde auf 20 °C gesetzt und der Umgebungsdruck bei den standardmäßig eingestellten 101.325 Pa belassen. Das Turbulenzmodell der LES-Berechnung wurde nach *Deardorff* mit seinen Standardwerten verwendet.

Das Strahlungsmodell wurde ebenfalls auf den Standardeinstellungen bei 100 Strahlungswinkeln räumlicher Auflösung sowie einer Aktualisierungsfrequenz von jedem dritten Zeitschritt belassen. Der Strahlungsanteil an der Wärmefreisetzung ist mit $\chi_r = 0,35$ definiert. Das Raumvolumen im oberen Bereich von 20³ cm ist einem Netz aus 20³ Zellen mit einer Kantenlänge von $\Delta x, y, z = 1$ cm aufgelöst. Die Probenpfanne und die Kabel sind mit Hilfe eines weiteren Netzes im unteren Bereich entsprechend feiner aufgelöst. In Längsrichtung der Kabel (x-Richtung) wurde die Auflösung von $\Delta x = 1$ cm beibehalten, während y- und z-Richtung mit $\Delta y, z = 0,2$ cm deutlich feiner aufgelöst sind. Das Volumen des feinen Netzes beträgt $10 \cdot 10 \cdot 3 \text{ cm}^3$ bei $10 \cdot 50 \cdot 15$ Zellen (x-, y- und z-Richtung).

Abb. 6.2 zeigt das Modell zur Nachrechnung der Cone-Kalorimeterversuche. Die Probenpfanne und die drei Kabel wurden als einzelne Obstruction modelliert, die in dem feinen Netz liegt. Grundsätzlich hätte dieses feine Netz auch die Modellierung der Krümmung der Kabeloberfläche sowie die Auflösung der Sicken zwischen zwei Kabeln erlaubt. Die Gasphase zwischen den Sicken würde jedoch trotz der hohen Auflösung nur mit wenigen Zellen abgebildet werden, sodass die in dieser Grenzschicht auftretenden Phänomene auch hier nicht oder nicht hinreichend gut aufgelöst werden könnten.

Wie in Arbeiten von MÜNCH (2012) aufgezeigt, ist das implementierte Strahlungsmodell von FDS_NIST und somit auch von FDS_DEV abhängig von der definierten Anzahl an Strahlungswinkeln und der Netzauflösung. Für die von MÜNCH (2012) untersuchten Testfälle konnte dabei nicht gezeigt werden, dass eine feinere Netzauflösung oder die Erhöhung der Anzahl an Strahlungswinkeln zu einer Konvergenz gegen die analytische Lösung führte. Um mögliche Unsicherheiten bei Verwendung des Strahlungsmodells zu umgehen, wurde für die Nachrechnung der Cone-Kalorimeterversuche auf einen anderen Ansatz zurückgegriffen.

Die in Abb. 6.2 in Grün dargestellte Fläche wurde mit Hilfe einer sogenannten *External Flux*-Randbedingung beaufschlagt, welche auch in FDS_NIST anwendbar ist und speziell

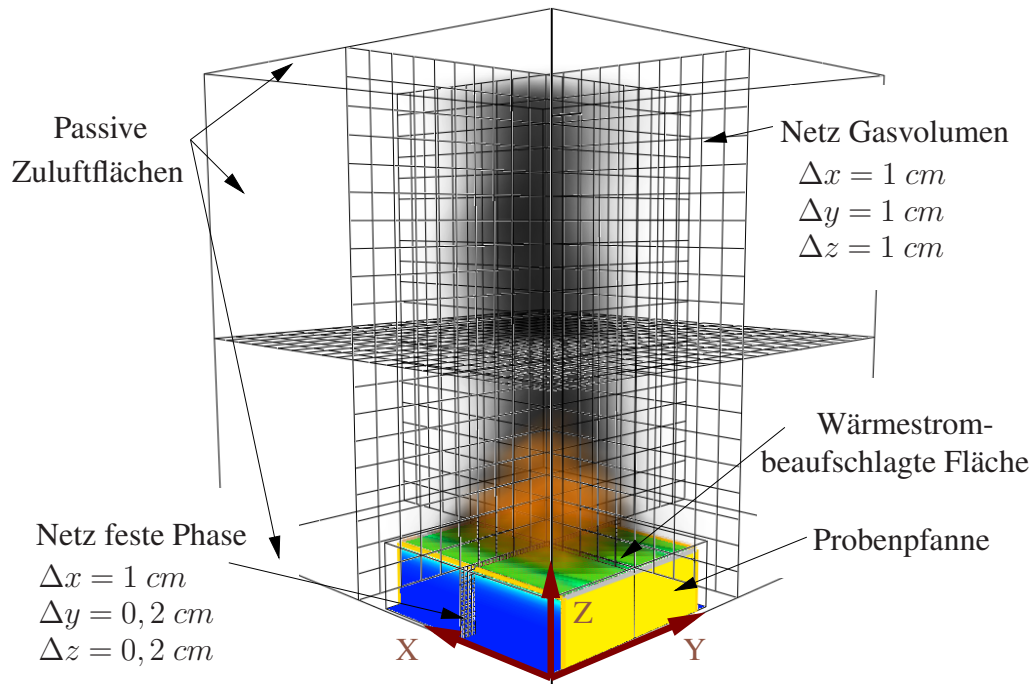


Abb. 6.2: Übersicht über das verwendete Simulationsmodell des Cone-Kalorimeters

für die Simulation von Cone-Kalorimeterversuchen entworfen wurde. Der über diese Randbedingung festgelegte Wärmestrom wird dabei über das Strahlungsmodell aufgebracht, wobei der Anwender die externe Strahlungsleistung (hier die eingestellte Wärmestromdichte im Versuch) festlegt. Intern wird auf Grundlage der Oberflächentemperatur der Probe und weiterer Materialeigenschaften wie der Emissivität der Wärmestrom auf der Oberfläche für jeden Zeitschritt neu bestimmt. Nach der Zündung der Pyrolysegase führt die in den angrenzenden Zellen der Gasphase stattfindende Verbrennung zu einem zusätzlichen Anteil an Wärmestrombeaufschlagung.

Im Gegensatz zu der nach ISO 5660 vorgesehenen Einhausung des Prüfvolumens und dem an der Haube anliegenden Volumenstrom von 2,4 l/min wurden die Begrenzungsflächen des gering aufgelösten Netzes als offene Randbedingungen modelliert. Hierbei kann ungehindert Luft nachströmen. Die Werte der Umgebungstemperatur und des Umgebungsdrucks entsprechen den Angaben der Anfangs- und Umgebungsbedingungen. Bei den Berechnungen auf Grundlage des gering aufgelösten Kabelquerschnittes (vgl. Abschnitt 6.3.2) wird im Gegensatz zu der Darstellung in Abb. 6.2 ein einzelnes Netz mit einer Auflösung von $\Delta x = 1,0 \text{ cm}$, $\Delta y = 1,5 \text{ cm}$ und $\Delta z = 0,5 \text{ cm}$ verwendet.

6.3.2 Verbrennungsberechnung und Modellierung der Kabel

Die reaktionskinetischen Eingangswerte liefern mit dem Verlauf des Massenverlusts bei Temperaturbeaufschlagung keine Aussagen über die Art und Zusammensetzung der hierbei freigesetzten gasförmigen Pyrolysegase. Eine Möglichkeit läge in der Berücksichtigung der Ergebnisse der FTIR-Untersuchungen (siehe Abb. 5.2 sowie Abschnitt 8.6

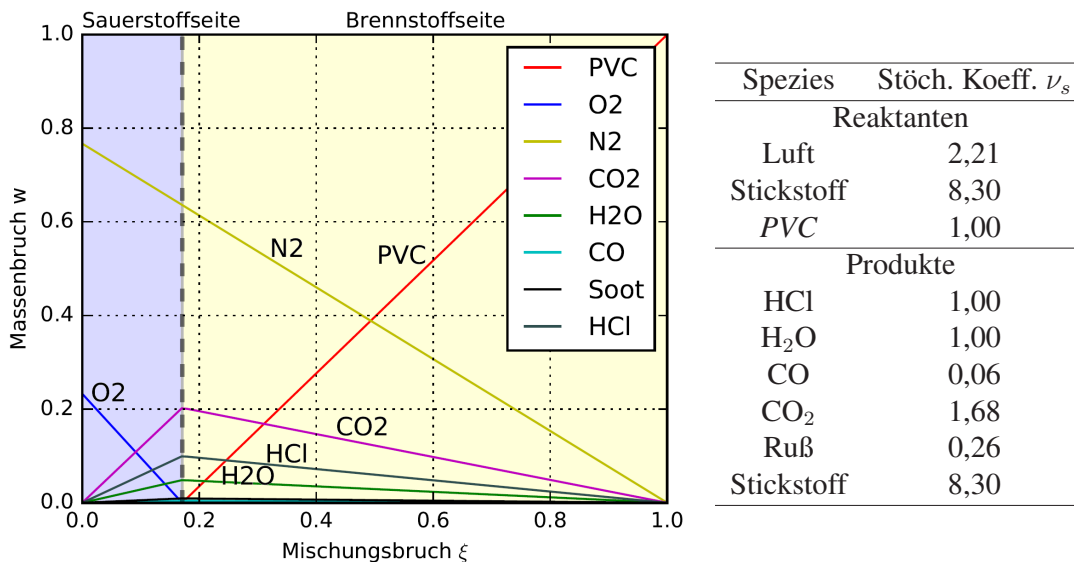


Abb. 6.3: Massen-Mischungsdiagramm des Brennstoffes *PVC* für das Kabel B (links) und Stöchiometrie bei $\xi_{st\ddot{o}ch} = 0,171$ (rechts)

des Anhangs), welche eine Zuordnung der freigesetzten Pyrolysegase (Kohlenwasserstoffverbindungen, CO und CO₂) zu den jeweiligen Reaktionsschritten erlauben würde.

Üblicherweise wird im Rahmen von Brandsimulationen ein ingenieurmäßiger Ansatz gewählt, bei dem ein Brennstoff definiert wird, der nicht das wahre Gasgemisch aus Kohlenwasserstoffverbindungen, CO und CO₂ ansetzt, sondern über einen effektiven Heizwert, CO- und Rußausbeuten die in den Kleinversuchen gemessenen Verhältnisse abbildet und den üblicherweise angewendeten Einschnitt-Verbrennungsansätzen gerecht wird. Für die im Folgenden durchgeführten Validierungsrechnungen (Klein- und Großversuche) wird dieser Ansatz verwendet, wobei neben der Stöchiometrie der Verbrennungsreaktion zudem der in Kapitel 2 (Gl. 2.18, Gl. 2.19 und Abb. 2.7) erläuterte Ansatz des *Eddy Dissipation Concept* zur Berücksichtigung der Mischungsverhältnisse angewendet wird.

Die Abb. 6.3 zugrunde liegenden Werte der Rußausbeute $y_{Ru\ddot{u}\beta} = 0,05$ sowie der CO-Ausbeute $y_{CO} = 0,025$ wurden von RIESE (2007) für den gleichen Kabeltyp B abgeleitet. In HURLEY ET AL. (2016) sind abweichende Werte angegeben, die jedoch auf Untersuchungen an reinem PVC basieren. Die in Abb. 6.3 gezeigten stöchiometrischen Koeffizienten der entsprechenden Spezies wurden nach dem in Abschnitt 2.3.1 beschriebenen Verfahren berechnet. Der Heizwert des angesetzten Brennstoffes *PVC* ist mit 18.000 kJ/kg entsprechend den eigenen Versuchsergebnissen und Angaben nach RIESE (2007) anhand von Cone-Kalorimeterversuchen angesetzt worden.

Insgesamt wurden zwei verschiedene Auflösungen bei diskreter Abbildung der Kabelgeometrie untersucht. Die Querschnitte wurden mit Hilfe eines Algorithmus zur Erzeugung von Rastergrafiken aus geometrischen Primitiven generiert, welcher in Abschnitt 8.3 des Anhangs enthalten ist. Damit können die Radien der Kupferadern, der Aderisolierung, des Füllers und des Mantels definiert und mit Hilfe der Koordinaten der Kreismittelpunkte im Querschnitt platziert werden. Hierbei ist zu beachten, dass die feste Phase auf quadratische Querschnitte zurückgeführt werden muss und somit Vereinfachungen bei

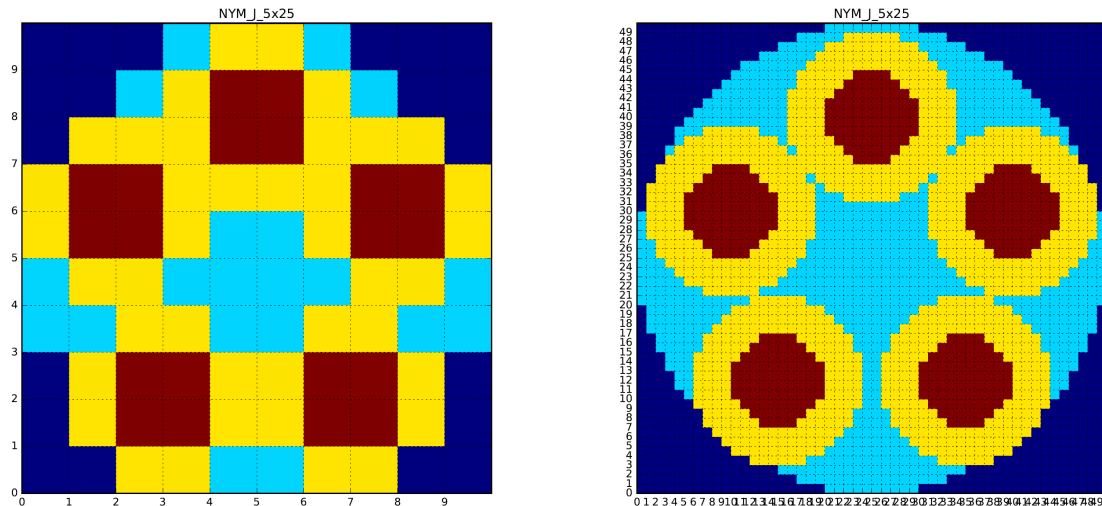


Abb. 6.4: Diskretisierung von Kabel B, gering aufgelöst (links) und fein aufgelöst (rechts)

der Abbildung der wahren geometrischen Verhältnisse hingenommen werden müssen. Die Grundlagen für die Wahl der in Abb. 6.4 dargestellten Kabelquerschnitte sollen daher im Folgenden kurz erläutert werden.

Das gering aufgelöste Kabel kann die fünf Kupferadern des Kabels B nicht mehr entsprechend ihrer wahren Lage im Kabelquerschnitt auflösen. Außerdem muss der Mantel als wärmestrombeaufschlagtes Oberflächenmaterial für beide Auflösungen aufgrund des quadratischen Querschnitts mit unterschiedlicher Dicke modelliert werden. Das Mantelmaterial ist bei beiden Auflösungen besonders in den Ecken des Modells angeordnet. Die Begründung liegt in dem Verhältnis der Projektions- zur Oberfläche des Mantelmaterials. In den Zwickeln zwischen zwei Kabeln ist die wahre Kabeloberfläche größer als die entsprechende Projektionsfläche, während im Scheitelpunkt beide Anteile nahezu gleich groß sind.

Auf eine genauere Abbildung der Ortslage der Stoffe wurde verzichtet, da bei gegebenen Stoffdichten und Massenanteilen (siehe Tab. 5.2) die Anzahl der Zellen pro Stoff determiniert ist und nicht frei gewählt werden kann, ohne sich von den Verhältnissen der wahren Geometrie zu entfernen. Die in Abb. 6.4 gewählten Querschnitte sind ein Kompromiss aus geometrischer Abbildung der wahren Verhältnisse und Einhaltung der festen Massen- und Volumenanteile. Eine noch genauere Anpassung wäre z. B. möglich, indem der Radius einer einzelnen Aderisolierung um eine Zelle verringert wird, sodass die Massen- und Volumenanteile der Aderisolierung exakter mit den am Kabel bestimmten Werten übereinstimmen. Im Gegenzug würden die geometrischen Verhältnisse jedoch schlechter abgebildet werden, da in der Realität alle Aderisolierungen denselben Radius besitzen. Die Entscheidung über die zu wählende Herangehensweise liegt hier beim Anwender des Modells.

Für die nachfolgenden Berechnungen wird das feine Modell zur Untersuchung und Verdeutlichung der Pyrolysevorgänge im Kabelquerschnitt verwendet, während das geringer aufgelöste Modell zur Berechnung der Cone-Kalorimeterversuche herangezogen wird. Die Verwendung des fein aufgelösten Modells ist für die Parameterstudie nicht zielfüh-

Tab. 6.2: Auflösungen pro Kabel bei Berechnung der Cone-Kalorimeterversuche

Fall	Anz. Subzellen x, y	Δx_{OB}	Δx_{CD}	$r_{CD/OB}$
Gering	10 x 10	0,27 cm	1 cm	3,703
Fein	50 x 50	0,054 cm	0,054 cm	1
Vol. av.	2 x 20	1,35 cm	2,7 cm	2

rend, da das Verhältnis $r_{CD/OB}$ für Objekte, deren Oberflächen aus unterschiedlichen Stoffen bestehen, eine größere Rolle spielt als für die in Abschnitt 4.4.2 untersuchten Holzstützen. Eine Mittlung der Wärmeströme über unterschiedliche Stoffe mit unterschiedlichen thermischen Parametern führt hier zu abweichenden Wärmeströmen und einem daraus resultierendem abweichenden Abbrandverhalten.

Neben den beiden in Abb. 6.4 dargestellten Varianten wird auch der Ansatz untersucht, die Kabelbestandteile *verschmiert* über das Kabelvolumen mit ihren Masseanteilen anzusetzen, ohne die Lage der einzelnen Stoffe in der Geometrie konkret zu berücksichtigen. Dieser Ansatz ist in Tab. 6.2 mit „Vol. av.“ bezeichnet.

6.3.3 Parameterschätzung und Berechnung

Wie in Kapitel 2 beschrieben, beeinflussen sich die reaktionskinetischen, thermischen und geometrischen Eigenschaften gegenseitig und sind teilweise als Modellparameter zu interpretieren. So werden von MATAŁA (2013) und OVERHOLT (2013) stochastische Optimierungsverfahren herangezogen, um die ebenfalls in Cone-Kalorimeterversuchen bestimmte Wärmefreisetzungsraten nachzurechnen. Beide setzen dabei sowohl die reaktionskinetischen als auch die thermischen Materialeigenschaften über stochastische Modelle mit relativ großer Varianz an. Der Ansatz einer großen Varianz ist notwendig, da das Pyrolysemodell von FDS_NIST verwendet wird, welches nur eine eindimensionale Wärmeleitberechnung erlaubt, die Kabelgeometrie komplett vernachlässigt und die Kabelgeometrie über Materialschichten abbilden muss.

Das in FDS_DEV implementierte Modell dagegen erlaubt eine realitätsnähere Abbildung des Kabelquerschnitts, sodass hier die Querschnittstemperaturen als Grundlage der Pyrolyserate besser abgebildet werden können. Aus diesem Grund wurde ein anderes Vorgehen gewählt, bei dem die reaktionskinetischen Parameter wie in Abschnitt 6.2 und Tab. 6.1 aufgeführt auf Grundlage von Versuchen als deterministische Parameter verwendet werden.

Die thermischen Parameter dagegen werden zunächst auf Grundlage der Literatur für alle Materialkomponenten jedes Stoffes angesetzt. So ist z. B. in RIESE (2007) die Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmespeicherkapazität und Dichte temperaturabhängig (bis zum ersten Zersetzungsschritt von 300 °C) für das Kabel B angegeben. Mit diesen Werten als Grundlage werden anschließend die Versuche C1 und C8 berechnet, bei denen die Entzündung nicht (C8) oder erst nach 25 min (C1) stattfand, während die Querschnittstemperaturen im Kabel über die gesamte Zeit aufgezeichnet wurden. Wenn diese Temperaturen mit Hilfe des Pyrolysemodells nachgerechnet werden können, sind die

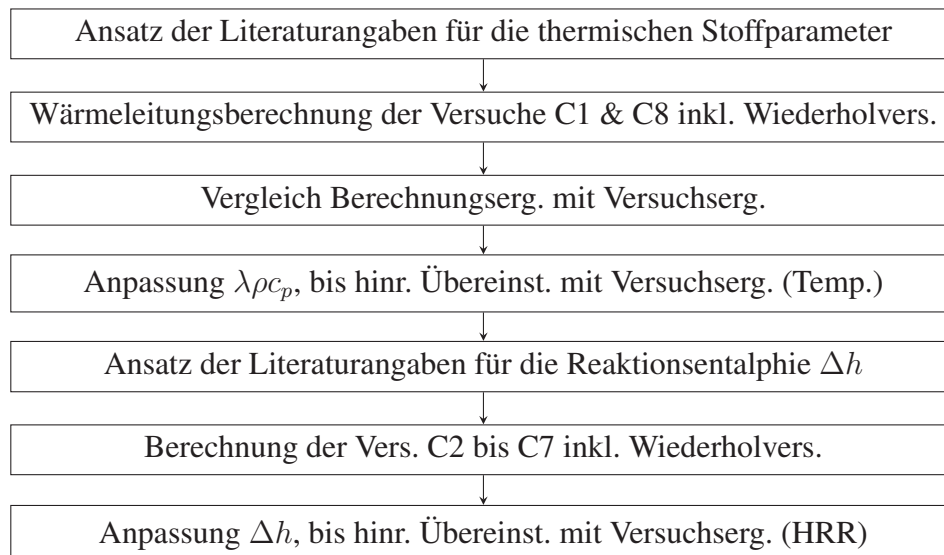


Abb. 6.5: Systematik zur Parameterschätzung und Berechnung der Cone-Kalorimeterversuche

thermischen Materialeigenschaften für die *Stoffe* (Mantelmaterial, Füller, Aderisolierung, Kupfer) adäquat gewählt sowie die Modellierung der Geometrie hinreichend.

In einem nächsten Schritt werden die Versuche C2 bis C7 mit Entzündung berechnet, wobei neben den Querschnittstemperaturen auch der Zündzeitpunkt sowie die Wärmefreisetzungsrate der Versuche zur Beurteilung der Qualität der Ergebnisse herangezogen werden. Hierbei werden die thermischen Materialparameter nicht mehr nur für jeden *Stoff*, sondern für jede *Materialkomponente* benötigt, wobei den Massengewichten der *Materialkomponenten* der Wert des jeweiligen *Stoffes* bei 20 °C bis etwa 300 °C entspricht¹. Das Vorgehen ist in Abb. 6.5 schematisch beschrieben.

6.3.4 Auswertung und Vergleich der Ergebnisse

Zündzeitpunkte

Während die Zündung im Experiment nach ISO 5660 ab dem Zeitpunkt der Beobachtung einer eigenständigen, über eine Dauer von mindestens 10 s anhaltender Flammenerscheinung definiert ist, muss für die numerische Simulation ein anderes Beurteilungskriterium zur Bestimmung des Zündzeitpunktes herangezogen werden. Für die nachfolgende Auswertung der numerischen Simulationen wird der Zündzeitpunkt als Überschreitung einer flächenspezifischen Wärmefreisetzungsrate von 50 kW/m² definiert. Zusätzlich zu den eigenen Versuchsergebnissen sind in Abb. 6.6 auch die Ergebnisse von RIESE (2007) aufgeführt. Wie anhand der Auswertung der Wärmefreisetzungsrate (siehe Abb. 6.7)

¹Die thermischen Materialeigenschaften pro Zelle setzen sich auf Grundlage der Massenanteile der einzelnen Materialkomponenten zusammen, siehe Abschnitt 3.6. Bei der nachfolgenden Berechnung der Versuche mit Entzündung verändern sich diese, da die Materialkomponenten bei unterschiedlichen Temperaturbanden reagieren.

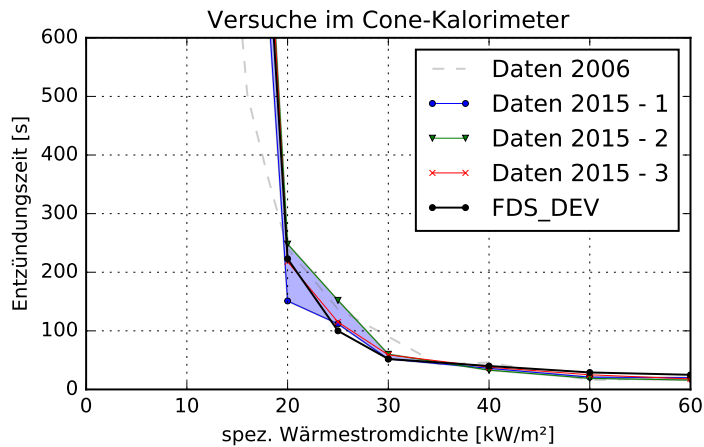


Abb. 6.6: Zündzeitpunkte von Kabel B aus Cone-Kalorimeterversuchen und berechnete Werte

ersichtlich ist, wird der Zündzeitpunkt bei hohen Wärmestromdichten geringfügig überschätzt. Bei geringeren Wärmestromdichten liegen für die experimentell bestimmten Werte deutlich größere Unsicherheiten vor. Besonders bei einer Wärmestrombeaufschlagung von 20 kW/m^2 prognostiziert das Modell einen im Vergleich mit den Versuchsergebnissen zu frühen Zündzeitpunkt. Die in Abb. 6.6 aufgeführten Werte für FDS_DEV basieren auf Grundlage von Berechnungen mit Hilfe des gering aufgelösten, diskreten Kabelmodells.

Wärmefreisetzungsrate

Die in den Versuchen bestimmte Wärmefreisetzungsrate ist in Abb. 6.7 als grüne Fläche dargestellt, die von den Kurven der in drei Wiederholversuchen gemessenen Verläufe eingehüllt wird. Gut zu erkennen ist hier, dass eine zunehmende Wärmestrombeaufschlagung zu einer früheren Entzündung sowie einem Anstieg der mittleren flächenspezifischen Wärmefreisetzungsrate führt. Nach dem Einbringen der Probe unter den konischen Heizer beginnt die Pyrolyse des direkt beaufschlagten Mantelmaterials. Die bei höherer Wärmestromdichte größere Massenverlust- bzw. Pyrolyserate führt dazu, dass zu einem früheren Zeitpunkt ausreichend brennbare Pyrolysegase erzeugt werden, welche dann durch den Zündfunken entzündet werden. Im Simulationsmodell ist kein Zündfunken modelliert, hier entzünden sich die Pyrolysegase bei ausreichender Durchmischung mit dem Luftsauerstoff (siehe Kapitel 2). Betrachtet man die experimentell bestimmten und berechneten Verläufe der Wärmefreisetzungsrate in Abb. 6.7, kann gefolgert werden, dass die aus den TGA-Versuchen abgeleiteten reaktionskinetischen Parameter grundsätzlich geeignet sind, das Brandverhalten der untersuchten Kabel im Cone-Kalorimeterversuch abzubilden.

Die Ergebnisse der Berechnungen mit dem gering aufgelösten, jedoch die Kabelgeometrie diskret abbildenden Modell, sind in Abb. 6.7 als durchgezogene blaue Linie eingezeichnet. Größere Abweichungen im Vergleich mit den Versuchsergebnissen zeigen sich hier für die geringen Wärmestromdichten von 20 kW/m^2 und 25 kW/m^2 . Hier wird das erste Maximum nach Entzündung nur unzureichend wiedergegeben. Der weitere Verlauf der

Wärmefreisetzungsrate liegt im Bereich der experimentell bestimmten Verläufe. Bei einer Wärmestrombeaufschlagung von 25 kW/m^2 wird das erste Maximum gut abgebildet, jedoch zünden die Pyrolysegase im Vergleich zu den experimentellen Werten zu früh. Der weitere Verlauf der berechneten Wärmefreisetzungsrate überschätzt die gemessenen Verläufe ab 400 s um etwa $5 - 10 \text{ kW/m}^2$. Der Verlauf der Wärmefreisetzungsrate bei höherer Wärmestrombeaufschlagung liegt zu den meisten Zeitpunkten im Bereich der experimentell bestimmten Fläche.

Die zweite, gestrichelt dargestellte Kurve, wurde auf Grundlage des in Tab. 6.2 aufgeführten Ansatzes berechnet, der die jeweiligen Stoffe des Kabels nicht räumlich auflöst, sondern entsprechend ihrer Massenanteile einem einzelnen Stoff zuordnet. Dabei wurden die aus den TGA-Versuchen abgeleiteten reaktionskinetischen Parameter nicht verändert, die thermischen Eingangsgrößen jedoch angepasst, da die Temperaturverteilung im Ersatzquerschnitt nun nicht mehr der realen Situation entspricht. Die für die beschriebenen Ansätze verwendeten thermischen Parameter sind in Tab. 8.6, Tab. 8.7 sowie Tab. 8.8 aufgeführt.

Im Gegensatz zu den Ergebnissen des diskret aufgelösten Modells zeigen die Verläufe der berechneten Wärmefreisetzungsrate des verschmierten Ansatzes (Bezeichner *Vol. av.*) keine ausgeprägten Maxima abseits des ersten Peaks kurz nach der Entzündung. Im Vergleich der Ergebnisse bezogen auf die Erhöhung der Wärmestrombeaufschlagung fällt auf, dass sowohl der diskrete Ansatz als auch das verschmierte Modell die mittlere Wärmefreisetzungsrate bei geringer Wärmestrombeaufschlagung etwas überschätzen. Dieses Verhalten lässt sich mit dem in FDS_NIST und FDS_DEV verwendeten Verbrennungsmodells erklären, welches die bei der Verbrennungsreaktion frei werdende Energie über einen festen Heizwert ΔH auf Grundlage der Massenverlustrate berücksichtigt. Versuche von RIESE (2007) für das Kabel B sowie Ergebnisse aus HOSSER ET AL. (2003) zeigen deutlich, dass der aus der Massenverlustrate und der gemessenen Wärmefreisetzungsrate bestimmte effektive Heizwert mit zunehmender Wärmestrombeaufschlagung ansteigt. Würden diese Erkenntnisse in den Simulationen durch Ansatz eines geringeren effektiven Heizwertes bei geringer Wärmestrombeaufschlagung berücksichtigt werden, könnten die berechneten Verläufe der Wärmefreisetzungsraten denen der jeweiligen Versuchsergebnisse angepasst werden.

Die Auswertung der berechneten Wärmefreisetzungsrate in Verbindung mit der im Querschnitt auftretenden gesamten Reaktionsrate erlaubt außerdem eine Aussage über die zwei charakteristischen Maxima der Wärmefreisetzungsrate. Das erste Maximum direkt nach Entzündung basiert auf der Pyrolyse sowie der anschließenden Verbrennung des oberen Teils des Kabelmantels als auch der Aderisolierung der oberen drei Kupferleiter. Nach diesem Maximum ist ein zweites, über eine deutlich breitere Zeitbande auftretendes Maximum zu beobachten. Die Breite der Zeitbande und der Zeitpunkt des Auftretens des Maximums hängen stark von der Wärmestrombeaufschlagung ab. Bei 20 kW/m^2 (Versuch *C_2*) liegt das Maximum bei etwa 900 s, während es bei 50 kW/m^2 (Versuch *C_6*) bei 300 s auftritt und eine deutlich schmalere Zeitbande aufweist.

Dieses zweite Maximum entsteht durch die Pyrolyse und Verbrennung der Aderisolierung der weiter unten liegenden Kupferleiter, welche in Abhängigkeit der Wärmestromdichte erst später einsetzt. Eine geringe Wärmestromdichte des konischen Heizers führt dabei

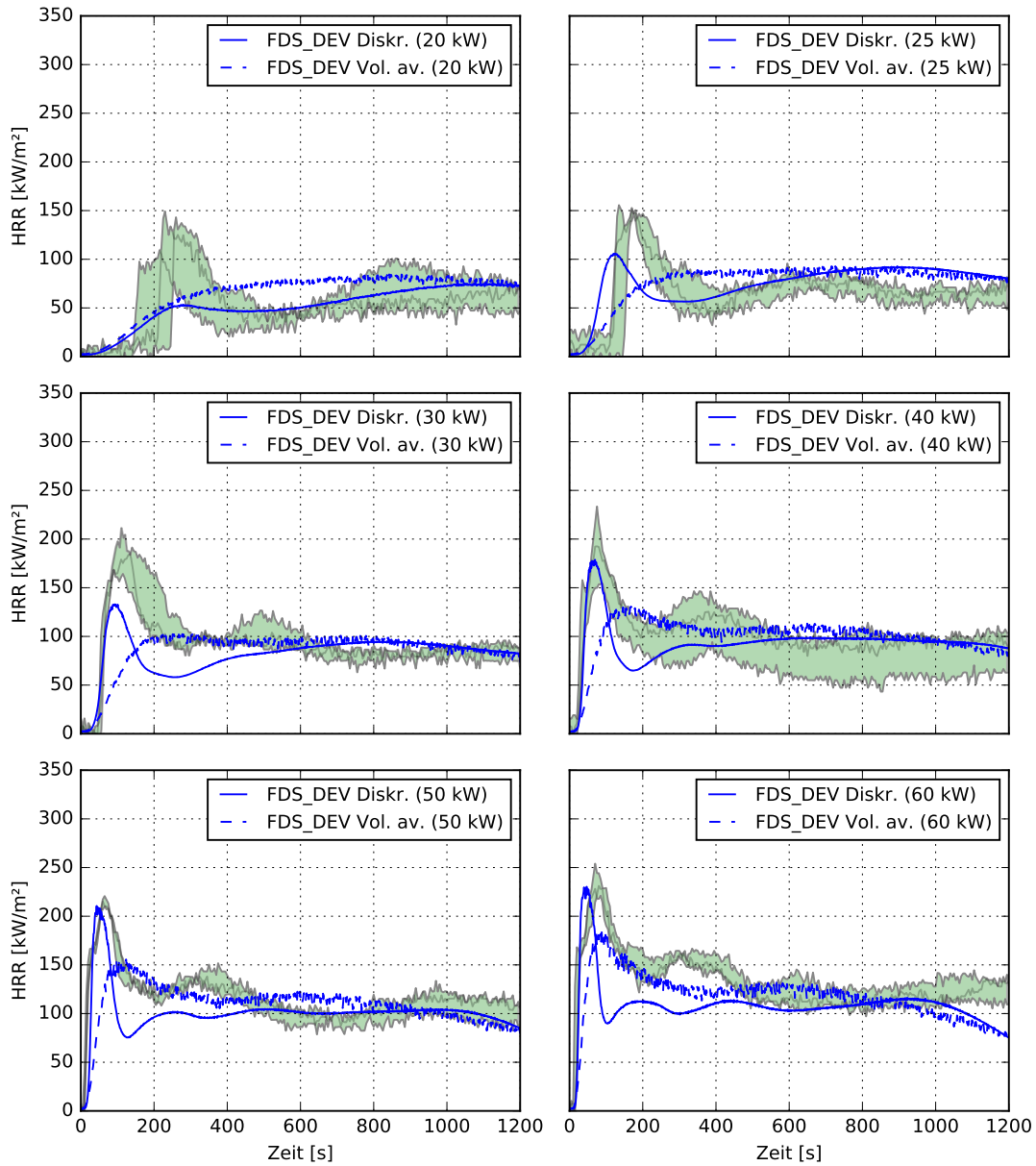


Abb. 6.7: Berechnete (blaue Kurve) und experimentell bestimmte Wärmefreisetzungsrates (grüne Fläche) der Cone-Kalorimeterversuche

6.3 Berechnung und Validierung anhand von Cone-Kalorimeterversuchen

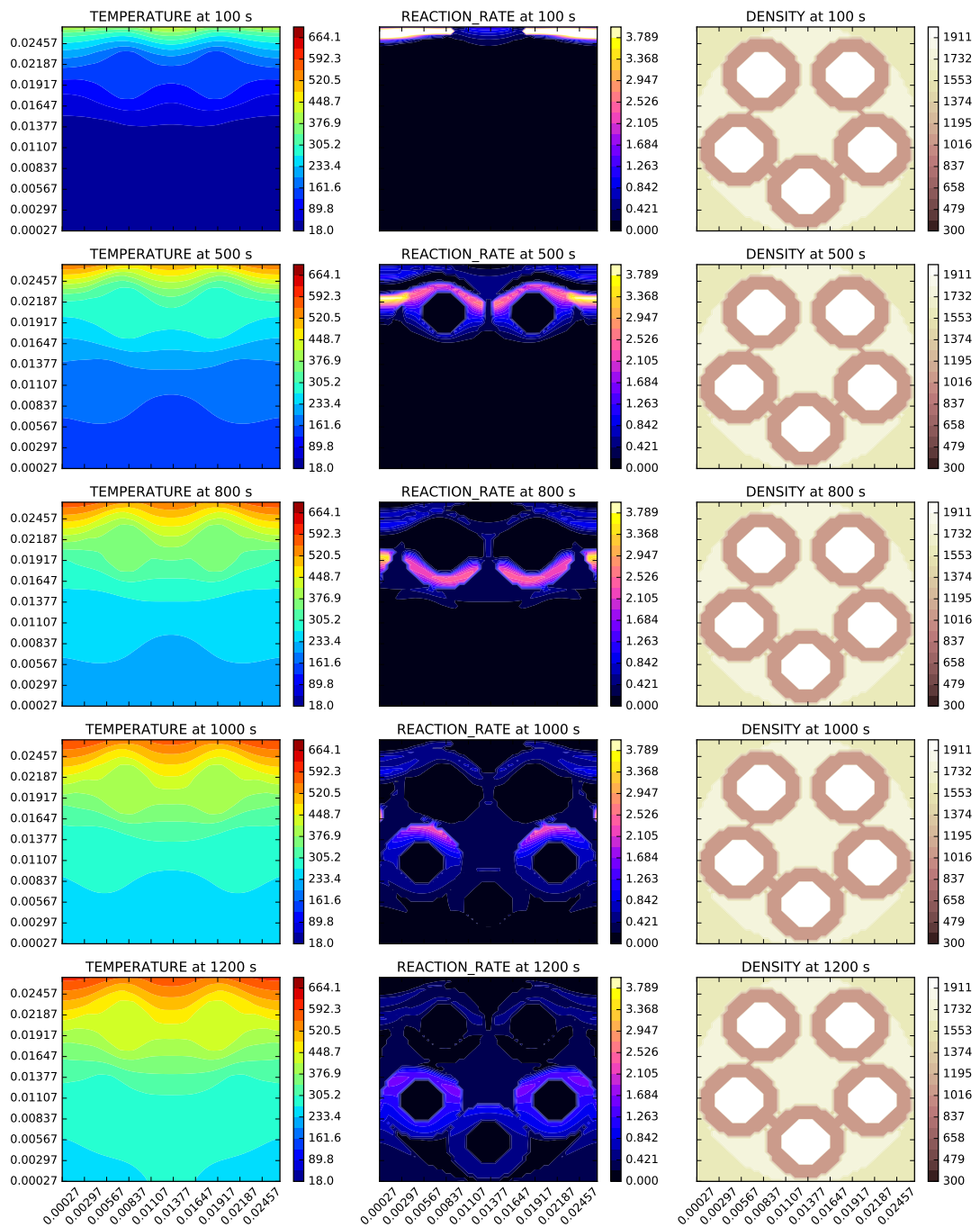


Abb. 6.8: Kabeltemperaturen, Reaktionsrate und Dichte eines Kabelobjekts, dargestellt für eine Wärmestrombeaufschlagung von 50 kW und mehrere Zeitschritte

zunächst zu einer geringeren Wärmefreisetzung innerhalb der Gasphase. Diese führt in Konsequenz zu einer geringeren Wärmestrombeaufschlagung und somit zu einer geringeren Aufheizrate in der festen Phase, sodass eine insgesamt geringere Pyrolyserate über einen längeren Zeitraum auftritt und als zweites Maximum in der berechneten sowie gemessenen Wärmefreisetzungsrate auftaucht.

Der Verlauf der Front der Reaktionsrate durch den Kabelquerschnitt hindurch kann anhand des fein aufgelösten Kabelmodells nachvollzogen werden. Beispielhaft sind die Querschnittstemperaturen, die Reaktionsrate und die Dichte des einzelnen Kabelobjektes bei einer Wärmestrombeaufschlagung von 50 kW/m^2 für verschiedene Zeitschritte in Abb. 6.8 dargestellt. Gut zu erkennen sind bereits nach 100 s die Kupferadern im Querschnitt, welche im Vergleich zu den umgebenden Materialien eine deutlich höhere Wärmeleitfähigkeit und aus diesem Grund eine über den Querschnitt der Ader nahezu gleiche Temperatur aufweisen. Auf der anderen Seite führt die im Vergleich dazu sehr geringe Wärmeleitfähigkeit des PVC-Mantels dazu, dass die oberflächennahen Bereiche sehr schnell hohe Temperaturen erreichen und die Pyrolyseprozesse in Gang setzen, wie anhand der ebenfalls in Abb. 6.8 dargestellten Reaktionsrate zu erkennen ist.

Mit fortschreitender Durchwärmung durchläuft die Reaktionsrate den Kabelquerschnitt in Richtung der unteren Bereiche. Zwischen 200 s und 600 s pyrolysieren die Aderisolierungen und führen zu dem in den Versuchsergebnissen zu erkennenden zweiten Anstieg der Wärmefreisetzungsrate. Im Anschluss verteilt sich die Reaktionsrate auf einen größeren Bereich des Querschnitts bei insgesamt geringeren Maximalwerten. Aufgrund der hohen Dichte der Kupferleiter können der Abbrand und die Dichteänderung in der rechten Spalte der Abb. 6.8 lediglich erahnt werden.

Kabeltemperaturen

Abb. 6.9 zeigt die Lage der für die Cone-Kalorimeterversuche im Querschnitt des Kabels B angebrachten Thermoelemente. Die Bezeichnung orientiert sich an der in Abb. 8.8 vorgenommenen Nummerierung für die Großversuche. Aus versuchstechnischen Gründen wurde das unten zwischen Mantel und Füller liegende Thermoelement, *TCAB_TX_S* in Abb. 8.8, nicht angebracht. Die Kupferleiter des Kabels sind in Längsrichtung verdreht, sodass die genaue Lage der Messstelle *TCAB_6* variieren kann. Auch die Messstellen *TCAB_2* und *TCAB_4* können sich je nach Drehung der durch diese Messstellen laufenden Strecke um den Mittelpunkt über oder unter den Berührungspunkt mit dem benachbarten Kabel schieben und in der Konsequenz entweder geschützt liegen oder direkt dem Wärmestrom ausgesetzt sein.

Die genannten Punkte führen dazu, dass die gemessenen Querschnittstemperaturen mit verhältnismäßig großen Unsicherheiten behaftet sind. Um diese Unsicherheiten darzustellen, sind die Messergebnisse aller Wiederholversuche als Kurven aufgeführt und die durch diese Kurven eingehüllte Fläche hellgrün hervorgehoben. Mit drei Wiederholversuchen, acht verschiedenen Wärmestromdichten und fünf Messstellen existiert eine große Vergleichsdatenbasis. Die Ergebnisse sind in den Abb. 6.10 exemplarisch für die Messstelle *TCAB_1* dargestellt. Die anderen Ergebnisse sind in den Abschnitt 8.7.2 des Anhangs ausgelagert.

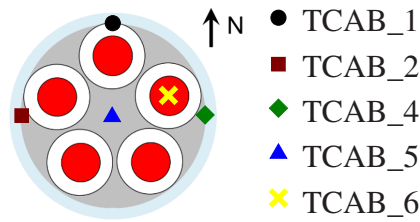


Abb. 6.9: Thermoelemente im Kabelquerschnitt

In jedem Versuch wurde das mit den Messstellen ausgestattete Kabelstück in die Mitte der Probenpfanne zwischen die beiden anderen Kabelstücke gelegt. Dabei wurde das Kabel so montiert, dass die Messstelle *TCAB_1* im Versuch, wie in Abb. 6.9 dargestellt, nach oben gerichtet ist und in Richtung des konischen Heizers zeigt. Der Anstieg der Temperatur direkt unterhalb des Mantels (*TCAB_1*) wird von dem Pyrolysemodell für Wärmestrombeaufschlagungen von 10 kW/m^2 bis 40 kW/m^2 gut wiedergegeben. Gegen Ende werden die Temperaturen geringfügig überschätzt. Nicht abgebildet werden kann die schlagartige Erwärmung bei hohen Wärmestromdichten von 50 kW/m^2 sowie 60 kW/m^2 . Hier werden die Temperaturen im Bereich von 100 s bis 700 s unterschätzt und erreichen erst anschließend die gemessenen Werte. Die Ergebnisse für die Messstelle *TCAB_6* (siehe Abb. 8.47 des Anhangs) zeigen eine bei 10 kW/m^2 bis 25 kW/m^2 auftretende Überschätzung der Temperaturen. Anschließend werden die Temperaturen gut wiedergegeben. Bei einer Wärmestromdichte von 60 kW/m^2 werden die gemessenen Werte ab 400 s unterschätzt.

Die in den Simulationen zu den Cone-Kalorimeterversuchen verwendeten thermischen Materialparameter sind im Anhang unter Tab. 8.6 aufgeführt. Tab. 8.7 enthält die Werte des volumenverschmierten Ansatzes (Bezeichner *Vol. av.*), der für die Simulation der Cone-Kalorimeterversuche und darüber hinaus auch für die Nachrechnung der Großversuche verwendet wurde.

Hierbei sind die über die Massenanteile der Materialkomponenten (siehe w_j in Tab. 6.1) gemittelten Stoffwerte $\bar{\lambda}$, \bar{c}_p sowie $\bar{\rho}$ die Grundlage für die thermische Berechnung. Die in Tab. 8.6 aufgeführten Werte gelten nur für den Zeitpunkt $t = 0 \text{ s}$, danach verändern sich diese entsprechend der Änderung der Massenanteile der brennbaren Komponenten sowie der Erzeugung inerter Komponenten (Kohle).

6.4 Berechnung der Trassenversuche T1 und T2

6.4.1 Modellgrundlagen

Die aus den Cone-Kalorimeterversuchen abgeleiteten reaktionskinetischen und thermischen Materialparameter² für die jeweiligen Kabelbestandteile sowie die Modellierung der Zersetzungsreaktionen und Materialkomponenten wurden für die Berechnung der

²Hier die Werte des *Vol. av.*-Ansatzes.

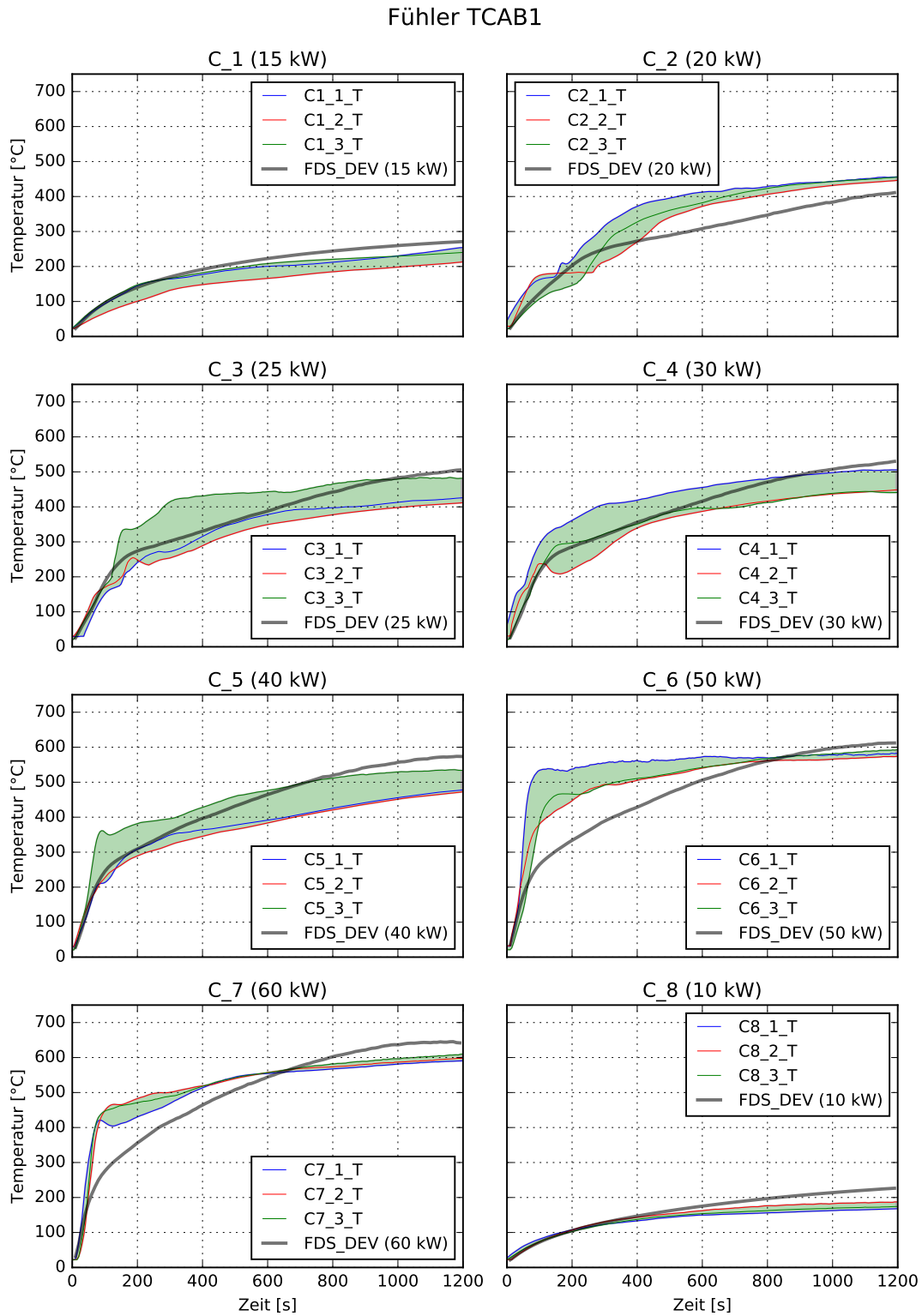


Abb. 6.10: Kabeltemperaturen dargestellt für die Versuche C1 bis C8 inkl. der Wiederholversuche an Kabel B, für Messstelle TCAB_1

Trassenversuche T1 und T2 übernommen. Auch die Verbrennung der Pyrolysegase ist entsprechend den Angaben aus Abschnitt 6.3.2 modelliert. Der Fokus der Auswertung der eigenen Trassenversuche liegt dabei auf der Wärmefreisetzungsrate bzw. Massenverlustrate, ferner den Kabeltemperaturen sowie den oberflächennahen Gastemperaturen direkt über der Kabeloberfläche.

Als Validierungsgrundlage wurden die Trassenversuche *T1* sowie *T2* ausgewählt. Diese unterscheiden sich durch die Variation der Trassenbreite von 40 cm bei *T1* und 60 cm bei *T2*. Die breitere Trasse bei *T2* führt zu einem größeren Oberfläche- zu Volumenverhältnis der Kabeltrassen. Die hieraus resultierende geringere thermische Trägheit der breiten Trasse führte im Versuch wie erwartet zu einer höheren Massenverlust- bzw. Wärmefreisetzungsrate. Durch die Nachrechnung beider Versuche soll die Prognosefähigkeit des Pyrolysemodells für einen solchen Fall untersucht werden. Die Eignung des Modells, den Einfluss unterschiedlicher Wärmestromdichten auf das Abbrandverhalten hinreichend zu berücksichtigen, wurde mit der Nachrechnung der Cone-Kalorimeterversuche bereits gezeigt.

Das verwendete Simulationsmodell ist in Abb. 6.11 dargestellt. Insgesamt besteht das Modell aus 168.810 Zellen. Die Trassenkonstruktion ist über ein Netz mit einer Kantenlänge von 5 cm aufgelöst, sodass bei einem Abstand der Trassen von 30 cm der Raum zwischen zwei Trassen mit sechs Zellen abgebildet wird. Diese Auflösung ist ausreichend, um das globale Strömungsverhalten zwischen den Trassen aufzulösen, jedoch nicht zur Auflösung der Grenzschicht zwischen Kabeloberfläche und dem darüber- oder darunter liegendem Luftraum geeignet. Auf der anderen Seite entspricht die Auflösung der üblicherweise in praxisrelevanten Fragestellungen auftretenden Größenordnung und ist ein Kompromiss zwischen den Anforderungen an die Rechendauer bzw. die geometrische Abbildung der Kabeltrassen und Genauigkeit.

Die Verbrennungsberechnung wurde entsprechend der Beschreibung in Abschnitt 6.3.2 zu den Cone-Kalorimeterversuchen durchgeführt. Ebenfalls unverändert sind das Turbulenzmodell nach *Deardorff* (LES) und der Umgebungsdruck von 101.325 Pa. Die Umgebungs- und Anfangstemperatur wurde mit 22 °C den Verhältnissen an beiden Versuchstagen angepasst. Das Strahlungsmodell sowie das Modell zur Berücksichtigung der konvektiven Wärmeübergangsprozesse wurde mit den Standardeinstellungen verwendet.

Die thermischen Eigenschaften der umschließenden Bauteile der Brandkammer wurden entsprechend den Angaben in Tab. 5.5 angesetzt. Für die Rauchabzugshaube aus Stahl, die Stahlkonstruktion der Trasse, die Steinwollendämmung sowie die Gipskartonplatte wurden Werte aus *DINENNO ET AL. (2002)* verwendet. Die Außenhülle der Brandkammer aus Stahl wurde vernachlässigt, außerdem wurden temperaturunabhängige Werte angesetzt. Im Gegensatz zu den Kabeltrassen wird der Wärmeverlust in die umschließenden Bauteile auf Grundlage eindimensionaler Wärmeleitung berechnet.

6.4.2 Modellierung der Brandlast

Die Kabeltrassen sind als einzelne Obstructions modelliert, wobei die Brandlast über den verschmierten Ansatz (Bezeichner *Vol. av.*) nach Abschnitt 6.3 definiert wurde. Dass

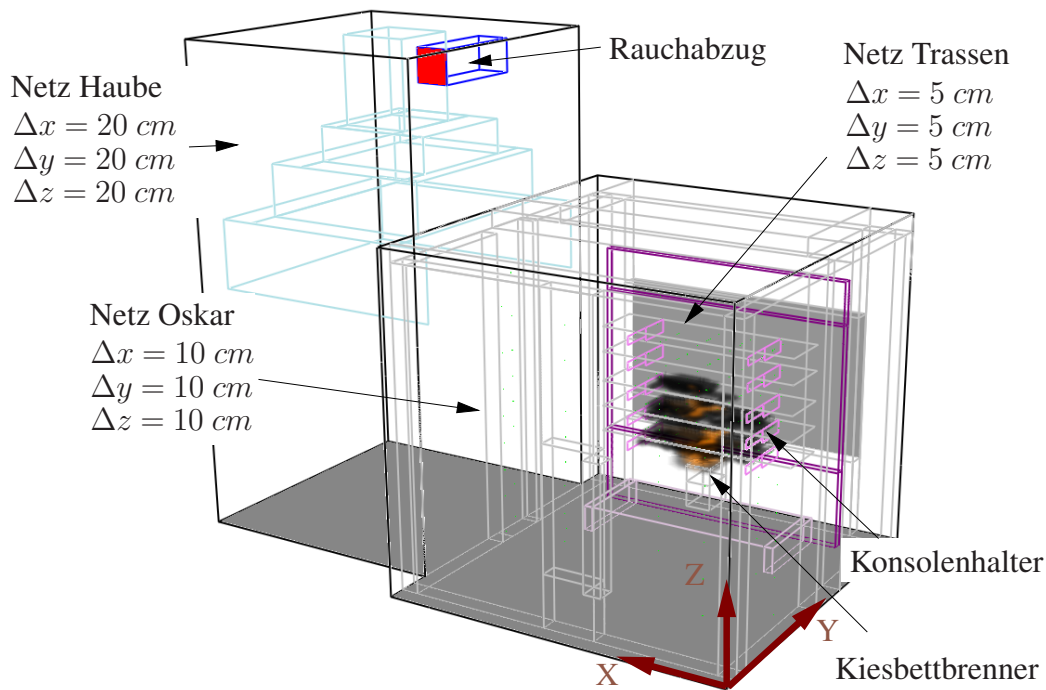


Abb. 6.11: Brandsimulationsmodell der Trassenversuche

dieser Ansatz grundsätzlich plausible Ergebnisse liefert, haben die Validierungsrechnungen anhand von Cone-Kalorimeterversuchen gezeigt. Für die Simulationen werden keine gesonderten Einstellungen an den Wärmeübergangsbedingungen vorgenommen, da die genauen Prozesse an der Grenzschicht zwischen der Kabeloberfläche und der Verbrennungszone unbekannt sind.

In Abschnitt 8.4.3 des Anhangs ist die Belegung der Kabeltrassen für den Versuch T1 und T2 in den Abb. 8.6 und Abb. 8.7 aufgeführt. Beide Versuche wurden mit der gleichen Kabelanzahl je Trasse durchgeführt. Der einzige Unterschied zwischen beiden Versuchen liegt in der Trassenbreite und der daraus resultierenden Belegungsdichte. Für die Abbildung im Brandsimulationsmodell ist das Oberflächen- zu Volumenverhältnis der Kabelbrandlast relevant, welches bei höherer Belegungsdichte niedriger ist. Zusätzlich wurde die wahre Oberfläche der Brandlast berücksichtigt. Dabei kann die Breite der virtuellen Kabeltrasse B_{virt} nach Gl. 6.1

$$B_{virt} = n_{Kabel} \cdot \left(\frac{\pi d_{Kabel}}{2} \right) \quad (6.1)$$

mit dem Kabeldurchmesser d_{Kabel} und der Anzahl der Kabel n_{Kabel} berechnet. Für den Versuch T1 mit einer Trassenbreite von 40 cm wird anstatt der wahren Kabelanzahl die maximale Anzahl der Kabel pro Schicht für n_{Kabel} angesetzt. Anhand der Dichte- sowie Massenanteile der Kabelbestandteile kann dann die entsprechende Ersatzhöhe H_{Ersatz} berechnet werden, wie in Tab. 6.3 aufgeführt. Im Vergleich zu einer losen Trassenbelegung wurde für die dicht gepackten Kabel der Versuche T1 sowie T2 ein Wert von $80\% \cdot B_{virt}$ angesetzt.

Tab. 6.3: Modellierung der Kabeltrassen für die Berechnung der Versuche T1 und T2

Versuch	L x B _{virt} x H _{Ersatz}	Anz. Subzellen x, y, z
T1	2,4 x 0,55 x 0,0202 m ³	96 x 33 x 60
T2	2,4 x 0,75 x 0,0151 m ³	96 x 45 x 50

Die Auswertung des Brandverhaltens in beiden Brandversuchen hat gezeigt, dass die als Auflager für die Trassen dienenden Stahlkonsolen die horizontale Brandausbreitung beeinflussen. Aus diesem Grund wurden diese in der Simulation ebenfalls modelliert.

6.4.3 Ventilationsrandbedingungen

Der Volumenstrom der Rauchabzugshaube und die Zuführung der Rauchgase über die Rauchgasanalysestrecke zur Rauchgasreinigungsanlage wurden über eine Ventilator Kennlinie modelliert. Die Lage der entsprechende Ventilationsrandbedingung ist in Abb. 6.11 als rote Fläche mit der Bezeichnung *Rauchabzug* dargestellt. Die Ventilator Kennlinie wird über die in Gl. 6.2

$$V = V_{init} \cdot \text{sign}(\Delta p_{max} - \Delta p) \sqrt{\frac{|\Delta p - \Delta p_{max}|}{\Delta p_{max}}} \quad (6.2)$$

aufgeführte Funktion und Gl. 6.3

$$p_{init} = 0 \text{ Pa} \quad (6.3a)$$

$$\Delta p = p - p_{init} \quad (6.3b)$$

beschrieben, wobei der Volumenstrom zu Beginn des Versuchs V_{init} den Volumenstrom beschreibt, der bei einem Differenzdruck von $\Delta p = 0 \text{ Pa}$ anliegt. Der Parameter Δp_{max} beschreibt den Druck, bei dem sich das Vorzeichen des Volumenstroms der Rauchgasreinigungsanlage ändert. Mit einem Wert $\Delta p_{max} = 1.000 \text{ Pa}$ ergeben sich die drei in Abb. 6.12 dargestellten Ventilator Kennlinien in Abhängigkeit des eingestellten Volumenstroms V_{init} . Vor dem Versuch T2 wurde ein Volumenstrom von $V_{init} = 10.800 \text{ m}^3/\text{h} = 3 \text{ m}^3/\text{s}$ eingestellt, welcher im Ergebnis der in rot dargestellten Ventilator Kennlinie entspricht.

Im Gegensatz zu Berechnungen in geschlossenen und verhältnismäßig druckdichten Räumen bei mechanischer Ventilation spielt die Modellierung des Rauchabzugs für den hier vorliegenden Fall eine untergeordnete Rolle, solange der anliegende Volumenstrom adäquat abgebildet wird. Aufgrund der großen Öffnungen in der Brandkammer kann von einem annähernd konstanten statischen Druck in der Brandkammer und der Umgebung ausgegangen werden. Die Druckdifferenzen an der Absaugeinrichtung sind aus diesem Grund verhältnismäßig gering, was nach Gl. 6.2 zu einer geringen Abweichung des Volumenstroms von den zu Beginn eingestellten $3 \text{ m}^3/\text{s}$ führt.

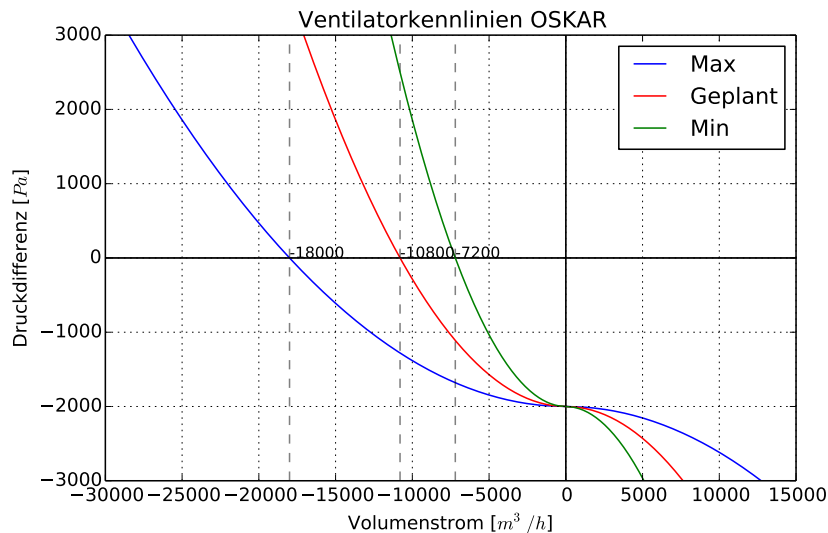


Abb. 6.12: In FDS_DEV verwendete Ventilatorcharakteristik der Absaugung an der Haube (rote Kurve) sowie Ventilatorcharakteristiken bei minimal möglichem (grüne Kurve) und maximal möglichem Volumenstrom (blaue Kurve)

6.5 Anwendung und Validierung für Kabel A

Alle in Abschnitt 6.3.1 beschriebenen Angaben zur Programmversion, dem Turbulenzmodell und den Anfangs- und Randbedingungen gelten auch für die Simulation des Versuchs CFS(S)-1. Das Simulationsmodell des Versuchs ist in Abb. 6.13 dargestellt, ebenso das verwendete Netz. Der Versuch wurde unter der Haube eines Großkalorimeters durchgeführt, welches sich zentral in einer großen Halle ohne weitere Begrenzung befand. Die Grenzen des Berechnungsgebietes, mit Ausnahme des Bodens, sind aus diesem Grund als offene Randbedingungen (vgl. Ausführungen zu der Modellierung der eigenen Trassenversuche) definiert. Der Boden und die Stahlbauteile der Trassenkonstruktion wurden entsprechend den Versuchsspezifikationen hinsichtlich ihrer Lage, thermischen Eigenschaften und Materialdicke berücksichtigt.

Der Ansatz der Verbrennungsberechnung entspricht dem in Abschnitt 6.3.2 für die Nachrechnung der Versuche mit Kabel B als Brandlast beschriebenen Vorgehen, indem ein Ersatzbrennstoff *PVC* definiert wird, der in einer Einschritt-Verbrennungsreaktion verbrennt. Davon abweichend wurden für die Simulation des Versuchs CFS(S)-1 eine Rußausbeute $y_{RuB} = 0,10$ sowie die CO-Ausbeute $y_{CO} = 0,063$ verwendet. Der Heizwert wurde mit 17.500 kJ/kg nach MANGS & HOSTIKKA (2013b) angesetzt. Die reaktionskinetischen Eingangsgrößen wurden nach derselben Methode wie für das Kabel B bestimmt. Aus Gründen der Vereinfachung wurden die ab 500 °C stattfindenden Zersetzungsreaktionen für Luft und für Stickstoffatmosphäre zu einer einzelnen Ersatzreaktion zusammengefasst. Auf die Verwendung der in MATALA (2013) aufgeführten Werte wurde verzichtet, da diese für ein Schichtenmodell mit eindimensionaler Wärmeleitung abgeleitet wurden. Der Ansatz dieser Werte als Eingangsgrößen des eigenen Modells lieferte in Folge keine zufriedenstellenden Ergebnisse beim Vergleich mit den Ergebnissen aus den Cone-Kalorimeterversuchen.

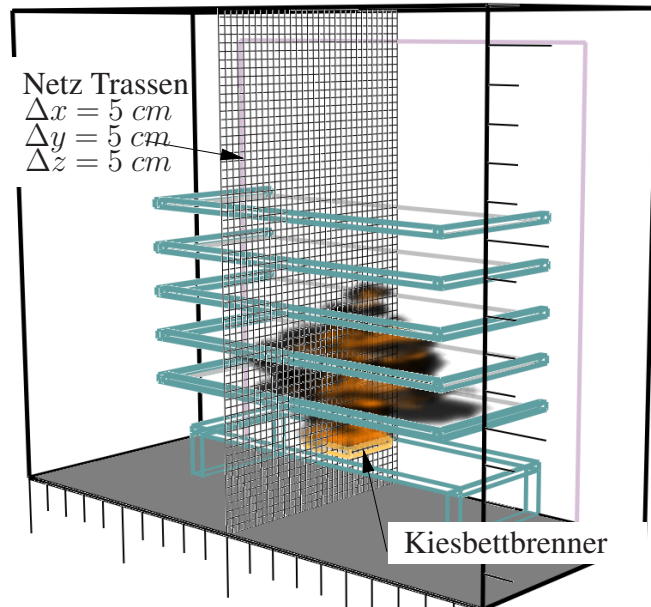


Abb. 6.13: Brandsimulationsmodell des Versuchs CFS(S)-1

Tab. 6.4: Reaktionskinetische Eingangswerte für die brennbaren Materialkomponenten von Kabel A, abgeschätzt anhand von TGA-Ergebnissen aus MANGS & HOS-TIKKA (2013b) bei einer Aufheizrate von 10 K

Param.	Komp. j	Mantel	Füller	Aderisolierung	Einh.
T_{max}	1	290	380	290	°C
	2	625	800	625	
$\Delta T_{w''}$	1	280	350	300	°C
	2	600	150	600	
w	1	0,55	0,25	0,43	kg/kg
	2	0,45	0,75	0,57	
ν_{Char}	-	0,5	0,575	0,52	kg/kg

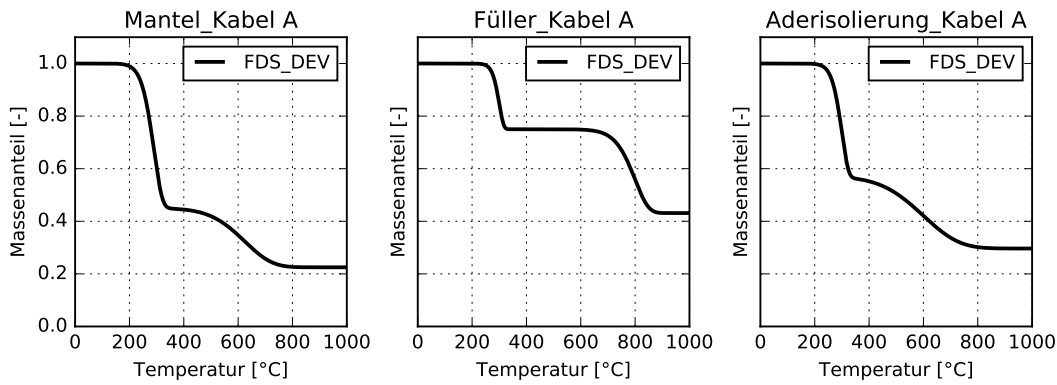


Abb. 6.14: Massenverlust der brennbaren Materialkomponenten des Kabel A bei einer Aufheizrate von 10 K/min

Tab. 6.5: Thermische Eingangswerte der reaktiven Materialkomponenten des Kabel A

Stoff Komp. j	Mantel		Füller		Aderisolierung		Einh.
	1	2	1	2	1	2	
λ_j	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15	W/mK
$c_{p,j}$	2,1	1,7	1,5	1,5	1,5	1,5	kJ/kgK
ρ_j	1316	1316	1745	1745	1375	1375	kg/m ³
ε_j	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	-
$\Delta H_{r,j}$	756	1056	825	1025	856	1056	kJ/kg

Der resultierende Massenverlust der brennbaren Kabelbestandteile *Mantel*, *Füller* und *Aderisolierung* des Kabels A ist in Abb. 6.14 dargestellt, die dazugehörigen reaktionskinetischen Eingangsgrößen in Tab. 6.4. Äquivalent zu der Herangehensweise für Kabel B wurde ebenfalls eine Überprüfung der Simulationsergebnisse der Wärmefreisetzungsrate im Vergleich zu den Ergebnissen von Cone-Kalorimeterversuchen vorgenommen. Dazu sind die in Tab. 6.5 aufgelisteten thermischen Parameter verwendet worden.

In MANGS & HOSTIKKA (2013b) sind die Ergebnisse dreier Wiederholversuche bei einer Wärmestrombeaufschlagung von 50 kW/m² enthalten. Diese sind als grüne Fläche in Abb. 6.15 dargestellt, die Ergebnisse der Berechnung als blaue Kurve. Wie zu erkennen ist, kann das grundsätzliche Brandverhalten mit den oben beschriebenen Eingangsgrößen hinreichend abgebildet werden. Lediglich der Anstieg der Wärmefreisetzungsrate bei Entzündung wird leicht unterschätzt.

6.6 Validierungsmethodik und Bewertungskriterien

In der praktischen Anwendung von Brandsimulationen sind oft die Brandfolgephänomene wie beispielsweise die Gastemperaturen, Strömungsgeschwindigkeiten, Volumenströme, Druckentwicklung, Gaskonzentrationen und Wärmeströme von Interesse. Diese liegen sowohl aus den Experimenten als auch als Ergebnis der Brandsimulation als Zeitreihen

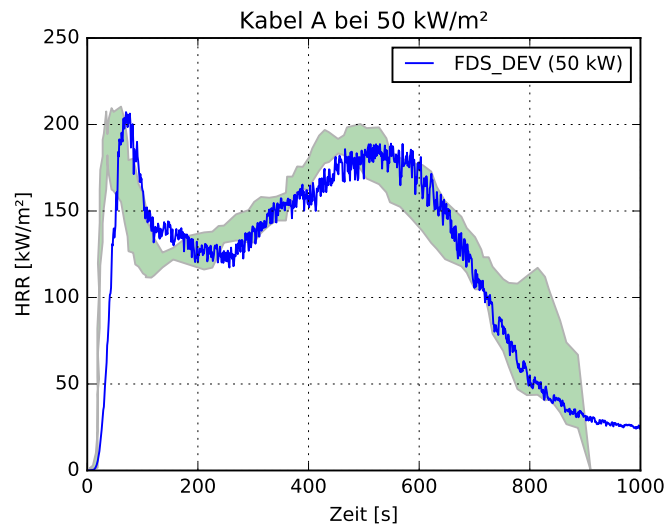


Abb. 6.15: Berechnete (blaue Kurve) und experimentell bestimmte Wärmefreisetzungsrate (grüne Fläche) für Kabel A aus Cone-Kalorimeterversuchen bei 50 kW/m² (3 Wiederholversuche)

für jede einzelne Messstelle vor und können zur Beurteilung der Prognosefähigkeit der Modelle herangezogen werden. Bei dem Vergleich von Zeitreihen werden quantifizierbare Beurteilungskriterien zur Bewertung der Übereinstimmung zwischen einer Referenzreihe und einer Vergleichsreihe benötigt. Am iBMB wird zur Auswertung großer Datensätze ein Verfahren auf Grundlage zweier Bewertungskriterien herangezogen, welches unter anderem in RIESE ET AL. (2011), RIESE & SIEMON (2014) und SIEMON (2015) angewendet bzw. vorgestellt wurde.

Ein einfaches, auch bei der Validierung von FDS_NIST herangezogenes Kriterium ist das sogenannte *PEAK*-Kriterium, bei dem die Abweichung der globalen Maxima (über die gesamte Aufzeichnungsdauer) mit dem Maximum der Referenzreihe ins Verhältnis gesetzt wird. Üblicherweise werden bei offenen Simulationen die Versuchsergebnisse als Referenzreihe festgelegt. Ebenso können mehrere Simulationsmodelle und / oder Parametersets miteinander verglichen werden. Die Berechnungsvorschrift des *PEAK*-Kriterium ist in Gl. 6.4 aufgeführt. Die Frage, ob Minima oder Maxima zu vergleichen sind, hängt von der zu bewertenden Kenngröße ab. Ein typisches Beispiel für den Vergleich von Minima ist die Sauerstoffkonzentration. Hier liegt der Maximalwert sowohl im Versuch als auch in der Brandsimulation zu Beginn der Aufzeichnung üblicherweise bei dem Wert der Sauerstoffkonzentration der Umgebungsluft und nimmt im Verlauf der Brandentwicklung ab.

$$\text{PEAK} = \frac{\max/\min(Y_{comp}) - \max/\min(Y_{ref})}{\max/\min(Y_{ref})} \quad (6.4)$$

Das *PEAK*-Kriterium eignet sich besonders für den Vergleich von Temperaturen, da bei typischen Brandszenarien ein Maximalwert auftritt, welcher für viele Auslegungsfälle maßgebend ist. Eine gute Übereinstimmung zwischen experimentell und numerisch ermit-

telten Werten ist in diesem Zusammenhang ein Zeichen für eine gute Prognosefähigkeit des verwendeten Brandsimulationsmodells.

Die Eignung des *PEAK*-Kriteriums zur Quantifizierung der Prognosefähigkeit hängt von der zu bewertenden Kenngröße sowie den im Experiment / Modell vorliegenden Verhältnissen ab. Sollen Türströmungsgeschwindigkeiten miteinander verglichen werden, ist die Anwendung des *PEAK*-Kriteriums in der Regel nur bei stationären Verhältnissen ohne Wechsel der Strömungsrichtung sinnvoll.

Der Wert des *PEAK*-Kriteriums kann zwischen $[-\infty; +\infty]$ liegen, wobei Werte größer bzw. kleiner ± 1 auf Abweichungen von mehr als 100 % zwischen beiden Maxima bzw. Minima hinweisen und in der Regel auf fehlerhafte Mess- oder Simulationsdaten zurückzuführen sind.

Maxima bzw. Minima können zu unterschiedlichen Zeiten im Verlauf des Brandes auftreten. Bei alleiniger Anwendung des *PEAK*-Kriteriums würde hier eine gute Prognosefähigkeit unterstellt werden, welche bei Betrachtung der zeitlichen Verläufe der Kenngröße nicht gegeben ist. Aus diesem Grund wird ein weiteres Beurteilungskriterium herangezogen, welches von PEACOCK ET AL. (1999) erstmals zur Bewertung von Brandsimulationsergebnissen verwendet wurde. Die *L2*-Norm oder das nach dem Erstautor *Peacock* benannte Kriterium wird anhand Gl. 6.5

$$L2 - \text{Norm} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (Y_{ref,i} - Y_{comp,i})^2}{Y_{ref,i}}} \quad (6.5)$$

ermittelt und bewertet die kumulierte Abweichung zwischen der Referenz- und der Vergleichsreihe für jeden Zeitschritt i . Damit sich positive und negative Abweichungen nicht herauskürzen, werden die Werte quadriert. Die *L2*-Norm kann Werte im Bereich von $[0; +\infty]$ annehmen. In vielen Fällen liegen die Messreihen des Versuchs und der Brandsimulation nicht in derselben Zeitschrittweite vor, sodass üblicherweise nicht die Originaldaten, sondern gleitende Mittelwerte miteinander verglichen werden. Wie bereits in RIESE ET AL. (2011), RIESE & SIEMON (2014) und SIEMON (2015) angewendet, werden auch in dieser Arbeit die Originaldaten mit einer Zeitschrittweite von 60 s geglättet, wenn die Daten auf Grundlage des *PEAK*- oder *L2*-Kriteriums miteinander verglichen werden. Ein Wert von 60 s hat sich in den früheren Anwendungen beim Vergleich von Zeitreihen ($\Delta t = 5 \text{ s}$ bei $t_{Ende} = 2000 \text{ s} - 5000 \text{ s}$) als sinnvoller Kompromiss zwischen der Glättung von numerisch oder messtechnisch geschuldeten Oszillationen und der Berücksichtigung zeitlich lokaler Schwankungen auf Grundlage physikalischer Phänomene erwiesen.

Beide Bewertungskriterien lassen sich mit Abb. 6.16 leicht veranschaulichen. Dargestellt ist die Druckentwicklung dreier miteinander verbundener Räume in der sogenannten *DIVA*-Facility (siehe AUDOUIN ET AL. (2013) für einen Eindruck über die Versuchseinrichtung), welche über offene Türen miteinander verbunden sind und mechanisch belüftet werden. Neben der Belüftungsanlage kann ein Druckausgleich auch über Leckageflächen erfolgen. In Abb. 6.16 ist ein Anstieg des Druckes zu erkennen, der auf die Brandentwicklung zurückzuführen ist. Die mechanische Ventilation wurde nach 800 s gestoppt und die Öffnungen über Lüftungsklappen geschlossen. Der Druck stieg zu diesem Zeitpunkt

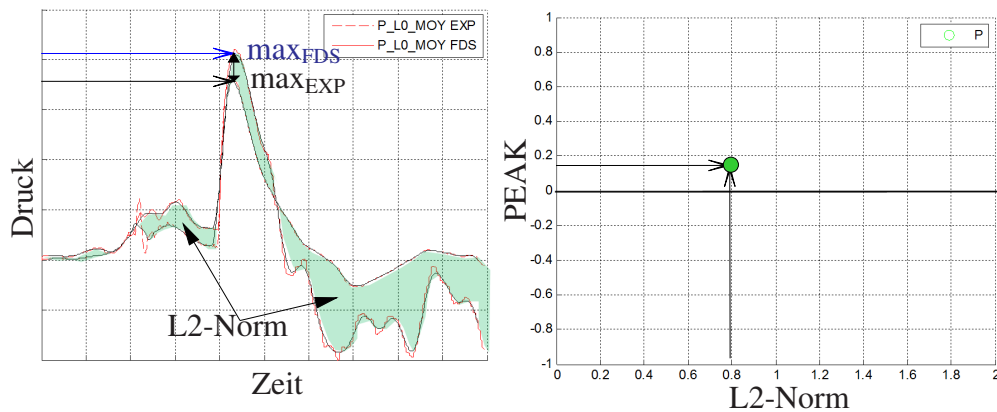


Abb. 6.16: *PEAK* und *L2-Norm* als Bewertungskriterien am Beispiel gemessener und berechneter Druckentwicklung in einem Raum, aus SIEMON (2015)

stark an, bevor der Brand aufgrund der fehlenden Sauerstoffzufuhr langsam erstickte und der Druck wieder sank.

Das *PEAK*-Kriterium bewertet hier die beiden Maxima, die mit 17 % Abweichung nahe beieinander liegen und somit eine gute Prognosefähigkeit des in diesem Fall verwendeten Brandsimulationsmodells sowie der Eingangsparameter anzeigt. Bei Betrachtung des zweiten Bewertungskriteriums oder des Verlaufs der Zeitreihen fällt jedoch auf, dass besonders nach Schließen der Lüftungsklappen größere Abweichungen zwischen der berechneten und der aufgezeichneten Druckentwicklung vorliegen. Diese Abweichungen werden erst bei Anwendung der *L2-Norm* entsprechend quantifiziert. Die Kombination beider Kriterien sowie die Darstellung als *PEAK-L2-Norm-Plot* ist in Abb. 6.16 rechts aufgeführt.

Die Ergebnisse der Auswertung der Versuch- und Simulationsdaten werden in Abhängigkeit der untersuchten Kenngröße bewertet. In NUREG-1824 wird eine Vielzahl an Brandversuchen zusammen mit Ergebnissen aus Brandsimulationsrechnungen ausgewertet. Unter Annahme normalverteilter Versuchs- und Simulationsdaten, der Berücksichtigung numerischer sowie experimenteller Unsicherheiten und der Wichtung der Ergebnisse³ werden sogenannte *gewichtete kombinierte erweiterte Unsicherheiten* U_{cw} abgeleitet. Das Verfahren ist in NUREG-1824 näher beschrieben. Die Werte für die Kenngrößen der Gastemperaturen TG , der Gaskonzentrationen CO , CO_2 , O_2 sowie der Druckentwicklung P sind in Tab. 6.6 aufgeführt.

In NUREG-1824 wird erwähnt, dass die Annahme normalverteilter *PEAK*-Werte in manchen Fällen nicht gerechtfertigt ist, was auch für eigene Untersuchungen bestätigt werden kann (siehe Abb. 6.17). In der Abbildung sind die Histogramme der mit *PEAK*-Kriterium und *L2-Norm* ausgewerteten Versuchs- und Simulationsergebnisse für eine frühere Berechnung des Versuchs T2 dargestellt. Ausgewertet wurden hier Oberflächentemperaturen

³Zur Ermittlung von Standardabweichungen bei stark streuenden Werten, z. B. Gastemperaturen mit Maximalwerten zwischen 100 °C und 1000 °C.

Tab. 6.6: Gewichtete kombinierte erweiterte Unsicherheiten aus HARMINS & MCGRATTAN (2007)

Kenngröße	Zugeordnete Kenngr.	U_{cw} %	Anz. d. ber. Versuche
HGL Temperature Rise	TG	14 %	26 Versuche
HGL Depth	TG	13 %	26 Versuche
Ceiling Jet Temp.	TG	16 %	18 Versuche
Plume Temperature	TG	14 %	6 Versuche
Gas Concentrations	CO, CO ₂ , O ₂	9 %	16 Versuche
Smoke Concentrations	-	15 %	15 Versuche
Pressure	P	40 / 80* %	15 Versuche

* Gilt für mechanische (erzwungene) Ventilation

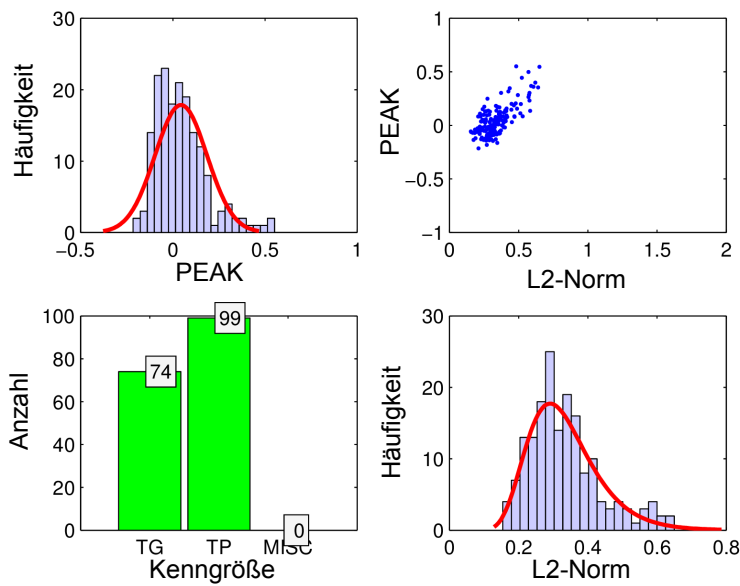


Abb. 6.17: Histogramm und angepasste Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion (Normalverteilung) des *PEAK*-Kriteriums (links oben), *PEAK*-*L2*-Norm-Plot (rechts oben), Anzahl und Typ der ausgewerteten Kenngrößen (links unten) sowie Histogramm und angepasste Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion (Log-Normalverteilung) für das Kriterium *L2*-Norm (rechts unten)

und Gasttemperaturen. Aufgrund der in diesen Fall systematischen Überschätzung der gemessenen Temperaturen ergibt sich eine rechtsschiefe Verteilungsfunktion für die Ergebnisse des *PEAK*-Kriteriums. In vielen Fällen, wie in RIESE ET AL. (2011) und RIESE & SIEMON (2014) gezeigt, ist die Annahme normalverteilter *PEAK*-Werte angebracht.

Für das Kriterium der *L2*-Norm kann eine Normalverteilung nicht unterstellt werden, da der Wertebereich der Ergebnisse mit $[0; +\infty]$ dem normalverteilter Werte widerspricht. Auch wenn die Grundlagen der in Tab. 6.6 aufgeführten Unsicherheiten nicht zwangsläufig auf die eigenen Ergebnisse übertragbar sind, werden diese als Orientierungswerte für die Beurteilung der eigenen Berechnungs- und Versuchsergebnisse herangezogen.

6.7 Auswertung und Vergleich der Ergebnisse

6.7.1 Trassenversuche T1 und T2

Ziel der Anwendung des implementierten Pyrolysemodells ist es, den Verlauf der Wärmefreisetzungsrates als Quellterm der Energieerhaltungsgleichung im Rahmen von prädiktiven Berechnungen zu ermitteln. Anstelle eines Bemessungsbrandes, welcher vom Modellanwender im Vorgriff der eigentlichen Simulation entworfen werden muss, soll die Wärmefreisetzungsrates auf Grundlage von Materialparametern der zu berücksichtigenden Brandlast vom Pyrolysemodell berechnet werden. Die wichtigste Vergleichsgröße zur Beurteilung der Prognosefähigkeit des Pyrolysemodells ist daher die Wärmefreisetzungsrates und Massenverlustrate. In Abb. 6.18 sind die berechneten sowie die gemessenen Verläufe der Massenverlustraten dargestellt. Bei Betrachtung der Berechnungsergebnisse fällt auf, dass die Versuchsergebnisse den in MCGRATTAN ET AL. (2012) (vgl. Abb. 5.4) veröffentlichten Einfluss der Trassenbreite auf den Verlauf der Wärmefreisetzungsrates reproduzieren. Außerdem zeigen die Simulationsergebnisse, dass eine deutliche Erhöhung der Massenverlustrate in Abhängigkeit der Trassenbreite und somit der Belegungsdichte der Kabel ebenfalls vom Pyrolysemodell prognostiziert werden kann.

Für den Versuch T1 erreicht die Massenverlustrate nach etwa 1.000 s ihr Maximum, welches bei einem angesetzten effektiven Heizwert von $\Delta H = 18.000 \text{ kJ/kg}$ bei etwa 800 kW lag. Danach erfolgt ein langsamer und stetiger Abfall der Wärmefreisetzungsrates auf 250 kW bei 3.000 s. Versuch T2 dagegen erreicht nach 1.250 s eine maximale Wärmefreisetzungsrates von etwa 1.800 kW. Nach diesem Maximum fällt die Wärmefreisetzungsrates allerdings verhältnismäßig stark ab und liegt 2.500 s nach Versuchsbeginn bei etwa 200 kW.

Die vertikale Brandausbreitung über die unterste Trasse auf die darüber liegenden Trassen beginnt bei beiden Versuchen nach 500 - 600 s. Diese erste Phase wird von den Simulationen nicht wiedergegeben. Aus diesem Grund sind die berechneten Verläufe der Wärmefreisetzungsrates und Massenverlustrate um 500 s für T1 bzw. 600 s für T2 verschoben. Beide Simulationen verwenden entsprechend der Versuchsdurchführung zur Entzündung der unteren Trasse eine Initialzündquelle von 80 kW, die bei Erreichen einer Gesamtleistung von 400 kW automatisch abgeschaltet wird. Der Grund für diese vom Pyrolysemodell frühzeitig prognostizierte Zündung liegt vermutlich in der vereinfachten

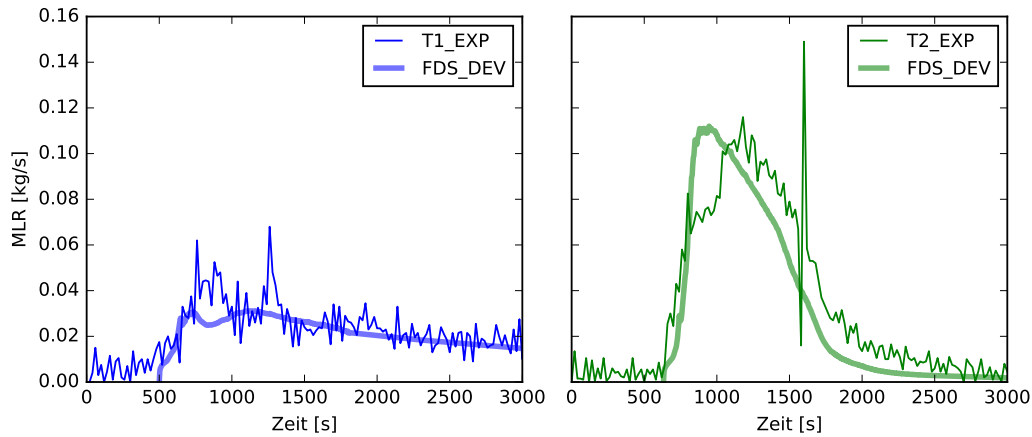


Abb. 6.18: Gemessene und berechnete Massenverlustrate der Versuche T1 (links) sowie T2 (rechts)

Modellierung der Kabeltrassen als horizontal angeordnete Flächen, die im Modell direkt an die Isolationswand stoßen. Im Versuch lag zwischen den Trassen und der Isolationswand ein Spalt von mehreren Zentimetern. Ein weiterer Einflussfaktor ist der Ansatz der virtuellen Trassenbreite, der das Trassenmodell verbreitert, sodass die heißen Gase unter der Trasse hinweg strömen und diese aufwärmen. Im Versuch strömten Teile der heißen Gase des Brenners über die Kante hinweg, ohne weitere Bereiche der unteren Trasse zu erwärmen.

Abgesehen von dem Startzeitpunkt der Brandausbreitung kann der Verlauf der resultierenden Massenverlustrate für beide Versuche gut prognostiziert werden. Im Mittel wird die Massenverlustrate bei Versuch T1, besonders zwischen 500 s bis 1.500 s unterschätzt. Der daraufhin folgende Abfall wird dagegen besser vom Modell wiedergegeben.

Die Nachberechnung des Versuchs T2 zeigt bis zu einer Massenverlustrate von 0,08 kg/s (oder der entsprechenden Leistung von 1.440 kW), dass der Anstieg der Massenverlustrate nach Beginn der Brandausbreitung sehr gut wiedergegeben werden kann. Der berechnete Maximalwert von etwa 0,11 kg/s entspricht exakt den Versuchsergebnissen. Der Zeitpunkt des prognostizierten Maximums liegt jedoch etwa um 500 s vor dem gemessenen Maximum. Das Gleiche gilt für den darauf folgenden Abfall der Massenverlustrate, die in ihrer Steigung gut prognostiziert wird, jedoch um etwa 250 s zu früh beginnt.

Neben der Massenverlustrate soll in einem weiteren Schritt die prognostizierte Brandausbreitung auf den einzelnen Trassen mit den Versuchsergebnissen zunächst qualitativ verglichen werden. In Abb. 6.19 sind dazu die Bilder aus der Videoaufzeichnung des Versuchs den Bildern des Berechnungsmodells gegenübergestellt. Gut zu erkennen ist der Einfluss der Stahlkonsolen, die zu Beginn des Versuchs wie eine Brandsperre wirken und den Abbrand auf das mittlere Feld der Kabeltrassen begrenzen. Nachdem alle fünf Trassen im mittleren Bereich brennen, breitet sich der Brand im Versuch auf die Enden der oberen vier Trassen aus. Die Brandausbreitung auf den linken Teil kann mit dem anliegenden Volumenstrom der Abzugsanlage und der Lage der Öffnung in der Brandkammer links von den Trassen erklärt werden. Das implementierte Pyrolysemodell ist in

der Lage, diesen Effekt ebenfalls zu prognostizieren, wie anhand der unten aufgeführten Bildzeile zu erkennen ist. Das Flammenbild der Simulation zeigt volumenspezifische Wärmefreisetzungsraten $> 200 \text{ kW}$ in Orange an. Im Vergleich zu den Versuchsergebnissen fällt auf, dass das Flammenbild weniger deutlich ausgeprägt ist, besonders für den dargestellten Zeitpunkt von 2.000 s nach Durchzündung.

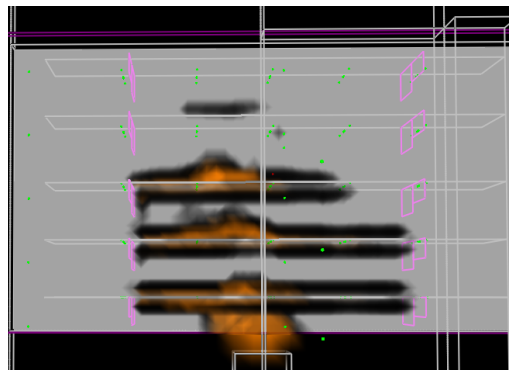
Betrachtet man den Vergleich der gemessenen Gas- und Oberflächentemperaturen mit den berechneten Werten des Versuchs T1 (im Anhang als Abb. 8.48 bis Abb. 8.54 ausgelagert), wird deutlich, dass besonders an der untersten Trasse nur in den ersten 200 s nach Durchzündung hohe Temperaturen prognostiziert werden. In der Simulation wird der Gasbrenner nach etwa 100 s bei 400 kW Gesamtleistung abgeschaltet. Danach brennt die unterste Trasse im mittleren Feld noch etwa 100 s weiter, bevor sie bei etwa $200 \text{ }^\circ\text{C}$ ohne deutlichen Massenverlust verhartet. Die Auswertung der Temperaturen verdeutlicht weiterhin eine Überschätzung der vertikalen Brandausbreitung des Modells im Vergleich zu dem Versuch bei gleichzeitiger Unterschätzung der horizontalen Brandausbreitung.

Auch bei Versuch T2 wirkten die Stahlkonsolen als Brandsperren (siehe Abb. 6.20), die aufgrund der durchgehend höheren Wärmefreisetzung jedoch schneller überwunden wurden als bei T1. Die grafische Gegenüberstellung der berechneten und im Versuch aufgezeichneten Flammenbilder ist in Abb. 6.21 dargestellt. Auch hier breitet sich der Brand zunächst vertikal im mittleren Feld über alle Trassen aus, bevor er auf die Enden übergreift. Im Gegensatz zu T1 brennt auch die unterste Trasse, zumindest die obere Fläche, über die komplette Länge. Die Brandausbreitung ist im Vergleich zu dem Versuch T1 weniger stark auf den linken Teil konzentriert. Das Pyrolysemodell prognostiziert ab einem Zeitpunkt von 275 s nach Durchzündung aufgrund der Lage der Abzugsanlage einen Abbrand der oberen Trassen im linken Bereich, während die oberste Trasse noch nicht brennt. Im Versuch dagegen brennt das mittlere Feld der oberen Trasse, während die Enden noch nicht brennen. Etwa 700 s nach Durchzündung stehen die kompletten Trassen im Vollbrand, während das Pyrolysemodell keinen Abbrand der Enden der untersten Trasse prognostiziert.

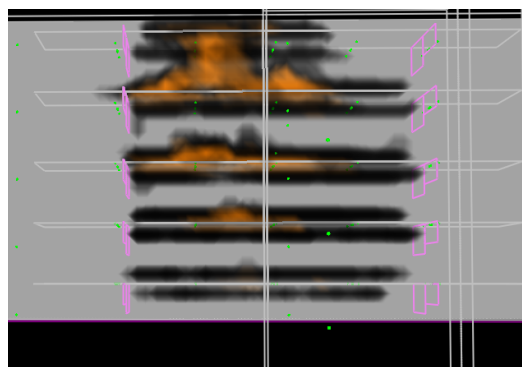
Trotz der im Vergleich zu T1 größeren Abweichungen in der Massenverlustrate (siehe Abb. 6.18) können die Gas- und Oberflächentemperaturen für den Versuch T2 deutlich besser prognostiziert werden als für den Versuch T1. Exemplarisch sind in Abb. 6.22 die berechneten und gemessenen Verläufe der Gastemperaturen der Fühler TG_TX_UP dargestellt (für die Lage siehe Abb. 8.7). Gut zu erkennen ist die gute Übereinstimmung des Temperaturanstiegs und der maximalen Temperatur für die Fühler in horizontaler Trassenmitte (Suffix _000, linke Spalte der Abbildung). Auch die Fühler in 40 cm rechts bzw. links der Trassenmitte zeigen eine gute Übereinstimmung der prognostizierten Verläufe im Verhältnis zu den gemessenen Verläufen. Im Abstand von 80 cm, an den Enden der Trassen direkt oberhalb der Konsolenhalter, werden die Temperaturen jedoch besonders für die unteren beiden Trassen unterschätzt.

Dies kann zusätzlich anhand der Oberflächentemperaturen nachvollzogen werden, welche im Anhang als Abb. 8.59 bis Abb. 8.62 aufgeführt sind, und entspricht dem bereits in der qualitativen Auswertung der Brandausbreitung (siehe Abb. 6.21) aufgezeigten Verhalten.

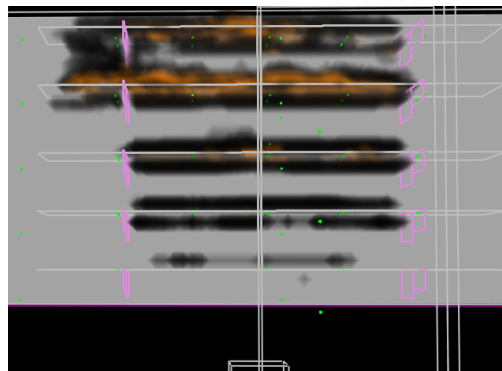
Aufgrund des früheren Abfalls der Massenverlustrate sinken die Temperaturen an allen Trassen früher als gemessen. Der Verlauf der Gastemperatur in der Mitte der untersten



140 Sekunden nach Durchzündung



340 Sekunden nach Durchzündung



2000 Sekunden nach Durchzündung

Abb. 6.19: Flammenbild während des Versuchs T1 (links) sowie berechnetes Flammenbild (rechts) bei Darstellung der volumenspezifischen Wärmefreisetzungsrates $> 200 \text{ kW}$

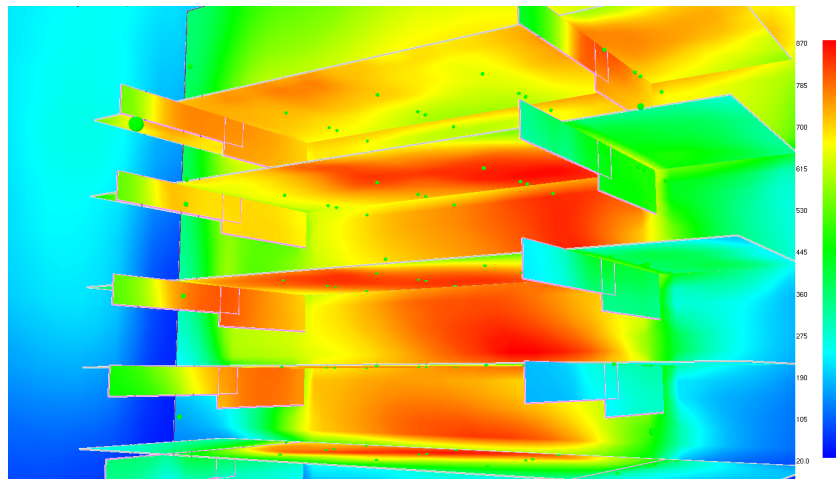


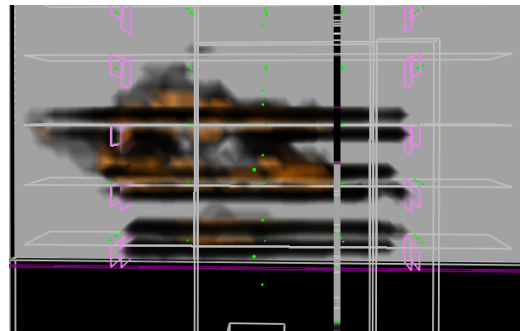
Abb. 6.20: Berechnete Oberflächentemperaturen für den Versuch T2 zur Darstellung der abschirmenden Wirkung der Stahlkonsolen

Trasse zeigt außerdem den Einfluss des Gasbrenners, der in den ersten 200 s nach Durchzündung zu einer ersten berechneten Maximaltemperatur von etwa 1000 °C führt. Nach Deaktivierung des Brenners bei Erreichen einer Gesamtwärmefreisetzungsrate von 400 kW fällt die Temperatur anschließend kurzzeitig ab, bevor der Abbrand der unteren beiden Trassen die Temperaturen wieder erhöht. Dieses Verhalten findet sich in abgeschwächter Form ebenfalls in den Versuchsergebnissen für die unterste Trasse.

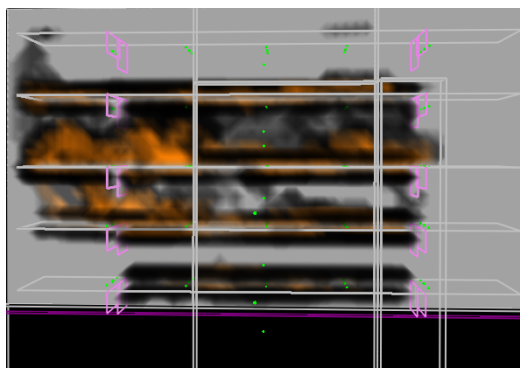
In der rechten Spalte der Abb. 6.22, für die Fühler 80 cm rechts und links der Trassenmitte, zeigen die berechneten Verläufe eine zeitliche Verschiebung des Temperaturanstiegs. Diese Verschiebung zeigt die vom Pyrolysemodell prognostizierte frühere Brandausbreitung nach links in Richtung der Abzugsanlage. Alle Temperaturen der Messfühler links der Trassenmitte sind in Abb. 6.22 und allen entsprechenden Abbildungen in Grün dargestellt.

Die Auswertung der Daten für den Versuch T2 mit der in Abschnitt 6.6 beschriebenen Validierungsmethodik fasst die bereits erläuterten Ergebnisse zusammen. Werden die Ergebnisse der oberflächennahen Gastemperaturen TG und der Oberflächentemperaturen TP für alle Fühler in einem *PEAK-L2*-Norm-Plot dargestellt (siehe Abb. 6.23), zeigt sich die Verschiebung des Zeitpunktes der Durchzündung in den Ergebnissen der *L2*-Norm, während der Vergleich der Maxima über das *PEAK*-Kriterium eine sehr gute Übereinstimmung aufweist, die besonders für die oberflächennahen Gastemperaturen in den meisten Fällen innerhalb der Grenzen der NUREG-1824 (siehe Tab. 6.6) liegen. Die Oberflächentemperaturen werden im Mittel zu niedrig prognostiziert, ein großer Teil der Ergebnisse liegt jedoch ebenfalls innerhalb der Grenzen der NUREG-1824.

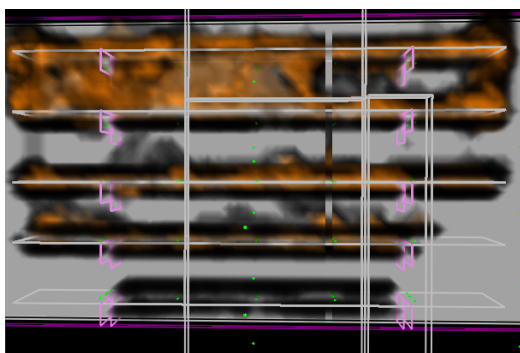
Der Darstellung als *PEAK-L2*-Norm-Plot liegen die Originaldaten ohne Verschiebung zugunsten der Zündzeitpunkte zugrunde. Vergleicht man die Ergebnisse mit denen aus offenen Simulationen (z. B. aus RIESE & SIEMON (2014) und SIEMON (2015)), welche auf der Wärmefreisetzungsrate aus Versuchsergebnissen basieren, liegen die Abweichungen der Maxima für die Gas- und Oberflächentemperaturen in derselben Größenordnung. Der hier gezeigte Ansatz des Pyrolysemodells zur Vorausrechnung der Wärmefreisetzungs-



135 Sekunden nach Durchzündung



275 Sekunden nach Durchzündung



700 Sekunden nach Durchzündung

Abb. 6.21: Flammenbild während des Versuchs T2 (links) sowie berechnetes Flammenbild (rechts) bei Darstellung der volumenspezifischen Wärmefreisetzungsrates $> 200 \text{ kW}$

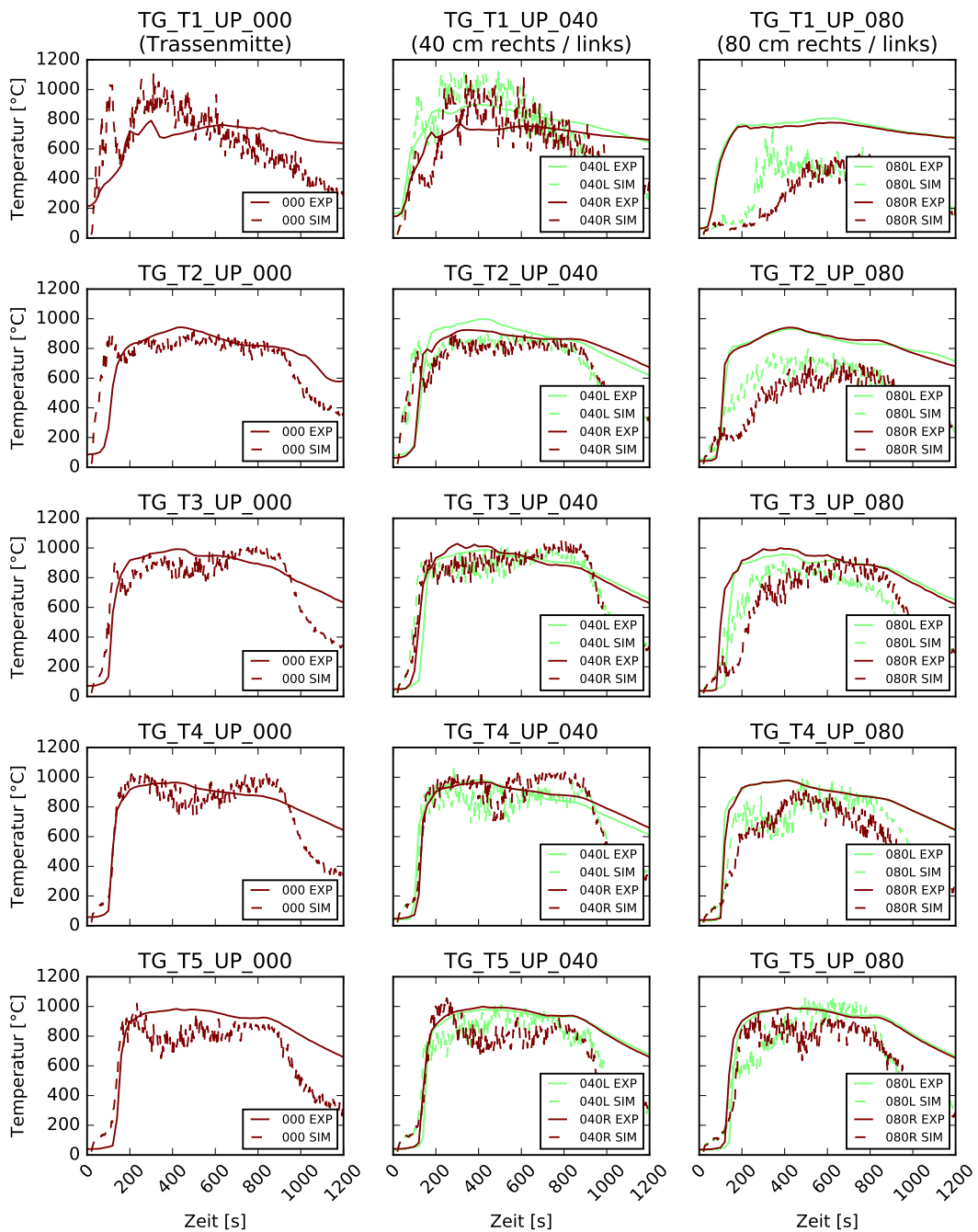


Abb. 6.22: Gemessene und berechnete Gastemperaturen während Versuch T2 für die Trassen T1 (oben) bis T5, (unten) in der Mitte der Trasse (Suffix _000, linke Spalte), 40 cm rechts und links der Mitte (Suffix _040, mittlere Spalte) sowie 80 cm rechts und links der Mitte (Suffix _080, rechte Spalte) für die Fühler TG_TX_UP

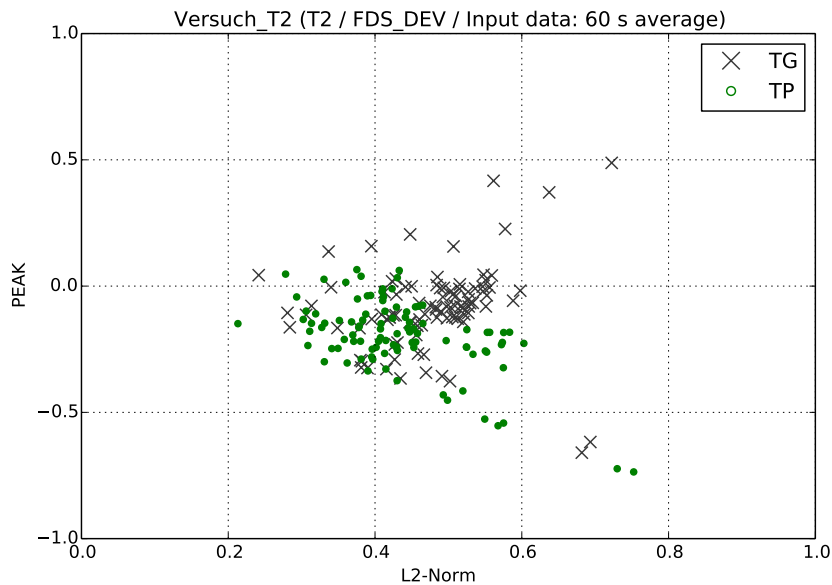


Abb. 6.23: PEAK-L2-Norm-Plot der Gas- und Oberflächentemperaturen für den Versuch T2

rate des Versuchs T2 führt somit zu keiner höheren Unsicherheit bei der Berechnung von Gas- und Oberflächentemperaturen als der Ansatz einer aus Versuchsergebnissen bekannten Wärmefreisetzungsrate.

Werden die Ergebnisse aller Fühler als Boxplots aufgeführt, können neben dem Mittel- und Medianwert der Stichprobe auch Ausreißer dargestellt werden. Diese werden ab einer Entfernung vom Mittelwert bei $\pm 2,7\sigma$ in Abb. 6.24 als Kreuze dargestellt. Beide Medianwerte liegen im Bereich < 0 , wobei 50 % der oberflächennahen Gastemperaturen TG, dargestellt als blaues Rechteck, innerhalb der Grenzen der NUREG-1824 liegen. Die Ausreißer in positiver Richtung sind dabei vor allem Werte der untersten Trasse, für die eine zu hohe Gastemperatur prognostiziert wird. Ausreißer in negativer Richtung sind Werte an den Enden der unteren beiden Trassen bei ± 80 cm, für die im Gegensatz zum Brandversuch keine Brandausbreitung bis an das Ende prognostiziert wird.

Aufgrund der systematischen Unterschätzung der Oberflächentemperaturen TP (siehe Anhang, Abb. 8.59 bis Abb. 8.61) liegt der Medianwert bei 0,19 und damit knapp außerhalb der Werte der NUREG-1824, die für Temperaturkenngrößen im Bereich von 13 % bis 16 % angegeben sind. Auch treten hier nur Ausreißer in negativer Richtung auf. Trotz vergleichbarer Massenverlustrate liegen bei Vergleich der Temperaturen des Versuchs T1 größere Unsicherheiten vor, die bereits in der Auswertung der Temperaturkenngrößen (siehe Anhang, Abb. 8.48 bis Abb.8.54) erkennbar sind und mehr als 100 % Temperaturunterschied betragen. Aus diesem Grund wird auf eine weitere Bewertung mit Hilfe der PEAK- und L2-Norm-Kriterien für diesen Versuch verzichtet.

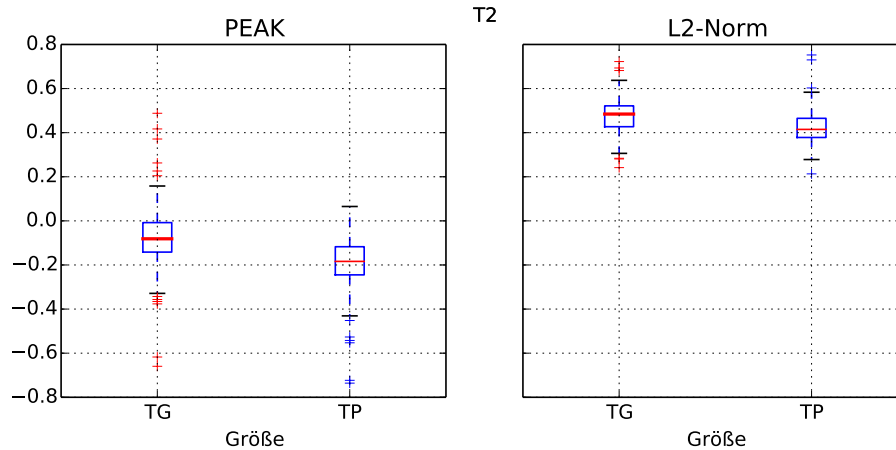


Abb. 6.24: Boxplots mit Medianwert und Varianz der *PEAK*- und *L2-Norm*-Kriterien für den Versuch T2

6.7.2 Trassenversuch CFS(S)-1

Abschließend wurde der Trassenversuch CFS(S)-1 simuliert, dessen Aufbau in ZAVALETA (2013) näher beschrieben ist. Im Vergleich zu der Simulation der eigenen Trassenversuche T1 und T2 zünden die Trassen im Versuch CFS(S)-1 nahezu sofort nach Beginn der Beflammung durch den Kiesbettbrenner. Der Grund liegt in der hohen Anzahl an Kabeln (49 Stück pro Trasse) bei geringem Kabeldurchmesser von 13 mm. Außerdem wurden die Kabel nicht als geschlossenes Paket wie bei den eigenen Versuchen auf der Trasse angebracht, sondern lagen lose und ungeordnet auf der Trasse. Diese Trassenbelegung führte dazu, dass die Kabel des Versuchs CFS(S)-1, im Gegensatz zu den Kabelbündeln auf der eigenen Trasse, von heißen Gasen durchströmt wurden. In der Konsequenz führte dies zu einer schnelleren Durchzündung (etwa 100 s Differenz) als von dem Pyrolysemodell berechnet. Im Gegensatz zu den eigenen Trassenversuchen prognostiziert das Pyrolysemodell eine spätere Durchzündung (siehe Abb. 6.25).

Die eigentliche Brandausbreitung nach Entzündung kann dagegen gut von dem Pyrolysemodell prognostiziert werden, wie anhand des Vergleichs der berechneten und der gemessenen Wärmefreisetzungs- und Massenverlustraten deutlich wird. Sowohl der Anstieg, das Maximum als auch der Abfall der Massenverlust- sowie Wärmefreisetzungsrate werden gut wiedergegeben. Lediglich die Massenverlustrate wird geringfügig überschätzt. Insgesamt kann gezeigt werden, dass das implementierte Pyrolysemodell bei Kenntnis der benötigten Eingangsgrößen den Abbrand von horizontal angeordneten Trassen, belegt mit Kabel Typ A, gut prognostizieren kann.

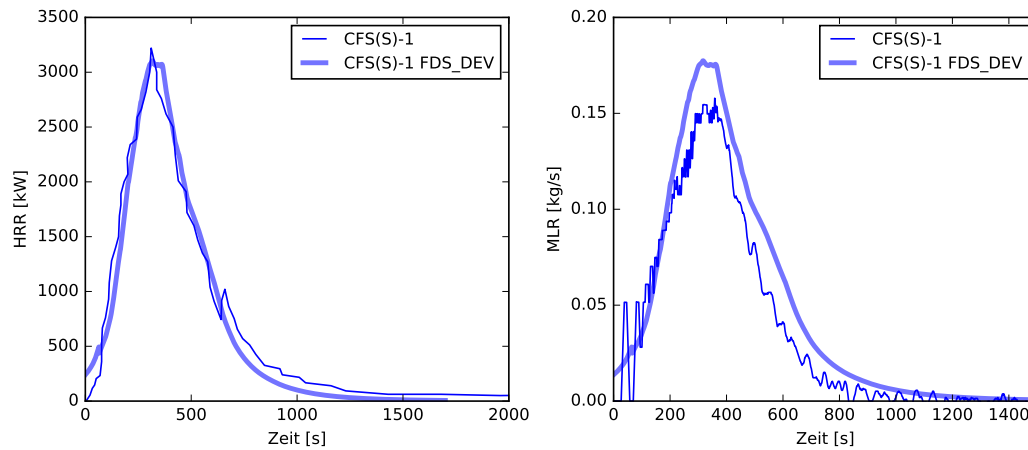


Abb. 6.25: Gemessene und berechnete Wärmefreisetzungsrate (links) sowie Massenverlustrate (rechts) des Trassenversuchs CFS(S)-1

6.8 Fazit der Anwendung und Validierung des Pyrolysemodells

In dem aktuellen Kapitel wurde das entwickelte Pyrolysemodell anhand von Versuchen an Kabelbrandlasten überprüft, während es in Kapitel 4 anhand von theoretischen oder kleinmaßstäblichen Testfällen in Bezug auf einzelne Kenngrößen, Modelleigenschaften und Randbedingungen erfolgreich verifiziert und validiert wurde. In einem ersten Schritt wurden die Ergebnisse der TGA-Untersuchungen an den Kabelmaterialien Mantel, Füller und Aderisolierung verwendet, um die entsprechenden reaktionskinetischen Eingangsgrößen abzuleiten. Abb. 6.1 zeigt hier, dass die relevanten Zersetzungsschritte mit zwei bis vier Reaktionen hinreichend genau beschrieben werden können. Mit den nach der *Direct Estimation*-Methode bestimmten Eingangsgrößen wurden anschließend die Ergebnisse aus Cone-Kalorimeterversuchen verwendet, um unterschiedliche Ansätze zur Modellierung der Kabel zu überprüfen. Das diskret aufgelöste Kabelmodell war dabei in der Lage, den Zündzeitpunkt, das erste Maximum sowie den anschließenden Verlauf der Wärmefreisetzungsrate für Wärmestromdichten ab 30 kW/m^2 entsprechend den Versuchsergebnissen wiederzugeben. Bei den geringeren Wärmestromdichten von 15 kW/m^2 und 20 kW/m^2 wurde der sprunghafte Anstieg der Wärmefreisetzungsrate dagegen nur in Ansätzen reproduziert. Der Vergleich der berechneten mit den gemessenen Querschnittstemperaturen zeigt, dass besonders für die mittleren Wärmestromdichten eine gute Prognose der Temperaturen erzielt werden kann. Erst bei hohen Wärmestromdichten ab 50 kW/m^2 kann der Temperaturanstieg nicht zufriedenstellend abgebildet werden. Die Temperaturen am Ende der Aufzeichnung stimmen wieder besser überein.

Aufgrund der hohen Anforderungen an die räumliche Auflösung der jeweiligen Bestandteile des Kabels wurde ein weiterer Ansatz untersucht, der als „Vol. av.“ bezeichnet ist. Hier werden die brennbaren Materialkomponenten des Kabels nicht mehr räumlich aufgelöst, sondern anhand ihrer Massenanteile dem Volumen der Kabel bzw. Kabeltrassen zugeordnet. Dieses Modell wurde anschließend für die Nachrechnung sowohl der Cone-

Kalorimeterversuche als auch der großmaßstäblichen Versuche verwendet. Die mittlere Wärmefreisetzungsrate kann ab einer Wärmestromdichte von 30 kW/m^2 gut wiedergegeben werden, davor liegen die Werte etwas zu hoch. Bei geringeren Wärmestromdichten wird die Wärmefreisetzung leicht überschätzt, außerdem kann, wie es weniger deutlich auch für das diskret aufgelöste Modell gilt, die schlagartige Entzündung nicht abgebildet werden. Stattdessen entwickelt sich die Wärmefreisetzungsrate über einen längeren Zeitraum. Besonders für die hohen Wärmestromdichten kann das verschmierte Modell den Zündzeitpunkt, das erste Maximum und den anschließenden Verlauf der Wärmefreisetzung gut abbilden. Da im Fall von brennenden Kabeltrassen mit Wärmestromdichten $> 60 \text{ kW/m}^2$ zu rechnen ist, wurde dieser Parametersatz aus reaktionskinetischen und thermischen Eingangsgrößen für die Nachrechnung der Großversuche herangezogen.

Bei der Anwendung des Pyrolysemodells zur Prognose der Brandausbreitung auf horizontalen Kabeltrassen zeigt sich, dass die Massenverlustrate insgesamt gut prognostiziert werden kann, für Versuch T1 allerdings in Summe etwas unterschätzt wird. Die Massenverlust- und Wärmefreisetzungsrate des Versuchs CFS(S)-1 kann noch besser wiedergegeben werden, sowohl der Beginn der Brandausbreitung, das Maximum der Wärmefreisetzungsrate als auch der anschließende Abfall. Für den Versuch T2 gilt das nicht in gleichem Maße. Hier werden das Maximum der Massenverlustrate und der anschließende Abfall etwas zu früh prognostiziert.

In keinem Fall wird der Zeitpunkt, bei dem die Trassen aufgrund der Beflammung durch den Gasbrenner eigenständig brennen und durchzünden, hinreichend genau abgebildet. Für die eigenen Versuche T1 und T2, welche sich durch eine dichte und geordnete Lagerung der Kabel auf den Trassen von dem Versuch CFS(S)-1 unterscheiden, wird der Zeitpunkt der Durchzündung zu früh prognostiziert. Die lose Belegung des Versuchs CFS(S)-1 dagegen ermöglicht ein Durchströmen der Kabeltrassen, sodass diese im Versuch nahezu sofort eigenständig brennen. Hier prognostiziert das Pyrolysemodell einen späteren Zeitpunkt.

Ein Grund kann in der Diskrepanz zwischen den Anforderungen an die räumliche Auflösung der Grenzschicht zwischen Kabeltrasse und Gasphase und der groben Auflösung im Simulationsmodell liegen. Bei der Modellierung der Kabeltrassen als rechteckige Volumina können die lokalen Phänomene des Wärmeübergangs wie das Durchströmen der losen Kabel nur unzureichend abgebildet werden. Ist dagegen eine ausreichend hohe Brandleistung erreicht, verringert sich der Einfluss dieser Details und der Abbrand kann deutlich besser prognostiziert werden. Dies ist auch der Grund dafür, dass die berechneten Temperaturen für den Versuch T2 deutlich besser getroffen werden als für den Versuch T1, der eine insgesamt geringere Brandleistung aufwies. Nicht näher aufgeführte Versuche, einzelne Kabel und Lücken zwischen diesen zu modellieren, zeigten eine starke Abhängigkeit der resultierenden Abbrandrate von der Auflösung und dem gewählten Modellansatz bei gleichzeitig deutlich schlechterer Gesamtübereinstimmung der Simulationsergebnisse. Eine hinreichende Auflösung der Trassenoberfläche, der Kabel und der Lücken zwischen den einzelnen Kabeln ist zum heutigen Stand nicht praxisgerecht abbildbar. Dies gilt besonders für die im Brandschutzingenieurwesen auftretenden Fragestellungen, die in der Regel die Modellierung großer Volumina erfordern (vgl. die Ausführungen in der Einleitung des Kapitel 2).

Das in diesem Kapitel gewählte Vorgehen verzichtet weitestgehend auf eine Anpassung und Parameterschätzung zur nachträglichen Optimierung der Simulationsergebnisse im Vergleich mit den Versuchsergebnissen. Eine gezielte Anpassung einzelner Kenngrößen würde nur auf Kosten der allgemeinen Anwendbarkeit möglich sein. Die hier gezeigten Ergebnisse basieren auf einem einzigen, auf Grundlage von TGA- und Cone-Kalorimeterversuchen hergeleiteten Parametersatz für die untersuchten Kabeltypen. Ziel war es, die generelle Prognosefähigkeit des Pyrolysemodells nachzuweisen, nicht das nachträgliche Optimierungspotential. Dabei konnte gezeigt werden, dass mit Ausnahme des Zeitpunktes der Durchzündung die Massenverlustrate als wesentlicher Quellterm aller weiteren Brandfolgephänomene hinreichend gut wiedergegeben werden kann.

Für den Nachweis der Feuerwiderstandsdauer von Bauteilen sind die Brandleistung und die durch den Brand umgesetzte Wärmeenergie (Brandlast) von entscheidender Bedeutung. Die Brandentwicklungsphase und Zündzeitpunkte sind dagegen von untergeordneter Bedeutung (siehe dazu das Sicherheitskonzept des EC1 1-2-NA). Die Ergebnisse dieser Arbeit haben gezeigt, dass die prognostizierten Massenverlustraten bezogen auf die Abbildung der realen Verhältnisse auf dem Niveau von offenen Simulationen auf Grundlage bekannter, aus Versuchen ermittelter Verläufe liegen. Hier kann das entwickelte Pyrolysemodell einen Beitrag zur deutlichen Verbesserung der Güte prädiktiver Brandsimulationen leisten. Eine Anwendung zur Prognose des Zeitpunktes der Durchzündung für großmaßstäbliche Brandsimulationen kann zumindest für komplexe Brandlasten wie Kabel nicht empfohlen werden. Dieser Zeitpunkt spielt z. B. bei der Beurteilung der Personensicherheit eine entscheidende Rolle, da die Phase der Brandentstehung und Brandausbreitung den größten Einfluss auf die Zuverlässigkeit der sicheren Entfluchtung besitzt. Eine zufriedenstellende Prognose der Entzündung konnte für Kabel nur im kleinen Maßstab, bei Nachrechnung der Cone-Kalorimeterversuche gezeigt werden.

Es ist denkbar, dass homogene Brandlasten mit einfacherer Geometrie besser zu berechnen sind. Beispielsweise ist ein ungeschützter Holzbalken im Vergleich zu einer Kabeltrasse deutlich besser mit den typischen, im Brandschutzingenieurwesen verwendeten Auflösungen abbildbar. Außerdem kann ein Holzbauteil im Gegensatz zu Kabeln mit einem einzigen *Stoff* bereits hinreichend gut modelliert werden. Das Materialverhalten kann, inklusive Verkohlungs- sowie Schwinden und Quellen, von dem Pyrolysemodell berücksichtigt werden.

7 Zusammenfassung und Ausblick

7.1 Zusammenfassung

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden die Grundlagen des entwickelten Pyrolysemodells, die Ergebnisse der Verifizierung und Validierung sowie die Anwendung auf Kabelbrände beschrieben. Dazu wurden auch Klein- und Großversuche durchgeführt, um die reaktionskinetischen Eingangsgrößen für die untersuchten Kabel abzuleiten und das Modell in kleinem Maßstab zu validieren. Die Großversuche dienten abschließend zur Überprüfung der Prognosefähigkeit des Modells in Bezug auf komplexe Brandlasten. Ebenfalls berücksichtigt wurde ein weiterer Kabeltyp, welcher in dem internationalen Forschungsvorhaben OECD-PRISME 2 untersucht wurde.

Zunächst wurde in dem einleitenden Kapitel 1 die Problemstellung und Zielsetzung dieser Arbeit erläutert. Abweichungen von den bauordnungsrechtlichen Anforderungen können die Anwendung von Brandsimulationsmodellen erfordern. Dabei hängt die Qualität der Ergebnisse im Wesentlichen von der Festlegung des Brandszenarios und eines Bemessungsbrandes ab. Bisher wird dafür auf normative Bemessungsbrände oder auf experimentell bestimmte Daten zurückgegriffen, deren versuchstechnische Grundlagen und Randbedingungen selten den Gegebenheiten des aktuell zu untersuchenden Gebäudes entsprechen. Mit dem in dieser Arbeit entwickelten Pyrolysemodells soll der Brandschutzingenieur in die Lage versetzt werden, die Brandausbreitung prädiktiv auf Grundlage der Pyrolyseprozesse in Feststoffen sowie durch Implementierung in die Brandsimulationssoftware FDS_NIST alle wesentlichen Randbedingungen der aktuell zu untersuchenden Gebäudesituation zu berücksichtigen.

Anschließend wurden in Kapitel 2 die Grundlagen der Pyrolyseprozesse sowie der Verbrennungsberechnung beschrieben. Dabei wurde der Fokus auf den Stand der Technik im Bereich der Brandsimulation gelegt. In jüngerer Vergangenheit wurden verschiedene Forschungsarbeiten veröffentlicht, die sich mit der Parameterbestimmung, den Methoden der Parameterschätzung sowie den Sensitivitäten der Eingangsgrößen beschäftigen. Zudem liegen aus dem Bereich der Chemie umfangreiche Untersuchungen in Bezug auf Pyrolyseprozesse von Kunststoffen vor. Das Verfahren der direkten Schätzung der reaktionskinetischen Parameter aus TGA-Versuchsergebnissen war in diesem Zusammenhang die Grundlage für die spätere Anwendung des entwickelten Pyrolysemodells. Weitere wichtige Erkenntnisse lieferten Sensitivitätsstudien zu den Eingangsparametern in Bezug auf die Modellantworten zu den Entzündungszeitpunkten sowie der mittleren und maximalen Massenverlustrate.

Eine Studie über die bisherigen Ansätze der Modellierung von Pyrolyseprozessen zu Beginn der Arbeit zeigte, dass für Feststoffe bisher kein allgemeines, für typische Brand-

lasten des Brandschutzingenieurwesens anwendbares Modell zur Prognose der Brandausbreitung existierte. Aus diesem Grund wurde in einem ersten Schritt ein für das CFD-Modell FDS_NIST der Version 5 entwickeltes Submodell zur Berechnung dreidimensionaler Wärmeleitung in Feststoffen in die aktuelle Version 6 integriert. Anschließend wurde es um ein Pyrolysemodell erweitert, mit dem die Pyrolyse und der Abbrand von Feststoffen im Rahmen von Brandsimulationen berechnet werden können. Dazu wird die feste Phase mit Hilfe von Subzellen diskretisiert. Jeder Subzelle kann ein *Stoff* zugewiesen werden, welcher aus einer Vielzahl von Materialkomponenten bestehen kann. Die Umwandlungs- und Pyrolysereaktionen der Materialkomponenten wiederum können über beliebig viele Zersetzungsschritte beschrieben werden. Dieser Ansatz ermöglicht die Berücksichtigung unterschiedlicher Umwandlungs- und Zersetzungsreaktionen wie der Verdampfung von Wasser, der Zersetzung und Verkohlung von Holz oder von Polymeren wie PVC. Ein wichtiger Punkt bei der Entwicklung war die Berücksichtigung von Schwind- und Quellprozessen, da ansonsten keine hinreichende Abbildung der wahren Dichte der Kohleschicht möglich ist. Neben der Entwicklung der physikalischen Modelle musste die Anwendbarkeit im Rahmen von kompletten Brandsimulationen sichergestellt werden. Dazu wurde auf aktuelle Verfahren der Parallelisierung zurückgegriffen, sodass die Verwendung des Pyrolysemodells im Rahmen von Brandsimulationen im Anwendungsfall zu keiner deutlichen Verlängerung der Rechenzeit führt.

Im Anschluss an die Entwicklung und den Entwurf musste das Modell auf die korrekte Implementierung aller physikalischen Submodelle überprüft werden. Dazu wurden insgesamt zehn Testfälle untersucht. Als Referenzlösung lagen entweder analytische oder numerische, bereits verifizierte und validierte Ergebnisse vor. Um während der Entwicklung des Modells eine effiziente Überprüfung des aktuellen Entwicklungsstands zu gewährleisten, wurden die Submodelle automatisiert überprüft und ausgewertet. Dabei konnten die implementierte dreidimensionale Wärmeleitung, die Zersetzungsreaktionen, die Modellierung der Baustoffe als *Stoffe* und *Materialkomponenten* sowie das Schwinden und Quellen erfolgreich verifiziert und validiert werden. Anhand eines realitätsnahen Anwendungsbeispiels, des Abbrands von Holzstützen, wurde abschließend der Einfluss der Diskretisierung der festen Phase und der Gasphase auf den Massenverlust untersucht. Mit dem Abschluss der Verifizierung und Validierung konnte in Kapitel 4 eine wesentliche Zielsetzung der Arbeit, die Entwicklung eines Pyrolysemodells für Feststoffe, erfolgreich nachgewiesen werden.

Mit Abschluss der Entwicklung wurden klein- und großmaßstäbliche Versuche an PVC-Kabeln durchgeführt. Zunächst wurden TGA-Versuche zur Ableitung der benötigten reaktionskinetischen Eigenschaften der brennbaren Kabelbestandteile *Mantel*, *Füller* und *Aderisolierung* durchgeführt. In weiteren Untersuchungen im Cone-Kalorimeter sind anschließend die Zündzeitpunkte sowie maximale und mittlere Wärmefreisetzungsrate der Kabelbrandlasten bestimmt worden. Zusätzlich wurden die Kabel in den Cone-Kalorimeterversuchen mit Thermoelementen ausgestattet, sodass die Ergebnisse zur Überprüfung des implementierten Modells im kleinen Maßstab herangezogen werden konnten. Abschließend wurden drei Großversuche durchgeführt, bei denen die PVC-Kabel praxisgerecht auf horizontal angeordneten Kabeltrassen angebracht waren. Dabei wurde zum einen der vertikale Abstand der Trassen, zum anderen die Trassenbreite im Vergleich zu dem Referenzversuch T1 variiert. Im Ergebnis kann gezeigt werden, dass

bei gleicher Kabelanzahl und somit gleicher nomineller Brandlast die Brandausbreitung sowie der gesamte Verlauf der Massenverlustrate deutliche Unterschiede aufweisen. In dem die Oberflächentemperaturen als auch die oberflächennahen Gastemperaturen für jede Trasse in verschiedenen Abständen gemessen wurden, lagen weitere Vergleichskenngrößen für eine spätere Nachrechnung vor.

Abschließend wurde anhand der Nachrechnung der Cone-Kalorimeterversuche und der insgesamt drei Großversuche (T1 und T2 für das Kabel Typ B, CFS(S)-1 für das Kabel Typ A) die Anwendbarkeit des Pyrolysemodells nachgewiesen und die Prognosefähigkeit dargestellt. Schwächen zeigten sich bei der Prognose des Zündzeitpunktes, während Brände mit hohen Leistungen in Kombination mit einer schnellen Brandausbreitung (T2 und CFS(S)-1) gut prognostiziert wurden. Die Überprüfung der Ergebnisse mit Hilfe der am iBMB entwickelten Validierungsmethodik zeigt für die Gas- und Oberflächentemperaturen eine Übereinstimmung auf dem Niveau von offenen Brandsimulationen, welche auf dem versuchstechnisch ermittelten Verlaufs der Massenverlust- bzw. Wärmefreisetzungsbasis basieren. Insgesamt wurde mit dem entwickelten, verifizierten und validierten Pyrolysemodell ein wesentlicher Beitrag hin zu einer besseren Prognose der Brandausbreitung von Feststoffen geleistet.

7.2 Ausblick

Das in dieser Arbeit entwickelte Pyrolysemodell wurde anhand verschiedener Testfälle verifiziert, validiert und für die Prognose der Brandausbreitung an Kabeltrassen angewendet. Während der Entwicklung wurde darauf geachtet, dass das Pyrolysemodell allgemein formuliert und somit für eine Vielzahl von Feststoffen anwendbar ist. In einem nächsten Schritt wäre die Untersuchung von weiteren brennbaren Baustoffen wie Holz sinnvoll. Diese Fragestellung ist aufgrund der gestiegenen Anforderungen an die Nachhaltigkeit und der dort liegenden Vorteile des nachwachsenden Rohstoffs Holz von hohem gesellschaftlichem Interesse. Die im Vergleich zu Kabeln homogenere Materialzusammensetzung in Kombination mit den aufgrund der Abmessungen von Holzbauteilen geringeren Anforderungen an die Auflösung der Geometrie erlaubt hier eine Fokussierung auf die Aspekte des Abbrands sowie der Verkohlung des Materials.

Wünschenswert wären außerdem umfangreiche Sensitivitätsstudien, um dem Anwender für die spätere Verwendung abseits der bereits vorliegenden Erkenntnisse die bei der Modellerstellung benötigten Informationen zum Einfluss der reaktionskinetischen und thermischen Eingangsgrößen zu liefern. Auch die Aspekte der geometrischen Abbildung und der Modellierung der Materialzerersetzung über einzelne Zersetzungsschritte sind von Interesse. Anhand einfacher Kleinversuche mit definierten Randbedingungen könnten die Ergebnisse zu Verkohlungstiefe, Dicke der Kohleschicht, Querschnittstemperaturen, Massenverlust sowie weiteren denkbaren Kenngrößen für unterschiedliche Baustoffe ermittelt und mit den Modellergebnissen verglichen werden.

Bezogen auf Kabel ist die Untersuchung von Ablationsbeschichtungen und Dämmschichtbildnern interessant. Das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Modell ist in der Lage, die den jeweiligen Schutzsystemen zugrunde liegenden physikalischen Prozesse abzubilden.

Die praktische Anwendbarkeit des Modells für die genannten Schutzsysteme ist aufgrund der sehr großen Volumenänderung bei Dämmschichtbildnern und der hohen endothermen Energieanteile bei Ablationsbeschichtungen noch zu überprüfen. Mit Blick auf die in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse zu PVC-Kabeln sollten sich Arbeiten in dieser Richtung vorerst auf kleinskalige Versuche beschränken.

Auf Seite der Modellentwicklung kann eine Erweiterung um die Berechnung von Massentransporten innerhalb der festen Phase mittelfristig sinnvoll sein, z. B. zur Untersuchung von Glimmprozessen brennbarer, poröser Faserwerkstoffe. Die Anwendung und Validierung sollten auch hier zunächst auf kleinskalige Versuche beschränkt bleiben, da ein großmaßstäblicher Ansatz für typische Probleme des Brandschutzingenieurwesens aktuell noch nicht zielführend erscheint.

In Kombination mit dem CFD-Modell FDS_NIST, für das langfristig eine Erweiterung der Möglichkeiten der Diskretisierung auf Grundlage von Tetraeder-Kontrollvolumen zur Modellierung komplexer Geometrien angedacht ist, kann auch die Anpassung des Pyrolysemodells dahingehend vorgenommen werden. Ebenfalls können weitere Möglichkeiten zur Diskretisierung der festen Phase vorgesehen werden. Letztlich wäre es auch wünschenswert, durch eine stetige Wartung, Fehlerbehebung und Dokumentation des Modells sowie die Schaffung einfacher (grafischer) Alternativen zur Erzeugung von Eingabedateien eine vereinfachte Anwendbarkeit des Pyrolysemodells zu ermöglichen.

Literaturverzeichnis

- AL-HASSANY, Z., GENOVESE, A., SHANKS, R. A. (2009): Fire-retardant and fire-barrier poly(vinyl acetate) composites for sealant application, in: *eXPRESS Polymer Letters*, 4(2), S. 79–93, doi:10.3144/expresspolymlett.2010.13.
- AUDOUIN, L., RIGOLLET, L., PRÉTREL, H., LE SAUX, W., RÖWEKAMP, M. (2013): OECD PRISME project: Fires in confined and ventilated nuclear-type multi-compartments - Overview and main experimental results, in: *Fire Safety Journal*, 62, S. 80–101, URL: <http://dx.doi.org/10.1016/j.firesaf.2013.07.008>.
- CARSLAW, H. S., JAEGER, J. C. (1959): *conduction of Heat in Solids*, Oxford University Press.
- CHANDRA, R., DAGUM, L., KOHR, D., MAYDAN, D., McDONALD, J., MENON, R. (2001): *Parallel Programming in OpenMP*, Morgan Kaufmann.
- CHAOS, M. (2013): Application of sensitivity analyses to condensed-phase pyrolysis modeling, in: *Fire Safety Journal*, 61, S. 254–264, URL: <http://dx.doi.org/10.1016/j.firesaf.2013.09.016>.
- CHAPMAN, B., JOST, G., VAN DER PAS, R. (2008): *Using OpenMP - Portable Shared Memory Parallel Programming*, Scientific and Engineering Computation, The MIT Press.
- CHASE, M. W. (1998): *NIST-JANAF Thermochemical Tables*, 4th Edition, American Institute of Physics, -1, sRD (Thermophysical & Thermochemical), Chemistry.
- DI BLASI, C. (1993): Modeling and Simulation of Combustion Processes of Charring and Non-Charring Solid Fuels, in: *Progress in Energy and Combustion Science*, 19, S. 71–104.
- DI BLASI, C. (2000): The state of the art of transport models for charring solid degradation, in: *Polymer International*, 49, S. 1133–1146.
- DI BLASI, C. (2004): Modeling the Effect of High Radiative Heat Fluxes on Intumescent Material Decomposition, in: *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis*, 71, S. 721–737.
- DIN EN 14390 (2007): *Brandverhalten von Bauprodukten – Referenzversuch im Realmaßstab an Oberflächenprodukten in einem Raum; Deutsche Fassung EN 14390:2007*.

- DIN EN 60332-3-10 (2010): DIN EN 60332-3-10, VDE 0482-332-3-10, Tests on electric and optical fibre cables under fire conditions - Part 3-10: Test for vertical flame spread of vertically-mounted bunched wires or cables - Apparatus (IEC 60332-3-10:2000 + A1:2008).
- DINENNO, P. J., DRYSDALE, D., BEYLER, C. L., WALTON, W. D., CUSTER, R. L. P., HALL, J. R., WATTS, J. M. (2002): SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, 3. Aufl., National Fire Protection Association.
- EC1 1-2-NA (2015): Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen – Brandeinwirkungen auf Tragwerke.
- EC2 1-2 (2010): Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken – Teil 1-2: Allgemeine Regeln – Tragwerksbemessung für den Brandfall; Deutsche Fassung EN 1992-1-2:2004 + AC:2008.
- ETB (2016): Verzeichnis Eingeführte Technische Baubestimmungen (entsprechend § 3 Abs. 3 MBO), URL: <https://www.bauministerkonferenz.de/verzeichnis.aspx?id=991&o=75909860991>.
- FERNANDEZ-PELLO, C. (1995): The solid phase, in: G., C. (Hrsg.), Combustion Fundamentals of Fire, Kap. 1, S. 31–100, Academic Press.
- FOTH, K. (2013): Brandschutz im Palaisquartier Frankfurt/Main: Repräsentativ und zukunftsweisend, in: HOSSER, D. (Hrsg.), Tagungsband der Braunschweiger Brandschutz-Tage 2013 - 27. Fachtagung Forschung und Praxis, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, URL: <http://www.brandschutztage.info/fachtagung/tagungsband/>.
- FRIEDMAN, H. L. (1964): Kinetics of Thermal Degradation of Char-Forming Plastics from Thermogravimetry. Application to a Phenolic Plastic, in: Journal of Polymer Science Part C, 6, S. 183–195, URL: <http://www3.interscience.wiley.com/journal/114174190/abstract>.
- FRIEDMAN, H. L. (1969): New methods for evaluating kinetic parameters from thermal analysis data, in: Journal of Polymer Science Part C, 7, S. 41–46.
- GDV (2010): Kunststoffe - Eigenschaften, Brandverhalten, Brandgefahren (Vds 2516:2000-12 (01)), Vds Schadenverhütung GmbH, URL: www.vds.de, Gesamtverband der Deutschen Versicherungswirtschaft e.V. (GDV).
- GERLINGER, P. (2005): Numerische Verbrennungssimulation - Effiziente numerische Simulation turbulenter Verbrennung, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, URL: <http://dnb.ddb.de>.
- GHORBANI, Z., WEBSTER, R., LÁZARO, M., TROUVÉ, A. (2013): Limitations in the predictive capability of pyrolysis models based on a calibrated semi-empirical approach, in: Fire Safety Journal, 61, S. 274–288.

- GOODWIN, D., MALAYA, N., MOFFAT, H., SPETH, R. (2013): Cantera - An object-oriented software toolkit for chemical kinetics, thermodynamics, and transport processes. Version 2.1.0b3, URL: <https://code.google.com/p/cantera/>.
- GOOS, E., BURCAT, A., RUSCIC, B. (2014): Ideal Gas Thermochemical Database with updates from Active Thermochemical Tables, online, URL: <ftp://ftp.technion.ac.il/pub/supported/aetdd/thermodynamics>, mirrored at <http://garfield.chem.elte.hu/Burcat/burcat.html>.
- GRAMA, A., GUPTA, A., KARYPIS, G., KUMAR, V. (2003): Introduction to Parallel Computing, Pearson Education Limited.
- GREMLICH, H.-U., GÜNZLER, H. (2003): IR-Spektroskopie: Eine Einführung, Bd. 4, Wiley-VCH.
- GROSSHANDLER, W. (1993): RadCal: A Narrow Band Model for Radiation Calculations in a Combustion Environment, Techn. Ber. NIST Technical Note 1402, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland.
- HAARHOFF, D. (2014): Hybrid Parallelisation of the CFD-software FDS, Diplomarbeit, Jülich Supercomputer Centre / Division Civil Security and Traffic.
- HAMINS, A., MARANGHIDES, A., JOHNSON, R., DONNELLY, M., YANG, J., MULLOY, G., ANLEITNER, R. L. (2006): Report of Experimental Results for the International - Fire Model Benchmarking and Validation Exercise 3, NIST Special Publication 1013-1, National Institute of Standards and Technology, Technology Administration, U.S. Department of Commerce, außerdem veröffentlicht von der US Nuclear Regulatory Commission als NUREG/CR-6905.
- HARMINS, A., MCGRATTAN, K. (2007): Verification and Validation of Selected Fire Models for Nuclear Power Plant Applications - Volume 2: Experimental Uncertainty, Techn. Ber., U.S. Nuclear Regulatory Commission, Office of Nuclear Regulatory Research (RES).
- HOHM, V. (2010): Wärmetransportmodell für gekoppelte Prozesse in der Brandsimulation, Dissertation, Technische Universität Braunschweig.
- HOLLADAY, K., SHARP, J., JANSSENS, M. (2011): A Polymers Pyrolysis Mass Loss Modeling from Thermo-Gravimetric Analysis Data using Genetic Programming, in: Proceedings of the 13th annual conference companion on Genetic and evolutionary computation, S. 655–662.
- HOSSER, D. (2013): Leitfaden Ingenieurmethode des Brandschutzes, Technischer Bericht vfdb TB 04-01 3, Technisch-Wissenschaftlicher Beirat (TWB) der Vereinigung zur Förderung des Deutschen Brandschutzes e. V. (vfdb).
- HOSSER, D., HOHM, V., RIESE, O. (2009): EMVANEMED - a methodology to compare and evaluate numerical results with experimental data - application to OECD PRISME door test PRS_DI_D3, in: Proceedings of SMiRT 20, 11th International Seminar on Fire Safety in Nuclear Power Plants and Installations.

- HOSSER, D., RIESE, O., SCHMELING, M. (2003): Durchführung von vergleichenden Brandversuchen mit unterschiedlichen Kabelmaterialien und Kabelschutzsystemen, Techn. Ber., VGB Kraftwerkstechnik GmbH, VGB-Kennziffer SA „AT“ 11/00.
- HOSSER, D., SIEGFRIED, W., WILL, J. (1998): Untersuchungen zum Brandverhalten von Kabelanlagen und zur Schutzfunktion von dämmschichtbildenden Anstrichen und Kabeln, Report no. u 97 073 ibmb, Technische Universität Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Fachgebiet Brandschutz, Auftrags-Nr. SR 2207 – 81030 – UA –1323 BMU.
- HOSSER, D., WILL, J. (1999): Comparison of the Burning Behaviour of Electric Cables with Intumescent Coating in Different Test Methods, in: OECD Nuclear Energy Agency Committee on the Safety of Nuclear Installations Proceedings from International Workshop on Fire Risk Assessment, S. 190–202, URL: <http://www.oecd-neo.org/nsd/docs/1999/csni-r99-26.pdf>.
- HURLEY, M. J., GOTTUK, D., HALL, J. R., HARADA, K., KULIGOWSKI, E., PUCHOVSKY, M., TORERO, J., WATTS, J. M., WIECZOREK, C. (Hrsg.) (2016): SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Springer New York Heidelberg Dordrecht London.
- IFS (2014): Institut für Schadenverhütung und Schadenforschung der öffentlichen Versicherer e.V. (IFS) - Brandursachenstatistik 2014 (Stand 12.2015), URL: <http://ifs-ev.org/schadenverhuetung/ursachstatistiken/brandursachenstatistik-2012/>.
- Interflam (2010): Conference Proceedings INTERFLAM 2010 - 12th International Fire Science & Engineering Conference, Interscience Communications Ltd.
- ISO 5660 (2013): Fire tests - Reaction-to-fire tests - Heat release, smoke production and mass loss rate - Part 1: Heat release rate (cone calorimeter method) and smoke production rate (dynamic measurement).
- KARAYILDIRIM, T., YANIK, J., YUKSEL, M., SAGLAM, M., VASILE, C., BOCKHORN, H. (2006): The effect of some fillers on PVC degradation, in: Journal of Analytical and Applied Pyrolysis, 75, S. 112–119.
- KARLSSON, B., QUINTIERE, J. G. (2000): Enclosure Fire Dynamics, CRC Press.
- KASHIWAGI, T. (1994): Polymer Combustion and Flammability - Role of the condensed Phase, in: Proceedings of the Combustion Institute, Bd. 25, S. 1423–1437.
- KAVIANY, M. (1999): Principles of Heat Transfer in Porous Media, 2. Aufl., Springer-Verlag.
- KIM, M. E. (2014): Parameter Estimation Methods for Comprehensive Pyrolysis Modeling, Dissertation, Worcester Polytechnic Institute.
- KUO, J. T., HSI, C. L. (2005): Pyrolysis and Ignition of Single Wooden Spheres Heated in High-Temperature Streams of Air, in: Combustion and Flame, 142, S. 401–412.

- KUO, K. K. (1986): Principles of Combustion, John Wiley & Sons.
- LAUTENBERGER, C. (2012): Gpyro - Generalized Pyrolysis Model for Combustible Solids, URL: <http://reaxengineering.com/trac/gpyro>.
- LAUTENBERGER, C. (2014): Gpyro3D: A Three Dimensional Generalized Pyrolysis Model, in: Proceedings of the 11th International Symposium, S. 193–207, doi:10.3801/IAFSS.FSS.11-193.
- LAUTENBERGER, C., FERNANDEZ-PELLO, C. (2009): Generalized pyrolysis model for combustible solids, in: Fire Safety Journal, 44, S. 819–839, doi:10.1016/j.firesaf.2009.03.011.
- LAUTENBERGER, C., KIM, E., DEMBSEY, N., FERNANDEZ-PELLO, C. (2008): The Role of Decomposition Kinetics in Pyrolysis Modeling - Application to a Fire Retardant Polyester Composite, in: Fire Safety Science - Proceedings of the Ninth International Symposium, S. 1201–1212, doi:10.3801/IAFSS.FSS.9-1201.
- LAUTENBERGER, C. W. (2007): A Generalized Pyrolysis Model for Combustible Solids, Dissertation, University of California, Berkeley, URL: <http://escholarship.org/uc/item/7wz5m7dg>.
- LEACH, S. V., REIN, G., ELLZEY, J. L., EZEKOY, O. A. (2000): Kinetic and Fuel Property Effect on Forward Smoldering Combustion, in: Combustion and Flame, 120, S. 346–358.
- LÖHNER, R., BAUM, J. D. (2014): On maximum achievable speeds for field solvers, in: International Journal of Numerical Methods for Heat & Fluid Flow, 24(7), S. 1537–1544.
- LINTERIS, G. T., LYON, R. E., STOLIAROV, S. I. (2013): Prediction of the gasification rate of thermoplastic polymers in fire-like environments, in: Fire Safety Journal, 60, S. 14–24.
- LOFARO, R., BOWERMAN, B., CARBONARO, J., KASTURI, S., LEE, B., SUBUDHI, M., TAYLOR, J., VILLARAN, M. (1996): Literature Review of Environmental Qualification of Safety-Related Electric Cable - Literature Analysis and Appendices, NUREG/CR-6384 Volume 2, Brookhaven National Laboratory, prepared for Division of Engineering Technology Office of Nuclear Regulatory Research, U.S. Nuclear Regulatory Commission.
- LYON, R. E., SAFRONAVA, N., OZTEKIN, E. (2011): A Simple Method for Determining Kinetic Parameters for Materials in Fire Models, in: Proceedings of the 10th International Symposium on Fire Safety Science, S. 765–777.
- MAGNUSSEN, B. F., HJERTAGER, B. H., OLSEN, J. G., BHADURI, D. (1979): Effect of Turbulent Structure and Local Concentrations on Soot Formation and Combustion in Acetylene Diffusion Flames, in: 17th Symposium (International) on Combustion, S. 1383–1393, The Combustion Institute.

- MANGS, J., HOSTIKKA, S. (2013a): Experimental characterization of the MCMK cable for fire safety assessment, Techn. Ber. VTT-R-06873-12, VTT Technical Research Centre of Finland.
- MANGS, J., HOSTIKKA, S. (2013b): Vertical flame spread on charring materials at different ambient temperatures, in: *Fire and Materials*, 37, S. 230–245, doi:10.1002/fam.2127.
- MARONGIU, A., FARAVELLI, T., BOZZANO, G., DENTE, M., RANZI, E. (2003): Thermal degradation of poly(vinyl chloride), in: *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis*, 70, S. 519–553.
- MARONGIU, A., FARAVELLI, T., RANZI, E. (2006): Detailed kinetic model of the thermal degradation of vinyl polymers, in: *Journal of analytical and applied pyrolysis*, 78, S. 343–362.
- MARQUIS, D. M., PAVAGEAU, M., GUILLAUME, E. (2012): Multi-scale simulations of fire growth on a sandwich composite structure, in: *Journal of Fire Sciences*, 31, S. 3–34, doi:10.1177/0734904112453010.
- MATALA, A. (2013): Methods and applications of pyrolysis modelling for polymeric materials, Dissertation, Aalto University School of Science.
- MATALA, A., LAUTENBERGER, C. W., HOSTIKKA, S. (2012): Generalized direct method for pyrolysis kinetic parameter estimation and comparison to existing methods, in: *Journal of Fire Sciences*, 30, S. 339–356, doi:10.1177/0734904112439840, URL: <http://jfs.sagepub.com/content/30/4/339>.
- MAUSS, F. (1998): Entwicklung eines kinetischen Modells der Rußbildung mit schneller Polymerisation, Dissertation, Universität Göttingen.
- MBO (2016): Musterbauordnung - MBO - Fassung November 2002, Zuletzt geändert durch Beschluss der Bauministerkonferenz vom 13.05.2016, URL: <https://www.is-argebau.de/>.
- MCBRIDE, B. J., ZEHE, M. J., GORDON, S. (2002): NASA Glenn Coefficients for Calculating Thermodynamic Properties of Individual Species, Technical Report NASA/TP-2002-211556, E-13336, NAS 1.60:211556, NASA Glenn Research Center, Cleveland, OH United States.
- MCGRATTAN, K. (2007): Evaluation of Fire Models for Nuclear Power Plant Applications – Benchmark Exercise 3 - International Panel Report 3, Techn. Ber., National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland, NISTIR 7338.
- MCGRATTAN, K., BAREHAM, S. (2013): Cable Heat Release, Ignition, and Spread in Tray Installations During Fire (CHRISTIFIRE) - Phase 2: Vertical Shafts and Corridors, Techn. Ber., U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC), Office of Nuclear Regulatory Research (RES), Gaithersburg, Maryland, URL: <http://www.nrc.gov/reading-rm/doc-collections/nuregs/contract/cr7010/>, NUREG/CR-7010.

- MCGRATTAN, K., HOSTIKKA, S., MCDERMOTT, R., FLOYD, J., WEINSCHENK, C., OVERHOLT, K. (2015a): Fire Dynamics Simulator - User's Guide, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland, sixth edition Aufl., URL: <http://dx.doi.org/10.6028/NIST.SP.1019>, NIST Special Publication 1019.
- MCGRATTAN, K., HOSTIKKA, S., MCDERMOTT, R., FLOYD, J., WEINSCHENK, C., OVERHOLT, K. (2015b): Fire Dynamics Simulator Technical Reference Guide Volume 2: Verification, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland, sixth edition Aufl., URL: <http://dx.doi.org/10.6028/NIST.SP.1018-2>, NIST Special Publication 1018-2.
- MCGRATTAN, K., LOCK, A., MARSH, N., NYDEN, M., BAREHAM, S., PRICE, M. (2012): Cable Heat Release, Ignition, and Spread in Tray Installations During Fire (CHRISTIFIRE) - Phase 1: Horizontal Trays, Techn. Ber., U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC), Office of Nuclear Regulatory Research (RES), Gaithersburg, Maryland, URL: <http://www.nrc.gov/reading-rm/doc-collections/nuregs/contract/cr7010/>, NUREG/CR-7010.
- MCGRATTAN, K., MCDERMOTT, R., HOSTIKKA, S., FLOYD, J. (2010): Fire Dynamics Simulator (Version 5) - User's Guide, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland.
- MCGRATTAN, K., MCDERMOTT, R., WEINSCHENK, C., OVERHOLT, C., HOSTIKKA, S., FLOYD, J. (2015c): Fire Dynamics Simulator Technical Reference Guide Volume 1: Mathematical Model, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland, sixth edition Aufl., URL: <http://dx.doi.org/10.6028/NIST.SP.1018-1>, NIST Special Publication 1018-1.
- MEHL, M., MARONGIU, A., FARAVELLI, T., BOZZANO, G., DENTE, M., RANZI, E. (2004): A kinetic modeling study of the thermal degradation of halogenated polymers, in: *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis*, 72, S. 253–272.
- MLAR (2005): Muster-Richtlinie über brandschutztechnische Anforderungen an Leitungsanlagen, URL: <https://www.bauministerkonferenz.de/suchen.aspx?id=1623&o=1623&s=MLAR>.
- MLTB (2015): Muster-Liste der Technischen Baubestimmungen - Fassung Juni 2015, URL: <https://www.bauministerkonferenz.de/verzeichnis.aspx?id=991&o=75909860991>.
- MÜNCH, M. (2012): Konzept zur Absicherung von CFD-Simulationen im Brandschutz und der Gefahrenabwehr, Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg.
- MOGHADDERI, B. (2006): The State-of-the-Art in Pyrolysis Modeling of Lignocellulosic Solid Fuels, in: *Fire and Materials*, 30, S. 1–34.
- MOORE, G. E. (1965): Cramming more components onto integrated circuits, in: *Electronics*, 38(8), S. 114–117.

- MUNZ, C.-D., WESTERMANN, T. (2006): Numerische Behandlung gewöhnlicher und partieller Differenzialgleichungen - Ein interaktives Lehrbuch für Ingenieure, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, URL: <http://www.springer.com/de/3-540-29867-3>.
- NUREG-1824 (2014): Verification and Validation of Selected Fire Models for Nuclear Power Plant Applications - Supplement 1 - Draft Report for Comment, NIST Special Publication NUREG-1824 Supplement 1, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Office of Nuclear Regulatory Research (RES), ePRI 3002002182.
- OECD-PRISME 2 (2015): NEA PRISME-2 Project, online, URL: <https://www.oecd-nea.org/jointproj/prisme-2.htm>.
- OVERHOLT, K. J. (2013): Forward and Inverse Modeling of Fire Physics Towards Fire Scene Reconstructions, Dissertation, University of Texas.
- PATANKAR, S. V. (1980): Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, Hemisphere Publishing Corporation.
- PAU, D. S. W., FLEISCHMANN, C. M., SPEARPOINT, M. J., LI, K. Y. (2013): Determination of kinetic properties of polyurethane foam decomposition for pyrolysis modelling, in: Journal of Fire Sciences, 31, S. 356–384.
- PEACOCK, R. D., RENEKE, P. A., DAVIS, W. D., JONES, W. W. (1999): Quantifying fire model evaluation using functional analysis, in: Fire Safety Journal, 33, S. 167–184.
- PETERS, E. H. (2013): Technische Verbrennung, Vorlesungsskript der RWTH Aachen.
- RIESE, O. (2007): Ein Brandausbreitungsmodell für Kabel, Dissertation, Technische Universität Braunschweig.
- RIESE, O., HOHM, V., LIANG, S. (2011): Prognosefähigkeit von Brandsimulationsmodellen, in: Bauphysik, 33, S. 357–365.
- RIESE, O., HOSSER, D., ROEWKAMP, M. (2006): Evaluation of Fire Models for Nuclear Power Plant Applications - Flame Spread in Cable Tray Fire: Benchmark Exercise No. 5, International Panel Report 5, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, URL: <http://www.grs.de/en/content/grs-214-evaluation-fire-models-nuclear-power-plant-applications>, Report Number GRS-214.
- RIESE, O., SIEMON, M. (2014): Untersuchung der Prognosefähigkeit von deterministischen Brandsimulationsmodellen - Anwendung: PRISME DOOR, in: Bauphysik, 36, S. 167–180.
- SCHLICHTING, H., GERSTEN, K. (2006): Grenzschicht-Theorie, Bd. 10., überarbeitete Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg.
- SIEMON, M. (2015): Prognosefähigkeit von Brandsimulationsmodellen - Auswertung im Rahmen internationaler Benchmark-Aufgaben, in: ZEHFUSS, J. (Hrsg.),

- Tagungsband der Braunschweiger Brandschutz-Tage 2015 - 29. Fachtagung Forschung und Praxis, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, URL: <http://www.brandschutztage.info/fachtagung/tagungsband/>.
- STAGGS, J. E. J. (1999): Modeling Thermal Degradation of Polymers Using Single-Step First-Order Kinetics, in: *Fire Safety Journal*, 32, S. 17–34.
- THEUNS, E. (2003): Numerical modelling of flame spread, Dissertation, University of Ghent.
- THOMAS, J. W. (1995): Numerical Partial Differential Equations: Finite Difference Methods, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York.
- VAN HEES, P., AXELSSON, J., GREEN, A. M., GRAYSON, S. J. (2001): Mathematical Model of Fire Development in Cable Installations, in: *Fire and Materials*, 25, S. 169–178, doi:10.1002/fam.767.
- VDI (Hrsg.) (2006): VDI-Wärmeatlas, Bd. Zehnte, bearbeitete und erweiterte Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Verein Deutscher Ingenieure VDI - Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen (GVC).
- VISCHER, A. (2009): Entwicklung eines numerische Sub-Modells zur Berechnung der instationären dreidimensionalen Wärmeübertragung in Bauteilen bei Brandsimulationen, Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- VISKANTA, R., MENGUC, M. P. (1987): Radiation Heat Transfer in Combustion Systems, in: *Progress in Energy and Combustion Science*, 13, S. 97–160.
- WARNATZ, J., MAAS, U., DIBBLE, R. W. (2001): Verbrennung - Physikalisch-Chemische Grundlagen, Modellierung und Simulation, Experimente, Schadstoffentstehung, 3. Aufl., Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- WESTBROOK, C. K., MIZOBUCHI, Y., POINSOT, T. J., SMITH, P. J. S., WARNATZ, J. (2005): Computational combustion, in: *Proceedings of the Combustion Institute* 30.
- WHITE, R. H., DIETENBERGER, M. A. (2010): Wood Handbook - Wood as an Engineering Material, Kap. 18, S. 1–18, United States Department of Agriculture Forest Service.
- YEOH, G. H., YUEN, K. K. (2009): Computational Fluid Dynamics in Fire Engineering - Theory, Modelling and Practice, Butterworth-Heinemann.
- ZAVALETA, P. (2013): PRISME-2 Cable Fire Spreading Support Tests (unveröffentlicht), Techn. Ber. PSN-RES/SA2I/2013-074, Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire, Saint Paul Lez Durance, Frankreich.

8 Anhang

8.1 Eingabeparameter von FDS_DEV

Neben den standardmäßig in FDS_NIST vorhandenen Eingabeparametern werden bei Anwendung des Pyrolysemodells von FDS_DEV weitere Eingabeparameter benötigt. Dabei wurden wenn vorhanden die bereits für FDS_NIST verwendeten Bezeichner sowie der Syntax beibehalten, wenn der Parameter bereits in FDS_NIST vorhanden war. Dies gilt z. B. für die thermischen Materialeigenschaften, aber auch die wesentlichen Kenngrößen zur Beschreibung der Pyrolysereaktion. Komplett neu hinzugekommen ist die Klasse der *Stoffe*, die mit &COMP angesprochen wird.

Manche Eingabeparameter, wie z. B. die Massenanteile der gasförmigen und festen Reaktionsprodukte und deren Bezeichner können als Listen, getrennt mit Kommata, eingegeben werden. Bei Verwendung der Hilfsgrößen REFERENCE_TEMPERATURE, PYROLYSIS_RANGE und HEATING_RATE werden die reaktionskinetischen Parameter Prä-exponentieller Faktor A sowie die Aktivierungsenergie E entsprechend dem Vorgehen aus Abschnitt 2.6.1 automatisch berechnet.

Die Werte des Bezeichners COMP_ID müssen als natürliche Zahlen eingegeben werden. Sie entsprechen der Reihenfolge, mit denen die Stoffe über &COMP in der Eingabedatei definiert wurden. Wird bei mehreren Stoffen die Reihenfolge der zugehörigen Bezeichner &COMP in der Eingabedatei geändert, müssen die Werte in COMP_ID entsprechend angepasst werden.

Tab. 8.1: Wichtige Eingabeparameter für „&MATL“

Bezeichner	Beschreibung	Einheit
ID	Bezeichner des Materials	-
EMISSIVITY	Emissionsgrad / Emissivität ε	-
CONDUCTIVITY	Wärmeleitfähigkeit λ	W/mK
SPECIFIC_HEAT	spez. Wärmespeicherkapazität c_p	kJ/kgK
DENSITY	Rohdichte ρ	kg/m ³
N_REACTIONS	Anzahl der Zersetzungsreaktionen	-
REFERENCE_TEMPERATURE	Referenztemperatur T_{max} (siehe Abschnitt 2.6.1)	°C
PYROLYSIS_RANGE	Temperaturbereich (siehe Abschnitt 2.6.1)	°C
HEATING_RATE	Aufheizrate der TGA-Daten (siehe Abschnitt 2.6.1)	K/min
A	Prä-exponentieller Faktor (Stoßfaktor)	1/s
E	Aktivierungsenergie	kJ
HEAT_OF_REACTION	Reaktionsenthalpie	kJ/kg
NU_SPEC	Massenanteile gasf. Reaktionsprodukte	kg/kg
SPEC_ID	Bezeichner gasförmigen Reaktionsproduktes	-
NU_MATL	Massenanteile fester Reaktionsprodukte	kg/kg
MATL_ID	Bezeichner feste Reaktionsproduktes	-
ALLOW_SHRINKING	Schalter zur Deakt. des Schwinden	-
ALLOW_SWELLING	Schalter zur Deakt. des Quellen	-

Tab. 8.2: Wichtige Eingabeparameter für &COMP

Bezeichner	Beschreibung	Einheit
ID	Bezeichner des Stoffes	-
MATL_ID_0	Materialzusammensetzung des Stoffes	-
MATL_MASS_FRAC_0	Massenanteile der jeweiligen Materialien	-

Tab. 8.3: Wichtige Eingabeparameter für &SURF

Bezeichner	Beschreibung	Einheit
ID	Bezeichner der Oberfläche	-
HC3D_SF	Schalter zur Definition einer FDS_DEV-Oberfläche	-
MFLUX	Schalter zur Definition einer Massentransport-Oberfläche	-
INNER_BC	Schalter zur Definition einer Stoß	-
HEAT_FLUX_BC	Wärmestromrandbedingung (Konstant)	W/m ²
TEMPERATURE_BC	Temperaturrandbedingung (Konstant)	°C
EXTERNAL_FLUX	externer Wärmestrom	kW/m ²
THERM_CONTACT_R	Thermische Kontaktwiderstand	m ² K/W

Tab. 8.4: Wichtige Eingabeparameter für &OBST

Bezeichner	Beschreibung	Einheit
HC3D_OB	Schalter zur Definition einer FDS_DEV-Obstruction	-
WRITE_OUTPUT	Schalter zur Erzeugung der Ausgabedatei	-
WRITE_VIRT_RES	Schalter Schreiben der Werte der virt. Zellen	-
DT_OUTPUT	Ausgabezeitschrittweite	s
NUM_XX	Anzahl der Subzellen in X-Richtung	-
NUM_YY	Anzahl der Subzellen in Y-Richtung	-
NUM_ZZ	Anzahl der Subzellen in Z-Richtung	-
SURF_ID6	Bezeichner der Oberflächen der Obstruction	-
COMP_ID	Feldwerte der Komponenten je Subzelle	-
EPS_TOL	Kriterium Temperaturanstieg pro Subzeitschritt	°C/s
MESH_ID	Lage der Obstruction bei mehreren Netzen	-

8.2 Ausgabedateien und Ergebnisdarstellung

Standardmäßig werden bei der Verwendung von FDS_DEV zu jedem mit DT_OUTPUT definierten Zeitschritt die in Tab. 8.5 aufgeführten Werte als 32-bit Integer oder Float in einer Binärdatei abgespeichert.

Tab. 8.5: Inhalt der Ausgabedatei *NAME.b*

Bezeichner	Inhalt	Einheit
N_OB	Index der FDS_DEV-Obstruction	-
TIME	Zeitpunkt	s
X	Lage des Subzellenmittelpunkts in X-Richtung (globale Koordinaten)	m
Y	Lage des Subzellenmittelpunkts in Y-Richtung (globale Koordinaten)	m
Z	Lage des Subzellenmittelpunkts in Z-Richtung (globale Koordinaten)	m
TEMPERATURE	Temperatur der Subzelle	°C
REACTION_RATE	Summe der Reaktionsraten aller Pyrolyse- und Umwandlungsreaktionen der Subzelle	kg/m ³ s
DENSITY	Dichte $\bar{\rho}$ der Subzelle	kg/m ³
REGRID_FACTOR	Volumenänderung aufgrund von Schwinden und Quellen	m ³ /m ³

Zum Auslesen und weiteren Auswerten muss die Ausgabedatei entsprechend ihrer Kodierung eingelesen werden. Nachfolgend ist das Einlesen der Datei als Python-Code aufgeführt. Die Datei kann darüber hinaus mit jedem anderen geeigneten Programm eingelesen werden.

```
import numpy as np
import pandas as pd

npvoid = np.fromfile("NAME.b",
                    np.dtype([( "N_OB" , "i4" ),
                              ( "TIME" , "f4" ),
                              ( "X" , "f4" ),
                              ( "Y" , "f4" ),
                              ( "Z" , "f4" ),
                              ( "TEMPERATURE" , "f4" ),
                              ( "REACTION_RATE" , "f4" ),
                              ( "DENSITY" , "f4" ),
                              ( "REGRID_FACTOR" , "f4" )]))

# Pandas magic
data = pd.DataFrame(npvoid)
```

8.3 Kabelquerschnittsgenerator

Zur Erzeugung der benötigten Eingabewerte der Komponenten je Subzelle über COMP_ID wurde ein Hilfsprogramm entwickelt. Kreisflächen zur Beschreibung von Kabelquerschnitten werden dabei mit Hilfe der Methode von Horn erzeugt, einem zur Erzeugung von Rastergrafiken am PC entwickelten Algorithmus. Der Anwender muss dazu den zu definierenden Stoff, den Radius und die Lage des Kreismittelpunktes als ganze Zahlen eingeben. Außerdem kann bestimmt werden, ob der Kreis mit den ausgefüllt werden soll.

Die verwendete Python-Funktion ist im folgenden aufgeführt.

```
def draw_circle(xs, val, r=3, shift=[0,0], fill=False):
    # Methode von Horn implementiert
    d = -r
    x = r
    y=0

    while (y <= x):

        if fill==True:
            xs[-x+shift[1]:x+shift[1],-y+shift[0]:y+shift[0]] = val #
                1 Halbkreis +x
            xs[-y+shift[1]:y+shift[1],-x+shift[0]:x+shift[0]] = val #
                2
        else:
            xs[x+shift[0],y+shift[1]] = val # 1 Oktant positiver
                Quadrant
            xs[y+shift[1],x+shift[0]] = val # 2 Oktant positiver
                Quadrant

            xs[-x+shift[0],y+shift[1]] = val # 3 Oktant +x-y Quadrant
            xs[-y+shift[1],x+shift[0]] = val # 4 Oktant +x-y Quadrant

            xs[x+shift[0],-y+shift[1]] = val # 5 Oktant -x-y Quadrant
            xs[y+shift[1],-x+shift[0]] = val # 6 Oktant -x-y Quadrant

            xs[-x+shift[0],-y+shift[1]] = val # 7 Oktant -x+y
                Quadrant
            xs[-y+shift[1],-x+shift[0]] = val # 8 Oktant -x+y
                Quadrant

        d = d + 2*y + 1
        y = y + 1

        if d > 0:
            d = d - 2*x + 2
            x = x-1

    return xs
```

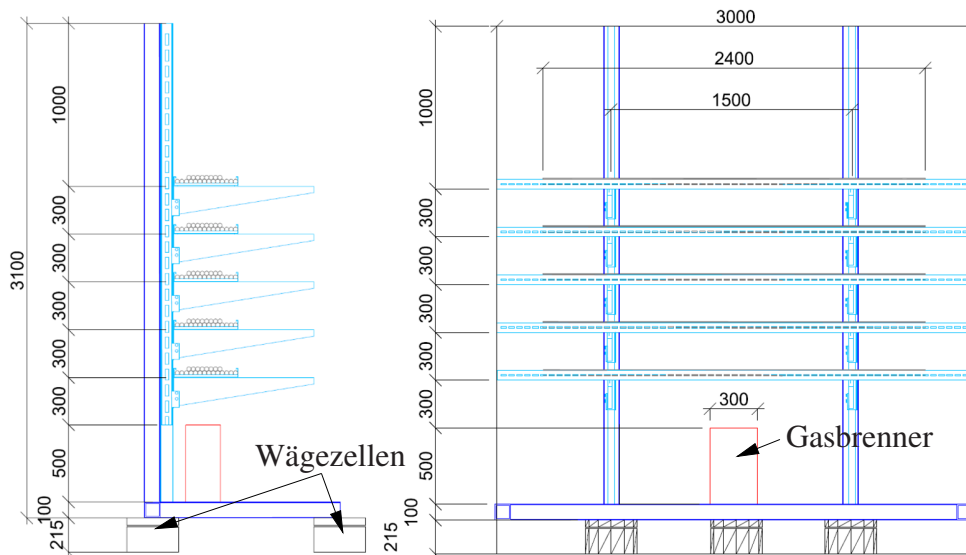


Abb. 8.1: Seiten- und Vorderansicht der Trassenkonstruktion (hier dargestellt für den Referenzversuch T1)

8.4 Aufbau Prüfkörper und Lage der Messfühler für den Großversuch

8.4.1 Aufbau des Prüfkörpers

Die Abmessungen und der Aufbau der Trassen und der Tragkonstruktion ist in den Abb. 8.1 und Abb. 8.2 für den Referenzversuch T1 mit einer Trassenbreite von 40 cm dargestellt. Die Abmessungen und der Aufbau wurden wie die Leistung und der Zeitpunkt des Ausschaltens des Kiesbettbrenners weitgehend an die Konfiguration der *Source*-Versuchsreihe des Forschungsvorhabens OECD-PRISME 2 angelehnt.

Um den Massenverlust zu ermitteln, befand sich der gesamte Versuchsaufbau auf insgesamt drei Wägezellen. Zwei lagen in Achse der Konsolenhalter im Abstand von 3 m, eine wurde mittig im vorderen Teil angeordnet. Der Boden des Traggestells wurde mit Gipskartonplatten zum Auffangen möglicher abfallender Kabelteile vorgesehen, so dass diese in der Massenbilanz berücksichtigt bleiben. Die Isolationswand aus Gipskarton war im Abstand von etwa 8 cm hinter den Trassen angebracht. Die Abmessungen der Isolationswand betragen 3,315 m · 3,0 m bei einer Dicke der Platten von 2 cm.

Um an den Enden der Kabeltrassen eine definierte Randbedingung zu erhalten und die Ergebnisse auch auf längere Trassen übertragen zu können, wurden beide Enden mit einem Block Steinwolle gedämmt. Somit kann dort von adiabaten Randbedingungen ausgegangen werden. Zusätzlich wurde eine nichtbrennbare Gipskartonplatte mit einer Länge von etwa 20 cm unter die Kabel im Bereich des letzten Trassenabschnitts gelegt. Die Kabel lagen dann mit einer Überlappung von etwa 10 cm auf dieser Platte. Abschließend wurde eine weitere Platte aus Steinwolle mit einer Dicke von etwa 3 cm von oben

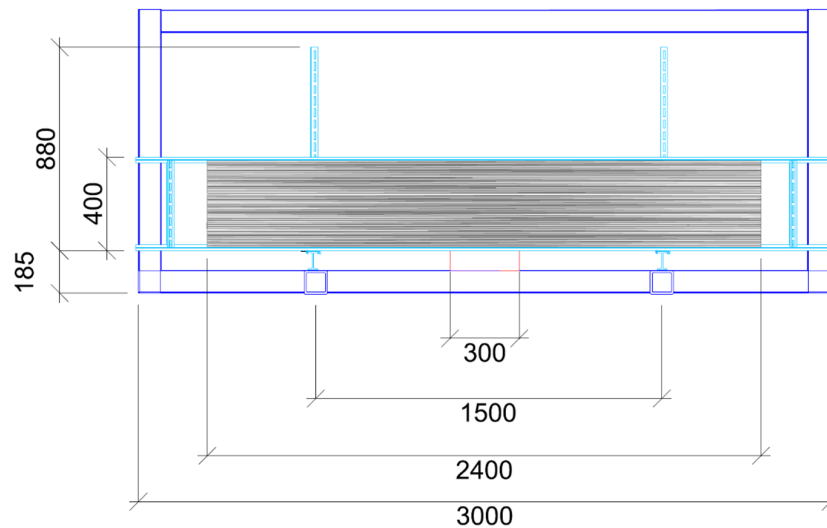


Abb. 8.2: Draufsicht auf die Trassenkonstruktion (hier dargestellt für den Referenzversuch T1)

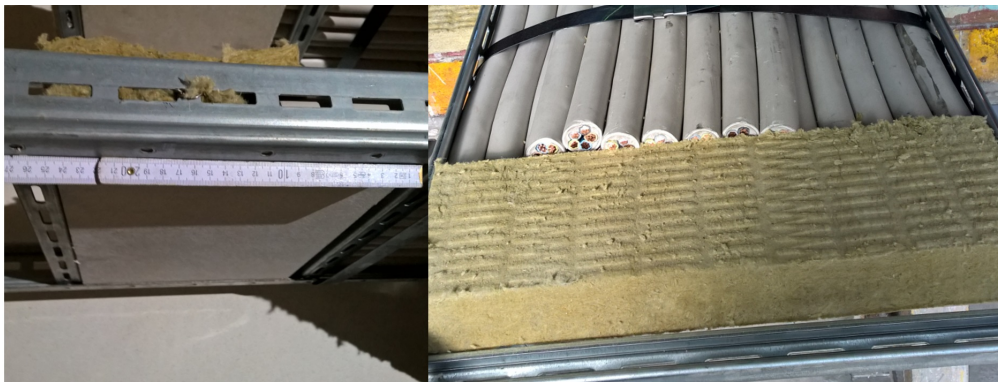


Abb. 8.3: Isolierung der Trassenenden zur Schaffung einer definierten Randbedingung (hier dargestellt für den Referenzversuch T1)

mit Draht befestigt, wobei die Überlappung der Kabel etwa 2 cm betrug (siehe Abb. 8.3) linkes Bild).

Um das Risiko des Versagens einer Trassenkonsole und ein anschließendes Herunterfallen der Trassen aufgrund der hohen Temperaturbeanspruchung während der Versuchsdurchführung zu minimieren, wurden die Konsolen mit Steinwolle gedämmt.

8.4.2 Messgrößen und Instrumentierung

Rauchgasanalyse

Die Wärmefreisetzungsrate wurde mit Hilfe der Sauerstoffkalorimetrie ermittelt. Dabei werden die Brandgase mit Hilfe einer Haube einer Gasanalysestrecke zugeführt und der Sauerstoffgehalt bestimmt. Der verbrauchte Sauerstoffanteil kann mit einem Faktor von 13,1 MJ/g_{O₂} in eine Wärmefreisetzungsrate umgerechnet werden. Außerdem muss am

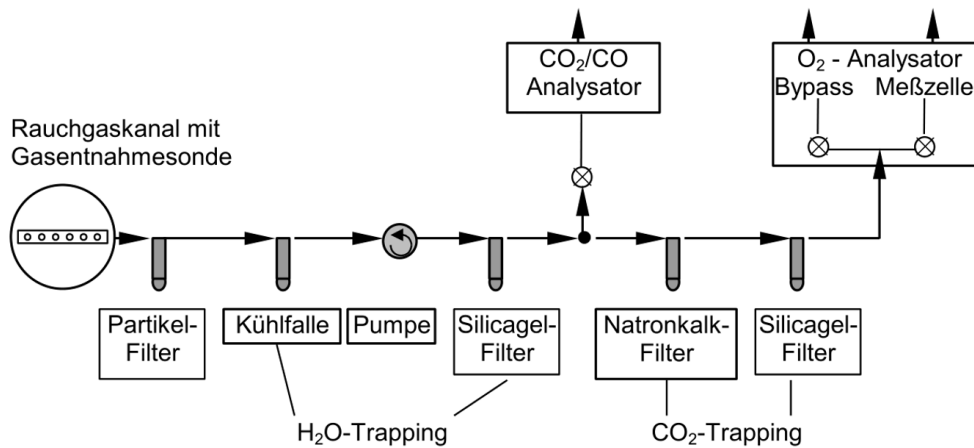


Abb. 8.4: Aufbau der Rauchgasanalysestrecke

Versuchstag eine Gerätekonstante bestimmt werden, die über ein Kalibrierprogramm mit Hilfe eines Kiesbettbrenners ermittelt wird. Daneben wird der CO- und CO₂-Gehalt sowie die Transmissionsverluste, die mit Hilfe eines Lasers in der Rauchgasanalysestrecke gemessen werden, bestimmt. Der Aufbau und das Prinzip der Gasanalysestrecke ist in Abb. 8.4 dargestellt. Die Rauchgasanalysestrecke entspricht den Anforderungen der DIN EN 14390.

Mit Hilfe der Abbrandwaagen wurde der Massenverlust bestimmt. Dieser kann mit dem aus Cone-Kalorimeterversuchen und den vom IRSN durchgeführten Versuchen bekannten Heizwert der Kabel ebenfalls zur Bestimmung der Wärmefreisetzungsrates herangezogen werden. Zusätzlich wurden die Temperaturen in den Kabeln, an der Kabeloberfläche und in Oberflächennähe als Gasphasentemperaturen bestimmt. Auf die Instrumentierung mit Thermoelementen wird daher im nächsten Abschnitt detaillierter eingegangen.

8.4.3 Kabel- und Gastemperaturmessungen

Alle Trassen wurden mit 21 Kabeln belegt und wogen etwa 107 kg. Dabei entfallen bei 38,98 kg brennbarem Anteil etwa 95 kg auf die Kabel selbst und 12 kg (für den Referenzversuch mit 40 cm Trassenbreite) auf die Trassenkonstruktion aus Stahl. Abb. 8.5 zeigt die Draufsicht auf die Trasse mit Lage der Thermolemente im Querschnitt bzw. auf der Kabeloberfläche. Durchgezogene Linien bedeuten hier, dass in dieser Ebene auch innerhalb des Targetkabels Thermolemente angeordnet sind. Dazwischenliegende Ebenen, dargestellt mit gestrichelten Linien enthalten nur Messfühler der Oberflächentemperaturen und Gastemperaturen. Die Querschnittslage der Thermolemente der Trassen sowie des Targetkabels sind in Abb. 8.6, Abb. 8.7 und Abb. 8.8 mit den entsprechenden Fühlerbezeichnungen aufgeführt.

8.4 Aufbau Prüfkörper und Lage der Messfühler für den Großversuch

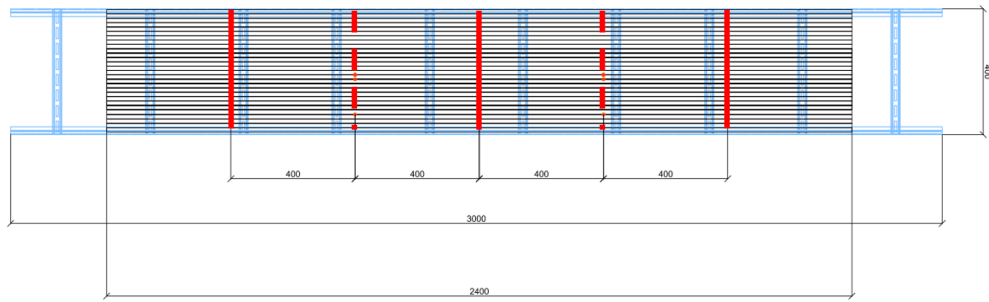


Abb. 8.5: Draufsicht auf Kabeltrasse (40 cm Trassenbreite) mit Lage der Thermoelemente (Abstand der Lagen 40 cm)

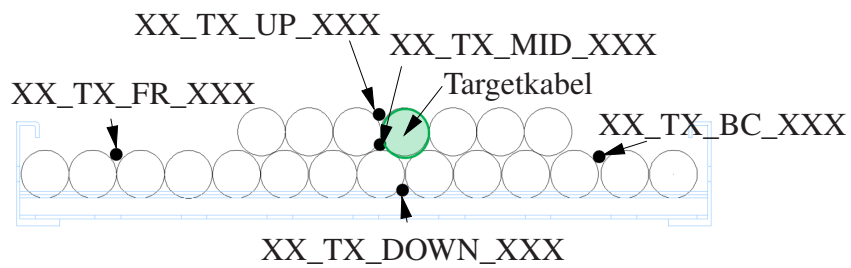


Abb. 8.6: Schnitt der Kabeltrasse (40 cm Trassenbreite) mit Lage der Thermoelemente TG und TP sowie Lage des Targetkabel

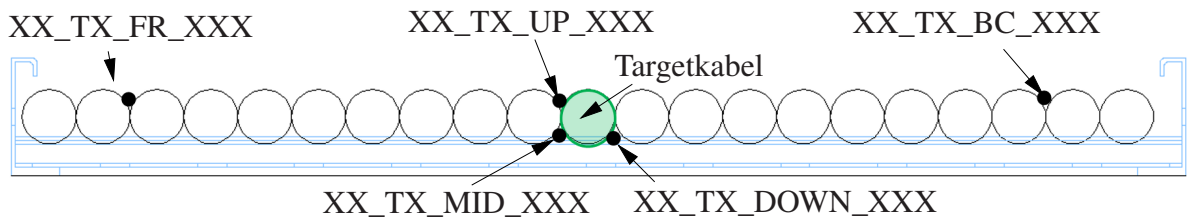


Abb. 8.7: Schnitt der Kabeltrasse (60 cm Trassenbreite) mit Lage der Thermoelemente TG und TP sowie Lage des Targetkabel

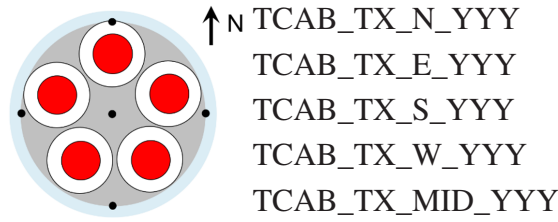


Abb. 8.8: Targetkabel und Anordnung der Thermoelemente im Querschnitt

8.5 TGA-Ergebnisse Kabel B

8.5.1 Mantelmaterial Kabel B

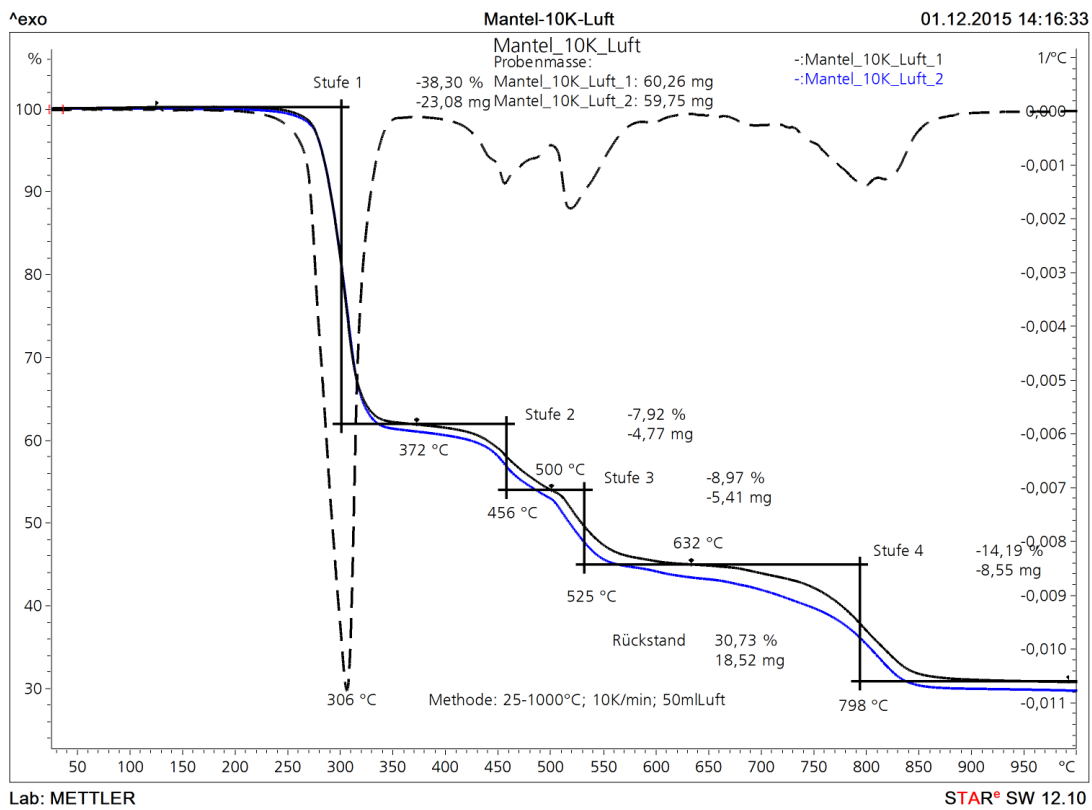


Abb. 8.9: Massenverlust des Mantelmaterials unter Luftatmosphäre bei einer Aufheizrate von 10 K/min

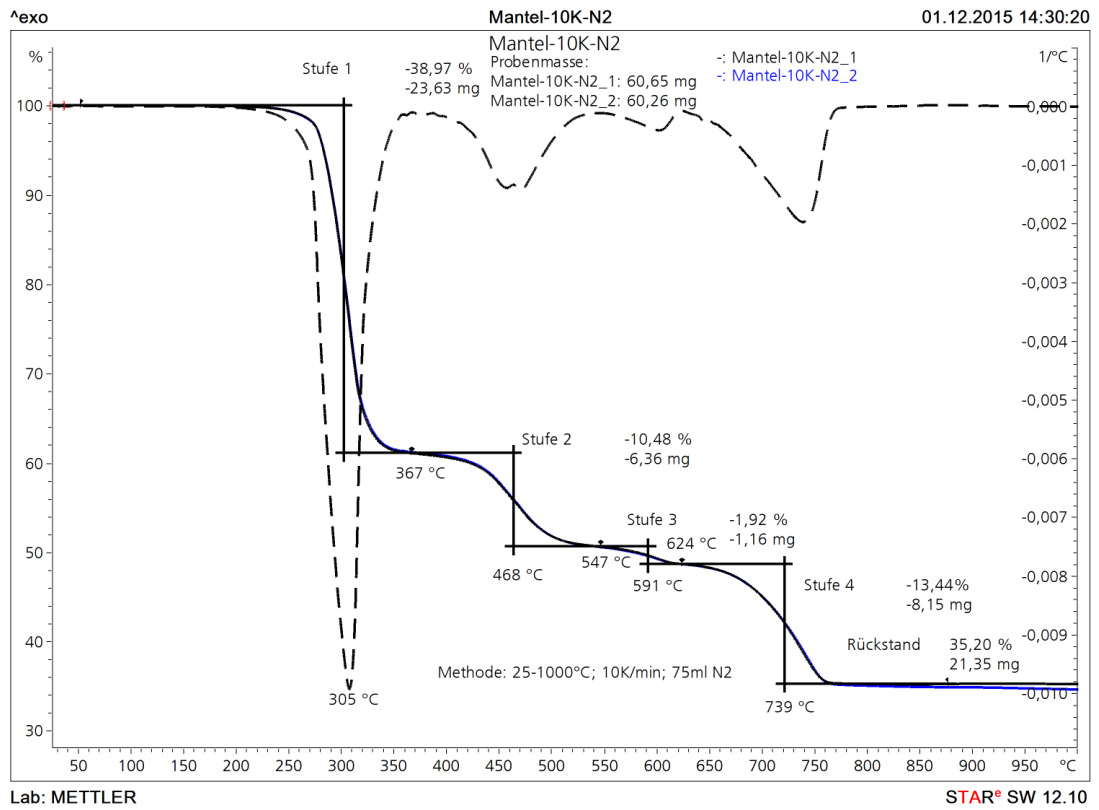


Abb. 8.10: Massenverlust des Mantelmaterials unter Stickstoffatmosphäre bei einer Aufheizrate von 10 K/min

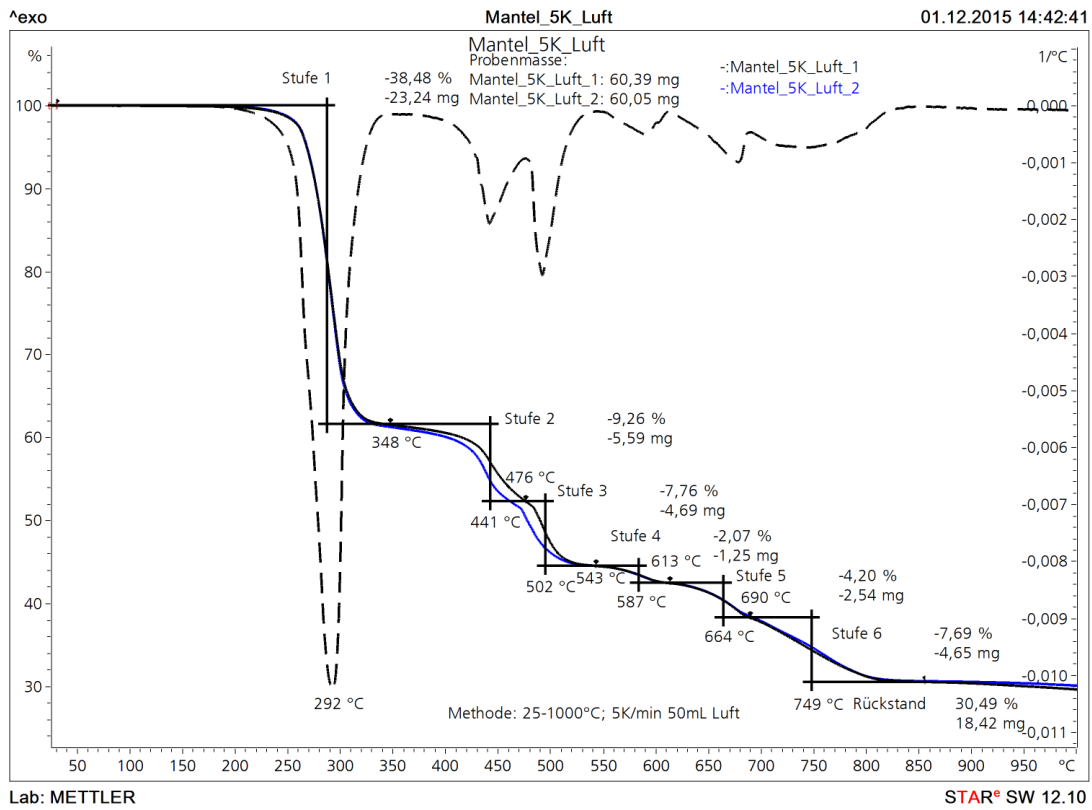


Abb. 8.11: Massenverlust des Mantelmaterials unter Luftatmosphäre bei einer Aufheizrate von 5 K/min

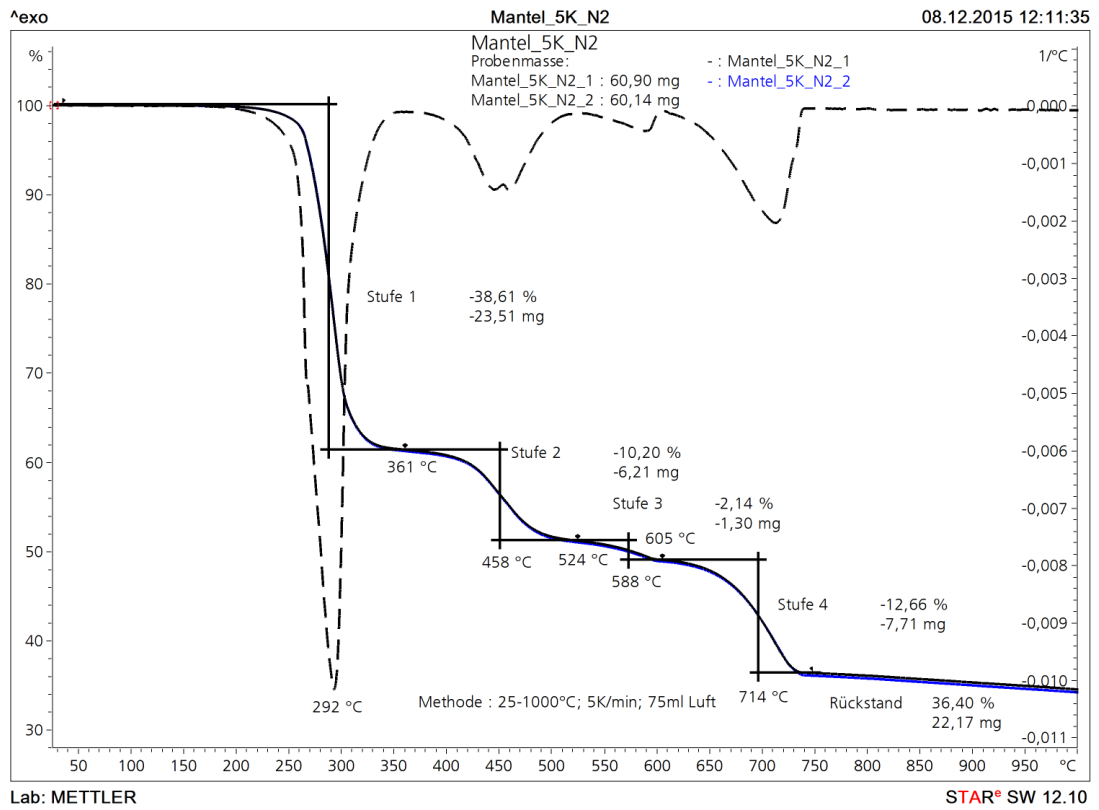


Abb. 8.12: Massenverlust des Mantelmaterials unter Stickstoffatmosphäre bei einer Aufheizrate von 5 K/min

8.5.2 Füller Kabel B

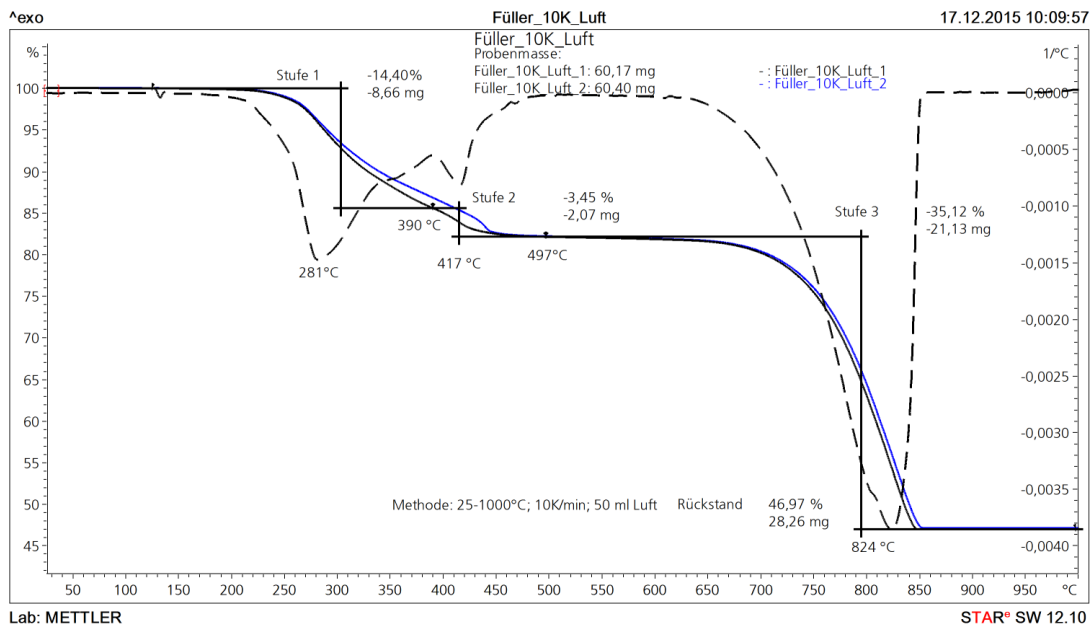


Abb. 8.13: Massenverlust des Füllers unter Luftatmosphäre bei einer Aufheizrate von 10 K/min

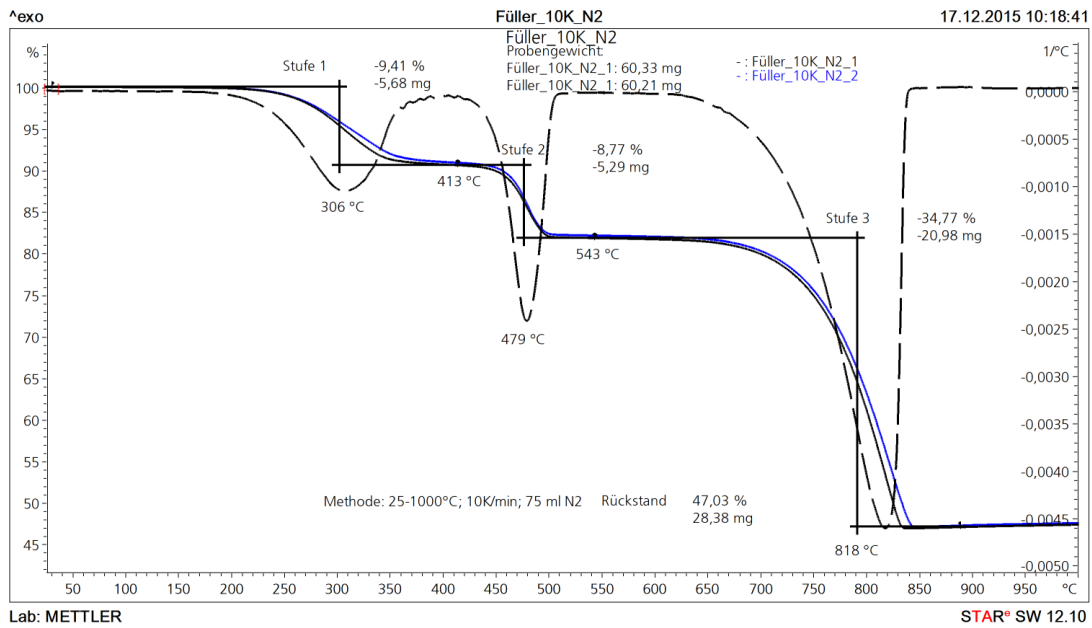


Abb. 8.14: Massenverlust des Füllers unter Stickstoffatmosphäre bei einer Aufheizrate von 10 K/min

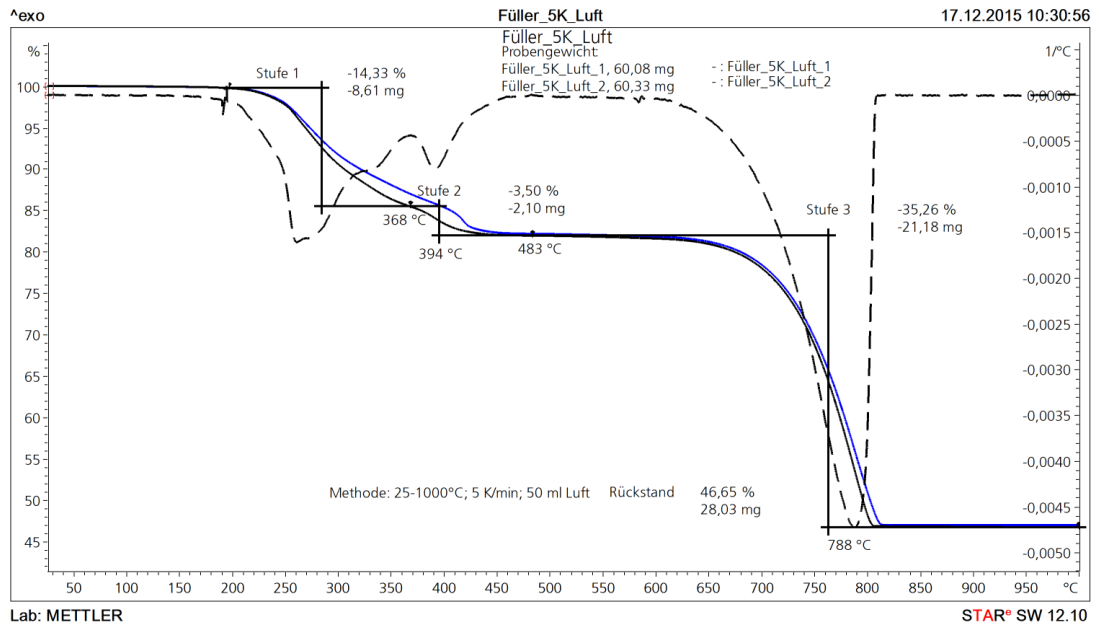


Abb. 8.15: Massenverlust des Füllers unter Luftatmosphäre bei einer Aufheizrate von 5 K/min

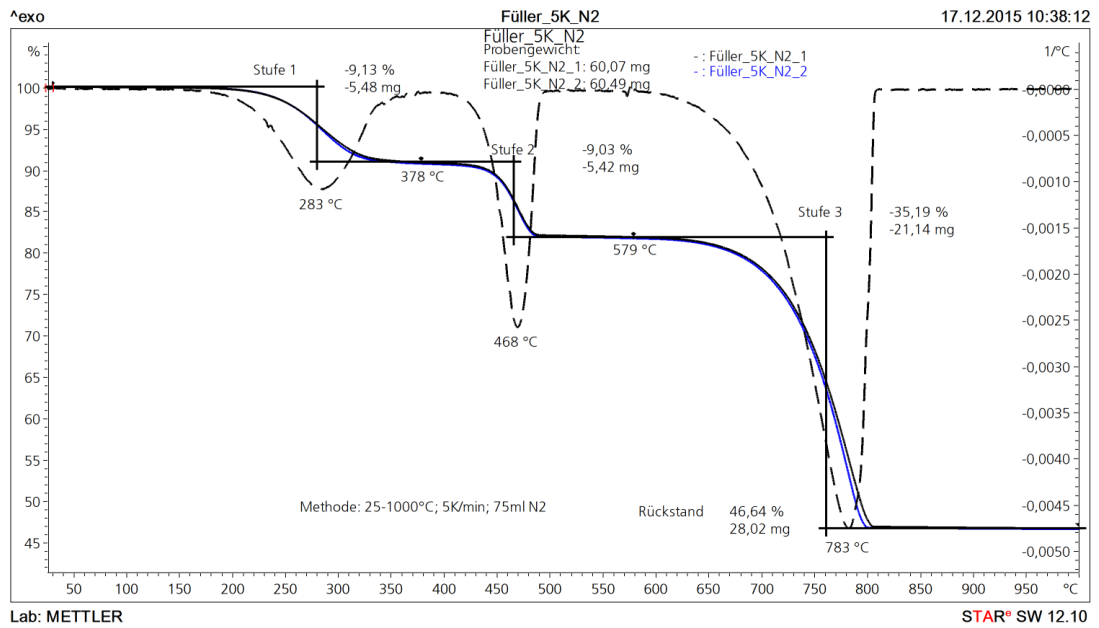


Abb. 8.16: Massenverlust des Füllers unter Stickstoffatmosphäre bei einer Aufheizrate von 5 K/min

8.5.3 Aderisolierung Kabel B

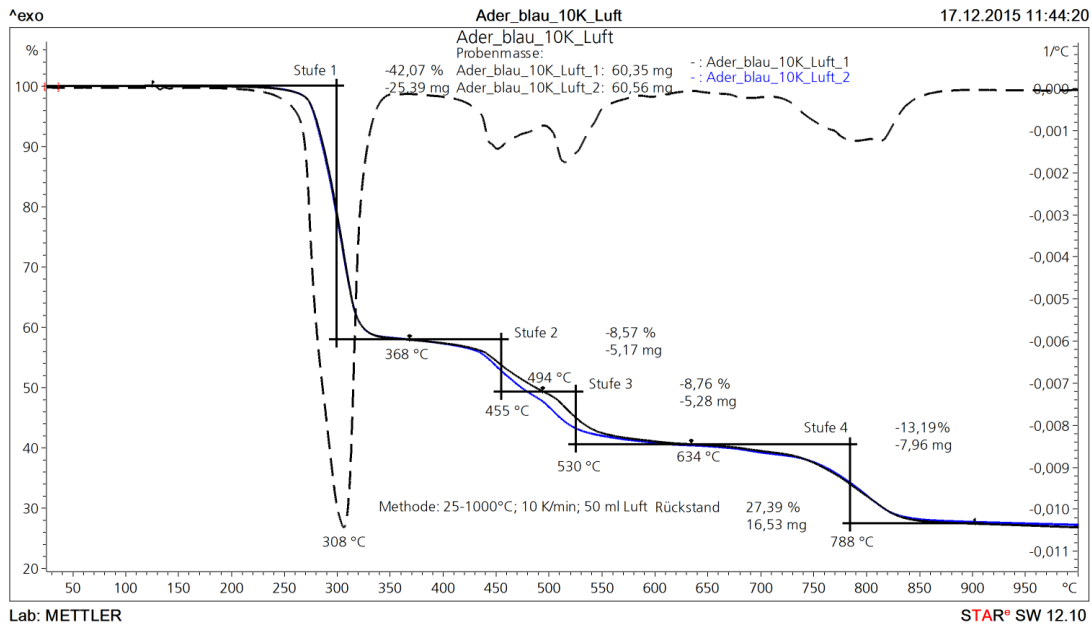


Abb. 8.17: Massenverlust der Aderisolierung unter Luftatmosphäre bei einer Aufheizrate von 10 K/min

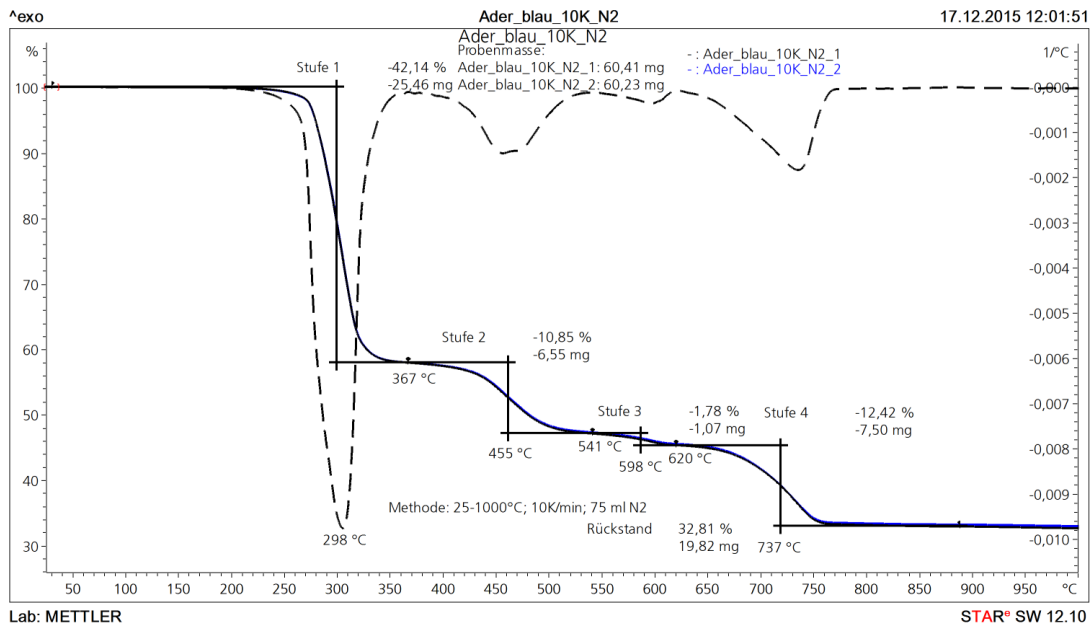


Abb. 8.18: Massenverlust der Aderisolierung unter Stickstoffatmosphäre bei einer Aufheizrate von 10 K/min

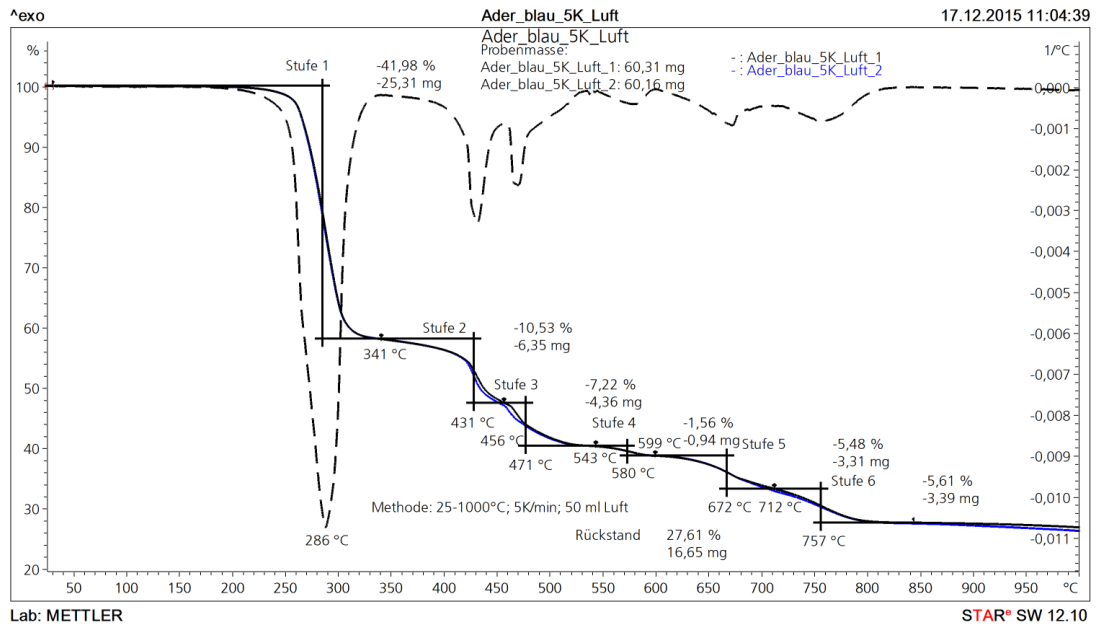


Abb. 8.19: Massenverlust der Aderisolation unter Luftatmosphäre bei einer Aufheizrate von 5 K/min

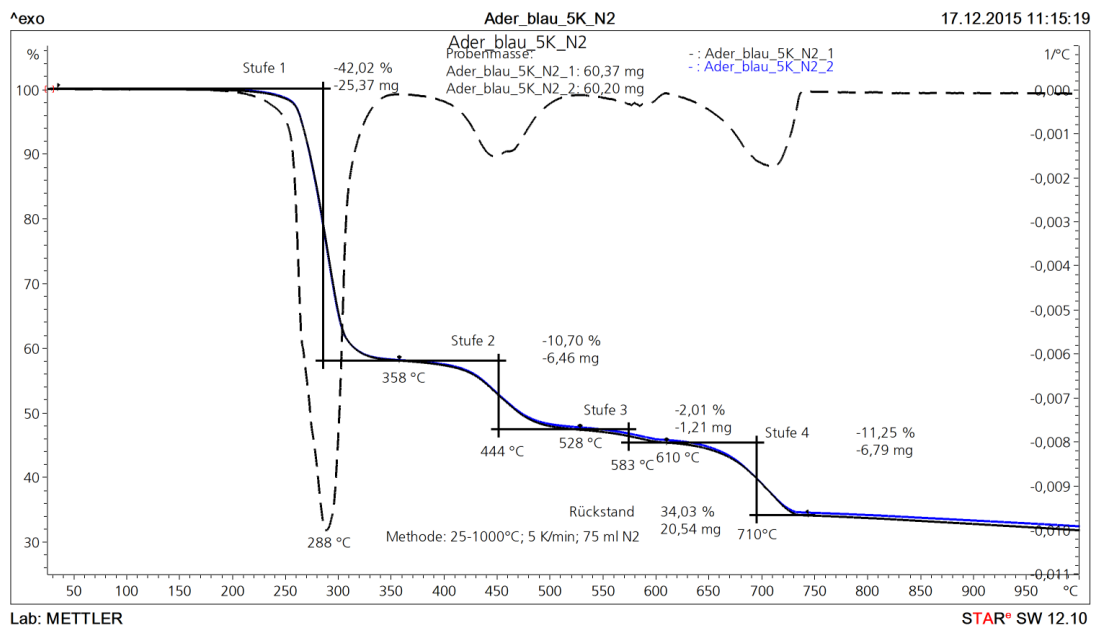


Abb. 8.20: Massenverlust der Aderisolation unter Stickstoffatmosphäre bei einer Aufheizrate von 5 K/min

8.6 FTIR-Ergebnisse Kabel B

8.6.1 Mantelmaterial Kabel B

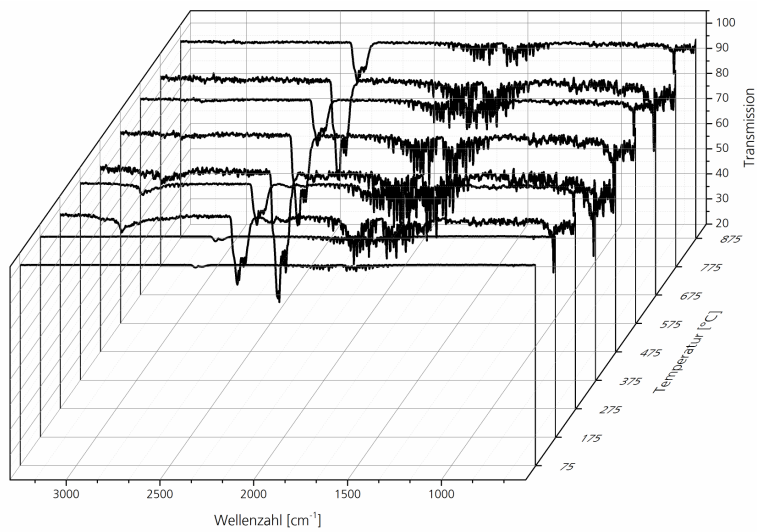


Abb. 8.21: Transmission des Mantelmaterials unter Luftatmosphäre bei einer Aufheizrate von 10 K/min (Versuch 1)

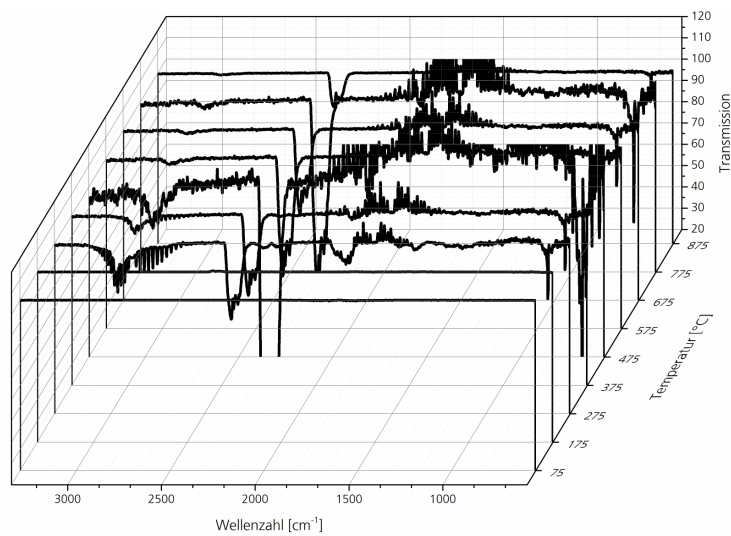


Abb. 8.22: Transmission des Mantelmaterials unter Luftatmosphäre bei einer Aufheizrate von 10 K/min (Versuch 2)

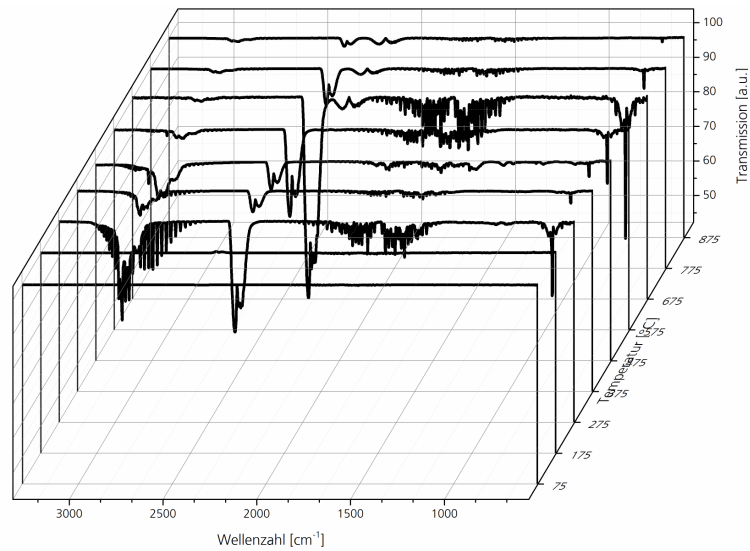


Abb. 8.23: Transmission des Mantelmaterials unter Stickstoffatmosphäre bei einer Aufheizrate von 10 K/min (Versuch 2)

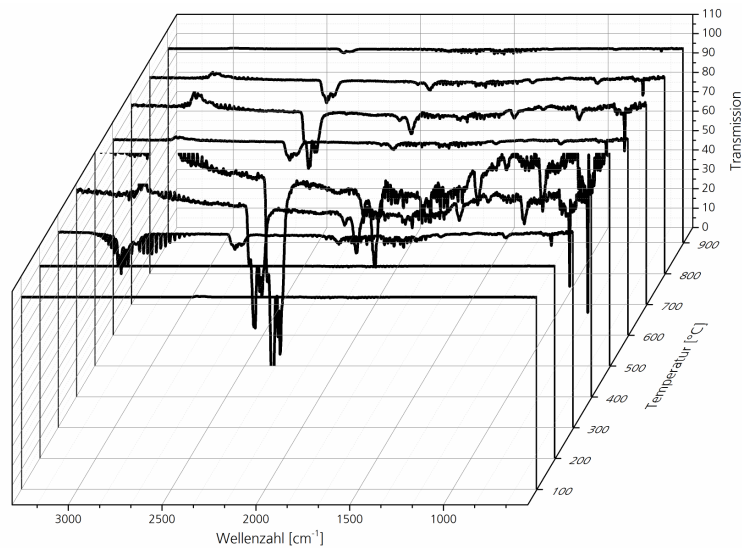


Abb. 8.24: Transmission des Mantelmaterials unter Luftatmosphäre bei einer Aufheizrate von 5 K/min (Versuch 1)

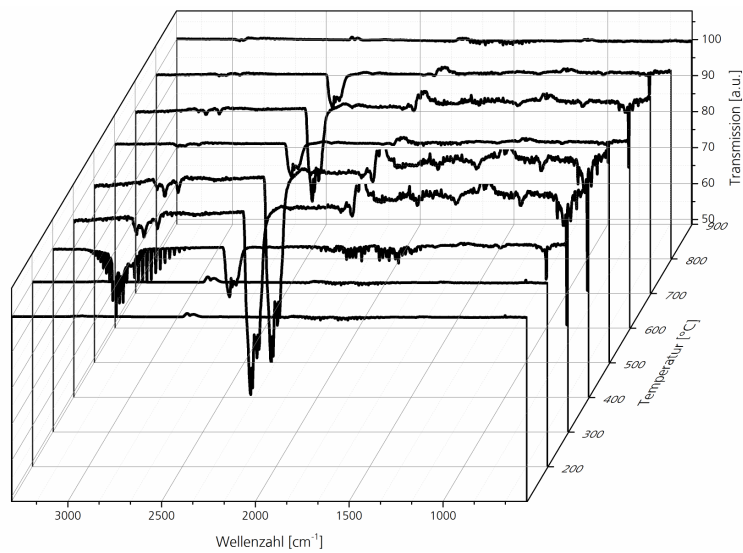


Abb. 8.25: Transmission des Mantelmaterials unter Luftatmosphäre bei einer Aufheizrate von 5 K/min (Versuch 2)

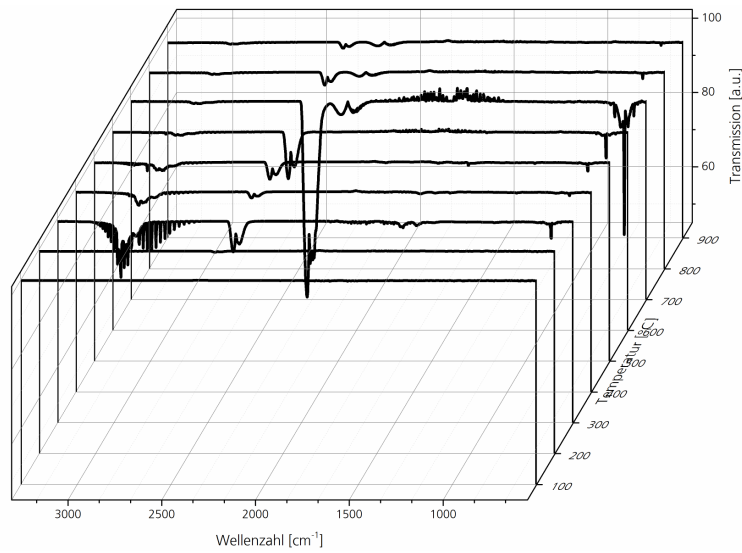


Abb. 8.26: Transmission des Mantelmaterials unter Stickstoffatmosphäre bei einer Aufheizrate von 5 K/min (Versuch 1)

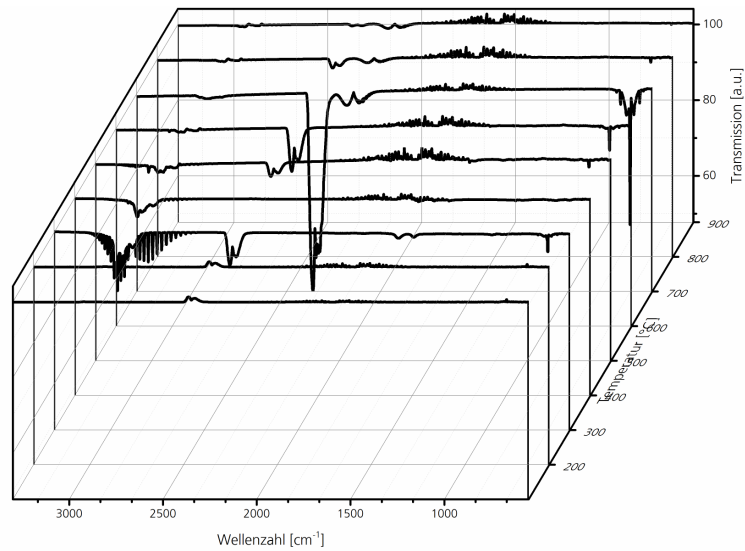


Abb. 8.27: Transmission des Mantelmaterials unter Stickstoffatmosphäre bei einer Aufheizrate von 5 K/min (Versuch 2)

8.6.2 Füller Kabel B

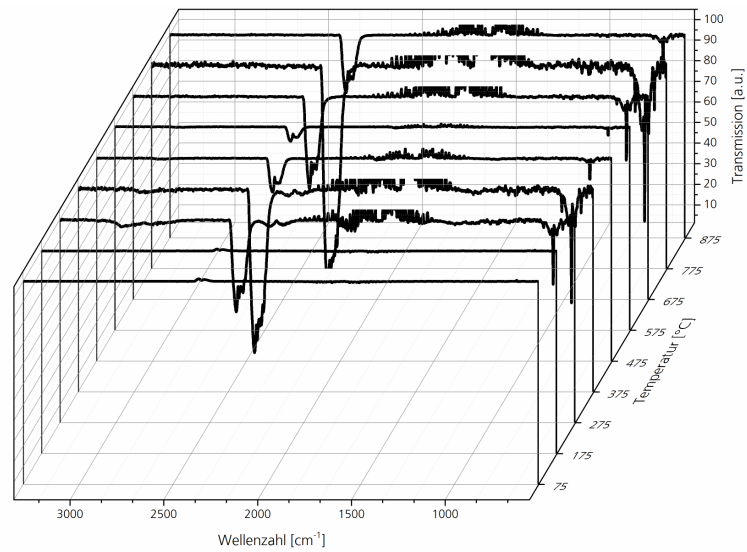


Abb. 8.28: Transmission des Füllers unter Luftatmosphäre bei einer Aufheizrate von 10 K/min (Versuch 1)

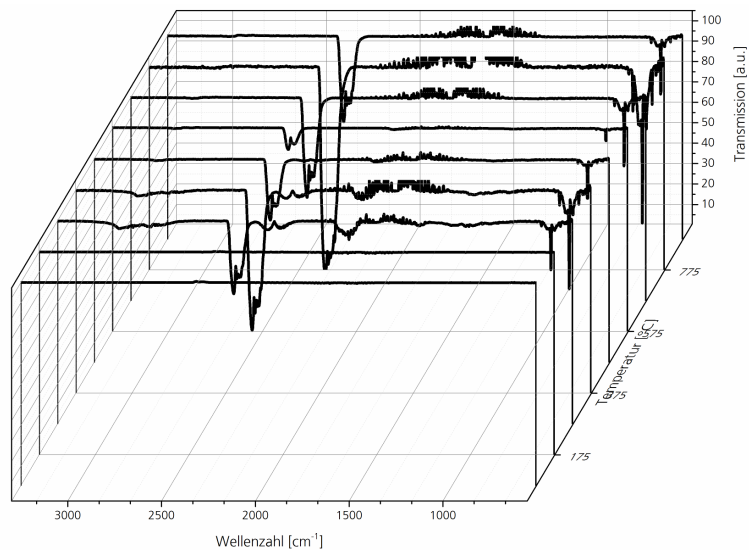


Abb. 8.29: Transmission des Füllers unter Luftatmosphäre bei einer Aufheizrate von 10 K/min (Versuch 2)

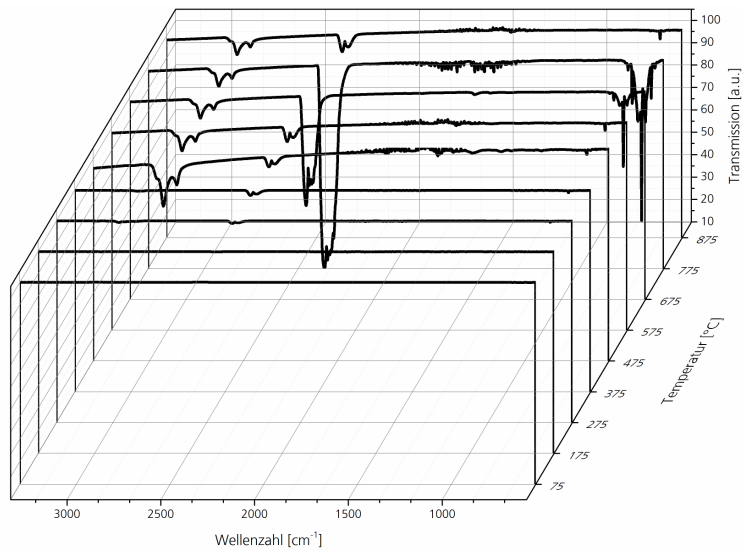


Abb. 8.30: Transmission des Füllers unter Stickstoffatmosphäre bei einer Aufheizrate von 10 K/min (Versuch 1)

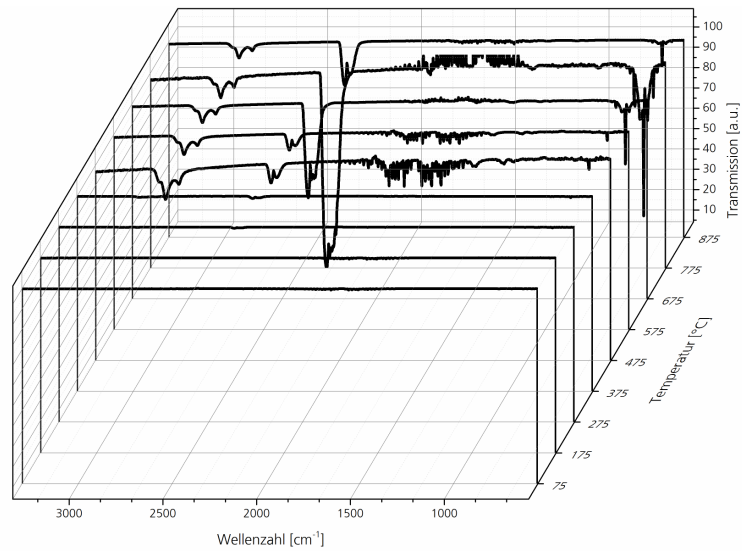


Abb. 8.31: Transmission des Füllers unter Stickstoffatmosphäre bei einer Aufheizrate von 10 K/min (Versuch 2)

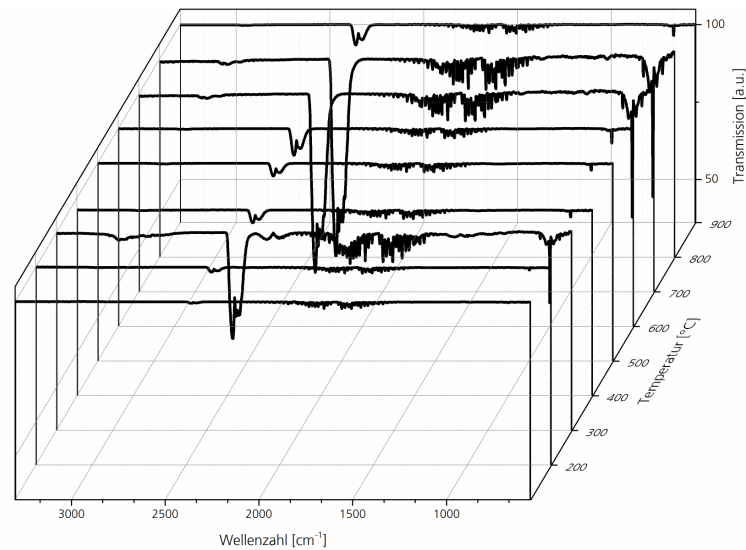


Abb. 8.32: Transmission des Füllers unter Luftatmosphäre bei einer Aufheizrate von 5 K/min (Versuch 1)

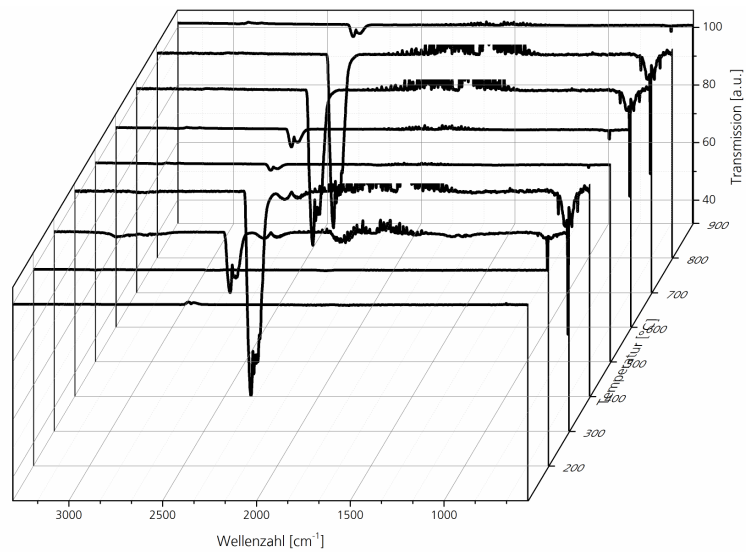


Abb. 8.33: Transmission des Füllers unter Luftatmosphäre bei einer Aufheizrate von 5 K/min (Versuch 2)

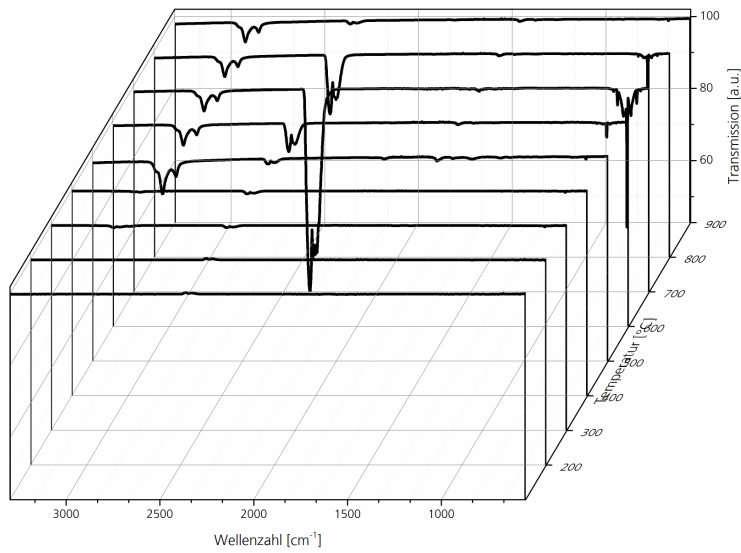


Abb. 8.34: Transmission des Füllers unter Stickstoffatmosphäre bei einer Aufheizrate von 5 K/min (Versuch 1)

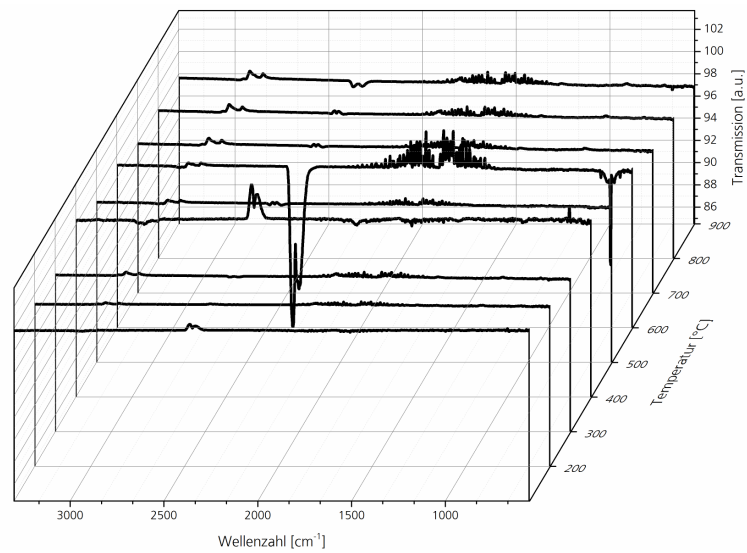


Abb. 8.35: Transmission des Füllers unter Stickstoffatmosphäre bei einer Aufheizrate von 5 K/min (Versuch 2)

8.6.3 Aderisolierung Kabel B

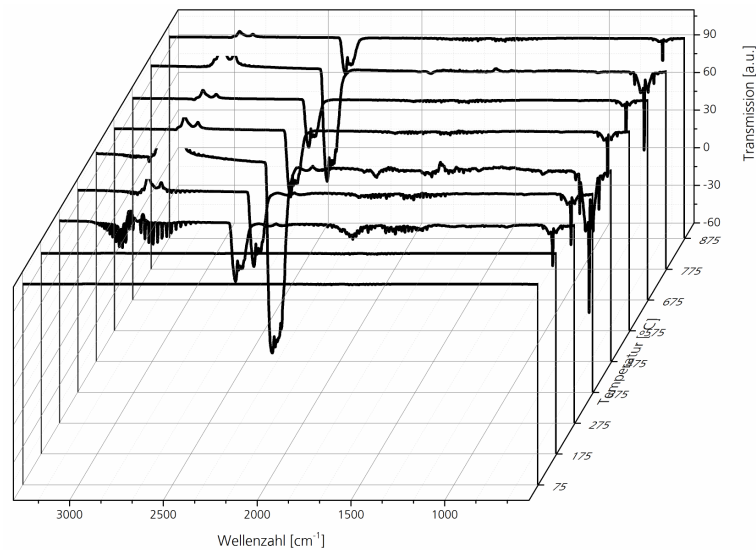


Abb. 8.36: Transmission der Aderisolierung unter Luftatmosphäre bei einer Aufheizrate von 10 K/min (Versuch 1)

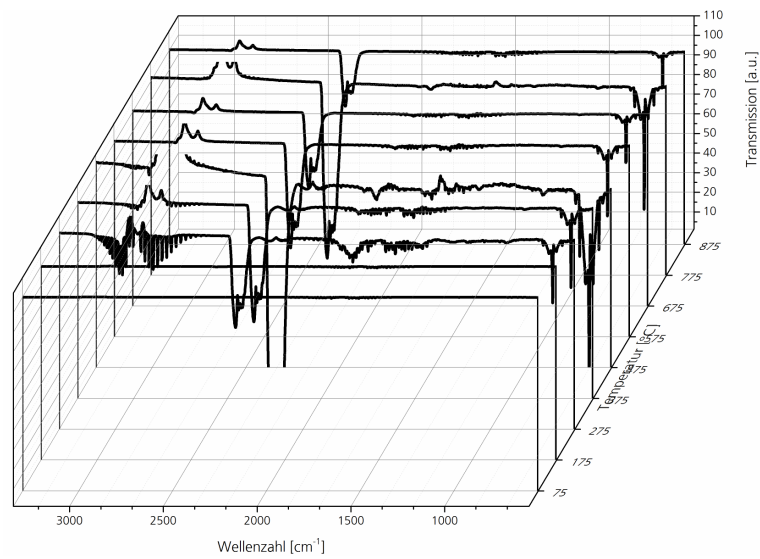


Abb. 8.37: Transmission der Aderisolation unter Luftatmosphäre bei einer Aufheizrate von 10 K/min (Versuch 2)

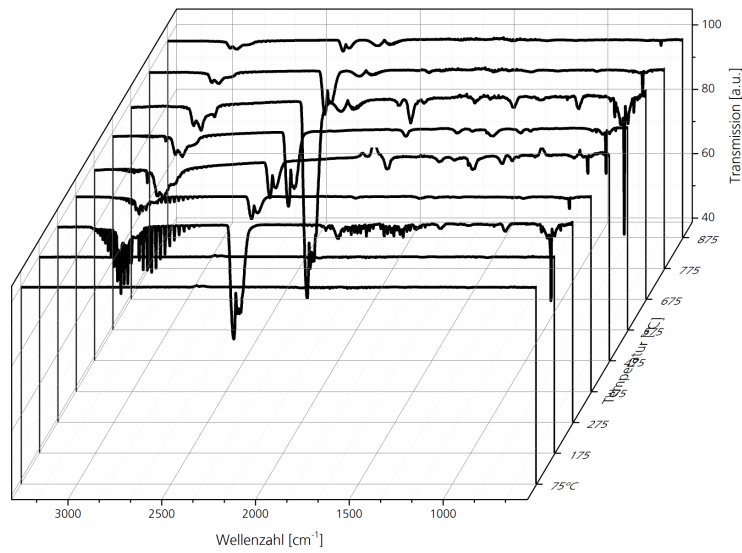


Abb. 8.38: Transmission der Aderisolation unter Stickstoffatmosphäre bei einer Aufheizrate von 10 K/min (Versuch 1)

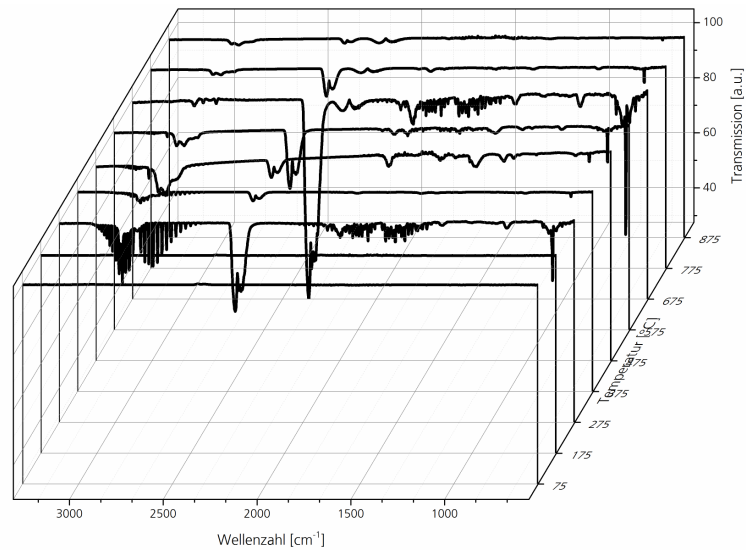


Abb. 8.39: Transmission der Aderisolierung unter Stickstoffatmosphäre bei einer Aufheizrate von 10 K/min (Versuch 2)

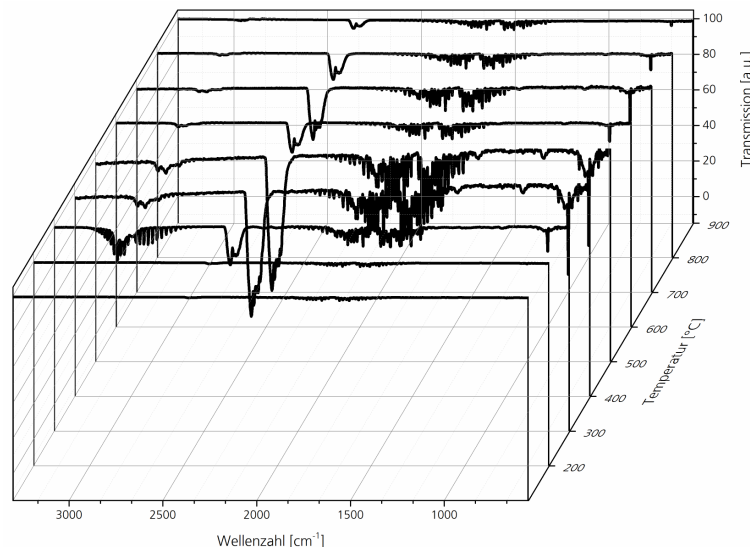


Abb. 8.40: Transmission der Aderisolierung unter Luftatmosphäre bei einer Aufheizrate von 5 K/min (Versuch 1)

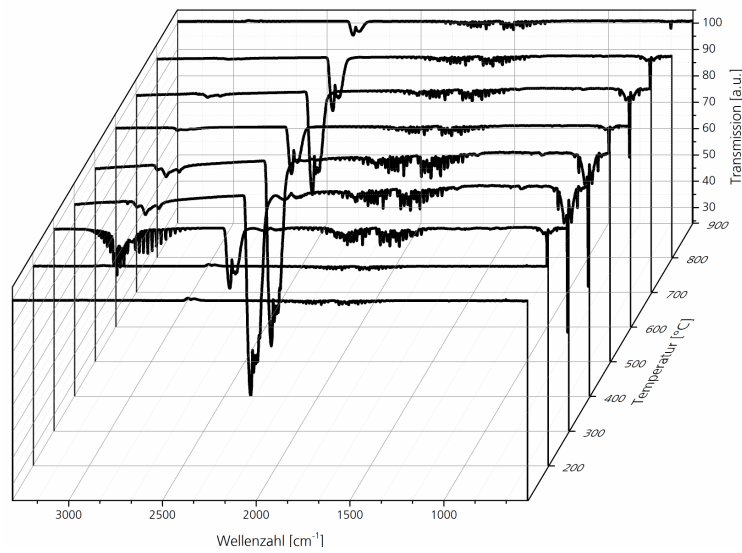


Abb. 8.41: Transmission der Aderisolierung unter Luftatmosphäre bei einer Aufheizrate von 5 K/min (Versuch 2)

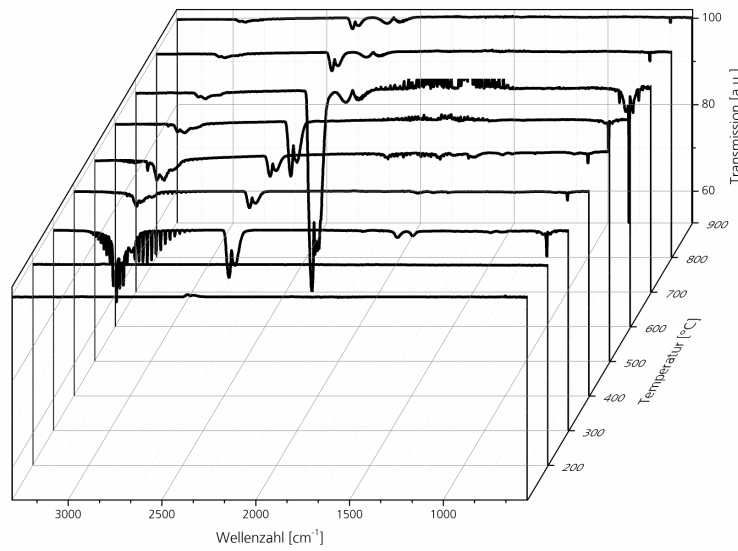


Abb. 8.42: Transmission der Aderisolierung unter Stickstoffatmosphäre bei einer Aufheizrate von 5 K/min (Versuch 1)

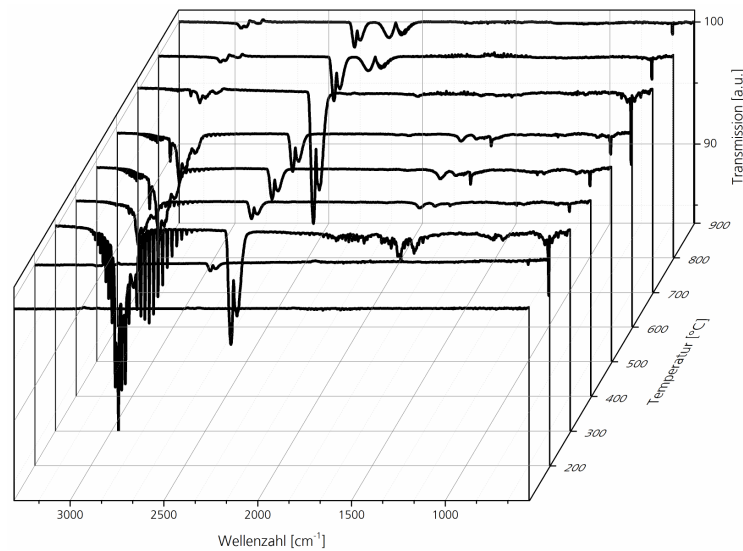


Abb. 8.43: Transmission der Aderisolierung unter Stickstoffatmosphäre bei einer Aufheizrate von 5 K/min (Versuch 2)

8.7 Weitere Angaben und Berechnungsergebnisse

8.7.1 Thermische Eingangswerte des Cone-Kalorimetermodells

Tab. 8.6: Thermische Eingangswerte der reaktiven Materialkomponenten des Kabel B

Stoff Komp. j	Mantel				Füller		Aderisolierung				Einh.
	1	2	3	4	1	2	1	2	3	4	
λ_j	0,50	0,15	0,15	0,15	0,20	0,20	0,50	0,15	0,15	0,15	W/mK
$c_{p,j}$	0,10	0,70	0,70	0,70	0,70	0,70	0,10	0,70	0,70	0,70	kJ/kgK
ρ_j	1590	1590	1590	1590	1800	1800	1050	1050	1050	1050	kg/m ³
ε_j	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	-
$\Delta H_{r,j}$	856	756	756	756	425	425	425	v	425	425	kJ/kg
$\bar{\lambda}$		0,284			0,20			0,284			W/mK
\bar{c}_p		0,470			0,70			0,470			kJ/kgK
$\bar{\rho}$		1590			1800			1050			kg/m ³
$\bar{\varepsilon}$		1,0			1,0			1,0			-

Tab. 8.7: Thermische Eingangswerte der reaktiven Materialkomponenten des Kabel B
(*Vol. av.*, volumenverschmiert)

Stoff Komp. j	Mantel				Füller		Aderisolierung				Einh.
	1	2	3	4	1	2	1	2	3	4	
λ_j	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20	0,20	W/mK
$c_{p,j}$	1,54	1,54	1,54	1,54	1,54	1,54	1,54	1,54	1,54	1,54	kJ/kgK
ρ_j	1509	1509	1509	1509	1509	1509	1509	1509	1509	1509	kg/m ³
ε_j	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	-
$\Delta H_{r,j}$	2500	2500	2500	2500	2056	2056	1356	1356	1356	1356	kJ/kg
$\bar{\lambda}$		0,20			0,20			0,20			W/mK
\bar{c}_p		1,54			1,54			1,54			kJ/kgK
$\bar{\rho}$		1509			1509			1509			kg/m ³
$\bar{\varepsilon}$		1,0			1,0			1,0			-

Tab. 8.8: Thermische Eingangswerte der inerten Materialkomponenten des Kabel B
(*Diskr.*, diskret aufgelöste Geometrie)

Stoff	Kupfer	Kohle	Einh.
λ_j	400	0,15	W/mK
c_p	0,385	0,70	kJ/kgK
ρ	8920	500	kg/m ³

8.7.2 Kabeltemperaturen Cone-Kalorimeterversuche

Weitere Ergebnisse des Vergleichs der in den Cone-Kalorimeterversuchen gemessenen mit den berechneten Querschnittstemperaturen über den Verlauf der Zersetzung für die Messstellen *TCAB_2*, *TCAB_4*, *TCAB_5*.

Fühler TCAB4

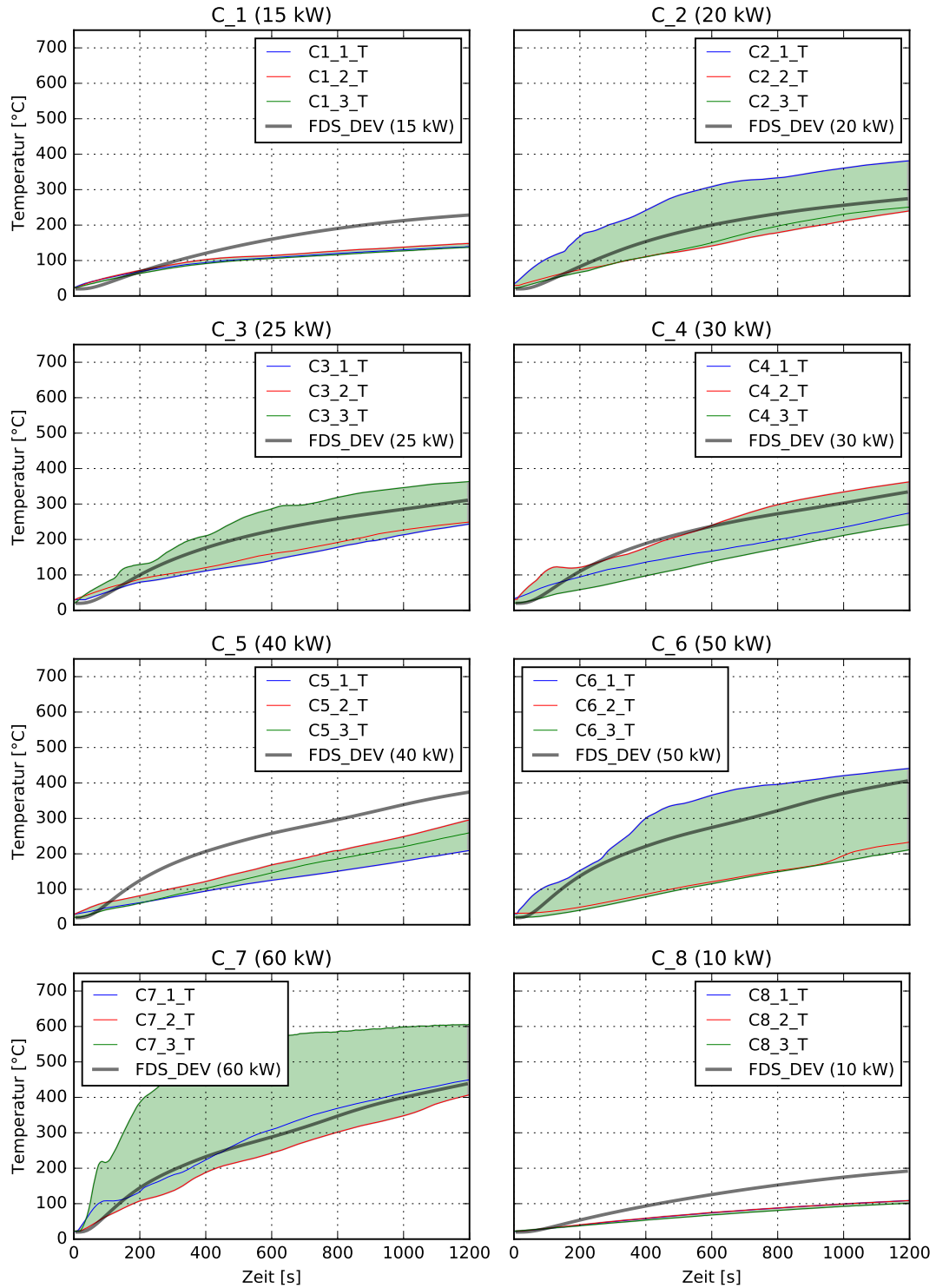


Abb. 8.44: Kabeltemperaturen dargestellt für die Versuche C1 bis C8 inkl. der Wiederholversuche an Kabel B, für Messstelle *TCAB_2*

Fühler TCAB4

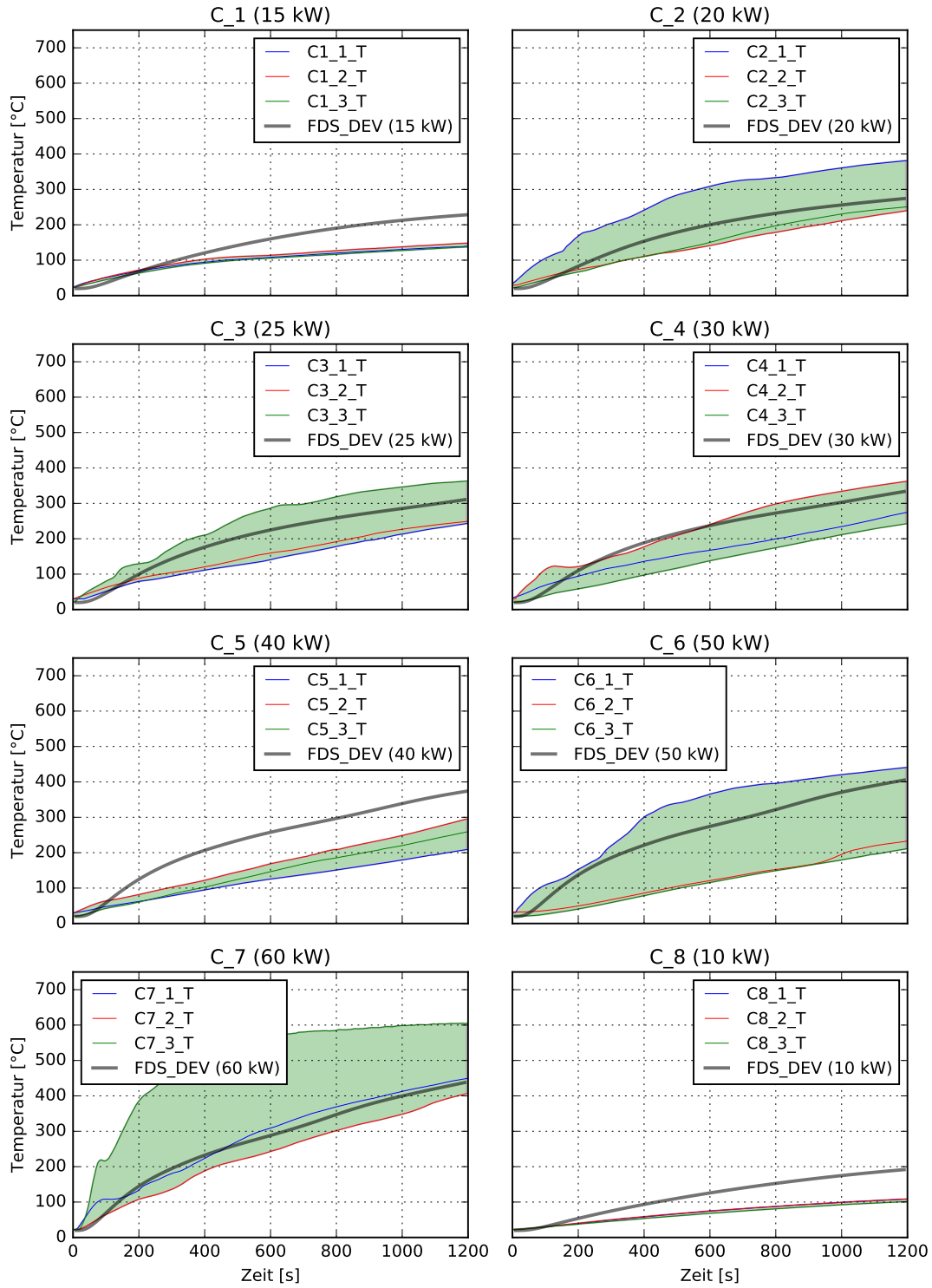


Abb. 8.45: Kabeltemperaturen dargestellt für die Versuche C1 bis C8 inkl. der Wiederholversuche an Kabel B, für Messstelle TCAB_4

Fühler TCAB5

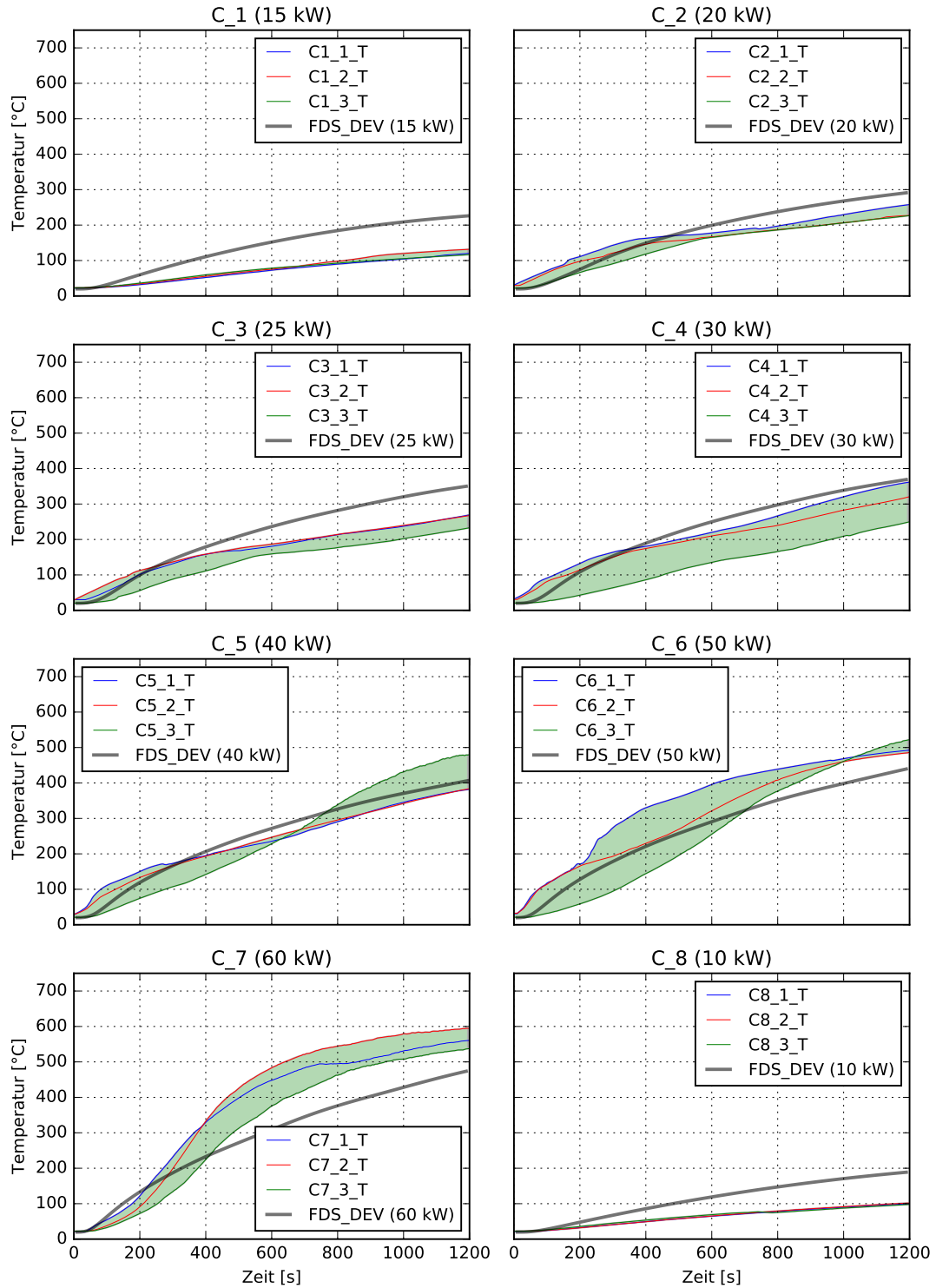


Abb. 8.46: Kabeltemperaturen dargestellt für die Versuche C1 bis C8 inkl. der Wiederholversuche an Kabel B, für Messstelle *TCAB_5*

Fühler TCAB6

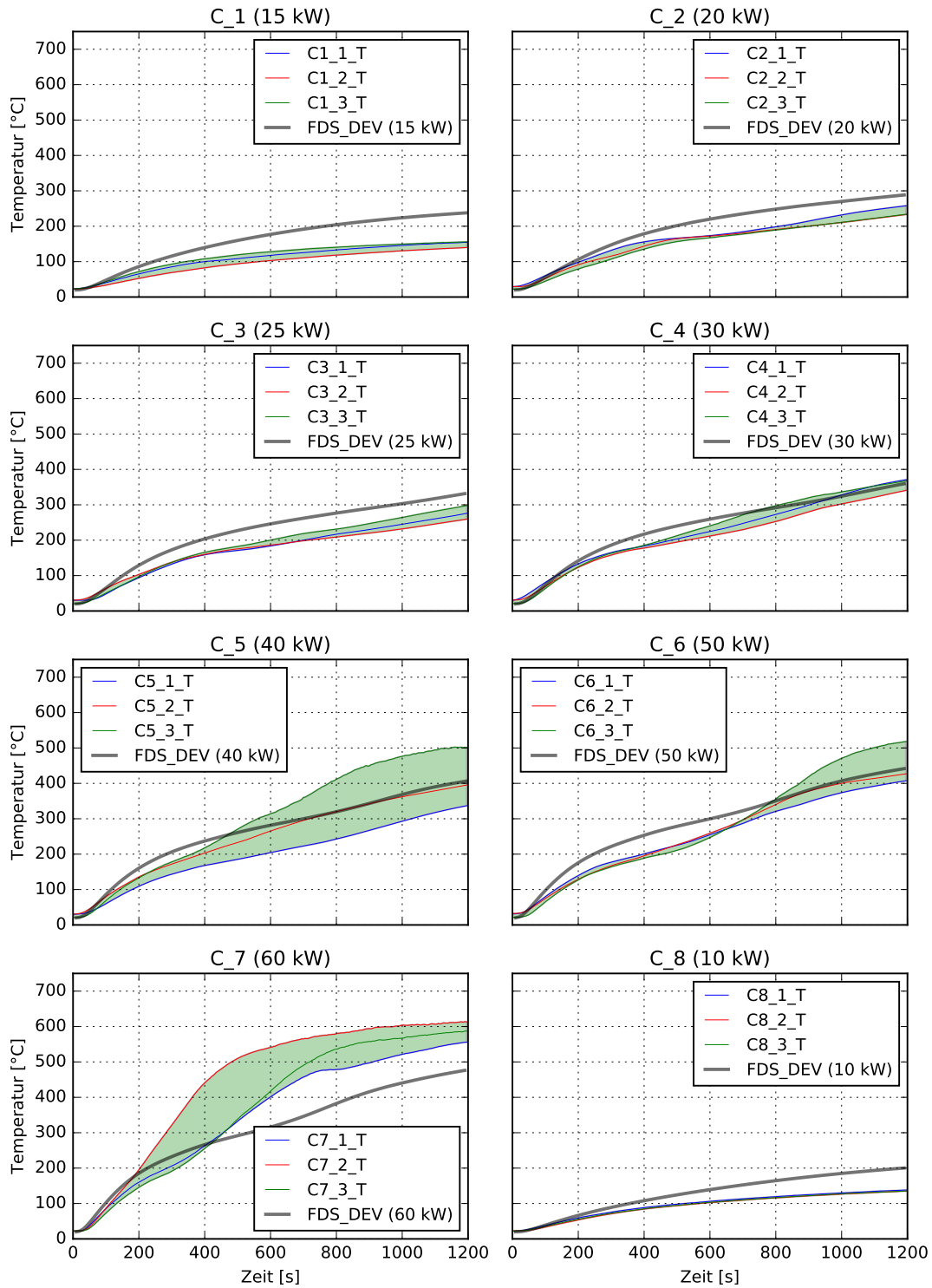


Abb. 8.47: Kabeltemperaturen dargestellt für die Versuche C1 bis C8 inkl. der Wiederholversuche an Kabel B, für Messstelle TCAB_6

8.7.3 Gas- und Oberflächentemperaturen Versuch T1

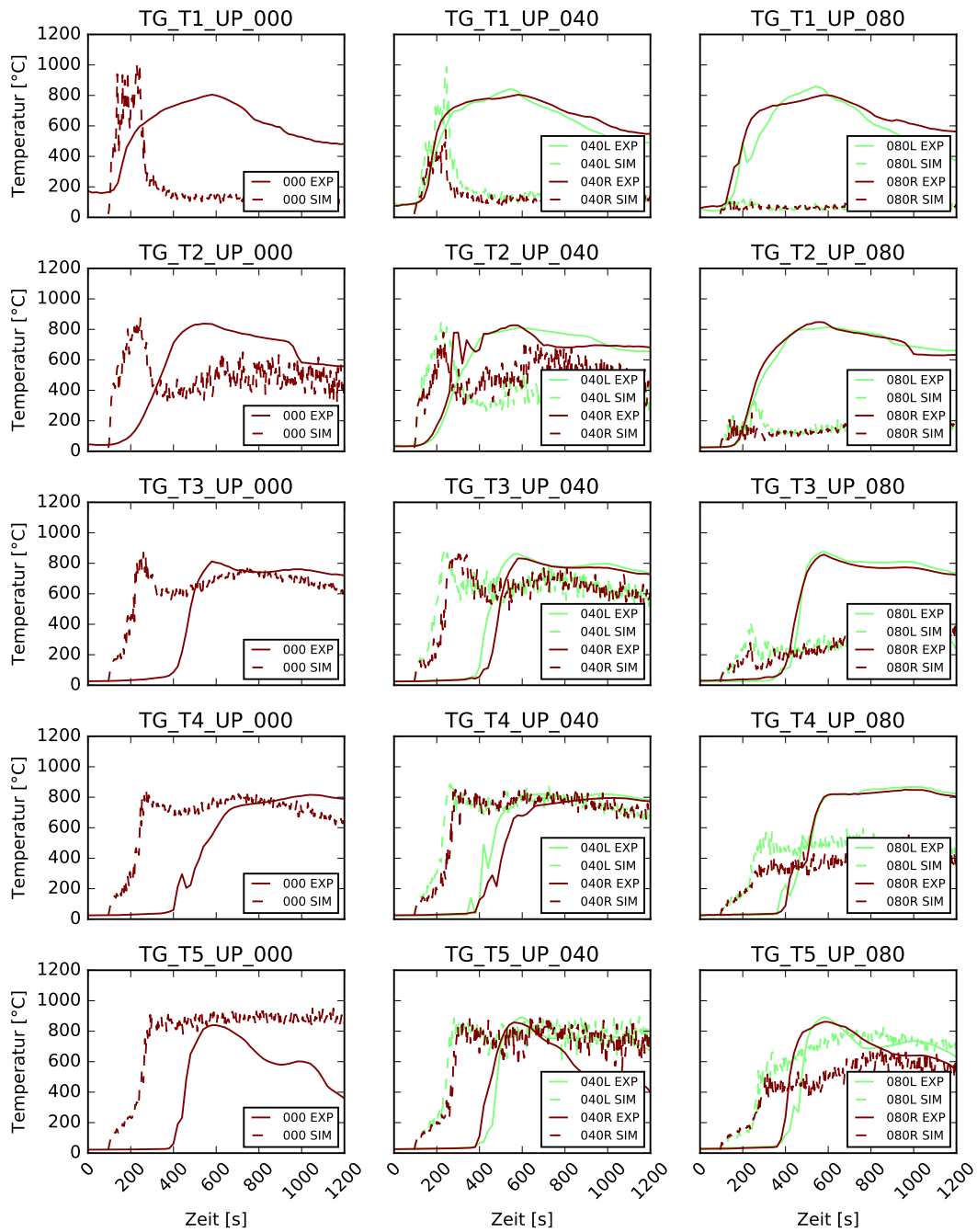


Abb. 8.48: Gemessene und berechnete Gastemperaturen während Versuch T1 für die Trassen T1 (oben) bis T5, (unten) in der Mitte der Trasse (Suffix _000, linke Spalte), 40 cm rechts und links der Mitte (Suffix _040, mittlere Spalte) sowie 80 cm rechts und links der Mitte (Suffix _080, rechte Spalte) für die Fühler TG_TX_UP

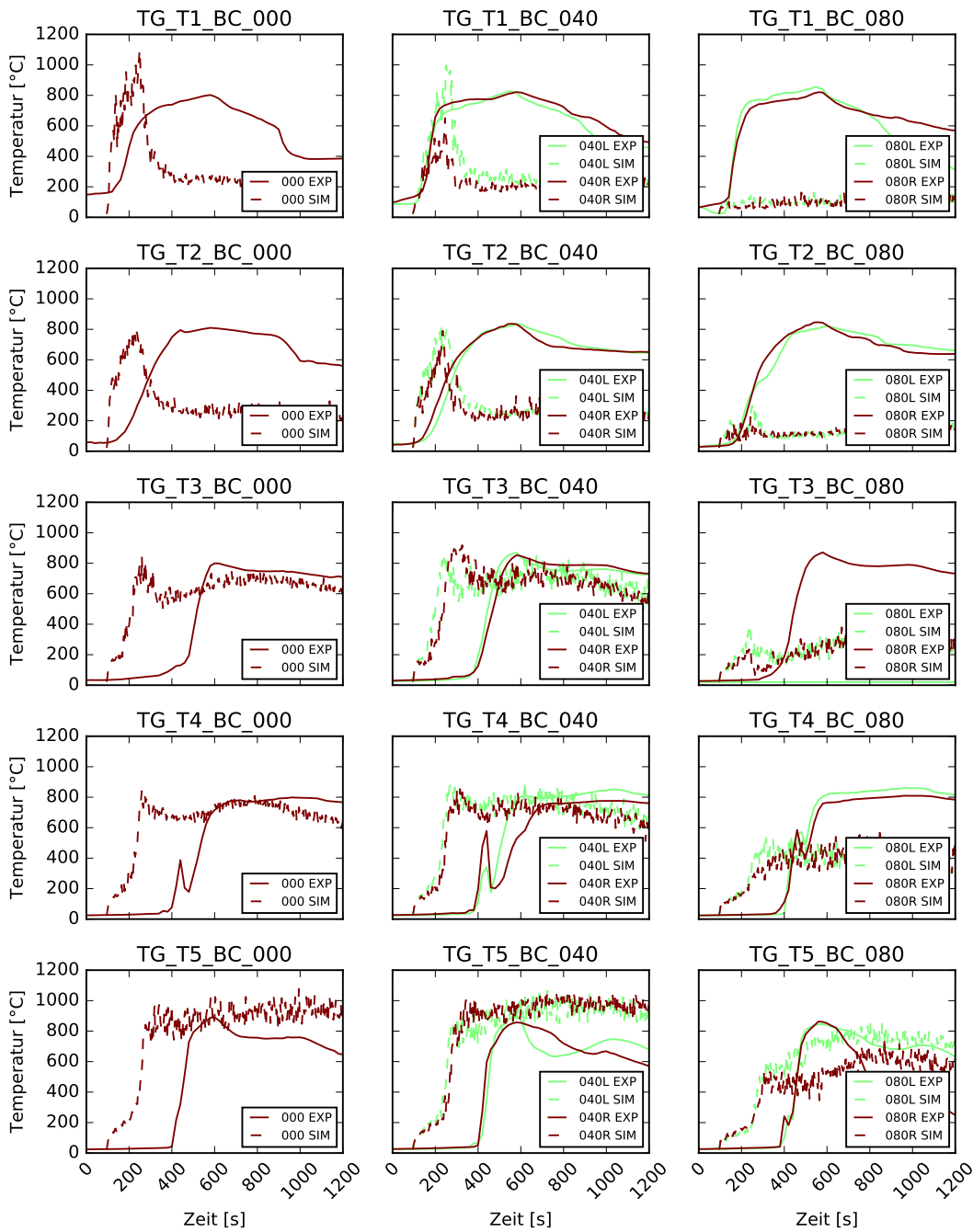


Abb. 8.49: Gemessene und berechnete Gastemperaturen während Versuch T1 für die Trassen T1 (oben) bis T5, (unten) in der Mitte der Trasse (Suffix _000, linke Spalte), 40 cm rechts und links der Mitte (Suffix _040, mittlere Spalte) sowie 80 cm rechts und links der Mitte (Suffix _080, rechte Spalte) für die Fühler TG_TX_BC

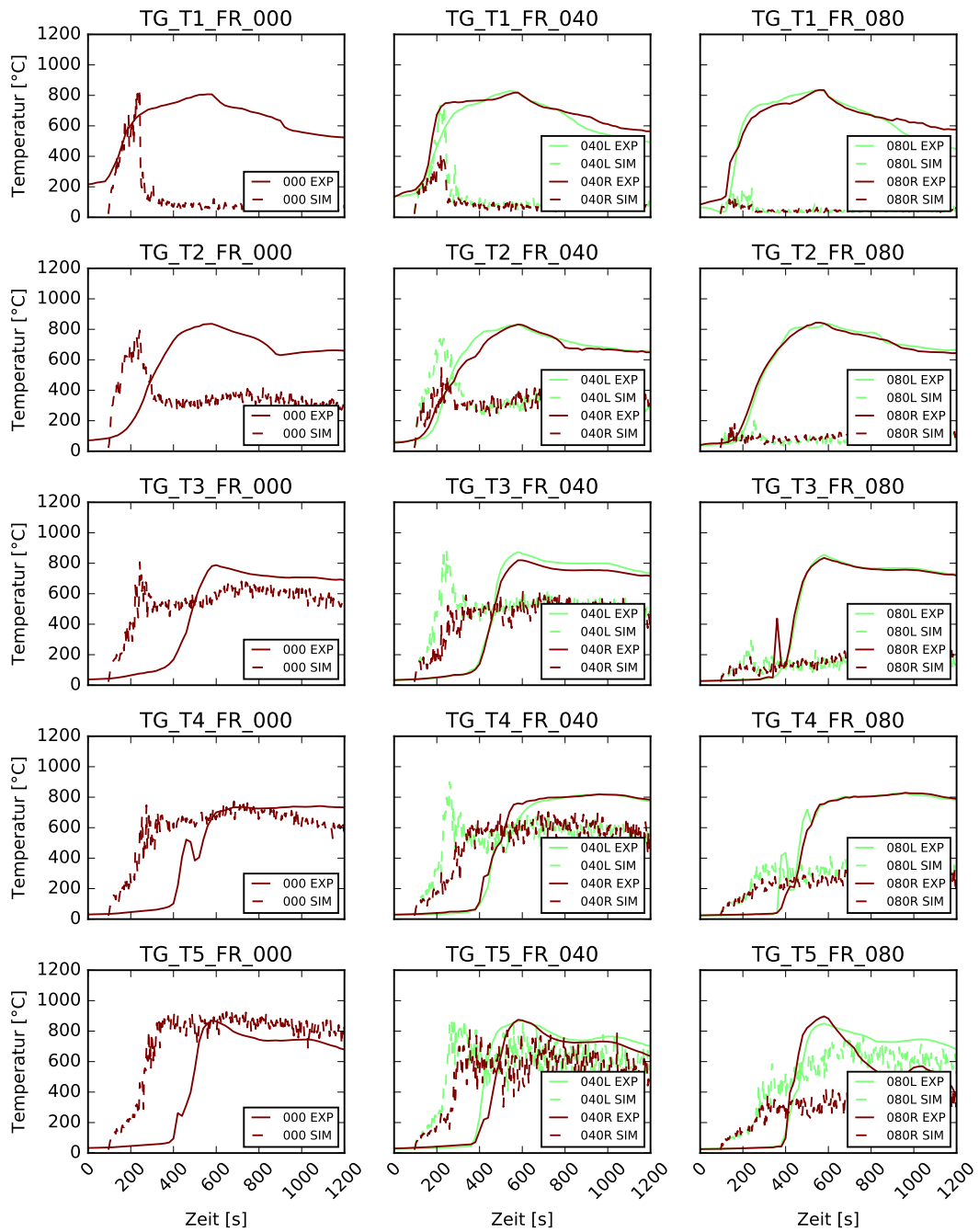


Abb. 8.50: Gemessene und berechnete Gastemperaturen während Versuch T1 für die Trassen T1 (oben) bis T5, (unten) in der Mitte der Trasse (Suffix _000, linke Spalte), 40 cm rechts und links der Mitte (Suffix _040, mittlere Spalte) sowie 80 cm rechts und links der Mitte (Suffix _080, rechte Spalte) für die Fühler TG_TX_FR

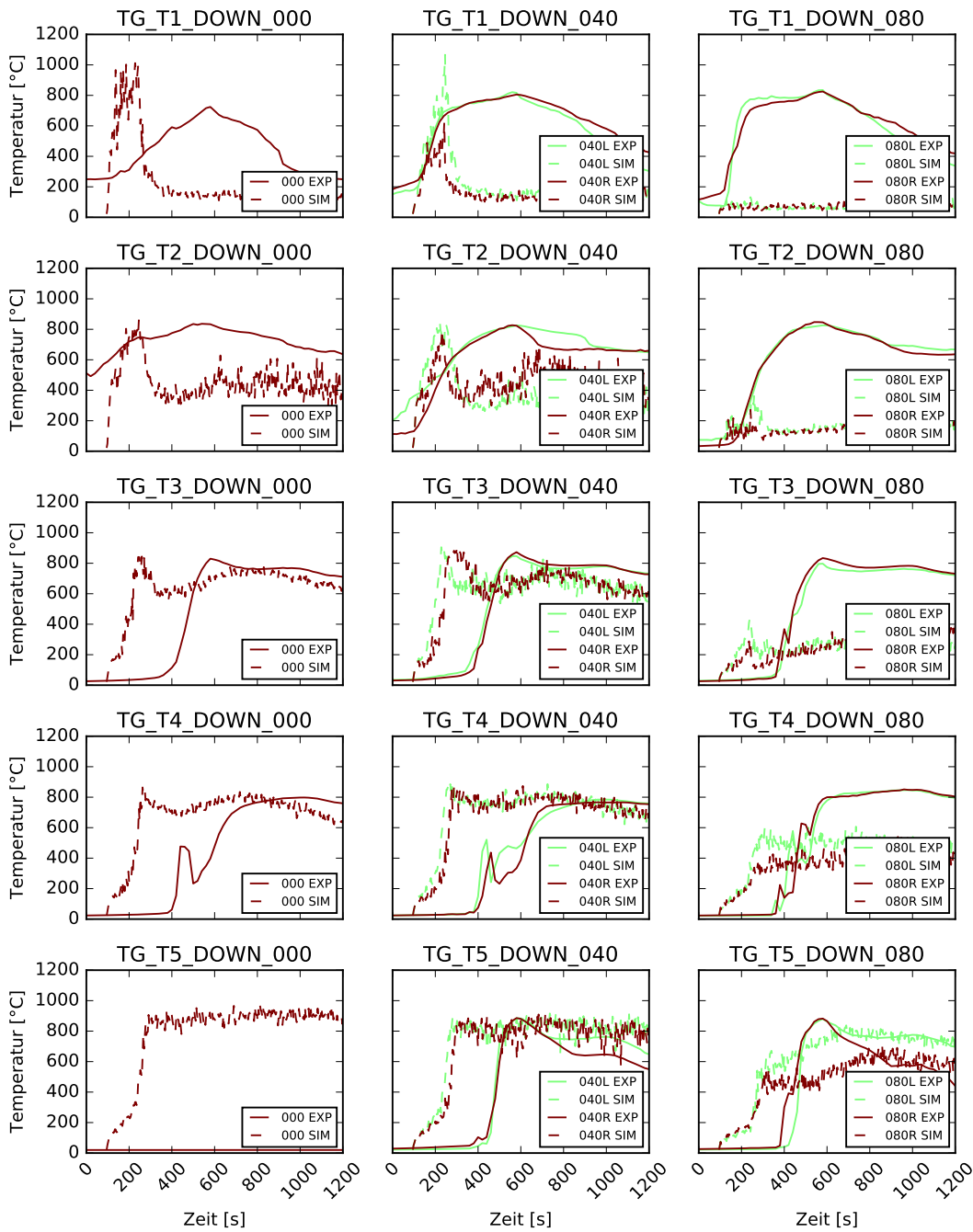


Abb. 8.51: Gemessene und berechnete Oberflächentemperaturen während Versuch T1 für die Trassen T1 (oben) bis T5, (unten) in der Mitte der Trasse (Suffix _000, linke Spalte), 40 cm rechts und links der Mitte (Suffix _040, mittlere Spalte) sowie 80 cm rechts und links der Mitte (Suffix _080, rechte Spalte) für die Fühler TG_TX_DOWN

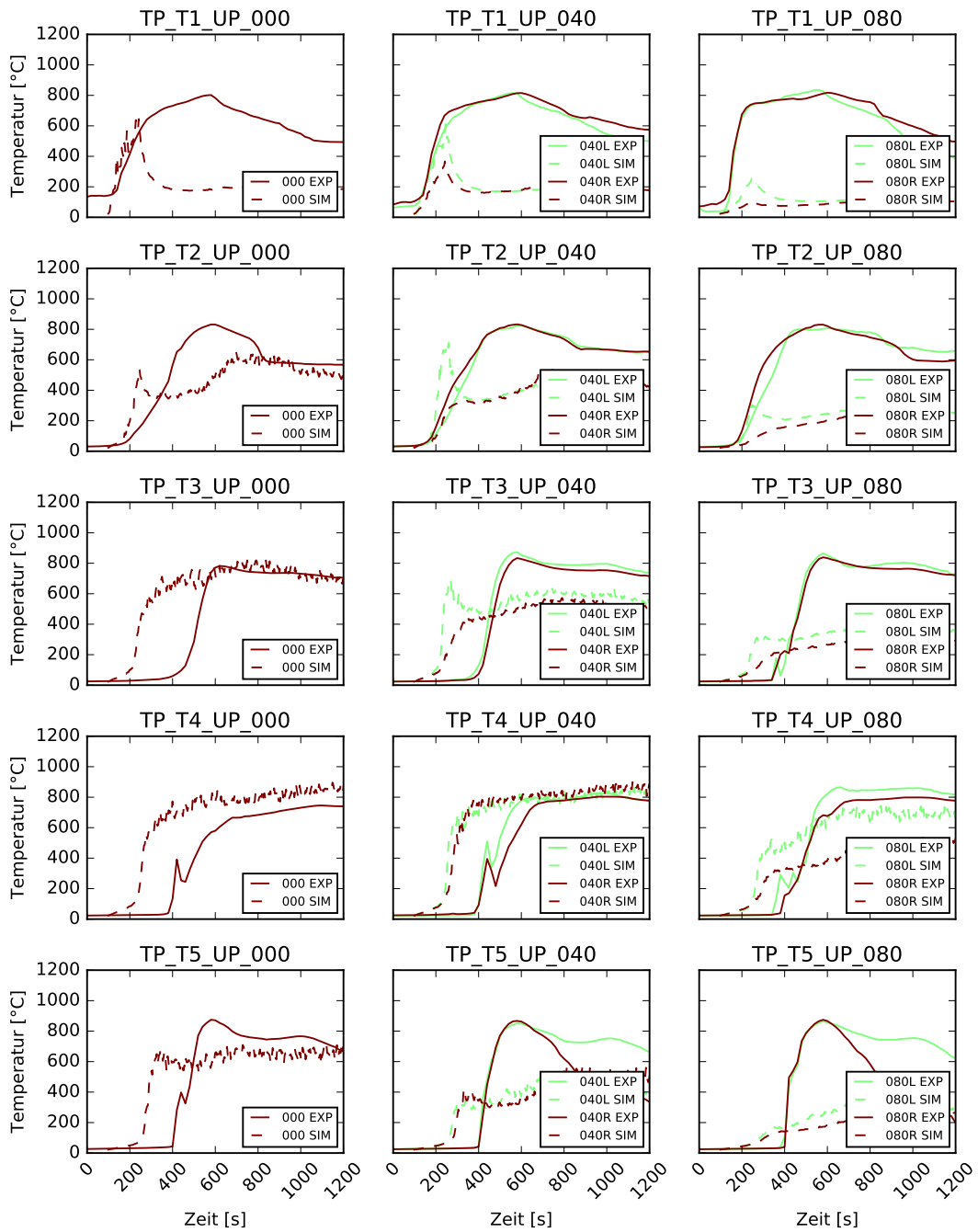


Abb. 8.52: Gemessene und berechnete Oberflächentemperaturen während Versuch T1 für die Trassen T1 (oben) bis T5, (unten) in der Mitte der Trasse (Suffix _000, linke Spalte), 40 cm rechts und links der Mitte (Suffix _040, mittlere Spalte) sowie 80 cm rechts und links der Mitte (Suffix _080, rechte Spalte) für die Fühler TP_TX_UP

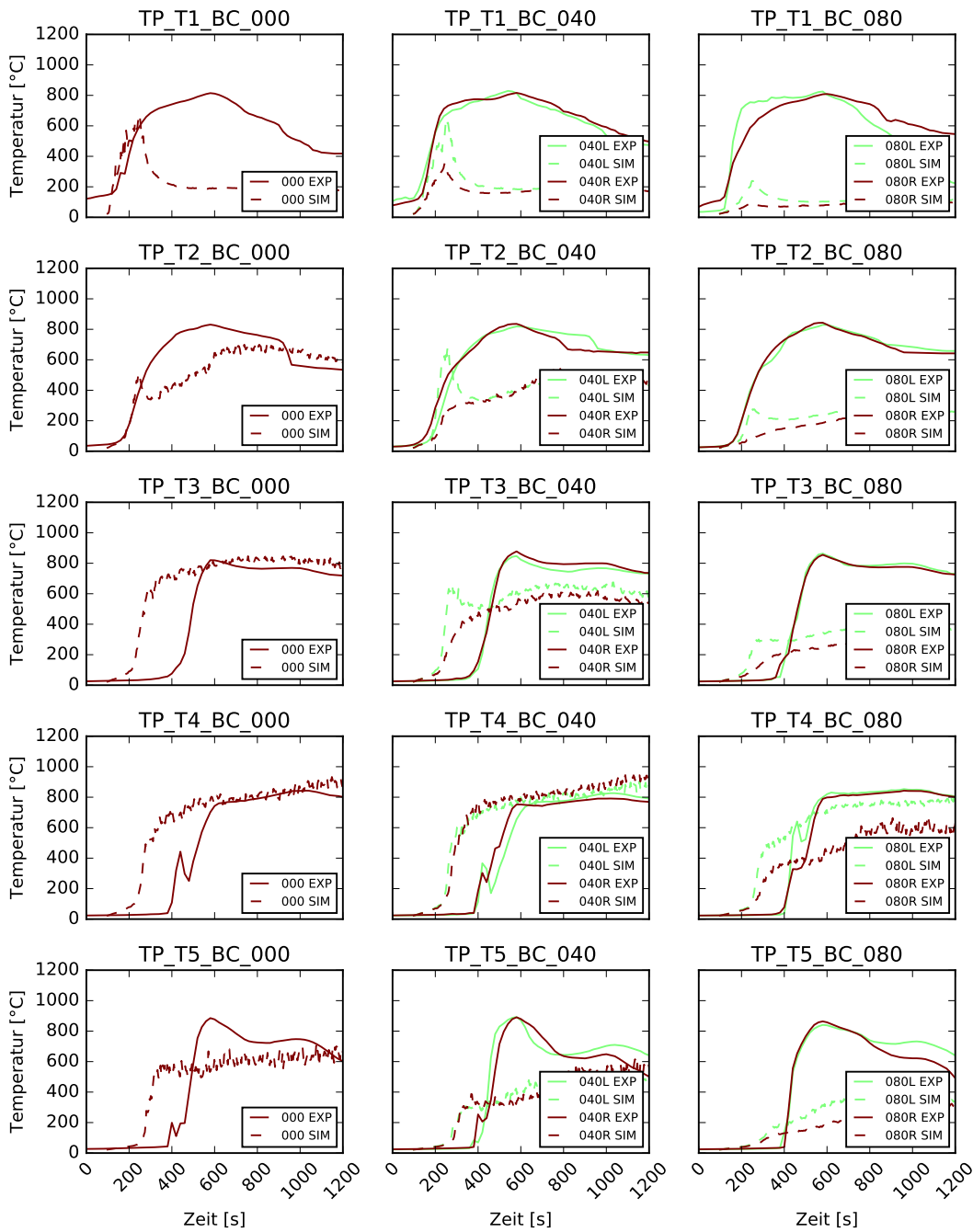


Abb. 8.53: Gemessene und berechnete Oberflächentemperaturen während Versuch T1 für die Trassen T1 (oben) bis T5, (unten) in der Mitte der Trasse (Suffix `_000`, linke Spalte), 40 cm rechts und links der Mitte (Suffix `_040`, mittlere Spalte) sowie 80 cm rechts und links der Mitte (Suffix `_080`, rechte Spalte) für die Fühler `TP_TX_BC`

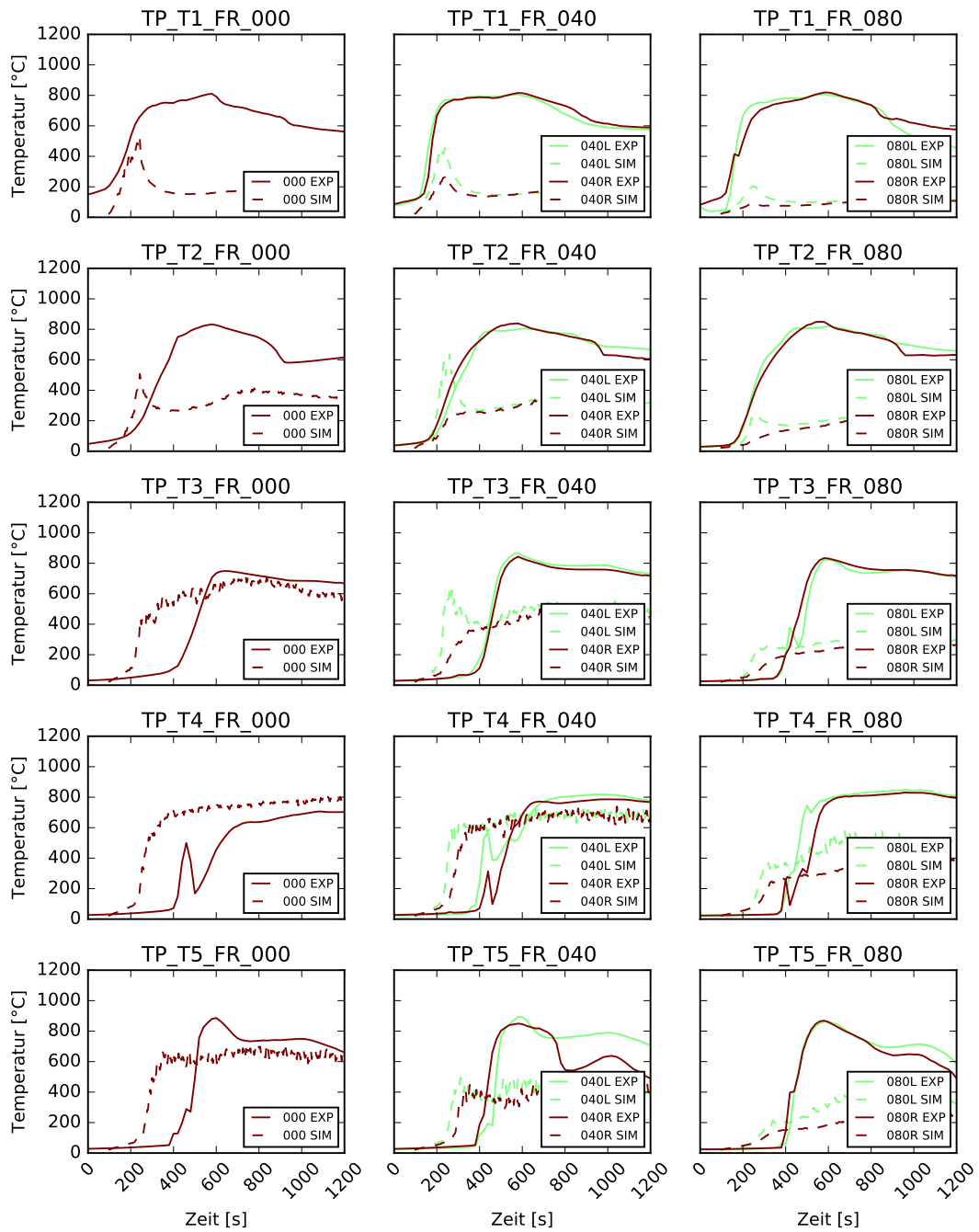


Abb. 8.54: Gemessene und berechnete Oberflächentemperaturen während Versuch T1 für die Trassen T1 (oben) bis T5, (unten) in der Mitte der Trasse (Suffix `_000`, linke Spalte), 40 cm rechts und links der Mitte (Suffix `_040`, mittlere Spalte) sowie 80 cm rechts und links der Mitte (Suffix `_080`, rechte Spalte) für die Fühler `TP_TX_FR`

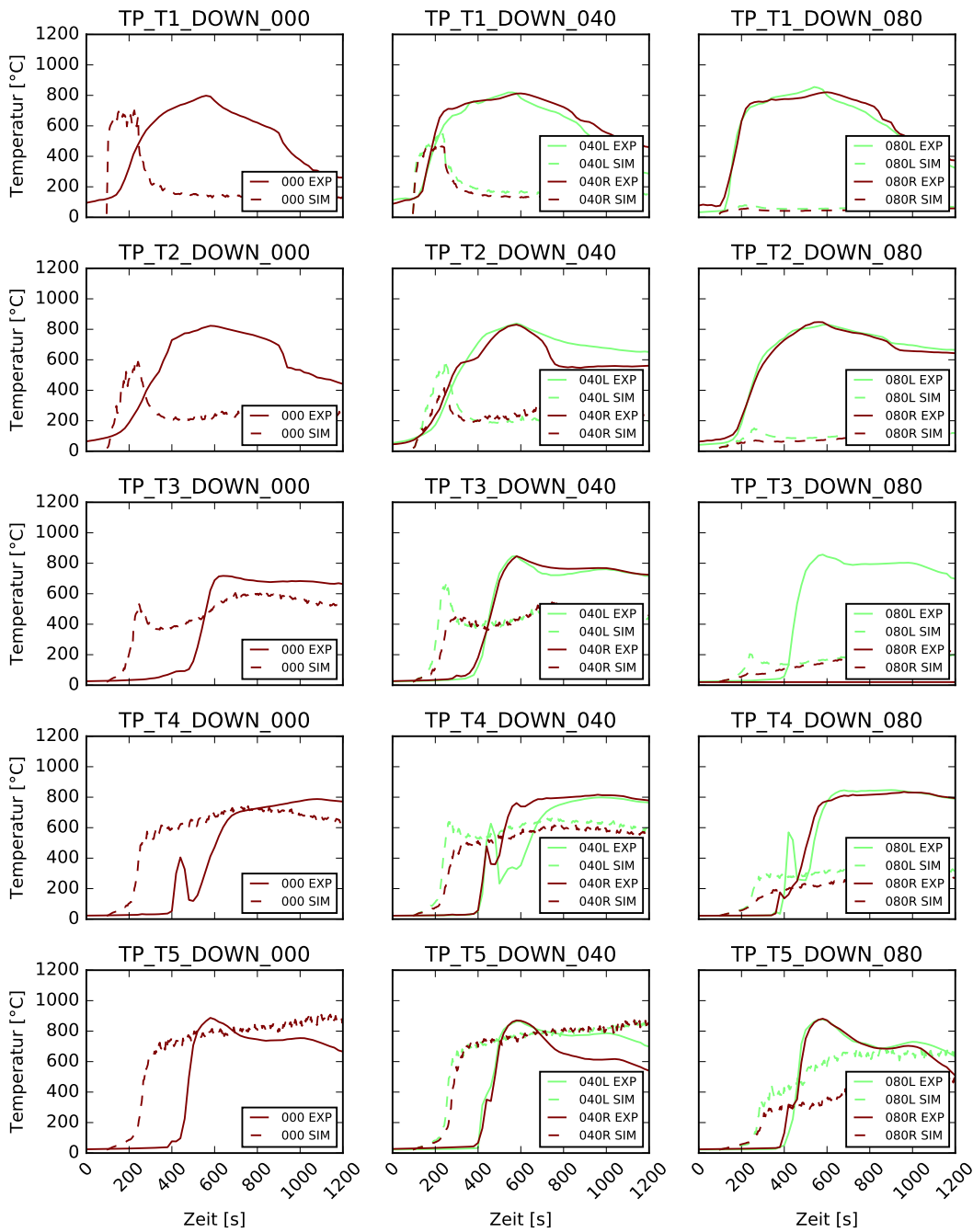


Abb. 8.55: Gemessene und berechnete Oberflächentemperaturen während Versuch T1 für die Trassen T1 (oben) bis T5, (unten) in der Mitte der Trasse (Suffix _000, linke Spalte), 40 cm rechts und links der Mitte (Suffix _040, mittlere Spalte) sowie 80 cm rechts und links der Mitte (Suffix _080, rechte Spalte) für die Fühler TP_TX_DOWN

8.7.4 Gas- und Oberflächentemperaturen Versuch T2

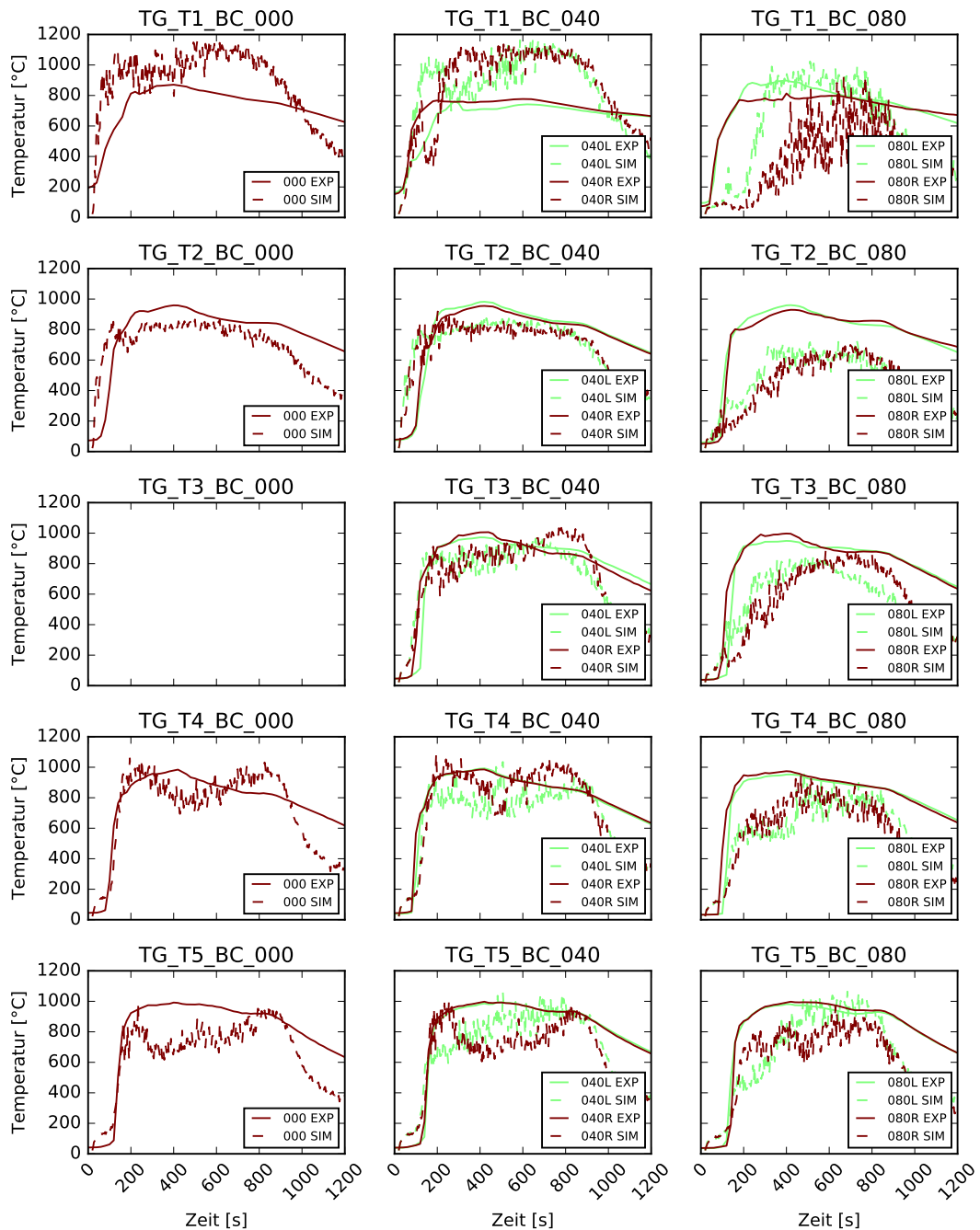


Abb. 8.56: Gemessene und berechnete Gastemperaturen während Versuch T2 für die Trassen T1 (oben) bis T5, (unten) in der Mitte der Trasse (Suffix _000, linke Spalte), 40 cm rechts und links der Mitte (Suffix _040, mittlere Spalte) sowie 80 cm rechts und links der Mitte (Suffix _080, rechte Spalte) für die Fühler TG_TX_BC

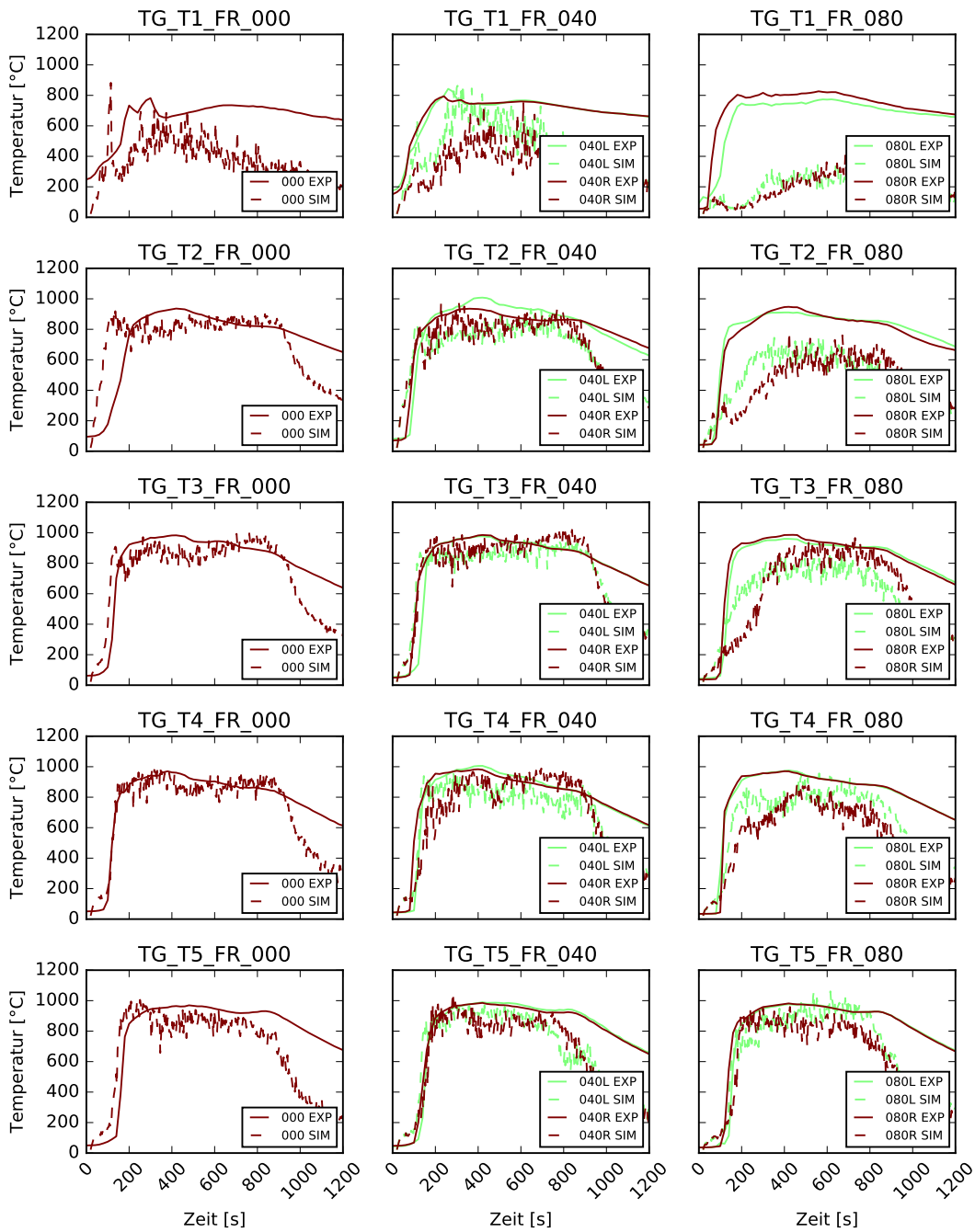


Abb. 8.57: Gemessene und berechnete Gastemperaturen während Versuch T2 für die Trassen T1 (oben) bis T5, (unten) in der Mitte der Trasse (Suffix _000, linke Spalte), 40 cm rechts und links der Mitte (Suffix _040, mittlere Spalte) sowie 80 cm rechts und links der Mitte (Suffix _080, rechte Spalte) für die Fühler TG_TX_FR

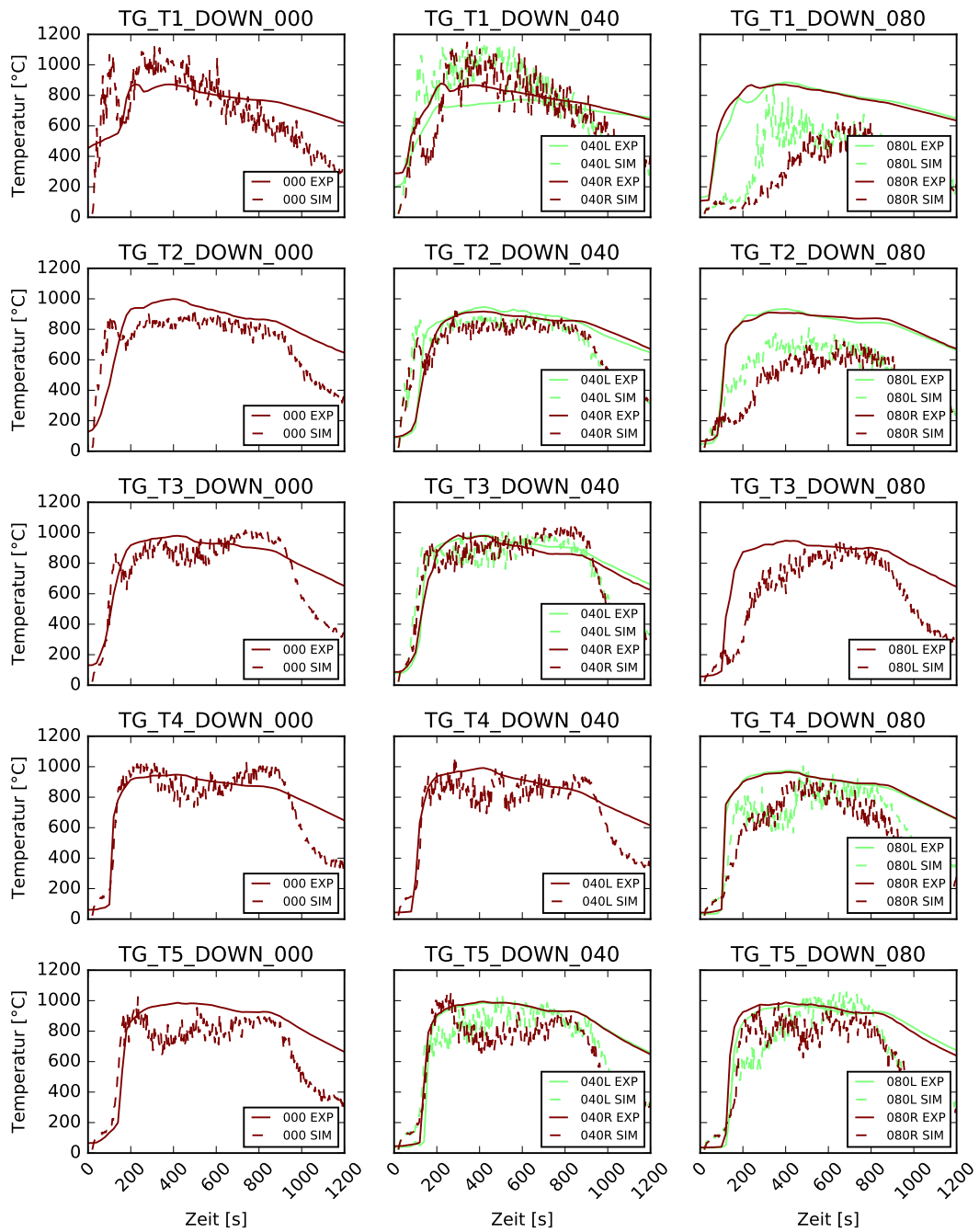


Abb. 8.58: Gemessene und berechnete Gastemperaturen während Versuch T2 für die Trassen T1 (oben) bis T5, (unten) in der Mitte der Trasse (Suffix _000, linke Spalte), 40 cm rechts und links der Mitte (Suffix _040, mittlere Spalte) sowie 80 cm rechts und links der Mitte (Suffix _080, rechte Spalte) für die Fühler TG_TX_DOWN

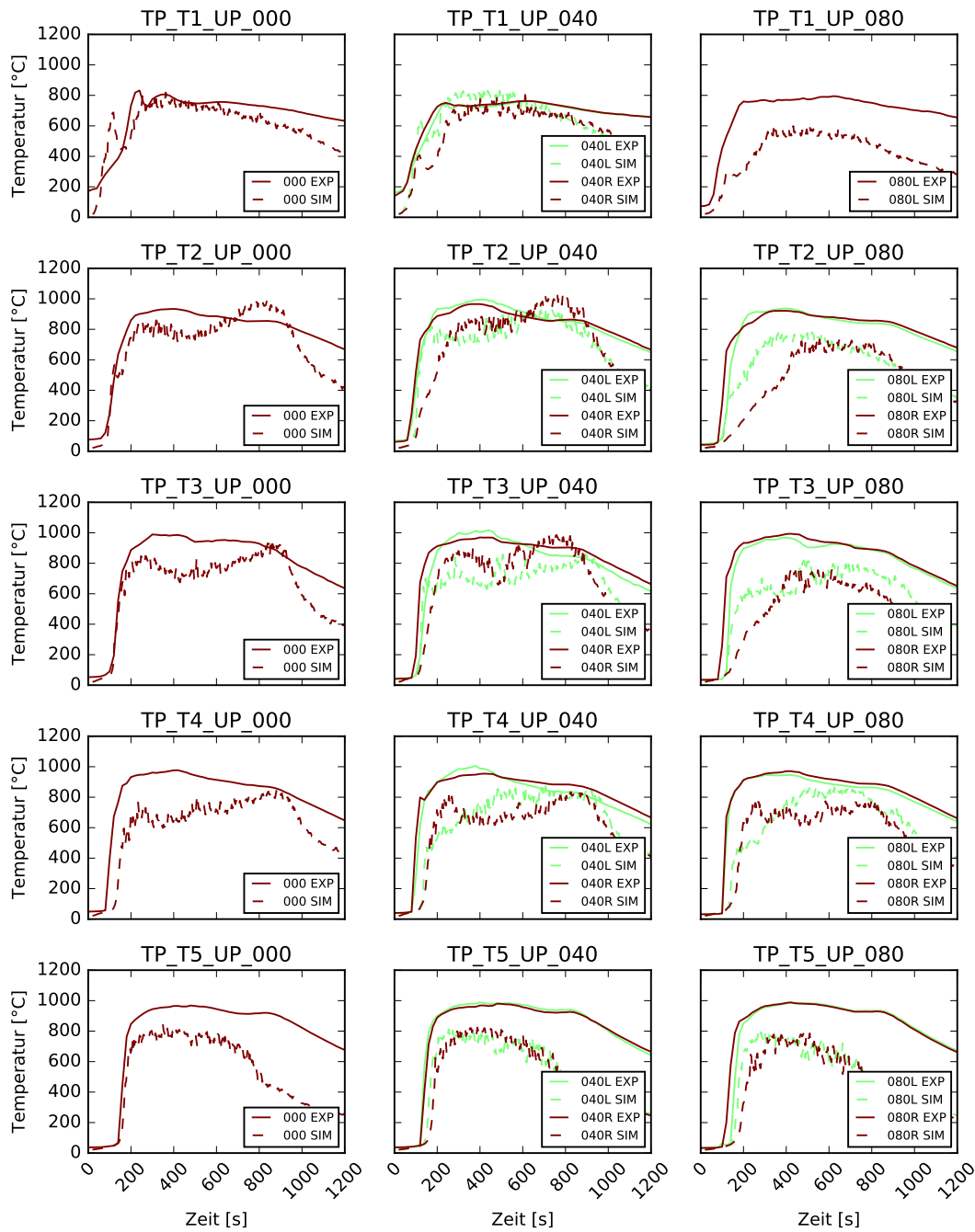


Abb. 8.59: Gemessene und berechnete Oberflächentemperaturen während Versuch T2 für die Trassen T1 (oben) bis T5, (unten) in der Mitte der Trasse (Suffix `_000`, linke Spalte), 40 cm rechts und links der Mitte (Suffix `_040`, mittlere Spalte) sowie 80 cm rechts und links der Mitte (Suffix `_080`, rechte Spalte) für die Fühler `TP_TX_UP`

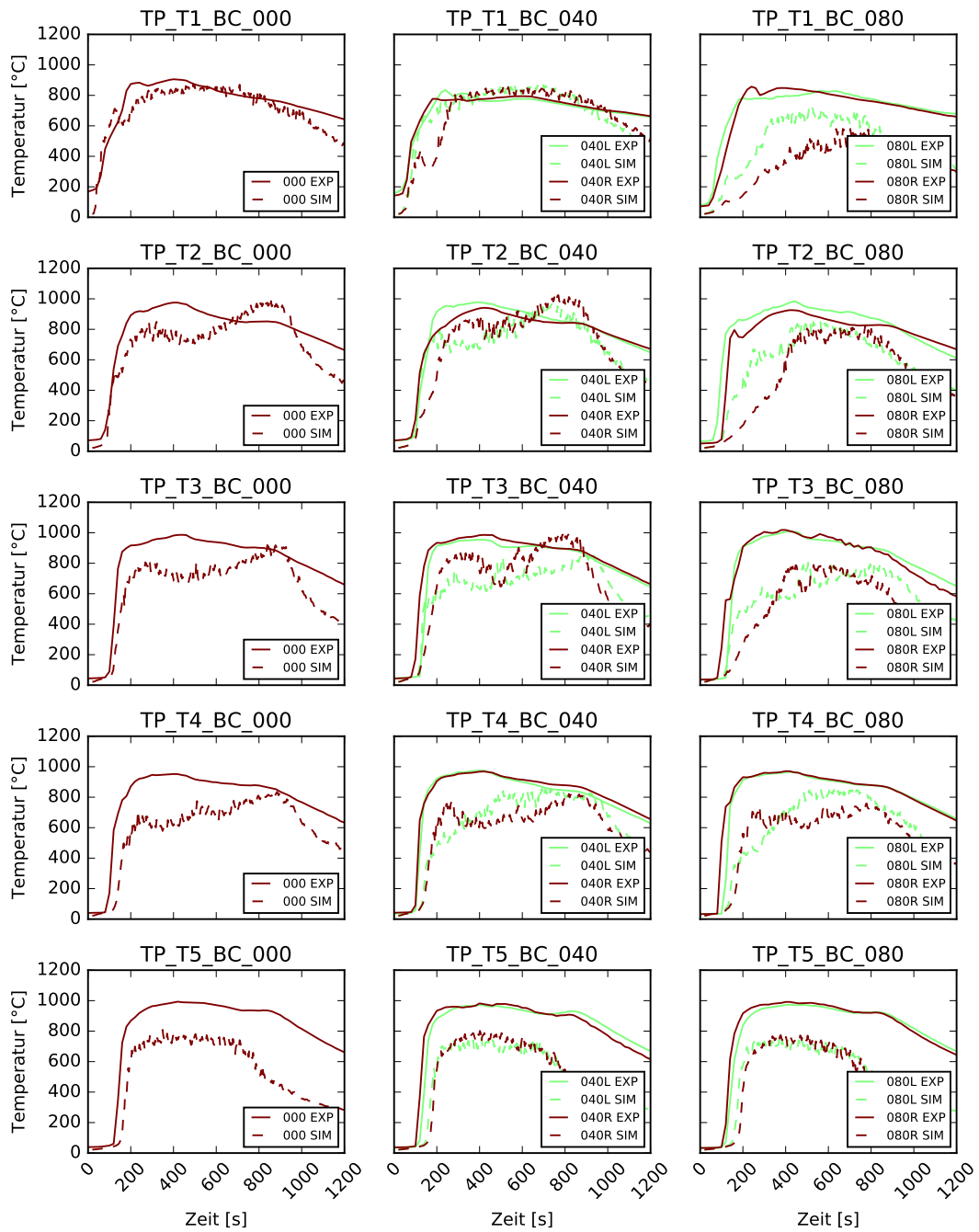


Abb. 8.60: Gemessene und berechnete Oberflächentemperaturen während Versuch T2 für die Trassen T1 (oben) bis T5, (unten) in der Mitte der Trasse (Suffix _000, linke Spalte), 40 cm rechts und links der Mitte (Suffix _040, mittlere Spalte) sowie 80 cm rechts und links der Mitte (Suffix _080, rechte Spalte) für die Fühler TP_TX_BC

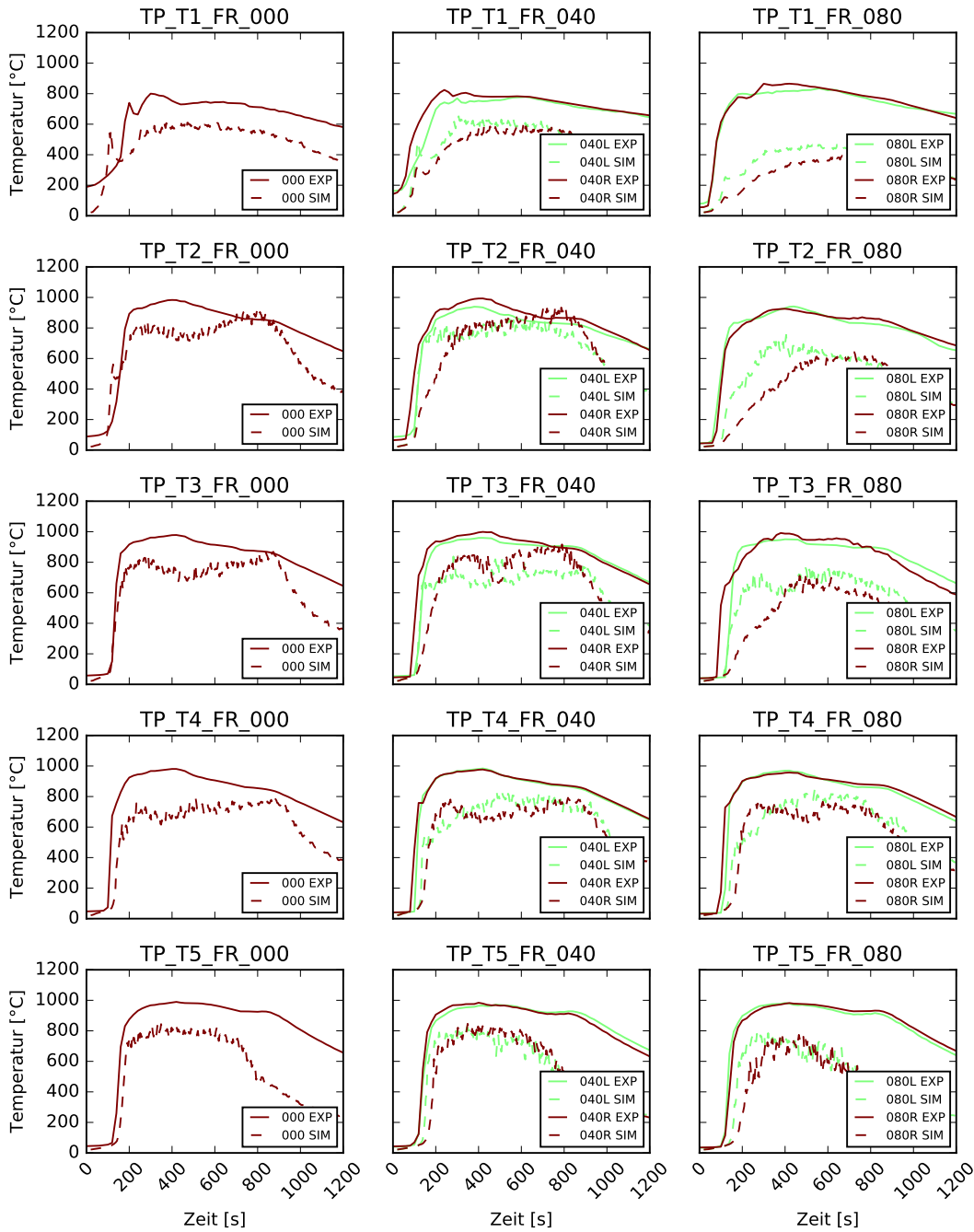


Abb. 8.61: Gemessene und berechnete Oberflächentemperaturen während Versuch T2 für die Trassen T1 (oben) bis T5, (unten) in der Mitte der Trasse (Suffix _000, linke Spalte), 40 cm rechts und links der Mitte (Suffix _040, mittlere Spalte) sowie 80 cm rechts und links der Mitte (Suffix _080, rechte Spalte) für die Fühler TP_TX_FR

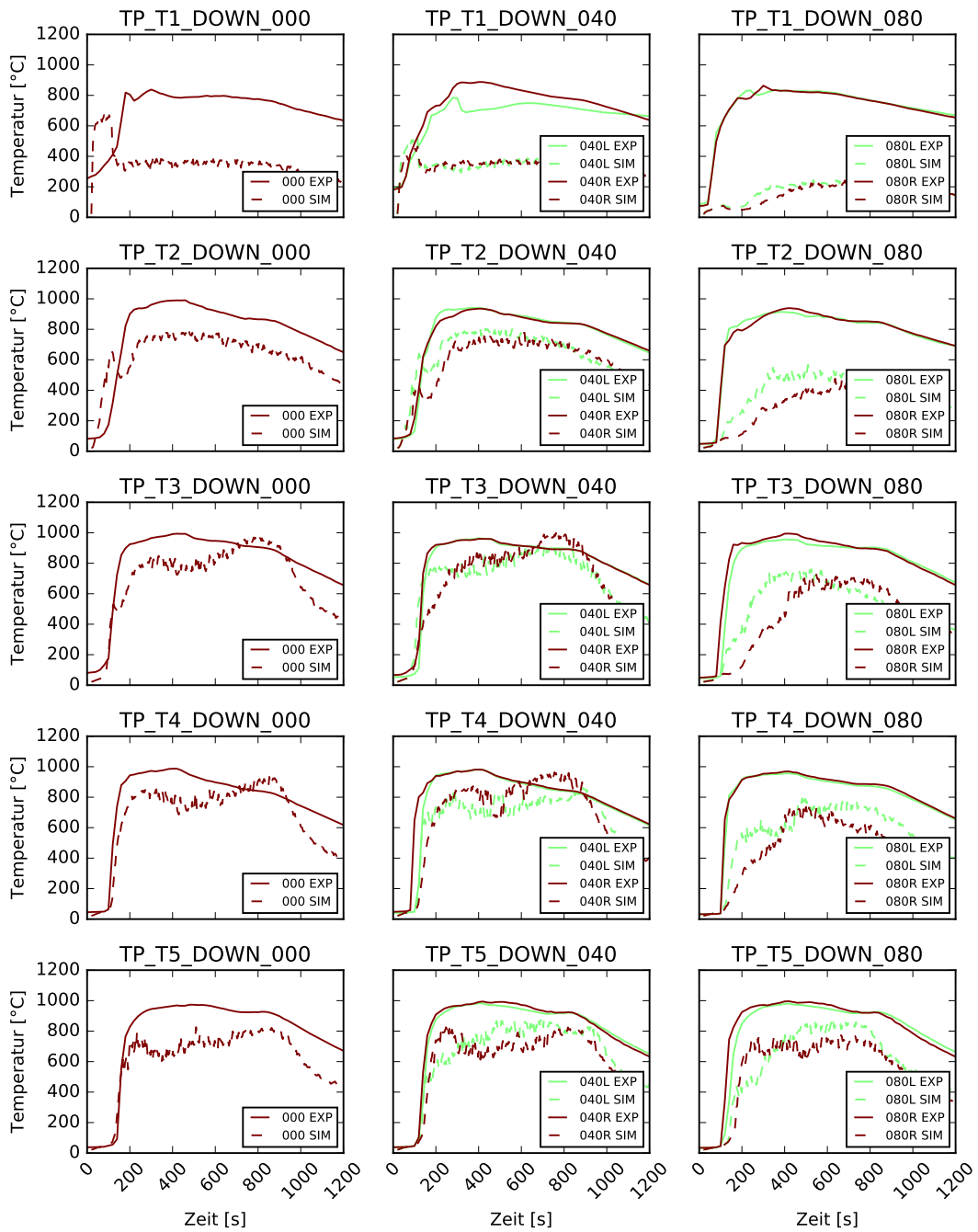


Abb. 8.62: Gemessene und berechnete Oberflächentemperaturen während Versuch T2 für die Trassen T1 (oben) bis T5, (unten) in der Mitte der Trasse (Suffix _000, linke Spalte), 40 cm rechts und links der Mitte (Suffix _040, mittlere Spalte) sowie 80 cm rechts und links der Mitte (Suffix _080, rechte Spalte) für die Fühler TP_TX_DOWN

VERZEICHNIS DER BISHER IN DER SCHRIFTENREIHE DES IBMB ERSCHIENENEN HEFTE (ISSN 1439-3875)

In der Schriftenreihe "Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig - ISSN 0178-5796 (Heft 1 bis 16 als "Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig", Heft 17 bis 39 als "Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig") sind bisher die nachfolgend aufgeführten Hefte erschienen.

Sie können bezogen werden von:

Institut für Baustoffe,
Massivbau und Brandschutz
der Technischen Universität Braunschweig
Bibliothek
Beethovenstraße 52
38106 Braunschweig

Tel. (05 31) 3 91-54 54
Fax (05 31) 3 91-5900
E-Mail o.dienelt@tu-bs.de

oder über jede Buchhandlung.

Kosten:

Je nach Umfang zwischen € 7 und € 30
(zuzüglich Versandkosten)

Das aktuelle Verzeichnis unter:
www.ibmb.tu-bs.de (→ Bibliothek)

Vergriffene Hefte können als Kopien gegen Erstattung der Kopierkosten bezogen werden.

Heft 1:

Deters, R.: Über das Verdunstungsverhalten und den Nachweis öligler Holzschutzmittel. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1962; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1962

Heft 2:

Kordina, K.: Das Verhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbauteilen unter Feuerangriff. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1963; Sonderdruck aus: Beton 13(1962), S. 11-18, 81-84

Heft 3:

Eibl, J.: Zur Stabilitätsfrage des Zweigelenkbogens mit biegeweichem Zugband und schlaffen Hängestangen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1963; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1963

Heft 4:

Kordina, K.; Eibl, J.: Ein Verfahren zur Bestimmung des Vorspannverlustes infolge Schlupf in der Verankerung. Zur Frage der Temperaturbeanspruchung von kreiszylindrischen Stahlbetonsilos. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1964; Sonderdruck aus: Beton- und Stahlbetonbau 58(1963), S. 265-268; 59(1964), S. 1-11

Heft 5:

Ertingshausen, H.: Über den Schalungsdruck von Frischbeton. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1965; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Hannover, 1965

Heft 6:

Waubke, N.V.: Transportphänomene in Betonporen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1966; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 7:

Ehm, H.: Ein Beitrag zur rechnerischen Bemessung von brandbeanspruchten balkenartigen Stahlbetonbauteilen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 8:

Steinert, J.: Möglichkeiten der Bestimmung der kritischen Last von Stab- und Flächen-tragwerken mit Hilfe ihrer Eigenfrequenz. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 9:

Lämmke, A.: Untersuchungen an dämm-schichtbildenden Feuerschutzmitteln. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 10:

Rafla, K.: Beitrag zur Frage der Kippstabi-lität aufgehängter Träger. Institut für Bau-stoffkunde und Stahlbetonbau der Techni-schen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 11:

Ivanyi, G.: Die Traglast von offenen, kreis-förmigen Stahlbetonquerschnitten: Brazier-Effekt. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 12:

Meyer-Ottens, C.: Brandverhalten verschie-dener Bauplatten aus Baustoffen der Klas-sen A und B. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1969

Heft 13:

Fuchs, G.: Zum Tragverhalten von kreis-förmigen Doppelsilos unter Berücksichti-gung der Eigensteifigkeit des Füllgutes. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braun-schweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Techni-sche Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 14:

Meyer-Ottens, C.: Wände aus Holz und Holzwerkstoffen unter Feuerangriff. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1970; Sonderdruck aus: Mitteilungen der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung, H.56(1969)

Heft 15:

Lewandowski, R.: Beurteilung von Bau-werksfestigkeiten anhand von Betongüte-würfeln und -bohrproben. Institut für Bau-stoffkunde und Stahlbetonbau der Techni-schen Hochschule Braunschweig, 1970; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1970

Heft 16:

Neubauer, F.-J.: Untersuchungen zur Frage der Rissesicherung von leichten Trennwän-den aus Gips-Wandbauplatten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Tech-nischen Hochschule Braunschweig, 1970; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1969

Heft 17:

Meyer-Ottens, C.; Kordina, K.: Gutachten über das Brandverhalten von Bauteilen aus dampfgehärtetem Gasbeton: aufgestellt für den Fachverband Gasbetonindustrie. Insti-tut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1970

Heft 17:

Meyer-Ottens, C.; Kordina, K.: Gutachten über das Brandverhalten von Bauteilen aus dampfgehärtetem Gasbeton. Erw. Neuaufl. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974

Heft 18:

Bödeker, W.: Die Stahlblech-Holz-Nagelverbindung und ihre Anwendung: Grundlagen und Bemessungsvorschläge. Braunschweig. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1971; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1971, ISBN 3-89288-057-3

Heft 19:

Meyer-Ottens, C.: Bauaufsichtliche Brandschutzvorschriften: Beispiele für ihre Erfüllung bei Wänden, Brandwänden und Decken. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1971

Heft 20:

Liermann, K.: Das Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonbrückenpfeilern mit Rollenlagern. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972, ISBN 3-89288-056-5

Heft 22:

Nürnberger, U.: Zur Frage des Spannungsrißkorrosionsverhaltens kohlenstoffarmer Betonstähle in Nitratlösungen unter Berücksichtigung praxisnaher Verhältnisse. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972, ISBN 3-89288-054-9

Heft 23:

Meyer-Ottens, C.: Zur Frage der Abplatzungen an Betonbauteilen aus Normalbeton bei Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972

Heft 24:

El-Arousy, T.H.: Über die Steinkohlenflugasche und ihre Wirkung auf die Eigenschaften von Leichtbeton mit geschlossenem Gefüge im frischen und festen Zustand. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973, ISBN 3-89288-053-0

Heft 25:

Rieche, G.: Mechanismen der Spannungs-korrosion von Spannstählen im Hinblick auf ihr Verhalten in Spannbetonkonstruktionen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973, ISBN 3-89288-052-2

Heft 26:

Tennstedt, E.: Beitrag zur rechnerischen Ermittlung von Zwangsschnittgrößen unter Berücksichtigung des wirklichen Verformungsverhaltens des Stahlbetons. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-051-4

Heft 27:

Schneider, U.: Zur Kinetik festigkeitsmindernder Reaktionen in Normalbetonen bei hohen Temperaturen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973

Heft 28:

Neisecke, J.: Ein dreiparametrisches, komplexes Ultraschall-Prüfverfahren für die zerstörungsfreie Materialprüfung im Bauwesen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-050-6

Heft 29:

Kordina, K.; Maack, P.; Hjorth, O.: Traglastermittlung an Stahlbeton-Druckgliedern. Schlußbericht (AIF-Nr. 956). Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-048-4

Heft 30:

Eibl, J.; Ivanyi, G.: Berücksichtigung der Torsionssteifigkeit von Randbalken bei Stahlbetondecken. Schlußbericht, Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974

Heft 31:

Kordina, K.; Janko, B.: Stabilitätsnachweise von Rahmensystemen im Stahlbetonbau. Schlußbericht (AIF-Nr. 1388), Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-049-2

Heft 32:

Hjorth, O.: Ein Beitrag zur Frage der Festigkeiten und des Verbundverhaltens von Stahl und Beton bei hohen Beanspruchungsgeschwindigkeiten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1976; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1975

Heft 33:

Klingsch, W.: Traglastberechnung instationär thermisch belasteter schlanker Stahlbetondruckglieder mittels zwei- und dreidimensionaler Diskretisierung. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1976; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1976

Heft 34:

Djamous, F.: Thermische Zerstörung natürlicher Zuschlagstoffe im Beton. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977

Heft 35:

Haksever, A.: Zur Frage des Trag- und Verformungsverhaltens ebener Stahlbetonrahmen im Brandfall. Braunschweig. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977

Heft 36:

Storkebaum, K.-H.: Ein Beitrag zur Traglastermittlung von vierseitig gelagerten Stahlbetonwänden. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977, ISBN 3-89288-045-X

Heft 37:

Bechtold, R.: Zur thermischen Beanspruchung von Außenstützen im Brandfall. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977, ISBN 3-89288-046-8

Heft 38:

Steinert, J.: Bestimmung der Wasserdurchlässigkeit von Kiesbeton aus dem Wassereindringverhalten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Unveränderter Nachdruck der Erstveröffentlichung Bad Honnef, Osang, 1977 (Zivilschutzforschung, Bd. 7)

Heft 39:

Weiß, R.: Ein haufwerkstheoretisches Modell der Restfestigkeit geschädigter Betone. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1978; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1978, ISBN 3-89288-047-6

Heft 40:

Alda, W.: Zum Schwingkriechen von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1978; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1978, ISBN 3-89288-035-2

Heft 41:

Teutsch, M.: Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbalken mit rechteckigem Querschnitt unter kombinierter Beanspruchung aus Biegung, Querkraft und Torsion. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-036-0

Heft 42:

Schneider, U.: Ein Beitrag zur Frage des Kriechens und der Relaxation von Beton unter hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1979

Heft 43:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Veröffentlichungen 1967 bis 1979. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-037-9

Heft 44:

Kordina, K.; Fröning, H.: Druckmessungen in Silozellen mit einer neu entwickelten Sonde. Abschlußbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-038-7

Heft 45:

Henke, V.: Ein Beitrag zur Zuverlässigkeit frei gelagerter Stahlbetonstützen unter genormter Brandeinwirkung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1980; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1980

Heft 46:

Schneider, U.; Haksever, A.: Wärmebilanzrechnungen für Brandräume mit unterschiedlichen Randbedingungen (Teil 1). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1980

Heft 47:

Walter, R.: Partiiell brandbeanspruchte Stahlbetondecken: Berechnung des inneren Zwanges mit einem Scheibenmodell. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1981, ISBN 3-89288-039-5

Heft 48:

Svensvik, B.: Zum Verformungsverhalten gerissener Stahlbetonbalken unter Einschluß der Mitwirkung des Betons auf Zug in Abhängigkeit von Last und Zeit. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1981, ISBN 3-89288-040-9

Heft 49:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Veröffentlichungen 1967 bis 1981. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981, ISBN 3-89288-041-7

Heft 50:

Ojha, S.K.: Die Steifigkeit und das Verformungsverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbalken unter kombinierter Beanspruchung aus Torsion, Biegemoment, Querkraft und Axialkraft. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-042-5

Heft 51:

Henke, V.: Zusammenstellung und Anwendung Bayes'scher Verfahren bei der Stichprobenbeurteilung. Projekt D1 des SFB 148. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-043-3

Heft 52:

Haksever, A.: Stahlbetonstützen mit Rechteckquerschnitten bei natürlichen Bränden. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Habil.-Schr., Technische Universität Istanbul, 1982, ISBN 3-89288-044-1

Heft 53:

Weber, V.: Untersuchung des Reiß- und Verformungsverhaltens segmentärer Spannbetonbauteile. Braunschweig. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-017-4

Heft 54:

Ranisch, E.-H.: Zur Tragfähigkeit von Verklebungen zwischen Baustahl und Beton: geklebte Bewehrung. Unveränderter Nachdruck der Ausgabe 1982. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-010-7

Heft 55:

Wiedemann, G.: Zum Einfluß tiefer Temperaturen auf Festigkeit und Verformung von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982

Heft 56:

Timm, R.: Ein geometrisch und physikalisch nichtlineares Rechenmodell zur optimalen Biegebemessung ebener Stahlbetonrahmen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-018-2

Heft 57:

Diederichs, U.: Untersuchungen über den Verbund zwischen Stahl und Beton bei hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-019-0

Heft 58:

Schneider, U.: Wärmebilanzrechnungen in Verbindung mit Versuchen in Brandräumen (Teil 2). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-020-4

Heft 59:

Dobbernack, R.: Wärmebilanzrechnungen in Brandräumen unter Berücksichtigung der Mehrzonenmodellbildung (Teil 3). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-021-2

Heft 60:

Hillger, W.: Verbesserungen und Erweiterungen von Ultraschallprüfverfahren zur zerstörungsfreien Fehlstellen- und Qualitätskontrolle von Betonbauteilen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-014-X

Heft 61:

Blume, F.: Zur Wirklichkeitsnähe der Lastannahmen in Silovorschriften für Zellen aus Stahlbeton und Spannbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-013-1

Heft 62:

Nölting, D.: Das Durchstanzen von Platten aus Stahlbeton : Tragverhalten, Berechnung, Bemessung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-012-3

Heft 63:

Wesche, J.: Brandverhalten von Stahlbetonplatten im baupraktischen Einbauzustand. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-009-3

Heft 64:

Droese, S.: Untersuchungen zur Technologie des Gleitschalungsbaus. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-000-X

Heft 65:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Forschungsarbeiten 1978 - 1983. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-001-8

Heft 66:

Hegger, J.: Einfluß der Verbundart auf die Grenztragfähigkeit von Spannbetonbalken. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-002-6

Heft 67:

Kepp, B.: Zum Tragverhalten von Verankerungen für hochfeste Stäbe aus Glasfaserverbundwerkstoff als Bewehrung im Spannbetonbau. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-003-4

Heft 68:

Sager, H.: Zum Einfluß hoher Temperaturen auf das Verbundverhalten von einbetonierten Bewehrungsstäben. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-004-2

Heft 69:

Haß, R.: Zur praxisgerechten brandschutztechnischen Beurteilung von Stützen aus Stahl und Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-005-0

Heft 70:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: 17. Forschungskolloquium des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton, März 1986, Kurzfassungen der Beiträge. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-006-9

Heft 71:

Ehm, C.: Versuche zur Festigkeit und Verformung von Beton unter zweiachsender Beanspruchung und hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-007-7

Heft 72:

Hartwich, K.: Zum Reiß- und Verformungsverhalten von Stahlfaserverstärkten Stahlbetonstäben unter Längszug. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-008-5

Heft 73:

Scheuermann, J.: Zum Einfluß tiefer Temperaturen auf Verbund und Reißbildung von Stahlbetonbauteilen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-011-5

Heft 74:

Hinrichsmeyer, K.: Strukturorientierte Analyse und Modellbeschreibung der thermischen Schädigung von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-015-8

Heft 75:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Fachseminar Neue Bemessungsregeln durch Änderung der Stahlbeton- und Spannbetonvorschriften DIN 1045, DIN 4227, Juni 1986, Kurzfassungen der Beiträge. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-022-0

Heft 76:

Budelmann, H.: Zum Einfluß erhöhter Temperaturen auf Festigkeit und Verformung von Beton mit unterschiedlichen Feuchtegehalten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-016-6

Heft 77:

Großmann, F.: Spannungen und bruchmechanische Vorgänge im Normelbeton unter Zugbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-023-9

Heft 78:

Rohling, A.: Zum Einfluß des Verbundkriechens auf die Rißbreitenentwicklung sowie auf die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-024-7

Heft 79:

Henning, W.: Zwangrißbildung und Bewehrung von Stahlbetonwänden auf steifen Unterbauten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-025-5

Heft 80:

Richter, E.: Zur Berechnung der Biegetragfähigkeit brandbeanspruchter Spann-betonbauteile unter Berücksichtigung geeigneter Vereinfachungen für die Materialgesetze. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-026-3

Heft 81:

Kiel, M.: Nichtlineare Berechnung ebener Stahlbetonflächentragwerke unter Ein-schluß von Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-027-1

Heft 82:

Konietzko, A.: Polymerspezifische Auswirkungen auf das Tragverhalten modifizierter zementgebundener Betone (PCC). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-028-X

Heft 83:

Grzeschkowitz, R.: Zum Trag- und Verformungsverhalten schlanker Stahlbetonstützen unter besonderer Berücksichtigung der schiefen Biegung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-030-1

Heft 84:

Wiese, J.: Zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonplatten unter partieller Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-031-X

Heft 85:

Rudolph, K.: Traglastberechnung zwei-achsig biegebeanspruchter Stahlbetonstützen unter Brandeinwirkung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-032-8

Heft 86:

Kordina, K.; Meyer-Ottens, C.; Noack, I.: Einfluß der Eigenbrandlast auf das Brandverhalten von Bauteilen aus brennbaren Baustoffen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989, in Vorbereitung, ISBN 3-89288-058-1

Heft 87:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Forschungsarbeiten 1984 - 1989. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989, ISBN 3-89288-034-4

Heft 88:

Grossert, E.: Untersuchungen zum Tragverhalten von Massivbrücken mit zweizelligem Kastenquerschnitt. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1989, ISBN 3-89288-059-X

Heft 89:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Weiterbildungsseminar "Bauen in Europa", 15.-16. November 1990 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-063-8

Heft 90:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Claußen, T.; Voß, K.-U.: Vorspannung im Hochbau. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1991, ISBN 3-89288-064-6

Heft 91:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachtagung Spannbeton im Hoch- und Industriebau, Kurzreferate, 1991, ISBN 3-89288-065-4

Heft 92:

Heins, T.: Simulationsmodell zur sicherheitstechnischen Beurteilung der Rauchausbreitung in ausgedehnten Räumen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1991; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, ISBN 3-89288-066-2

Heft 93:

Hagen, E.: Zur Prognose des Gefährdungspotentials von Raumbränden. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1992; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1991, ISBN 3-89288-072-7

Heft 94:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachseminar "Instandsetzung und Ertüchtigung von Massivbauten", 14.-15. November 1991 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-068-9

Heft 95:

Qualitätssicherung im Bauwesen, VMPA-Tagung 1992, 25.-26.06.1992, Tagungsbericht, ISBN 3-89288-071-9

Heft 96:

Weiterbildungsseminar "Brandschutz im Industriebau", 30.09.1992 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-070-0

Heft 97:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachseminar "Neue Technologien im Bauwesen", 12.-13.11.1992 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-073-5

Heft 98:

Gunkler, E.: Verstärkung biegebeanspruchter Mauerwerkswände durch bewehrte Ergänzungsschichten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1992, ISBN 3-89288-074-3

Heft 99:

Dorn, T.: Zur Berechnung des Tragverhaltens brandbeanspruchter Tragwerke in Verbundbauweise unter besonderer Berücksichtigung der Träger-Stützen-Anschlüsse. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1992, ISBN 3-89288-075-1

Heft 100:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachseminar "Stahlfaserbeton", 04.03.1993 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-076-X

Heft 101:

Falkner, H.; Teutsch, M.: Vergleichende Untersuchungen an unbewehrten und stahlfaserbewehrten Industriefußböden. Forschungsbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-077-8

Heft 102:

Falkner, H.; Teutsch, M.: Comparative studies of plain and steel fiber reinforced concrete industrial ground slabs. Forschungsbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-078-6

Heft 103:

Braunschweiger Brandschutz-Tage 1993: Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis. 06.-07.10.1993, Kurzreferate, ISBN 3-89288-079-4

Heft 104:

Thienel, K.-C.: Festigkeit und Verformung von Beton bei hoher Temperatur und biaxialer Beanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-080-8

Heft 105:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Braunschweiger Bauseminar 1993 "Dauerhafte Bauwerke aus Faserbeton", 11.-12.11.1993 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-081-6

Heft 106:

Neuentwicklungen im baulichen Brandschutz. Dr. Meyer-Ottens 60 Jahre; Fachseminar 18.03.1994 in Braunschweig, ISBN 3-89288-085-9

Heft 107:

Bunte, D.: Zum karbonatisierungsbedingten Verlust der Dauerhaftigkeit von Außenbauteilen aus Stahlbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-086-7

Heft 108:

Holzenkämpfer, P.: Ingenieurmodell des Verbundes geklebter Bewehrung für Betonbauteile. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-087-5

Heft 109:

Forschungsarbeiten 1990 - 1994. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-088-3

Heft 110:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Rohde, S.: Untersuchung der Schubtragfähigkeit und der Wasserundurchlässigkeit von Arbeitsfugen unter Verwendung von Stremaform-Abshalelementen.

Falkner, H.; Teutsch, M.; Claußen, T.: Schubtragfähigkeit des Vergußbetons zwischen Köcher-, Block oder Hülsenfundamenten und Stützenfuß bei unterschiedlich profilierten Betonoberflächen.

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-089-1

Heft 111:

Voß, K.-U.: Zum Trag- und Verformungsverhalten bei Schwellbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-090-5

Heft 112:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten: 05./06.10.1994 in Braunschweig; Kurzreferate, 1994, ISBN 3-89288-092-1

Heft 113:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Aus der Forschung in die Praxis: 10./11.11.1994; Braunschweiger Bauseminar 1994, ISBN 3-89288-091-3

Heft 114:

Warnecke, P.: Tragverhalten und Konsolidierung von historischem Natursteinmauerwerk, 1995

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-094-8

Heft 115:

Braunschweiger Brandschutz-Tage 1995: 6. Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis: 04.-05.10.1995, Kurzreferate, ISBN 3-89288-093-X

Heft 116:

Huang, Z.: Grenzbeanspruchung gebetteter Stahlfaserbetonplatten, 1995

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-095-6

Heft 117:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Huang, Z.: Untersuchung des Trag- und Verformungsverhaltens von Industriefußböden aus Stahlfaserbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-096-4

Heft 118:

Kubat, B.: Durchstanzverhalten von vorge-spannten, punktförmig gestützten Platten aus Stahlfaserbeton, 1995

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-097-2

Heft 119:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Dichte Bauwerke: 09./10.11.1995; Braunschweiger Bauseminar 1995, ISBN 3-89288-091-3

Heft 120:

Steinert, C.: Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteile im Brandfall, Abschlußbericht, 1995, ISBN 3-89288-099-9

Heft 121:

Schütte, J.; Teutsch, M.; Falkner, H.: Fugenlose Betonbodenplatten, Forschungsbericht, 1996, ISBN 3-89288-100-6

Heft 122:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten: 24./25.09.1996 in Braunschweig, Kurzreferate, 1996, ISBN 3-89288-101-4

Heft 123:

Droese, S.; Riese, A.: Belastungsversuche an zwei Durchlauf-Plattenstreifen aus Elementplatten mit Aufbeton aus Stahlfaserbeton, 1996, ISBN 3-89288-102-4

Heft 124:

Hankers, C.: Zum Verbundtragverhalten laschenverstärkter Betonbauteile unter nicht vorwiegend ruhender Beanspruchung, 1996

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1996, ISBN 3-89288-103-0

Heft 125:

Schmidt-Döhl, F.: Ein Modell zur Berechnung von kombinierten chemischen Reaktions- und Transportprozessen und seine Anwendung auf die Korrosion mineralischer Baustoffe, 1996

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1996, ISBN 3-89288-104-9

Heft 126:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Ingenieurbauwerke mit neuen Konzepten: 14./15.11.1996, Braunschweiger Bauseminar 1996, ISBN 3-89288-105-7

Heft 127:

Forschung über Baudenkmalpflege - Arbeitsberichte: 1990 - 1993, 1996, ISBN 3-89288-106-5

Heft 128:

Festschrift zum 65. Geburtstag von Prof. Dr.-Ing. F. S. Rostásy: Baustoffe in Praxis, Lehre und Forschung, 1997, ISBN 3-89288-107-3

Heft 129:

Forschung über Baudenkmalpflege - Arbeitsberichte: 1994, 1997, ISBN 3-89288-108-1

Heft 130:

Forschung über Baudenkmalpflege - Arbeitsberichte: 1995, 1997, ISBN 3-89288-109-X

Heft 131:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Klinkert H.: Trag- und Verformungsverhalten dynamisch beanspruchter Fahrbahnen aus Beton- und Stahlfaserbeton, Forschungsbericht, 1997, ISBN 3-89288-110-3

Heft 132:

Schütte, J.: Einfluß der Lagerungsbedingungen auf Zwang in Betonbodenplatten, 1997
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1997, ISBN 3-89288-111-1

Heft 133:

Braunschweiger Brandschutz-Tage 1997: 7. Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis: 01.-02.10.1997, Kurzreferate, ISBN 3-89288-112-X

Heft 134:

Ameler, J.: Betonverhalten bei hohen Temperaturen und triaxialer Beanspruchung - FE-Modell auf der Basis der Betonstruktur, 1997
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1997, ISBN 3-89288-113-8

Heft 135:

Tagung Konsolidierung von historischem Natursteinmauerwerk: 06./07.11.1997 in Braunschweig, ISBN 3-89288-114-6

Heft 136:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Innovatives Bauen: 13./14.11.1997, Braunschweiger Bauseminar 1997, ISBN 3-89288-115-4

Heft 137:

Forschung über Baudenkmalpflege - Arbeitsberichte: 1996 - 1997. 1998. ISBN 3-89288-116-2

Heft 138:

Scheibe, M.: Vorhersage des Zeitstandverhaltens unidirektionaler Aramidfaserverbundstäbe in alkalischer Umgebung. 1998. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 1998. ISBN 3-89288-117-0

Heft 139:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten : 29./30.9.1998 in Braunschweig ; Kurzreferate. 1998. ISBN 3-89288-118-9

Heft 140:

Gutsch, A.: Stoffeigenschaften jungen Betons - Versuche und Modelle. 1998. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss. ISBN 3-89288-119-7

Heft 141:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Beton auf neuen Wegen : 12.-13.11.1998 ; Braunschweiger Bauseminar 1998. ISBN 3-89288-120-0

Heft 142:
Betonbau - Forschung, Entwicklung und Anwendung : Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing Horst Falkner am 20.4.1999. 1999.
ISBN 3-89288-121-9

Heft 143:
Teutsch, M ; Klinkert, H.
Leistungsklassen von Stahlfaserbeton. 1999.
ISBN 3-89288-122-7

Heft 144:
Forschungsarbeiten 1995 - 1999. 1999.
ISBN 3-89288-123-5

Heft 145:
Braunschweiger Brandschutztage 1999: 8. Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis ; 4.-5. Oktober 1999 in Braunschweig., Kurzreferate. 1999.
ISBN 3-89288-124-3

Heft 146:
Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Bauen im nächsten Jahrtausend : 11.11.-12.11.1999 ; Braunschweiger Bauseminar 1999.
ISBN 3-89288-125-1

Heft 147:
Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten: 28./29.3.2000 in Braunschweig; Kurzreferate, 2000.
ISBN 3-89288-126-X

Heft 148:
Hariri, K.: Bruchmechanisches Verhalten jungen Betons - Laser-Speckle-Interferometrie und Modellierung der Rißprozeßzone. 2000.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2000.
ISBN 3-89288-127-8

Heft 149:
Wigger, H.: Rissbildung in historischem Natursteinmauerwerk : Beobachtung, Versuche und Berechnungsmodelle. 2000.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2000.
ISBN 3-89288-128-6

Heft 150:
Neubauer, U.: Verbundtragverhalten geklebter Lamellen aus Kohlenstofffaser – Verbundwerkstoff zur Verstärkung von Betonbauteilen. 2000
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2000.
ISBN 3-89288-129-4.

Heft 151:
Brandschutz in Chemikalienlagern. 2000.
ISBN 3-89288-130-8

Heft 152:
Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Trends und Entwicklungen im Bauwesen : 9.-10.11.2000 ; Braunschweiger Bauseminar 2000.
ISBN 3-89288-131-6

Heft 153:
Rostásy, F.S. ; Budelmann, H. [Hrsg.]
Rissbeherrschung massiger Betonbauteile : Bauwerk, Werkstoff, Simulation ; Braunschweig, 20.3.2001.
ISBN 3-89288-132-4

Heft 154:
Krauß, M. ; Hariri, K. ; Rostásy, F.S.
Hydratationsgrad, Ultraschall-Technik zur Beschreibung der Erhärtung, bruchmechanisches Verhalten jungen Betons : Berichte ; Forschungsprojekt der EU (Brite Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 3-89288-135-9.

Heft 155:
Gutsch, A. ; Rostásy, F.S.
Spannungs-Dehnungslinie, viskoelastisches Verhalten und autogenes Schwinden jungen Betons : Berichte ; Forschungsprojekt der EU (Brite Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 3-89288-136-7

Heft 156:

Rostásy, F.S. ; Krauß, M. ; Gutsch, A.
Spannungsberechnung und Risskriterien für
jungen Beton – Methoden des iBMB : Be-
richt ; Forschungsprojekt der EU (Brite
Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 3-89288-137-5

Heft 157:

Rostásy, F.S. ; Krauß, M. ; Gutsch, A.
Früher Zwang in massigen Sohlplatten :
Bericht ; Forschungsprojekt der EU (Brite
Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 4-89288-138-3

Heft 158:

Braunschweiger Brandschutztage 2001: 9.
Fachseminar Brandschutz - Forschung und
Praxis ; 1.-2. Oktober 2001 in Braun-
schweig., Kurzreferate. 2001.
ISBN 3-89288-139-1

Heft 159:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Bauen im Wandel der Zeit : 8.-9.11.2001 ;
Braunschweiger Bauseminar 2001. 2001.
ISBN 3-89288-140-5.

Heft 160:

Beiträge zum 40. Forschungskolloquium
des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton :
11.-12.10.2001 in Braunschweig. 2001.
ISBN 3-89288-141-3

Heft 161:

Dora, B.: Hydraulisch erhärtende Baustoffe
aus Betonbrechsand – Phasenveränderun-
gen durch Temperaturbehandlung und Ein-
satzmöglichkeiten.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2001.
ISBN 3-89288-142-1.

Heft 162:

RO 70 : 50 Jahre Forschung und 25 Disser-
tationen ; Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h.
Rostásy, zum 70 Geburtstag gewidmet.
2002.
ISBN 3-89288-143-X.

Heft 163:

Praxisseminar Brandschutz bei Sonderbau-
ten : 1. und 2. Oktober 2002 in Braun-
schweig ; Kurzreferate.
2002.
ISBN 3-89288-144-8

Heft 164:

Stahlfaserbeton : Ein unberechenbares Ma-
terial? ; 14.-15. November - Braunschwei-
ger Bauseminar 2002.
ISBN 3-89288-145-6

Heft 165:

Niemann, P.
Gebrauchsverhalten von Bodenplatten aus
Beton unter Einwirkungen infolge Last und
Zwang. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.,
2002.
ISBN 3-89288-146-4

Heft 166:

Budelmann ; H. ; Falkner, H. [Hrsg.]
Bauen im Bestand : 25. März 2003.
ISBN 3-89288-147-2

H. 167:

Blume, G.W.: Ingenieurmodell zur brand-
schutztechnischen Bemessung von Bautei-
len auf der Basis von experimentell ermit-
telten Verbrennungseffektivitäten. 2003.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2002.
ISBN 3-89288-148-0

H. 168:

Braunschweiger Brandschutztage 2003: 10.
Fachseminar Brandschutz - Forschung und
Praxis ; 30.9. - 1.10.2003 in Braunschweig.,
Kurzreferate. 2003.
ISBN 3-89288-149-9

H. 169:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Bauforschung und -praxis in schwierigen
Zeiten : 13. und 14. November ; Braun-
schweiger Bauseminar 2003.
ISBN 3-89288-150-2

H 170:

Hemmy, O.: Zum Gebrauchs- und Tragverhalten von Tunnelschalen aus Stahlfaserbeton und stahlfaserverstärktem Stahlbeton. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2003. ISBN 3-89288-151-0

H. 171:

Dehne, M.: Probabilistisches Sicherheitskonzept für die brandschutztechnische Bemessung. 2003. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2003. ISBN 3-89288-153-7

H. 172:

Paliga, K.: Entstehung und Vermeidung von Betonabplatzungen bei Tunnelbränden. 2003. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2003. ISBN 3-89288-154-5

Heft 173:

Festschrift zum 60 Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dietmar Hossler : Brandschutz und mehr... 2003. ISBN 3-89288-152-9

Heft 174:

Timm, M.: Verbundwirkung des Betons im Bereich von STREMAFORM - Abschalelementen : Untersuchungsbericht ; Okt. 2000. 2004. ISBN 3-89288-156-1

Heft 175:

Zehfuß, J.: Bemessung von Tragsystemen mehrgeschossiger Gebäude in Stahlbauweise für realistische Brandbeanspruchung. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004. ISBN 3-89288-155-3

Heft 176:

Nause, P.: Berechnungsgrundlagen für das Brandverhalten von Druckgliedern aus hochfestem Beton. 2004. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004. ISBN 3-89288-157-X
Nicht in der Schriftenreihe erschienen.

Heft 177:

Budelmann ; H. ; Falkner, H. [Hrsg.]
Bauen im Bestand : 23. März 2004.
ISBN 3-89288-158-8

H. 178:

Praxisseminar Brandschutz bei Sonderbauten : 29. – 30.9.2004 in Braunschweig ; Kurzreferate. 2004. ISBN 3-89288-159-6

H. 179:

Krauß, M.: Probabilistischer Nachweis der Wirksamkeit von Maßnahmen gegen frühe Trennrisse in massigen Betonbauteilen. 2004. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004. ISBN 3-89288-160-X.

H. 180:

Weiske, R.
Durchleitung hoher Stützlasten bei Stahlbetonflachdecken. 2004. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004. ISBN 3-89288-161-8.

H. 181:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Qualität im Bauwesen : 11. und 12. Nov. ; Braunschweiger Bauseminar 2004. ISBN 3-89288-162-6

H. 182:

Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing. Klaus Peter Großkurth : Struktur und Anwendung der Baustoffe. 2005. ISBN 3-89288-163-4

H. 183:

Budelmann, H. ; Laube, M. ; Hinrichs, W. [Hrsg.]
Bauen im Bestand : 23. Februar 2005. ISBN 3-89288-164-2

- H. 184:
Hinrichs, W.
Charakterisierung einer einheitlichen Messmethodik und Validierung ausgewählter Verfahren für die Bestimmung der Maschenweiten von Stahldrahtgeweben : Das Forschungsvorhaben wurde von der Stiftung Stahlanwendungsforschung im Stifterverband für die Deutsche Wissenschaft e.V. gefördert (Az: A 182/S24/10036/02. 2005). ISBN 3-89288-166-9.
- H. 185:
Braunschweiger Brandschutz-Tage '05 : 11. Fachseminar Brandschutz – Forschung und Praxis, 28. und 29. Sept. 2005 in Braunschweig, Tagungsbericht. ISBN 3-89288-167-7.
- H. 186:
Will, J.: Entwicklung eines sauerstoffkalorimetrischen Verfahrens zur Bestimmung von Brandparametern bei unterschiedlich ventilerten Bränden. 2005. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2005. ISBN 3-89288-168-5.
- H. 187:
Rigo, E.M.: Ein probabilistisches Konzept zur Beurteilung der Korrosion zementgebundener Baustoffe durch lösenden und treibenden Angriff. 2005. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2005. ISBN 3-89288-169-3.
- H. 188:
Budermann, H. ; Gutsch, A.-W. [Hrsg.]
Bauen im Bestand : Beton in der Abwassertechnik ; 6. Sept. 2005. ISBN 3-89288-170-7.
- H. 189:
Gerritzen, D.P.
Zur Frage der Nachnutzbarkeit verbundlos vorgespannter Stahlbetondecken nach Brandeinwirkung. 2005. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2005. ISBN 3-89288-171-5.
- H. 190:
Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Bewe(är)ter Betonbau : 10. und 11. November ; Braunschweiger Bauseminar 2005. ISBN 3-89288-172-3
- H. 191:
Kurzberichte aus der Forschung 2005. 2006. ISBN 3-89288-173-1
- H. 192:
Praxisseminar Brandschutz bei Sonderbauten : 26.-27. Sept. 2006 ; Kurzreferate. ISBN-10: 3-89288-174-X
ISBN-13: 978-3-89288-174-2.
- H. 193:
Sperling, D.
Eine Methode zur automatisierten Überwachung von Spannbetonfahrwegträgern. 2006. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2006. ISBN-10: 3-89288-175-8
ISBN-13: 978-3-89288-175-9.
- H. 194:
Grunert, J.P.
Zum Tragverhalten von Spannbetonfertigteilbalken aus Stahlfaserbeton ohne Betonstahlbewehrung. 2006. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2006. ISBN-10: 3-89288-176-6
ISBN-13: 978-3-89288-176-6.
- H. 195:
Budermann, H. ; Gutsch, A.-W. [Hrsg.]
Bau Symposium Braunschweig (BSB 2007) : Stand und Entwicklung des Trockenbaus ; 8. März. 2007. ISBN 978-3-89288-177-3.
- H. 196:
Bruder, S.
Adaptive Modellierung der Dauerhaftigkeit im Zuge der Überwachung von Betonbauwerken. 2007. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 1996. ISBN 978-3-89288-178-0.

- H. 197:
Holst, A.
Korrosionsmonitoring und Bruchortung
vorgespannter Zugglieder in Bauwerken.
2007.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-179-7.
- H. 198:
Forell, B.
A Methodology to assess Species Yields of
Compartment Fires by means of an extend-
ed Global Equivalence Ratio Concept.
2007.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-180-3.
- H. 199:
Braunschweiger Brandschutz-Tage '07 : 21.
Fachseminar Brandschutz – Forschung und
Praxis, 26. und 27. Sept. 2007 in Braun-
schweig, Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-181-0.
- H. 200:
Nothnagel, R.
Hydratations- und Strukturmodell für Ze-
mentstein. 2007.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-182-7
- H. 201:
Riese, O.
Ein Brandausbreitungsmodell für Kabel.
2007.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-183-4
- H. 202:
Braunschweiger Brandschutz-Tage '08 : 22.
Fachtagung ; Brandschutz bei Sonderbauten
, 30.9. – 1.10.2008 – Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-185-8
- H. 203:
Klinzmann, C.
Methodik zur computergestützten, probabi-
listischen Bauwerksbewertung unter Einbe-
ziehung von Bauwerksmonitoring. 2008.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-186-5.
- H. 204:
Schnetgöke, R.
Zuverlässigkeitsorientierte Systembewer-
tung von Massivbauwerken als Grundlage
für die Bauwerksüberwachung. 2008.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-187-2.
- H. 205:
Budelmann, H. ; Gutsch, A.-W. [Hrsg.]
Bau Symposium Braunschweig (BSB
2008): Konstruktiver Holzbau ; 4. Novem-
ber 2008.
ISBN 978-3-89288-188-9.
- H. 206:
Kampmeier, B.
Risikogerechte Brandschutzlösungen für
den mehrgeschossigen Holzbau. 2008.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2008.
ISBN 978-3-89288-189-6.
- H. 207:
Husemann, U.
Erhöhung der Verbundtragfähigkeit von
nachträglich aufgeklebten Lamellen durch
Bügelumschließungen.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2009.
ISBN 978-3-89288-190-2
- H. 208:
Braunschweiger Brandschutz-Tage '09 : 23.
Fachtagung Brandschutz – Forschung und
Praxis, 29.9.2008 – 30.9.2009 ; Tagungs-
band.
ISBN 978-3-89288-191-9
- H. 209:
Sperbeck, S.T.
Seismic Risk Assessment of Masonry Walls
and Risk Reduction by Means of Prestress-
ing. 2009.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2009.
ISBN 978-3-89288-192-6

- H. 210:
Braunschweiger Brandschutz-Tage 2010 : :
24. Fachtagung ; Brandschutz bei Sonderbauten , 21. und 22.9.2010 – Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-194-0
- H. 211:
Hohm, V.
Wärmetransportmodell für gekoppelte Prozesse in der Brandsimulation. 2010.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-195-7.
- H. 212:
Kruse, D.
Entwicklung von Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen zum Entzündungsschutz von Holz unter Vollbrandbedingungen. 2011.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2010.
ISBN 978-3-89288-196-4.
- H. 213:
Twelmeier, H.
Dauerhaftigkeitsprognose der Verfügu ng von gipshaltigem historischem Mauerwerk. 2011.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2010.
ISBN 978-3-89288-197-1.
- H. 214:
Braunschweiger Brandschutz-Tage 2011 : :
25. Fachtagung Brandschutz – Forschung und Praxis, 27. und 28.9.2011 – Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-198-8
- H. 215:
Hollmann, D.W.
Grundlagen und Ingenieurmodell für den Nachweis von Holzbauteilen mit Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen. 2011.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2011.
ISBN 978-3-89288-199-5
- H. 216:
Rostásy, F.S.
Assessment of Mechanical Properties of Structural Materials for Cryogenic Application (June 1988). 2011.
ISBN 978-3-89288-200-8
- H. 217:
Albrecht, C.
A risk-informed and performance-based life safety concept in case of fire. 2012.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2012.
ISBN 978-3-89288-202-2.
- H. 218:
Braunschweiger Brandschutz-Tage 2012 : :
26. Fachtagung Brandschutz bei Sonderbauten, 19. und 20.9.2012 – Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-203-9.
- H. 219:
Wichers, M.
Bemessung von bewehrten Betonbauteilen bei Teilflächenbelastung unter Berücksichtigung der Rissbildung. 2013.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss. 2013.
ISBN 978-3-89288-204-6.
- H. 220:
Braunschweiger Brandschutz-Tage 2013 : :
27. Fachtagung Brandschutz – Forschung und Praxis ; 25. und 26.9.2013 – Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-205-3
- H. 221:
Krakowski, W..
Rissverhalten von Flächentragwerken aus Stahlbeton mit schiefwinkliger Bewehrung. 2013.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss. 2013.
ISBN 978-3-89288-206-0
- H. 222:
Krauss, H.-W.
Zur Auswirkung hochfeiner inerter Zusatzstoffe auf die Hydratationskinetik und die Mikrostruktur von Zementstein. 2013.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss. 2013.
ISBN 978-3-89288-207-7
- H. 223:
Steven, G.
Trag- und Nachbruchverhalten von Stützen aus ultrahochfestem Beton mit hochfester Längsbewehrung. 2014.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2014.
ISBN 978-3-89288-208-4

H. 224:
Braunschweiger Brandschutz-Tage 2014 : :
28. Fachtagung Brandschutz bei Sonder-
bauten ; 16. und 17.9.2014 – Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-209-1.

H. 225:
Heumann; G.
Zuverlässigkeitsorientierte Bewertung be-
stehender Bauwerke aus Stahlbeton und
Spannbeton. 2014.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2014.
ISBN 978-3-89288-210-7

H. 226:
Leusmann, T.
Das Verbundtragverhalten geklebter Kohle-
faserkunststoffe auf Beton unter schwin-
gender Beanspruchung. 2015.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2015.
ISBN 978-3-89288-211-4

H. 227:
Braunschweiger Brandschutz-Tage 2015 : :
29. Fachtagung Brandschutz – Forschung
und Praxis ; 15. und 16.9.2015 – Tagungs-
band.
ISBN 978-3-89288-212-1

H. 228:
Braunschweiger Brandschutz-Tage 2016 :
30. Fachtagung Brandschutz bei Sonder-
bauten ; 21. und 22.9.2016 – Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-213-8

H. 229:
Oettel, V.V.
Torsionstragverhalten von stahlfaserbe-
wehrten Beton-, Stahlbeton- und Spannbe-
tonbalken. 2016.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2016.
ISBN 978-3-89288-214-5

H. 230:
Hermerschmidt, W.
Modelle zur Beschreibung der thermome-
chanischen Materialeigenschaften jungen
Betons. 2016.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2016.
ISBN 978-3-89288-215-2

H. 231:
Siemon, M.
Ein Pyrolysemodell zur Prognose der
Brandausbreitung. 2016.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2016.
ISBN 978-3-89288-216-9.