

# **Ein Brandausbreitungsmodell für Kabel**

**von**

**Olaf Riese**

# **Ein Brandausbreitungsmodell für Kabel**

**von**

**Olaf Riese**

**Heft 201**

**BRAUNSCHWEIG**  
**ISBN 978-3-89288-183-4**  
**ISSN 1439-3875**

**2007**

**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>.

# Ein Brandausbreitungsmodell für Kabel

Von der  
Fakultät Architektur, Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften  
der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina  
zu Braunschweig

zur Erlangung des Grades eines  
**Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)**  
genehmigte

## Dissertation

von  
Dipl.-Phys. Dipl.-Ing. Olaf Riese  
aus Braunschweig

Eingereicht am: 11. Mai 2007

Mündliche Prüfung am: 23. Juli 2007

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Dietmar Hossler  
Prof. Dr. techn. Reinhard Leithner



## **ABSTRACT**

### A MODEL FOR FLAME SPREAD AT CABLES

Cables are fire loads and ignition sources at the same time and represent one of the most frequent fire hazards. For estimating the fire risk and planning of safety measures it is important to be able to predict fire spread at cable systems realistically. With numerical simulation models, which are more and more used in fire safety engineering, fire processes can be described more or less exactly, if the heat release rate of the burning objects is known. However, the existing models are not yet available to simulate fire spread at cables in detail. Therefore it was a goal of this work to develop a numerical model for fire spread at cables to be used together with an existing CFD (Computational Fluid Dynamics) fire simulation model. The model should be able to compute cable fires with sufficient accuracy by considering the relevant influences on the fire spread and describing the processes of the heating of the cable and the resulting pyrolysis of the insulating material.

With respect to the ignition and propagation behavior in cable fire, laboratory scale and large scale cable fire tests performed at iBMB in the past were reevaluated. In addition, own laboratory scale tests and procedure from the literature were used to derive thermo physical data, which are needed as input data for the model, e. g. thermal conductivity, specific heat, ignition temperature, effective heat of combustion and heat of gasification. The assigned procedures are examined regarding its suitability and uncertainties.

The new model for fire spread at cables, the CFS (Cable Flame Spread) model, is based on the thermoplastic pyrolysis model of the CFD code FDS4 (Fire Dynamics Simulator version 4). The FDS4 code, representing the international state of the art of the CFD room fire simulation models, was extended within three areas:

1. Whilst FDS calculates the one-dimensional heat conduction for a rectangular object independently for each side, this approach was enhanced in the CFS model into a simplified cable model. The thermal coupling between the internal side of the insulation and the metal core is described by a finite volume model, which includes not only transversal effects but also lateral (axial) heat transport along the core. Also the energy dissipation of an electric current can be considered by default of heat sources.

2. Instead of the simple one step decomposition approach for the pyrolysis of cable insulating materials, a two-step finite decomposition model was developed on the basis of the Arrhenius law. For the use as input parameters decomposition temperatures and rates are derived from thermal gravimetric investigations, and heat of gasification, heat of combustion and maximum burning rates are calculated from small scale experiments.

3. Since in most applications cables with several cores (complex cables) or cable bundles are present, approximate solutions were developed for the application of the CFS model to complex cables. Input data for the two-step decomposition model were derived from Cone calorimeter tests for different cables and assumptions for geometry-referred conversions are made.

As a first validation of the CFS model, cable fire experiments with different cable materials in vertical arrangement were recalculated. It is shown that the new CFS model describes the combustion behavior of cables more realistically, considering the individual temperature bands of the decomposition. The fire spread along cable arrangements can be predicted with certain restrictions. Since special effects of the heating of insulating materials such as melting, dropping, flowing and charring are not yet included in the model, the forecast of pyrolysis and fire spread is not yet possible in one universal deterministic model.

## VORWORT

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) der Technischen Universität Braunschweig. Sie basiert auf verschiedenen Forschungsvorhaben, die von verschiedenen Bundesministerien und von Industrieunternehmen gefördert wurden.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. D. Hosser, der mir immer größtes Vertrauen entgegengebracht hat. Auf diese Art konnte ich experimentelle Arbeiten durchführen und internationale Tätigkeiten wahrnehmen, die mich dem Thema Brand intensiv nahe gebracht haben. Durch seine fachliche Unterstützung und die Betreuung hat er sehr zum Gelingen der Arbeit beigetragen.

Herr Prof. Dr.-Ing. K. P. Grosskurth möchte ich für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission danken. Für die Berichterstattung und die kritische Durchsicht der Arbeit bedanke ich mich bei Prof. Dr. techn. R. Leithner vom Institut für Brennstofftechnik (IWBT) der technischen Universität Braunschweig.

Bei allen Mitarbeitern am iBMB möchte ich mich für die gute Zusammenarbeit und die Unterstützung bedanken. Ein großer Dank gilt Reinhold Dobbernack und Ekkehard Richter, die immer ein offenes Ohr für alle fachlichen Fragen und privaten Belange hatten. Hans-Joachim Wolff und Christoph Klinzmann möchte ich für die besondere Hilfsbereitschaft Dank aussprechen. Meinen wissenschaftlichen Hilfskräften Martin Schmeling und Katja Juhl gebührt Dank für ihre Unterstützung. Danke auch für die Abwechslung mit den Freunden der Radsportgruppe des iBMB.

Bei meinen Eltern und meinen Geschwistern möchte ich mich dafür bedanken, dass sie mich auf dem Weg bis zum Abschluss dieser Arbeit immer unterstützt haben.

Mein größter Dank gilt meiner Ehefrau Antje und meinen Kindern Tomke und Jonne. Durch viel Geduld und Verständnis haben sie entscheidend zum Gelingen der Arbeit beigetragen.

Braunschweig, im August 2007

Olaf Riese



# INHALTSVERZEICHNIS

## HÄUFIG VERWENDETE FORMELZEICHEN UND ABKÜRZUNGEN ..... VII

<b>1</b>	<b>EINFÜHRUNG .....</b>	<b>1</b>
1.1	Problemstellung .....	1
1.2	Lösungsansatz .....	2
1.3	Gliederung.....	4
1.4	Hinweise.....	4
<b>2</b>	<b>GRUNDLAGEN DER BRANDAUSBREITUNG.....</b>	<b>5</b>
2.1	Allgemeines.....	5
2.1.1	Orientierung der Oberfläche und Ausbreitungsrichtung.....	5
2.1.2	Verkohlende und nicht-verkohlende Stoffe .....	7
2.2	Parameter der Brandausbreitung .....	8
2.3	Kabelrelevante Größen .....	9
2.3.1	Aufbau und Geometrie.....	9
2.3.2	Mantel- und Aderisolierungen .....	10
2.3.3	Wärmeleitung .....	11
2.3.4	Wärmeleitfähigkeit Kabelader .....	13
2.3.5	Strombedingte Temperaturerhöhung.....	15
2.4	Die Zersetzung von Kabelmaterialien .....	17
2.5	Versuche zur Brandausbreitung .....	20
2.6	Zusammenfassung Kapitel 2.....	21
<b>3</b>	<b>AUSBREITUNGSMODELLE – STAND DER TECHNIK .....</b>	<b>23</b>
3.1	Einführung.....	23
3.2	Modellierung der festen Phase: Pyrolyse .....	24
3.2.1	Modelle auf Basis experimenteller Daten .....	24
3.2.2	Analytische Berechnungen .....	25
3.2.3	Thermische Zersetzungsmodelle.....	27
3.2.4	Modellierung der Brandausbreitung auf Kabeln.....	28
3.3	Modellierung der Gasphase .....	31
3.3.1	Die Behandlung des Strömungsfeldes.....	31
3.3.2	Strahlung .....	32

3.3.3	Verbrennung .....	32
3.4	Das CFD-Modell Fire Dynamics Simulator .....	33
3.4.1	Modellierung der Gasphase .....	33
3.4.2	Modellierung der Verbrennung .....	34
3.4.3	Die Vorausberechnung der Pyrolyse .....	36
3.4.4	Das Pyrolyse-Modell für thermoplastische Stoffe .....	37
3.4.5	Kopplung der festen Phase mit der Gasphase .....	38
3.5	Zusammenfassung Kapitel 3 .....	39
<b>4</b>	<b>BRANDVERSUCHE ZUR ENTZÜNDUNG UND AUSBREITUNG .....</b>	<b>41</b>
4.1	Untersuchte Kabel .....	41
4.2	Versuche im Cone-Kalorimeter .....	42
4.2.1	Ergebnisse von Cone-Kalorimeter Untersuchungen .....	43
4.2.2	Verfahren zur effektiven Vergasungswärme .....	46
4.2.3	Verfahren zur Entzündungstemperatur und thermischen Trägheit .....	50
4.3	Spezifische Wärme und Dichte (Ergänzende Untersuchungen) .....	53
4.4	Versuche im iBMB-Versuchsstand .....	54
4.4.1	VGB-Kabelversuche .....	54
4.4.2	ICFMP-Kabelversuche: Spezifikation .....	56
4.4.3	ICFMP-Kabelversuche: Ergebnisse .....	60
4.5	Zusammenfassung Kapitel 4 .....	64
<b>5</b>	<b>BRANDAUSBREITUNGSMODELL KABEL (CFS-MODELL) .....</b>	<b>65</b>
5.1	Einführung .....	65
5.2	Generelle Annahmen und Voraussetzungen .....	65
5.3	Laterale Wärmeleitung (LATERAL HEAT) .....	68
5.4	Mehrstufiges Zersetzungsmodell (DEGRADATION) .....	74
5.5	Implementation in ein CFD-Modell .....	78
5.5.1	Kopplung der Randbedingung zum Objekt der Ader .....	78
5.5.2	Berücksichtigung der zylindrischen Geometrie .....	79
5.5.3	Vorgaben für die Berechnung der Abbrandrate bei der Zersetzung .....	80
5.6	Verifikation des CFS-Modells .....	82

5.6.1	Laterale Wärmeleiteffekte .....	82
5.6.2	Randbedingungen eindimensionaler Wärmetransfer: Wärmequellen .....	87
5.6.3	Unverbrannte Brennstoffanteile .....	90
5.6.4	Brandausbreitung .....	99
5.6.4.1	KabHEAT 1, Studie CFS .....	101
5.6.4.2	KabHEAT 2, Studie Wärmequelle .....	103
5.7	Zusammenfassung Kapitel 5 .....	106
<b>6</b>	<b>VALIDIERUNG DES CFS-MODELLS .....</b>	<b>109</b>
6.1	Berücksichtigung von komplexen Kabeln in der Simulation .....	109
6.1.1	Geometrische Angaben .....	109
6.1.2	Mehrphasige Verbrennung bei komplexen Kabeln .....	110
6.1.3	Eingabedaten zur Simulation komplexer Kabel .....	112
6.2	Validierung anhand von Cone-Kalorimeter Versuchen .....	113
6.2.1	Voruntersuchungen mit dem Szenario CONE .....	114
6.2.2	Berechnungen zur Feinheit des Gitters .....	117
6.2.3	Untersuchungen zur zweiphasigen Zersetzung .....	118
6.2.3.1	Studie CONE 3a .....	118
6.2.3.2	Studie CONE 3b .....	120
6.2.4	Berechnungen im Vergleich mit Cone-Kalorimeter Daten .....	123
6.3	Validierung mit Versuchen im iBMB-Versuchsstand .....	131
6.3.1	Das ICFMP-Szenario .....	131
6.3.1.1	Studie ICFMP 3a .....	137
6.3.1.2	Studie ICFMP 3b .....	140
6.3.1.3	Ergänzungsstudie ICFMP 3c .....	143
6.3.2	Bewertung der Ergebnisse .....	145
6.4	Zusammenfassung Kapitel 6 .....	146
<b>7</b>	<b>ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK .....</b>	<b>149</b>
	<b>LITERATURVERZEICHNIS .....</b>	<b>153</b>
	<b>ANHANG .....</b>	<b>160</b>

## HÄUFIG VERWENDETE FORMELZEICHEN UND ABKÜRZUNGEN

### Lateinische Buchstaben

$A$	vor-exponentieller Faktor	m/s
$A_i$	Oberfläche der Zelle $i$	$m^2$
$A_q$	Aderquerschnitt	$mm^2$
$B$	Seitenbreite des Kabels für orthogonales Gitter	m
$CHF$	kritische Wärmestromdichte an der Oberfläche eines Materials	$W/m^2$
$c_p$	Spezifische Wärmekapazität	$J/(kg\ K)$
$D$	Durchmesser Kabel	m
$d_M$	Dicke Mantel	m
$E$	Aktivierungsenergie	$J/mol$
$GZ$	Anzahl aller Oberflächenzellen eines Kabelobjektes	-
$H_u$	unterer Heizwert eines Stoffes	$MJ/kg$
$\Delta H_c$	Verbrennungswärme	$MJ/kg$
$\Delta H_g$	Vergasungswärme	$MJ/kg$
$h_{cv}$	Koeffizient des konvektiven Wärmetransfers	$W/(m^2\ K)$
$I$	elektrischer Strom	A
$i$	Laufindex der Zellen der Oberfläche	-
$k_g$	Koeffizient Wärmeübergang im Bereich der Rauchgase	$W/(m\ K)$
$L$	Länge	m
$L_\lambda$	spektrale Strahldichte	$W/(m^2\ sr\ \mu m)$
$M$	Masse	kg
$\dot{m}''$	relative Abbrandrate, relative Zersetzungsrate	$kg/(s\ m^2)$ bzw. $g/(s\ m^2)$
$N_x$	Anzahl der Zellen in $x$ -Richtung	-
$N_y$	Anzahl der Zellen in $y$ -Richtung	-
$N_z$	Anzahl der Zellen in $z$ -Richtung	-
$\dot{Q}$	Energiefreisetzungsrate	kW
$\dot{Q}_S$	Wärmeverlustleistung	W bzw. $W/m$
$\dot{q}''_{ext}$	Wärmestromdichte durch externe Wärmequelle	$W/m^2$ bzw. $kW/m^2$
$\dot{q}''_r$	Wärmestromdichte durch Strahlung	$W/m^2$
$\dot{q}''_{cv}$	Wärmestromdichte durch Konvektion	$W/m^2$
$\dot{q}''_{cd}$	Wärmestromdichte durch Konduktion	$W/m^2$
$\dot{q}''_{rr}$	Wärmestromdichte durch Rückstrahlung der Oberfläche	$W/m^2$

Häufig verwendete Formelzeichen und Abkürzungen

$\dot{q}_{net}''$	Totale Wärmestromdichte im Bereich der Flamme	W/m <sup>2</sup>
$\dot{q}_{O_2}''$	relative HRR bestimmt durch sauerstoffkalorimetrisches Verfahren	kW/m <sup>2</sup>
$\dot{q}_{MLR}''$	relative HRR bestimmt über Abbrandrate und Verbrennungswärme	kW/m <sup>2</sup>
$\dot{q}'''$	Quellendichte der Wärmeverlustleistung	W/m <sup>3</sup>
$R$	= 8,3144 Universelle Gaskonstante	J/(mol K)
$R_A$	elektrischer Widerstand Ader	V/A
$R_c$	Kontaktwiderstand zwischen Ader und Mantel	m <sup>2</sup> K/W
$R_{therm}$	thermischer Widerstand der Mantelisolierung	m <sup>2</sup> K/W
$r_Z$	Zersetzungsrate eines Stoffes	-
$r_A, r_M, r_K$	Radius Ader, Mantel, Kabel	m, mm
$\vec{r}$	$\vec{r} = (x, y, z)$ , Vektor in Richtung der Raumkoordinaten $x, y, z$	m
$S_{Fit}$	Steigung einer Regressionsgeraden	
$T$	Temperatur	K, °C
$T_f$	Temperatur der Flamme	K
$T_g$	Temperatur der Rauchgase im Bereich der Flamme	K
$T_{ig}$	Temperatur der Entzündung	K, °C
$T_p$	Temperatur im Bereich der Pyrolysefront	K
$T_s$	Temperatur der Oberfläche	K
$T_{ST}$	Temperatur am Schmelzpunkt	K
$T_0$	Temperatur bei $t=0$	K
$T_\infty$	Temperatur der Umgebung	K
$t$	Zeit	s
$u$	Betrag der Geschwindigkeit	m/s
$x$	$x$ -Koordinate zur Beschreibung einer Dimension in $x$ -Richtung	m
$\Delta x$	Dicke eines Aderelements in $x$ -Richtung	m
$Dx$	Feinheit einer Zelle in $x$ -Richtung	m
$V$	Verhältnis von brennbaren zu nichtbrennbaren Volumenanteilen	-
$W$	Breite	m
$Y_{CO}$	Kohlenmonoxidausbeute	kg/kg
$Y_{CO_2}$	Kohlendioxidausbeute	kg/kg
$Y_{Ruß}$	Rußausbeute	kg/kg
$y$	$y$ -Koordinate zur Beschreibung einer Dimension in $y$ -Richtung	m
$\Delta y$	Dicke eines Aderelements in $y$ -Richtung	m
$Dy$	Feinheit einer Zelle in $y$ -Richtung	m
$z$	$z$ -Koordinate zur Beschreibung einer Dimension in $z$ -Richtung	m

Häufig verwendete Formelzeichen und Abkürzungen

$z_{bo}$	Höhe des Ausbrandes (Anfang der Flamme über $z=0$ )	m
$z_f$	Höhe der Flamme über $z=0$	m
$z_p$	Höhe der Pyrolysefront über $z=0$	m
$\Delta z$	Höhe eines Aderelements in $z$ -Richtung	m
$Dz$	Feinheit einer Zelle in $z$ -Richtung	m

Dimensionslose Kennzahlen

$Pr$	Prandtlzahl	-
$Re$	Reynoldszahl	-

Griechische Buchstaben

$\Theta$	Charakteristische Temperatur	K
$\alpha$	Wärmeübergangskoeffizient	W/(m <sup>2</sup> K)
$\alpha_s$	Absorptionskoeffizient der Oberfläche eines Materials	-
$\kappa_{Cu}$	elektrische Leitfähigkeit Kupfer	m/( $\Omega$ mm <sup>2</sup> )
$\varepsilon_f$	Emissivität der Flamme	-
$\varepsilon_s$	Emissivität der Manteloberfläche des Kabels	-
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit	W/(m K)
$\lambda_{\Theta}$	Wärmeleitfähigkeit bei der charakteristischen Temperatur $\Theta$	W/(m K)
$\lambda_M$	Wärmeleitfähigkeit Mantelisoliermaterial	W/(m K)
$\nu$	stoichiometrischer Koeffizient	-
$\rho$	Dichte	kg/m <sup>3</sup>
$\sigma$	Stefan-Boltzmann Konstante	W/(m <sup>2</sup> K <sup>4</sup> )
$\theta$	horizontaler Winkel einer sphärischen Koordinate	Grad
$\varphi$	vertikaler Winkel einer sphärischen Koordinate	Grad
$\chi$	Verbrennungseffektivität	-

Chemische Symbole

Atome

$C$	Kohlenstoffatom
$Cl$	Chloratom
$H$	Wasserstoffatom
$N$	Stickstoffatom
$O$	Sauerstoffatom

## Häufig verwendete Formelzeichen und Abkürzungen

### Moleküle

CO	Kohlenmonoxidmolekül
CO <sub>2</sub>	Kohlendioxidmolekül
N <sub>2</sub>	Stickstoffmolekül
O <sub>2</sub>	Sauerstoffmolekül

### Molmasse

<i>M</i> <sub>o</sub>	Molmasse	g/mol
-----------------------	----------	-------

### Benutzte Indizes

<i>A</i>	Ader
<i>b</i>	Brenner
<i>bo</i>	Ausbrand (burn out)
<i>Cu</i>	Kupfer
<i>eff</i>	effektiv
<i>F</i>	Brennstoff
<i>f</i>	Flamme (flame)
<i>krit</i>	kritisch
<i>M</i>	Mantel
<i>max</i>	maximal
<i>min</i>	minimal
<i>p</i>	Pyrolyse
<i>s</i>	Material (solid)
<i>Z1, Z2</i>	Zersetzungsstufe 1, Zersetzungsstufe 2

### Abkürzungen

1dim	eindimensional
3dim	dreidimensional
BAG	Brandausbreitungsgeschwindigkeit
CFD	Computational Fluid Dynamics
CFS	Cable Flame Spread
DDK	Dynamische Differenz Kalorimetrie
EBU	Eddy-Break-Up
FDM	Finite-Differenzen-Methode
FDS	Fire Dynamics Simulator

CFS_FDS	Implementation des CFS-Modells in die Umgebung von FDS
DNS	Direct Numerical Simulation
FIGRA	Fire Growth Rate
FORTTRAN	FORmula TRANslation
FRNC	Fire Retardant and Non Corrosive
FMRC	Factory Mutual Research Corporation
FEM	Finite-Elemente-Methode
FVM	Finite-Volumen-Methode
HOC	Verbrennungswärme (Heat of Combustion)
HRR	Energiefreisetzungsrate (Heat Release Rate)
iBMB	Institut für Baustoffe Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig
ICFMP	International Collaborative Fire Modeling Project
LES	Large Eddy Simulation
LIFT	Lateral Ignition and Flame spread Test
ML	Abbrand (Mass Loss)
MLR	Abbrandrate (Mass Loss Rate)
MPA	Materialprüfanstalt für das Bauwesen, Braunschweig
NIST	National Institute for Standards and Technologies
PMMA	Poly-Methyl-Methacrylate
PVC	Poly-Vinyl-Chlorid
RANS	Reynolds Average Navier Stokes Simulation
SMOGRA	Smoke Growth Rate
SOFIE	Simulation Of Fires in Enclosures
TG	Thermogravimetrie
VDE	Verband der Elektrotechnik
VGB	Verband der Großkraftwerksbetreiber





# 1 EINFÜHRUNG

## 1.1 Problemstellung

Elektrische Kabel und Leitungen<sup>1</sup>, im weiteren vereinfachend Kabel genannt, stellen ein erhebliches Brandrisiko dar. Einerseits können sie selber die Brandquelle sein (z. B. in Folge eines Kurzschlusses), andererseits können sie als Sekundärbrandlast einen bestehenden Brand erheblich verstärken. Bei einem Brand einer Kabeltrasse besteht die Gefahr der Brandausbreitung in weit von dem eigentlichen Brandherd entfernte Bereiche. Besonders kritisch ist hierbei eine vertikale Anordnung von Kabeltrassen in Verbindung mit Kabelanhäufungen. Folgen eines Kabelbrandes können anhaltend hohe Temperaturen und starke Rauchentwicklung, Gefährdung von Personen durch toxische Verbrennungsprodukte und Funktionsausfall oder Langzeitschädigung von Einrichtungen durch korrosive Bestandteile sein.

Zur Abschätzung des Brandrisikos und Planung von Schutzmaßnahmen ist es wichtig, die Brandausbreitung an Kabelanlagen wirklichkeitsgetreu vorhersagen zu können. Mit numerischen Simulationsmodellen, die auch im Brandschutz erheblich an Bedeutung gewonnen haben, lassen sich Brandverläufe mehr oder weniger genau nachvollziehen, wenn die Wärmefreisetzung beim Abbrand bekannt ist. Stand der Technik bei der Simulation sind CFD-Modelle (Computational Fluid Dynamics), die speziell für die Berechnung von Raumbränden entwickelt wurden. Die Simulation des Abbrandes und der Brandausbreitung von Kabeln ist zur Zeit nicht zufriedenstellend gelöst. Die Gründe hierfür liegen in dem äußerst komplizierten Aufbau, der bei einem Kabel vorliegt. Dies ist bereits bei einfachen Kabeln mit mehreren Adern (komplexen Kabeln) der Fall.

Die Untersuchung von Ansätzen zur Modellierung der Brandausbreitung auf Kabeln in der Literatur hat verschiedene vereinfachte Darstellungen von Kabeln ergeben:

- Kabel werden als einfache rechteckige Objekte behandelt,
- Die Wärmeleitung in das Objekt wird bestenfalls eindimensional, aber unabhängig für alle Seite gerechnet,
- Die lateralen Wärmeleiteffekte einer Kabelader /AND 05/ werden vernachlässigt,
- Mehrstufige Zersetzungsprozesse chemisch komplexer Isoliermaterialien /LIN 05/ werden derzeit noch nicht berücksichtigt.

---

<sup>1</sup> Grundsätzlich unterscheidet man zwischen Kabeln und Leitungen. Kabel haben gegenüber Leitungen sowohl eine stärkere Isolierung als auch eine höhere mechanische Festigkeit. Kabel können daher beispielsweise auch im Erdreich oder sogar im Wasser verlegt werden.

Im Rahmen der Mitarbeit in dem Projekt ICFMP (International Collaborative Fire Modeling Project) /RIE 06/ wurde deutlich, dass verbindliche Methoden für die Ableitung von thermophysikalischen Daten von Kabelmaterialien für die Simulation derzeit nicht vorliegen.

Spezielle Effekte der Erwärmung von Isoliermaterialien wie Schmelzen, Tropfen, Fließen und Verkohlen sollen in der vorliegenden Arbeit nicht vertiefend untersucht werden. Hinsichtlich der Verkohlung gibt es allerdings Ansätze in Raumbrandsimulationsmodellen für die Pyrolyse von Holzbaustoffen, deren Anwendung auch für bestimmte Kabelisolierstoffe denkbar wäre.

## 1.2 Lösungsansatz

In dieser Arbeit wird ein eigenes numerisches Brandausbreitungsmodell für Kabel entwickelt. Um das Entzündungs- und Ausbreitungsverhalten bei Kabelbränden besser beurteilen zu können, werden hierzu am iBMB durchgeführte Kabelbrandversuche neu ausgewertet.

Mit den Ergebnissen der Versuche im Labormaßstab (überwiegend Cone-Kalorimeter) und Verfahren aus der Literatur werden thermophysikalische Daten abgeleitet, die als Eingangsdaten für das Modell benötigt werden. Hierzu zählen thermische Leitfähigkeit, spezifische Wärme, Entzündungstemperatur, Verbrennungswärme und Vergasungswärme von Kunststoffmaterialien. Die eingesetzten Verfahren werden beschrieben und hinsichtlich ihrer Eignung und Unsicherheiten untersucht. Das eigene Brandausbreitungsmodell für Kabel, das CFS-Modell (Cable Flame Spread Model), baut auf dem vorhandenen thermoplastischen Pyrolysemodell des Brandsimulationscodes FDS (Fire Dynamics Simulator Version 4.06) auf. Das Programm FDS repräsentiert im Bereich der CFD-Brandsimulationsmodelle den Stand der Technik. Die Ansätze in FDS werden für diese Arbeit in verschiedenen Bereichen erweitert.

Die eindimensionale Wärmeleitung wurde bisher für ein rechteckiges Objekt unabhängig für jede Seite gerechnet. Dieser Ansatz wird im CFS-Modell in ein einfaches Kabelmodell überführt. Die thermische Kopplung der inneren Seiten der Mantelisolierung erfolgt über ein finites Volumenmodell einer Ader. Das Modell ist in der Lage neben transversalen Wärmetransporten über den Querschnitt der Ader auch laterale Wärmetransporte innerhalb der Ader zu berücksichtigen. Die Wärmeleitung in den Kabelmantel wird für einen zylindrischen Körper berechnet. Durch Vorgabe von Wärmequellen kann die

Verlustleistung eines elektrischen Stroms einbezogen werden. In der Arbeit wird bei der Entwicklung des Kabelmodells zunächst von einem Kabel mit einem Leiter (Ader mit Isolierung) ausgegangen.

Die Pyrolyse von Kabelisoliermaterialien mit komplizierten chemischen Aufbau lässt sich nicht durch eine einfache Zersetzung beschreiben. Um den Zersetzungsprozessen gerechter zu werden, wird in dem CFS-Modell ein zweistufiges, endliches Zersetzungsmodell auf Grundlage des Arrhenius-Gesetzes eingeführt. Die phasenbezogenen Zersetzungstemperaturen und -raten werden aus thermogravimetrischen Untersuchungen abgeleitet.

Um die Arbeitsweise der Erweiterungen beurteilen zu können, werden sie in den FDS-Quellcode implementiert. Das FDS-Modell ist die Arbeitsumgebung des CFS-Modells, hier werden die Gleichungen zur Beschreibung des Strömungsfeldes, der Strahlung und der Verbrennung mit Ansätzen gelöst, die insbesondere für die Prozesse bei Raumbränden maßgeblich sind. Dadurch sind auch die Randbedingungen an der Oberfläche des Kabelmantels bestimmt.

Die Arbeit fokussiert auf vertikal orientierte Kabel, da hier die Brandausbreitung im Vergleich zu horizontalen Anordnungen am größer ist. Das liegt im Wesentlichen daran, dass das Kabel oberhalb der dann bestehenden Flamme durch Rückstrahlung und aufsteigende heiße Gase vorgewärmt wird. In Folge dessen steht mehr Energie zur Vergasung (Pyrolyse) der Kabel in diesem Bereich zur Verfügung.

Da in den meisten Anwendungsfällen Kabel mit mehreren Adern (komplexe Kabel) vorliegen, werden Näherungsansätze zur Übertragung des CFS-Modells auf komplexe Kabel entwickelt. Hierzu werden Vorgaben für geometriebezogene Umrechnungen gemacht. Für die Untersuchung eines komplexen Kabels ist u. a. die Verwendung der Zersetzungstemperaturen und -raten aus einer TG fraglich, da diese mit einer Ausnahme nur für die jeweiligen Mantelisoliermaterialien vorlagen. Um dieses Problem zu überwinden, wird als Näherungsansatz vorgeschlagen, diese Eingangsdaten für das zweistufige Zersetzungsmodell aus Versuchen mit dem Cone-Kalorimeter abzuleiten.

Eine erste Validierung des CFS-Modells findet auf Grundlage von Ergebnissen eines Tests mit komplexen Kabeln statt, welcher im Rahmen einer Validierungsuntersuchung des internationalen Projekts (ICFMP) am iBMB durchgeführt wurde. Der Versuch ist Bestandteil einer Testserie mit praxisgerecht belegten Kabeltrassen, die vertikal in einer

Brandkammer mit Öffnung angeordnet waren. Für die Tests wurden die Kabel mit einem Gasbrenner gezielt in Brand gesetzt und das Entzündungs- und Brandausbreitungsverhalten untersucht.

### **1.3 Gliederung**

Im Anschluss an diese einführende Kapitel 1 wird in Kapitel 2 auf Grundlagen der Brandausbreitung im Hinblick auf Kabel eingegangen. In Kapitel 3 wird der Stand der Technik von Ausbreitungsmodellen mit dem Schwerpunkt der Simulation von Pyrolyse und Verbrennung und der Einbindung in CFD-Modelle behandelt. In Kapitel 4 werden die am iBMB durchgeführten eigenen Brandversuche mit Kabeln dargestellt. Die wichtigsten Ergebnisse zum Brandverhalten von Kabeln werden vorgestellt. Das Kapitel 5 beschreibt das Konzept und die Erweiterungen des eigenen Brandausbreitungsmodells für Kabel (CFS-Modell) und die Implementierung in das CFD-Modell FDS. Kapitel 6 ist der Vorstellung der Arbeitsweise und der ersten Validierung des CFS-Modells gewidmet. In diesem Kapitel werden auch die Lösungsansätze für die Übertragbarkeit des CFS-Modells auf komplexe Kabel vorgestellt. Kapitel 7 fasst die Ergebnisse der Arbeit zusammen und bewertet sie mit Blick auf die Zukunft.

### **1.4 Hinweise**

Da für diese Arbeit teilweise international übliche Bezeichnungen für physikalische Größen und Abkürzungen benutzt werden, kommt es unweigerlich zur Verwendung englischer Ausdrücke. Beispiele hierfür sind die Benutzung der Abkürzung HRR (Heat Release Rate) für Energiefreisetzungsrate oder MLR (Mass Loss Rate) für Abbrandrate. Diese Vorgehensweise hat u. a. den Hintergrund, die Arbeit auch für den internationalen Leser möglichst einfach zugänglich zu machen, obwohl sie nicht in englischer Sprache vorliegt.

Die Zeit wird bei den Versuchs- und Simulationsergebnissen in Sekunden [s] geführt, da sowohl die Aufzeichnungen, als auch die Simulationsergebnisse in dieser Zeiteinheit vorlagen. Zudem ist bei der Angabe von Entzündungszeiten die Verwendung der Einheit Minuten [min] eher unhandlich. Aus wiederum praktisch Gründen werden Brandausbreitungsgeschwindigkeiten aber in [cm/min] angeben.

## **2 GRUNDLAGEN DER BRANDAUSBREITUNG**

### **2.1 Allgemeines**

In diesem Kapitel wird auf die Art der Brandausbreitung eingegangen. Zunächst soll die Abhängigkeit der Brandausbreitung von der Orientierung der Oberfläche eines festen Brennstoffes und von der Ausbreitungsrichtung dargestellt werden. Grundsätzliche Unterschiede in der Art der Brandausbreitung ergeben sich durch die Zusammensetzung des Brennstoffes. Ein großer Anteil der Kabelmaterialien, die auf dem Markt erhältlich sind, besteht aus unterschiedlichsten, teilweise komplexen chemischen Zusammensetzungen. Durch die verschiedensten Zusatzstoffe werden die Eigenschaften der Kabelisolierstoffe gezielt beeinflusst (siehe Kapitel 2.3.2).

#### **2.1.1 Orientierung der Oberfläche und Ausbreitungsrichtung**

Bei der Art der Brandausbreitung werden häufig zwei grundlegende Fälle unterschieden. Liegt eine Grundströmung (der Luft) parallel zur Ausbreitungsrichtung vor, spricht man von „gleichlaufender“ Brandausbreitung. Verläuft die Grundströmung entgegen der Ausbreitungsrichtung, spricht man von „entgegengesetzter“ Brandausbreitung /FER 95/. Viele Versuche zur Brandausbreitung wurden mit PMMA (Handelsbezeichnung Plexiglas) durchgeführt /ORL 74/. PMMA ist ein thermoplastisches Material, welches bei der Verbrennung nur geringes Rauchpotenzial hat. Betrachtet man zusätzlich die Orientierung der Oberfläche eines Brennstoffes, ergibt sich eine Fallunterscheidung wie sie in Bild 1 schematisch dargestellt ist /DRY 99/.

Bisher wurde von einem Brennstoff mit nahezu freier Oberfläche ausgegangen. Wird ein Brennstoff (wie z. B. ein Kabel) durch entsprechende Maßnahmen eingehaust (z. B. durch Seitenwände), ergeben sich zusätzliche Randbedingungen zu den in Bild 1 dargestellten Fällen. Dass der Einfluss einer räumlichen Einfassung (z. B. mit Seitenwänden) und der Neigungswinkel eines brennenden Gegenstandes einen erheblichen Einfluss auf die Brandausbreitung haben, zeigen Ergebnisse von Drysdale und Macmillan /DRY 92/, die mit PMMA Stäben durchgeführt wurden (Bild 2). Hohe Neigungswinkel (vertikale Anordnungen) sind kritischer einzustufen. In dem Fall mit Seitenwänden steigen die Brandausbreitungsgeschwindigkeiten bei einem Neigungswinkel der Anordnung zwischen 15 bis 20 Grad sprunghaft gegenüber der Anordnung ohne Seitenwände an. Diese Erkenntnis hat sich auch bei dem fatalen Brand im Zusammenhang mit einer Holzrolltreppe in der King's Cross U-Bahn Station in London

ergeben und wird in der Literatur seitdem u. a. als „trench“ Effekt beschrieben. Dieser Effekt ist sowohl experimentell als auch durch CFD-Modellierung umfangreich untersucht worden. In /DRY 99/ wird hierzu eine Liste mit weiteren Literaturstellen gegeben, eine Betrachtung findet man auch in /NOV 01/.

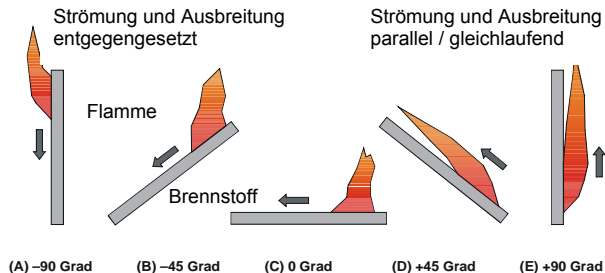


Bild 1 Wechselwirkung zwischen einer sich ausbreitenden Flamme und der Oberfläche eines brennenden Stoffes für unterschiedliche Neigungswinkel (Fall (A) bis (E), in Anlehnung an /DRY 99/)

Die Übertragung dieser Ergebnisse von eher modellhaften Versuchen und Stoffen mit einfacher Verbrennungsschemie auf komplexe chemische Verbindungen handelsüblicher Kabelisoliertstoffe und praxisgerecht verlegter Kabel bzw. Kabelbündel ist sicherlich nur eingeschränkt möglich.

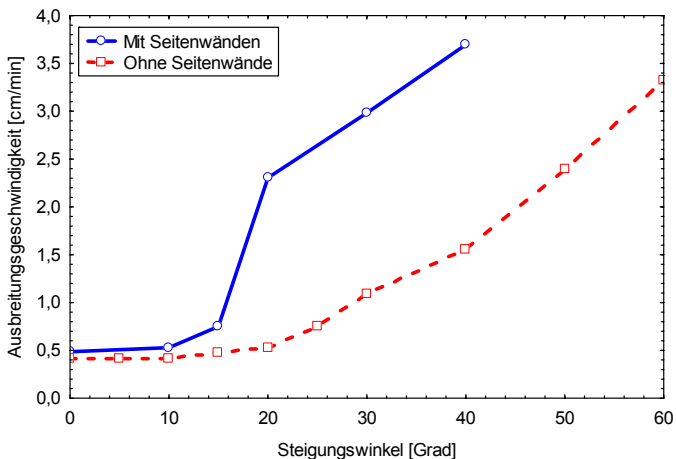
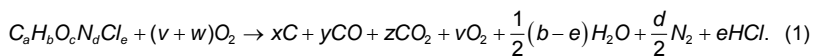


Bild 2 Ausbreitungsgeschwindigkeit bei einer ansteigenden Oberfläche, 60 mm breites PMMA, mit und ohne Seitenwände (in Anlehnung an /DRY 99/)

### 2.1.2 Verkohlende und nicht-verkohlende Stoffe

Bei Isolierstoffen hat man es im Wesentlichen mit Polymeren unterschiedlichster Zusammensetzung zu tun. Chemisch betrachtet führt dieses bei der Verbrennung zu unterschiedlichsten Reaktionstypen. Die freigesetzten Gase enthalten eine komplexe Mischung aus Pyrolyseprodukten, von einfachen Molekülen wie Wasserstoff und Ethylen bis zu Komponenten mit hohen molekularen Gewichten. Viele dieser Komponenten werden bei der Verbrennung mit Flamme umgesetzt, in bestimmten Fällen können Produkte mit hohen Siedepunkten auch kondensieren und im Zusammenhang mit kalter Luft zu starker Rauchbildung führen /DRY 99/.

Eine besondere Bedeutung hat die Verkohlung von Brennstoffen, da diese die Verbrennung maßgeblich beeinflusst. In der Literatur wird die Frage der Verkohlung daher vielfach als ein grundlegender Mechanismus der Verbrennung behandelt /BEY 03/. Nicht-verkohlende Brennstoffe hinterlassen bei der Verbrennung keine Rückstände und Kohleschichten. Im Falle einer Verkohlungs-Verbrennung wird sukzessiv eine Kohleschicht an der Brennstoffoberfläche aufgebaut. Durch diese Schicht wird die in das Innere des Brennstoffs wandernde Front der Pyrolyse thermisch isoliert /BEY 03/. Ein typischer Vertreter eines verkohlenden Polymers ist das PVC (Poly-Vinyl-Chlorid). In /KES 99b/ wird die folgende Reaktionsgleichung für die Verbrennung von PVC angegeben:



Die im Brennstoff vorhandenen Kohlenstoffatome  $C$  reagieren mit dem ebenfalls vorhandenen atomaren Sauerstoff  $O$  zu Kohlenmonoxid  $CO$  und Kohlendioxid  $CO_2$ . Diese Reaktion muss nicht vollständig sein, das heißt, es können auch Kohlenstoffatome (Rußbildung) und Sauerstoffmoleküle  $O_2$  freigesetzt werden. Der im Brennstoff vorhandene Wasserstoff reagiert zum einem zu Wasser  $H_2O$  und zum anderen mit den Chloratomen zu Salzsäure  $HCl$ . Die im Brennstoff gebundenen Stickstoffatome werden vollständig als Stickstoffmoleküle  $N_2$  in die Gasphase freigesetzt. In /KES 99b/ werden für die molaren Anteile  $a - e$  feste Beziehungen für PVC genannt. Weiterhin wird ein Verfahren beschrieben, mit dem die Koeffizienten der Reaktionsgleichung  $v - z$  auf Basis einer Messung der Konzentrationen von  $O_2$ ,  $CO$  und  $CO_2$  in einem Abzugssystem einer Brandkammer bestimmt werden können.

Die Zersetzung von PVC lässt sich zwar qualitativ durch die Gleichung (1) beschreiben, der tatsächliche Verlauf der Reaktion ist aber einerseits wesentlich komplexer /SAE 04/



und andererseits wird in dieser Gleichung keine Information zur Reaktionskinetik gegeben. Die mit der Verkohlung von Kabel-Materialien verbundenen Mechanismen sollen in dieser Arbeit nicht vertiefend untersucht werden. Eine allgemeinere Vorgehensweise bestimmte Eigenschaften der thermischen Zersetzung (z. B. relevante Temperaturniveaus) von verschiedenen Materialien zu bestimmen, ist die Untersuchung durch thermogravimetrische Analyse, wie sie in Kapitel 2.4 beschrieben wird.

## 2.2 Parameter der Brandausbreitung

Ein Brandmodell liefert selbst bei einem richtigen physikalischen Ansatz und entsprechenden Einsatz der zur Lösung verwendeten Algorithmen nur dann ein Ergebnis im Bereich der definierten Randbedingungen, wenn die Stoffgrößen im Modell hinreichend bekannt sind. Ein grundlegendes Problem bei dem Einsatz und der Entwicklung von Simulationsmodellen sind daher die zur Verfügung stehenden Eingangsdaten bzw. Quelltherme in Abhängigkeit von der Temperatur.

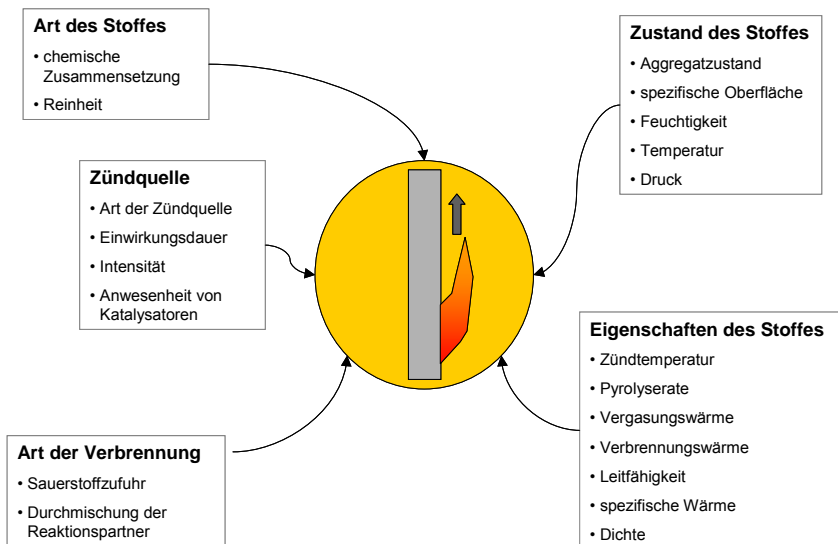


Bild 3 Zusammenstellung der Einflussfaktoren und Parameter der Brandausbreitung

Bild 3 gibt einen Überblick über die komplexen Einflussfaktoren und Parameter, die im Zusammenhang mit der Brandausbreitung in Bezug auf den Stoff selbst beachtet werden müssen. Dies sind die Art, der Zustand und die Eigenschaften des Stoffes. Hinzu kommen die Eigenschaften der Zündquelle und die Randbedingungen der Verbrennung. Das brennende Material steht mit der Umgebung in stetigem Austausch. Die Berücksichtigung der Rückkopplung der Wärmestrahlung der Flamme mit der Oberfläche des Materials ist hierbei von entscheidender Bedeutung, da sie einen wesentlichen Faktor für die Brandausbreitung darstellt (siehe Kapitel 2.1.1). Die Eigenschaften des Stoffes sollen in dieser Arbeit noch vertiefend betrachtet werden. Ein erstes Ziel der Arbeit ist es möglichst für alle Stoffeigenschaften, die in Bild 3 genannt sind, ein Verfahren zu beschreiben, mit dem die jeweilige Größe (Zündtemperatur etc.) bestimmt werden kann. Diese Verfahren werden im Zusammenhang mit der Beschreibung der eigenen Versuche in Kapitel 4 erläutert. An entsprechender Stelle wird auf die teilweise mit den Verfahren verbundenen Probleme bei der Herleitung der einzelnen Größen hingewiesen.

## **2.3 Kabelrelevante Größen**

### **2.3.1 Aufbau und Geometrie**

In Falle einer einadrigen Leitung besteht ein Kabel aus einer einzelnen Ader und einer Aderisolierung, dem Adermantel. In den meisten Fällen handelt es sich bei Kabeln aber um einen mehradrigen Aufbau, der entscheidend durch die in Abhängigkeit von der Nutzung geforderten Eigenschaften bestimmt wird. Ein wesentlicher Unterschied ist daher durch den Typ des Kabels gegeben. Man unterscheidet zwischen Steuer- und Kontrollkabeln und Leistungskabeln. Leistungskabel werden im Allgemeinen im Zusammenhang mit der Übertragung von großen Spannungen und Strömen, Steuer- und Kontrollkabel dagegen zur Übertragung kleinerer Spannungen und Ströme eingesetzt. Diese Unterscheidung hat zur Folge, dass für die Steuer- und Kontrollkabel normalerweise wesentlich geringere Aderdurchmesser als für Leistungskabel eingesetzt werden können. Steuer- und Kontrollkabel sind zudem häufig mit einer hohen Anzahl von einzelnen Leitern ausgestattet, damit entsprechend der Anwendung viele Funktionen gesteuert bzw. kontrolliert werden können. Die Gruppe der Steuer- und Kontrollkabel soll im Weiteren durch die Bezeichnung Steuerkabel repräsentiert werden. Bild 4 zeigt die Systemskizze eines Kabels am Beispiel eines fünfadrigen Leistungskabel mit den in dieser Arbeit benutzten Bezeichnungen für den Aufbau.

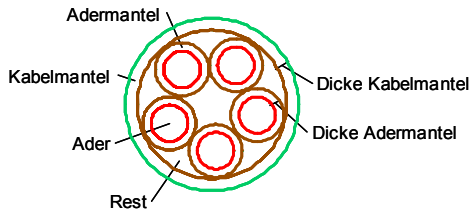


Bild 4 Systemskizze eines typischen Leistungskabels und Bezeichnungen

### 2.3.2 Mantel- und Aderisolierungen

Die Kabelindustrie bietet eine Vielzahl von Kabelmaterialien an. Neben häufig vorkommenden Mischungen gibt es die verschiedensten Spezialmischungen. Um den Anforderungen an die elektrischen und mechanischen Eigenschaften gerecht werden können, müssen den Hauptisolierstoffen bestimmte Zusatzstoffe beigemischt werden. /GOO 00/ gibt eine Zusammenstellung wichtiger Zusatzstoffe für Isolierstoffe von Leitungen und Kabeln. Dieses sind u. a.

- Stabilisatoren zur Vermeidung der Zersetzung bei Wärmeeinwirkung,
- Weichmacher zur Erhöhung der Flexibilität (überwiegend auf Basis von Phthalaten),
- Füller zur Reduzierung der Kosten und zur Optimierung gewünschter Eigenschaften (überwiegend Kalzium-Karbonat -  $\text{CaCO}_3$ ),
- Flammenhemmer und Rauchreduzierer zur Minderung der Brandheftigkeit und der Rauchentwicklung (vergleichbar teure Zusatzstoffe),
- Gleitmittel zur Vermeidung des Aneinanderhaftens und zur Reduzierung der Wasserabsorption.

Eine Zusammenstellung häufig eingesetzter Kabelisolierstoffe wird in Tabelle 1 gegeben. Die Einteilung erfolgt hierbei in die chemischen Hauptgruppen Thermoplaste (H1), Duroplaste (H2), Elastomere (H3) und halogenfreie Spezialmischungen (H4). Die in dieser Arbeit ebenfalls beschriebenen FRNC-Materialien stehen hierbei stellvertretend für eine Gruppe von Kabelmaterialien mit verbesserten Eigenschaften im Brandfall, bei denen keine chemische Bindung mit einem Halogen (z. B. Chlor) besteht. Im Brandfall entstehen bei diesen Materialien keine korrosiven Brandprodukte (z. B. Chlorwasserstoff). Eine eindeutige Zuordnung in die Hauptgruppen nach Tabelle 1 ist nicht möglich, obgleich es sich bei etlichen FRNC-Materialien um halogenfreie Spezialmischungen handelt.

Tabelle 1 Mantel- und Aderisoliermaterialien, Hauptgruppen (H1) - (H4) nach /MEI 02/

Kurz- Bezeichnung	chemische Bezeichnung häufig eingesetzter Isoliermaterialien	Korrosive Gase im Brandfall	Kurzzeichen nach VDE
(H1): Thermoplaste (Plastomere)			
PA	Polyamid	-	4Y
PE	Polyethylen	-	2Y
PP	Polypropylen	-	9Y
PVC	Polyvinylchlorid	Chlorwasserstoff	Y
VPE	Vernetztes Polyethylen	-	2X
(H2): Duroplaste (Duromere)			
PUR	Polyurethanharz	-	11Y
(H3): Elastomere			
CM	Chloriertes Polyethylen	Chlorwasserstoff	9G
CSM	Chlorsulfoniertes Polyethylen	Chlorwasserstoff	6G
CR	Polychloropren	Chlorwasserstoff	5G
EPM	Ethylen-Propylen-Kautschuk	-	3G
EVA	Ethylen-Vinylacetat-Copolymere (VA > 30 %)	-	4G
EPDM	Ethylen-Propylen-Terpolymer-Kautschuk	-	-
NR	Naturkautschuk	-	G
SIR	Silikon-Kautschuk	-	2G
(H4): Halogenfreie Spezialmischungen (z. B. FRNC Materialien)			
	Blends aus Polyolefinen und Kautschuk	-	HX *)
	Thermoplastische Polyurethane und Polyester	-	HX *)
*) nicht weiter differenziert			

### 2.3.3 Wärmeleitung

Die Grundlagen der Wärmeleitung können z. B. /GRI 79/ oder /BAE 94/ entnommen werden und sollen hier nur kurz dargestellt werden. Zeitabhängige oder instationäre Temperaturfelder treten auf, wenn sich die thermischen Bedingungen an der Berandung eines Körpers ändern. Ein Wärmeleitproblem zu lösen bedeutet, das Temperaturfeld  $T(\vec{r}, t)$  in seiner räumlichen ( $\vec{r}$ ) und zeitlichen ( $t$ ) Abhängigkeit zu bestimmen. Ist es bekannt, so kann das zugehörige Feld der Wärmestromdichte  $\dot{q}^*(\vec{r}, t)$  aufgrund der von Biot (1804) und Fourier (1822) eingeführten Beziehung

$$\dot{q}''(\vec{r}, t) = -\lambda \cdot \text{grad}[T(\vec{r}, t)] \quad (2)$$

berechnet und die durch die Leitung transportierte Wärme an beliebigen Stellen des Körpers bestimmt werden. Man erhält das gesuchte Temperaturfeld durch Lösen der partiellen Differentialgleichung, der Wärmeleitungsgleichung

$$\rho \cdot c_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}\{\lambda(T) \text{grad}[T]\} + \dot{q}'''(T, \vec{r}, t). \quad (3)$$

In Gleichung (3) Hierbei wurde die Schreibweise mit den in der Vektoranalysis üblichen Differentialoperatoren (grad -> Gradient bzw. div -> Divergenz) genutzt. Diese Gleichung gilt für das Temperaturfeld in einem ruhenden, isotropen und inkompressiblen Material mit temperaturabhängigen Stoffwerten  $c_p(T)$  und  $\lambda(T)$ . Sind im Kontrollvolumen Wärmequellen mit der Leistungsdichte  $\dot{q}'''(T, \vec{r}, t)$  vorhanden, so muss diese auf der rechten Seite der Gleichung (3) berücksichtigt werden.

Die Lösung eines instationären Wärmeleitproblems kann auf drei Wegen gefunden werden:

1. durch eine geschlossene Lösung der Wärmeleitungsgleichung unter Erfüllung der Randbedingungen,
2. durch eine numerische Lösung der Differentialgleichung (mit Randbedingungen) unter Verwendung einer finiten Methode auf Grundlage von Differenzen, Elementen oder Volumina,
3. durch eine experimentelle Lösung unter Benutzung eines Analogieverfahrens.

Numerische Verfahren zur Lösung des instationären Wärmeleitproblems bieten in der Regel die einzige Lösungsmöglichkeit, wenn temperaturabhängige Stoffwerte, Körper mit unregelmäßigen Berandungen oder komplizierte Randbedingungen vorliegen. Wird ein geometrisch eindimensionaler Wärmefluss in Richtung  $r$  ohne innere Wärmequellen und mit konstanten Stoffwerten betrachtet, kann Gleichung (3) in der Form

$$\rho \cdot c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \cdot \left( \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{n}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \right) \quad (4)$$

verwendet werden. Hierbei steht  $n = 0$  für die Platte,  $n = 1$  für den Zylinder und  $n = 2$  für die Kugel.

### 2.3.4 Wärmeleitfähigkeit Kabelader

Die Temperaturabhängigkeit der Leitfähigkeit von Metallen wird in /GRI 79/ für Temperaturen, die im Bereich der charakteristischen Temperatur  $\Theta$  liegen, durch folgende empirische Beziehungen beschrieben:

$$\text{für } 0,86 \cdot \Theta < T < 3 \cdot \Theta : \lambda = \lambda_{\Theta} [1,05 - 0,05(T/\Theta)]. \quad (5)$$

Hierbei ist  $\lambda_{\Theta}$  die Wärmeleitfähigkeit bei der charakteristischen Temperatur  $\Theta$ . Für einige Metalle sind hierzu Werte in Tabelle 2 angegeben. Dort bedeutet ferner  $\lambda_{\Theta}^{0,5}$  die Wärmeleitfähigkeit bei der Temperatur  $\Theta$  für ein Metall mit 0,5 % Verunreinigungen, während sich  $\lambda_{\Theta}$  auf das reine Metall bezieht. Weiterhin ist informativ die Schmelztemperatur  $T_{ST}$  in Kelvin angegeben.

Tabelle 2 Wärmeleitfähigkeit von Metallen

Metall	$\Theta$	$\lambda_{\Theta}$	$\lambda_{\Theta}^{0,5}$	$\lambda$ ( $T = 20 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ; bezogen auf $\lambda_{\Theta}^{0,5}$ )	$T_{ST}$
	[K]	[W/(m K)]	[W/(m K)]	[W/(m K)]	[K]
Ag	215	420	380	373,0	1234
Al	390	230	210	212,6	933
Cu	315	414	330	331,1	1356
Mg	290	170	140	139,9	923

In Bild 5 wird der Verlauf der Wärmeleitfähigkeit dargestellt, wie er sich aus Gleichung (5) unter der Berücksichtigung der Angaben aus Tabelle 2 für die vier verschiedenen Metalle Silber (Ag), Aluminium (Al), Kupfer (Cu) und Magnesium (Mg) ergibt. Für die thermische Leitfähigkeit von Kupfer ergibt sich im Bereich für 271 K bis 945 K (etwa  $0 \text{ }^{\circ}\text{C}$  bis  $670 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ) die temperaturabhängige Geradengleichung:

$$\lambda_{Cu} = 346,5 \cdot (1 - 1,5 \cdot 10^{-4} \cdot T). \quad (6)$$

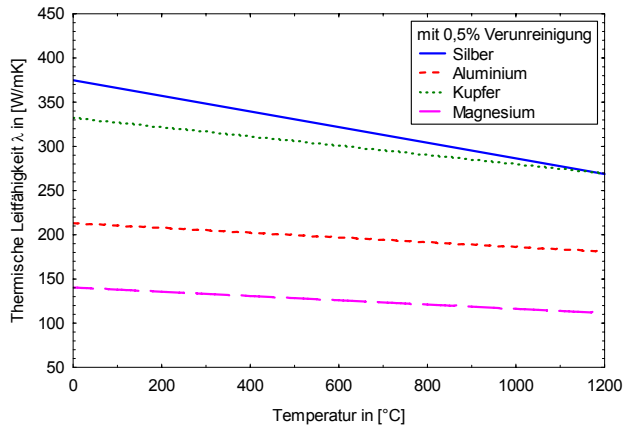


Bild 5 Verlauf der Wärmeleitfähigkeit verschiedener Metalle

Die Bedeutung der Wärmeleitung bei der Auseinandersetzung mit Kabelbränden kann vereinfachend Bild 6 entnommen werden. Gezeigt ist der mit ANSYS /ANS 03/ simulierte Temperaturverlauf in dem Querschnitt eines dreiadrigen Leistungskabels. Für die Simulation wurde für zwei Leiter eine vergleichsweise hohe Temperatur von 500 °C angenommen, um die damit verbundene Temperaturerhöhung der Manteloberfläche durch Wärmeleitung über die Mantelisolierung zu verdeutlichen. Die erhöhte Temperatur der Leiter kann z. B. durch einen in der Nähe des simulierten Querschnitts befindlichen Brand bedingt sein. In dieser Arbeit wird im Weiteren davon ausgegangen, dass es sich bei den metallischen Leitern eines Kabels um Kupfer handelt, da es das am häufigsten in der Kabelindustrie eingesetzte Adermaterial ist /DKI 00/.

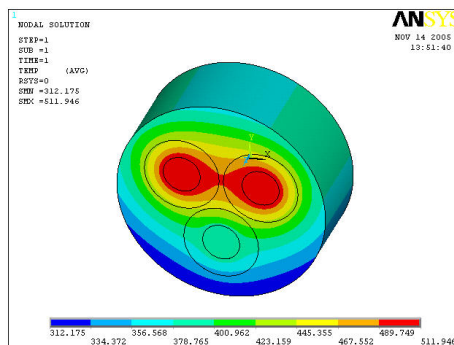


Bild 6 ANSYS-Simulation der Querschnittstemperaturen eines dreiadrigen Kabels mit konstanter Temperatur auf zwei Adern

### 2.3.5 Strombedingte Temperaturerhöhung

Bei einem stromdurchflossenen Leiter kommt es in Abhängigkeit vom Radius, der Länge und den thermophysikalischen Daten des Materials zu einer Erwärmung, die bei (zu) hohen Stromstärken zum Schmelzen des Leiters führen kann. Auch bei ordnungsgemäßem Einsatz eines Kabels kommt es daher zu einer zulässigen Erwärmung des Leiterquerschnitts, der bei einer Brandausbreitung berücksichtigt werden muss. Die Strombelastbarkeit von Elektrokabeln wird in /VDE 0298-4/ geregelt. Die Belastbarkeit bezieht sich bei mehradrigen Kabeln auf die betriebsstromführenden Leiter. Dies sind im Normalfall z. B. für 2- und 3adrige Leitungen 2 belastete Leiter, für 4- und 5adrige Leitungen 3 belastete Leiter. In /VDE 0298-4/ werden für verschiedene Isolierwerkstoffe die zulässigen Betriebstemperaturen genannt und auch Korrekturfaktoren für verschiedene Umgebungstemperaturen angegeben, damit ein Kabel richtig dimensioniert werden kann. Eine komprimierte Zusammenstellung der Angaben aus /VDE 0298-4/ ist in Tabelle 3 gegeben.

Tabelle 3 Zulässige Betriebstemperaturen und Umrechnungsfaktoren für verschiedene Umgebungstemperaturen (gekürzte Darstellung aus /VDE 0298-4/)

Isolierwerkstoff	PVC (Standard)	EPM	PVC (wärmebeständig)	EVA	SIR
zul. Betriebstemperatur	70 °C	80 °C	90 °C	120 °C	180 °C
Umgebungstemperatur	Umrechnungsfaktoren (für zul. Betriebstemperatur)				
10 °C	1,22	1,18	-	-	-
30 °C	1,00	1,00	-	-	-
50 °C	0,71	0,77	1,00	1,00	1,00
75 °C	-	-	0,61	1,00	1,00
100 °C	-	-	-	0,82	1,00
175 °C	-	-	-	-	0,41

Darstellung gilt für nebeneinander verlegte Kabel mit dem Abstand  $D = \text{Kabeldurchmesser}$

Um betriebsbedingte Temperaturerhöhungen der Leiterquerschnitte zu berücksichtigen, sollte mit den in /VDE 0298-4/ angegebenen maximal zulässigen Betriebstemperaturen gerechnet werden. Sollen Kurzschlusseffekte einbezogen werden, muss kurzzeitig mit wesentlich höheren Temperaturen gerechnet werden. Ein Kurzschluss entspricht einem zu hohen Strom im Leiterquerschnitt.

Um die Temperaturerhöhung in einem stromdurchflossenen Kabel der Länge  $L$  mit dem Aderradius  $r_A$  und dem Mantelradius  $r_M$  zu berechnen, kann die sogenannte Péclet-



Gleichung (7) für eine Zylinderschale /POL 05/ herangezogen werden. Die Differenz der Adertemperatur  $T_A$  und der Umgebungstemperatur  $T_\infty$  ist hierin durch das Produkt der strombedingten Wärmeverlustleistung  $\dot{Q}_S$  und dem thermischen Widerstand der Mantelisolierung  $R_{therm}$  gegeben:

$$T_A - T_\infty = \dot{Q}_S \cdot \frac{R_{therm}}{2\pi L} \cdot \left( \frac{1}{\alpha_M r_M} + \frac{1}{\lambda_M} \ln \left( \frac{r_M}{r_A} \right) + \frac{1}{\alpha_A r_A} \right). \quad (7)$$

Der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_A$  in Gleichung (7) kann in erster Näherung als unendlich angenommen werden (Übergang auf eine Isolierung), so dass der letzte Term im Zähler gegen Null geht. Bei einem stromdurchflossenen Leiter ist die Wärmeverlustleistung durch:

$$\dot{Q}_S = I_{eff}^2 \cdot R_A \text{ in [W] mit } I_{eff} \begin{cases} = \hat{I} \text{ für Gleichstrom} \\ = \frac{\hat{I}}{\sqrt{2}} \text{ für Wechselstrom} \end{cases} \quad (8)$$

gegeben, wobei  $\hat{I}$  dem Scheitelwert des elektrischen Stroms  $I$  und  $R_A$  dem elektrischen Widerstand des Leiters entspricht. Setzt man Gleichung (8) in (7) ein, kann für den in der Ader erzeugten Temperaturanstieg folgende Gleichung angesetzt werden:

$$T_A = \frac{I_{eff}^2 \cdot R_A}{2 \cdot \pi \cdot \lambda_M \cdot L} \cdot \left[ \frac{1}{\alpha_M \cdot r_M} + \ln \left( \frac{r_M}{r_A} \right) \right] + T_\infty. \quad (9)$$

In Bild 7 werden die Adertemperaturen für ein stromdurchflossenes Elektrokabel gezeigt, wenn unterschiedlich hohe Stromstärken vorliegen. Hierbei wurde für den Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_M = 15 \text{ W}/(\text{m}^2 \text{ K})$  und für die Wärmeleitfähigkeit der Mantelisolierung  $\lambda_M = 0,15 \text{ W}/(\text{m K})$  angenommen. Für den elektrischen Widerstand der Ader gilt folgender Zusammenhang:

$$R_A = \frac{L}{\kappa_{Cu} \cdot A_q} \text{ [}\Omega\text{]} \quad (10)$$

mit

$A_q$  = Aderquerschnittsfläche [ $\text{mm}^2$ ],

$\kappa_{Cu}$  = elektrische Leitfähigkeit von Kupfer =  $64,1 \text{ m}/(\Omega \text{ mm}^2)$ ,

$L$  = Länge des Kabels [m].

Die Ergebnisse sind jeweils in Abhängigkeit vom Querschnitt der Ader gezeigt. Bild 7 ist auch anschaulich zu entnehmen, dass bei hohen Stromstärken im Allgemeinen große Aderquerschnitte notwendig sind, um zu hohe Adertemperaturen zu vermeiden.

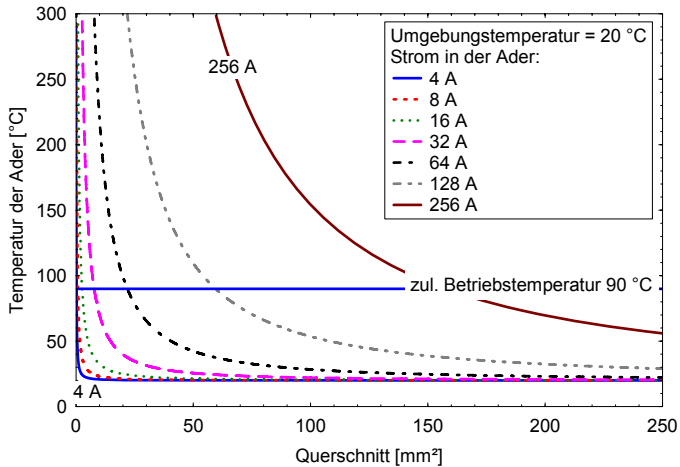


Bild 7 Querschnittstemperatur eines stromdurchflossenen Leiters in Abhängigkeit von der Stromstärke und der Querschnittsfläche nach Gleichung (9), die Grenze für eine zul. Betriebstemperatur von 90 °C ist dargestellt, Manteldicke 1 mm

## 2.4 Die Zersetzung von Kabelmaterialien

In der Literatur werden verschiedene Untersuchungen zur thermischen Zersetzung von Polymeren auf Grundlage einer TG (Thermogravimetrie /DIN 51006/ beschrieben. Eine TG liefert bei vorgegebener Temperaturrate einen Verlauf der Masseabnahme der Probe über der Zeit. Für verschiedene Polymere ergeben sich unterschiedliche Zersetzungsabläufe mit charakteristischen Temperaturbanden, innerhalb derer eine Zersetzung stattfindet. Als ein Ergebnis soll hier die Zersetzung von PVC auf Grundlage der Angaben in /FAR 03/, /MAR 03/ und /SUL 02/ qualitativ und quantitativ beschrieben werden. Die Ergebnisse dieser drei Untersuchungen werden zusammenfassend in Bild 8 dargestellt. Obwohl die Ergebnisse nicht vollständig vergleichbar sind, lassen sich für PVC zwei Temperaturbanden unterscheiden, die den Zersetzungsprozess in zwei Phasen kennzeichnen:

Phase 1: Dehydrochlorination im Temperaturbereich 200 °C bis 350 °C,

Phase 2: Fragmentation im Temperaturbereich 460 °C bis 540 °C.

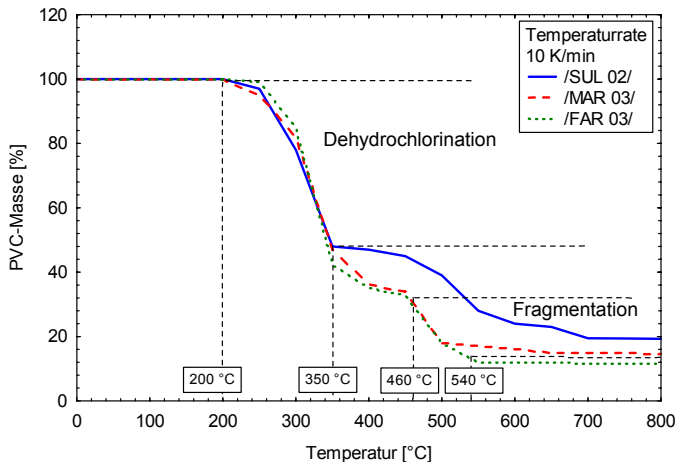
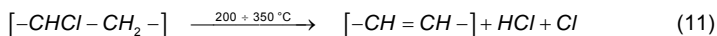


Bild 8 PVC-Gewicht in [%] auf Grundlage einer TG-Messung bei einer Temperaturrate von 10 K/min

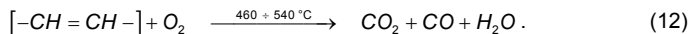
In der Phase 1 der Zersetzung (Dehydrochlorination) findet die Abspaltung der Chloratome von der Kohlenstoffkette statt. In Folge dessen bilden sich Doppelbindungen zwischen den Kohlenstoffatomen aus. Diese Reaktion lässt sich folgendermaßen schreiben:



mit

- C = Kohlenstoffatom,
- H = Wasserstoffatom,
- Cl = Chloratom.

In der Phase 2 der Zersetzung (Fragmentation) findet die komplette Aufspaltung der Kohlenstoffkette statt, mit dem Sauerstoff (O<sub>2</sub>) des Gasgemischs werden im Wesentlichen Kohlendioxid (CO<sub>2</sub>), Kohlenmonoxid (CO) und Wasser (H<sub>2</sub>O) gebildet:



Bei unvollständiger Verbrennung kommen aromatische und aliphatische Verbindungen auf Basis von Kohlenwasserstoffen, Chlor und Sauerstoff und die Bildung von Ruß hinzu. In /BAB 06/ wird die zweite Phase der Zersetzung noch in eine Kondensationsphase unterteilt (siehe Bild 8, 350 °C bis 460 °C) und es werden mehrere parallele Prozesse beschrieben, die hierin ablaufen. Einschränkend muss gesagt werden, dass

die hier aufgeführten TG-Messungen an reinem PVC durchgeführt wurden. Da Isoliermaterialien von Kabeln aus PVC eine Vielzahl von Zusatzstoffen beinhalten, sollen die hier vorgestellten Ergebnisse als Beispiel für thermische Zersetzungsuntersuchungen verstanden werden. Im Anhang A3 befinden sich die Ergebnisse zu TG-Untersuchungen, die mit den in dieser Arbeit untersuchten Kabeln A – D gemacht worden sind /FUN 06/. Als ein Beispiel sind hier die Ergebnisse zu Kabel B (PVC) und Kabel D (FRNC) in Bild 9 dargestellt. Es ist gut zu erkennen, dass die Zersetzung der beiden Mantelisoliermaterialien PVC und FRNC innerhalb verschiedener Temperaturbanden stattfindet. Dargestellt sind die mittleren Temperaturen dieser Banden, die durch ein Maximum der 1. Ableitung der Massenabnahme gekennzeichnet sind. Die Zersetzung in Phasen führt zu unterschiedlichen Restmassenniveaus, die ebenfalls im Bild 9 gekennzeichnet sind.

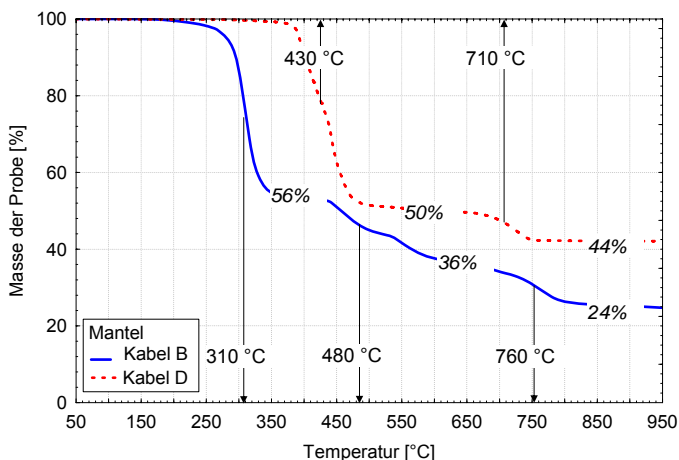


Bild 9 Masse der Probe in [%] für Kabel B (PVC) und Kabel D (FRNC), TG-Untersuchungen bei einer Temperaturrate von 10 K/min, in synthetischer Luft; es sind mittlere Zersetzungstemperaturen der Zersetzungsphasen und Massenanteile der Zwischenniveaus angegeben

In Bild 9 ist erkennbar, dass eine geringe Umsetzung bei den PVC-Kabeln auch noch bei Temperaturen im Bereich um 760 °C stattfinden. In der Untersuchung /FUN 06/ wurde die thermische Zersetzung nicht nur in synthetischer Luft, sondern auch in Stickstoffatmosphäre durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen (siehe Anhang A3), dass sich kaum Unterschiede bei den Temperaturen der Zersetzung ergeben, so dass man die Zersetzungstemperaturen als Materialgrößen auffassen kann. Die Atmosphäre in der

Umgebung eines Stoffes hat aber wesentlichen Einfluss auf den Ablauf einer Verbrennung bzw. auf die Reaktionsprodukte der Gasphase. In einer reinen Stickstoffatmosphäre findet keine Verbrennung statt, sondern nur eine reine Zersetzung des Stoffes.

Die thermische Stabilität eines Stoffes kann vereinfachend durch die Abhängigkeit der relativen Zersetzungsrate von seiner Temperatur  $T$  beschrieben werden /DRY 99/. Dieser Ansatz führt zu dem sogenannten Arrhenius-Gesetz, in welchem die Temperaturabhängigkeit der relativen Zersetzungsrate (Abbrandrate)  $\dot{m}''$  eines Stoffes durch eine einfache Beziehung beschrieben wird:

$$\dot{m}'' = \rho_s \cdot A \cdot e^{-E/(RT)} \text{ [kg/(s m}^2\text{)]} \quad (13)$$

mit

$R$  = universelle Gaskonstante [J/(mol K)],

$T$  = Temperatur (der Oberfläche) des Stoffes [K],

$E$  = Aktivierungsenergie [J/mol],

$A$  = vor-exponentieller Faktor [m/s],

$\rho_s$  = Dichte des Stoffes [kg/m<sup>3</sup>].

Durch diese Art der Beschreibung der Zersetzung ist aber nur eine Zersetzungsphase abgedeckt. Auf das Arrhenius-Gesetz wird in Kapitel 3.4.4 im Rahmen des Brand-simulationsprogramms FDS und in Kapitel 5.4 im Rahmen des in dieser Arbeit entwickelten Brandausbreitungsmodells für Kabel noch detaillierter eingegangen.

## 2.5 Versuche zur Brandausbreitung

In der Literatur /MAX 91/, /HEE 96/, /KES 99/, /TUO 99/ und im FIPEC (Fire Performance of Electric Cables) Projekt /GRA 00/ werden Untersuchungen zur Brandausbreitung auf Elektrokabeln beschrieben. Darüber hinaus werden in diesen Berichten auch Ansätze zur Modellierung der Brandausbreitung auf Kabeln beschrieben, welche später in Kapitel 3.2.4 erläutert werden. Hosser und Will /HOS 98/ haben die Ausbreitung auf vertikalen und horizontalen mit PVC-Kabeln belegten Trassen in Abhängigkeit von der Vorwärmung der Kabel untersucht.

Tabelle 4 Entzündung und Brandausbreitung verschiedener ungeschützter Kabel-Konfigurationen

Konfiguration	Vorheiz-Temperatur	Zündquelle	Beobachtungen zum Brandverlauf	
			Entzündung	Brandausbreitung
Rost, horizontal	25 °C	150 kW	ja	lokal begrenzt
Pritsche, horizontal	175 °C	50 kW	ja	lokal begrenzt
	200 °C		180 - 240 s	3 - 5 cm/min
	350 °C		< 160 s	110 - 120 cm/min
Pritsche, vertikal	25 °C	3 kW	90; 720 s	lokal begrenzt
		50 kW	30; 480 s	16 - 30, 60 - 240 cm/min
	250 °C		45 s	130 - 160 cm/min
	300 °C	40 s	360 - 480 cm/min	

Tabelle 4 gibt eine Zusammenstellung der Ergebnisse dieser Untersuchungen. Die Ergebnisse zeigen, dass die Ausbreitung auf mit PVC-Kabeln belegten Trassen bei horizontaler und vertikaler Anordnung von der Vorwärmung abhängt.

Aufbauend auf die Untersuchungen von Hosser und Will /HOS 98/ zu PVC-Kabelmaterialien wurde von Hosser und Riese /HOS 03/ das Entzündungs- und das Brandausbreitungsverhalten verschiedener Kabelmaterialien vor dem Hintergrund unterschiedlicher Untersuchungsmethoden betrachtet. Bestimmte Ergebnisse dieser Forschungsarbeit werden zusammenfassend in Kapitel 4 dargestellt.

## 2.6 Zusammenfassung Kapitel 2

Als Einführung in die Grundlagen der Brandausbreitung wurde ein Überblick über die vielfältigen Randbedingungen bzw. Parameter gegeben, welche die Brandausbreitung beeinflussen. Unabhängig von der Behandlung der Verbrennung in der Gasphase, gehören hierzu die speziellen Stoffeigenschaften und die hiermit verbundenen komplexen Zersetzungseigenschaften der Mantelisoliermaterialien. Bereits bei einem einfachen mehradrigen Kabels besteht ein komplexer geometrischer Aufbau. Hinzu kommt die Art der Verlegung eines Kabels, welche durch Orientierung und die Befestigung auf einer Trasse gekennzeichnet ist. Wird ein Kabel oder eine Kabeltrasse durch ein Schacht geführt, oder ist es seitlich eingehaust, ergeben sich zusätzliche Randbedingungen, die teilweise erheblichen Einfluss auf das Brandverhalten und damit auch auf die Brandausbreitung haben.

Insbesondere bei Leistungskabeln mit großen Aderquerschnitten liegen Wärmesenken vor, die in einem Brandausbreitungsmodell berücksichtigt werden sollten. Beim realen Einsatz von Kabeln kommen strombedingte Temperaturerhöhungen (Wärmequellen) der Kabelader hinzu. Hier sind Betriebstemperaturen auf der Ader je nach Material und Art der Verlegung von 70 °C bis 120 °C zulässig. Insbesondere die vertikale Brandausbreitung stellt ein erhebliches Risiko dar, da hier die Brandausbreitungsgeschwindigkeit um ein Vielfaches höher ist als bei horizontaler Anordnung einer Kabeltrasse.

### 3 AUSBREITUNGSMODELLE – STAND DER TECHNIK

#### 3.1 Einführung

Eine allgemeine Klassifikation von bestehenden Modellen zur Simulation der Brandausbreitung ist schwierig. Theuns /THE 03/ gibt eine Klassifikation der in der Literatur beschriebenen Modelle, welche auf zwei wichtigen physikalischen Prozessen der Brandausbreitung basiert: Reaktion der festen Phase (Pyrolyse eines festen Materials) und Energiefeedback aus der Gasphase zum Material. Diese Vorgehensweise führt zu einer Einteilung der Ausbreitungsmodelle in Abhängigkeit

1. vom Vorhandensein eines unabhängigen Reaktionsmodells der festen Phase (eines Pyrolysemodells) und
2. von der Art der Berücksichtigung der Gasphase (insbesondere der Energierückkopplung) in der Kalkulation.

In Verbindung mit der Freisetzung von Pyrolysegasen kann normalerweise auf die Abbrandrate eines Materials geschlossen werden. Bild 10 zeigt ein Übersichtsdiagramm zu dieser Klassifikationssystematik. Der jeweilige Grad der Berücksichtigung und die Kopplung der Modelle für die feste und die gasförmige Phase ist entscheidend für die Möglichkeiten bzw. die Qualität des entsprechenden Brandausbreitungsmodells.

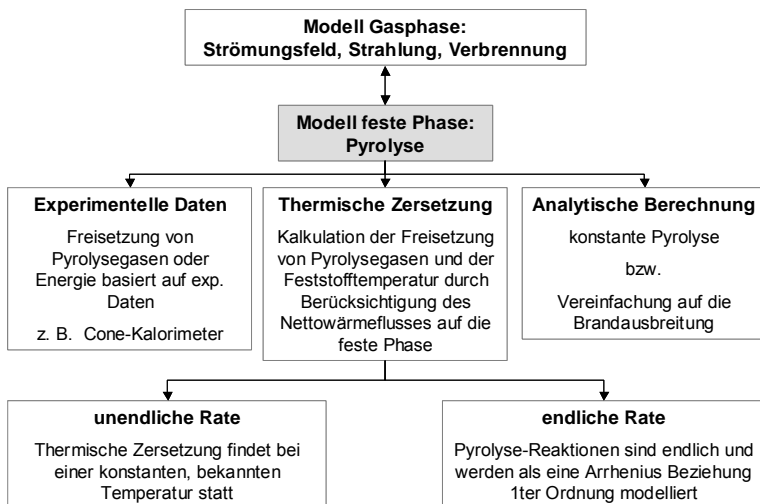


Bild 10 Einteilung der Ausbreitungsmodelle über die Berücksichtigung der festen Phase und der Gasphase



Darüber hinaus stellt die Möglichkeit, das Brandausbreitungsmodell in ein CFD-Modell implementieren zu können, ein Kriterium für die Einsatzfähigkeit des Modells dar. Ist das CFD-Modell mit einem leistungsfähigen Strahlungsmodell und einem Verbrennungsmodell ausgestattet, fallen viele Vereinfachungen von analytischen bzw. auf Versuchen basierenden Modellen weg. Die Möglichkeit der Kopplung eines Modells für die feste Phase und die Gasphase in einem Brandsimulationscode des Typs Zonenmodell soll hier nicht weiter betrachtet werden. Zonenmodellen enthalten starke Vereinfachungen bei der Berücksichtigung von Strömungen und die Lösung der Berechnungsgrößen ist größere Bereiche (typischerweise Heiß- und Kaltgaszone) beschränkt /NOV 01/.

## **3.2 Modellierung der festen Phase: Pyrolyse**

Wenn ein Brennstoff oberhalb der Pyrolysefront durch die eigene Flamme oder durch die Strahlung einer anderen Quelle erwärmt wird, steigt seine Oberflächentemperatur an. Die Temperatur im Brennstoff wird ebenfalls ansteigen, allerdings mit einer geringeren Geschwindigkeit. Wenn der Wärmestrom in das Material ausreichend hoch ist, kann die Oberfläche eine Temperatur erreichen, bei der Pyrolyse einsetzt. Brennstoffgase werden an der Oberfläche freigesetzt und vermischen sich mit der Luft in der Grenzschicht zum Brennstoff. Im direkten Anschluss wird der untere Flammpunkt des Gasgemischs erreicht, dieses entzündet sich im Bereich der Pyrolysefront an der Flamme des Brennstoffs, die als Pilot der Zündung agiert /JAN 92/.

### **3.2.1 Modelle auf Basis experimenteller Daten**

Um die Brandausbreitung von Stoffen zu modellieren, können experimentelle Daten aus Versuchen im Labormaßstab genutzt werden. Im internationalen Rahmen sind hier z. B. die FMRC (Factory Mutual Research Corporation) Apparatur /BAB 92/, die LIFT (Lateral Ignition and Flame spread Test) Apparatur /ASTM E1321/ und das Cone-Kalorimeter /ISO 5660/ als mögliche Untersuchungsmethoden zu nennen. Die Ausrichtung der Materialprobe erfolgt hierbei entweder horizontal (FMRC) oder vertikal (LIFT), das Cone-Kalorimeter lässt beide Einstellungen zu. In den Versuchen wird meistens der Verlauf der Abbrandrate oder der HRR des Materials über der Zeit bestimmt, der dann über Wertepaare oder als Funktion berücksichtigt werden kann. Ein Beispiel für diese Vorgehensweise ist in /MIT 93/ dargestellt. Nachteil dieser einfachen Vorgehensweise ist, dass einerseits eine große Anzahl von Versuchen für unterschiedliche Randbedingungen vorliegen muss, andererseits die Übertragbarkeit der Ergebnisse von

Versuchen in kleiner Skala (Labormaßstab) auf Brände oder großmaßstäbliche Versuche gegeben sein müsste.

Mit entsprechenden Submodellen lassen sich aus solchen Versuchen auch bestimmte Parameter ableiten, die im Weiteren von den thermischen Zersetzungsmodellen benutzt werden können. Aus Entzündungsdaten können z. B. die Entzündungstemperatur und die Vergasungswärme abgeleitet werden. Grundsätzlich ist es hierfür nötig, dass Ergebnisse zu Entzündungszeiten bei verschiedenen, von außen anliegenden Wärmestromdichten vorliegen. In Kapitel 4.2.2 und in Kapitel 4.2.3 wird auf solche Verfahren, im Zusammenhang mit am iBMB durchgeführten Cone-Kalorimeter Versuchen, noch im Detail eingegangen.

### 3.2.2 Analytische Berechnungen

Die Bemühungen aufwärtsgerichtete und zur Strömung parallele Brandausbreitung zu modellieren gehen auf verschiedene Autoren zurück. Die Gruppe um Saito, Quintiere und Williams /SAI 86/ geht von einer einfachen Beziehung zwischen der Flammenhöhe und der Energiefreisetzungsrate des Materials aus. Über die Höhe der Flamme wird ein konstanter Wärmestrom als Wärmerückkopplung auf das Material angenommen.

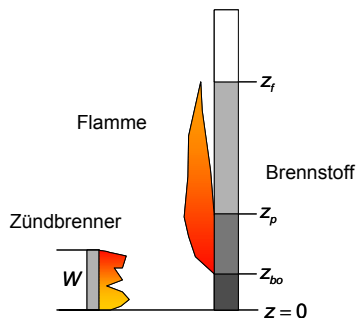


Bild 11 Systemskizze des Modells nach Saito, Quintiere und Williams /SAI 86/ unter Berücksichtigung späterer Arbeiten von /HAS 95/ und /LEE 97/

Dieser Ansatz führt zu einer analytischen Beschreibung der aufwärtsgerichteten Brandausbreitungsgeschwindigkeit  $V(t)$ , welche der Geschwindigkeit der Pyrolysefront entspricht:

$$V(t) = \frac{z_f - z_p}{t_{ig}} = \frac{1}{t_{ig}} \left[ \underbrace{K \left( \frac{\dot{Q}_b}{W} + z_{p0} \cdot \dot{q}_s''(t) + \int_0^t \dot{q}_s''(t - t_p) \cdot V(t_p) dt_p \right)}_{\text{Höhe der Flamme}} - \underbrace{\left( z_{p0} + \int_0^t V(t_p) dt_p \right)}_{\text{Höhe der Pyrolysefront}} \right] \quad (14)$$

mit

$K$  = Brand unter Decke, an der Wand oder in einer Ecke,

$W$  = Breite der Zündflamme -> Flammenhöhe bei  $t = 0$  [m],

$\dot{Q}_b$  = Energiefreisetzungsrate des Brenners, wird als konstant angenommen [kW],

$\dot{q}_s''$  = relative Energiefreisetzungsrate des Materials, wird vorgegeben [kW/m<sup>2</sup>],

$t_{ig}$  = Zeit der Entzündung [s],

$t_p$  = Zeit der Pyrolyse [s],

$z_p$  = Höhe der Pyrolysefront [m],

$z_{p0}$  = Höhe der Pyrolyse bei  $t = 0$  [m],

$z_f$  = Höhe der Flammenspitze [m],

$z_{bo}$  = Höhe des Ausbrandes [m].

Die Gleichung (14) ist in der Literatur auch als SQW-Gleichung bekannt. Für die Bereitstellung der notwendigen Eingabegrößen in der SQW-Gleichung müssen einige Annahmen und Vereinfachungen vorgenommen werden /NOR 01/:

1. Das Material wird als thermisch dick angenommen und die thermischen Eigenschaften sind unabhängig von der Temperatur,
2. die chemische Kinetik wird nicht berücksichtigt, so dass sowohl sehr schnelle als auch eine sehr langsame Brandausbreitung unberücksichtigt bleibt,
3. die Bedingungen für die Extinktion können nur angenähert betrachtet werden,
4. die Flammenhöhe  $z_f$  hängt von einer Potenz der Energiefreisetzungsrate ab,
5. die Wärmestromdichte  $\dot{q}_s''$  des brennenden Materials gilt nur für  $z_p < z < z_f$ ,
6. für einen Zünder wird eine konstante Ausgangsleistung angenommen,
7. die Oberflächentemperatur des Materials im Bereich des Zünderbrenners entspricht der Temperatur der Flamme des Zünderbrenners,
8. oberhalb der Flammenspitze wird keine Erwärmung des Materials berücksichtigt, der Einfluss einer Heißgasschicht wird z. B. vernachlässigt.

Der empirisch ermittelte Parameter  $K$  hängt von der Art des Brandszenarios ab, welches entweder unter einer Decke, in einer Ecke oder an einer offenen Wand angenommen werden kann. In verschiedenen Literaturstellen werden Werte für  $K$  angegeben. In

/NOR 01/ wird  $K$  allgemeiner als Koeffizient für die Fläche der Flamme beschrieben und es werden Werte genannt, die typischer Weise zwischen 0,008 und 0,02 liegen. Der Wert kann als Anpassungsparameter zur Berücksichtigung der Vereinfachung der Komplexität des Modells betrachtet werden. Zur Lösung der SQW-Gleichung muss einerseits der Verlauf der Energiefreisetzungsrate des Materials vorgegeben und andererseits das sogenannte Volterra-Integral gelöst werden.

Weitere Arbeiten zur SQW-Gleichung wurden von Thomas und Karlsson /THO 90/ sowie von Baroudi und Kockala /BAR 92/ vorgenommen. In diesen Arbeiten werden Lösungen der SQW-Gleichung durch Laplace-Transformation für verschiedene analytische Ausdrücke besprochen. Es wird mit einer linearisierten Korrelation der Flammenhöhe gearbeitet. Karlsson /KAR 94/ erhält spezielle Lösungen für das Volterra-Integral bei der Untersuchung der Brandausbreitung für einen Standard Room-Corner Testraum /ISO 9705/. /HAS 95/ und /LEE 97/ berücksichtigen in ihren Arbeiten zur SQW-Gleichung den Ausbrand des Materials ( $x_{bo}$ , siehe Bild 11). Eine reine Beschränkung auf die Behandlung der zeitlichen Entwicklung der Pyrolysefront ( $x_p$ , siehe Bild 11) entfällt somit. Eine gute Zusammenstellung der Entwicklung der aufwärtsgerichteten Brandausbreitungsmodelle und weiterer Anwendungen zur Ausbreitung auf Wandbekleidungen und zu verkohlenden und nichtverkohlenden Materialien wird in /BRE 01/ bzw. /BAR 03/ gegeben.

### 3.2.3 Thermische Zersetzungsmodelle

Findet die Berücksichtigung der thermischen Zersetzung bei einer konstanten, bekannten Temperatur statt, spricht man von einem unendlichen Reaktionsmodell. Unterhalb dieser Temperatur findet keine Zersetzung statt, oberhalb der gegebenen Temperatur sind die Zersetzungsprozesse sofort komplett abgeschlossen.

Findet die Berücksichtigung der Zersetzung innerhalb eines bestimmten Temperaturbereichs statt, sind die Pyrolyse-Reaktionen endlich und werden im Allgemeinen als eine Arrhenius Beziehung 1. Ordnung modelliert. Entsprechende Ansätze werden in /BLA 96/, /YAN 00/ und im Zusammenhang mit dem Brandsimulationsmodell FDS (Fire Dynamics Simulator) in /MCG 06a/ und /MCG 06b/ beschrieben. Auf die Art der Behandlung der Pyrolyse in FDS wird später noch genauer eingegangen.

Theuns /THE 03/ untersucht in seiner Arbeit verschiedene Techniken, endliche und unendliche Modelle der thermischen Zersetzung numerisch zu behandeln (Integral,

Moving-Mesh, Dual-Mesh und die Enthalpie-Methode). Im Resultat liefern alle Ansätze ähnliche Ergebnisse. Es ergeben sich aber Vor- bzw. Nachteile im Hinblick auf die notwendige Auflösung des in der festen Phase eingesetzten Gitters, der damit verbundenen Rechenzeit und der Übertragbarkeit in mehrere Dimensionen.

### 3.2.4 Modellierung der Brandausbreitung auf Kabeln

Ein einfaches Kabelbrandmodell findet sich bei /MAX 91/. In dem Modell wird eine von der Brandraumtemperatur (für die Bereiche  $< 300\text{ °C}$ ,  $< 1000\text{ °C}$  und  $> 1000\text{ °C}$ ) abhängige relative Abbrandrate vorgegeben. Es werden Angaben für PVC und FRNC-Kabel gemacht. Die Ausbreitungsgeschwindigkeit des Kabelbrandes ergibt sich als Produkt einer materialabhängigen Grundausbreitungsgeschwindigkeit und eines Faktors, bei dem die Brandraumtemperatur linear gerechnet wird. In die Berechnung der Grundausbreitungsgeschwindigkeit wird sowohl die Breite der Kabeltrasse einbezogen als auch Größe und die Richtung eines resultierenden Zuluftstroms in Bezug auf die Ausbreitungsrichtung des Brandes.

In /HEE 96/ wird ein Ansatz beschrieben, auf der Grundlage von Ergebnissen aus Cone-Kalorimeter Versuchen die Brandausbreitung für einen Versuch in realer Skala vorzuberechnen. Grundlage zur Ermittlung von kabelspezifischen Daten ist die Untersuchung von zehn verschiedenen Kabelarten bei drei unterschiedlichen Wärmestromdichten im Cone-Kalorimeter. In dieser Arbeit werden Ergebnisse von Versuchen zur Brandausbreitung in einem UL 1666 /UL 1666/ Aufbau in realer Skala und einem modifizierten IEC 332-3 Aufbau /IEC 332-3/ gezeigt, welche mit den gleichen Kabeln durchgeführt wurden. Es wird sowohl ein analytisches Modell, als auch ein numerisches Modell für die Brandausbreitung beschrieben. Das analytische Modell bezieht sich weitestgehend auf Ansätze, die im Kapitel 3.2.2 im Zusammenhang mit der SQW-Gleichung bereits beschreiben wurden, und soll hier nicht weiter ausgeführt werden. Das numerische Modell ist im Wesentlichen eine Adaption aus Arbeiten von van Hees /HEE 95/ zu einem Brandausbreitungsmodell für Bodenbelagsmaterialien. Der Vergleich der Berechnungsergebnisse bezieht sich auf die Kalkulation der Ausbreitungsdistanz und der Ausbreitungsdauer (Zeit bis zum Verlöschen der Flammen). Angaben zum zeitlichen Verlauf der untersuchten Größen werden nicht gemacht. Die Ergebnisse der Studie werden damit zusammengefasst, dass die Vorhersage der Distanz der Brandausbreitung befriedigend ist, die Ausbreitungsgeschwindigkeit aber stark überschätzt wird. Bemerkenswert ist der Hinweis, dass in den Modellen die Art und Weise der

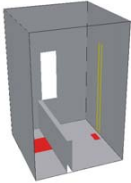
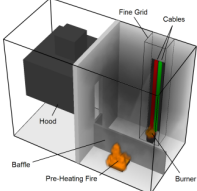
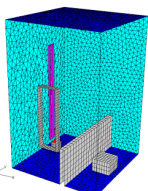
Befestigung und Verlegung der Kabel nicht einbezogen wurde und dass der Versuch unternommen wurde, den Effekt der Wärmesenke auf der metallischen Ader der Kabel durch ein angepasstes  $\lambda\rho c_p$  (thermische Trägheit) auszugleichen.

In der Arbeit von Keski-Rahkonen /KES 99/ wird ein analytisches Modell beschrieben, welches sich wiederum auf Arbeiten von Saito /SAI 86/ und Lee /LEE 97/ bezieht. In dieser Veröffentlichung wird auf mehrere Teilaspekte zum Thema Entzündungsverhalten und Brandausbreitung von Kabeln eingegangen und u. a. die Problematik der Überhitzung von Kabeln auf Grund eines zu hohen Stromes gezeigt.

Die Arbeiten in Schweden /HEE 96/ zum Brandverhalten von Kabeln wurden im Rahmen des europäischen FIPEC (Fire Performance of Cables) Vorhabens /GRA 00/ fortgesetzt. Hier wurden auch die Arbeiten zur Modellierung der Brandausbreitung weitergeführt. In /GRA 00/ und bereits in /TUO 99/ wird die Implementierung eines physikalischen Brandausbreitungsmodells in das CFD-Modell SOFIE (Simulation Of Fires in Enclosures) /RUB 00/ beschrieben. Das Ausbreitungsmodell basiert auf einem eindimensionalen Wärmetransfermodell, gekoppelt mit einem Pyrolyse- und Verkohlungsmodell. Das Modell wurde von Yan /YAN 99/ an der LUND-Universität entwickelt und an verschiedenen Szenarien validiert. Unter anderem auch für die Brandausbreitung an einem elektrischen Kabel. Als ein Ergebnis wird festgestellt, dass das Modell fähig ist, wesentliche physikalische Phänomene abzubilden, die während des Pyrolyseprozesses auftreten. Die Ergebnisse werden aber nicht mit entsprechenden Grafiken dokumentiert. Es wird auf die Notwendigkeit hingewiesen, den lateralen Wärmetransfer auf der Kabelader zu berücksichtigen.

In /RIE 06/ werden drei verschiedene Brandsimulationsprogramme im Rahmen des ICFMP (International Collaborative Fire Modeling Project) im Hinblick auf die Möglichkeit untersucht, das Entzündungs- und Brandausbreitungsverhalten von unterschiedlich belegten Kabeltrassen in einer praxisingerechten Anordnung vorzuberechnen. Es wurden zwei CFD-Modelle (FDS, CFX /ANS 05/) und ein „lumped parameter“ Modell (COCOSYS /ALL 05/) eingesetzt. Eine Übersicht über die eingesetzten Modelle und die Ergebnisse der Simulationen ist in Tabelle 5 dargestellt. Die Brandversuche, welche die Grundlage für die Simulationen durch eine Gruppe internationaler Modellierer darstellen, wurden am iBMB in Braunschweig im Rahmen eines Auftrages des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit durchgeführt /HOS 05/. Eine Beschreibung der Spezifikation und der experimentellen Ergebnisse ist in Kapitel 4.4 zu finden.

Tabelle 5 Angaben zu verschiedenen Modellen zur Berechnung der Brandausbreitung auf Kabeltrassen im iBMB-Versuchsstand /RIE 06/ im Hinblick auf die Berechnung der Pyrolyse

	COCOSYS Entwicklungs-Version	FDS 4	CFX 10
			
Modelltyp	Lumped Parameter (Viel-Zonenmodell)	CFD (Feldmodell)	CFD (Feldmodell)
Kabelbündel	Stab ohne Ader	Stab ohne Ader	Stab ohne Ader
Thermisches Modell	1dim (eine Seite)	1dim (alle Seiten unabhängig)	3dim
Typ Pyrolysemodell	empirisches Modell	endliche Abbrandrate Modell	experimentelle Daten Modell
Bestimmung der Abbrandrate	Abbrandrate aus Datenbank über Abfrage einer zugeordneten Materialtemperatur	Abbrandrate wird im Bereich einer vorgegebenen Entzün- dungstemperatur mit einem Arrhenius-Gesetz berechnet (thermoplastisches Modell)	festen Abbrandrate wird bei Erreichen einer vorgegebenen Entzündungstem- peratur gefahren
Daten	Abbrandraten für unter- schiedliche Material- temperaturen aus ver- gleichbaren Versuchen im iBMB-Versuchsstand	Vorgabe der Vergasungswärme, Entzündungstemperatur	Abbrandrate aus den Versuchs- ergebnissen
Vorausberech- nung	prinzipiell	ja	nein
Performance Abbrandrate	bei PVC-Kabeln ver- gleichbar gute Überein- stimmung, bei FRNC- Kabeln wird die Abbrand- rate stark überbewertet (für die Berechnungen daher auf Null gesetzt)	bei PVC-Kabeln Abbrandrate zu niedrig, bei FRNC-Kabeln wird Abbrandrate zu hoch vorausberechnet	(Abbrandrate vorgegeben)
Performance Oberflächen- Temperaturen	bei PVC-Kabeln insgesamt vergleichbare Ergebnisse, bei FRNC- Kabeln höhere Ab- weichungen	hohe Abweichungen bei PVC- und FRNC-Kabeln, wenn Pyrolyse stattfindet brennt das Material mit einer Temperatur im Bereich der Entzündungstemperatur	Temperaturen im Nahfeld des Zündbrenners werden vergleichbar berechnet, im Fernfeld zu niedrig
Bemerkung	Universalität der Datenbank ist nicht geklärt, kein Plume- Modell vorhanden	einziges Modell welches die Pyrolyse vorausberechnet	Pyrolysemodell müsste implemen- tiert werden, nur Test 1 simuliert

Insgesamt kann nur ein Modell die Pyrolyse wirklich vorausberechnen (FDS), die Ergebnisse sind aber nicht sehr befriedigend. Ein vollständiges deterministisches Modell existiert derzeit nicht und erscheint auch für weitere Entwicklungen zu kompliziert. Zudem fehlen wichtige thermophysikalische Eingabedaten von Kabelmaterialien und es existieren keine festen Regeln für die Ableitung solcher Daten aus Versuchen. Die Universalität von empirisch ermittelten Kabelabbranddaten für die Simulation kann nur mit Hilfe weiterer Versuche und Validierungen anhand anderer Szenarien nachgewiesen werden.

### 3.3 Modellierung der Gasphase

In diesem Kapitel soll kurz auf die Grundansätze bei der Modellierung der Gasphase in CFD-Modellen zur Brandsimulation eingegangen werden. Eine gute Übersicht über aktuelle CFD-Brandsimulationsmodelle (z. B. SOFIE, FDS, CFX, KOBRA-3D und FLUENT) liefert Olenick /OLE 03/. Neben der reinen Behandlung des Strömungsfeldes muss das CFD-Modell für die Brandsimulation mit einem Modell für die Berechnung der Strahlung und einem Verbrennungsmodell gekoppelt sein.

#### 3.3.1 Die Behandlung des Strömungsfeldes

Es existiert ein „exaktes“ System von gekoppelten Differentialgleichungen, welche den Einfluss auf das Gleichgewicht zwischen dem Transport der Masse, dem Impuls, den Spezies und der Energie unter dem Einfluss eines Feuers in einem Raum beschreiben. Dieses Gleichungssystem (vielfach vereinfachend als Navier-Stokes-Gleichungen bezeichnet) zu lösen würde bedeuten, dass alle räumlichen und zeitlichen Skalen aufgelöst werden müssten, die in einem Strömungsfeld auftreten, welches durch die turbulente Charakteristik eines Feuers bestimmt wird /COX 02/. Diese Vorgehensweise wird in der direkten numerischen Simulation (DNS) umgesetzt, ist aber nur für kleine Bereiche in der Größenordnung von mehreren Zentimetern mit vertretbarer Rechenzeit durchführbar. Um diese Probleme zu bewältigen, wurden verschiedene Techniken entwickelt, die entweder darauf hinauslaufen, die Größen des turbulenten Strömungsfeldes zeitlich zu mitteln (RANS, Reynolds Average Navier Stokes Simulation) oder nur räumliche und zeitliche Skalen (Wirbel) bis zu einer bestimmten unteren Grenze zu berücksichtigen (LES, Large Eddy Simulation). Die zeitliche Mittelung im RANS-Ansatz führt zu einem Schließungsproblem. Der Einfluss der turbulenten Vermischung auf die chemische Kinetik und den Strahlungsaustausch geht verloren und muss zusätzlich modelliert werden. In den meisten Fällen wird dieses mit dem  $k-\varepsilon$  Ansatz gelöst ( $k$  ist



hier die kinetische Energie der Turbulenz und  $\varepsilon$  die Rate der Dissipation). Je nach CFD-Modell werden die kleineren Wirbel im LES-Ansatz durch ein weiteres Modell berücksichtigt (SGS, Sub Grid Scale modeling) oder auch vernachlässigt. Ein in der Literatur beschriebenes Modell zur Berücksichtigung kleiner Wirbel kommt von Smagorinsky /BAU 97/. Mehr Details zu aktuellen CFD-Techniken zur Modellierung des Strömungsfeldes im Bereich von Raumbränden findet man bei /NOV 01/.

### 3.3.2 Strahlung

Da die Strahlung einer Oberfläche proportional zur vierten Potenz der Temperaturdifferenz zur Umgebung ist, spielt der Strahlungsaustausch im Allgemeinen eine entscheidende Rolle bei Bränden. Die grundlegende Größe des Strahlungstransport ist die spektrale Strahldichte  $L_\lambda$ . Die spektrale Strahldichte  $L_\lambda(\lambda, \theta, \varphi, T)$  beschreibt die Verteilung des ausgesandten Strahlungsflusses auf das Spektrum der Wellenlängen  $\lambda$  und die Raumwinkel des Halbraumes  $\Omega = (\theta, \varphi)$  /BAE 94/. Dem Strahlungsaustausch von Flammen zur Oberfläche eines Brennstoffes kommt im Zusammenhang mit der Brandausbreitung eine besondere Bedeutung zu. Eine detaillierte Betrachtung kann /NOV 01/ entnommen werden.

### 3.3.3 Verbrennung

In den meisten im Zusammenhang mit Raumbränden betrachteten Fällen liegt eine nicht vorgemischte bzw. Diffusionsflamme vor. Die Modellierung der turbulenten Verbrennung der Gasphase in Raumbrandsimulationscodes, kann im wesentlichen durch zwei Ansätze erfolgen /NOV 01/. Dies sind zum einen Modelle, welche auf die Einführung einer skalaren Erhaltungsgröße (Mischungsbruch bzw. „mixture fraction“) basieren und zum anderen Flamelet-Modelle. In den Flamelet-Modellen wird die Vorstellung benutzt, dass die turbulente Flamme als ein Ensemble vieler kleiner laminarer Flämmchen (Flamelets) mit gleicher skalarer Dissipationsgeschwindigkeit angenähert werden kann /WAR 01/. Da die Flamelet-Modelle für Raumbrände verwendeten Modellen kaum vertreten sind, sollen sie hier nicht vertiefend beschrieben werden. Die Beschreibung der Verbrennung durch eine skalare Erhaltungsgröße stellt eine starke Vereinfachung dar. Daher wird in einigen Modellen eine zusätzliche Erhaltungsgröße eingeführt, welche durch die chemische Kinetik bestimmt ist. Im Gegensatz zur skalaren Erhaltungsgröße muss diese begleitende Variable einen chemischen Produktionsterm enthalten und es ist ein Schließungsmodell für diesen Term erforderlich. Ein bekannter Ansatz zur Lösung dieses Problems ist das Eddy-Break-Up (EBU) Modell, welches von Spalding eingeführt

wurde /NOV 01/. Ein weiteres Verbrennungsmodell für vorgemischte Flammen ist das Eddy-Dissipation-Concept (EDC) nach Magnussen /MAG 81/. Im Zusammenhang mit dem Brandsimulationscode Fire Dynamics Simulator soll der einfachere Ansatz eines Mischungsbruchs zur Modellierung der Verbrennung in der Gasphase in der weiteren Arbeit erläutert werden.

### 3.4 Das CFD-Modell Fire Dynamics Simulator

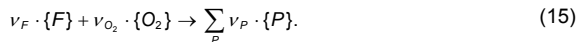
Der Fire Dynamics Simulator (im weiteren FDS genannt) /MCG 06a/ und MCG 06b/ lag für diese Arbeit in der Version 4.06 vor. FDS ist ein Computational Fluid Dynamics (CFD) Modell, welches weltweit für Brandsimulationen eingesetzt wird. Es wird vom National Institute for Standards and Technologies (NIST) der Öffentlichkeit in der jeweils aktuellen Version seit dem Jahr 2000 zur Verfügung gestellt. Im FDS-Code werden die Erhaltungsgleichungen für den Bereich niedriger Mach-Zahlen (das Verhältnis der Geschwindigkeit der Hauptströmung zur Schallgeschwindigkeit der Zuströmung (z. B.  $u_{Luft} = 340 \text{ m/s}$ ) ist kleiner 0,3) gelöst. FDS ist in den jeweiligen Versionen verschiedenen Validierungen unterzogen worden /MCG 06b/. Es zeigt sich u. a., dass das Modell FDS sensitiv in Bezug auf die gewählte Feinheit der Zellen ist, insbesondere in Bereichen nahe der Oberfläche des Verbrennungsstoffes. Die Ausführungen in /MCG 06b/ und eigene Untersuchungen /RIE 05/ zeigen, dass für viele Fälle eine Konvergenz der Lösung brandrelevanter gegeben ist und die Abweichung gegenüber der numerisch exakten Lösung ab einer gewissen Feinheit der Zellen gegen Null geht. Diese Feinheit muss aber für jedes Modellszenario individuell bestimmt werden. In den folgenden Unterkapiteln zu FDS sollen bereits konkretere Hinweise gegeben werden, die im Zusammenhang mit der Modellierung des Brandverhaltens von Kabeln stehen und im Kapitel 5 benötigt werden.

#### 3.4.1 Modellierung der Gasphase

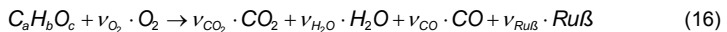
Der Ansatz für die Lösung des Strömungsfeldes in FDS basiert auf der LES-Technik. Die Strahlung wird mit einem Modell des grauen Gases approximiert und eine Finite-Volumen-Methode wird eingesetzt um die Gleichungen des Strahlungstransports zu lösen. Details der hydrodynamischen und turbulenten Theorie des FDS-Modells und eine komprimierte Darstellung der Algorithmen zur Lösung der entsprechenden Gleichungen finden sich in /MCG 06b/. Für die Untersuchungen mit dem FDS-Modell in dieser Arbeit und innerhalb die später beschriebenen Anpassungen in dem FDS-Code wurden keine Änderungen in der Version 4.06 von FDS vorgenommen.

### 3.4.2 Modellierung der Verbrennung

In FDS wird seit der Version 2 eine auf einem Mischungsbruch-Ansatz (mixture-fraction) basierende unendlich schnelle Verbrennung gerechnet. Hierbei wird angenommen, dass der Brennstoff {F} und der zur Verbrennung notwendige Sauerstoff {O} nicht nebeneinander vorliegen können und in dem Moment des Zusammentreffens in einer beliebigen Zelle der Gasphase sofort zu den Reaktionsprodukten {P} reagieren. Die generelle Form der Verbrennung entspricht der Reaktionsform:



Die Vorfaktoren  $v_{F,O_2,P}$  beschreiben hierbei die jeweiligen stoichiometrischen Koeffizienten des kompletten Verbrennungsprozesses. In FDS wird die Verbrennungschemie auf eine Reaktionsgleichung folgender Struktur vereinfacht:



mit

- $a$  = Anzahl der Kohlenstoffatome im Brennstoff,
- $b$  = Anzahl der Wasserstoffatome im Brennstoff,
- $c$  = Anzahl der Sauerstoffatome im Brennstoff.

Für den Brennstoff  $C_a H_b O_c$  kann durch Festlegung der stoichiometrischen Anteile  $v_{O_2}$  für Sauerstoff  $O_2$ ,  $v_{CO_2}$  für Kohlendioxid  $CO_2$  und  $v_{H_2O}$  für Wasser  $H_2O$  durch Vorgabe der Ausbeuten  $Y_{CO}$  von Kohlenmonoxid  $CO$  und  $Y_{Ru\beta}$  von Ruß, eine feste Reaktionsgleichung geschrieben werden. Hierbei wird die Ausbeute für Kohlenmonoxid  $Y_{CO}$  standardgemäß mit der Rußausbeute  $Y_{Ru\beta}$  über die Formel von Köylü und Faeth /KOE 91/ gekoppelt:

$$Y_{CO} = \frac{12 \cdot a}{M_{O_F} \cdot v_F} \cdot 0,0014 + 0,37 \cdot Y_{Ru\beta}. \quad (17)$$

$M_{O_F}$  ist das Molekulargewicht des Brennstoffs,  $a$  entspricht wiederum der Anzahl der Kohlenstoffatome im Brennstoff und  $v_F$  ist der bereits eingeführte stoichiometrische Koeffizient des Brennstoffs, der als eins angenommen wird.

Der Ansatz der schnellen Chemie im Zusammenhang mit einer sofortigen Umsetzung von Brennstoff und Oxidationsmittel definiert eine gekrümmte Fläche, die als Oberfläche der in FDS modellierten Flamme („flame sheet“) gedeutet werden kann. Diese Überlegungen führen zu Zustandsgleichungen der Reaktionsprodukte, deren Zusammen-

setzung mit dem Mischungsbruch  $Z$  innerhalb einer FDS Rechnung durch die oben beschriebenen Angaben vorgegeben ist. Alle möglichen Zusammensetzungen in einer Berechnungszelle der Gasphase sind so im voraus definiert. Da der Mischungsbruch den Massenerhaltungssatz erfüllt, ist gewährleistet, dass kein Produktanteil „verloren“ geht. Bild 12 zeigt den Zusammenhang zwischen Massenbruch („mass fraction“) und Mischungsbruch („mixture fraction“) für einen Brennstoff mit Eigenschaften vergleichbar mit PVC. Die Rußausbeute  $Y_{Ru\beta}$  für eine PVC-Isolierung wurde aus eigenen Messungen im Cone-Kalorimeter abgeleitet und mit 0,05 kg/kg angenommen. Tewarson /TEW 03/ gibt für reines PVC den etwa dreimal so hohen Wert mit 0,172 kg/kg an.

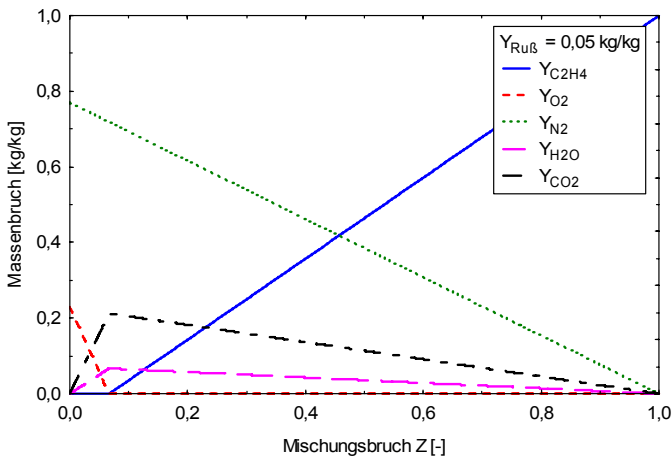


Bild 12 Zusammenhang zwischen Massenbruch „mass fraction“ und Mischungsbruch  $Z$  „mixture fraction“ für ein Brennstoff mit PVC ähnlichen Eigenschaften

Die stoichiometrische Gleichung (15) impliziert die folgende Relation zwischen der Rate der Massenabnahme des Brennstoffs  $\dot{m}_F''$  und des Oxidationsmittels  $\dot{m}_O''$ :

$$\frac{\dot{m}_F''}{\nu_F \cdot M_{O_F}} = \frac{\dot{m}_O''}{\nu_O \cdot M_{O_O}}, \quad (18)$$

mit den entsprechenden stoichiometrischen Koeffizienten  $\nu$  und molekularen Massen  $M_o$ . Die Ableitung der lokal freigesetzten Energie in FDS erfolgt über die Erhaltungsgleichung und die Zustandsgleichung für Sauerstoff. Grundansatz ist die Beziehung der lokalen HRR  $\dot{q}_O''$  als Funktion des verbrauchten Sauerstoffs:

$$\dot{q}_{O_2}''' = \Delta H_O \cdot \dot{m}_O''' \quad [\text{kW/m}^3]. \quad (19)$$

Hierbei entspricht  $\Delta H_O$  [kJ/kg] der Energie, die vom Brennstoff, je verbrauchter Masse Sauerstoff, freigesetzt wird. Dieser Wert beträgt für die meisten Baustoffe etwa 13100 kJ/kg. Mehr Details zur Berechnung der lokalen HRR in FDS sind in /MCG 06b/ nachzulesen.

Für eine Simulation in FDS kann nur eine Verbrennungsschemie global vorgegeben werden. Im Falle verschiedener Brandquellen muss nun entschieden werden, ob sie in Bezug auf die Hauptbrandlast oder auf die gesamte Verbrennung abgestimmt vorgegeben werden soll.

Im Allgemeinen Fall eines Kabelbrandszenarios muss neben der direkten Betrachtung der Verbrennung eines Kabelmaterials auch eine Brand- bzw. Zündquelle mit modelliert werden. Es ist nun einerseits kaum möglich, die komplexe Verbrennungsschemie des Kabelisoliermaterials adäquat zu beschreiben, andererseits müssen bereits vereinfachte Annahmen für die Verbrennung einer vergleichsweise homogenen Zündquelle gemacht werden. In dieser Arbeit soll nicht vertiefend auf die Behandlung der Verbrennung in der Gasphase eingegangen werden. Im Wesentlichen wurde daher mit der Verbrennungsschemie der Zündquelle (Propangas) gerechnet und eine erhöhte Rußbildung angenommen, um den untersuchten Kabelmaterialien (insbesondere PVC) gerechter zu werden.

### 3.4.3 Die Vorausberechnung der Pyrolyse

Stand der Technik ist es die Wärmefreisetzungsrate in Form von Wertepaaren über die Zeit vorzugeben, um die hiermit verbundene Wirkung auf die Verteilung der Temperatur, der Gaskonzentrationen etc. im Raum zu berechnen. Soll die Pyrolyse eines Stoffes vorausberechnet werden, wird in FDS die Angabe einer Vergasungswärme ( $\Delta H_g$ ) des Stoffes vom Nutzer erwartet. Eine von der „globalen“ Reaktion abweichende Verbrennungswärme ( $\Delta H_c$ ) kann angegeben werden. Dies führt zur Freisetzung einer Brennstoffmenge, entsprechend der Energiebilanz, die an der Oberfläche des Stoffes in der Kalkulation berechnet wird. In der Bestimmung dieser Größen liegen große Unsicherheiten, da die Auflösung des Gitters im Bereich des Übergangs zum Brennstoff normalerweise nicht ausreichend ist /NOV 01/, /MCG 06/ und sowohl der Absorptionskoeffizient als auch die Flammentemperatur nur ungenau bestimmt werden können.

Insbesondere die Berechnung der Energierückkopplung zwischen Flamme und Oberfläche des Feststoffs ist aus diesen Gründen Schwerpunkt der aktuellen Forschung.

### 3.4.4 Das Pyrolyse-Modell für thermoplastische Stoffe

Im FDS-Code wird ein Feststoff als homogen mit gegebener Dicke und temperaturabhängigen thermischen Eigenschaften für die Leitfähigkeit  $\lambda_s$  und die spez. Wärme  $c_p$  angenommen. Die Dichte  $\rho_s$  des Feststoffs wird als unabhängig von der Temperatur angenommen. Feste Bauteile im Berechnungsvolumen müssen mit dem unterliegenden Gitter der Gasphase übereinstimmen. Die Dicke der festen Bauteile ist allerdings nicht an das Gitter der Gasphase gebunden, aber die freie Oberfläche. Auf diese Weise ist die Berechnung des Wärmeübergangs in die feste Phase von der Gasphase teilweise entkoppelt. Der Wärmeaustausch in Richtung der Flächennormale kann mit einem so feinen Gitter gerechnet werden, wie es nötig ist. Der Massen- und der Wärmeaustausch zwischen der festen Phase und der Gasphase ist durch das Gitter der Gasphase bestimmt. Im Falle eines „thermisch dicken“ Feststoffs wird ein ein-dimensionaler Wärmeaustausch für die Temperaturverteilung im Feststoffs  $T_s(x, t)$  in x-Richtung zu Grunde gelegt:

$$\rho_s \cdot c_s \frac{\partial T_s}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial x} \right) ; \quad -\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial x}(0, t) = \dot{q}_{cv}'' + \dot{q}_{r,net}'' - \dot{m}'' \cdot \Delta H_g. \quad (20)$$

Hierbei ist  $\dot{q}_{cv}''$  die konvektive,  $\dot{q}_{r,net}''$  die radiative Wärmestromdichte an der Oberfläche (netto, d. h. die Rückstrahlung der Oberfläche  $\dot{q}_{rr}''$  ist bereits abgezogen),  $\dot{m}''$  ist die Pyrolyserate pro Fläche und  $\Delta H_g$  ist die Vergasungswärme des Brennstoffs. Es wird angenommen, dass die Pyrolyse an der Oberfläche des Brennstoffs stattfindet.

Die konvektive Wärmestromdichte an der Oberfläche eines Feststoffs wird in FDS im Falle einer LES-Kalkulation durch Kombination von Korrelationen für natürliche und erzwungene Konvektion bestimmt:

$$\dot{q}_{cv}'' = h \cdot \Delta T \quad \text{W/m}^2 ; \quad h = \max \left[ h_{cv} \cdot |\Delta T|^{\frac{1}{3}}, \frac{\lambda_g}{L} \cdot 0,037 \cdot Re^{\frac{4}{5}} \cdot Pr^{\frac{1}{3}} \right] \quad \text{W(m}^2 \text{K)}. \quad (21)$$

$\Delta T$  ist die Differenz zwischen der Temperatur des Feststoffs und der Temperatur des Gases in der ersten Zelle vor der Oberfläche des Feststoffs.  $h_{cv}$  ist der Koeffizient für natürliche Konvektion (1,52 für eine horizontale Oberfläche und 1,31 für eine vertikale Oberfläche) und  $\lambda_g$  die thermische Leitfähigkeit des Gases.  $L$  ist eine charakteristische

Länge, die in Relation zur physikalischen Größe des Feststoffs steht. Die Reynoldszahl  $Re$  entspricht dem Verhältnis der Trägheitskraft zur Reibungskraft, die Prandtlzahl  $Pr$  dem Verhältnis der Zähigkeit zur Temperaturleitfähigkeit. Beide Größen ergeben sich aus der Eigenschaft der Gasströme im Bereich der Oberfläche des betrachteten Feststoffs. Für Luft ist die Prandtlzahl etwa  $Pr = 0,7$ . Da die Reynoldszahl proportional zur charakteristischen Länge  $L$  ist, ist der Koeffizient des Wärmetransfers  $h$  nur schwach abhängig von  $L$ . Aus diesem Grunde wird in den meisten Kalkulationen  $L = 1$  m angenommen.

Der Wärmestrom durch Rückstrahlung der Kabeloberfläche

$$\dot{q}_{rr}'' = \varepsilon_s \cdot \sigma (T_s^4 - T_\infty^4), \quad (22)$$

wird in FDS durch Linearisierung in eine numerisch leichter lösbare Form gebracht:

$$\dot{q}_{rr}'' = \varepsilon_s \cdot \sigma (T_s^4 - T_\infty^4) = 4 \cdot \varepsilon_s \cdot \sigma \cdot T_\infty^3 (T_s - T_\infty). \quad (23)$$

Die Energie, die benötigt wird den Brennstoff zu vergasen, wird von dem einfallenden Energiefluss abgezogen. In der Simulation ist die Pyrolyserate je Fläche durch eine Arrhenius-Beziehung gegeben, sobald die Kabeloberfläche die vorgegebene Entzündungs-Temperatur erreicht:

$$\dot{m}'' = \rho_s \cdot A \cdot e^{-E/(RT)}. \quad (24)$$

Die Arrhenius-Beziehung wurde bereits in Kapitel 2.4 eingeführt. Der vor-exponentielle Faktor  $A$  und die Aktivierungs-Energie  $E$  werden im Programm so festgelegt, dass der Feststoff im Bereich der vorgegebenen Entzündungs-Temperatur vergast, da diese Daten experimentell schwierig zu ermitteln sind und selten direkt vorliegen. Angaben zur Umsetzung dieser Festlegungen werden in Kapitel 5.5.3 gemacht. Die aktuelle Pyrolyserate wird durch die Gesamtbilanz der Energie an der Oberfläche des Brennstoffs bestimmt.

### 3.4.5 Kopplung der festen Phase mit der Gasphase

Die Temperatur der Gasphase ist im Zentrum der Zellen definiert. Die Oberfläche eines festen Stoffes entspricht der Grenzfläche zwischen der ersten Zelle der Gasphase und einer virtuellen Zelle im Feststoff. Der Temperaturgradient in Richtung der Normalen an der Grenzfläche eines Stoffes wird über die Temperaturdifferenz  $\Delta T$  zwischen der Temperatur der Gas-Zelle und der Temperatur der virtuellen Zelle ausgedrückt. Diese

virtuelle Zelle hat keine physikalische Bedeutung im eigentlichen Sinne, über sie wird aber der Wärmetransfer zum Feststoff (z. B. einer Wand oder einem Brennstoff) ausgedrückt. Die Temperatur der Oberfläche selber wird hierzu nicht direkt benötigt. In einer LES-Kalkulation wird der Wärmeverlust in einen Stoff numerisch mit einem empirischen Ansatz für den konvektiven Wärmetransfer gelöst (siehe hierzu Gleichung (21)).

Das Konzept der virtuellen Zelle wird auch bei der Kopplung der Freisetzung von Pyrolysegasen an der Oberfläche eines Brennstoffes eingesetzt. In diesem Fall ist entweder der Massenbruch  $Y_{i,s}$  [kg/kg] oder der Massenfluss  $\dot{m}_{i,s}^*$  [kg(m<sup>2</sup> s)] der Komponenten  $i$  an der Grenzfläche  $s$  bekannt. In FDS können neben der Ausgasung eines bestimmten Brennstoffs auch zusätzliche Gas-Komponenten („extra species“) an der Oberfläche eines Feststoffs freigesetzt werden. Für mehr Details sei auf /MCG 06b/ verwiesen.

### 3.5 Zusammenfassung Kapitel 3

Es wurde ein Überblick über den Stand der Technik bei Brandausbreitungsmodellen gegeben, wobei die aktuellen Modelle im Hinblick auf die Behandlung der Gasphase und der festen Phase diskutiert wurden. Die Berechnung der Pyrolyse der festen Phase erfolgt auf unterschiedlichen Wegen. In einfachen Pyrolysemodellen wird direkt auf Ergebnisse von Experimenten zurückgegriffen. Eine weitere Gruppe bilden die analytischen Modelle, die an Hand eines Beispiels vorgestellt werden. Am erfolgreichsten werden Modelle eingesetzt, welche die thermische Zersetzung berücksichtigen. Solche Modelle lassen sich gut mit CFD-Modellen koppeln, so dass hinsichtlich der Berücksichtigung der Gasphase die wenigsten Einschränkungen bestehen. Ein CFD-Brandsimulationsmodell, bei dem die Pyrolyse auf Grundlage eines einfachen (endlichen) Zersetzungsmodells berücksichtigt werden kann, ist der Fire Dynamics Simulator (FDS), dessen wesentliche Features genauer beschrieben wurden. FDS dient als Arbeitsumgebung (Modellierung der Gasphase) für das später beschriebene eigene Brandausbreitungsmodell für Kabel.





## 4 BRANDVERSUCHE ZUR ENTZÜNDUNG UND AUSBREITUNG

### 4.1 Untersuchte Kabel

Tabelle 6 gibt eine Übersicht über die in den eigenen experimentellen Untersuchungen verwendeten Kabel. Es werden Angaben zu Art, Material, Typ, Bezeichnung, Durchmesser, Aderanzahl, Volumenanteil der brennbaren und nicht brennbaren Masse und der brennbaren Masse pro Länge bzw. pro Oberfläche der Kabel gemacht. Die Kabelmaterialien der Art A und B (PVC) sowie C und D (FRNC) werden im Laufe der Arbeit noch genauer untersucht. Besonders die Materialien der Art A und B gewinnen später noch an Bedeutung. Diese Kabel wurden in den Großversuchen im iBMB-Versuchstand (ICFMP-Szenario) eingesetzt (Kapitel 4.4) und die hierfür abgeleiteten Kabeldaten dienen als Eingabedaten für die Validierung des eigenen Kabelausbreitungsmodells (Kapitel 6).

Tabelle 6 Übersicht und Grundinformationen zu den in den eigenen Untersuchungen verwendeten Kabelmaterialien und Kabeltypen

Art	Material Typ	Bezeichnung	Durch- messer Kabel	Ader- anzahl	Vol.-Anteil Masse		brennbare Masse	
					brenn- bar	nicht brennbar	Länge	Ober- fläche
					[l/m]		[kg/m]	[kg/m <sup>2</sup> ]
A	PVC SK	JE-Y 16×2×0,8 mm	16,9	32	0,116	0,017	0,169	3,183
B	PVC LK	NYM-J 5×25 mm <sup>2</sup>	27,7	5	0,484	0,122	0,728	8,366
C	FRNC SK	JE-LIHCH 6×2×0,5 mm	16,0	32	0,160	0,017	0,121	2,407
D	FRNC LK	NHXMJ-J 5×2,5 mm <sup>2</sup>	12,3	5	0,095	0,012	0,136	3,520
E	PE SK	A2YF(L)2Y 10×2×0,8 mm	14,6	20	0,152	0,013	0,105	2,289
F	EVA/EPDM LK	HXC3GX-I 4×2,5 mm <sup>2</sup>	15,9	4	0,141	0,023	0,232	4,645
G	Silikon SK	SIHGL-SI 4×2×0,8 mm	11,6	8	0,066	0,007	0,108	2,964
H	Silikon LK	SIHGL-CSI-1 4×2,5 mm <sup>2</sup>	12,3	4	0,149	0,007	0,188	4,865

SK: Steuerkabel, LK: Leistungskabel

## 4.2 Versuche im Cone-Kalorimeter

Experimentelle Untersuchungen zu wesentlichen Parametern der Entzündung und Brandausbreitung wurden am iMBB im Cone-Kalorimeter nach den Vorgaben der ISO 5660 /ISO 5660/ durchgeführt. Die Probenpfanne zur Aufnahme der Kabelstücke hat eine Grundfläche von  $10 \cdot 10 \text{ cm}^2$  und kann mit maximal  $N < 10/D$  Kabelstücken von 10 cm Länge mit dem Durchmesser D befüllt werden. Die Probe wird mit einer konstanten Wärmestromdichte beaufschlagt, die auf maximal  $100 \text{ kW/m}^2$  eingestellt werden kann. Die Entzündung erfolgt mit einem periodischen Zündfunken, im Englischen spricht man von einer „piloted ignition“. Wesentliche Untersuchungsgrößen nach ISO 5660 sind die Entzündungszeit, die Massenabnahme, die Gasanalyse im Abzugsrohr ( $\text{CO}$ ,  $\text{CO}_2$  und  $\text{O}_2$ ) und die Gasgeschwindigkeit (Druck und Temperaturmessung) im Abzugsrohr. Mit diesen Größen können spezifische (bezogen auf die umgesetzte Masse) und relative (bezogen auf die Fläche) effektive Werte für die untersuchten Materialien abgeleitet werden.

Bild 13 zeigt den Verlauf der relativen Energiefreisetzungsrates für die PVC-Kabel A (links) und B (rechts) bei Wärmestromdichten von 40 und 60  $\text{kW/m}^2$  im Cone-Kalorimeter aus je zwei Versuchen.

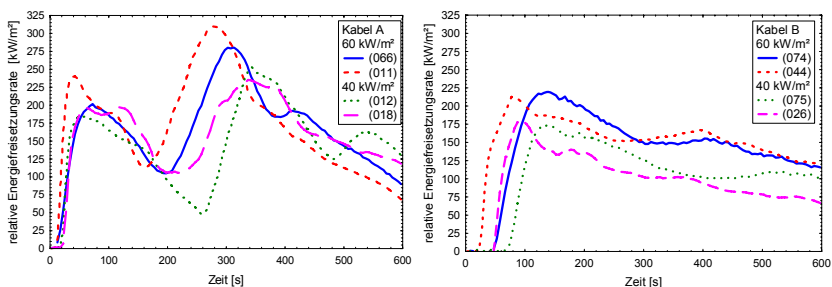


Bild 13 Verlauf der relativen Energiefreisetzungsrates von Kabel A (links) und Kabel B (rechts) (PVC) für die Wärmestromdichten 40 und 60  $\text{kW/m}^2$  im Cone-Kalorimeter, jeweils zwei Versuche

Die Ergebnisse deuten auf einen unterschiedlichen Charakter der beiden Kabeltypen hin, der sich insbesondere an dem deutlich anderem Verlauf der Energiefreisetzungsrates nach Erreichen des ersten Maximums zeigt. Je Kabelart ergeben sich nahezu unabhängig von der Wärmestromdichte im Cone-Kalorimeter ähnliche Kurvenverläufe. Das erste Maximum liegt unabhängig von der Kabelart bei etwa  $200 \text{ kW/m}^2$ . Dieses Maximum wird im Falle des Kabels A bereits nach 50 bis 100 Sekunden, im Fall des Kabels B nach

etwa 100 bis 150 Sekunden erreicht. Im Falle des Kabels B wird nur ein Maximum durchlaufen. Bei Kabel A ergibt sich ein zweites Maximum nach etwas 300 bis 350 Sekunden. Dieser Verlauf kann nur durch ein unterschiedliches Brandverhalten der inneren Isoliermaterialien (Aderisolierung) erklärt werden, die nach entsprechender Zeit in den Brandverlauf einbezogen wird. Der Brandverlauf im Falle des Kabels B ist insgesamt harmonischer, zwischen den Verbrennungseigenschaften der Mantel- und Aderisolierung bestehen geringere Unterschiede. Diese Unterschiede konnten auch durch Untersuchungen im Bombenkalorimeter bestätigt werden. Die im Rahmen des ICFMP Projektes /RIE 06/ bestimmten unteren Heizwerte für Kabel A-D sind in Tabelle 7 aufgeführt.

Tabelle 7 Zusammenstellung der Ergebnisse zur Bestimmung des unteren Heizwertes der Kabel A-D auf Grundlage von Untersuchungen am iBMB /RIE 06/

Art	$H_{u,M}$	$H_{u,A}$
	[MJ/kg]	
	Mantel	Ader
A	13,878	21,547
B	15,421	15,099
C	17,389	23,389
D	16,802	46,082
Es wurden keine weiteren Bestandteile der Kabel (z. B. Füllmaterialien) untersucht, die großen Einfluss auf die Gesamtwerte des Kabels haben können		

#### 4.2.1 Ergebnisse von Cone-Kalorimeter Untersuchungen

Die effektive Verbrennungswärme ist durch den Quotienten der zeitabhängigen relativen Energiefreisetzungsrates  $\dot{q}_{O_2}''$  und der relativen Abbrandrate  $\dot{m}''$  gegeben und kann einfach aus den Daten von Cone-Kalorimeter Versuchen abgeleitet werden:

$$\Delta H_{c,eff}(t) = \frac{\dot{q}_{O_2}''(t)}{\dot{m}''(t)} \quad (25)$$

Da die zeitliche Abhängigkeit meistens relativ gering ist, wird häufig mit einem mittleren Wert der effektiven Verbrennungswärme  $\overline{\Delta H_{c,eff}}$  gearbeitet. Der Zusammenhang zwischen effektiver Verbrennungswärme und dem unteren Heizwert ist durch die Verbrennungseffektivität  $\chi$  gegeben:

$$\Delta H_{c,eff} = \chi \cdot H_u \quad (26)$$

Der Ermittlung der Verbrennungseffektivität wird in der Arbeit von Blume /BLU 03/ ein eigenes Kapitel gewidmet. Der untere Heizwert eines Stoffes entspricht der maximal umsetzbaren Energie pro Masse. Bei der Bestimmung dieses Wertes wird eine vollständige Verbrennung des Stoffes vorausgesetzt /WIL 05/.

Für Aussagen zur Verbrennung sind die Angaben zu den Ausbeuten von Kohlenmonoxid  $\overline{Y_{CO}}$  und Kohlendioxid  $\overline{Y_{CO_2}}$ , die aus den Messungen abgeleitet werden können, ein wichtiger Anhalt. Die Ausbeuten beziehen sich auf die Menge der jeweiligen Komponente, die je umgesetzte Menge des Brennstoffes freigesetzt wird. In dieser Arbeit wird für die Angabe von durchschnittlichen Größen aus Cone-Kalorimeter Daten ein arithmetischer Mittelwert aus den Messwerten zwischen dem Zeitpunkt  $t_1$  (10 % der umgesetzten Brennstoffmasse ist verbraucht) und  $t_2$  (90 % der umgesetzten Brennstoffmasse ist verbraucht) gebildet.

In Tabelle 8 werden wesentliche Ergebnisse der Cone-Kalorimeter Versuche bei einer Wärmestromdichte von 40 kW/m<sup>2</sup> zusammengestellt. Neben den bereits genannten Größen wird die maximale relative Energiefreisetzungsrate *maxHRR* und die maximale relative Rauchentwicklungsrate *maxSPR* aufgeführt. Aus diesen beiden Größen lassen sich die FIGRA und SMOGRA Werte ableiten, deren Definition am Ende der Tabelle 8 gegeben ist. Die FIGRA- und SMOGRA-Werte entsprechen der Geschwindigkeit der Energie- bzw. Rauchentwicklung und sind Klassifizierungsgrößen für Bauprodukte nach DIN EN 13501-1 /DIN 13501-1/.

Tabelle 8 Zusammenstellung wesentlicher Ergebnisse der Cone-Kalorimeter Versuche mit unterschiedlichen Kabelmaterialien und Kabeltypen bei 40 kW/m<sup>2</sup>. Alle Werte sind gemittelt über 2 Versuche, Angaben zur Art (A-H) siehe Tabelle 6

Art	$t_{ig}$	<i>maxHRR</i>	FIGRA	<i>maxSPR</i>	SMOGRA	$\overline{Y_{CO}}$	$\overline{Y_{CO_2}}$	$\overline{\Delta H_{c,eff}}$
	[s]	[kW/m <sup>2</sup> ]	[kW/(m <sup>2</sup> s)]	[m <sup>2</sup> /s]	[m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> ]	[kg/kg]	[kg/kg]	[MJ/kg]
A	25	244,0	0,72	2,94	0,27	0,08	0,90	12,5
B	47	178,0	1,51	9,87	0,38	0,02	1,55	16,0
C	58	118,5	1,28	2,04	0,01	0,03	1,40	21,0
D	94	104,0	0,64	1,70	0,01	0,02	1,35	23,0
E	165	707,3	1,32	6,21	0,05	0,02	2,43	38,3
F	68	101,5	0,12	2,09	0,01	0,03	1,70	23,0
G	162	112,5	0,07	3,77	0,01	0,04	1,80	29,3
H	153	97,0	0,27	2,60	0,02	0,06	2,05	41,5

FIGRA (Fire Growth Rate Index): *maxHRR* / Messzeitpunkt *maxHRR*  
SMOGRA (Smoke Growth Rate Index): *maxSPR* / Messzeitpunkt *maxSPR*

Um eine Aussage zum Gefährdungspotential von verschiedenen Kabelisoliermaterialien zu erhalten, wurde in Bild 14 der FIGRA-Wert über der Kohlenmonoxid-Ausbeute  $\overline{Y_{CO}}$  bei zwei verschiedenen Stufen der Wärmestromdichte (40 und 60 kW/m<sup>2</sup>) im Cone-Kalorimeter dargestellt.

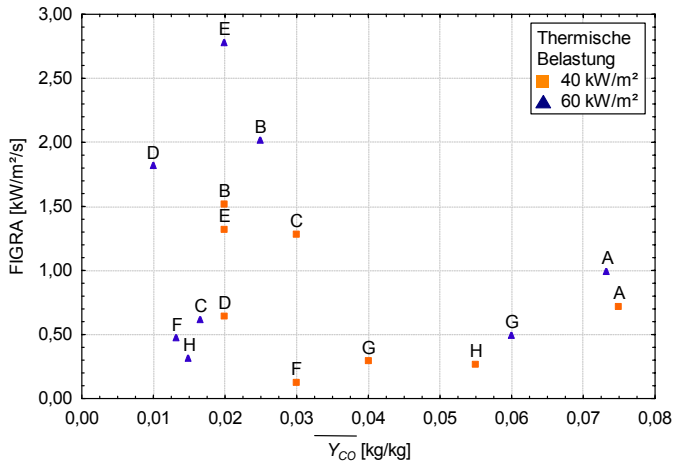


Bild 14 Ergebnisse der Untersuchung im Cone-Kalorimeter bei einer thermischen Belastung von 40 bzw. 60 kW/m<sup>2</sup>. Dargestellt ist der jeweilige FIGRA-Wert über der durchschnittlichen Kohlenmonoxid-Ausbeute ( $\overline{Y_{CO}}$ ) als Maß für das Gefährdungspotential der verwendeten Kabel-Isoliermaterialien (A-H, aus Tabelle 6)

Für viele ingenieurmäßige Verfahren ist bereits der Zündzeitpunkt eines Brennstoffs eine entscheidende Größe; dieser Wert wird auch zur Ableitung thermophysikalischer Größen herangezogen. Auf eine Auswahl dieser Verfahren wird im nächsten Kapitel eingegangen. Die Zündzeitpunkte  $t_{ig}$  der acht verschiedenen Kabelmaterialien aus Tabelle 6 werden in Tabelle 9 für verschiedene Wärmestromdichten dargestellt. Obwohl lange Entzündungszeiten bei Materialien einem geringeren Entzündungsrisiko entsprechen, können diese Stoffe im Brandfall mitunter kritischerer sein. Ein Beispiel hierfür sind Kabelmaterialien aus PE, bei denen vergleichsweise langen Entzündungszeiten, aber auch hohe maximale Energiefreisetzungsraten ermittelt wurden.

Zur besseren Beurteilung des Zündverhaltens wurde untersucht, bei welcher Wärmestromdichte eine Entzündung nicht mehr nachgewiesen werden kann (keine

Entzündung bis zur 45 Minute bzw. 2700. Sekunde). Zur experimentellen Ermittlung der minimalen Wärmestromdichte, die zur Entzündung eines Brennstoffs nötig ist, werden im Kapitel 4.2.3 Angaben gemacht.

Tabelle 9 Zusammenstellung der Entzündungszeitpunkte (Mittelwerte über mind. 2 Versuche) der Kabel in Abhängigkeit von der Wärmestromdichte als Grundlage für Ingenieurverfahren zur Ableitung von thermophysikalischen Daten aus Cone-Kalorimeter Daten, Angaben zur Art (A-H) siehe Tabelle 6

Art	Entzündungszeitpunkte $t_g$ [s]										
	bei Wärmestromdichte in $[\text{kW}/\text{m}^2]$										
	8	10	12	16	18	20	25	35	40	50	60
A	-	$\infty$	1382	310	198	134	125	60	25	7,8	15
B	$\infty$	2768	1287	503	365	240	137	43	46	16	20
C	-	-	-	-	$\infty$	619	355	109	58	47	37
D	-	-	-	-	$\infty$	866	492	105	94	62	41
E	-	-	-	-	$\infty$	1140	-	-	165	-	26
F	-	-	-	-	$\infty$	1210	-	-	133	-	54
G	-	-	-	-	-	1063	-	-	162	-	44
H	-	-	-	-	-	$\infty$	2314	-	153	-	35

-: Kein Versuch,  $\infty$ : Keine Entzündung bis zur 45ten Minute (2700. Sekunde), bei 8-18  $\text{kW}/\text{m}^2$  wurde nur auf Zündzeitpunkt untersucht, bei den anderen Wärmestromdichten wurden auch Untersuchungen nach /ISO 5660/ vorgenommen

#### 4.2.2 Verfahren zur effektiven Vergasungswärme

Mit der Vergasungswärme  $\Delta H_g$  wird der Wärmeverbrauch einer Pyrolysereaktion eines Stoffes quantifiziert. Die Vergasungswärme eines Stoffes kann derzeit nicht direkt in Brandversuchen bestimmt werden /LAU 06/. Dagegen kann eine effektive Vergasungswärme  $\Delta H_{g,eff}$  mit bestimmten Verfahren abgeleitet werden. Die effektive Vergasungswärme eines Stoffes setzt sich aus zwei Größen zusammen:

1. Die Wärme, die benötigt wird um den Stoff von einer vorhandenen Temperatur  $T_0$  auf die Vergasungstemperatur  $T_g$  zu erwärmen und
2. die Vergasungswärme  $\Delta H_g$ , die benötigt wird, um den Stoff bei der Vergasungstemperatur in die Pyrolysegase zu zersetzen.

Die effektive Vergasungswärme kann folgendermaßen geschrieben werden:

$$\Delta H_{g,eff} = \int_{T_0}^{T_g} c_p \cdot dt + \Delta H_g \quad (27)$$

mit:

$T_0$  = Anfangstemperatur des Stoffes [K],

$T_g$  = Vergasungstemperatur des Stoffes [K],

$c_p$  = spezifische Wärme des Stoffes [kJ/(kg K)],

$\Delta H_g$  = Vergasungswärme [kJ/kg].

Das Integral in Gleichung (27) beschreibt den Anteil der Wärme, der benötigt wird, um den Stoff auf die Vergasungstemperatur zu erwärmen, und entspricht der spezifischen Enthalpie des Stoffes.

Ein Verfahren zur Bestimmung eines mittleren Wertes für die effektive Vergasungswärme wird bei Quintiere /QUI 01/ beschrieben. In diesem Verfahren werden bestimmte Werte der relativen Energiefreisetzungsrate  $\dot{q}_{O_2}''$  (z. B. aus Cone-Kalorimeter Daten) als Funktion der externen netto Wärmestromdichte  $\dot{q}_{net}''$  aufgetragen. Die entsprechende Gleichung lautet:

$$\dot{q}_{O_2}'' = \dot{q}_{net}'' \frac{\overline{\Delta H_{c,eff}}}{\Delta H_{g,eff}} \quad [\text{kW/m}^2]. \quad (28)$$

Die netto Wärmestromdichte ist eine Funktion der externen (konstanten) Wärmestromdichte und der Wärmestromdichte aus der Rückstrahlung der Flammen des brennenden Materials in der Cone-Kammer. Dies bedeutet, dass die Wärmestromdichte aus der Rückstrahlung bzw. die Oberflächentemperatur ebenfalls konstant sein muss. Diese Annahmen sind hinreichend erfüllt, solange die Flammen hoch sind und Verkohlungseffekte dementsprechend gering sind /QUI 01/.

Zwei unterschiedliche Ansätze (a1) und (a2) sollen in dieser Arbeit gewählt werden, um für dieses Verfahren, die relative Energiefreisetzungsrate  $\dot{q}_{O_2}''$  zu interpretieren:

- (a1) Der Mittelwert über alle Daten der relativen Energiefreisetzungsrate  $\overline{HRR}$  und
- (a2) das Maximum der relativen Energiefreisetzungsrate  $maxHRR$ .

Die Steigung  $S_{Fit}$  die zu Bestimmung der effektiven Vergasungswärme benötigt wird, ist durch Gleichung (29) gegeben:

$$\Delta H_{g,eff} = \frac{\overline{\Delta H_{c,eff}}}{S_{Fit}} \quad [\text{MJ/kg}]. \quad (29)$$



In Bild 15 ist der Zusammenhang am Beispiel für die PVC-Kabelmaterialien A und B und in Bild 16 für die FRNC-Kabelmaterialien C und D dargestellt.

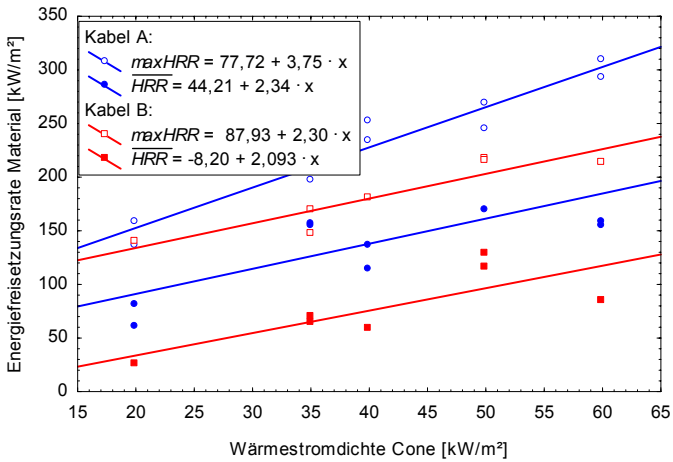


Bild 15 Zur Bestimmung der mittleren effektiven Vergasungswärme von PVC-Kabelmaterialien

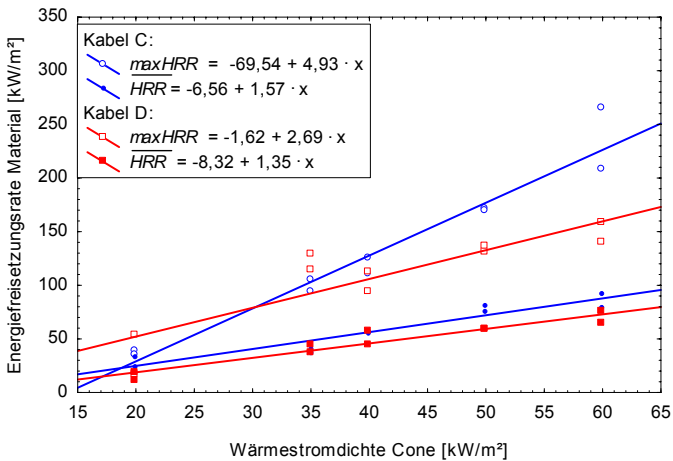


Bild 16 Zur Bestimmung der mittleren effektiven Vergasungswärme von FRNC-Kabelmaterialien

In Tabelle 10 sind die Ergebnisse zur Bestimmung der effektiven Vergasungswärme mit den beiden Ansätzen (a1) und (a2) aufgeführt. Es ergeben sich große Unterschiede der

abgeleiteten Werte, insbesondere für die Kabelarten C und D. Auffällig ist aber, dass mit beiden Ansätzen jeweils höhere effektive Vergasungswärmen für die Leistungskabel ermittelt werden. Dieses Ergebnis kann durch die Definition der effektiven Vergasungswärme in Gleichung (27) erklärt werden. Bei den Leistungskabeln wird zunächst ein größerer Anteil der zur Verfügung stehenden Energie in die Erwärmung der Kabel gesteckt.

Tabelle 10 Mittlere effektive Verbrennungswärme und Bestimmung der Vergasungswärme für Kabelart A-D mit den Ansätzen: Durchschnittliche Energiefreisetzungsrate (a1) und maximale Energiefreisetzungsrate (a2)

Kabelart	Kabelmaterial	Typ	mittlere effektive Verbrennungswärme $\overline{\Delta H_{c,eff}}$ *) [MJ/kg]	effektive Vergasungswärme $\Delta H_{g,eff}$ [MJ/kg]	
				$\overline{HRR}$ (a1) **)	$maxHRR$ (a2)
A	PVC	Steuer	13,01	5,56 (2,78)	3,52
B	PVC	Leistung	17,79	8,51 (4,26)	7,73
C	FRNC	Steuer	19,32	12,30 (6,15)	3,92
D	FRNC	Leistung	23,38	17,32 (8,66)	8,72

\*) gemittelt über alle Versuche (bei verschiedenen Wärmestromdichten im Cone-Kalorimeter)  
\*\*) Die Werte in den Klammern werden für diese Arbeit genutzt, Erklärung hierzu im Text

Ein wesentliches Problem der Verwendung einer effektiven Verbrennungswärme ist die Tatsache, dass sich instationäre Wärmeleitungsvorgänge in einen Stoff, insbesondere am Anfang (in den ersten Minuten) eines Pyrolyseprozesses ergeben. Nach dieser Zeit ist die Wärmeleitung in den Stoff geringer und der Anteil der Energie des externen Wärmestroms größer, der zur Pyrolyse bzw. Vergasung zur Verfügung steht. In Folge dessen fällt der reale Wert für die effektive Vergasungswärme mit der Zeit /GRE 92/.

Um eine Abschätzung der Größenordnung der effektiven Vergasungswärme nach Ansatz (a1) und (a2) im Vergleich zur Vergasungswärme zu geben, sollen Literaturwerte herangezogen werden. Da für diese Arbeit später Angaben zu PVC-Kabelmaterialien benötigt werden, soll sich die Recherche im Wesentlichen auf diese Materialien beschränken. Tewarson /TWE 05/ gibt für verschiedene PVC-Materialien effektive Vergasungswärmen von 2,1 bis 2,5 [MJ/kg] an. Bezogen auf die Werte in Tabelle 10 ergeben sich sehr große Unterschiede zu Kabel A und B. Staggs /STA 04/ macht in einer Untersuchung die Feststellung, dass sich für die effektive Vergasungswärme, bei den

von ihm analysierten Polymeren, rund 26 % bis 42 % größere Werte als für die Vergasungswärme ergaben.

Aus den vorliegenden Ergebnissen ist kein klares Vorgehen für die weitere Nutzung der Daten zur Vergasungswärme abzuleiten. Da die Werte aber insgesamt deutlich über den in der Literatur genannten Werten liegen, soll, wenn nicht anders angegeben, der folgende Ansatz für diese Arbeit gewählt werden. Es werden die halben Werte für die Vergasungswärme aus Ansatz (a1) angesetzt, die in der Tabelle 10 in Klammern kursiv dargestellt sind.

### 4.2.3 Verfahren zur Entzündungstemperatur und thermischen Trägheit

Entspricht die Wärmestromdichte, welche an der Oberfläche eines Stoffes anliegt, gerade dem minimalen Wärmestrom  $\dot{q}_{\min}''$ , der für die Entzündung nötig ist, dann kann die Energiebilanz für die Oberfläche des Stoffes mit der Emissivität  $\varepsilon_s$  der Oberfläche folgendermaßen geschrieben werden:

$$\alpha_s \cdot \dot{q}_{\min}'' = h_{cv} (T_{ig} - T_\infty) + \varepsilon_s \cdot \sigma (T_{ig}^4 - T_\infty^4) + \dot{m}_{ig}'' \cdot \Delta H_g. \quad (30)$$

Hierbei ist  $\sigma$  die Stefan-Boltzmann Konstante,  $\alpha_s$  der Koeffizient der Absorption,  $h_{cv}$  der Koeffizient des konvektiven Wärmetransfers,  $T_{ig}$  die Temperatur der Entzündung und  $T_\infty$  die Temperatur der Umgebung.

Für diesen Fall kann von relativ langen Entzündungszeiten ausgegangen werden sowie von stationären Randbedingungen. Wärmeverluste über Konduktion in den Stoff können dann vernachlässigt werden. Das Produkt aus der (minimalen) Pyrolyserate  $\dot{m}_{ig}''$  und der Vergasungswärme  $\Delta H_g$  entspricht der Energiemenge, die zur Pyrolyse benötigt wurde. Obwohl diese Gleichung lösbar ist, scheitert die Bestimmung der minimalen Wärmestromdichte an den schwer erhältlichen thermischen Daten des Materials. Allein die Bestimmung der Pyrolyserate bei Entzündung ist messtechnisch so kompliziert, dass die minimale Wärmestromdichte experimentell bestimmt werden sollte.

Um thermophysikalische Daten von Stoffen aus Versuchsdaten ableiten zu können, wurden verschiedene ingenieurmäßige Methoden entwickelt. Einen guten Überblick über solche Verfahren geben /JAN 02/ und /BAB 03/. Die Methode, die für die vorliegende Arbeit herangezogen wird, um die Entzündungs-Temperatur  $T_{ig}$  und die thermische Trägheit der Isoliermaterialien  $\lambda \rho c_p$  aus Cone-Kalorimeter Daten abzuleiten, ist von Janssens /JAN 92/ vorgeschlagen worden.

Das Verfahren wurde für ein Material mit „thermisch dicken“ Verhalten entwickelt, d. h. für ein Material mit vergleichsweise hoher thermischer Leitfähigkeit. Janssens geht in seiner Herleitung von durch Strahlung erwärmten halb-unendlichen Stabs aus, welchem Wärme durch Konvektion entzogen wird. Das Ergebnis einer weiteren statistischen Untersuchung ist die Beziehung:

$$\dot{q}_{\text{ext}}'' = CHF \left[ 1 + 0,73 \left( \frac{\lambda \rho c_p}{h_{\text{eff}}^2 \cdot t_{\text{ig}}} \right)^{0,547} \right] \quad [\text{kW/m}^2]. \quad (31)$$

$CHF$  ist die kritische Wärmestromdichte, die eine mathematische Formulierung darstellt. Hierbei ist der effektive Koeffizient des Wärmetransfers der Konvektion  $h_{\text{eff}}$  durch folgende Gleichung gegeben:

$$h_{\text{eff}} = \frac{\alpha_s \cdot CHF}{10^3 (T_{\text{ig}} - T_0)} \quad [\text{W}/(\text{m}^2 \text{ K})]. \quad (32)$$

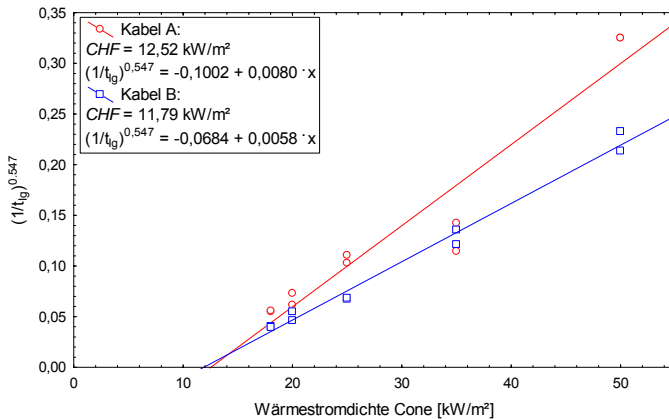


Bild 17 Graphische Bestimmung von thermophysikalischen Daten aus Entzündungsdaten, Kabelmaterial A und B

Die Gleichung (31) hat große Bedeutung für die Anwendung von durch Strahlung hervorgerufenen Entzündungsdaten. Werden die externe Wärmestromdichte  $\dot{q}_{\text{ext}}''$  auf der x-Achse und  $(1/t_{\text{ig}})^{0,547}$  auf der y-Achse aufgetragen, verlaufen die Daten theoretisch in einer Geraden, wobei der Schnittpunkt mit der x-Achse dem kritischen Wärmestrom ( $CHF$ ) entspricht. Eine entsprechende Regressionsgerade habe als Steigung den Wert

$S_{Fit}$ . Bild 17 zeigt ein entsprechendes Diagramm für Kabelmaterial A und B, welches aus Daten erstellt wurde, die von Versuchen im Cone-Kalorimeter des iBMB erstellt wurde.

Darüber hinaus gibt Janssens eine Beziehung an, über welche die Entzündungs-Temperatur  $T_{ig}$  und die thermische Trägheit  $\lambda\rho c_p$  mit diesen Daten abgeleitet werden kann:

$$\lambda\rho c_p = h_{eff}^2 \left[ \frac{1}{0,73 \cdot S_{Fit} \cdot CHF} \right]^{1,828} . \quad (33)$$

In Tabelle 11 sind die Ergebnisse zusammengefasst, welche aus den Cone-Kalorimeter Daten abgeleitet wurden.

In vielen Versuchen /BAB 99/ wurde gezeigt, dass die minimale Wärmestromdichte  $\dot{q}_{min}''$  bei der eine Entzündung stattfindet, deutlich höher als die kritische Wärmestromdichte  $CHF$  ist. Die kritische Wärmestromdichte ist ein theoretischer Wert, der ausschließlich über Datenauftragung in einem Diagramm ermittelt wird. Wenn  $\dot{q}_{min}''$  deutlich höher als  $CHF$  ist, wurde empirisch bestätigt, dass die Vorhersagen für  $T_{ig}$  deutlich realistischer sind, wenn  $\dot{q}_{min}''$  und nicht  $CHF$  in der Prozedur von Janssens eingesetzt wird. Delichatsios /DEL 91/ hat eine generelle Beziehung zwischen minimalem und kritischem Wärmestrom vorgeschlagen:

$$CHF = 0,76 \cdot \dot{q}_{min}'' . \quad (34)$$

Wenn möglich, sollte die minimale Wärmestromdichte allerdings experimentell bestimmt werden. Für diese Untersuchung wird zur Festlegung der minimalen Wärmestromdichte aus experimentellen Daten der Mittelwert zwischen der Wärmestromdichte bei der innerhalb von 45 Minuten (2700 Sekunden) keine Entzündung stattgefunden hat und der Wärmestromdichte, bei der gerade noch eine Entzündung innerhalb dieser Zeit stattfand, genommen.

Hieraus ergeben sich drei Verfahren (v1) - (v3) zur Ableitung der Entzündungs-temperatur und der thermischen Trägheit:

- (v1) Einsatz des mathematisch bestimmten  $CHF$  Wertes,
- (v2) Korrektur auf eine minimale Wärmestromdichte  $\dot{q}_{min}''$  über Formel (34),
- (v3) Experimentelle Bestimmung der minimalen Wärmestromdichte  $\dot{q}_{min}''$ .

Die Ergebnisse zu diesen unterschiedlichen Ansätzen sind in Tabelle 11 für die Kabelarten A-D dargestellt. Liegt die experimentell bestimmte Wärmestromdichte sehr eng bei den mathematisch bestimmten *CHF* Werten, führt die von Delichatsios /DEL 91/ vorgeschlagene Korrektur zu unrealistisch hohen Entzündungs-Temperaturen und thermischen Trägheiten, wenn die Prozedur von Janssens angewendet wird. Eine genauere Beschreibung der Vorgehensweise zur Bestimmung der Entzündungs-temperatur und der thermischen Trägheit ist im Anhang A1 enthalten.

Tabelle 11 Bestimmung der Entzündungs-Temperatur und der thermischen Trägheit mit der Methode von Janssens und unterschiedlichen Korrekturverfahren (v1) – (v3) für verschiedene PVC bzw. FRNC-Kabelisoleriermaterialien

Art	Wärmestromdichte [kW/m <sup>2</sup> ]		Entzündungs-Temperatur $T_{ig}$ [°C]			Thermische Trägheit $\lambda\rho c_p$ [kW <sup>2</sup> (s m <sup>4</sup> K <sup>2</sup> )]		
	<i>CHF</i> Schnittpunkt mit Abszisse	$\dot{q}_{min}''$ experimentell	(v1) mit <i>CHF</i>	(v2) mit Korrektur	(v3) mit $\dot{q}_{min}''$	(v1) mit <i>CHF</i>	(v2) mit Korrektur	(v3) mit $\dot{q}_{min}''$
A	12,5	11,0	331,7	397,0	301,4	0,15	0,21	0,13
B	11,8	9,0	304,5	368,4	269,0	0,34	0,46	0,28
C	11,1	19,0	303,2	367,1	398,9	0,98	1,33	1,59
D	10,9	19,0	299,4	360,7	398,9	1,24	1,71	2,06

### 4.3 Spezifische Wärme und Dichte (Ergänzende Untersuchungen)

In Tabelle 12 werden die Ergebnisse für die spezifische Wärmekapazität in Abhängigkeit von der Temperatur für die Kabelmaterialien A-D zusammengestellt, die aus einer an der MPA (Material Prüfanstalt für das Bauwesen Braunschweig) durchgeführten Untersuchung (Dynamische Differenzkalorimetrie (DDK) /DIN 53765/) abgeleitet wurden. Die Werte sind als Mittelwert aus Messungen für die Mantel- und Aderisolierung angegeben.

Wird die thermische Trägheit (siehe Tabelle 11, Verfahren v3) aus der Prozedur von Janssens zu Grunde gelegt, kann auf die thermische Leitfähigkeit bei entsprechenden Temperaturniveaus zurückgerechnet werden. Die Ergebnisse dieser Berechnung sind in Tabelle 13 aufgeführt, in der Tabelle sind auch Angaben zur Dichte enthalten, die als unabhängig von der Temperatur angenommen wird. Die hier abgeleiteten Werte zur thermischen Leitfähigkeit für PVC sind niedriger als Werte, die in der Literatur für PVC Kabel gefunden wurden /HAM 06/. Aus diesem Grunde werden später im Zusammen-

hang mit der Simulation von Kabelart A und B vereinfachend die etwas höheren Werten von Kabel B aus Tabelle 13 für die temperaturabhängige thermische Leitfähigkeit von PVC-Kabelmaterialien eingesetzt.

Tabelle 12 Spezifische Wärmekapazitäten für PVC Kabelmaterial A - D aus Untersuchungen mit einer DDK

Kabel Art Material, Typ	A PVC, Steuer	B PVC, Leistung	C FRNC, Steuer	D FRNC, Leistung
Temperatur °C	Spezifische Wärme $c_p$ [J/(kg K)]			
50	1330	1267	1822	2143
100	1421	1354	2000	2600
150	1508	1436	1889	2286
200	1533	1464	2178	1857
250	1537	1468	3134	1929
300	1556	1482	4667	2714

Tabelle 13 Dichte und mit Hilfe der thermischen Trägheit abgeleitete thermische Leitfähigkeit für PVC Kabelmaterial A - D

Kabel Art Material, Typ	A PVC, Steuer	B PVC, Leistung	C FRNC, Steuer	D FRNC, Leistung
	Thermische Leitfähigkeit $\lambda$ [W/(m K)] Verfahren (v3) aus Tabelle 11			
	$\lambda\rho c_p = 0,13$	$\lambda\rho c_p = 0,28$	$\lambda\rho c_p = 1,59$	$\lambda\rho c_p = 2,06$
50	0,067	0,147	0,540	0,673
100	0,063	0,137	0,492	0,555
150	0,059	0,130	0,521	0,631
200	0,058	0,127	0,452	0,777
250	0,058	0,127	0,314	0,748
300	0,057	0,126	0,211	0,532
	Dichte $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]			
20	1458	1504	1615	1428

## 4.4 Versuche im iBMB-Versuchsstand

### 4.4.1 VGB-Kabelversuche

Im Rahmen der VGB-Kabelversuche /HOS 03/ wurden großmaßstäbliche Brandversuche im iBMB-Versuchsstand mit praxisgerecht belegten, vertikal angeordneten

Kabeltrassen durchgeführt. Drei auf Distanz verlegte Kabelbündel eines Kabeltyps wurden hierbei in gleicher Art und Weise durch einen Propanbrenner entzündet, wie es später im Kapitel 4.4.2 beschrieben wird. Es wurden Kabel mit Isoliermaterialien aus PE, PVC, Silikon und EVA/EPDM (siehe Tabelle 1) untersucht.

Die 4 m langen Kabeltrassen wurden zur Bestimmung der Brandausbreitungsgeschwindigkeit an fünf Positionen in jeweils 0,76 m Abstand mit Temperaturfühler versehen. Bei der Auswertung wird für jeden Versuch die räumliche und zeitliche Entwicklung der Temperatur an einer Messstelle entlang des Kabels verfolgt und ein Anstieg auf Temperaturen über 350 °C als Zündung des Kabels definiert. Hieraus lässt sich eine Brandausbreitungsgeschwindigkeit entlang des Kabels ableiten. In Bild 18 werden die Ergebnisse zu den verschiedenen Materialien dargestellt. Es ergaben sich materialabhängig Brandausbreitungsgeschwindigkeiten zwischen 5 und 115 cm/min, wobei für PVC- und PE-Materialien die höchsten Geschwindigkeiten ermittelt wurden. Bei dem PE Material ergaben sich zwischen den Messpunkten 2 und 4 Brandausbreitungsgeschwindigkeiten oberhalb von 400 cm/min, das Material hat sich hier schlagartig über eine längere Distanz entzündet. Für Silikon- und EVA/EPDM-Materialien traten geringere Brandausbreitungsgeschwindigkeiten auf. Eine Abhängigkeit vom Typ des Kabels (Steuer- oder Leistungskabel) lässt sich nicht eindeutig ableiten.

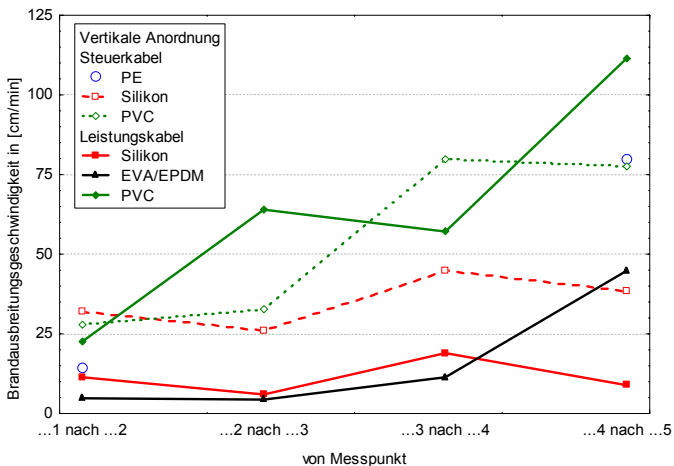


Bild 18 Brandausbreitungsgeschwindigkeiten verschiedener Kabelmaterialien für vertikal angeordnete Trassen ohne Vorwärmung



#### 4.4.2 ICFMP-Kabelversuche: Spezifikation

Innerhalb des ICFMP (International Collaborative Fire Modell Project) wurden im Rahmen der Benchmark-Aufgabe No. 5 /RIE 06/ vier Versuche (ICFMP 1 – ICFMP 4) zur Brandausbreitung auf vertikal angeordneten Kabeltrassen am iBMB durchgeführt. Ziel der Versuche war es, die Brandausbreitung auf Kabeltrassen unter realistischen Randbedingungen zu untersuchen. Hierfür wurden jeweils zwei Versuche mit Bündeln aus FRNC-Kabelmaterialien und zwei Versuche mit Bündeln aus PVC-Kabelmaterialien gefahren.

Die Versuche wurden in einer Brandkammer (iBMB-Versuchsstand) mit einer Grundfläche von 3,6 m · 3,6 m und einer Höhe von 5,6 m durchgeführt. Das entsprechende innere Volumen der Kammer beträgt knapp 73 m<sup>3</sup>. Bild 19 zeigt einen Horizontalschnitt der Brandkammer und Bild 20 einen Vertikalschnitt durch die Öffnung (in negative x-Richtung). Die Kabeltrasse war 4 m hoch und 0,6 m breit. Für die Entzündung der Kabel wurde ein Propangas-Brenner mit 50 kW Leistung eingesetzt, der sich direkt unter der Trasse befand. Um Effekte der Vorwärmung zu berücksichtigen, wurde im zweiten Versuch je Material die Brandkammer durch einen Ethanolpool mit 401 kW Leistung vorgewärmt gearbeitet und die Entzündung der Trasse durch den Gasbrenner zeitversetzt nach 1200 Sekunden vorgenommen. Durch die Vorwärmung konnte eine Temperatur von etwa 200 °C an der Oberfläche der Kabel im Bereich der Heißgasschicht realisiert werden.

Der Austausch der Brandgase mit der Umgebungsluft fand durch ein Fenster von 0,7 m Breite und 2,2 m Höhe bei 1,4 m Brüstungshöhe statt. Die Massenabnahme (der Abbrand) der Kabeltrasse wurde außerhalb der Brandkammer mit einer Waage gemessen. Alle Brandgase wurden unter einer Abzugshaube aufgefangen und in einem Abgasrohr zu einer Rauchgasreinigungsanlage geführt. Die Rauchgase wurden in Übereinstimmung mit der ISO 9705 /ISO 9705/ untersucht und die Energiefreisetzungsrate (HRR nach ISO 9705) aus den Daten abgeleitet.



Für die vorliegende Arbeit sollen die Versuche ICFMP 3 und ICFMP 4 mit den PVC-Kabelmaterialien zur weiteren Betrachtung herangezogen werden, da bei diesen Materialien eine Brandausbreitung zu beobachten war. Bei den FRNC-Materialien (ICFMP 1 und ICFMP 2) gab es dagegen nur einen lokalen Mitbrand im Bereich der Zündbrenner-Flamme. Tabelle 14 gibt einen Überblick über die Versuchsrandbedingungen beider Versuche. Eine Zusammenstellung mit Details der eingesetzten PVC-

Kabeln (Art A und B) wurde bereits in Tabelle 6 gegeben, in Tabelle 15 werden die Kabel noch ergänzend als Querschnitt dargestellt.

Tabelle 14 Versuchsbedingungen für die Versuche ICFMP 3 und ICFMP 4

Versuch	Material	Kabel-Art	Kabel-Typ	Vorwärmung	Leistung Zündbrenner
ICFMP 3	PVC	A / B	Steuer / Leistung	nein	50 kW
ICFMP 4	PVC	A / B	Steuer / Leistung	ja *)	50 kW
*) Ethanol-Pool mit Leistung von 402 kW in stationärer Phase					

Tabelle 15 Darstellung der Kabel Art A und B

Art / Material / Typ	A / PVC / I&C	B / PVC / Leistung
		
Adern	32	5
Querschnitt	0,5 mm <sup>2</sup>	25 mm <sup>2</sup>

Die Brandkammer wurde mit einer beträchtlichen Anzahl von Messfühlern ausgestattet. Die wichtigsten Messungen wurden in der direkten Umgebung der Kabel durchgeführt. Hierzu zählten im Raum die Gas-Temperatur (TR5) und die Wärmestromdichte (WS) in 40 cm Entfernung vor den Kabelbündeln. An den Kabeln wurde die Temperatur auf der Oberfläche (TCO) und im Zentrum (TCI) gemessen und oberhalb der Decke die Massenabnahme der Kabeltrasse (ML) und die hieraus abgeleitete Abbrandrate (MLR). Einige Messketten (TR1-4) zur Messung der Gas-Temperaturen befanden sich im Raum. Die Positionen der Messstellen sind in Bild 19 und Bild 20 dargestellt. Es wurden auch Gaskonzentrationen ( $O_2$ ,  $CO$ ,  $CO_2$ ) im Raum gemessen, auf die soll hier aber nicht weiter eingegangen werden.

4 Brandversuche zur Entzündung und Ausbreitung

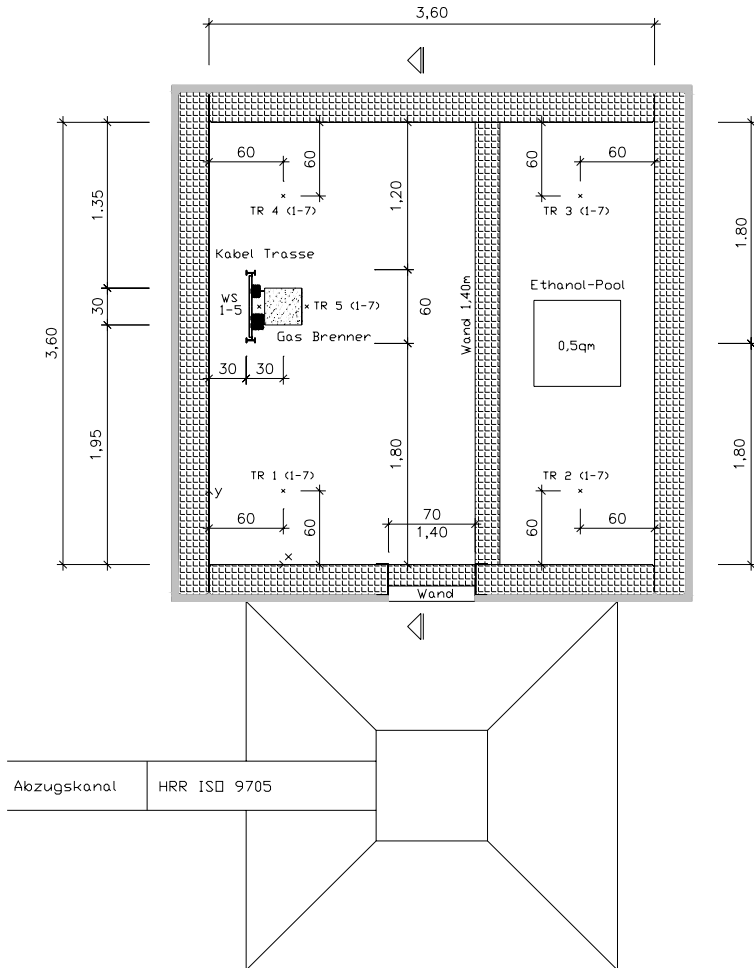


Bild 19 ICFMP Versuche: Horizontalschnitt durch den iBMB-Versuchsstand mit Abzugshaube

Die vertikalen Trassen waren mit getrennten Bündeln aus Steuer- und Leistungskabeln belegt und mit der in Bild 21 dargestellten Messtechnik ausgestattet. Die Befestigung der Kabel erfolgte mit Standardbefestigungsschellen. Die niedrigste Messebene für Temperaturen an den Kabelbündel fand sich etwa 70 cm über dem Fuß der Trasse. Im

Abstand von 40 cm waren in 9 Ebenen Temperaturfühler sowohl „auf“ den Kabeln (TCO) als auch „in“ den Kabeln (TCI, im Zentrum) installiert. Die Bezeichnung der Messstellen beginnt mit der Nummerierung an der untersten Messstelle bis zur obersten Messstelle (letzte Stelle in der Nummerierung). Für die Messung der Temperatur wurden Nickel-Chrom-Nickel Thermoelemente mit einer offenen Perle (Typ K) und einem Durchmesser von 1,7 mm benutzt.

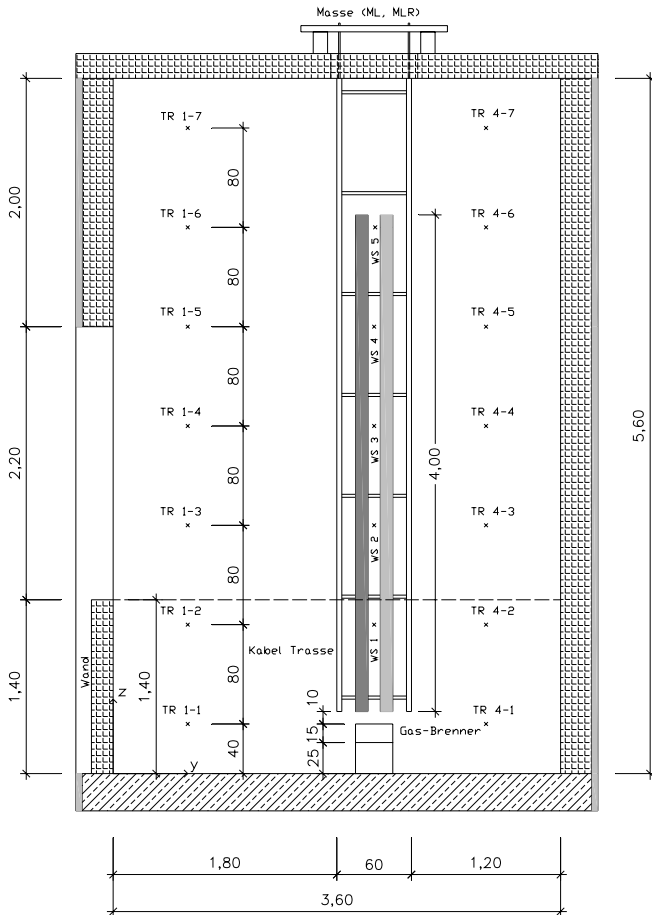


Bild 20 ICFMP Versuche: Vertikalschnitt durch den iBMB-Versuchsstand, (in -x Richtung)

Um auch Aussagen zur Temperaturentwicklung „auf“ der Kabelader machen zu können wurden die Leistungskabel mit zusätzlichen Temperaturmessstellen ausgestattet (TCA 1 und TCA 3), die sich an den Stellen der Messungen von TCO 1 und TCO 3 befanden. Die entsprechenden Thermoelemente wurde hierfür gezielt auf eine Ader des jeweiligen Kabels geführt.

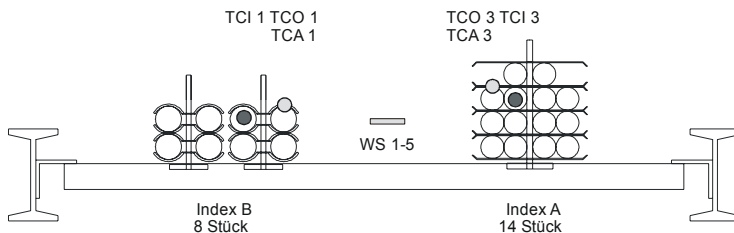


Bild 21 Kabeltrasse; links: Leistungskabel, rechts: Steuerkabel; Temperaturen Kabel: TCI (im Zentrum), TCO (auf der Oberfläche) und TCA (auf der Kabelader)

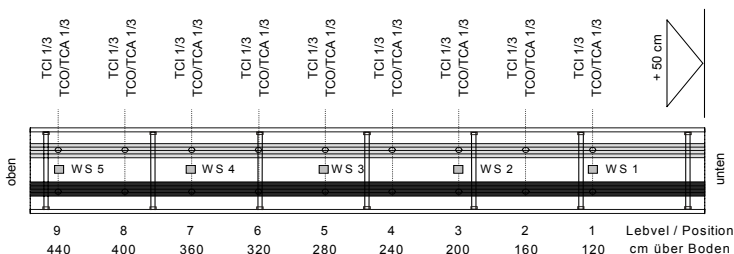


Bild 22 Positionen für Temperaturen auf der Kabeltrasse (TCO 1/3, TCI 1/3 und TCA 1/3 Level 1-9) und für die Wärmestromdichtemessung (WS 1-5)

#### 4.4.3 ICFMP-Kabelversuche: Ergebnisse

Die Ergebnisse sollen hier zusammenfassend in einer Grafik wiedergegeben werden. Bild 23 liefert hierzu einen Vergleich der nach ISO 9705 abgeleiteten Zeitverläufe der Energiefreisetzungsrates (HRR) und der Leistung des Zündbrenners beider Versuche. Für den Versuch mit Vorwärmung (ICFMP 4) ist die Vorwärmzeit von 1200 Sekunden bereits abgezogen, so dass alle Kurven mit dem Zeitpunkt des Einsetzens des Zündbrenners beginnen. Im Versuch ICFMP 4 haben sich, entgegen der nahezu zeitgleichen Entzündung beider getrennter PVC-Kabelbündel im Versuch ICFMP 3, nur die

Steuerkabel (Kabel A) entzündet. Die Entzündung erfolgt in dem Versuch ICFMP 4 zudem mit deutlicher Verzögerung (etwa 360 Sekunden). In beiden Versuchen wurden dann zeitversetzt Maxima der HRR mit knapp 340 kW durchfahren. Erst nachdem in Versuch ICFMP 4 die Leistung des Zündbrenners bei 950 Sekunden von 50 kW auf 100 kW hochgefahren wurde, kam es zu einer Entzündung der Leistungskabel (Kabel B). Diese Entzündung führte wiederum zeitversetzt zu einem zweiten Maximum der HRR von 200 kW zum Zeitpunkt 1800 Sekunden.

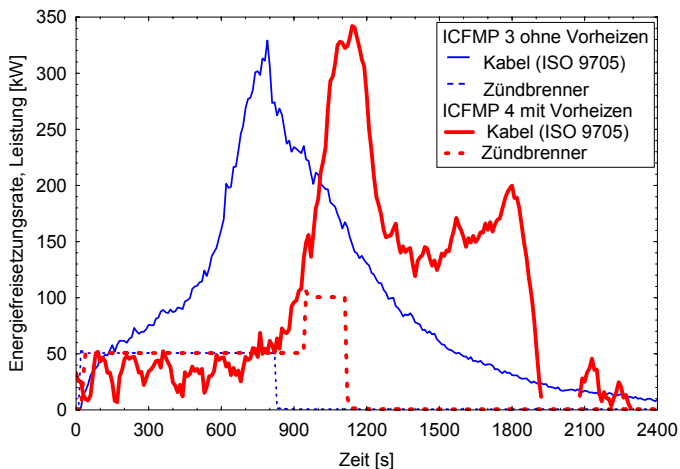


Bild 23 Vergleich ICFMP 3 und 4, Verlauf der HRR nach ISO 9705 und Leistung des Zündbrenners, Die Vorheizphase von 1200 Sekunden wurde im Fall ICFMP 4 bereits abgezogen, d. h. es wird in beiden Kurven der Zeitpunkt ab dem Einsetzen des Zündbrenners verglichen

Eine Vorwärmung von PVC-Kabeln hatte in früheren Untersuchungen /HOS 98/ zu einer schnelleren Entzündung und schnelleren Brandausbreitung geführt. In /RIE 06/ werden verschiedene Möglichkeiten diskutiert, die neueren Ergebnisse zu interpretieren. Einerseits können brennbare Weichmacheranteile durch Vorwärmung bei Temperaturen etwas oberhalb 100 °C aus PVC-Kabelmaterial ausgasen. Verlassen diese Gase die Umgebung des Kabels ohne sich zu entzünden, wird die Neigung des Kabels zu brennen entsprechend verringert und die Brandeigenschaften des Kabels werden insgesamt verändert. Andererseits kann es in Versuch ICFMP 4 durch die Verwendung des Ethanol-Pools als Vorwärmquelle zu Strömungen im Raum gekommen sein, die zu einer Ablenkung der Gasflamme des Propan-Zündbrenners von der Trasse zur

Raummitte geführt haben. Dieser Effekt hätte erhebliche Konsequenzen für die Zündbedingungen im Vergleich beider Versuche. Bei den früheren Versuchen /HOS 98/ wurden zudem für die Vorwärmung mehrere im Boden der Brandkammer eingelassene Ölbrenner benutzt. An dieser Stelle erscheinen weitere Überlegungen zur Vergleichbarkeit der Versuchsreihen im Hinblick auf den Einfluss der Vorwärmung daher spekulativ. Obwohl der Effekt der Ausgasung zunächst unabhängig von der Art der Vorwärmquelle erscheint, kann es durch die Art der verwendeten Materialien doch zu erheblichen Unterschieden aufgrund der Temperaturabhängigkeit der Ausgasungen von Weichmacheranteilen gekommen sein.

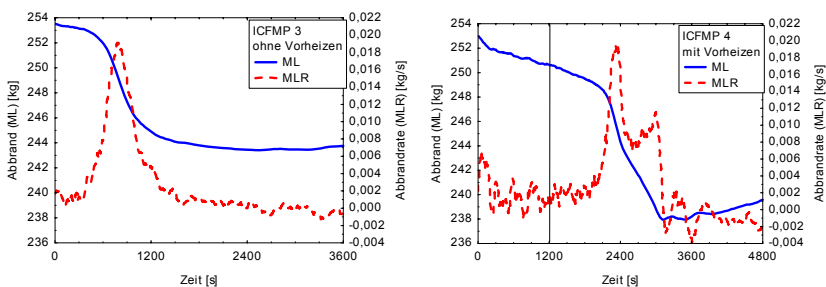


Bild 24 Vergleich ICFMP 3 und 4, Verlauf des Abbrandes (ML) und der Abbrandrate (MLR) von ICFMP 3 (links) und ICFMP 4 (rechts), die Vorheizphase von 1200 Sekunden wurde im Fall ICFMP 4 mit dargestellt

In Bild 24 wird der Verlauf des Abbrandes (inkl. der festen Masse der kompletten Trasse) und der Abbrandrate für Versuch ICFMP 3 (links) und für ICFMP 4 (rechts) gezeigt. Aus den entsprechenden Zeitverläufen lassen sich verschiedene Informationen gewinnen. Für ICFMP 4 (rechts) wurde die Phase der Vorwärmung mit dargestellt. Es ist erkennbar, dass in den ersten 1200 Sekunden bereits eine Massenabnahme um ca. 2 kg stattgefunden hat. In ICFMP 3 werden insgesamt 9,5 kg Massenabnahme gemessen, in ICFMP 4 dagegen etwa 12,0 kg. Im Grunde wird damit ab Entzündung in beiden Versuchen etwa gleichviel Masse umgesetzt. Trotzdem muss man mit diesen Angaben vorsichtig sein, da es entscheidend ist, ob verkohlte Masse während des Experiments am Kabel „haften“ bleibt oder von diesem herunterfällt. Der Verlauf des Abbrandes in ICFMP 4 zeigt zudem eine messtechnische Problematik. Ab 3000 Sekunden steigt die Masse wieder an, was nur durch thermische Einflüsse auf die Messung zu erklären ist. Da sich der Raum mit der Zeit wieder abkühlt, gleichen sich diese Effekte am Messgerät wieder aus und die Massenabnahme ergibt sich als Differenz vom Anfangswert und dem

Wert am Ende des Versuchs. In ICFMP 4 wurden Werte bis zur 6500. Sekunde aufgezeichnet (hier nicht dargestellt) und für die Trasse mit Kabel-bündeln eine Schlussmasse von 241 kg gemessen. Die Abbrandraten für mit PVC-Kabelbündeln belegte Trassen erreichen in beiden Versuchen ein Maximum von knapp 0,02 kg/s.

Bild 25 zeigt die Trasse mit den separaten Bündeln vor dem Versuch, während und nach dem Versuch. Im Zustand nach dem Versuch liegt die Trasse bereits außerhalb der Brandkammer auf dem Boden. Durch Rütteln der Trasse kann eine kleine Menge an verkohlten Material von den blanken Adern gelöst werden, welches während des Versuchs an den Kabeladern haften geblieben war.



Bild 25 Kabelbelegung der Trasse mit zwei separaten Bündeln vor dem Versuch, während und nach dem Versuch

Eine mittlere Brandausbreitungsgeschwindigkeit für die in ICFMP 3 eingesetzten Steuerkabel (Kabel A) wurde mit  $320 \text{ [cm]} \cdot 60 \text{ [s/min]} / 500 \text{ [s]} = 40 \text{ cm/min}$  aus der zeitlichen und räumlichen Entwicklung der Temperaturen der Oberfläche abgeleitet.

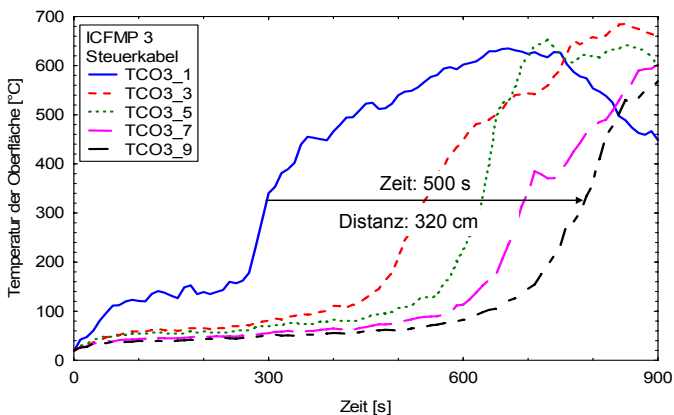


Bild 26 Vergleich ICFMP 3, Verlauf der Temperatur der Oberfläche zur Ableitung der Brandausbreitungsgeschwindigkeit entlang der Trasse



Mehr Ergebnisplots zu dem Versuchen ICFMP 3 sind im Anhang B zu finden. Dort werden die im Kapitel 4.4.2 im Rahmen der Spezifikation eingeführten Bezeichnungen für die dargestellten Größen benutzt. Da es im Versuch ICFMP 3 praktisch zu einer kontinuierlichen Brandausbreitung gekommen ist, soll ICFMP 3 später (im Kapitel 0) genutzt werden, um das CFS-Modell einer ersten Validierung zu unterziehen.

#### 4.5 Zusammenfassung Kapitel 4

Es wurden die eigenen Versuche und deren Ergebnisse beschrieben, die eine Grundlage für die Ableitung thermophysikalischer Daten von Kabelmaterialien darstellen. Mit den Versuchsergebnissen soll später auch eine erste Validierung des eigenen Brandausbreitungsmodells für Kabel erfolgen, welches im nächsten Kapitel vorgestellt wird. Weiterhin wurden Werte für die effektive Verbrennungswärme der Kabel mit Cone-Kalorimeter Daten ermittelt. Darüber hinaus wurden für die weitere Arbeit Angaben zur temperaturabhängigen spezifischen Wärme, der thermischen Leitfähigkeit und der Dichte der Kabelisoliermaterialien gemacht. Die Werte, die aus Cone-Kalorimeter Daten für die Entzündungstemperatur  $t_g$  und die effektive Vergasungswärme  $\Delta H_{g,eff}$  abgeleitet wurden hängen allerdings stark davon ab, welches Verfahren verwendet wurde. Insbesondere die effektive Vergasungswärme für PVC-Materialien entspricht nur bedingt den in der Literatur gefundenen Werten. Zudem ist die effektive Vergasungswärme nicht identisch mit der Vergasungswärme  $\Delta H_g$ . Für Berechnungen mit dem Brandausbreitungsmodell für Kabel wurde ein Wert für die Vergasungswärme auf Grundlage der eigenen Ergebnisse und der Literaturwerte abgeleitet. Dadurch bleiben zwar einerseits gewisse Unsicherheiten für die spätere Validierung bestehen, andererseits konnten die meisten Eingabedaten für das Modell aus einer Hand bestimmt und schwer überprüfbare Annahmen zu den Daten vermieden werden.

## 5 BRANDAUSBREITUNGSMODELL KABEL (CFS-MODELL)

### 5.1 Einführung

In diesem Kapitel wird ein eigenes Brandausbreitungsmodell für Kabel entwickelt, in welchem zwei Prozesse in Kabeln numerisch berechnet werden, die in diesem Zusammenhang bisher in der Literatur zu Brandausbreitungsmodellen für Kabel noch nicht umfassend untersucht bzw. berücksichtigt wurden. Das sind

1. laterale Wärmeleiteffekte auf der Ader und
2. mehrstufige thermische Zersetzungseigenschaften der Isoliermaterialien.

Auf den möglichen Einfluss dieser Prozesse auf die Brandausbreitung wurde in Kapitel 2 (Grundlagen der Brandausbreitung) bereits eingegangen. Durch die Berücksichtigung der Wärmeleitung auf der Ader wird die Randbedingung für die Rückseite der Mantelisolierung genauer definiert. Hierdurch ergeben sich veränderte Bedingungen für die Oberfläche des Mantels, die den Verlauf der Pyrolyse beeinflussen. Die Pyrolyse der Mantelisolierung kann realistischer berechnet werden, wenn sie durch mehrere Phasen beschrieben wird. Diese Möglichkeit trägt insbesondere den relativ komplexen Mantelisoliermaterialien Rechnung, bei denen die thermische Zersetzung in mehreren Temperaturstufen stattfindet. Im Modell sollen zwei Zersetzungsphasen einbezogen werden. Es wird zunächst ein Kabel aus einer einzelnen Ader mit einer Mantelisolierung betrachtet. Das neue Modell soll insbesondere eine verbesserte Vorhersage der Brandausbreitung auf Kabeln ermöglichen. Aus diesem Grunde soll es weiterhin als CFS-Modell bezeichnet werden, eine Abkürzung, des englischen Namens „Cable Flame Spread – Model“. Eine Voraussetzung für die Vorhersage der Brandausbreitung ist, dass die Pyrolysevorgänge an jeder Stelle der Oberfläche eines Materials realistisch erfasst werden, auch für eine Szenario, in dem keine Ausbreitung, sondern „nur“ eine lokale Pyrolyse vorliegt.

### 5.2 Generelle Annahmen und Voraussetzungen

Im Modell wird davon ausgegangen, dass die Randbedingungen an der Oberfläche (F) des Mantelmaterials für die Berechnung eines eindimensionalen Wärmetransfers in das Kabelmaterial auf geeignete Weise berücksichtigt werden können. Hinzu kommt die Randbedingung am Übergang des inneren Mantels (B) auf die Kabelader, die im CFS-Modell definiert wird. Bild 27 zeigt die Systemskizze eines Kabels mit einer Ader und die

Wärmeströme, die im CFS-Modell später als Randbedingungen der Oberfläche (F) und Rückseite des Mantelmaterials (B) angesetzt werden sollen. Die Beschreibung der im Bild 27 aufgeführten Größen, folgt auf den nächsten Seiten.

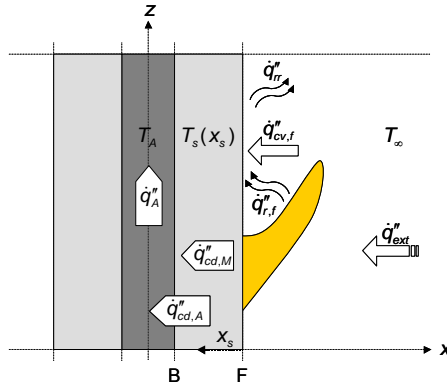


Bild 27 Systemskizze zum Brandausbreitungsmodell CFS: Berücksichtigung von Randbedingungen an der Oberfläche (F) und Rückseite (B) des Kabelmantels

### KABELOBERFLÄCHE (F)

Die netto auf die Kabeloberfläche einfallende Wärmestromdichte im Bereich der Flamme ist gegeben durch

$$\dot{q}''_{net} = \dot{q}''_{ext} + \dot{q}''_{cv,f} + \dot{q}''_{r,f} + \dot{q}''_{rr} \quad (35)$$

mit

$\dot{q}''_{ext}$  = externe Wärmestromdichte (z. B. Zündquelle) [W/m<sup>2</sup>],

$\dot{q}''_{cv,f}$  = konvektive Wärmestromdichte im Bereich der Flamme [W/m<sup>2</sup>],

$\dot{q}''_{r,f}$  = radiative Wärmestromdichte im Bereich der Flamme [W/m<sup>2</sup>],

$\dot{q}''_{rr}$  = Wärmestromdichte durch Rückstrahlung der Oberfläche [W/m<sup>2</sup>].

Die externe Wärmestromdichte  $\dot{q}''_{ext}$  setzt sich wiederum aus dem konvektiven Anteil  $\dot{q}''_{cv,ext}$  und dem radiativen Anteil  $\dot{q}''_{r,ext}$  zusammen:

$$\dot{q}''_{ext} = \dot{q}''_{cv,ext} + \dot{q}''_{r,ext} \quad (36)$$

In den meisten Fällen sind, die für die vorliegende Situation benötigten Anteile nicht bekannt. Dieser externe Wärmestrom wird durch eine primäre im Raum befindliche Wärme- bzw. Zündquelle definiert. Die Berücksichtigung der Strahlungswärme auf die Kabeloberfläche im Bereich der Flamme ergibt sich allgemein zu

$$\dot{q}_{r,f} = \varepsilon_f \cdot \sigma \cdot (T_f^4 - T_s^4). \quad (37)$$

Hierbei stellt  $\varepsilon_f$  die Emissivität der Flamme und  $\sigma$  die Stefan-Boltzmann Konstante dar.  $T_f$  beschreibt die Temperatur der Flamme und  $T_s = T_s(x_s = 0)$  die Temperatur der Oberfläche des Materials.

Die konvektive Wärmestromdichte auf der Kabeloberfläche im Bereich der Flamme ergibt sich aus dem Produkt des Koeffizienten des Wärmetransfers  $h_{cv}$  sowie der Differenz aus der Temperatur der Gasphase  $T_g$  und der Temperatur der Oberfläche des Materials  $T_s$ :

$$\dot{q}_{cv,f} = h_{cv} \cdot (T_g - T_s). \quad (38)$$

Im Modell wird die Oberfläche des Materials in den drei Dimensionen  $x, y$  und  $z$  in  $Nx, Ny$  bzw.  $Nz$  Zellen aufgeteilt. D. h. je Kabel wird im Modell eine Gesamtanzahl GZ von

$$GZ = 2 \cdot Nx \cdot Ny + Nz \cdot 2 \cdot (Nx + Ny) \quad (39)$$

Zellen berücksichtigt.

An einer Zelle  $i = 1, \dots, GZ$  der Oberfläche des Materials ergeben sich die Summen der konvektiven Anteile zu

$$\dot{q}_{cv,i}'' = \dot{q}_{cv,f,i}'' + \dot{q}_{cv,ext,i}'', \quad (40)$$

und die Summen der radiativen Anteile zu

$$\dot{q}_{r,i}'' = \dot{q}_{r,f,i}'' + \dot{q}_{r,i}'' + \dot{q}_{r,ext,i}''. \quad (41)$$

Wird die Energie, die dem Material durch Pyrolyse entzogen wird, an der Oberfläche abgezogen, ergibt sich die Randbedingung an jeder einzelnen Zelle  $i$  der Oberfläche des Materials

$$-\lambda_s \frac{\partial T_{s,i}}{\partial x_s}(x_s = 0, t) = \dot{q}_{cv,i}'' + \dot{q}_{r,i}'' - \dot{m}_i'' \cdot \Delta H_g \quad (42)$$

mit

$\lambda_s$  = thermische Leitfähigkeit [W/m/s],

$T_s$  = Temperatur der Oberfläche [K],

$\dot{m}''$  = relative Abbrandrate der Zelle  $i$  [kg/(s m<sup>2</sup>)],

$\Delta H_g$  = Vergasungswärme [MJ/kg],

$x_s$  = Richtung für die Berechnung der 1dim Wärmeleitung.

Durch die linke Seite der Gleichung (42) wird die Randbedingung der Wärmeleitung durch Konduktion  $\dot{q}_{cd,M}''$  an der Oberfläche in das Material berechnet.

Werden auf der Oberfläche des Kabels Beschichtungen eingesetzt, kann es in Abhängigkeit von der Wirkungsweise dieser Beschichtungen (Ablationsbeschichtungen, intumeszierende Beschichtungen) zu Wärmesenken oder Quellen kommen, die im Modell durch entsprechende Anpassung der temperaturabhängigen Leitfähigkeit und spezifischen Wärme des Primärmaterials berücksichtigt werden können. Eine Berechnung des Wärmetransfers durch mehrere Mantelschichten ist mit dem CFS-Modell bisher nicht möglich.

#### KABELRÜCKSEITE (B)

An der Rückseite des Isoliermaterials müssen Wärmesenken, d. h. Wärmeverluste über die Kabelader, einbezogen werden:

$$\dot{q}_{cd,A,i}'' = \lambda_s \frac{\partial T_{s,i}}{\partial x_s}(x_s = d_M, t). \quad (43)$$

Fließt ein Strom auf der Ader, muss eine innere Wärmequelle  $\dot{Q}_s$  angerechnet werden, welche die Randbedingung zur inneren Oberfläche des Kabelmantels mitbestimmt:

$$\lambda_s \frac{\partial T_{s,i}}{\partial x_s}(x_s = d_M, t) = \dot{q}_{cd,A,i}'' + \frac{\dot{Q}_s}{A_i} \quad (44)$$

mit

$A_i$  = Oberfläche der Zelle  $i$  [m<sup>2</sup>],

$d_m$  = Dicke des Materials [m].

### 5.3 Laterale Wärmeleitung (LATERAL HEAT)

Liegt bereits eine innere Wärmequelle in einer Ader eines Kabels vor, ist eine Temperaturerhöhung der Mantelisolierung durch transversale Wärmeleitung bereits gegeben. Der einfachere Fall ist allerdings, die Ader zunächst als Wärmesenke zu betrachten (insbesondere bei Leistungskabeln liegen große Aderquerschnitte vor), zumal in den meisten Experimenten eine strombedingte Temperaturerhöhung als Randbedingung eines realen Kabels nicht einbezogen wird. Außerdem kann es im Zusammenhang mit einer außen anliegenden Wärmequelle (einer Temperaturerhöhung der Mantel- bzw. Aderisolierung) zu lateralen Wärmeleiteffekten kommen, die in dieser

Arbeit untersucht werden. In einem realen Kabel mit anliegendem Strom werden sich beide Effekte überlagern.

Der geometrische Aufbau und die Beschreibung der wichtigsten Elemente des CFS-Modells sind Bild 28 zu ersehen. Ein Kabel wird vertikal in eine Anzahl von  $N_z$  Elementen (mit den Indizes  $1, \dots, j, \dots, N_z$ ) aufgeteilt. Die Höhe dieser Elemente sei  $Dz_j$ , wobei später von äquidistanten Höhen ( $Dz_j = Dz$ ) der Elemente ausgegangen wird. Die Orientierungen der Oberflächen der rechteckigen Elemente sind entsprechend der Richtung im Raum benannt ( $-x, +x, -y, +y$  und  $-z, +z$ ).

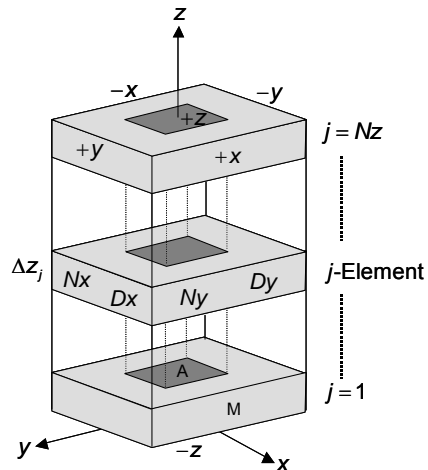


Bild 28 Aufbau und Beschreibung eines Kabels im CFS-Modell, A: Ader, M: Mantel

Die Elemente können auch in  $x$  und  $y$ -Ebene in mehrere Zellen aufgeteilt sein. Die Feinheit in der Ebene der  $x$ -Richtung sei hierbei  $Dx$  und in der Ebene parallel zur  $y$ -Richtung  $Dy$ . Die physikalische Dimension  $PD = PDx \cdot PDy \cdot PDz$  des Modells für ein Kabel wird durch die jeweilige Anzahl und Feinheit der Zellen beschrieben:

$$\begin{aligned}
 PDx &= Nx \cdot Dx && \text{in } x\text{-Richtung (Länge),} \\
 PDy &= Ny \cdot Dy && \text{in } y\text{-Richtung (Breite),} \\
 PDz &= Nz \cdot Dz && \text{in } z\text{-Richtung (Höhe).}
 \end{aligned}
 \tag{45}$$

Im CFS-Modell werden auf der Grundlage eines eindimensionalen Modells für den Wärmetransfer über die Oberfläche in ein homogenes Material (siehe Bild 29) die

lateralen Wärmeleiteffekte einer gemeinsamen metallischen Ader an der Rückseite des Materials berücksichtigt. Hierzu werden für jeden Zeitschritt ( $\Delta t_s$ ) des Lösungsalgorithmus der festen Phase (des Mantelmaterials) auch die Wärmeübertragung in die gemeinsame Ader und der laterale Wärmetransport auf der Ader berechnet.

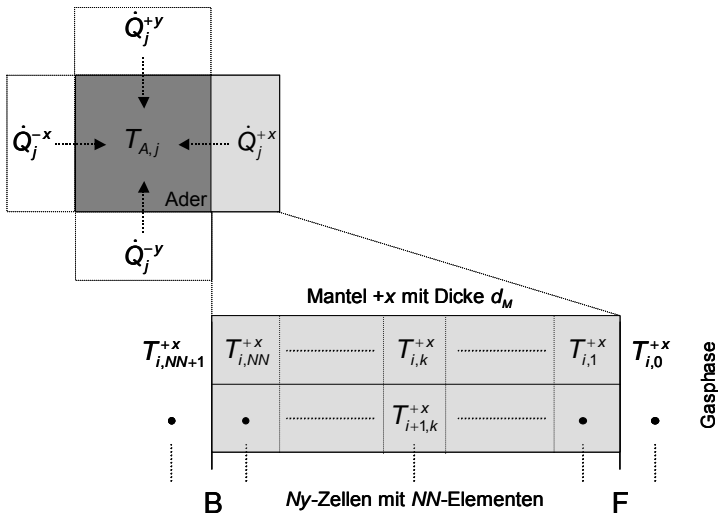


Bild 29 Berücksichtigung von lateralen Wärmetransportprozessen auf der Ader, laterales Längselement im CFS-Modell, Horizontalschnitt: Für ein Mantel-element mit vorgegebener Dicke wird in Abhängigkeit der Feinheit der Gasphase für Ny-Zellen mit NN-Elementen eine 1dim Wärmeleitung gerechnet

Jeder Mantelzelle  $i$  wird hierbei eine Dicke  $d_M$  zugeordnet werden, welche für die eindimensionale Wärmetransferberechnung in eine frei wählbare Anzahl von NN-Elementen aufgeteilt wird. Im CFS-Modell wird zusätzlich die Angabe des Radius der Ader  $r_A$  benötigt, auf dessen Berücksichtigung weiter unten noch eingegangen wird.

In Bild 29 entsprechen  $T_{i,k}^{+x}$  den Temperaturen der Knoten der NN-Elemente der jeweiligen Mantelzellenschicht. Die Temperaturen der Grenzfläche zur Gasphase F  $T_{i,0}^{+x}$  und der Grenzfläche der Mantelinnenfläche zur Ader B  $T_{i,NN+1}^{+x}$  werden jeweils aus den Temperaturen der Randzellen und den außerhalb der Ränder eingeführten Zusatzknoten gemittelt:

$$\begin{aligned} T_{i,B}^{+x} &= (T_{i,NN}^{+x} + T_{i,NN+1}^{+x}) / 2 \\ T_{i,F}^{+x} &= (T_i^{+x} + T_{i,0}^{+x}) / 2 \end{aligned} \quad (46)$$

mit

$T_{i,1}^{+x}$  = Temperatur des Knoten 1 der Zelle  $i$ ,

$T_{i,NN}^{+x}$  = Temperatur des Knoten  $NN$  der Zelle  $i$ ,

$T_{i,0}^{+x}$  = Temperatur des Zusatzknoten 0 der Zelle  $i$ ,

$T_{i,NN+1}^{+x}$  = Temperatur des Zusatzknoten  $NN + 1$  der Zelle  $i$ .

Die Temperaturen der außerhalb eingeführten Zusatzknoten  $T_{i,0}$  und  $T_{i,NN+1}$  werden benötigt, um einen Temperaturgradienten entsprechend den vorliegenden Randbedingungen (Wärmestromdichte) definieren zu können. Die Berechnung des eindimensionalen Wärmestroms im Körper ist Bestandteil des FDS-Codes. Die Berechnung der Temperaturen für den nächsten Zeitschritt ( $\Delta t_x$ ) erfolgt über ein implizites Crank-Nicolson Schema. Details hierzu können bei /MCG 06b/ nachgelesen werden. Eine allgemeinere Einführung zur Diskretisierung von Randbedingungen bei Wärmeleitungsproblemen findet man in /BAE 94/.

Der Wärmestrom am Übergang vom inneren Mantel zur Ader lässt sich am Beispiel der  $+x$ -Seite als Summe der Wärmeströme  $\dot{Q}_j^{+x}$  durch Konduktion der einzelnen Zellen  $i$  beschreiben:

$$\dot{Q}_j^{+x} = \sum_i \frac{\lambda_{i,NN}^{+x} \cdot (T_{i,NN}^{+x} - T_{i,B}^{+x})}{\Delta B^{+x}} \cdot A_i^{+x} \quad [W] \quad (47)$$

mit

$i$  = Zellen  $i$  die an das Element  $j$  angrenzen,

$+x$  = Fläche parallel zur positiven  $x$ -Richtung,

$B$  = Grenzfläche zwischen Mantel und Ader,

$\lambda_{i,NN}^{+x}$  = thermische Leitfähigkeit des Knoten  $NN$ ,

$T_{i,B}^{+x}$  = Temperatur der Grenzfläche  $B$ ,

$T_{i,NN}^{+x}$  = Temperatur des Knoten  $NN$ ,

$\Delta B^{+x}$  = Distanz des Knoten  $NN$  zur Grenzfläche  $B$ ,

$A_i$  = Oberfläche der Zelle  $i$ .

Soll ein Kontaktwiderstand  $R_c$  [ $\text{m}^2\text{K}/\text{W}$ ] zwischen Mantel und Ader angenommen werden, kann dieser bei der Berechnung des Wärmestroms in Gleichung (47) folgendermaßen eingerechnet werden:



$$\dot{Q}_j^{+x} = \sum_i \frac{A_i^{+x} \cdot (T_{i,NN}^{+x} - T_{i,B}^{+x})}{\frac{\Delta B^{+x}}{\lambda_{i,NN}^{+x}} + R_c^{+x}}. \quad (48)$$

Der gesamte Wärmestrom  $\dot{Q}_j$  an der Mantelgrenzfläche in ein Längselement  $j$  der Ader ergibt sich als Summe aller Wärmeströme über die vier Seiten  $+x, -x, +y - y$

$$\dot{Q}_j = \sum \dot{Q}_j^{+x, -x, +y, -y}. \quad (49)$$

Im Zuge der Berechnung der lateralen Wärmetransportprozesse können auch zusätzliche Wärmequellen berücksichtigt werden, wie sie z. B. durch einen Stromfluss auf der Ader anliegen würden. In Bild 30 wird hierzu in einem Längsschnitt die Wärmebilanz für ein Adereselement  $j$  verdeutlicht, die sich entsprechend den Bezeichnungen folgendermaßen schreiben lässt:

$$\frac{\partial Q_j}{\partial t} = (\dot{q}_{j-1}^{+z} + \dot{q}_{j+1}^{+z}) \cdot A_{xy} + \dot{Q}_j + \dot{Q}_S. \quad (50)$$

Hierbei entspricht  $A_{xy}$  der Fläche zwischen zwei Elementen der Ader, bzw. dem Aderquerschnitt.  $\dot{Q}_S$  steht für die Verlustleistung (Wärmequelle) durch einen Stromfluss. Durch  $(\dot{q}_{j-1}^{+z} + \dot{q}_{j+1}^{+z}) \cdot A_{xy}$  werden die Wärmeströme von den direkten Nachbarzellen zum Element  $j$  beschrieben.  $\dot{Q}_j$  ist die innerhalb Gleichung (49) eingeführte Summe der Wärmeströme, die über die Mantelinnenfläche zur Ader in das Element  $j$  fließen.

Die Vorgehensweise, ein zu berechnendes Gebiet in eine endliche Anzahl von Kontrollvolumina aufzuteilen, entspricht der Finite-Volumen-Methode (FVM). Für diese Volumina gelten die Erhaltungsgleichungen für die betrachteten Größen, im vorliegenden Fall für die Wärme.

An den Randelementen für  $j=1$  und  $j=Nz$  müssen zusätzliche Randbedingungen für die Flächen parallel zur  $z$ -Ebene einbezogen werden. Hierzu werden Temperaturrandbedingungen eingeführt. Am ersten Element ( $j=1$ ) wird die Temperatur  $T_1^{-z} = T_F^{-z}$  und am letzten Element ( $j=Nz$ ) der Ader die Temperatur  $T_{Nz}^{+z} = T_F^{+z}$  (siehe Bild 30) im Lösungsalgorithmus für den lateralen Wärmetransport berücksichtigt.

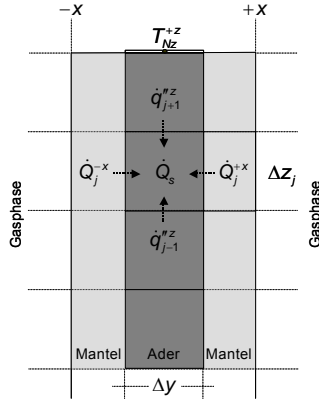


Bild 30 Berücksichtigung von lateralen Wärmetransportprozessen: Längselemente im CFS-Modell, Vertikalschnitt, Wärmebilanz für ein Volumenelement  $j$  der Ader

Über die Querschnittsfläche der Ader, die aus dem vorgegebenen Radius der Ader  $r_A$  im Programm berechnet wird, kann die Seitenlänge eines Quadrates mit gleicher Fläche bestimmt werden. Im CFS-Modell werden die Dicken  $\Delta x$  und  $\Delta y$  der Ader dieser Seitenlänge zugeordnet:

$$\Delta x = \Delta y = r_A \sqrt{\pi}. \quad (51)$$

gesetzt. Die Höhe eines Aderelements ist durch die Höhe des Kabelelements  $j$  gegeben:

$$\Delta z_j = Dz. \quad (52)$$

Zur Berechnung der lateralen Wärmeleiteffekte wurde ein Wärmetransportmodell auf der Grundlage einer impliziten FVM für eindimensionale Wärmeleitung mit Berücksichtigung von Wärmestromrandbedingungen an allen Seiten und inneren Quellen in den Längselementen /POL 05/ herangezogen. Die implizite Darstellung der Berechnungsvorschrift für die Temperatur der Aderelemente lautet mit den oben eingeführten Wärmeströmen und Angaben für die Dimensionen:

$$a \cdot T_{j-1}^{n+1} + b \cdot T_j^{n+1} + c \cdot T_{j+1}^{n+1} = \frac{2 \cdot (\dot{Q}_s + \sum \dot{Q}^{\pm x, \pm y})}{\rho \cdot c_p \cdot \Delta x} + T_j^n \frac{2 \cdot \Delta z_j \cdot \Delta y}{\Delta t} + d \quad (53)$$

mit

- $T_j^{n,n+1}$  = Temperatur der Ader,
- $j$  = Element,
- $n$  = Zeitpunkt  $t$ ,
- $n+1$  = Zeitpunkt  $t + \Delta t$ ,
- $\Delta t$  = diskretes Zeitintervall,
- $\rho$  = Dichte Ader,
- $c_p$  = spezifische Wärme Ader.

Die Beziehungen für die Koeffizienten  $a, b, c$  und  $d$  sind im Anhang C beschrieben. In diesen Größen ist auch die thermische Leitfähigkeit für die Ader berücksichtigt. Die unbekanntenen Temperaturen  $T_j^{n+1}$  der Ader können relativ einfach durch ein tridiagonales Gleichungssystem gelöst werden:

$$\begin{bmatrix} b_1 & c_1 & 0 & \dots & & & \\ a_2 & b_2 & c_2 & \dots & & & \\ & & & \dots & & & \\ & & & & a_{N-1} & b_{N-1} & c_{N-1} \\ & & & & \dots & 0 & a_N & b_N \end{bmatrix} \times \bar{u} = \bar{r}. \quad (54)$$

Die Matrix wird in dem Verfahren durch die drei Vektoren  $\bar{a}, \bar{b}, \bar{c}$  ersetzt. Die Elemente  $a_i$  und  $c_N$  werden in der späteren Prozedur nicht adressiert. Die Elemente des Lösungsvektors  $\bar{u}$  entsprechen den  $N$  unbekanntenen Temperaturen  $T_j^{n+1}$  ( $j=1, \dots, N$ ) zum nächsten zu berechnenden Zeitschritt ( $n+1$ ). Die Elemente des Vektors  $\bar{r}$  sind durch Gleichung (53) und durch die Angaben zum Koeffizienten  $d$  im Anhang C gegeben. Zur Lösung dieses Gleichungssystems wurde ein Lösungsverfahren eingesetzt, welches in den Numerical Recepties /PRE 92/ beschrieben wird. Der entsprechende Algorithmus ist ebenfalls im Anhang C dargestellt. Die implizite Berechnung hat gegenüber einer expliziten Berechnung erhebliche Vorteile, da die Lösung bereits bei größeren Zeitschritten konvergiert, als es bei expliziter Berechnung der Fall ist.

#### 5.4 Mehrstufiges Zersetzungsmodell (DEGRADATION)

Das in Kapitel 3.4.4 beschriebene Arrhenius-Gesetz zur Pyrolyse ist ein relativ einfaches Modell für die Zersetzung eines Stoffes. Es ist prinzipiell zur Berechnung der Pyrolyse eines homogenen thermoplastischen Stoffes geeignet /MCG 06b/, für ein Material mit komplexeren Zersetzungseigenschaften in der gewählten Form aber nur eingeschränkt anwendbar. In dieser Arbeit soll ein erweiterter Ansatz des Arrhenius-Gesetz genutzt werden. Er orientiert sich an den Zersetzungseigenschaften eines Stoffes, wie sie in

Kapitel 2.4 am Beispiel von PVC-Materialien vorgestellt werden. Eine mehrstufige Zersetzung auf Grundlage des Arrhenius Gesetzes 1. Ordnung kann entsprechend der Formel (55) beschrieben werden:

$$\dot{m}'' = \rho_s \cdot A_z(t) \cdot e^{-E_{z1}(t)/(R \cdot T(t))} \quad (55)$$

mit

$A_z(t)$  = zeitabhängiger vor-exponentieller Faktor [m/s],

$E_z(t)$  = zeitabhängige Aktivierungsenergie [J/mol],

$T(t)$  = zeitabhängige Temperatur der Oberfläche [K],

$\rho_s$  = Dichte des Materials [kg/m<sup>3</sup>],

$R$  = universelle Gaskonstante [J/(mol K)].

Die zweistufige Zersetzung eines Stoffes gliedert sich theoretisch in die Zersetzungsphase 1 (Zündphase) und in die Zersetzungsphase 2. Beide Phasen können nur komplett durchlaufen werden, wenn ausreichend Pyrolyseenergie zur Verfügung steht bzw. die Temperaturen, die mit diesen Zersetzungsphasen gekoppelt sind, an der Oberfläche des Materials ausreichend lange vorliegen.

Die Pyrolyserate in einem zweistufigen Zersetzungsmodell nach Gleichung (55) lässt sich dann für die zwei Phasen folgendermaßen beschreiben:

$$\dot{m}'' = \left\{ \begin{array}{l} \underbrace{\rho_s \cdot A_{z1} \cdot e^{-E_{z1}/(R \cdot T)}}_{\text{Phase 1}} \\ \underbrace{\rho_s \cdot A_{z2} \cdot e^{-E_{z2}/(R \cdot T)}}_{\text{Phase 2}} \end{array} \right. \quad (56)$$

Die vor-exponentiellen Faktoren  $A_{z1}$  und  $A_{z2}$  und die Aktivierungsenergien  $E_{z1}$  und  $E_{z2}$  müssen, wenn sie nicht bekannt sind, vom Modell so gesetzt werden, dass die Pyrolyse in der Umgebung der relevanten Oberflächentemperatur  $T_{z1}$  bzw.  $T_{z2}$  einsetzt. Angaben zur Umsetzung dieser Festlegungen werden in Kapitel 5.5.3 gemacht. Hierbei soll  $T_{z1}$  im weiteren der Entzündungstemperatur  $T_{ig}$  des Materials entsprechen. Da die meisten Stoffe bei der Verbrennung nicht vollständig pyrolysieren, kann in dem Modell jeder Zersetzungsphase eine Zersetzungsrate  $r_{z1}$  und  $r_{z2}$  zugeordnet werden. Bei der zweistufigen Zersetzung entspricht  $M_1 = r_{z1} \cdot M_0$  dann dem Massenanteil (Restmasse) der brennbaren Anfangsmasse  $M_0$ , bei dem die zweite Zersetzungsstufe beginnt. Im Modell wird je Zelle die Massenabnahme überprüft und bei Erreichen der effektiven brennbaren Masse  $M_2 = r_{z2} \cdot M_0$  die Zersetzung beendet. Der Rest der Anfangsmasse  $M_{Rest}$  lässt sich dann folgendermaßen schreiben:

$$M_{\text{Rest}}(\text{Zelle}) = M_0 - \underbrace{\int_{T \approx T_{z1,0}} \rho_s \cdot A_{z1} \cdot e^{-E_{z1}/(R \cdot T)} dt}_{M_1^*} + \underbrace{\int_{T \approx T_{z2}, M_1^* = M_1} \rho_s \cdot A_{z2} \cdot e^{-E_{z2}/(R \cdot T)} dt}_{M_2^*} \quad (57)$$

$M_1^*$  und  $M_2^*$  seien die jeweils aktuellen absoluten Massenabnahmen der Phase 1 und 2 der Zersetzung. Der gesamte Massenrest kann daher nur auf Null gehen, wenn die Rate der Zersetzung für die zweite Stufe gleich eins gesetzt wird (gesamte Masse kann umgesetzt werden) und die Bedingungen für das Erreichen der Temperatur  $T \geq T_{z2}$  über eine ausreichend lange Zeit an allen Zellen der Oberfläche vorliegen.

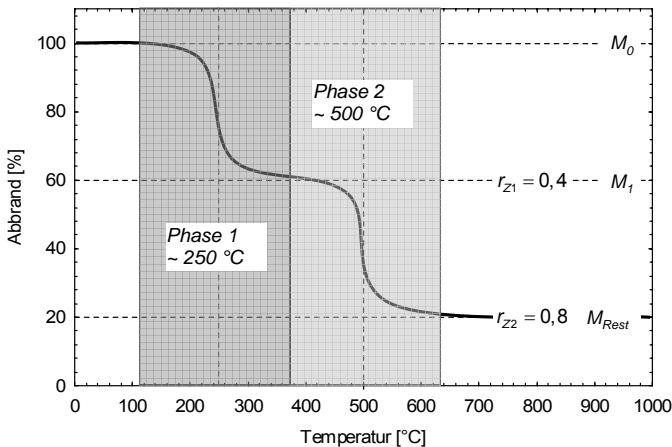


Bild 31 Beispielhafter Verlauf des Abbrandes (Restmasse) bezogen auf 100 % Anfangsmasse bei konstanter Temperaturerhöhung und bei Berücksichtigung einer zweistufigen Zersetzung im CFS-Modell

Einen beispielhaften Verlauf des Abbrandes (Restmasse) in [%] bezogen auf 100 % Anfangsmasse  $M_0$  für ein Material mit zwei Phasen der Zersetzung zeigt Bild 31. Hierbei wird in Bild 31 davon ausgegangen, dass die Temperatur an der Oberfläche des Materials linear von 0 °C bis 1000 °C ansteigt. Als Zersetzungstemperatur wurde beispielhaft für die Phase 1  $T_{z1} = 250$  °C und für die Phase 2  $T_{z2} = 500$  °C angenommen. Für die Zersetzungsraten wurde beispielhaft für die erste Phase von  $r_{z1} = 0,4$  und für die zweite Phase von  $r_{z2} = 0,8$  ausgegangen. Die zweite Phase der Zersetzung wird erreicht, wenn ein Anteil der Masse

$$M_1 = (1 - r_{z1}) \cdot M_0 = 60 \% \quad (58)$$

vorliegt. Wird die zweite Phase der Zersetzung komplett durchlaufen, bleibt die Restmasse

$$M_{\text{Rest}} = (1 - r_{z2}) \cdot M_0 = 20 \% \quad (59)$$

des Materials unzersetzt. Bei realen Szenarien, in denen die Temperaturrandbedingungen für die erste bzw. zweite Phase der Zersetzung nicht über den gesamten Zeitraum des Abbrandes vorhanden sind, ergeben sich daher unterschiedliche Zeitverläufe des Abbrandes.

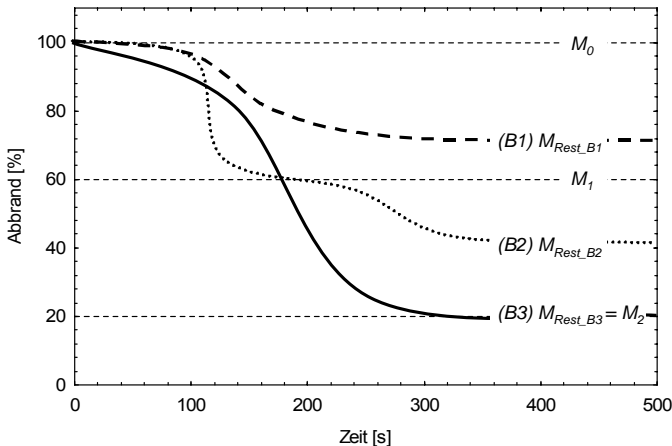


Bild 32 Beispielhafter Verlauf des Abbrandes (Restmasse) in [%] für verschiedene frei gewählte Brandszenarien (B1) – (B3) bei Berücksichtigung mehrstufiger Zersetzung

In Bild 32 wird der prinzipielle Verlauf des Abbrandes für drei unterschiedliche Brandszenarien verdeutlicht. Die Vorgabe der Zersetzungsraten soll sich an den Vorgaben aus Bild 31 orientieren. Für die maximal umsetzbare Masse der Phase 1 ergibt sich der Wert  $100\% - M_1 = 40\%$ , für die Phase 2 der Wert  $M_1 - M_{\text{Rest}} = 40\%$ . Nur im Szenario (B3) kann die komplette Masse (80%) umgesetzt werden, welche durch die zweite Zersetzungsrate vorgegeben wurde. In Szenario (B2) wird nur ein Anteil der Masse der zweite Zersetzungsphase umgesetzt. In Szenario (B1) kann die maximal umsetzbare Masse (40%) der Phase 1 nicht erreicht werden, die Restmasse bleibt über  $M_1 = 60\%$ . Hierdurch ergeben sich unterschiedliche Restmassen  $M_{\text{Rest}}$  in den einzelnen Szenarien.

## 5.5 Implementation in ein CFD-Modell

### 5.5.1 Kopplung der Randbedingung zum Objekt der Ader

Die Art und Weise der Implementation der wesentlichen Teile des Teilmodells für die laterale Wärmeleitung im CFS-Modell in den Quellcode von FDS (CFS\_FDS<sup>2</sup>) kann dem in Bild 33 dargestellten Ablaufplan des Berechnungsalgorithmus entnommen werden.

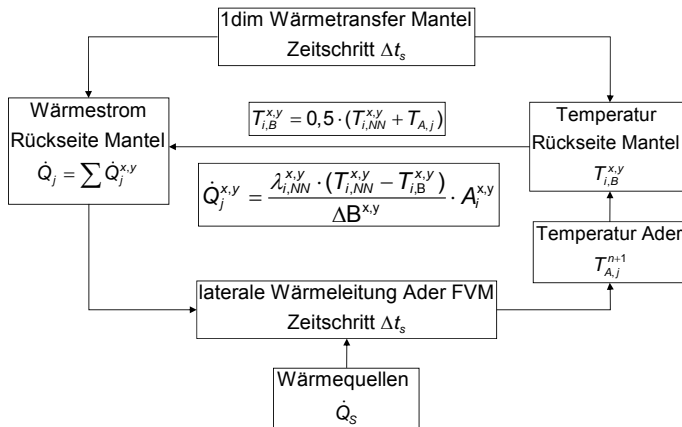


Bild 33 Zusammenhang der Berechnungsgrößen im Lösungsalgorithmus für den lateralen Wärmetransport des CFS-Modells in der Umgebung von FDS

Die Berechnung der lateralen Wärmeleitung innerhalb der Ader erfolgt im Anschluss an den Algorithmus für die Berechnung des eindimensionalen Wärmetransfers aller Zellen  $i$  der Oberfläche des Mantels eines Kabelobjekts. Die Berechnung des eindimensionalen Wärmetransfers im FDS-Code erfolgt in einem internen Zeitschritt  $\Delta t_s$  der normalerweise länger ist, als der Zeitschritt, der für die Lösung des globalen hydrodynamischen Gleichungssystems nötig ist. Im Code wird für jeden Zeitschritt der eindimensionalen Wärmetransferberechnung  $\Delta t_s$  der Wärmestrom  $Q_j$  für Grenzflächen  $(+x, -x, +y, -y)$  des Mantels zur Ader nach Gleichung (47) gebildet. Mit dieser Randbedingung wird für den

<sup>2</sup> Die Bezeichnung CFS\_FDS beschreibt die Implementation des CFS-Modells in die Umgebung von FDS. Da im CFS-Modell Routinen der festen Phase beschrieben werden, sind alle Ergebnisse des Strömungsfeldes, aber auch der Verbrennung durch die Vorgaben und Algorithmen in FDS bestimmt. Die Bezeichnung CFS\_FDS wird später wieder durch die reine Bezeichnung CFS (-Modell) ersetzt, da im Zusammenhang mit Berechnungen im CFS-Modell die FDS-Umgebung Voraussetzung für diese Arbeit war. Trotzdem ist klar, dass das Modell prinzipiell in ein anderes CFD-Modell implementiert werden könnte und als Kabelausbreitungsmodell der festen Phase unabhängig von den Routinen in FDS funktioniert, solange die entsprechenden Randbedingungen an der Oberfläche des Kabelobjektes vorliegen.

gleichen Zeitschritt eine Berechnung der lateralen Wärmeleitung nach der durch Gleichung (53) beschriebenen impliziten FVM-Verfahren durchgeführt. Gleichzeitig wird dieser Wärmestrom als Randbedingung für die eindimensionale Wärmeleitungs-berechnung gesetzt, so dass der Wärmetransport auch von der Ader in den Mantel berücksichtigt wird. Durch die Angabe von  $\dot{Q}_s$  können Wärmequellen für jeden Zeitschritt berücksichtigt werden. Im Quellcode von CFS wird die hintere Randbedingung eines Materials zu einer metallischen Ader als „Thermal Thin Backing“ Bedingung eingeführt, so dass die wichtigsten Größen in diesem Zusammenhang in der Eingabedatei mit dem Zusatz TT\_BACK behaftet sind. Größen, die sich auf das neue Zersetzungsmodell beziehen werden mit dem Zusatz DEG (von Degradation, englisch Zersetzung) versehen.

Eine Auflistung der Eingabegrößen, die im CFS-Modell in der Umgebung von FDS verwendet werden können, ist im Anhang D gegeben. Die Angaben wurden der Terminologie des in FDS vorhandenen Befehlssatzes (in Englisch) soweit wie möglich angepasst.

### 5.5.2 Berücksichtigung der zylindrischen Geometrie

Zur Berücksichtigung der zylindrischen Geometrie eines Kabels mit einer Ader bei der Berechnung der Wärmeleitung soll eine einfache Transformation der Variablen genutzt werden, die im Folgenden beschrieben wird. Hierzu dient Bild 34 als Übersicht zu den verwendeten Symbolen.

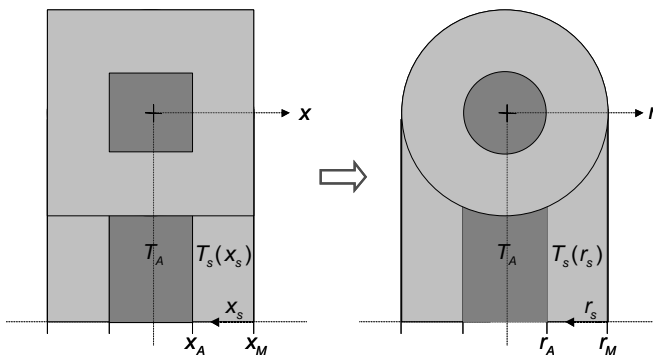


Bild 34 Systemskizze zum CFS-Modell: Berücksichtigung der zylindrischen Geometrie eines Kabels mit einer Ader



Die eindimensionale Wärmeleitung wird immer von der Oberfläche in die Mantelisolierung gerechnet (in Richtung  $x_s$  bzw.  $r_s$ ), so dass der Nullpunkt jeweils an der Oberfläche liegt. An dieser Stelle muss letztendlich zwischen dem globalen Koordinatensystem eines Kabelobjektes und dem lokalen Koordinatensystem der Oberfläche eines Materials für die Berechnung des Wärmetransfers unterschieden werden.

Für den eindimensionalen Fall der Wärmeleitung muss die Fouriersche Differentialgleichung (4) für  $n = 0$  in Richtung  $x_s$

$$\rho \cdot c_p \frac{\partial T_s}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_s} \left( \lambda \cdot \frac{\partial T_s}{\partial x_s} \right) \quad (60)$$

gelöst werden. Für zylindrischen Geometrien dagegen aber die Gleichung (4) für  $n = 1$  in Richtung  $r_s$ :

$$\rho \cdot c_p \frac{\partial T_s}{\partial t} = \frac{1}{r_s} \frac{\partial}{\partial r_s} \left( \lambda \cdot r_s \cdot \frac{\partial T_s}{\partial r_s} \right). \quad (61)$$

Dieses geschieht formal durch die folgende Transformation:

$$\frac{\partial}{\partial x_s} = \frac{1}{r_s} \frac{\partial}{\partial r_s} \quad \text{und} \quad \frac{1}{\partial x_s} = \frac{r_s}{\partial r_s}. \quad (62)$$

In FDS wird die eindimensionale Wärmeleitung in ein Objekt bereits gelöst und auch die zuvor beschriebene Koordinatentransformation zur Berücksichtigung der zylindrischen Struktur eingesetzt. Im Code von CFS\_FDS muss aber der eindimensionale Wärmetransfer in eine Zylinderschale mit  $r_A < r_s < r_M$  gerechnet werden. Deshalb wird die Variable  $r_s$  mit der entsprechenden Verschiebung im Lösungsalgorithmus für den eindimensionalen Wärmetransfer im CFS\_FDS-Modell einbezogen.

### 5.5.3 Vorgaben für die Berechnung der Abbrandrate bei der Zersetzung

Zur numerischen Umsetzung der Gleichung (55) für die Berechnung der Pyrolyserate werden die Angaben zu den Aktivierungsenergien  $E_z$  und zu den vor-exponentiellen Faktoren  $A_z$  für die beiden Phasen der Zersetzung im CFS-Modell benötigt. Diese Werte können experimentell nur sehr schwierig ermittelt werden. Um dieses Problem zu umgehen, werden im FDS-Code die Aktivierungsenergien durch Vorgabe der Zersetzungstemperaturen  $T_z$  und der vor-exponentiellen Faktoren (Standardwert  $6,5 \cdot 10^5$  m/s) bestimmt. Zusätzlich muss eine kritische relative Abbrandrate  $\dot{m}_{crit}^*$  angegeben (Standardwert  $0,02$  kg/(s  $m^2$ )) werden. Das Material pyrolysiert dann mit der kritischen

Abbrandrate, wenn die vorgegebene Zersetzungs- bzw. Entzündungstemperatur erreicht wird. Die Bestimmung der Aktivierungsenergie  $E_{Z1}$  für die erste Zersetzungsphase Z1 lässt sich folgendermaßen schreiben:

$$E_{Z1} = -R \cdot T_{Z1} \cdot \ln \left( \frac{\dot{m}_{krit,Z1}^n}{A_{Z1} \cdot \rho_s} \right) \quad (63)$$

mit

$R$  = universelle Gaskonstante [J/(mol K)],

$\rho_s$  = Dichte des Materials [kg/m<sup>3</sup>].

Für die zweite Zersetzungsphase Z2 des CFS-Modells wird die Aktivierungsenergie  $E_{Z2}$  entsprechend bestimmt:

$$E_{Z2} = -R \cdot T_{Z2} \cdot \ln \left( \frac{\dot{m}_{krit,Z2}^n}{A_{Z2} \cdot \rho_s} \right). \quad (64)$$

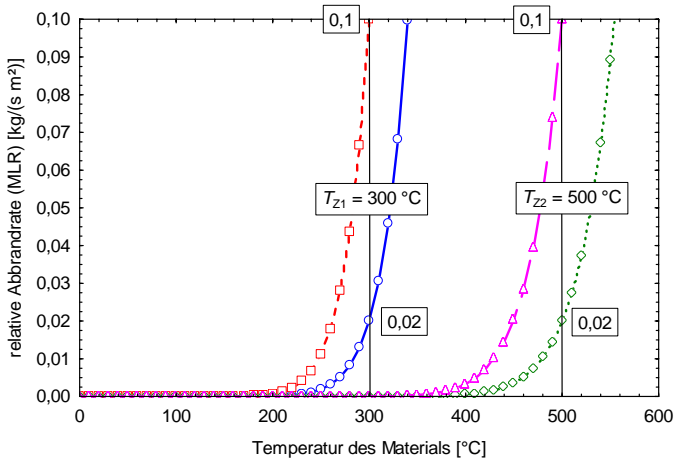


Bild 35 Verlauf der relativen Abbrandrate im Bereich zweier Zersetzungstemperaturen (300 °C und 500 °C) jeweils für zwei unterschiedliche Vorgaben für die kritische Abbrandrate (0,02 bzw. 0,1 kg/(s m<sup>2</sup>))

Bild 35 zeigt den Verlauf der Abbrandrate nach dem Arrhenius-Gesetz für zwei unterschiedliche Zersetzungstemperaturen ( $T_{Z1} = 300$  °C und  $T_{Z2} = 500$  °C). Mit den kritischen relativen Abbrandraten ( $\dot{m}_{krit}^n = 0,02$  bzw.  $0,1$  kg/(s m<sup>2</sup>)) wird über Formel (63) bzw. (64) der vor-exponentielle Faktor so festgelegt wird, dass der Stoff beim Erreichen

der Zersetzungstemperatur mit der vorgegebenen kritischen Abbrandrate zersetzt wird. In den später durchgeführten Simulationen wurde ausschließlich der bereits angegebene Standardwert von  $\dot{m}_{krit}'' = 0,02 \text{ kg/(s m}^2\text{)}$  benutzt.

## 5.6 Verifikation des CFS-Modells

### 5.6.1 Laterale Wärmeleiteffekte

Zur Überprüfung der Algorithmen zur Berücksichtigung von lateralen Wärmeleiteffekten, wurde das implementierte FVM einerseits mit Versuchsdaten und andererseits mit Ergebnissen aus einer Berechnung nach der Finite-Differenzen-Methode (FDM) verglichen, welche in /FLE 91/ beschrieben und dort als FORTRAN-Code aufgelistet ist (Angaben siehe Tabelle 16). Der Berechnungsalgorithmus zur Bestimmung der Lösung der Temperatur für den nächsten Zeitschritt eines Wärmeleitungsproblems basiert auf einem expliziten Forward Time Centered Space (FTCS) Schema.

Tabelle 16 Angaben zur Berechnung der eindimensionalen Wärmeleitung mittels Finite-Differenzen-Methode (FDM) nach /FLE 91/

Diskretisierung der 1dim Wärmeleitungsgleichung Gleichung (4) für $n = 0$ in Richtung $z$ : $T_j^{n+1} = s \cdot T_{j-1}^n + (1 - 2 \cdot s) T_j^n + s \cdot T_{j+1}^n$		
Größe	Angabe	Einheit
Temperaturen $T$ zum Zeitpunkt $n$ und am Ort $j$	$T_j^n$	K
thermische Diffusivität $\lambda / (\rho \cdot c_p)$	$= 1,09 \cdot 10^{-4}$	$\text{m}^2/\text{s}$
Länge $z$	50	cm
Lösungs-Schema: explizites FTCS, $s = \lambda / (\rho \cdot c_p) \cdot \Delta t / \Delta z^2 = 0,5$ diskretes Gitter mit 11 Punkten Vorgabe von Temperaturen an den Rändern (bei $z = 0$ und $z = 50 \text{ cm}$ ) Berücksichtigung von Randbedingungen an der Oberfläche: isoliert Berechnungsart: stationäre Lösung nach 500 Sekunden		

In den Versuchen wurde ein 50 cm langes Kabel aus einer Ader mit einem 1,3 mm dicken PVC-Mantel auf der einen Längsseite mit einem externen Wärmestrom  $\dot{q}_{ext}''$  beaufschlagt, der eine gleichmäßige Oberflächentemperatur  $T_{s,z=0}$  von 564 °C an der Querschnittsfläche des Kabels erzeugt. Damit nur die Schnittfläche des Kabels mit der offenliegenden Ader beaufschlagt wird, wurde das Kabel hierzu bündig in eine nicht-brennbare Feuerschutzplatte mit 30 mm Dicke gesteckt, wie es in Bild 36 gezeigt wird.

Entlang des Kabels wurde an der Oberfläche beginnend alle 10 cm bis einschließlich 50 cm die Temperatur der Ader  $T_A$  gemessen.

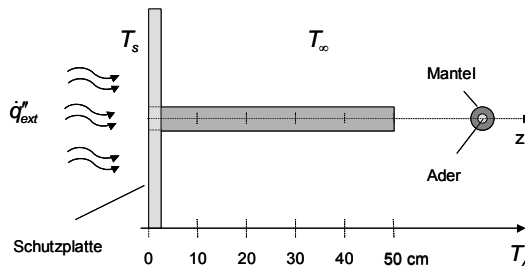


Bild 36 Messung der Adertemperatur zur Untersuchung des lateralen Wärmetransports, Messstellen alle 10 cm von 0 bis 50 cm Tiefe de Leiters

In Bild 37 wird der zeitliche Verlauf der Temperatur der Ader für die verschiedenen Messpunkte (bis 50 cm) für das in FDS implementierte laterale Wärmeleitungsmodell (des CFS-Modells) auf Grundlage der FVM (Linien) und zum Vergleich für eine FDM (Punkte) gezeigt. In beiden Ansätzen wird die reine (eindimensionale) laterale Wärmeleitung gerechnet, die Ränder (Oberfläche) des Leiters werden als thermisch isoliert betrachtet. Es findet also noch kein Vergleich mit dem Experiment statt. Beide Verfahren zeigen eine gute Übereinstimmung. Die Temperaturen in den fünf Tiefen der Ader liegen im Falle der FDM etwas oberhalb der Ergebnisse der FVM. An der Oberfläche ( $z = 0$  m) werden die Temperaturen entsprechend der Vorgabe nach kurzer Zeit eingehalten.

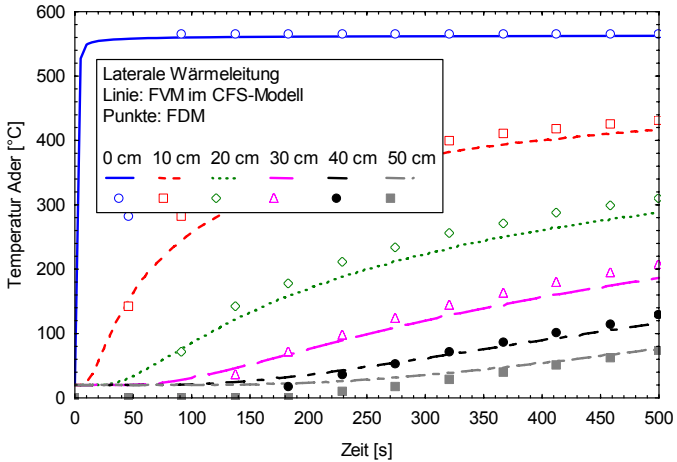


Bild 37 Zeitlicher Verlauf der Temperatur der Ader für das in dieser Arbeit in FDS implementierte laterale Wärmetransportmodell auf Grundlage der Finite-Volumen-Methode (FVM, 320 Elemente in z-Richtung) und nach einer Finite-Differenzen-Methode (FDM), Randbedingung: Stirnseite 564 °C

Da in dem o. g. Differenzenverfahren keine transversalen Wärmeleiteffekte berücksichtigt werden, wurde zur Überprüfung der CFS-Routinen ein dreidimensionales thermisches Kabelmodell mit dem FEM-Programm ANSYS /ANS 03/ entwickelt. Dieses kann auch den Wärmetransfer in das Mantelmaterial berechnen. Bild 38 zeigt das mit ANSYS erzeugte radialsymmetrische, quaderförmige Netz des Mantels und der Ader.

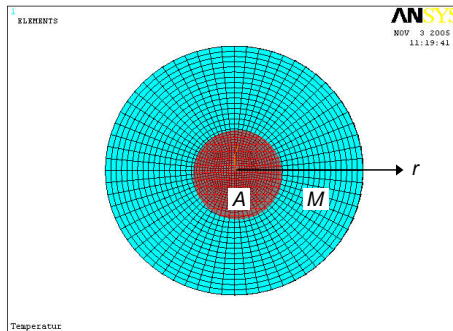


Bild 38 ANSYS-Modell für ein Kabel zur Validierung der lateralen Wärmeleitung des CFS-Modells in der FDS-Umgebung, A: Ader, M: Mantel

Im ANSYS-Modell wurde mit den in Tabelle 17 aufgeführten Angaben zum Kabel gearbeitet. Die thermische Leitfähigkeit der Ader wurde hierbei temperaturabhängig nach Gleichung (6) gerechnet.

Tabelle 17 Angaben zu Untersuchungen mit ANSYS

Größe	Symbol	Mantel ( $M$ )	Ader ( $A$ )	Einheit
thermische Leitfähigkeit	$\lambda$	0,092	$= 346,5 \cdot (1 - 1,5 \cdot 10^{-4} \cdot T)$	W/(m K)
Dichte	$\rho$	1500	8300	kg/m <sup>3</sup>
spezifische Wärme	$c_p$	1040	419	J/(kg K)
Radius	$r_M, r_A$	4,2	2,9	mm

Länge: 50 cm  
 Gitteranzahl: 31025  
 Gitterstruktur: Quader  
 Dicke des Mantelmaterials beträgt  $d_M = r_M - r_A = 4,2 - 2,9 = 1,3$  mm  
 Berücksichtigung von Randbedingungen an der Oberfläche: Konvektion  
 Umgebungstemperatur: 20 °C  
 Berechnungsart: stationäre Lösung  
 Benutzte Elemente: solid 69 und solid 70

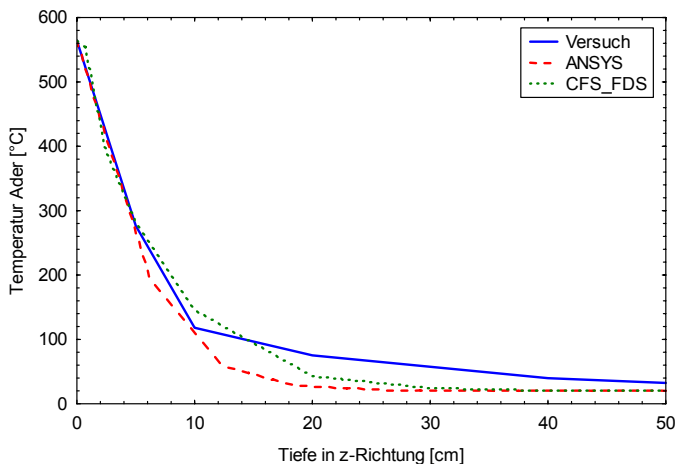


Bild 39 Ergebnisse zum Verlauf der Temperatur auf der Ader: Versuch mit einem Kabel mit 1,3 mm dicker PVC-Mantelisolierung, FEM-Modell ANSYS und CFS\_FDS (FVM, 320 Elemente in z-Richtung) für Tiefen bis 50 cm, Randbedingung: Stirnseite 564 °C

Bild 39 stellt das Ergebnis der Oberflächentemperaturen und an den 5 Messstellen in der Ader dar, welches im Experiment gemessen und mit ANSYS und dem Modell CFS\_FDS berechnet wurde. Bis ca. 10 cm Eindringtiefe kann die Temperatur mit beiden Modellen nahezu exakt vorausberechnet werden. Im Bereich bis 15 cm liegt CFS\_FDS noch dicht bei den gemessenen Temperaturen, während ANSYS schon deutlich abweicht. Ab einer Tiefe von 15 cm werden die Temperaturen mit beiden Modellen zu niedrig berechnet. Hier spielt sicherlich eine Rolle, dass in der Simulation „nur“ bis 500 Sekunden gerechnet wurde. Da stationäre Bedingungen noch nicht vollständig erreicht wurden, können die Temperaturen danach noch leicht ansteigen.

In einem weiteren Schritt wurde für das Modell CFS\_FDS der Einfluss der gewählten Gitterauflösung und der Leitfähigkeit der Ader auf die berechnete Adertemperatur untersucht. In Bild 40 werden die zeitliche Verläufe der Adertemperatur in 10 cm Tiefe aus Simulationen mit CFS\_FDS mit vier Gitterauflösungen der z-Richtung zwischen 0,25 cm und 2,0 cm verglichen. Während die Verkleinerung der Elementabmessungen von 1,0 cm auf 0,25 cm nur geringe Unterschiede ergibt, sind die Temperaturen bei 2,0 cm Gitterabstand etwas zu niedrig. Die Auflösung des x, y-Gitters wurde für diese Untersuchung nicht geändert und lag bei 2,0 cm.

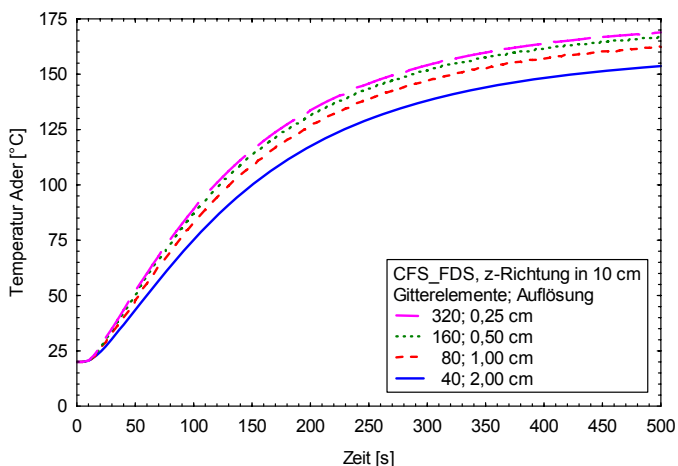


Bild 40 Verlauf der Temperatur der Ader in CFS\_FDS für verschiedene Gitterauflösungen in 10 cm Tiefe, Randbedingung: Stirnseite 564 °C

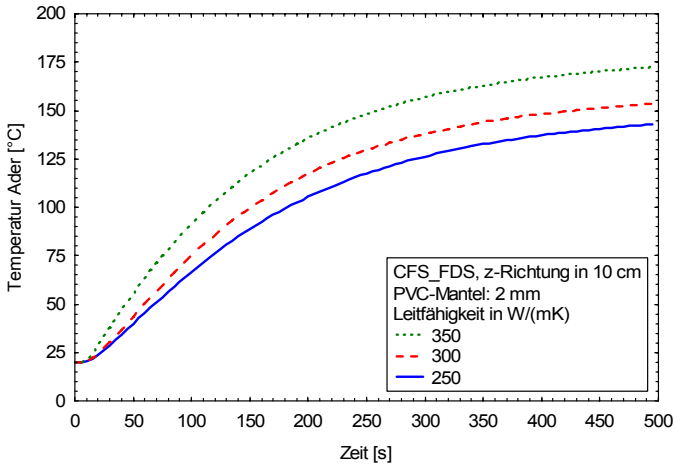


Bild 41 Verlauf der Temperatur der Ader in CFS\_FDS für verschiedene Leitfähigkeiten für Kupfer in 10 cm Tiefe, Randbedingung: Stirnseite 564 °C

In Bild 41 ist der Verlauf der Adertemperatur in 10 cm nach Simulation mit CFS\_FDS für drei verschiedene konstante Leitfähigkeiten des Kupfermaterials gezeigt. Naturgemäß ergeben sich höhere Temperaturen bei höheren Leitfähigkeiten, wobei eine Differenz von 100 W/(m K) in diesem Beispiel etwa 30 °C Unterschied auf der Ader ausmacht.

### 5.6.2 Randbedingungen eindimensionaler Wärmetransfer: Wärmequellen

Eine wesentliche Einschränkung bei der Berechnung des eindimensionalen Wärmetransfers in einem Stoff mit FDS besteht jedoch darin, dass bisher keine bestimmte Temperatur als Randbedingung auf der Rückseite Stoffes gewählt werden kann. Im CFS-Modell wurde daher die Möglichkeit geschaffen eine Temperatur als (hintere) Randbedingung eines Materials vorzugeben.

Da im CFS-Modell in der Umgebung von FDS ebenfalls die Angabe einer inneren Wärmequelle (siehe Kapitel 5.3) vorgesehen ist, können strombedingte Temperaturerhöhungen direkt berechnet werden. Die Bestimmung einer Adertemperatur für einen gegebenen Strom mit einfachen Methoden wurde in Kapitel 2.3.5 hergeleitet. Die dort angegebenen Werte liefern einen theoretischen Anhaltspunkt für strombedingte Temperaturerhöhungen.



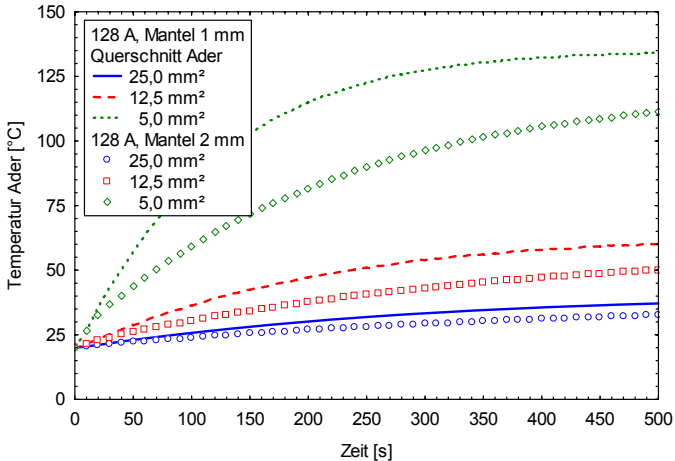


Bild 42 Verlauf der Temperatur der Ader in einem Kabel simuliert mit CFS\_FDS bei Vorgabe einer inneren Wärmequelle in Abhängigkeit von der Querschnittsfläche der Ader bei Manteldicken von 1 mm und 2 mm

Bild 42 zeigt den Verlauf der Temperatur der Ader mit der im CFS-Modell vorgesehene Wärmequelle entsprechend einer Stromstärke von 128 Ampere für drei verschiedene Aderquerschnitte und Manteldicken von 1 mm und 2 mm. Die Berechnung der Wärmequelle  $\dot{Q}_s$  erfolgt nach Gleichung (8), wobei die Angabe der Wärmequelle in der Eingabedatei von CFS\_FDS auf einen Meter bezogen wird [W/m]. Das Ergebnis dieser numerischen Betrachtung kann zu zwei Aussagen zusammengefasst werden:

1. Erwartungsgemäß werden bei gleichbleibender Stromstärke in kleineren Aderquerschnitten höhere Temperaturen auf der Ader berechnet.
2. Auf dem ersten Blick widersprüchlich erscheint das Ergebnis, dass bei 2 mm Manteldicke die berechneten Temperaturen auf der Ader niedriger berechnet werden als bei 1 mm Manteldicke.

Ein Studium der Literatur (z. B. /POL 05/) bestätigt jedoch, dass dieser Effekt bis zu einem gewissen Mantelradius zu erwarten ist, da durch die vergrößerte Manteloberfläche eine größere Energiemenge abgestrahlt werden kann als bei kleineren Radien. Dieser Effekt ist insofern interessant, als dass selbst die Abstrahlung von einem „nackten“ Leiter mitunter geringer ist als von demselben Leiter mit einer zu „dünnen“ Isolationschicht. Erst wenn die Isolationschicht eine gewisse Dicke (bzw. den kritischen Radius) erreicht,

wird sich der Wärmestrom innerhalb der Isolierung verringern und in Folge dessen insgesamt weniger Energie über die Oberfläche abgegeben.

Die Untersuchung wurde mit einer weiteren Betrachtung fortgeführt, wobei ein fiktiver Kontaktwiderstand  $R_c$  zwischen Ader und Mantel einbezogen wurde. Dieser Kontaktwiderstand berücksichtigt die Tatsache, dass nur im Idealfall von einem 100 % Kontakt zwischen diesen beiden Flächen ausgegangen werden kann. Hinzu kommen Verformungs- und Ablösungseffekte während der Erwärmung, die über die Möglichkeiten des hier beschriebenen Modells hinaus gehen.

Bild 43 zeigt den Verlauf der berechneten Temperatur der Ader und der Manteloberfläche bei 25 mm<sup>2</sup> Aderquerschnitt und einem Mantel mit 1 mm Dicke bei einer Stromstärke von 128 A für den Fall mit einem Kontaktwiderstand (entsprechend einem Luftspalt von 0,1 mm) und für den Fall ohne Kontaktwiderstand. Es ergeben sich unter Ansatz des Kontaktwiderstandes deutlich höhere Temperaturen auf der Ader, die zeitlich verzögert auch zu einer stärkeren Erwärmung der Manteloberfläche führen, als ohne Ansatz eines Kontaktwiderstandes.

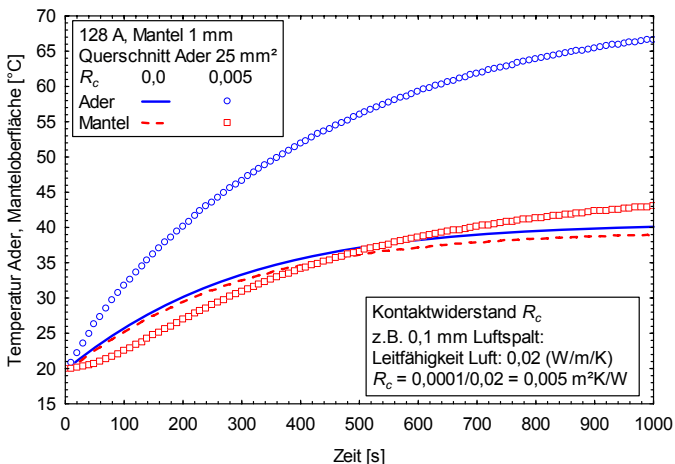


Bild 43 Verlauf der Temperatur der Ader und der Manteloberfläche eines Kabels simuliert mit CFS\_FDS mit innerer Wärmequelle ohne ( $R_c = 0$ ) und mit einem Kontaktwiderstand ( $R_c = 0,005 \text{ m}^2\text{K/W}$ ) zwischen Ader und Mantel

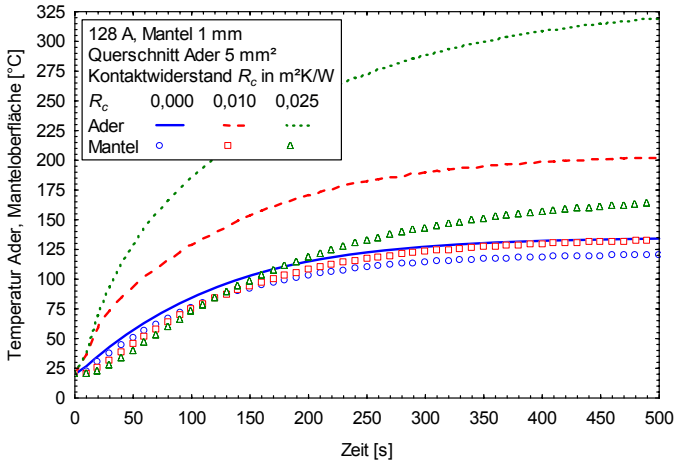


Bild 44 Verlauf der Temperatur der Ader und der Manteloberfläche eines Kabels simuliert mit CFS\_FDS mit innerer Wärmequelle und drei verschiedenen Kontaktwiderständen  $R_c$  zwischen Ader und Mantel

In Bild 44 wird ein weiteres Ergebnis unter Berücksichtigung unterschiedlicher Kontaktwiderstände dargestellt. Entgegen der Darstellung in Bild 43 wird nun ein Aderquerschnitt von  $5 \text{ mm}^2$  betrachtet. Bereits bei einem Kontaktwiderstand  $R_c$  von  $0,1 \text{ m}^2\text{K/W}$  ergibt sich nach 500 Sekunden eine berechnete Adertemperatur von etwa  $200 \text{ °C}$  und bei  $R_c = 0,025 \text{ m}^2\text{K/W}$  von über  $300 \text{ °C}$ . Im letzteren Fall werden zu dieser Zeit im CFS-Modell Manteltemperaturen von über  $175 \text{ °C}$  berechnet, die Temperaturen sind allerdings noch nicht stationär sondern steigen noch etwas an.

### 5.6.3 Unverbrannte Brennstoffanteile

Um die Funktionsweise des eigenen Kabelmodells in einer vertiefenden Untersuchung zu prüfen, wurde zunächst das einfache Szenario HEAT gewählt. Ein quaderförmiger Raum (Bild 45) mit einer Kantenlänge von  $0,5 \text{ m}$  besitzt bei  $-x$  eine mit der konstanten Temperatur von  $300 \text{ °C}$  strahlende Fläche. Im Zentrum des Quaders ist ein Kabel mit  $0,1 \text{ m}$  breiten Seitenflächen und einer Manteldicke von  $5 \text{ mm}$  parallel zur  $z$ -Richtung angeordnet. Im Mittelpunkt der ersten Simulationen stand die Untersuchung der Temperaturentwicklung, des Abbrandes (ML) und der relativen Abbrandrate (MLR) der Oberfläche des Mantelmaterials, die für verschiedene Orientierungen des Kabels im Zentrum des Würfels berechnet wurden. Zusätzlich wurden Temperaturen im Bereich der Oberfläche des Kabels in der Gasphase analysiert (kleine Markierungen in Bild 45), aber nicht weiter ausgewertet.

Die im Szenario HEAT maximal für die Pyrolyse zur Verfügung stehende Masse lässt sich mit Hilfe des Volumens (der Isolierung) und der Dichte des Materials wie folgt berechnen:

$$\text{Volumen (Seitenanzahl} \cdot \text{Höhe} \cdot \text{Breite} \cdot \text{Dicke): } 4 \cdot 0,5 \text{ m} \cdot 0,1 \text{ m} \cdot 0,005 \text{ m} = 0,001 \text{ m}^3$$

$$\text{Masse (Volumen} \cdot \text{Dichte): } 0,001 \text{ m}^3 \cdot 1380 \text{ kg/m}^3 = 1,38 \text{ kg.}$$

Es stehen somit 1,38 kg brennbare Masse zur Verfügung. In Tabelle 18 sind alle Modellläufe, für das Szenario HEAT aufgeführt. In den Läufen HEAT 1 - HEAT 3 wurden jeweils zwei Kalkulationen hinsichtlich bestimmter Fragestellungen miteinander verglichen. In allen Fällen wurden die gleichen Annahmen für die wesentlichen thermophysikalischen Werte in FDS und den entsprechenden Erweiterungen des CFS-Modells gemacht, sofern nicht im CFS-Modell nicht zusätzliche Angaben nötig waren. Wie bereits am Anfang des Kapitels angedeutet, soll im weiteren die Kurzbezeichnung CFS-Modell für die Beschreibung des CFS-Modells in der Umgebung von FDS (CFS\_FDS) benutzt werden (siehe auch Fußnote 2 auf Seite 78).

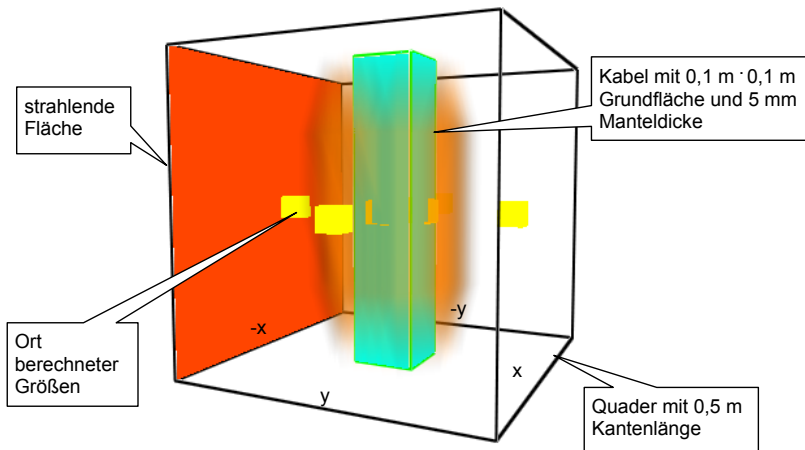


Bild 45 Szenario HEAT: Untersuchung der Funktionsweise des CFS-Modells, Visualisierung mit SMOKEVIEW /FOR 06/

Um das in FDS vorhandene thermoplastische Pyrolysemodell mit den im CFS-Modell gemachten Erweiterungen überprüfen zu können, wurde zuerst ein „reiner“ Lauf mit der in FDS vorgesehenen Randbedingung der thermischen Isolierung (Insulated Backing) für

die Rückseite eines Materials gemacht. Für diesen Lauf (HEAT 1) wurde einmal der Fall eines Stabes<sup>3</sup> und einmal der Fall des Zylinders mit FDS gerechnet (HEAT 1).

In einem weiteren Lauf (HEAT 2) wurde die Rechnung mit FDS (zylindrisch) mit dem CFS-Modell ohne zweite Zersetzungsphase verglichen. In einem abschließenden Lauf (HEAT 3) wurde das CFS-Modell ohne und mit zweiter Zersetzungsphase verglichen. Für die Rechnung mit der zweiten Zersetzungsphase in Lauf HEAT 3 wurden die in Tabelle 18 aufgeführten Angaben zu den Temperaturen und den Zersetzungsraten gemacht.

Tabelle 18 Untersuchungen im HEAT-Szenario mit FDS und CFS Implementierung

Lauf	Untersuchung / Rechnung	Parameter	Bezeichnung
300 °C strahlende Fläche bei -x PVC-Mantel 5 mm, Verbrennungswärme 17,79 MJ/kg, Vergasungswärme 1,5 MJ/kg Entzündungstemperatur 100 °C			
HEAT 1	FDS IB: Zylinder FDS IB: Stab	Radius = 5 mm Dicke = 5 mm	FDS Zylinder FDS Stab
HEAT 2	FDS IB CFS Lateral Heat	ohne Zersetzung	FDS CFS
HEAT 3	CFS Lateral Heat CFS Lateral Heat	ohne Zersetzung mit Zersetzung (DG)	CFS CFS_DG
Rechnungen für HEAT 2 und HEAT 3 als zylindrisch durchgeführt IB: Insulated Backing, hintere Randbedingung für 1dim Wärmetransferrechnung in FDS, entspricht einem adiabatischen Abschluss, d. h. keine Wärme geht an der Rückseite des Materials verloren. CFS-Modell: Es wird eine Ader mit einem Radius von 1 mm angenommen DG -> Berücksichtigung einer zweiten Zersetzungsphase: Phase 1: Temperatur $T_{z1} = 100$ °C, Zersetzungsrate $r_{z1} = 0,4$ Phase 2: Temperatur $T_{z2} = 200$ °C, Zersetzungsrate $r_{z2} = 0,8$			

Die Ergebnisse der Vergleiche aus dem Lauf HEAT 1 werden im Bild 46 bis Bild 48, die für den Lauf HEAT 2 im Bild 49 bis Bild 51 und für den Lauf HEAT 3 im Bild 52 bis Bild 54 dargestellt. Es werden jeweils die Verläufe der Abbrandrate und der Temperatur an der Oberfläche einer Zelle in Richtung der drei Orientierungen -x, -y und x (siehe Bild 45) an der Mitte des Kabels in der Anfangsphase (bis 500 Sekunden) gezeigt. Im weiteren wird der Verlauf des Abbrandes (ML) und die Abbrandrate (MLR) des

<sup>3</sup> Der Begriff Stab wird im Zusammenhang mit der räumlichen Behandlung des Kabels benutzt. In FDS wird jeder Seite eines Stabes eine Dicke zugeordnet. Im Sinne des 1dim Wärmetransfers, erfolgt die Berechnung daher für jede Seite in eine ebene Schicht bzw. Platte mit der angegebenen Dicke. Die Rückseite dieser Platte wird als thermisch isoliert angenommen.

(gesamten) Kabelmaterials für die zwei Vergleichsfälle je Lauf (über 1500 Sekunden) gezeigt. Die Ergebnisse sollen im Folgenden kurz zusammengefasst werden. Für den Lauf HEAT 1 lässt sich gut erkennen, dass im Falle der Berücksichtigung der zylindrischen Struktur des Kabels die relativen Abbrandraten (Bild 46) und die Oberflächentemperaturen (Bild 47) schneller ansteigen als im Falle des Stabes. Dieser Unterschied äußert sich in einem schnelleren Abbrand (Massenverlust) des Kabels (Bild 48) im zylindrischen Fall. Obwohl dieses Ergebnis hier nicht direkt mit experimentellen Daten überprüft werden kann, entspricht es qualitativ der Erwartung und den Erkenntnissen des eindimensionalen Erwärmungsverhaltens einer Platte und eines Zylinders. Hierzu sei auf /BAE 94/ oder auf den VDI-Wärmeatlas /VDI 02/ verwiesen. Die Temperaturen verlaufen in der Phase, in der Pyrolyse stattfinden kann, im Bereich der gegebenen Entzündungstemperatur von 100 °C.

Die Berücksichtigung einer Kabelader im CFS-Modell hat zur Folge (Lauf HEAT 2), dass die Temperaturen an der Oberfläche im Vergleich mit den Ergebnissen des FDS-Modells (Bild 50) etwas später ansteigen. Die Kabelader wirkt hier als Wärmesenke. Entsprechend steigt auch die Abbrandrate an der Oberfläche (Bild 49) leicht verzögert an, der Abbrand (ML) des Kabels läuft dem Abbrand im Falle des FDS-Modells nach (Bild 51). Das Szenario HEAT lässt keine Aussagen zum Einfluss lateraler Wärmeleitung zu, da das Kabel über die gesamte Höhe gleichmäßig erwärmt wird und keine Wärme lateral abgeführt werden kann. Wichtig an dieser Stelle ist der Zusammenhang zwischen der Wirkung der hinteren Randbedingung eines Materials für den Fall der Kopplung mit einem „thermisch dünnen“ Material (mit hoher Leitfähigkeit), bzw. für den Fall der Berücksichtigung einer thermischen Isolierung. Im CFS-Modell handelt es sich aber nicht um eine unabhängige Randbedingung der Rückseite. Viel mehr werden über das Element der Ader auch die Wärmeverluste in die Mantelschicht in die Orientierungen berücksichtigt, die der strahlenden Wandseite abgewandt sind ( $y$ ,  $-y$ -Richtung) oder ihr gegenüberliegen ( $x$ -Richtung). In Bild 50 kann man daher erkennen, dass die Oberflächentemperaturen zur abgewandten ( $-y$ -Richtung) später ansteigen. Auf der gegenüberliegenden Seite ( $+x$ -Richtung) tritt eine Verzögerung um fast 60 Sekunden auf bis zu dem Zeitpunkt, an dem das erste Temperaturniveau erreicht wird.

Im Lauf HEAT 3 werden bei der Berücksichtigung einer zweiten Zersetzungsstufe im CFS-Modell verschiedene Effekte im Vergleich zum Fall ohne Zersetzung sichtbar. Bis zum Erreichen der zweiten Zersetzungsstufe, deren Beginn durch die Angabe einer Zersetzungsrate der ersten Phase und einer Zersetzungstemperatur der zweiten Phase

beschrieben wird, verlaufen die relative Abbrandrate (Bild 52) und die Temperatur (Bild 53) der Oberfläche des Materials identisch in den Vergleichsfällen. Werden die Bedingungen für die zweite Stufe erreicht, kann die Temperatur an der Oberfläche des Materials weiter ansteigen, da genügend Energie hierfür zur Verfügung steht. Parallel zu diesem Vorgang sinkt aber die relative Abbrandrate der Oberfläche in Abhängigkeit von der Orientierung, da die Bedingung einer Temperatur von nahezu 200 °C für die Pyrolyse jeweils erst nach einer kurzen Zeit erreicht werden. Im Falle der Orientierung +x wird die zweite Stufe der Zersetzung nicht mehr durchfahren, so dass es hier im Vergleich zum CFS-Modell ohne Zersetzung wesentlich früher zum Abklingen der Pyrolyse kommt. Diese Effekte werden überlagert von der Angabe der Pyrolyserate der zweiten Stufe ( $r_{zz} = 0,8$ ), die dazu führt, dass insgesamt nur maximal 80 % des Materials pyrolysieren können. Am deutlichsten wird das in der Gesamtbilanz des Abbrandes (ML) bzw. in der Abbrandrate (MLR) des Materials, wie man gut in Bild 54 erkennen kann.

Die Möglichkeit, eine Zersetzungsrate  $r < 1$  für ein Material anzugeben, wird für jede Zelle der Oberfläche überprüft und soll den Fall einer unvollständigen Verbrennung beschreiben. Eine unvollständige Verbrennung könnte alternativ durch die Angabe einer geringeren effektiven Verbrennungswärme simuliert werden um insgesamt die gleiche Energie freizusetzen. Das hätte in einem einfachen Zersetzungsmodell schließlich doch die Umsetzung des gesamten Brennstoffes zur Folge, solange die Bedingungen für die Verbrennung ausreichend erfüllt sind (z. B. Brennstofftemperaturen oberhalb der Entzündungstemperatur, ausreichende Sauerstoffkonzentration in der Gasphase). Darüber hinaus wäre aber die zeitliche Entwicklung der Energiefreisetzung nicht dieselbe, da bei Einschränkung der Zersetzungsrate lediglich weniger Brennstoff mit höherer Energie, dagegen bei geringerer Verbrennungswärme mehr Brennstoff mit geringer Energie umgesetzt würde.

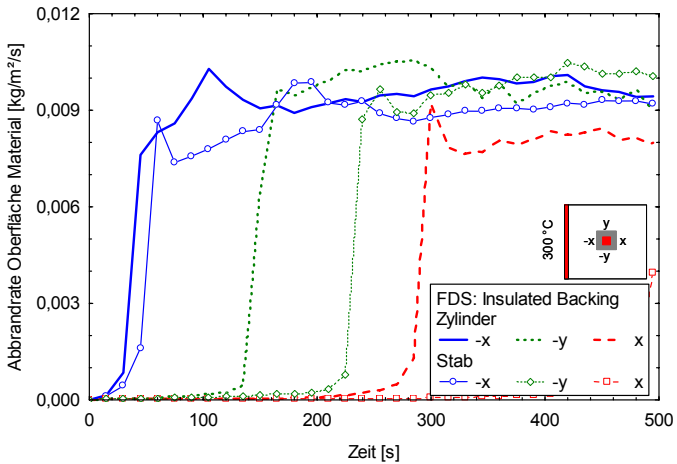


Bild 46 Lauf HEAT 1: Verlauf der relativen Abbrandrate der Oberfläche des Materials einer Aderisolation simuliert mit FDS für einen Zylinder bzw. einen Stab für verschiedene Orientierungen

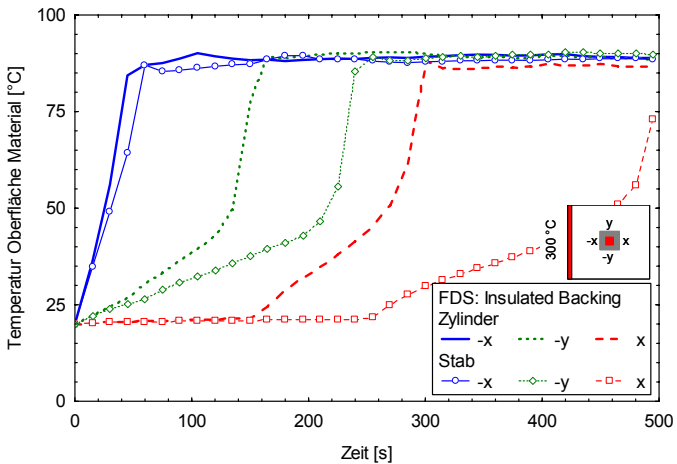


Bild 47 Lauf HEAT 1: Verlauf der Temperatur der Oberfläche einer Aderisolation simuliert mit FDS für einen Zylinder bzw. einen Stab für verschiedene Orientierungen



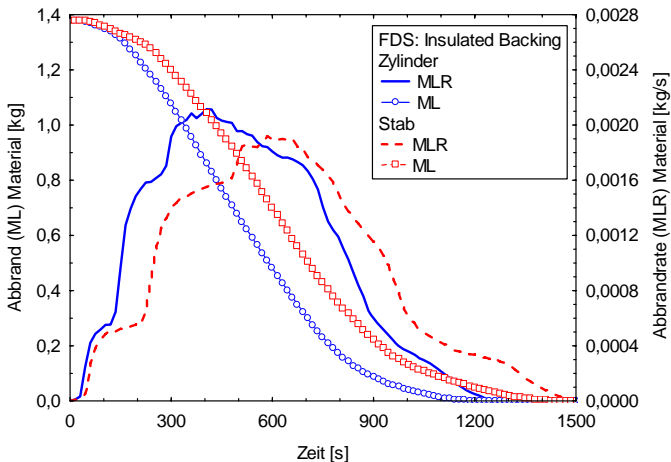


Bild 48 Lauf HEAT 1: Verlauf des Abbrandes (ML) und der Abbrandrate (MLR) einer Aderisolierung simuliert mit FDS für einen Zylinder bzw. einen Stab

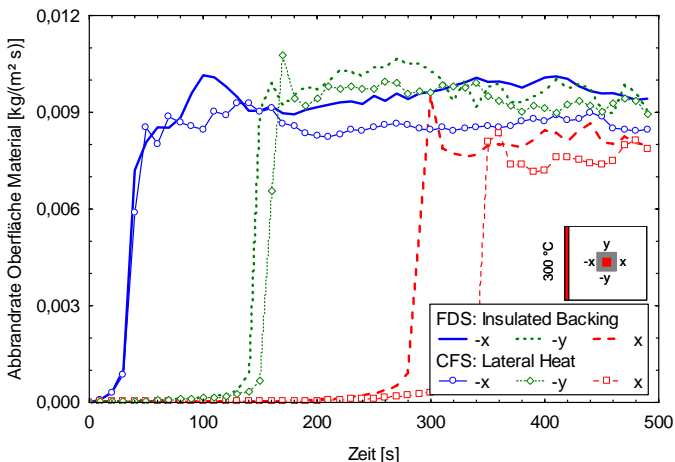


Bild 49 Lauf HEAT 2: Verlauf der relativen Abbrandrate einer Aderisolierung simuliert mit FDS und mit dem CFS-Modell „Lateral Heat“ für verschiedene Orientierungen

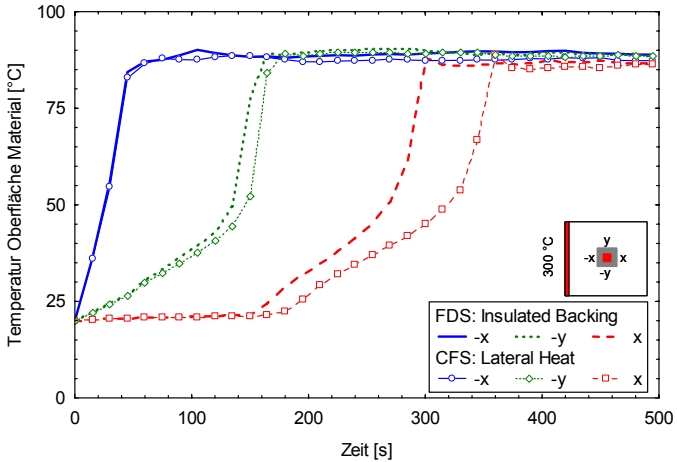


Bild 50 Lauf HEAT 2: Verlauf der Temperatur der Oberfläche einer Aderisolierung simuliert mit FDS für den Standard „Insulated Backing“ und mit dem CFS-Modell „Lateral Heat“ für verschiedene Orientierungen

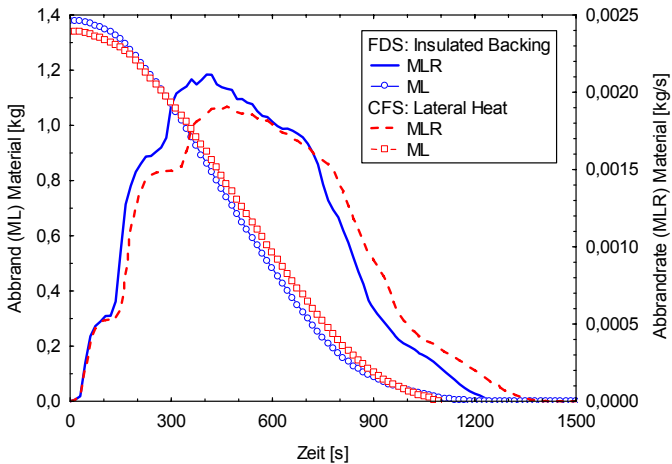


Bild 51 Lauf HEAT 2: Verlauf des Abbrandes (ML) und der Abbrandrate (MLR) einer Aderisolierung simuliert mit FDS für den Standard „Insulated Backing“ und mit dem CFS-Modell „Lateral Heat“

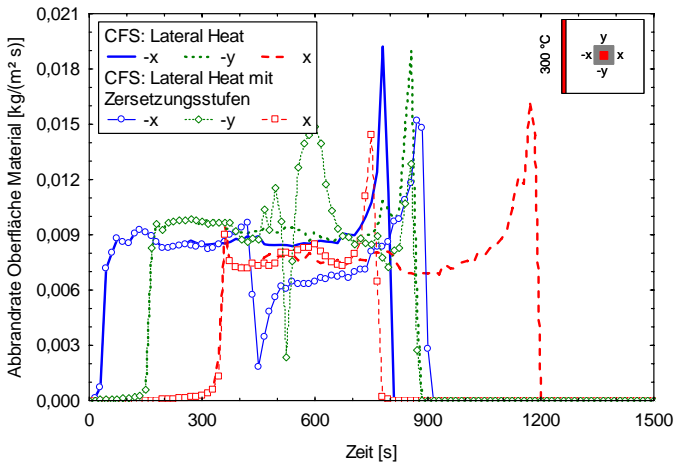


Bild 52 Lauf HEAT 3: Verlauf der relativen Abbrandrate der Oberfläche einer Aderisolierung simuliert mit dem CFS-Modell „Lateral Heat“ und „Lateral Heat mit Zersetzungsstufen“ für verschiedene Orientierungen

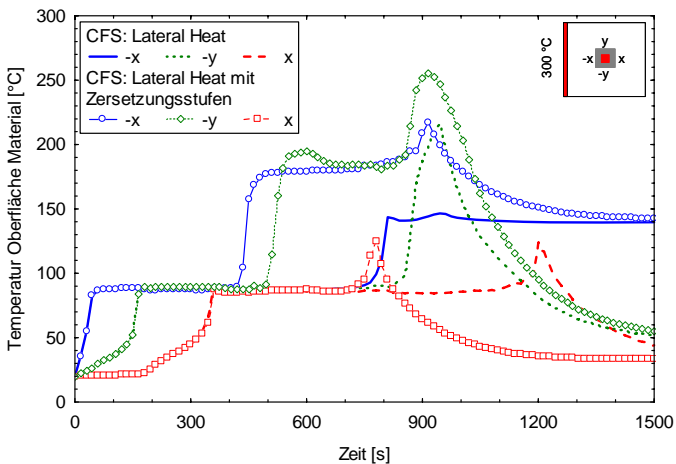


Bild 53 Lauf HEAT 3: Verlauf der Temperatur der Oberfläche einer Aderisolierung simuliert mit dem CFS-Modell „Lateral Heat“ und „Lateral Heat mit Zersetzungsstufen“ für verschiedene Orientierungen

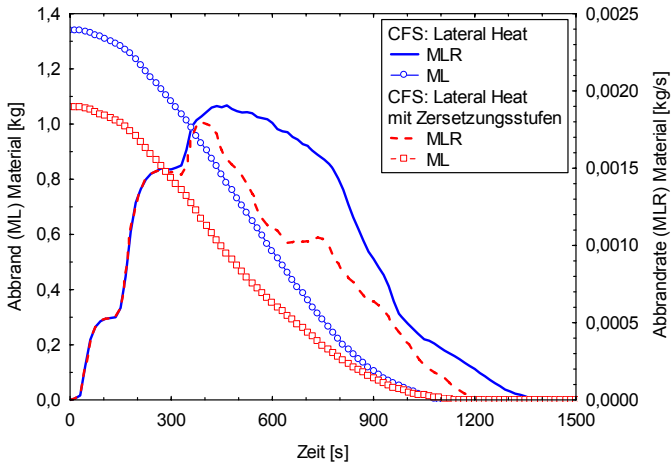


Bild 54 Lauf HEAT 3: Verlauf des Abbrandes (ML) und der Abbrandrate (MLR) einer Aderisolierung simuliert mit dem CFS-Modell „Lateral Heat“ und „Lateral Heat mit Zersetzung“

#### 5.6.4 Brandausbreitung

Im weiteren soll mit dem einfachen Szenario KabHEAT (siehe Bild 55, Visualisierung mit SMKOKVIEW /FOR 06/) Aussagen zur Arbeitsweise des CFS-Modells im Bezug auf die Brandausbreitung gemacht werden. Hierzu sind die in Tabelle 19 im Detail beschriebenen Läufe KabHEAT 1 und KabHEAT 2 mit den jeweiligen Fällen berechnet worden.

In KabHEAT 1 wird das CFS-Modell in drei unterschiedlichen Konfigurationen mit dem thermoplastischen Pyrolysemodell von FDS verglichen. Hierzu wird für die Gasphase eine Gitterfeinheit von 2,5 cm gewählt. In KabHEAT 2 wird der Einfluss einer inneren Wärmequelle auf den Verlauf der relativen Abbrandrate und auf den Verlauf der Brandausbreitungsgeschwindigkeit (BAG) im CFS-Modell untersucht. Die BAG ist hierzu aus dem Verlauf der Oberflächentemperaturen in bestimmten Höhen des Kabels abgeleitet worden. Für diese Studie wird eine Gitterfeinheit von 5,0 cm gewählt, da sonst vergleichsweise lange Rechenzeiten entstanden wären. Die Wärmequelle (bzw. die strombedingte Wärmeverlustleistung  $\dot{Q}_s$ ) wird in den Stufen 10, 20, 40 und 80 W/m variiert. Dies entspricht einem Wechselstrom von 96, 128, 196 bzw. 264 Ampere bei einem Aderquerschnitt von 25 mm<sup>2</sup> /MEI 02/. Die zulässige Strombelastbarkeit für ein

reales Kabel mit drei Adern ist oberhalb 20 W/m bereits überschritten. Die höheren Werte sollen den Fall einer erhöhten Strombelastung z. B. in Folge eines (latenten) Kurzschlusses simulieren.

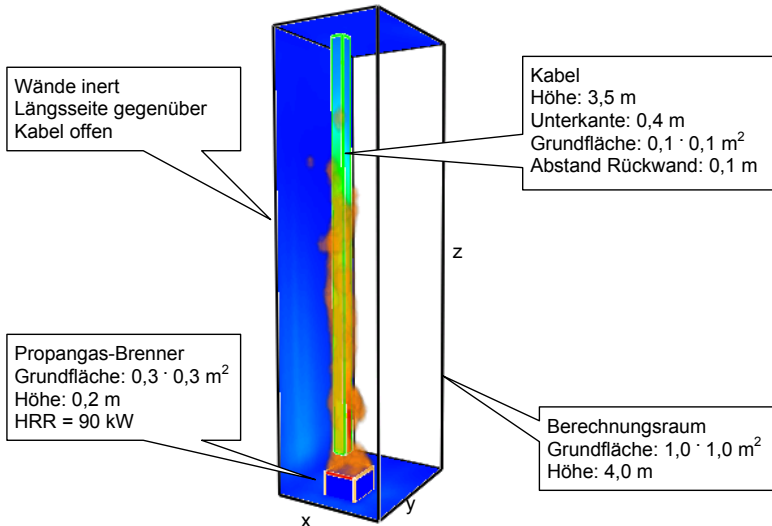


Bild 55 Szenario KabHEAT: Untersuchung der Funktionsweise des CFS-Modells für eine vertikale Anordnung des Kabels, Visualisierung mit SMOKEVIEW

In den Simulationen wurde u. a. die relative Abbrandrate und Temperatur der Oberfläche in 6 Höhen im Abstand von 0,6 m (0,7 - 3,7 m) am Kabel und integrale Größen (Abbrandrate, Abbrand) über der Zeit berechnet. Für den Fall KabHEAT 2 wurde zusätzlich die Brandausbreitungsgeschwindigkeit entlang der Oberfläche abgeleitet. Hierzu wurde eine Grenztemperatur an der Oberfläche mit 260 °C festgelegt, da im Modell mit einer Zersetzungsstufe und einer Entzündungstemperatur von 300 °C gearbeitet wurde. Die Temperaturen steigen dann nur auf Werte um maximal 300 °C an, solange ausreichend Energie für die Pyrolyse des Kabelmaterials zur Verfügung steht. Die Brandausbreitungsgeschwindigkeit [cm/min] von einer Position zur nächsten Position am Kabel ergibt sich aus der Zeitdauer vom Erreichen der Grenztemperatur an der ersten Position bis zum Erreichen der Grenztemperatur an der nächsten Position. Der Abstand zwischen den Positionen ist dabei zu berücksichtigen.

Tabelle 19 Untersuchungen im KabHEAT-Szenario mit FDS und dem CFS-Modell

Lauf	Untersuchung	Parameter	Werte	Fall
Angaben zum Kabelmaterial: PVC-Mantel 2 mm, Verbrennungswärme 17,79 MJ/kg, Vergasungswärme 1,5 MJ/kg Entzündungstemperatur 300 °C				
KabHEAT 1 Studie CFS Feinheit Gitter: 2,5 cm	FDS: Insulated Backing CFS: Lateral Heat verschiedene Konfigurationen	- - mit Q_Source mit CFS-Zersetzung	80 W/m (DG)	FDS CFS CFS_Q80 CFS_DG
KabHEAT 2 Studie Quelle Feinheit Gitter: 5,0 cm	FDS: Insulated Backing CFS: Lateral Heat Einfluss einer inneren Wärmequelle auf die Brandausbreitung	- ohne Q_Source mit Q_Source mit Q_Source mit Q_Source mit Q_Source	- - 10 W/m 20 W/m 40 W/m 80 W/m	FDS CFS CFS_Q10 CFS_Q20 CFS_Q40 CFS_Q80
CFS-Modell: Es wird eine Ader mit einem Radius von 2 mm angenommen Q_Source ( $\dot{Q}_s$ ) angegeben in [W/m] DG -> Berücksichtigung einer zweiten Zersetzungsphase: Phase 1: Temperatur $T_{z1} = 300$ °C, Zersetzungsrate $r_{z1} = 0,4$ Phase 2: Temperatur $T_{z2} = 500$ °C, Zersetzungsrate $r_{z2} = 0,8$				

## 5.6.4.1 KabHEAT 1, Studie CFS

In Bild 56 - Bild 58 werden ausgewählte Ergebnisse aus Lauf KabHEAT 1 gezeigt. Bild 56 zeigt den Verlauf der relativen Abbrandrate der Oberfläche des Materials in 1,3 m (links) und in 3,1 m (rechts) Höhe für die vier Fälle, die in Tabelle 19 aufgelistet sind. Es ergeben sich deutliche Unterschiede bei den berechneten Ergebnissen. Die relative Abbrandrate steigt in 1,3 m Höhe (im Bereich der Stützflamme) im Fall des FDS-Modells etwa 20 Sekunden früher an als bei den drei Varianten des CFS-Modells. In 3,1 m Höhe werden die Unterschiede beim Verlauf der relativen Abbrandrate deutlicher. Der erste Anstieg der relativen Abbrandrate im FDS-Modell wird bereits nach 105 Sekunden berechnet. Jeweils etwa 20 Sekunden später steigt die relative Abbrandrate zuerst in dem CFS-Modell mit innerer Wärmequelle (hier 80 W/m), dann im CFS-Modell ohne innere Wärmequelle (CFS) und zuletzt mit mehrstufiger Zersetzung (CFS\_DG) an. Im Fall CFS\_DG verläuft das Maximum der relativen Abbrandrate unterhalb der anderen Fälle. In 1,3 m Höhe (im Bereich der Stützflamme) steigt in diesem Fall die relative Abbrandrate nach etwa 120 Sekunden noch einmal auf ein zweites Maximum bei 260 Sekunden an.

Bild 57 zeigt den entsprechenden Verlauf der Temperatur der Oberfläche in 1,3 m (links) und in 3,1 m (rechts) Höhe. Im Bezug auf das CFS-Modell kann man erkennen, dass die Temperatur der Oberfläche in 1,3 m Höhe im Bereich der Stützflamme ab 120 Sekunden zu Beginn der zweiten Zersetzungsphase noch einmal deutlich ansteigt (bis auf Werte von über 450 °C). In 3,1 m Höhe sinkt in diesem Fall die Temperatur der Oberfläche im Vergleich zu den anderen Läufen bereits nach 210 Sekunden wieder. Dies ist eine Folge der Randbedingungen der zweiten Phase der Zersetzung. Es steht nicht ausreichend Energie zur Verfügung, um die Pyrolyse und Verbrennung in Gang zu halten, so dass die Flammen nicht bis in die Höhe von 3,1 m wandern können.

Insgesamt reduziert sich hierdurch die Abbrandrate des Materials (Bild 58) und in Folge dessen der gesamte Abbrand im Falle des CFS-Modells mit mehrstufiger Zersetzung im Vergleich zu den anderen gerechneten Fällen.

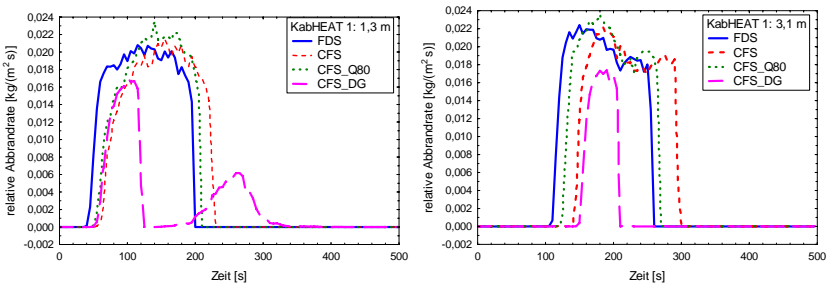


Bild 56 Lauf KabHEAT 1: Verlauf der relativen Abbrandrate der Oberfläche in 1,3 m (links, im Bereich der Stützflamme) und 3,1 m Höhe (rechts)

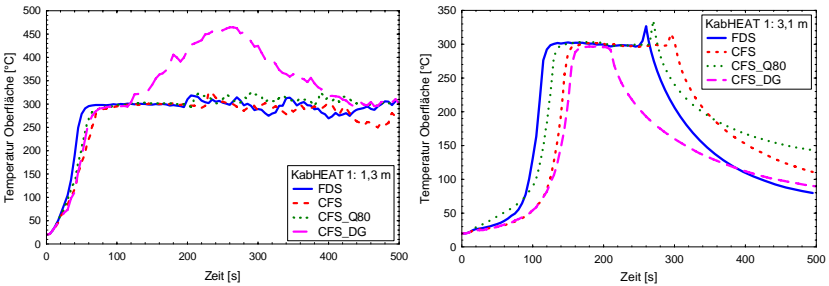


Bild 57 Lauf KabHEAT 1: Verlauf der Temperatur der Oberfläche in 1,3 m (links, im Bereich der Stützflamme) und 3,1 m Höhe (rechts)

Durch ein einstufiges Zersetzungsmodell kann ein Abbrandverhalten nicht beschrieben werden, wie es durch die Randbedingungen im Szenario KabHEAT gegeben ist. Andererseits sind aber auch die Materialeigenschaften, die dem Kabelmaterial für die zweite Zersetzungsphase zugeordnet werden, entscheidend für das Verlöschen der Flammen entlang der Höhe des Kabels. Anders ausgedrückt bedeutet dies, dass bei entsprechenden Materialeigenschaften in der zweiten Zersetzungsphase eine Ausbreitung der Flammen auch in dem hier beschriebenen Szenario denkbar wäre. Dieses könnte z. B. bei einem Material gegeben sein, das in der zweiten Zersetzungsphase eine wesentlich niedrigere Vergasungswärme oder eine wesentliche höhere Verbrennungswärme vorliegt.

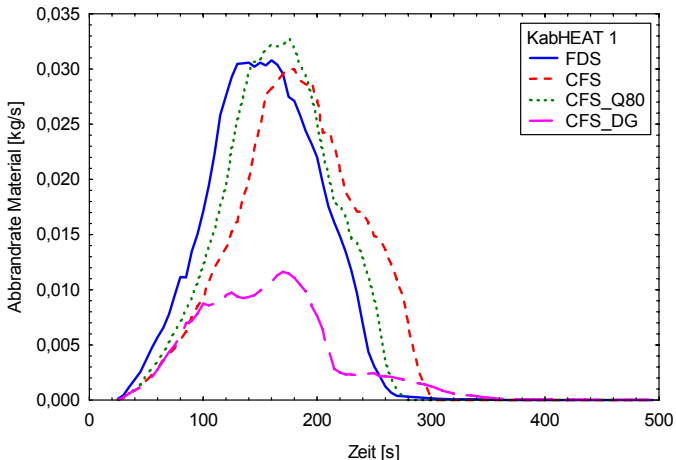


Bild 58 Lauf KabHEAT 1: Verlauf der Abbrandrate des Materials

#### 5.6.4.2 KabHEAT 2, Studie Wärmequelle

In Bild 59 - Bild 62 werden ausgewählte Ergebnisse aus Lauf KabHEAT 2 gezeigt. Bild 59 zeigt den Verlauf der relativen Abbrandrate über der Zeit, der mit dem CFS-Modell bei der Vorgabe von inneren Wärmequellen (0 bis 80 W/m) berechnet wurde. Innerhalb der hier gewählten Randbedingungen ergibt sich im Falle einer inneren Wärmequelle mit 80 W/m (CFS\_Q80) bereits ein erster Anstieg der relativen Abbrandrate etwa 120 Sekunden früher als im Fall ohne innere Wärmequelle (CFS).



In Bild 60 wird der Verlauf der relativen Abbrandrate für den Fall (CFS\_Q80) über 6 Höhen (0,7 m bis 3,7 m) entlang des Kabels gezeigt. Es ergibt sich ein relativ gleichmäßiger, über der Höhe zeitversetzter Verlauf mit einem Maximum der relativen Abbrandrate bei etwa 0,012 kg/m<sup>2</sup>s. Am höchsten Berechnungspunkt in 3,7 m Höhe kann die relative Abbrandrate deutlicher als in den anderen Höhen ansteigen. Hier ergeben sich Effekte aufgrund der in dieser Höhe vorhandenen Heißgasschicht.

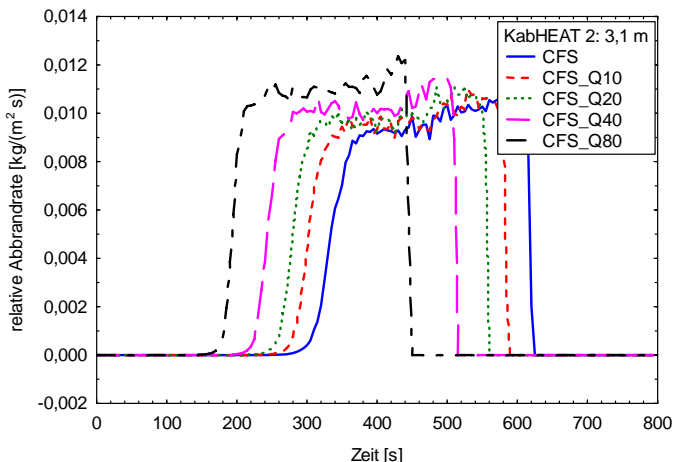


Bild 59 Lauf KabHEAT 2: Verlauf der relativen Abbrandrate in 3,1 m Höhe für verschiedene innere Wärmequellen zwischen 0 und 80 W/m

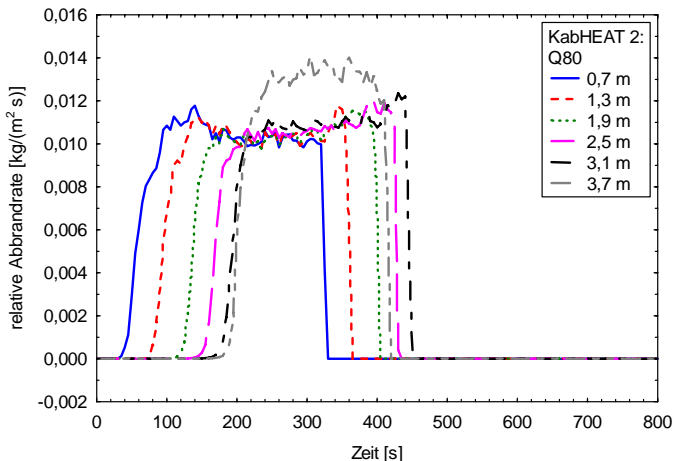


Bild 60 Lauf KabHEAT 2: Verlauf der relativen Abbrandrate mit einer inneren Wärmequelle mit 80 W/m (Q80) in mehreren Höhen eines Kabels

Insgesamt ergeben sich die Verläufe der Abbrandrate des Materials für die einzelnen Fälle im Lauf KabHEAT 2 die in Bild 61 dargestellt sind. Die maximale Abbrandrate des Materials erhöht sich proportional zur Stärke der inneren Wärmequelle und dieses Maximum wird entsprechend früher durchlaufen.

In Bild 62 ist die Brandausbreitungsgeschwindigkeit (BAG) entlang der Positionen 1 - 5 dargestellt, die für die einzelnen Fälle im Lauf KabHEAT 2 abgeleitet wurde. Die BAG steigt mit der Höhe und der Stärke der inneren Wärmequelle an. Maximal ergeben sich für das Vergleichsniveau Position 4 nach 5 Brandausbreitungsgeschwindigkeiten zwischen 60 cm/min (Fall CFS mit  $\dot{Q}_s = 0 \text{ W/m}$ ) und 145 cm/min (Fall CFS\_Q80 mit  $\dot{Q}_s = 80 \text{ W/m}$ ). Im Bereich der Stützflamme (von Position 1 nach 2) kann es im Zusammenhang mit einer starken inneren Wärmequelle ebenfalls zu einem deutlichen Anstieg der BAG kommen. In Fall CFS\_Q80 wurde eine BAG von mehr als 100 cm/min berechnet.

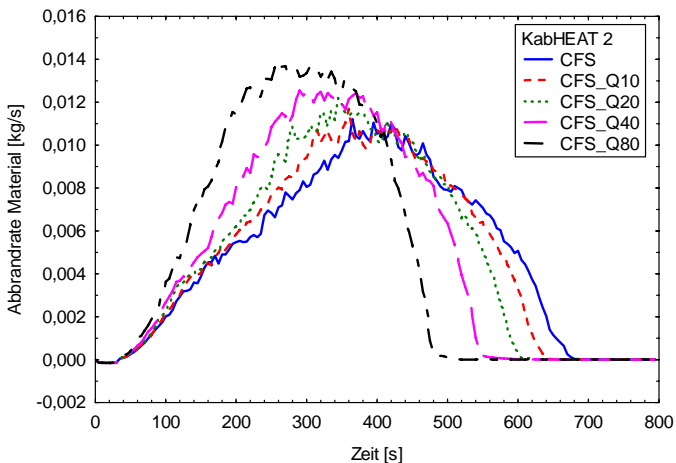


Bild 61 Lauf KabHEAT 2: Verläufe der Abbrandrate des Materials für verschiedene innere Wärmequellen zwischen 0 und 80 W/m

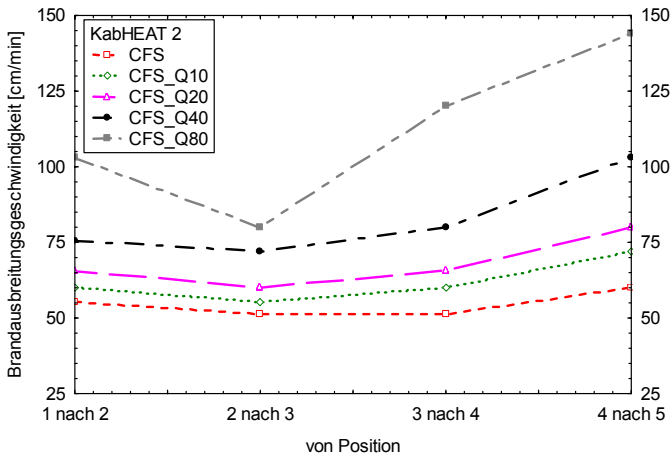


Bild 62 Lauf KabHEAT 2: Brandausbreitungsgeschwindigkeiten über Positionen (Messpunkte) für verschiedene innere Wärmequellen zwischen 0 und 80 W/m

## 5.7 Zusammenfassung Kapitel 5

Es wurde das innerhalb dieser Arbeit entwickelte Brandausbreitungsmodell für Kabel (CFS-Modell) vorgestellt. Das Modell basiert auf dem thermoplastischen Pyrolysemodell des frei erhältlichen CFD-Brandsimulationsprogramms FDS. Die Pyrolysereaktionen werden als endlich angenommen und mit einer Arrhenius-Beziehung 1. Ordnung modelliert. Im CFS-Modell wurden zwei grundlegende Erweiterungen vorgenommen mit dem Ziel einen Kabelbrand besser vorausberechnen zu können, als es derzeit möglich ist. Dabei wurde zunächst von einem Kabel mit einfachen Aufbau aus einer Ader und Isolierung ausgegangen.

Im ersten Schritt wurde die eindimensionale Wärmeleitungsrechnung des FDS-Modells mit einem impliziten FVM-Modell gekoppelt, um mehrdimensionale Effekte zu berücksichtigen. Hierzu zählen insbesondere Wärmeleiteffekte auf der metallischen Ader eines Kabels. Die neu eingeführten Volumenelemente, welche eine Ader beschreiben, verbinden darüber hinaus die bisher unabhängig berechneten Teilseiten eines Materials. Im Modell können zusätzliche Wärmequellen im Bereich der Ader (z. B. durch einen Strom) berücksichtigt werden.

Im nächsten Schritt wurde das bestehende Pyrolysemodell in zwei Phasen untergliedert, so dass eine mehrstufige Zersetzung berechnet werden kann. Diese Möglichkeit trägt dem komplexen Aufbau vieler Kabelmaterialien Rechnung, die sich oftmals in mehreren thermischen Phasen zersetzen.

Zur Überprüfung des lateralen Wärmetransportmodells wurden Ergebnisse eigener Versuche herangezogen. Die Berechnungen wurden außerdem mit Ergebnissen einer Finite-Differenzen-Methode zur Berechnung der eindimensionalen Wärmeleitung und mit ANSYS-Rechnungen (Finite-Elementen-Methode) an einem einfachen dreidimensionalen Modell eines Kabels verglichen. Insgesamt ergaben sich gute Übereinstimmungen der zeitlichen und räumlichen Verlaufs der berechneten und gemessenen Temperaturen in einem einfachen Kabelquerschnitt.

Zur Untersuchung der Arbeitsweise der zweistufigen Zersetzung und unterschiedlicher Features des CFS-Modells wurden zwei einfache Modell-Brandszenarien (HEAT und KabHEAT) definiert und hierzu mehrere Simulationsläufe berechnet. Insbesondere die Auswirkungen der Erweiterungen des eigenen Modells auf die Abbrandrate und die Temperatur der Oberfläche eines Kabels wurden dargestellt.



## 6 VALIDIERUNG DES CFS-MODELLS

### 6.1 Berücksichtigung von komplexen Kabeln in der Simulation

Das CFS-Modell wurde zunächst für ein einzelnes Kabel mit Ader und Mantel entwickelt. Da Versuche mit mehreren Kabeln und Adern (komplexe Kabel) zur Verfügung standen, wurde eine erste Validierung des Modells anhand von Szenarien mit mehreren Kabeln durchgeführt. In den nächsten Unterkapiteln werden Überlegungen und Ansätze beschrieben, die nötig sind, um einerseits zylindrische Objekte im Modell und andererseits eine mehrphasige Zersetzung komplex aufgebauter Kabelmaterialien zu berücksichtigen. Ein weiteres Kapitel ist der Zusammenstellung thermophysikalischer Eingabedaten gewidmet, die im CFS-Modell zur Simulation benötigt werden.

#### 6.1.1 Geometrische Angaben

Die Eingabe von geometrischen Daten von Kabeln mit mehreren Adern bedarf weiterer Überlegungen. In dem CFD-Modell FDS ist die feste Phase an die Gasphase gekoppelt, d. h. die Übergabe von Informationen findet an der in der Gasphase vorliegenden Feinheit des Gitters statt. Um ein zylindrisches Objekt, welches bei einem Kabel gegeben ist, in einem rechtwinkligen Gitter abzubilden, sind geometrie- und massenbezogene Umrechnungen erforderlich. Die entsprechenden Angaben für diese Transformationen sind in Tabelle 20 zusammengestellt. Dazu gehören der Durchmesser  $D$  des jeweiligen Kabels und das Verhältnis der brennbaren zu den nichtbrennbaren Volumenanteilen  $V$ . Die Seitenbreite  $B$  für die äquivalente Angabe in einem rechtwinkligen Koordinatensystem ergibt sich zu:

$$B = \frac{D}{2} \cdot \sqrt{\pi} . \quad (65)$$

Für komplexe Kabel mit mehreren Adern müssen Annahmen zur Vereinfachung der Angaben für die Manteldicke  $d_M$  und den Aderradius  $r_A$  gemacht werden. Zur Bestimmung der resultierenden Dicke der Isolierung und des Aderradius wird ein Ansatz gewählt, der sich auf das Verhältnis  $V$  der brennbaren und nicht brennbaren Volumenanteile des Kabels bezieht. Dieses Verhältnis wird hier auf die Verhältnisse der Flächenanteile der Querschnitte angesetzt. Für die resultierende Aderradius und den resultierenden Manteldicke ergeben sich die Beziehungen:

$$r_{A,CFS} = \frac{d_M}{2} \cdot \sqrt{\frac{1}{V+1}} \quad (66)$$

und

$$d_{M,CFS} = \frac{D}{2} - r_{A,CFS} \quad (67)$$

Die hieraus resultierenden Angaben für die Dicke des Mantels und den Radius der Ader sind ebenfalls der Tabelle 20 zu entnehmen.

Tabelle 20 Längen- und massenbezogene Daten für Kabelart A-D für die Modellierung von komplexen Kabeln im CFS-Modell

Kabel	Angaben zu Kabeln aus Tabelle 6		abgeleitete Angaben für das CFS-Modell		
Art	Durchmesser	Verhältnis brennbarer und nichtbrennbarer Volumenanteile	ideale Seitenbreite orthogonales Gitter	Dicke Mantelisolierung	Radius Ader
	$D$	$V$	$B$	$d_{M,CFS}$	$r_{A,CFS}$
	[mm]	[-]	[mm]	[mm]	[mm]
A	16,90	6,82	14,98	5,43	3,02
B	27,70	3,97	24,55	7,64	6,21
C	16,00	9,41	14,18	5,52	2,48
D	12,30	7,92	10,90	4,09	2,06

### 6.1.2 Mehrphasige Verbrennung bei komplexen Kabeln

Im CFS-Modell kann im Prinzip die Zersetzung eines Mantelmaterials in zwei Phasen berücksichtigt werden. Die komplexe Zersetzung eines realen Kabels kann damit nur bedingt beschrieben werden. Mantel- und Aderisolierungen in einem realen Kabel können aus verschiedenen Materialien aufgebaut sein. Die unterschiedlichen Eigenschaften der Materialien können eine zeitliche Veränderung des Brandverlaufs zur Folge haben. Im CFS-Modell können mehrere Materialschichten nicht direkt gerechnet werden. Werden bisher die Größen im CFS-Modell auf die mittleren Eigenschaften eines Materials bezogen, können in einem vergleichbaren Schritt auch die globalen Abläufe (phasenabhängig) charakterisiert werden.

Um die Vorgehensweise zu veranschaulichen, werden die zeitliche Verläufe der relativen Abbrandrate (MLR, links) und des Abbrandes (ML, rechts) für Kabel A bei zwei verschiedenen Wärmestromdichten im Cone-Kalorimeter herangezogen (Bild 63). Es ist deutlich zu erkennen, dass der Abbrand in zwei Phasen stattfindet. Diese Phasen sind im Wesentlichen dadurch geprägt, dass zuerst die Mantelisolierung und zeitversetzt die Aderisolierung verbrennt, es werden also zwei Maxima durchlaufen. Die Untersuchung

von Cone-Kalorimeter Daten bei Wärmestromdichten von 40 und 60 kW/m<sup>2</sup> ist insbesondere im Hinblick auf die später untersuchten ICFMP Versuche sinnvoll. Bei den ICFMP Versuchen wurden im Bereich der Oberfläche der Kabel maximale Wärmestromdichten zwischen 40 und 60 kW/m<sup>2</sup> gemessen (siehe Anhang BILD B3).

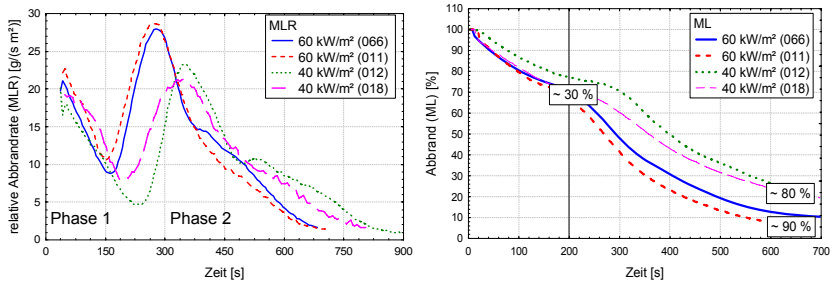


Bild 63 Verlauf der relativen Abbrandrate (MLR) links und des Abbrandes (ML) rechts von Kabel A, für die Wärmestromdichten 40 und 60 kW/m<sup>2</sup> im Cone-Kalorimeter, jeweils zwei Versuche

Die Zersetzungsraten, die diesen Phasen zugeordnet werden können, lassen sich nicht mehr einfach aus TG-Daten ableiten. Eine Möglichkeit die Zersetzungsraten von realen Kabeln zu bestimmen, bildet die Analyse des Abbrandverhaltens bei von Cone-Versuchen. Im hier dargestellten Fall des Kabels A ergeben sich Zersetzungsraten um 0,3 (30 % des Materials sind zersetzt) für die erste Phase der Zersetzung und 0,8 – 0,9 (80 % bzw. 90 % des Materials sind zersetzt) für die zweite Phase der Zersetzung.

Tabelle 21 Erweiterte Auswertung von Cone-Kalorimeter Daten zu Kabelart A und B für die Simulation im CFS-Modell, Angabe von mittleren Daten aus je zwei Versuchen bei 40 und 60 kW/m<sup>2</sup>

Größe	Symbol	Einheit	Phase 1 (Z1)	Phase 2 (Z2)
Kabel A				
			40 / 60 kW/m <sup>2</sup>	40 / 60 kW/m <sup>2</sup>
effektive Verbrennungswärme	$\Delta H_{c,eff}$	MJ/kg	13,0	18,0
maximale relative Abbrandrate	$\dot{m}''_{max}$	g/(s m <sup>2</sup> )	19,2	24,0
Zersetzungsrate	$r$	-	0,3	0,85
Kabel B				
effektive Verbrennungswärme	$\Delta H_{c,eff}$	MJ/kg	17,8	17,8
maximale relative Abbrandrate	$\dot{m}''_{max}$	g/(s m <sup>2</sup> )	13,5	5,3
Zersetzungsrate	$r$	-	0,2	0,7



Um diese Ergebnisse der Cone-Kalorimeter Versuchen zu nutzen, wurden für Kabel A und B auf die Verbrennungscharakteristik bezogene Werte für die relative maximale Abbrandrate, die effektive Verbrennungswärme und für die Zersetzungsraten für zwei Phasen bestimmt (Verläufe siehe Anhang A2) und in Tabelle 21 aufgelistet.

### 6.1.3 Eingabedaten zur Simulation komplexer Kabel

Für Simulationen komplexer Kabel im CFS-Modell werden die Angaben und Herleitungen von Größen aus den letzten Kapiteln benutzt. Die thermophysikalischen Werte, die für die Simulation benötigt werden, sind in Tabelle 22 zusammengestellt. In der letzten Spalte wird auf die Stelle bzw. die Methode in der Arbeit verwiesen, mit der die jeweilige Größe bestimmt wurde. Geometriebezogene Angaben sind der Tabelle 20 zu entnehmen.

Tabelle 22 Thermophysikalische Eingabedaten für die Simulation im CFS-Modell: Größe, Symbole, Einheiten und Hinweise

	Größe	Symbol	Einheit	Hinweise
Angaben zu Mantelmaterialien für verschiedene Phasen (Z = Z1, Z2)				
1	Vergasungswärme	$\Delta H_{g,Z}$	MJ/kg	Tabelle 10, Cone-Versuche
2	effektive Verbrennungswärme	$\Delta H_{c,eff,Z}$	MJ/kg	Tabelle 21, Cone-Versuche
3	maximale relative Abbrandrate	$\dot{m}_{max,Z}^*$	g/(s m <sup>2</sup> )	Tabelle 21, Cone-Versuche
4	Temperatur Zersetzung	$T_Z$	°C	Tabelle 11, Cone + TG-Versuche
5	Zersetzungsraten	$r_Z$	-	TG- bzw. Cone-Versuche
6	vor-exponentieller Faktor	$A_Z$	m/s	6,5E5 (CFS_FDS Vorgabe)
7	Aktivierungs-Energie	$E_Z$	kJ/kmol	in CFS_FDS gesetzt
Allgemeine Angaben zu Mantelmaterialien				
8	Dichte	$\rho$	kg/m <sup>3</sup>	direkte Bestimmung
9	spez. Wärmekapazität	$c_p(T)$	kJ/(kg K)	Tabelle 12 (DDK)
10	thermische Leitfähigkeit	$\lambda(T)$	W/(m K)	Tabelle 13
11	Emissivität	$\varepsilon$	-	0,88 für PVC-Isoliermaterialien
Angaben zur Ader (Werte für Kupfer)				
1	thermische Leitfähigkeit	$\lambda_{Cu}$	W/(m K)	= 346,5 · 0,00476 · T (Kapitel 2.3.4)
2	spezifische Wärme	$c_{p,Cu}$	kJ/(kg K)	= 0,385 /GRI 79/
3	Dichte	$\rho_{Cu}$	kg/m <sup>3</sup>	= 8300 /GRI 79/

## 6.2 Validierung anhand von Cone-Kalorimeter Versuchen

Das Cone-Kalorimeter /ISO 5660/ lässt keine Überprüfung eines vertikalen Ausbreitungsmodells im eigentlichen Sinne zu. Trotzdem ist es zweckmäßig Versuche in kleiner Skala zuerst zu modellieren, da hier bereits wesentliche Fragen zur Leistungsfähigkeit des Pyrolysemodells beantwortet werden können. Wenn es nicht gelingt die Cone-Kalorimeter Versuche mit ausreichender Übereinstimmung nachzuvollziehen, dann wird es ebenfalls kaum gelingen, einen wesentlich komplexeren Großversuch zu simulieren /LIN 05/. Insofern eignen sich Cone-Kalorimeter Versuche auch dazu, bestimmte Entwicklungen am eigenen Brandausbreitungsmodell zu überprüfen, da die Versuchsergebnisse nach Vorgaben der ISO 5660 eine hohe Reproduzierbarkeit und Genauigkeit besitzen. Bereits bei diesem vergleichsweise einfachen Versuch tritt das Problem auf, dass reale Kabel (siehe Kapitel 4.2) extrem komplexe Strukturen sind, die im Modell nur vereinfacht abgebildet werden können.

In /LIN 05/ wurde mit einem Modell für das Cone-Kalorimeter das Abbrandverhalten eines einfachen Materials (PMMA) mit dem Brandsimulationsprogramm FDS untersucht. Es wurde festgestellt, dass die Größe des numerischen Berechnungsraums und die Auflösung des Gitters, insbesondere die berechnete Energiefreisetzungsrate der Gasphase stark beeinflussen. Darüber hinaus konnte gezeigt werden, dass die physikalischen Parameter Vergasungswärme, Entzündungstemperatur und Aktivierungsenergie der Zersetzungsstufe einen signifikanten Einfluss (mindestens 10 %) auf die Abbrandrate im Bereich praxisrelevanter Werte haben. Auffällig ist, dass bei geringeren Wärmestromdichten des Cone-Heizers die berechneten mittleren Abbrandraten im Vergleich zu den Experimenten zu groß waren.

Um Probleme mit der berechneten Energiefreisetzungsrate der Gasphase zu vermeiden, wurde für diese Arbeit im Zusammenhang mit der Simulation von Cone-Kalorimeter Versuchen die Energiefreisetzungsrate als Produkt aus berechneter Abbrandrate und effektiver Verbrennungswärme der Versuchsergebnisse abgeleitet. Weitere Angaben hierzu werden im Kapitel 6.2.4 gemacht.

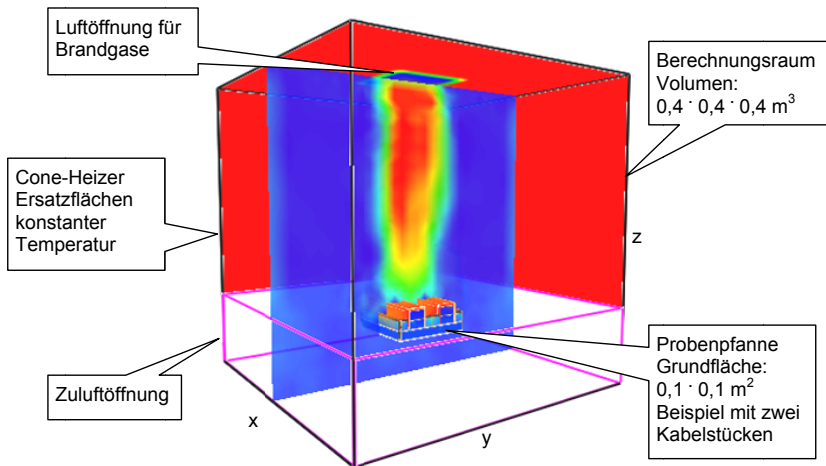


Bild 64 Szenario CONE: FDS-Modell des Cone-Kalorimeters; den dunklen Randflächen entsprechen mit konstanter Temperatur strahlende Wände; ein einfaches Modell für einen konischen Heizer; im Zentrum unten befindet sich die Metallpfanne zur Aufnahme der Materialprobe, an der Seite eine Zuluftöffnung und oben eine entsprechende Luftöffnung für Brandgase, Visualisierung mit SMOKEVIEW /FOR 06/

Als Grundlage für Untersuchungen mit dem CFS-Modell, zum Vergleich mit Ergebnissen aus dem Cone-Kalorimeter, wurde ein vereinfachtes FDS-Modell des Cone-Kalorimeters erstellt (Bild 64). Die Probenpfanne mit einer Grundfläche von  $0,1 \cdot 0,1 \text{ m}^2$  wurde so nachgebildet, dass sich ein umlaufender Steg mit einer Höhe von 25 mm und einer Dicke von 3 mm ausbildet. Die Materialeigenschaften für den Steg wurden einem Metall entsprechend gewählt. Der Berechnungsraum der Gasphase hat eine kubische Form mit einer Kantenlänge von 0,4 m. Im unteren Viertel des Berechnungsraumes befindet sich eine umlaufende Zuluftöffnung, die Wände oberhalb der Zuluftöffnung und der obere Abschluss werden als mit konstanter Temperatur strahlend angenommen (Cone-Heizer-Ersatzflächen). Im oberen Abschluss befindet sich eine Luftöffnung für Brandgase. In der Simulation wurde hier der in der ISO 5660 /ISO 5660/ vorgegebene Volumenstrom von 2,4 l/min eingestellt.

### 6.2.1 Voruntersuchungen mit dem Szenario CONE

In einer ersten Untersuchung wurde die Temperatur der strahlenden Ersatzfläche zur Modellierung des konischen Heizers des Cone-Kalorimeters stufenweise erhöht, um die

im Versuch eingesetzten Wärmestromdichten an der Oberfläche der Materialprobe im FDS-Modell nachbilden zu können. In Bild 65 werden hierzu die Ergebnisse gezeigt. Die „Incident Heat Flux“-Werte, die in FDS simuliert werden, entsprechen der einfallenden Wärmestromdichte ohne Berücksichtigung der Rückstrahlung der vorhandenen Oberfläche. Für die Arbeit mit dem CFS-Modell in der Umgebung von FDS wurden die Ergebnisse bezüglich der Bestimmung der Wärmestromdichte über die Angabe „Gauge Heat Flux“ in FDS genutzt, die jeweils etwas höher als die simulierten „Incident Heat Flux“-Werte liegen. Bei der Bestimmung der „Gauge Heat Flux“-Werte wird in FDS die Annahme getroffen, dass es sich um eine gekühlte Oberfläche handelt. Dies entspricht der Vorgehensweise bei den innerhalb dieser Arbeit durchgeführten Cone-Kalorimeter Versuchen: die Sonde wurde zum Zwecke der Kalibrierung der Anlage durch einen Wasserschlauchsystem kontinuierlich auf ca. 20 °C gekühlt.

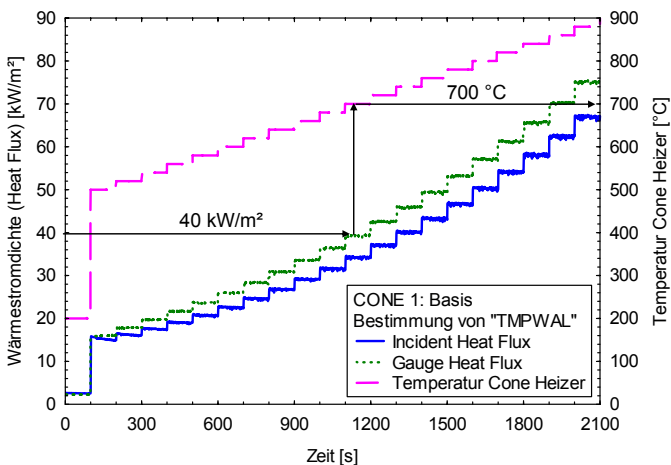


Bild 65 Lauf CONE 1: Bestimmung der Temperatur der Ersatzfläche „TMPWAL“ im FDS-Modell zur Modellierung des konischen Heizers des Cone-Kalorimeters zur Festlegung der Wärmestromdichte an der Oberfläche einer Materialprobe, gezeigt ist die Festlegung der Temperatur des Cone-Heizers für die Wärmestromdichte von 40 kW/m<sup>2</sup>

In den Voruntersuchungen mit dem Cone Szenario in der FDS Umgebung und dem CFS-Modell wurden die in Tabelle 23 gemachten Angaben zu den einzelnen Läufen benutzt. In Tabelle 23 ist auch die bereits beschriebene Untersuchung zur Bestimmung der Temperatur des Cone-Heizers (CONE 1 Basis) aufgeführt. In einem weiteren Lauf (CONE 2 Feinheit) wurde der Einfluss der Auflösung (Feinheit) des Gitters der Gasphase

auf die Massenabnahme untersucht. In dem Lauf CONE 3a (Zersetzung) wurde die Funktionsweise des CFS-Modells der zweistufigen Zersetzung einer einfachen Untersuchung unterzogen. Für diese Studie wurden fünf Simulationen durchgeführt, in denen der Anstieg der Temperatur der Cone-Ersatz-Heizfläche von 100 °C auf 1000 °C in Zeiten zwischen 100 bis 500 Sekunden stattfand. In einem weiteren Lauf CONE 3b (Parameter) wurde das Modell der zweistufigen Zersetzung durch Variation verschiedener Parameter der ersten und zweiten Zersetzungsphase überprüft.

Tabelle 23 Voruntersuchungen im CONE-Szenario mit dem CFS-Modell in der Umgebung von FDS und Vergleichsberechnungen mit dem FDS-Modell

Lauf	Untersuchung	Parameter	Parameter / Werte	Fall / Erklärung
CONE 1 Basis	Wärmestrom- dichte	Temperatur Cone-Heizer	500 bis 900 °C 20 bis 80 kW/m <sup>2</sup>	-
CONE 2 Feinheit	40 kW/m <sup>2</sup> PVC-Mantel 0,5 mm	Feinheit des Gitters (Anzahl bzw. Größe der Gitterelemente)	R16 (2,5 cm) R32 (1,25 cm) R48 (0,83 cm) R64 (0,625 cm)	CFS mit Zersetzungs- stufen
CONE 3a Zersetzung	40 kW/m <sup>2</sup> PVC-Mantel 0,5 mm Feinheit R32	Temperatur Cone-Heizer von 100 °C auf 1000 °C	in 100 s in 200 s in 300 s in 400 s in 500 s	CFS mit Zersetzungs- stufen (ohne Vorgabe einer maximalen Abbrandrate)
		Verbrennungswärme (HOC) Phase 1 / Phase 2 MJ/kg	maximale Abbrandrate (max. MLR) Phase 1 / Phase 2 g/(s m <sup>2</sup> )	
CONE 3b Parameter	40 kW/m <sup>2</sup> PVC-Mantel 0,5 mm Feinheit R3	16,00 16,00 16,00 16,00 16,00 / 4,0	12,0 12,0 keine Angabe 12,0 12,0 / 5,0	FDS CFS 1 CFS 2 CFS 3 CFS 4
FDS wurde mit „Insulated Backing“ gerechnet Angaben für die Zersetzung im CFS-Modell: Phase 1: Temperatur $T_{z1} = 300$ °C, Zersetzungsrate $r_{z1} = 0,4$ Phase 2: Temperatur $T_{z2} = 500$ °C, Zersetzungsrate $r_{z2} = 0,8$				

Für die Läufe CONE 2 und CONE 3a und 3b wurde ein Szenario mit zwei einzelnen 0,1 m langen Kabeln mit PVC-Mantel in der Cone-Probenpfanne definiert und es werden im Wesentlichen die in dieser Arbeit entwickelten Materialangaben zum Kabelmaterial B

(PVC) benutzt. Um die Rechenzeiten für eine vollständige Pyrolyse des Mantelmaterials gering zu halten, wurde eine Manteldicke von 0,5 mm gerechnet.

### 6.2.2 Berechnungen zur Feinheit des Gitters

Die Ergebnisse zum Lauf CONE 2 sollen hier am Verlauf der relativen Abbrandrate über der Zeit (Bild 66) verdeutlicht werden. Es wurden vier verschiedene Gitterauflösungen  $R_{16} = 2,5$  cm,  $R_{32} = 1,25$  cm,  $R_{48} = 0,83$  cm und  $R_{64} = 0,625$  cm gerechnet. Ergebnis dieser Studie ist, dass mit den Auflösungen  $R_{48}$  und  $R_{64}$  praktisch identische Ergebnisse erzielt werden. Bei einer Auflösung von  $R_{32} = 1,25$  cm ergeben sich geringe Abweichungen. Der Verlauf der Kurve ist aber qualitativ noch mit den Fällen  $R_{48}$  und  $R_{64}$  vergleichbar. Für die geringste Auflösung  $R_{16} = 2,5$  cm ergeben sich deutliche Abweichungen in Bezug auf die höheren Auflösungen, die sich auch in der Charakteristik des Verlaufs widerspiegeln. In Bild 67 wird dieses Ergebnis noch einmal am Beispiel des Abbrandes (Masse) deutlich gemacht. Für die Auflösungen  $R_{48}$  und  $R_{64}$  findet ab der 55. Sekunde praktisch keine Massenabnahme mehr statt. Bei der Auflösung  $R_{32}$  findet keine Massenabnahme mehr ab der 65. Sekunde statt, bei  $R_{16}$  allerdings erst deutlich später, etwa in der 90. Sekunde. Für Studien erscheint es ausreichend, die Auflösung  $R_{32} = 1,25$  cm zu verwenden, wenn z. B. Rechenzeit gespart werden soll. Mit Auflösungen kleiner gleich  $R_{48} = 0,83$  cm konvergieren die Ergebnisse praktisch gegen gleiche Werte.

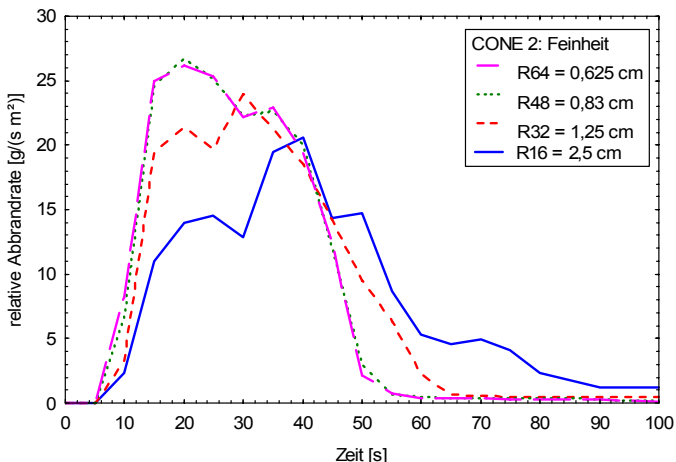


Bild 66 Lauf CONE 2: relative Abbrandrate im CFS-Modell, Parameterstudie zur Festlegung der Feinheit der Zellen

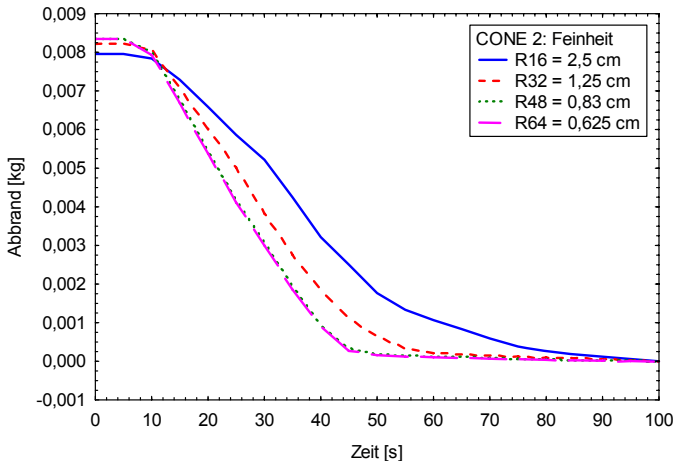


Bild 67 Lauf CONE 2: Abbrand des Materials im CFS-Modell, Parameterstudie zur Festlegung der Feinheit der Zellen

### 6.2.3 Untersuchungen zur zweiphasigen Zersetzung

#### 6.2.3.1 Studie CONE 3a

In der Studie CONE 3a wurde das CFS-Modell hinsichtlich der mehrstufigen Zersetzung in einer einfachen Untersuchung des CONE-Szenarios getestet. Hierzu wurden die Ersatz-Heizflächen in fünf verschiedenen Zeitintervallen zwischen 100 und 500 Sekunde von 100 °C auf 1000 °C aufgeheizt. In Bild 68 wird der Verlauf des Abbrandes [kg] für die fünf Aufheizgeschwindigkeiten gezeigt und in Bild 69 der entsprechende Verlauf der Abbrandrate [ $\text{g}/(\text{s m}^2)$ ], wie sie mit dem CFS-Modell mit zweistufiger Zersetzung und den Angaben aus Tabelle 23 berechnet wurde. Bei Aufheizgeschwindigkeiten von weniger als 3 K/s (d. h. 900 K in 300 Sekunden) wird erkennbar, dass sich der Abbrand in zwei Phasen aufteilt.

Diese zwei Phasen sind noch deutlicher am Verlauf der Abbrandrate (Bild 69) erkennbar. Bei kleineren Aufheizgeschwindigkeiten wird ein zweites Maximum der Abbrandrate durchlaufen. Der Abbrand (Bild 68) kann entsprechend den Randbedingungen für eine Übergangsphase gegen Null gehen. In dieser Phase steigt die Temperatur der Oberfläche des Materials solange an, bis die für die zweite Phase der Zersetzung notwendige Temperatur von 500 °C erreicht wird. Bei größeren Aufheizgeschwindigkeiten stellt sich

diese Temperatur praktisch umgehend ein, so dass es zu einem kontinuierlichen Verlauf der Massenabnahme und der Abbrandrate kommt. Der Effekt, der sich durch die Angaben für die zweite Zersetzungsphase ergibt, wird dann zeitlich nicht mehr aufgelöst.

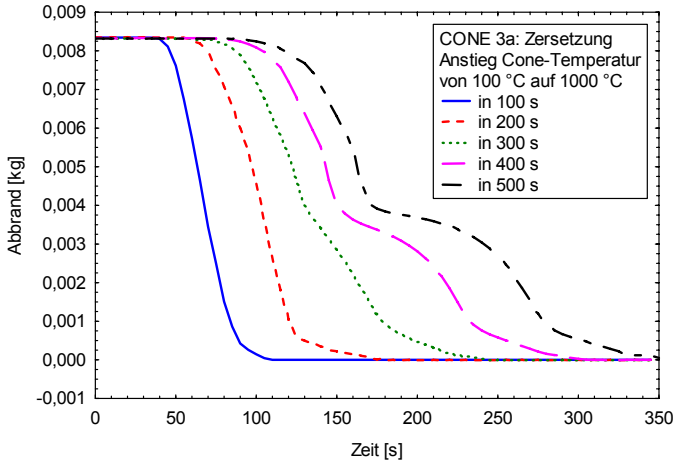


Bild 68 Lauf CONE 3a: Abbrand des Materials in Abhängigkeit vom Temperaturanstieg des Cone-Heizers, Studie zur zweiphasigen Zersetzung im CFS-Modell

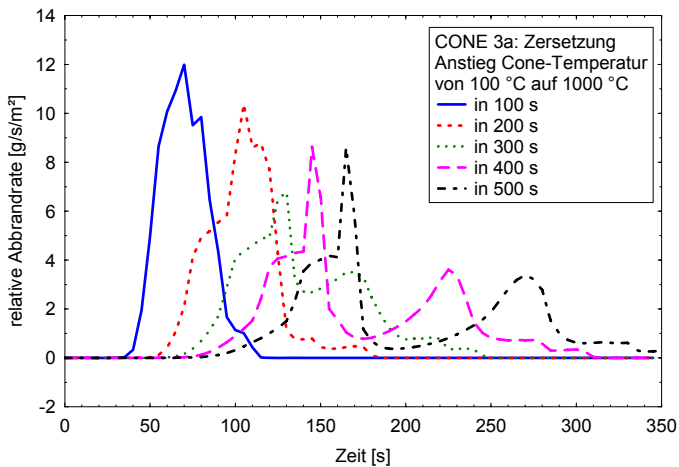


Bild 69 Lauf CONE 3a: Relative Abbrandrate des Materials in Abhängigkeit vom Temperaturanstieg des Cone-Heizers, Studie zur zweiphasigen Zersetzung im CFS-Modell



### 6.2.3.2 Studie CONE 3b

In dem Lauf CONE 3b wurde in einer Parameterstudie untersucht, wie sich unterschiedliche Angaben zur Verbrennungswärme (HOC) und zur relativen maximalen Abbrandrate (max. MLR) in den beiden Zersetzungsphasen auf den Verlauf unterschiedlicher Größen auswirken. Hierzu wurde zuerst eine Berechnung mit dem FDS-Modell durchgeführt, anschließend wurden mit dem CFS-Modell vier unterschiedliche Fälle (CFS 1-4 DG) entsprechend Tabelle 23 berechnet. In den vier Fällen wurde jeweils nur ein Parameter verändert, so dass der Einfluss direkt erkennbar ist. Zum Vergleich der Ergebnisse sind anschließend die Verläufe der Temperatur der Oberfläche, der relativen Abbrandrate, der relativen Energiefreisetzungsrates und des Abbrandes (Massenabnahme) über 100 Sekunden dargestellt.

Der Verlauf der Temperatur der Oberfläche für die Fälle dieser Studie ist in Bild 70 dargestellt. Das Material wird sowohl im FDS-Modell als auch im CFS-Modell nach einem kompletten Abbrand weiterhin thermisch berücksichtigt, da das Objekt in der Berechnungsumgebung bestehen bleibt. Hieraus folgt, dass nach der Verbrennung (bei konstanter Wärmestrahlung des Cone-Heizers) die Temperaturen der Oberfläche auf eine bestimmte Gleichgewichtstemperatur zurückgehen. Im Bild 70 ist zu erkennen, dass diese Temperatur für die Fälle CFS 1 und CFS 2 nach ca. 75 Sekunden mit etwa 460 °C erreicht wird. In den anderen Fällen wird diese Temperatur später erreicht. Da die Pyrolyse in allen Fällen bereits nach 100 Sekunden praktisch abgeschlossen ist (Bild 71, links), wurden in dieser Studie alle Diagramme einheitlich über diesen Zeitraum dargestellt. In der Parameterstudie wurde für die erste Phase der Zersetzung mit einer Verbrennungswärme von 16,0 MJ/kg gerechnet. Zusätzlich wurden eine maximale relative Abbrandrate mit 12,0 g/(s m<sup>2</sup>) und eine Zündtemperatur von 300 °C vorgegeben. Die Vorgabe einer maximalen Abbrandrate hat einen erheblichen Einfluss auf den Verlauf der Temperatur der Oberfläche des Materials. Im Fall CFS 2, in welchem die maximale Abbrandrate nicht vorgegeben wurde, verlaufen diese Temperaturen (Bild 70) in dem Bereich, der durch für die beiden Phasen der Zersetzung vorgegeben wurde (300 °C und 500 °C). Zusätzliche Energie wird direkt in die Pyrolyse gesteckt, eine weitere Erhöhung der Oberflächentemperatur ist somit nicht möglich. In den anderen Fällen können durch Vorgabe der Abbrandrate die Oberflächentemperaturen auch in den beiden Zersetzungsphasen über die festgelegte Temperatur ansteigen, da ein „Energieüberschuss“ vorhanden ist.

Ein weiterer Effekt des CFS-Modells ergibt sich durch die Vorgabe von Zersetzungsraten  $r_{z1}$ ,  $r_{z2}$  für die jeweiligen Phasen. Der Lauf CFS 1 ist nicht mit dem FDS-Lauf identisch, da im CFS-Modell das Material bei einer Zersetzungsrate von 0,8 (80 % der Masse sind umgesetzt) als verbrannt angenommen wird und keine Pyrolyse mehr stattfinden kann. In Folge dessen fallen im Vergleich auch die Temperaturen der Oberfläche (Bild 70) früher ab. In Fall CFS 3 wurde der Einfluss der Vorgabe einer maximalen relativen Abbrandrate von  $\dot{m}_{max}'' = 5,0$  anstatt  $12,0 \text{ g/(s m}^2\text{)}$  in CFS 4 der Einfluss einer anderen effektiven Verbrennungswärme in der zweite Phase von  $\Delta H_{c,eff} = 4,0$  anstatt  $16,0 \text{ MJ/kg}$  untersucht. Individuelle Angaben zu wichtigen Parametern der zweiten Zersetzungsphase beeinflussen den Verlauf aller hier berechneten Größen.

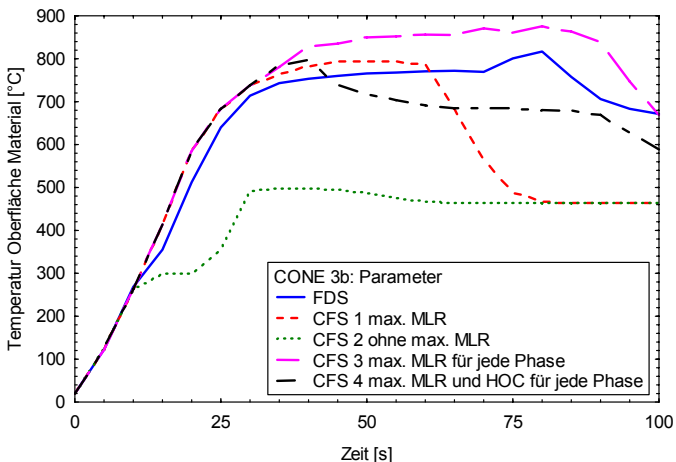


Bild 70 Lauf CONE 3b: Temperatur der Oberfläche des Materials, Parameterstudie zur zweiphasigen Zersetzung im CFS-Modell, Angaben siehe Tabelle 23

In Bild 71 wird auf der linken Seite der Verlauf der Abbrandrate und zum Vergleich auf der rechten Seite der Verlauf der relativen Energiefreisetzungsrate über der Zeit dargestellt. Die relative Energiefreisetzungsrate wurde als Energiefreisetzungsrate der festen Phase berechnet, nämlich als Produkt aus der Abbrandrate und der Verbrennungswärme. Diese Größe ist von der Energiefreisetzungsrate der Gasphase zu unterscheiden, die durch die Modellierung der Verbrennung quasi direkt bestimmt wird. Für die Bestimmung der Energiefreisetzungsrate der festen Phase ist die Angabe der (effektiven) Verbrennungswärme maßgeblich. Auf die unterschiedlichen Definitionen der

Energiefreisetzungsrate wird noch im Kapitel 6.2.4, beim Vergleich der Ergebnisse mit den Versuchsdaten, eingegangen. Eine Möglichkeit die reale Verbrennung zu berücksichtigen, ist daher die Verwendung einer effektiven Verbrennungswärme (z. B. aus Cone-Kalorimeter Daten). Auf Grund der Vorgabe einer niedrigeren Verbrennungswärme für die zweite Zersetzungsphase verläuft die relative Energiefreisetzungsrate im Fall CFS 3 DG (Bild 71, rechts) ab der 35. Sekunden unterhalb der von Fall CFS 4 DG, obwohl die relative Abbrandrate (Bild 71, links) in beiden Fällen den gleichen Verlauf zeigt.

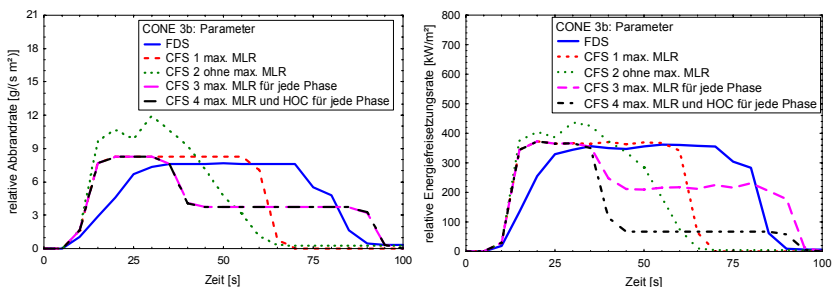


Bild 71 Lauf CONE 3b: Relative Abbrandrate (links) und relative Energiefreisetzungsrate (rechts), Parameterstudie zur zweiphasigen Zersetzung im CFS-Modell, Angaben siehe Tabelle 23

In Bild 72 wird abschließend der Verlauf des Abbrandes für alle fünf Fälle der Parameterstudie gezeigt. Da aufgrund der Vorgabe der Zersetzungsrate für die zweite Phase in den Fällen CFS 1 – CFS 4 nur 80 % des Materials pyrolysieren kann, ist die gesamte umgesetzte Masse im Fall FDS entsprechend höher.

Für die zwei Kabel in dem hier beschriebenen CONE-Szenario steht folgende Masse für die Pyrolyse zur Verfügung:

$$\text{Masse} = \text{Anzahl Kabel} \cdot \text{Anzahl Flächen} \cdot \text{Fläche} \cdot \text{Dicke} \cdot \text{Dichte},$$

$$\text{Masse} = 2 \cdot 4 \cdot 0,1 \text{ m} \cdot 0,025 \text{ m} \cdot 0,0005 \text{ m} \cdot 1380 \text{ kg/m}^3 = 0,0138 \text{ kg}.$$

Geht man davon aus, dass die unteren Flächen der Kabel sich nicht an der Pyrolyse beteiligen, kann man 0,0103 kg Masse (Berücksichtigung von 3 Oberflächen je Kabel) ansetzen, die maximal pyrolysieren kann. Im Fall FDS werden etwas weniger als 0,0100 kg Masse umgesetzt. Dass die maximale Masse nicht ganz erreicht wird, liegt daran, dass nach 100 Sekunden Simulationszeit die Umsetzung noch nicht

abgeschlossen ist, d. h. noch etwas Masse vorhanden ist. Im Fall CFS 2 wird die Masse am schnellsten umgesetzt, da die Abbrandrate nicht begrenzt wurde. Der Verlauf des Abbrandes im Fall CFS 3 DG und CFS 4 DG ist wie schon bei der relativen Abbrandrate (Bild 71, rechts) identisch. An dem Verlauf des Abbrandes lässt sich der Einfluss der Angaben für die zweite Zersetzungsphase gut erkennen, da sich nach ca. 35 Sekunden der Abbrand (Massenabnahme) deutlich verlangsamt.

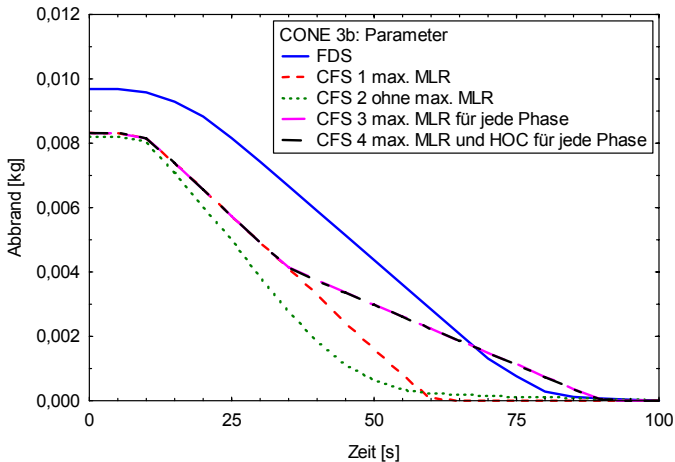


Bild 72 Lauf CONE 3b: Abbrand des Materials, Parameterstudie zur zweiphasigen Zersetzung im CFS-Modell. Die Ergebnisse CFS 3 und CFS 4 sind identisch, Angaben siehe Tabelle 23

#### 6.2.4 Berechnungen im Vergleich mit Cone-Kalorimeter Daten

Die Untersuchung mit dem CONE-Szenario wird durch den Lauf CONE 4a und CONE 4b abgeschlossen. In diesen beiden Läufen soll die Möglichkeit untersucht werden, einen Kabelversuch im Cone-Kalorimeter hinsichtlich für die Pyrolyse relevanter Größen zu berechnen. Für diese Berechnungen wurde jeweils ein Cone-Versuch mit Kabel A (CONE 4a) und ein Versuch mit Kabel B (CONE 4b) bei  $40 \text{ kW/m}^2$  ausgesucht, da diese Kabel im Weiteren noch untersucht werden. Einen Überblick zu den beiden Läufen gibt Tabelle 24. Die Erkenntnisse aus dieser Untersuchung werden in den späteren Simulationen eines Kabelversuchs mit praxisgerecht belegter Kabeltrasse genutzt.

Tabelle 24 Untersuchungen im CONE-Szenario mit dem CFS-Modell, Vergleich mit Berechnungen im FDS-Modell und experimentellen Daten

Lauf	Untersuchung	Angaben	Fall
CONE 4a Versuch A Feinheit R32 = 1,25 cm	Versuch PVC Kabel A 40 kW/m <sup>2</sup>	Experiment (6 Kabel) FDS-Modell (4 Kabel) CFS-Modell (4 Kabel) Angabe zu den Eingabedaten Tabelle 25	Exp. FDS CFS
CONE 4b Versuch B Feinheit R32 = 1,25 cm	Versuch PVC Kabel B 40 kW/m <sup>2</sup>	Experiment (3 Kabel) FDS-Modell (2 Kabel) CFS-Modell (2 Kabel) Angabe zu den Eingabedaten Tabelle 26	Exp. FDS CFS1 CFS2
FDS wurde mit BACKING = 'Insulated' gerechnet CFS1 und CFS2 wurde mit mehrstufiger Zersetzung (DEGRADATION = 'TRUE') gerechnet Temperatur der Cone-Heizer Ersatzflächen: 700 °C (entsprechend 40 kW/m <sup>2</sup> )			

Tabelle 25 Angaben für Kabel A für das FDS- und das CFS-Modell im Lauf CONE 4a

Größe	Zeichen	Werte		Einheit
FDS-Modell (Kabel A)				
Vergasungswärme	$\Delta H_g$	2,78		MJ/kg
effektive Verbrennungswärme	$\overline{\Delta H_{c,eff}}$	13,0		MJ/kg
maximale relative Abbrandrate	$\dot{m}_{max}''$	19,2		g/(s m <sup>2</sup> )
Radius Kabel	$r_K$	0,00845		m
Zündtemperatur	$T_{ig}$	300		°C
CFS-Modell (Kabel A)				
Radius Ader	$r_{A,CFS}$	0,00302		m
Radius Mantel	$r_{M,CFS}$	0,00543		m
		Zersetzung 1	Zersetzung 2	
Vergasungswärme	$\Delta H_g$	2,78	2,22 **)	MJ/kg
Temperatur *)	$T$	300	500	°C
effektive Verbrennungswärme	$\overline{\Delta H_{c,eff}}$	13,0	18,0	MJ/kg
maximale relative Abbrandrate	$\dot{m}_{max}''$	19,2	24,0	g/(s m <sup>2</sup> )
Zersetzungsrate	$r$	0,3	0,85	-
Angaben zu den jeweiligen Quellen befinden sich in Tabelle 22, es wurden mittlere Angaben aus der Tabelle 21 in den Simulationen angenommen, obwohl hierbei auch Cone-Versuche bei 60 kW/m <sup>2</sup> berücksichtigt werden				
*) Temperaturen gemäß Kapitel 2.4 und Anhang A3				
**) 20 % geringerer Wert aus Tabelle 10				

Es wurden mehrere Vorsimulationen durchgeführt um die Art der Berücksichtigung einzelner Kabelstücke in der Probenpfanne festzulegen. Hierbei hat es sich gezeigt, dass sich bessere Ergebnisse im Vergleich zu den experimentellen Daten ergeben, wenn mehrere Kabel nicht als eine Fläche (Platte), sondern als individuelle Kabel modelliert werden. Die Anzahl der individuell zu berücksichtigten Kabel ist allerdings durch die Feinheit des Gitters beschränkt.

Lauf CONE 4a (Versuch A) beinhaltet, neben den Ergebnissen eines Cone-Versuchs bei  $40 \text{ kW/m}^2$  mit Kabel A, eine Berechnung mit dem FDS-Modell und mit dem CFS-Modell. Details zu den Angaben für die Simulationen in den Modellen können Tabelle 25 entnommen werden. Der Verlauf der gemessenen relativen Abbrandrate (MLR) (Bild 73) kann im FDS- und im CFS-Modell mit den hier gemachten Angaben in der zeitlichen Entwicklung nur bedingt wiedergegeben werden. Im Versuch stellt sich bereits nach 50 Sekunden ein erstes Maximum der relativen Abbrandrate von  $20,0 \text{ g/(s m}^2\text{)}$  ein. Nach Durchlaufen eines Minimums bei etwa 220 s mit relativen Abbrandraten um  $5,0 \text{ g/(s m}^2\text{)}$  wird in einer zweiten Phase ein weiteres Maximum bei etwa 340 s mit knapp  $24,0 \text{ g/(s m}^2\text{)}$  durchlaufen. Die beiden deutlich ausgeprägten Maxima im Experiment werden im FDS-Modell praktisch nicht getrennt wiedergegeben. Im CFS-Modell bildet sich zwar ein Minimum zu einem vergleichbaren Zeitpunkt wie im Experiment aus, das zweite Maximum liegt allerdings deutlich früher und unterhalb des Wertes im Experiment.

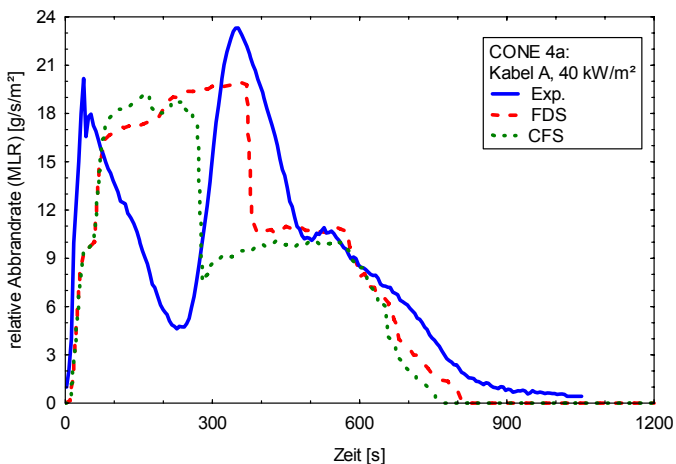


Bild 73 Lauf CONE 4a: relative Abbrandrate Kabel A, Vergleich FDS- und CFS-Modell mit Zersetzung und Versuchsdaten (Exp.)

Im Verlauf des Abbrandes in Bild 74 fallen die Unterschiede weniger deutlich aus. Insgesamt kann der Verlauf des Abbrandes angesichts der Vereinfachungen in den Modellen recht gut wiedergegeben werden. Im FDS-Modell wird die komplette Masse von 0,104 kg umgesetzt, die durch die Angabe der Oberflächendichte vorgegeben ist. Im CFS-Modell werden entsprechend der Vorgabe (zweite Zersetzungsrate  $r_{Z2} = 0,85$ ) nur 0,0884 kg umgesetzt.

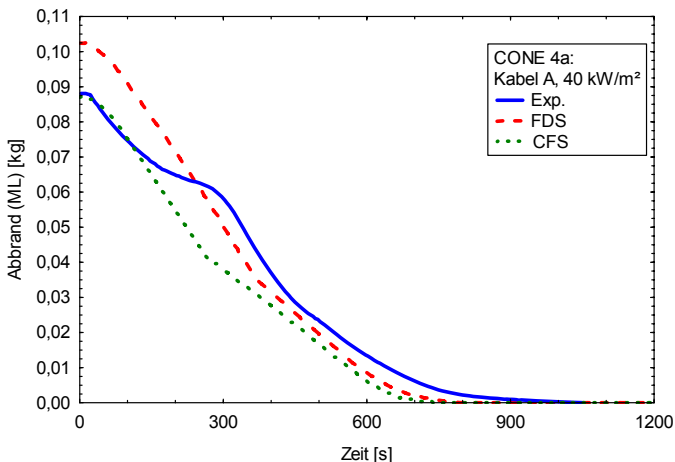


Bild 74 Lauf CONE 4a: Abbrand Kabel A, Vergleich FDS- und CFS-Modell und Versuchsdaten (Exp.)

Der Vergleich der Ergebnisse der relativen Energiefreisetzungsrate ist in Bild 75 dargestellt. Die Interpretation der Ergebnisse der gemessenen und berechneten relativen Energiefreisetzungsrate ist nicht einfach. Es stehen unterschiedliche Berechnungsverfahren hinter der jeweiligen Größe, wie bereits im Kapitel 6.2.3 kurz dargestellt wurde. Zwei Verfahren werden hierbei unterschieden:

1. Für das Experiment wird die (relative) Energiefreisetzungsrate über ein sauerstoffkalorimetrisches Verfahren (ISO 5660) bestimmt, d. h. durch Berechnungen auf Grundlage von Messungen in der Gasphase ( $\dot{q}_{O_2}^*$ )
2. Für die beiden Modelle wird die (relative) Energiefreisetzungsrate über das Produkt aus Abbrandrate und effektiver Verbrennungswärme aus den Cone-

Kalorimeter Daten bestimmt, also auf Grundlage von Berechnungen mit Daten der festen Phase ( $\dot{q}_{MLR}''$ ).

Die berechnete Energiefreisetzungsrate der Gasphase  $\dot{q}_{O_2}''$  im FDS- bzw. CFS-Modell lag in beiden Fällen deutlich über den Werten, die im Experiment ermittelt wurden. Dieses Ergebnis stimmt mit den Erkenntnissen von /LIN 05/ überein, die bereits oben (Kapitel 5.2) vorgestellt wurden. Es wurde eine starke Abhängigkeit der berechneten Energiefreisetzungsrate der Gasphase von dem benutzten Berechnungsvolumen oberhalb der Cone-Pfanne festgestellt.

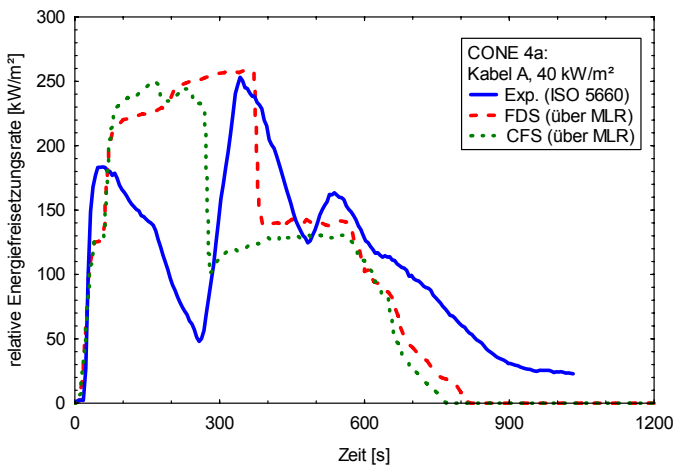


Bild 75 Lauf CONE 4a: relative Energiefreisetzungsrate Kabel A, Vergleich FDS- und CFS-Modell und Versuchsdaten (Exp.)

Lauf CONE 4b (Versuch B) beinhaltet neben den Ergebnissen eines Cone-Versuchs (Exp.) bei  $40 \text{ kW/m}^2$  mit Kabel B, zwei Berechnungen mit dem FDS-Modell (FDS) und die Berechnungen mit dem CFS-Modell (CFS1 und CFS2). Die Angaben zu den Simulationen finden sich in Tabelle 26. Der Vergleich der Ergebnisse für die relative Abbrandrate wird in Bild 76 gezeigt, für den Abbrand in Bild 77 und für die relative Energiefreisetzungsrate in Bild 78. Dargestellt werden die ersten 1200 Sekunden (20 Minuten). Um die Massenabnahme bis zum Schluss der berechneten Pyrolyse berücksichtigen zu können, wurde in der Simulation über diesen Zeitpunkt hinaus gerechnet.



Tabelle 26 Angaben zum Kabel B für das FDS- und das CFS-Modell im Lauf CONE 4b

Größe	Zeichen	Werte		Einheit
FDS-Modell (Kabel B)				
Vergasungswärme	$\Delta H_g$	4,26		MJ/kg
effektive Verbrennungswärme	$\overline{\Delta H_{c,eff}}$	17,8		MJ/kg
maximale relative Abbrandrate	$\dot{m}''_{max}$	13,5		g/(s m <sup>2</sup> )
Radius Kabel	$r_K$	0,015		m
Zündtemperatur	$T_{ig}$	300		°C
CFS-Modell (Kabel B)				
Radius Ader	$r_{A,CFS}$	0,00621		m
Radius Mantel	$r_{M,CFS}$	0,00764		m
		Zersetzung 1	Zersetzung 2	
Vergasungswärme	$\Delta H_g$	4,26	4,26	MJ/kg
Temperatur *)	$T$	300	500	°C
effektive Verbrennungswärme	$\overline{\Delta H_{c,eff}}$	17,8	17,8	MJ/kg
maximale relative Abbrandrate	$\dot{m}''_{max}$	13,5	5,3 (CFS1) 2,5 (CFS2)	g/(s m <sup>2</sup> )
Zersetzungsrate	$r$	0,2	0,7	-
Angaben zu den jeweiligen Quellen befinden sich in Tabelle 22, es wurden mittlere Angaben aus der Tabelle 21 in den Simulationen angenommen, hierbei wurden auch Cone-Versuche bei 60 kW/m <sup>2</sup> berücksichtigt				
*) Temperaturen gemäß Kapitel 2.4 und Anhang A3				

Der Verlauf der gemessenen relativen Abbrandrate (MLR) (Bild 76) kann im FDS-Modell mit den hier gemachten Angaben in der zeitlichen Entwicklung nicht wiedergegeben werden. Im CFS-Modell (CFS1 und CFS2) wird der Verlauf der MLR vergleichsweise gut wiedergegeben. Bei Berücksichtigung einer niedrigeren maximalen Abbrandrate (CFS2) für die zweite Phase der Zersetzung stimmt der Verlauf des Abbrandes (Bild 77) praktisch mit den Versuchsdaten überein. Im Versuch stellt sich eine erste Phase mit relativ hoher Abbrandrate (Maximum von 12,0 g/(s m<sup>2</sup>)) bereits nach 100 Sekunden ein, die in einer zweiten Phase ab etwa 300 Sekunden mit einer Abbrandrate auf wesentlich niedrigerem Niveau (ca. 4-6 g/(s m<sup>2</sup>)) weiterläuft. Diese zweite Phase kann im FDS-Modell nicht berücksichtigt werden. Dadurch pyrolysiert das Material vergleichsweise schnell.

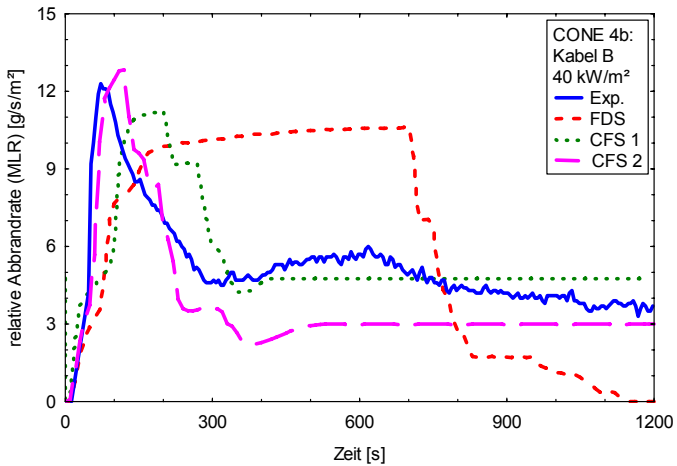


Bild 76 Lauf CONE 4b: relative Abbrandrate Kabel B, Vergleich FDS- und CFS-Modell mit Zersetzung und Versuchsdaten

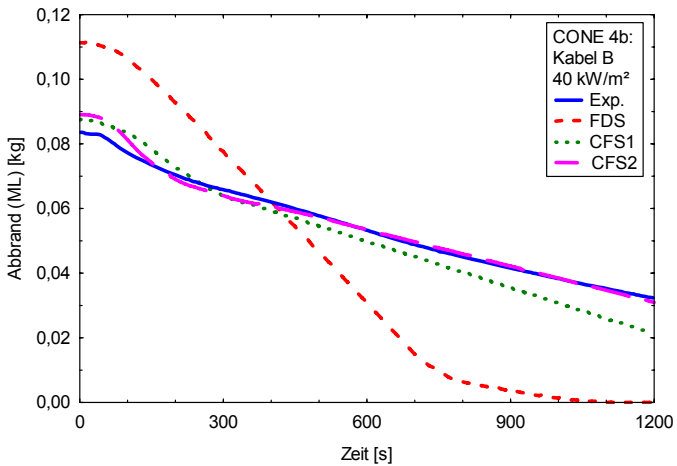


Bild 77 Lauf CONE 4b: Abbrand Kabel B, Vergleich FDS- und CFS-Modell mit Zersetzung und Versuchsdaten

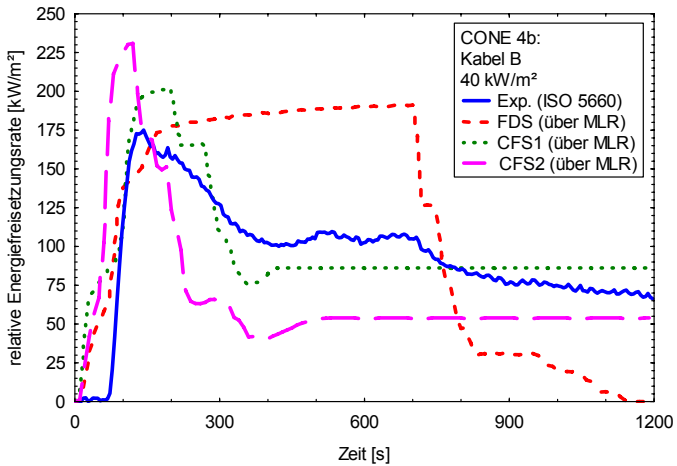


Bild 78 Lauf CONE 4b: relative Energiefreisetzungsrate Kabel B, Vergleich FDS- und CFS-Modell mit Zersetzung und Versuchsdaten

In Bild 78 ist zu erkennen, dass der Anstieg der Energiefreisetzungsrates  $\dot{q}_{O_2}''$  nach ISO 5660 (Exp. ISO 5660) im Vergleich zu den aus den Abbrandraten abgeleiteten Energiefreisetzungsrates  $\dot{q}_{MLR}''$  (über MLR) zeitversetzt beginnt.

### 6.3 Validierung mit Versuchen im iBMB-Versuchsstand

Eine weitere Validierung des CFS-Modells soll mit den in Kapitel 4.4.2 beschriebenen Versuchen im iBMB-Versuchsstand (ICFMP-Szenario) durchgeführt werden. Einen Brand auf einer praxisgerecht belegten Kabeltrasse vorausberechnen zu wollen, geht über die im CFS-Modell gemachten Ansätze zur Berücksichtigung von Prozessen beim Abbrand von Kabeln hinaus. Wird in diesem Modell zunächst von einem Kabel mit einer Ader und Mantel ausgegangen, müssen nun Kabel mit mehreren Adern, die zudem noch in Bündeln verlegt sind, modelliert werden. Daher stellt dieses Kapitel einen ersten Versuch dar, zu ergründen, ob und gegebenenfalls mit welchen Vereinfachungen, eine Brandausbreitung simuliert werden kann. Ähnliche Probleme gab es bereits im Zusammenhang mit der Validierung des CFS-Modells mit Ergebnissen aus den Cone-Kalorimeter Versuchen (Kapitel 6.2), in diesem Fall allerdings ohne das Szenario einer Brandausbreitung. Die Ergebnisse der Validierung des CFS-Modells mit Ergebnissen von Cone-Kalorimeter Versuchen sollen daher als Grundlage für die Überlegungen zur Validierung mit dem ICFMP-Szenario dienen.

#### 6.3.1 Das ICFMP-Szenario

Da aus den experimentellen Daten des Versuchs ICFMP 3 eine kontinuierliche Brandausbreitung auf den PVC-Kabelbündeln abgeleitet werden konnte (siehe Kapitel 4.4.2), soll eine Validierung des CFS-Modells mit diesem Versuch durchgeführt werden. Weiterhin soll sich die Analyse der Simulationsergebnisse der Temperaturen auf den Verlauf der Temperaturen der Oberfläche (TCO) beschränken. Die Kenntnis der räumlichen und zeitlichen Entwicklung dieser Temperaturen der Oberflächen lässt eine einfache Beschreibung der Brandausbreitung entlang der Kabeloberfläche zu. Zusätzlich werden die Simulationsergebnisse zum Verlauf der Abbrandrate (MLR) und des Abbrandes (ML) mit den experimentellen Daten verglichen. Diese Größen geben die wichtigsten Informationen zum Pyrolyseverhalten des Materials im Hinblick auf die Charakteristik der Zersetzung, die mit dem Modell erfasst werden kann.

In Bild 79 werden die wesentlichen Angaben dargestellt, die zur Simulation des Versuchs ICFMP 3 nötig sind. Weitere Details sind Kapitel 4.4.2 zu entnehmen, insbesondere die Beschreibung der Belegung der Kabelbündel mit den Temperaturmessfühlern. Eine umfassende Darstellung der Spezifikation, der Ergebnisse der Versuche und der Simulationen verschiedener internationaler Modellierer ist /RIE 06/ zu entnehmen. Hier werden auch Angaben zu den Materialkennwerten der Umfassungsbauteile gemacht.

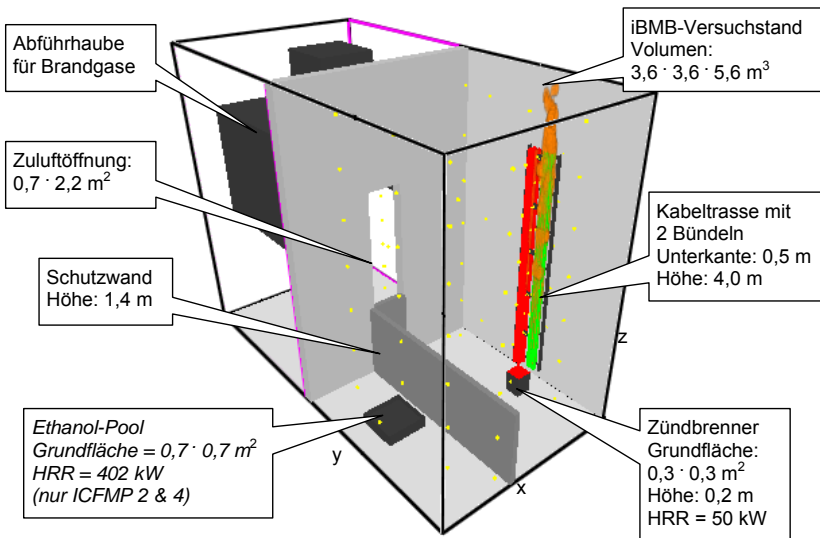


Bild 79 Szenario ICFMP: Untersuchung der Brandausbreitung auf einer praxisgerechten Belegung einer Kabeltrasse in getrennten Bündeln mit dem CFS-Modell in der FDS-Umgebung, Darstellung mit SMOKEVIEW /FOR 06/

In Tabelle 27 sind die verschiedenen Läufe der Untersuchung im ICFMP-Szenario dargestellt, die in dieser Validierung berechnet wurden. Im ersten Lauf ICFMP 3a werden die experimentellen Daten mit den Ergebnissen aus zwei Varianten des CFS-Modells und einem Fall im FDS-Modell verglichen. Für die Berechnung des Wärmetransfers in ein Kabel wurden zwei verschiedene Fälle für das CFS-Modell untersucht. In einem Fall wurden die gewichteten Angaben zu den Kabelgrößen aus Tabelle 20 (CFS\_1) als Eingabe benutzt und in einem zweiten Fall der reale Kabelradius  $r_K$  und der reale Radius  $r_A$  einer Kabelader (CFS\_2) angesetzt. Im FDS-Modell wurde ebenfalls der reale Kabelradius  $r_K$  für die Berechnung des Wärmetransfers angenommen.

Aufgrund des relativ großen Volumens der Brandkammer und des Außenraumes wurden drei Bereiche mit unterschiedlicher Auflösung des Gitters für die Simulation definiert. In Tabelle 28 enthält die Angaben zum Aufbau des Raumgitters und zur Auflösung des Berechnungsgitters.

In dem zweiten Lauf ICFMP 3b wurde im CFS-Modell die Beschreibung der Kabelbündel durch ein Kabelobjekt (CFS\_1) um eine Variante mit 4 Kabelobjekten (CFS\_4Kabel) und eine Variante mit 8 Kabelobjekten (CFS\_8Kabel) ergänzt. Im Fall CFS\_4Kabel hat das

Gitter im Bereich der Bündel weiterhin horizontal 2,5 cm und vertikal 5 cm Auflösung, im Fall CFA\_8Kabel wird dagegen horizontal mit einer Auflösung von 1,25 cm gearbeitet (siehe Tabelle 28). Diese Auflösung entspricht der Größe der Gitterelemente, bei der in der Studie zur Feinheit im Cone-Szenario in Kapitel 6.2.2 nur geringe Abweichungen zur Lösung mit höherer Feinheit vorlagen. Die in Lauf CFS\_8Kabel realisierte Auflösung mit 936320 Gitterzellen führte auf einem Intel Dual Core Rechner mit 2,4 GHz und 3,24 GB Hauptspeicher zu Rechenzeiten von 2,8 Wochen. In den anderen Läufen wurde mit über 506240 Gitterzellen gerechnet, hiermit ergaben sich Rechenzeiten von 5 Tagen.

Tabelle 27 Untersuchungen im ICFMP-Szenario mit dem FDS- und dem CFS-Modell

Lauf	Untersuchung	Parameter / Werte	Fall
ICFMP 3a Vergleich	Versuch	Versuchsdaten ICFMP 3	Exp.
	CFS-Modell	Dicke Mantel und Radius Ader Tabelle 20	CFS_1
	CFS-Modell	realer Radius Kabel + Ader	CFS_2
	FDS-Modell	realer Radius Kabel	FDS
ICFMP 3b Studie	Versuch	Versuchsdaten ICFMP 3	Exp.
	CFS-Modell	CFS_1 entsprechend Lauf ICFMP 3a	CFS_1
	CFS-Modell	4 Kabel je Bündel mit 2,5 cm · 2,5 cm Grundfläche	CFS_4Kabel
	CFS-Modell	8 Kabel je Bündel mit 1,25 cm · 1,25 cm Grundfläche	CFS_8Kabel
In der Simulation wurden die Volumenströme im Abgasrohr eingestellt, die bei den Versuchen gemessen wurden, der mittlere Volumenstrom betrug 2,7 m³/s. Für die Läufe CFS_1 und CFS_2 wurden die Bündel als Stab (1 Kabel) mit einer Grundfläche von 10 cm · 10 cm im Modell berücksichtigt.			

Tabelle 28 Gitterauflösung im ICFMP-Szenario mit dem FDS- und dem CFS-Modell

Gitter	Bereich	Physikalische Dimension Länge · Breite · Höhe $x \cdot y \cdot z$	Größe der Gitterzellen $Dx \cdot Dy \cdot Dz$	Anzahl der Gitterzellen $Nx \cdot Ny \cdot Nz$
		[m · m · m]	[cm · cm · cm]	-
FDS, CFS_1 und CFS_2 (1 Kabel je Bündel) und CFS_4Kabel				
1	Kabeltrasse	0,8 · 1,0 · 5,6	2,5 · 2,5 · 5,0	32 · 40 · 112
2	Brandkammer	3,6 · 3,6 · 5,6	5,0 · 5,0 · 10,0	72 · 72 · 56
3	Abzugshaube	3,6 · 3,6 · 5,6	10,0 · 10,0 · 10,0	36 · 36 · 56
Summe				506240
CFS_8Kabel				
1	Kabeltrasse	0,8 · 1,0 · 5,6	1,25 · 1,25 · 5,0	64 · 80 · 112
2	Brandkammer	3,6 · 3,6 · 5,6	5,0 · 5,0 · 10,0	72 · 72 · 56
3	Abzugshaube	3,6 · 3,6 · 5,6	10,0 · 10,0 · 10,0	36 · 36 · 56
Summe				936320

Die unterschiedliche Abbildung eines Kabelbündels im Modell, als ein Objekt (o1), vier Objekte (o4) bzw. acht Objekte (o8), kann Bild 80 entnommen werden.

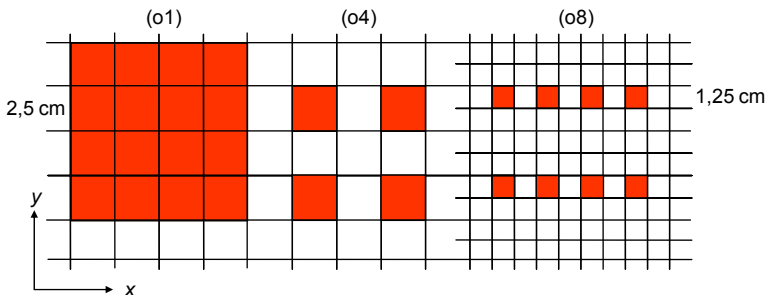


Bild 80 Szenario ICFMP: Abbildung eines Kabelbündels in der Gasphase als ein Kabelobjekt (o1), vier Kabelobjekte (o4) und acht Kabelobjekte (o8) bei gleicher Oberfläche (Summe der Randflächen parallel zur x- und y-Richtung)

Die brennbare Masse je Bündel wurde im Modell auf die Oberfläche bezogen (Oberflächendichte in  $[kg/m^2]$ ) im Modell einbezogen. Die Oberflächendichten lassen sich aus den Angaben zu den Anteilen der brennbaren Massen je Länge (Tabelle 6) und der resultierenden Oberfläche der Kabel im Modell ableiten. Es ergeben sich in allen Fällen resultierende Oberflächen von  $1,6 m^2$  für die unterschiedlichen Abbildungen (o1), (o4) und (o8) des Kabelbündels und entsprechend Tabelle 6 brennbare Massen von theoretisch  $9,464 kg$  für Bündel A ( $14 \text{ Kabel} \cdot 0,169 kg/m$ ) und  $23,296 kg$  für Bündel B ( $8 \text{ Kabel} \cdot 0,728 kg/m$ ). Die Oberflächendichten betragen somit  $5,92 kg/m^2$  für Bündel A und  $14,56 kg/m^2$  für Bündel B für alle Läufe.

In Tabelle 29 sind die wichtigsten Angaben zu den Eingabedaten für die Kabel A und B bei den Berechnungen mit dem FDS-Modell und dem CFS-Modell zusammengestellt. Für die Werte wurden im Wesentlichen die im Laufe der Arbeit beschriebenen Daten übernommen. Die Schwierigkeiten, welche mit den hier durchgeführten Simulationen verbunden sind, zeigen sich u. a. bei der Bestimmung der Größenangabe der Vergasungswärme. In Vorabsimulationen wurde festgestellt, dass eine Vergleichbarkeit der Simulationsergebnisse mit den experimentellen Daten nur gegeben ist, wenn die reduzierten Werten für die Vergasungswärme aus dem Ansatz (a1) der Tabelle 10 verwendet werden. Eine Weiterentwicklung der Verfahren zur Bestimmung der Vergasungswärme würde den Rahmen dieser Arbeit sprengen, sie bleibt weiteren wissenschaftlichen Untersuchungen vorbehalten.

Tabelle 29 Daten für Kabel A und B für das FDS- und das CFS-Modell im ICFMP-Szenario

FDS-Modell					
	Größe	Symbol	Zersetzungsstufe		Einheit
Kabel A	effektive HOC	$\overline{\Delta H_{c,eff}}$	13,01		MJ/kg
	Vergasungswärme	$\Delta H_g$	1,668 *)		MJ/kg
	max. rel. Abbrandrate	$\dot{m}_{max}^*$	19,2		g/(s m <sup>2</sup> )
	Radius Kabel	$r_K$	0,008		m
	Zündtemperatur	$T_{ig}$	300		°C
Kabel B	effektive HOC	$\overline{\Delta H_{c,eff}}$	17,8		MJ/kg
	Vergasungswärme	$\Delta H_g$	2,553 *)		MJ/kg
	max. rel. Abbrandrate	$\dot{m}_{max}^*$	13,5		g/(s m <sup>2</sup> )
	Radius Kabel	$r_K$	0,015		m
	Zündtemperatur	$T_{ig}$	270		°C
CFS-Modell					
			Stufe 1	Stufe 2	
Kabel A	Dicke Mantel	$d_M$	CFS_1: 0,00543 (Tabelle 20) CFS_2: 0,008 (realer Radius)		m
	Radius Ader	$r_A$	CFS_1: 0,00302 (Tabelle 20) CFS_2: 0,0004 (realer Radius)		m
	effektive HOC	$\overline{\Delta H_{c,eff}}$	13,01	18,00	MJ/kg
	Vergasungswärme	$\Delta H_g$	1,668 *)	1,112 **)	kJ/kg
	max. rel. Abbrandrate	$\dot{m}_{max}^*$	19,2	24,0	g/(s m <sup>2</sup> )
	Temperatur	$T$	300	525	°C
	Zersetzungsrate	$r$	0,3	0,85	-
Kabel B	Dicke Mantel	$d_M$	CFS_1: 0,00764 (Tabelle 20) CFS_2: 0,015 (realer Radius)		m
	Radius Ader	$r_A$	CFS_1: 0,0065 (Tabelle 20) CFS_2: 0,0014 (realer Radius)		m
	effektive HOC	$\overline{\Delta H_{c,eff}}$	17,8	17,8	MJ/kg
	Vergasungswärme	$\Delta H_g$	2,553 *)	1,701 **)	MJ/kg
	max. rel. Abbrandrate	$\dot{m}_{max}^*$	13,5	5,3	g/(s m <sup>2</sup> )
	Temperatur	$T$	270	450	°C
	Zersetzungsrate	$r$	0,2	0,7	-

\*) Werte entsprechen 60 % der reduzierten Werte aus Tabelle 10 Ansatz (a1)  
 \*\*) Werte entsprechen 40 % der reduzierten Werte aus Tabelle 10 Ansatz (a1)  
 HOC: Verbrennungswärme



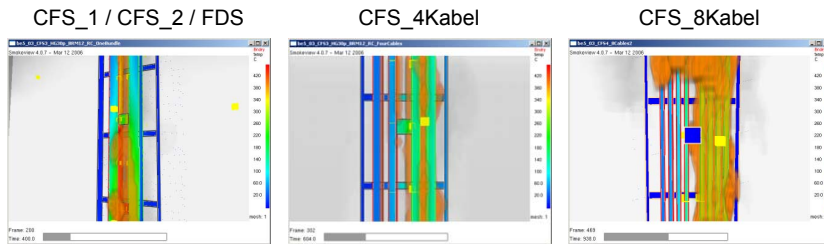


Bild 81 Ausschnitt aus dem Modell für die verschiedenen Läufe im ICFMP-Szenario, Blick auf die belegte Trasse mit getrennten Bündeln, Darstellung mit SMOKEVIEW /FOR 06/

Bild 81 zeigt den Modellaufbau der belegten Trassen für die Fälle CFS\_1, CFS\_2, FDS (ein Kabelobjekt je Bündel), CFS\_4Kabel (4 Kabelobjekte je Bündel) und CFS-8Kabel (acht Kabelobjekte je Bündel) nach Tabelle 27.

In den beiden folgenden Abschnitten werden die Ergebnisse zur Studie ICFMP 3a und 3b gezeigt. Es werden die Oberflächentemperaturen der Bündel der Leistungskabel TCO1 und der I&C-Kabel TCO 3 in den Leveln 1, 3, 5, 7 und 9 dargestellt. Zur Vereinfachung wird Level 1 bei 0 cm (120 cm über dem Boden) und Level 9 bei 320 cm angenommen. Der Abstand zwischen den Leveln beträgt 40 cm. Die genauen Positionsangaben der Messstellen im Bezug auf die Trasse und den Raum sind Bild 22 zu entnehmen. Aus dem Verlauf der Oberflächentemperaturen wurde für diese Untersuchung zusätzlich eine Brandausbreitungsgeschwindigkeit (BAG) für die beiden Bündel abgeleitet. Da die simulierten Temperaturen der Oberfläche durch die vorgegebene Entzündungstemperatur in der ersten Phase der Zersetzung praktisch nicht über 300 °C steigen<sup>4</sup>, wurde hier eine Grenztemperatur von 250 °C festgelegt, um eine Mitbrennen der Kabel zu definieren. Aus dem Zeitpunkt des ersten Anstieges über diese Temperatur in Level 1 und dem Zeitpunkt des Erreichens dieser Temperatur in dem letzten Level wurde eine (mittlere) BAG für die Kabel abgeleitet. Da die Brandweiterleitung nicht für jeden Fall bis zum obersten Level (Level 9) berechnet wurde, ist die BAG immer auf die Weglänge der Differenz aus dem untersten und dem letzten „Erreichten“ Level bezogen worden. Die auf diese Art bestimmte BAG erlaubt eine Aussage zu den globalen Abläufen auf der Kabeloberfläche. Die BAG gibt aber keine Auskunft über den Zeitpunkt der ersten Entzündung der Kabel. In der Realität wandern die Flammen zudem nur bei bestimmten Randbedingungen kontinuierlich entlang der Oberfläche eines Kabels. Zu beobachten

<sup>4</sup> In dem Zersetzungsmodell in FDS und CFS wird jede weitere Energie bei Erreichen der vorgegebenen Zünd- bzw. Zersetzungstemperatur in einem Anstieg der Zersetzungsrate gesteckt. Die Temperatur der Oberfläche steigt dann nicht mehr an, solange Material pyrolysiert werden kann.

sind u. a. Bereiche der Kabelbündel, die sich über mehrere Level schlagartig entzünden, sowie Flammen, die von oben nach unten wandern. In solchen Fällen ist die vereinfachte Ableitung einer (mittleren) BAG, wie sie hier vorgenommen wurde, nicht möglich.

### 6.3.1.1 Studie ICFMP 3a

Bild 82 zeigt den Verlauf der Oberflächentemperaturen TCO1 (PVC Leistungskabel) in den Leveln 1, 3, 5, 7, 9 im Versuch (Exp.) sowie in den Simulationen (CFS\_1, CFS\_2 und FDS). Unten rechts sind die mit dem vorher beschriebenen Ansatz ermittelte BAG und die maximal erreichten Höhen (Level) des Brandes dargestellt.

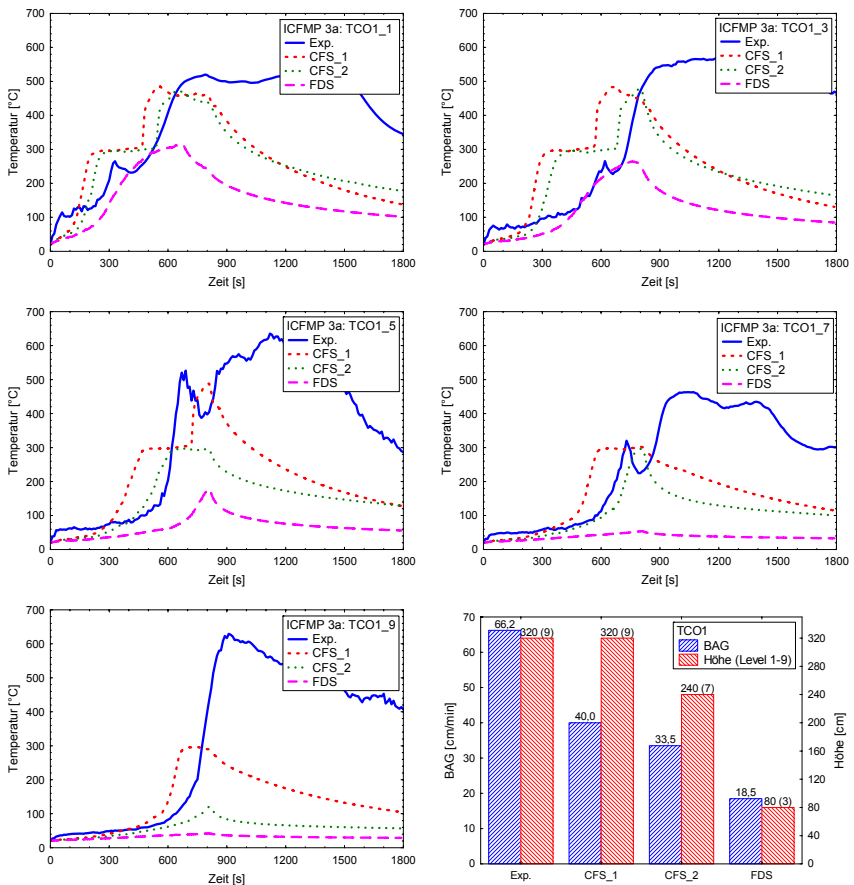


Bild 82 Szenario ICFMP 3a: Verlauf der Oberflächentemperaturen TCO1 Level 1, 3, 5, 7, 9) und Brandausbreitungsgeschwindigkeit (PVC Leistungskabel)

Die berechneten Temperaturen im CFS-Modell liegen im Vergleich zur Simulation mit dem FDS-Modell, näher bei dem Verlauf der gemessenen Temperaturen (Exp.). Insbesondere der Lauf CFS\_1 gibt die Charakteristik der Temperaturentwicklung im Experiment am ehesten wieder. In dem Lauf CFS\_2 werden demgegenüber die Entzündungszeitpunkte in den einzelnen Leveln im Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen am besten getroffen.

Eine wesentliche Charakteristik der experimentellen Daten wird in den Simulationen nicht richtig erfasst. Im Versuch liegen die Oberflächentemperaturen nach Erreichen eines Maximums um 500 °C bis 600 °C über einen längeren Zeitraum an und klingen nur allmählich ab. In den Simulationen dagegen fallen die Temperaturen im Grunde wieder ab, nachdem das jeweilige obere Maximum erreicht wurde.

Dieses Manko zeigt sich auch in den mit dem einfachen Ansatz ermittelten (mittleren) Brandausbreitungsgeschwindigkeiten. Die aus den experimentellen Daten abgeleitete BAG von 66,2 cm/min wird auch mit dem Lauf CFS\_1 mit 40,0 cm/min nur tendenziell erreicht. Im Lauf CFS\_2 wird nur der Level 7 (Höhe 240 cm) und im FDS Lauf nur der Level 3 (80 cm) mit den oben beschriebenen Kriterien für die Brandweiterleitung erreicht.

Bild 83 zeigt den Verlauf der Oberflächentemperatur TCO3 (PVC, I&C-Kabel) in den Leveln 1, 3, 5, 7, 9 im Versuch (Exp.), sowie in den Simulationen (CFS\_1, CFS\_2 und FDS). Unten rechts sind in einem Balkendiagramm die mit dem vorher beschriebenen Ansatz ermittelte BAG und die maximal erreichten Höhe (Level) des Brandes für diese Läufe dargestellt. Die berechneten Temperaturen der I&C-Kabel zeigen ähnliche Abweichungen von den experimentellen Werten wie bei den Leistungskabeln (TCO1). Bei Betrachtung des Gesamtverlaufs liegen die Simulationsergebnisse aber näher bei den experimentellen Daten. Die berechneten Temperaturen der Oberfläche (insbesondere in den unteren Leveln) fallen nicht so schnell ab, es kann sich ein kleines Plateau mit höheren Temperaturen, wie im Experiment beobachtet ausbilden.

Die für die experimentellen Daten abgeleitete (mittlere) BAG von 40,9 cm/min wird mit dem Lauf CFS\_1 mit 40,9 cm/min genau erreicht. Im Lauf CFS\_2 wird nur der Level 7 (Höhe 240 cm), im FDS Lauf nur der Level 5 (160 cm) mit den oben beschriebenen Kriterien für die Brandweiterleitung erreicht.

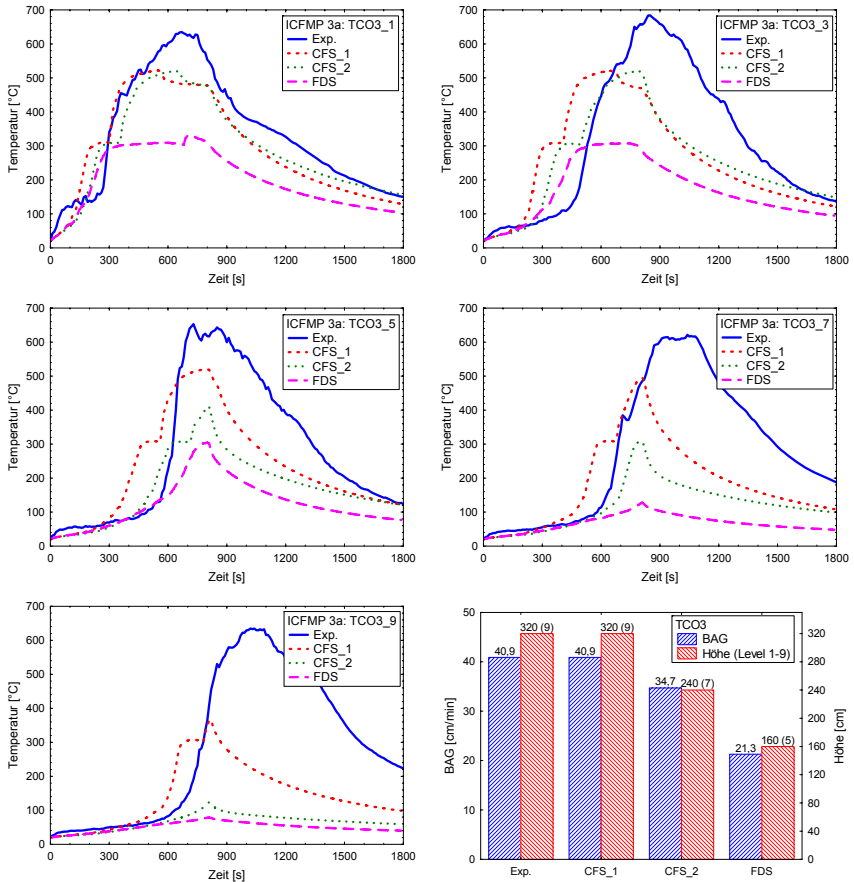


Bild 83 Szenario ICFMP 3a: Verlauf der Oberflächentemperaturen TCO3 (Level 1, 3, 5, 7, 9) und Brandausbreitungsgeschwindigkeit (PVC I&C-Kabel)

Bild 84 zeigt den Verlauf der Abbrandrate (MLR) links und des Abbrandes (ML) rechts für den Versuch (Exp.) und für die Simulationen (CFS\_1, CFS\_2 und FDS). Es wird deutlich, dass mit den hier gewählten Ansätzen die Abbrandrate (Bild 84, links) nur in der Anfangsphase ausreichend realistisch beschrieben werden kann. Hierbei stimmen die mit dem CFS-Modell erreichten Abbrandraten insgesamt besser mit den Experimenten überein als die mit dem FDS-Modell berechneten Werte. In der Gesamtbilanz (Bild 84, rechts) wird selbst im günstigsten Fall (Modellauf CFS\_1) nur knapp die Hälfte der Masse (4 kg) im Vergleich zum Experiment (9,8 kg) umgesetzt.

## 6 Validierung des CFS-Modells

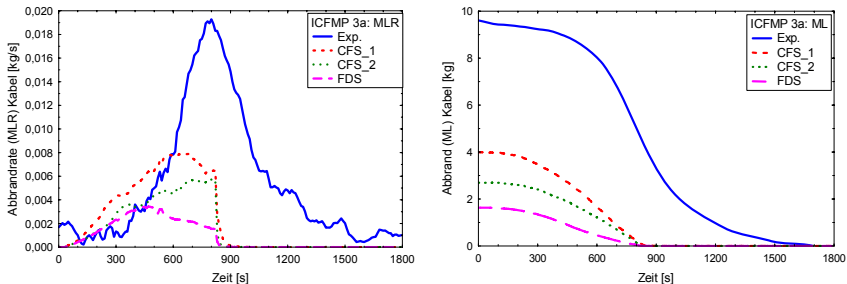


Bild 84 Szenario ICFMP 3a: Verlauf der Abbrandrate (MLR, links) und des Abbrandes (ML, rechts) der Kabelbündel

### 6.3.1.2 Studie ICFMP 3b

Die Studie ICFMP 3b dient dazu, Effekte hinsichtlich der Art der Beschreibung eines Kabelbündels zu bewerten. Wurden in den Fällen für Studie 3a die Kabelbündel im Modell jeweils durch ein einzelnes Objekt abgebildet, werden in der Studie 3b noch Fälle mit 4 Kabelobjekten je Bündel und mit 8 Kabelobjekten je Bündel herangezogen. Die Vergleichsbasis bilden wieder das Experiment und die Ergebnisse der Berechnungen des Laufes CFS\_1 aus der Studie ICFMP 3a.

Bild 85 zeigt in fünf einzelnen Grafiken den Verlauf der Oberflächentemperaturen TCO1 (PVC, Leistungskabel) in den Leveln 1, 3, 5, 7, 9 im Versuch (Exp.), sowie in den Fällen der Simulation (CFS\_1, CFS\_4Kabel und CFS\_8Kabel). Unten rechts sind in einem Balkendiagramm die mit dem vorher beschriebenen Ansatz ermittelte BAG und die maximal erreichte Höhen (Level) des Brandes für diese Läufe dargestellt. Die berechneten Temperaturen im Lauf CFS\_4Kabel weichen von den experimentellen Daten in den verschiedenen Leveln noch stärker ab als im Lauf CFS\_1 aus Studie 3a. Der Lauf CFS\_8Kabel stellt dagegen eine eindeutige Verbesserung dar. Auffällig ist hier, dass die Temperaturen in mittleren Höhen (Level 3 und 5) zunächst unterhalb der Temperaturen von Lauf CFS\_1 liegen, aber im oberen Bereich der Trasse (Level 7 und 9) deutlich ansteigen und hier besser mit den experimentellen Ergebnissen übereinstimmen. Dieses Ergebnis bestätigt sich auch bei der (mittleren) BAG, die in Lauf CFS\_8Kabel mit 53,0 cm/min gegenüber 40,0 cm/min in Lauf CFS\_1 und 33,1 cm/min in Lauf CFS\_4Kabel näher am Experimentellen Ergebnis (Exp.) von 66,2 cm/min liegt.

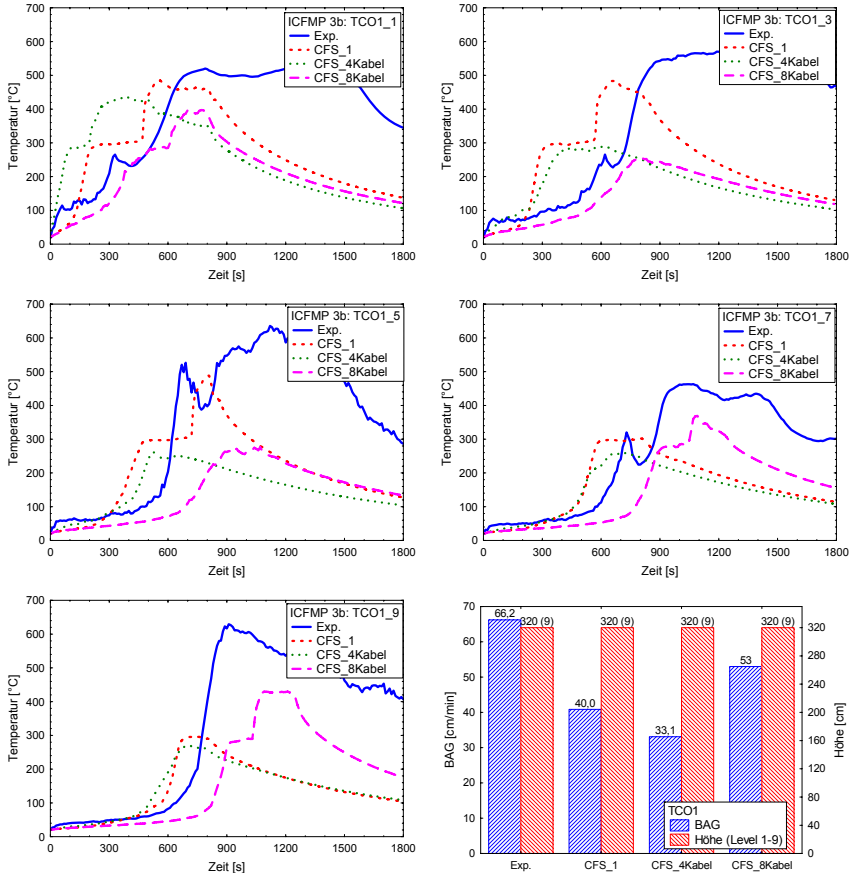


Bild 85 Szenario ICFMP 3b: Verlauf der Oberflächentemperaturen TCO1 (Level 1, 3, 5, 7, 9) und Brandausbreitungsgeschwindigkeit (PVC Leistungskabel)

Bild 86 zeigt den Verlauf der Temperatur der Oberfläche TCO3 (I&C-Kabel) in den Leveln 1, 3, 5, 7, 9 im Versuch (Exp.), sowie in den Fällen der Simulation (CFS\_1, CFS\_4Kabel und CFS\_8Kabel). Unten rechts ist in einem Balkendiagramm die mit dem vorher beschriebenen Verfahren abgeleitete BAG und die maximal erreichte Höhe (Level) des Brandes für diese Läufe dargestellt.

Die Ergebnisse entsprechen in etwa denen für die Leistungskabel (TCO) im Bild 85.

6 Validierung des CFS-Modells

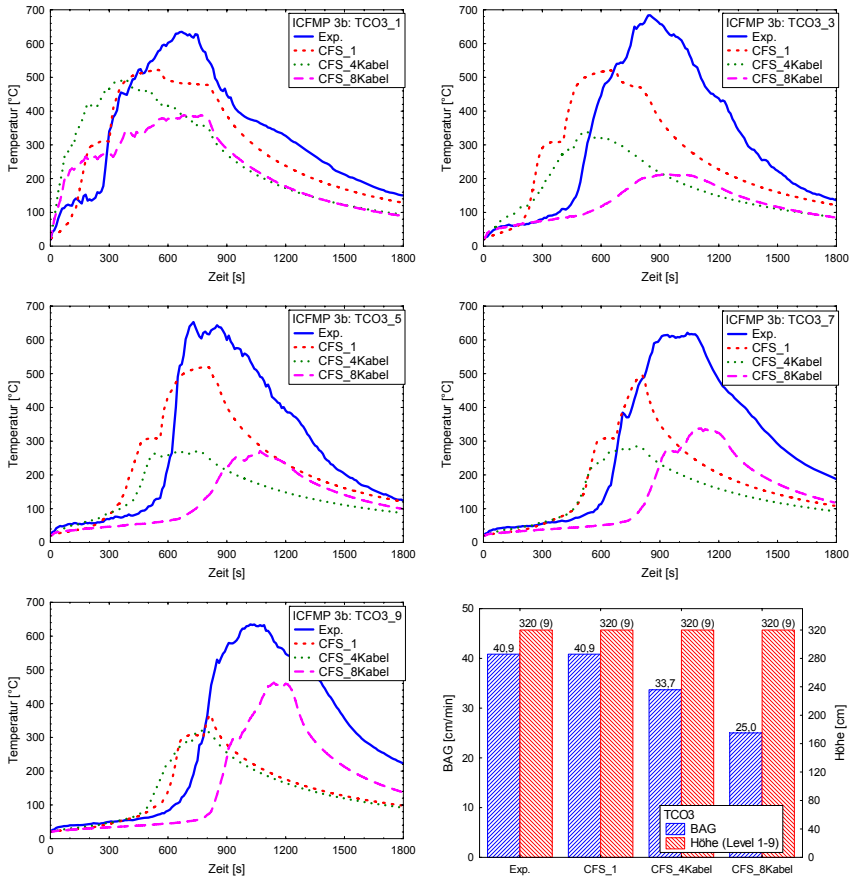


Bild 86 Szenario ICFMP 3b: Verlauf der Oberflächentemperaturen TCO3 (Level 1, 3, 5, 7, 9) und Brandausbreitungsgeschwindigkeit (PVC I&C-Kabel)

Auch hier geben die berechneten Temperaturen in den verschiedenen Levels (1, 3, 5, 7, 9) im Lauf CFS\_4Kabel die experimentellen Daten schlechter wieder als beim Lauf CFS\_1 aus Studie 3a. Der Lauf CFS\_8Kabel stellt dagegen eine Verbesserung dar. Auch hier liegen die Temperaturen in mittleren Höhen (Level 3 und 5) zunächst unterhalb denen von Lauf CFS\_1, steigen aber im oberen Bereich der Trasse (Level 7 und 9) deutlich an und stimmen dort besser mit den experimentellen Ergebnissen überein. In diesem Fall trifft das aber nicht für die (mittlere) BAG zu, die in Lauf CFS\_8Kabel mit

25,0 cm/min anstatt 40,9 cm/min in Lauf CFS\_1 und 33,7 cm/min in Lauf CFS\_4Kabel deutlich vom experimentellen Ergebnis (Exp.) von 40,9 cm/min abweicht.

Bild 87 zeigt den Verlauf der Abbrandrate (MLR) links und des Abbrandes (ML) rechts für den Versuch (Exp.) und für die Simulationen (CFS\_1, CFS\_4Kabel und CFS\_8Kabel).

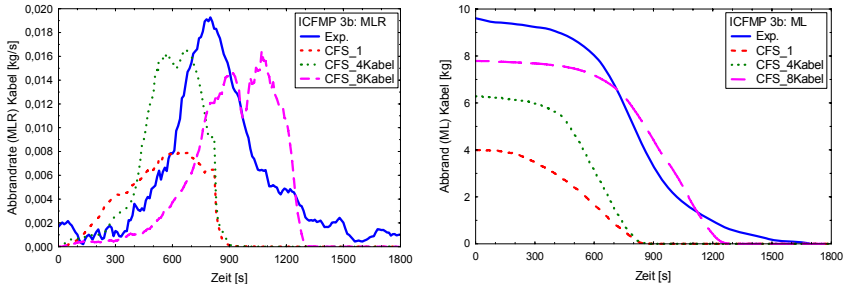


Bild 87 Szenario ICFMP 3a: Verlauf der Abbrandrate (MLR, links) und des Abbrandes (ML, rechts) der Kabelbündel

Der Verlauf der Abbrandrate (Bild 87, links) kann in der Gesamtcharakteristik mit den Ansätzen aus der Studie 3b (4 bzw. 8 Kabelobjekte je Bündel) besser wiedergegeben werden. Insbesondere der Lauf CFS\_8Kabel zeigt eine vergleichsweise gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen. So wird im Modellauf CFS\_8Kabel fast soviel Masse (knapp 8 kg) umgesetzt, wie im Experiment (9,8 kg). Auch der Lauf CFS\_4Kabel liegt mit knapp über 6 kg umgesetzter Masse noch deutlich über den Ergebnissen des Laufs CFS\_1 (4 kg) aus der Studie ICFMP 3a.

### 6.3.1.3 Ergänzungsstudie ICFMP 3c

In einer ergänzenden Studie mit dem ICFMP-Szenario wurde noch ein weiterer Lauf ICFMP 3c betrachtet. Dabei wurde eine höhere Auflösung der Elemente in z-Richtung ( $Dz$ ) im Bereich der simulierten Kabeltrasse gewählt um das Konvergenzverhalten der Lösung beurteilen zu können. Hierzu wurde der Fall CFS\_8Kabel des Laufs ICFMP 3b als Basis herangezogen, da hiermit insgesamt die besten Ergebnisse im Vergleich zu den experimentellen Daten erzielt wurden. Für den Vergleichsfall CFS\_8Kabel\_RZ wurde im Bereich der Kabeltrasse gegenüber dem Fall CFS\_8Kabel mit der doppelten Anzahl von Zellen in z-Richtung (1146880) berechnet, im gesamten Berechnungsraum (siehe Tabelle 28) mit 1509760 anstatt 936320 Zellen. Die Größe der Zellen in z-



Richtung betrug im Lauf CFS\_8Kabel\_RZ 2,5 cm anstatt 5 cm im Lauf CFS\_8Kabel. Eine Übersicht zu dem Lauf ICFMP 3c ist in Tabelle 30 gegeben. Die im Lauf CFS\_8Kabel\_RZ realisierte Auflösung führte auf einem Intel Dual Core Rechner mit 2,4 GHz und 3,24 GB Hauptspeicher zu Rechenzeiten von 5,4 Wochen, fast doppelt so lang wie in Fall CFS\_8Kabel (2,8 Wochen).

Tabelle 30 Ergänzende Untersuchung ICFMP 3c im ICFMP-Szenario mit dem CFS-Modell

Lauf	Größe Gitterzellen Kabeltrasse $D_x \cdot D_y \cdot D_z$ [cm <sup>3</sup> ]	Anzahl Gitterzellen Kabeltrasse	Gesamtanzahl Gitterzellen (siehe Tabelle 28)	Fall
ICFMP 3c Auflösung	1,25 · 1,25 · <b>5,0</b>	573440	936320	CFS_8Kabel
	1,25 · 1,25 · <b>2,5</b>	1146880	1509760	CFS_8Kabel_RZ

Bild 88 zeigt den Vergleich des Verlaufs der Oberflächentemperaturen für die beiden Fälle im Lauf ICFMP 3c gegeben. Die Temperaturen werden jeweils für Level 1 (unten) und Level 9 (oben) für die Leistungskabel im linken Bild (TCO1\_1, TCO1\_9) und für die I&C-Kabel im rechten Bild (TCO3\_1, TCO3\_9) gezeigt. Die Linien entsprechen dem Lauf CFS\_8Kabel und die unterbrochenen Linien dem Lauf CFS\_8Kabel\_RZ. Insgesamt ergeben sich nur geringe Unterschiede. In dem oberen Bereich der Trasse verlaufen die Oberflächentemperaturen der Kabel bei der höheren Auflösung in z-Richtung CFS\_8Kabel\_RZ etwas unterhalb der Temperaturen des Falls CFS\_8Kabel, die Charakteristik des Verlaufs ist aber vergleichbar.

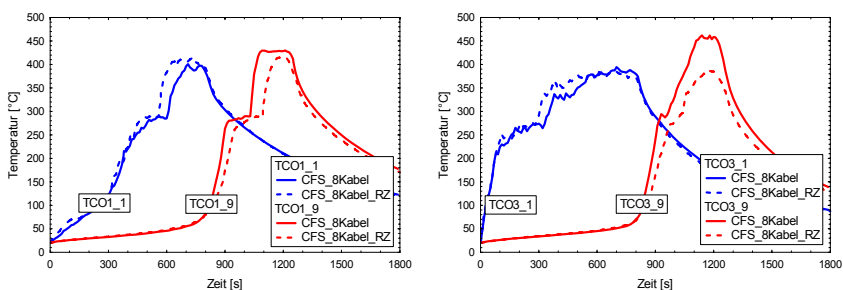


Bild 88 Szenario ICFMP 3c: Verlauf der Oberflächentemperaturen der PVC Leistungskabel (links, TCO1) und PVC I&C-Kabel (rechts, TCO3) in den Leveln 1 und 9

Gut ist auch zu erkennen, dass die Entwicklung der Oberflächentemperaturen in den Bündeln beider Kabeltypen sehr unterschiedlich ist.

Bild 89 zeigt den Verlauf der Abbrandrate (MLR) links und des Abbrandes (ML) rechts für den Versuch (Exp.) und für die Fälle CFS\_8Kabel und CFS\_8Kabel\_RZ. Im Verlauf der Abbrandrate im Fall CFS\_8Kabel bilden sich zwei Maxima aus, im Fall CFS\_8Kabel\_RZ dagegen nur ein Maxima. Insgesamt wird im Fall CFS\_8Kabel etwas mehr Masse umgesetzt als im Fall CFS\_8Kabel\_RZ mit der höheren Auflösung der Elemente in z-Richtung (2,5 cm). Da die Unterschiede bei den hier dargestellten Größen gering sind, erscheint es für die meisten Untersuchungen ausreichend mit einer Auflösung der Elemente in z-Richtung von 5 cm zu arbeiten.

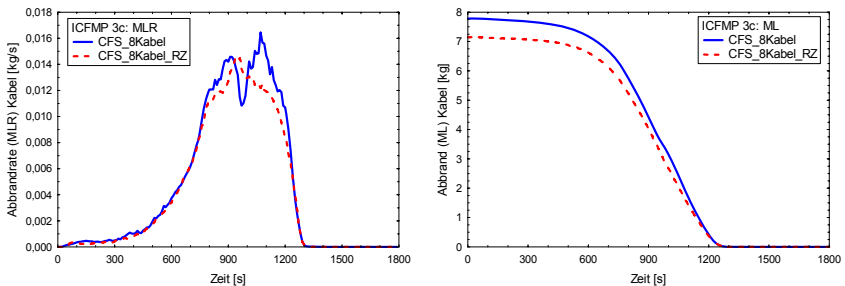


Bild 89 Szenario ICFMP 3c: Verlauf der Abbrandrate (MLR, links) und des Abbrandes (ML, rechts) der Kabelbündel

### 6.3.2 Bewertung der Ergebnisse

Die Ergebnisse der Untersuchung des ICFMP-Szenarios einer mit Bündeln belegten Kabeltrasse mit dem CFS-Modell sind einerseits ermutigend, andererseits werden auch Grenzen des Modells aufgezeigt. Im Vergleich zum FDS-Modell ergeben sich eindeutige Verbesserungen bei der Berechnung der Temperatur an der Oberfläche eines Kabelbündels. Diese Verbesserungen lassen sich hauptsächlich auf die im CFS-Modell berücksichtigte zweite Phase der Zersetzung zurückführen. Unklar ist hierbei, mit welcher Methodik die erforderlichen Angaben für die Vergasungswärme so komplexer Isoliermaterialien wie von Kabeln gewonnen werden können. Die Annahme einer mittleren effektiven Vergasungswärme aus Cone-Kalorimeter Versuchen hat sich in Vorabsimulationen als problematisch erwiesen. Da auch Literaturangaben zu PVC-Materialien mit niedrigeren Angaben für Vergasungswärme vorliegen, wurden in dieser Arbeit hilfsweise reduzierte Werte angenommen. Ob die auf diese Weise kalibrierten Werte die Vergasungswärme richtig wiedergeben muss in einer weiteren wissenschaftlichen Untersuchung geklärt werden. Da auch im FDS-Modell mit den reduzierten

Werten gerechnet wurde, lagen für die erste Zersetzungsphase gleiche Werte vor, so dass eine Vergleichbarkeit der Modelle gegeben ist.

In der Studie 3b wird deutlich, dass die Wahl des Gitters einen erheblichen Einfluss liegen kann. Im Fall CFS\_8Kabel wurde mit einer höheren Auflösung der Gitterelemente in x-, y-Richtung gearbeitet (1,25 cm), so dass die Kabelbündel jeweils durch 8 Kabelobjekte im Modell abgebildet werden können. Im Bündel aus Leistungskabeln konnte die gleiche Anzahl von Kabeln berücksichtigt werden wie im realen Versuch. Im Bündel aus I&C-Kabeln konnte allerdings die Anzahl von 14 Kabeln im Experiment nicht erreicht werden, da die gewählte Gitterauflösung hierfür nicht fein genug war. Insgesamt erscheint die Art der Modellierung der Bündel im Fall CFS\_8Kabel für ein Kabelbrandszenario, wie es hier vorlag, angemessen.

Die vergleichsweise schlechteren Ergebnisse des Laufs CFS\_4Kabel lassen sich damit erklären, dass durch die Art der Abbildung im Gitter jeweils nur eine Zelle zwischen den Kabelobjekten lag (o4, Bild 80). Die Energie, die am Anfang zur Pyrolyse zur Verfügung steht, kann zunächst auf der kleineren Fläche umgesetzt werden als bei einem zusammengefassten Kabelobjekt berücksichtigt wird (o1, Bild 80). Dieser Effekt führt zu einer relativ starken Zersetzung an der Oberfläche mit hohen Abbrandraten in dem untersten Level (Level 1). Die lokal freigesetzte Energie reicht aber nicht aus, die zweite Phase der Zersetzung in den höheren Leveln zu aktivieren, so dass die Temperaturen in diesen Bereichen nicht die Entzündungstemperatur erreichen. Insgesamt ergeben sich im Lauf CFS\_4Kabel zwar höhere Abbrandraten als bei CFS\_1, die höhere Massenumsetzung findet aber vor allem in den unteren Leveln statt.

Die Ergänzungsstudie ICFMP 3c zeigt für den Fall CFS\_8Kabel, dass mit einer Feinheit der Zellen in z-Richtung von 5 cm anstatt 2,5 cm. nur geringe Unterschiede bei den berechneten Größen vorlagen, so dass diese Gitterauflösung als ausreichend für Berechnungen angenommen werden kann.

#### **6.4 Zusammenfassung Kapitel 6**

Im Kapitel 6 wurde das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Brandausbreitungsmodell für Kabel (CFS-Modell), einer ersten Validierung unterzogen. Hierzu wurden Ergebnisse aus eigenen Versuche im Labormaßstab (Cone-Kalorimeter) sowie im großem Maßstab (IBMB-Versuchstand) herangezogen. Da das CFS-Modell zunächst nur für ein Kabel mit einem Leiter erarbeitet wurde, wurden verschiedene Ansätze entwickelt, um auch

komplex aufgebaute Kabel und Bündel aus mehreren Kabeln im Modell abbilden zu können. Hierzu wurden Überlegungen zur Verteilung der brennbaren und nicht-brennbaren Bestandteile innerhalb der komplexen Kabel und zur Berücksichtigung der zeitlich versetzt stattfindenden Pyrolyse des Kabelmantels und der innerhalb des Mantels befindlichen Aderisoliermaterialien angestellt.

Das Cone-Kalorimeter Szenario eignet sich gut um bestimmte Effekte des Kabelmodells zu untersuchen, da es sich in einem relativ kleinen Berechnungsvolumen abbilden lässt. Zudem wurden mit dem Cone-Kalorimeter Kabel mit mehreren Adern untersucht, so dass eine Kalibrierung des Modells für die weitere Simulation von Großversuchen vorgenommen werden konnte. Eine Analyse mit verschiedenen Feinheiten der Zellen der Berechnungsumgebung ergab gleiche Ergebnisse der Lösung bei der Wahl von Zellen mit einer Kantenlänge  $\leq 0,83$  cm. Da bereits mit einer Kantenlänge von 1,25 cm Ergebnisse mit nur geringer Abweichung vorlagen, wurde diese Auflösung als unterste Grenze für die Arbeit mit dem (Cone-) Modell angesetzt; eine höhere Auflösung hätte zu deutlich höheren Rechenzeiten geführt.

Die Simulation der Großversuche mit einer Auflösung der Zellen im Bereich der Kabel von horizontal 1,25 cm und vertikal 5 cm und knapp einer Million Gitterzellen führte auf einem Intel Dual Core Rechner mit 2,4 GHz und 3,24 GB Hauptspeicher zu Rechenzeiten von knapp 3 Wochen. Eine Halbierung der Gitterelemente in z-Richtung hat nur geringe Abweichungen der Lösung bei den berechneten Größen ergeben, führte aber auch zu deutlich höheren Rechenzeiten (über 5 Wochen).

Im Zuge der Simulation der Großversuche wurde insbesondere die Temperaturentwicklung der Oberfläche des Materials mit den Versuchsergebnissen verglichen. Dabei hat es sich gezeigt, dass die Abbildung eines Kabelbündels durch mehrere Kabelobjekte bessere Ergebnisse liefert als die Abbildung durch ein einziges Objekt.

Die Verfahren zur Bestimmung der (effektiven) Vergasungswärme im Kapitel 4.2.2 liefern im Zusammenhang mit dem CFS-Modell keine befriedigenden Ergebnisse. Werden jedoch die Werte auf noch 40 % - 60 % des Ansatzes ( $a_1$ ) gemäß Tabelle 10 reduziert ist die Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen akzeptabel. Derzeit existieren keine genormten Verfahren, um die Vergasungswärme von Materialien zu bestimmen.



## 7 ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein numerisches Brandausbreitungsmodell für Kabel, das CFS-Modell (Cable Flame Spread-Model), entwickelt. Das Modell kann die Brandausbreitung auf Kabeln insgesamt realistischer wiedergeben, als es bisher durch verschiedene in der Literatur beschriebene Ansätze bzw. durch aktuelle Raumbrand-simulationsmodelle möglich ist.

Um das Entzündungs- und Ausbreitungsverhalten bei Kabelbränden besser beurteilen zu können, wurden zunächst Versuche aus verschiedenen Forschungsvorhaben am iBMB neu ausgewertet. Ein Teil der experimentellen Daten wurde genutzt, um das CFS-Modell einer ersten Validierung zu unterziehen. Mit den Ergebnissen aus Versuchen im Labormaßstab wurden wesentliche thermophysikalische Daten abgeleitet, die für die Eingabe im Modell benötigt werden. Hierzu zählen die thermische Trägheit, die Entzündungstemperatur, die effektive Verbrennungswärme und die effektive Vergasungswärme. Zur Ableitung dieser Größen wurden Verfahren aus der Literatur herangezogen, deren Übertragbarkeit auf die komplexen Eigenschaften von Kabeln nicht uneingeschränkt gegeben ist. Insbesondere die Ableitung der elementar wichtigen Vergasungswärme ist unbefriedigend. Die vorliegenden effektiven Werte enthalten auch die Energie zur Erwärmung eines Materials. Für die späteren Simulationen wurden daher reduzierte Werte für die Vergasungswärme verwendet, wobei der Reduktionsfaktor an den Ergebnissen von großmaßstäblichen Versuchen kalibriert wurde. Zur Ergänzung des Datenmaterials wurde die spezifische Wärme temperaturabhängig bestimmt.

Das eigene Brandausbreitungsmodell für Kabel baut auf dem thermoplastischen Pyrolysemodell und dem eindimensionalen Wärmeleitungsmodell für ein Objekt der festen Phase des CFD-Brandsimulationscodes FDS (Fire Dynamics Simulator, Version 4.06) auf. Die Ansätze in FDS wurden in dieser Arbeit erweitert.

Das eindimensionale Wärmeleitungsmodell, das bisher unabhängig für jede Seite eines rechteckigen Objektes eingesetzt wurde, konnte in ein Wärmetransfermodell für ein einfaches Kabel aus Ader und Mantel überführt werden. In diesem Modell werden die Rückseiten der Mantelisolierung der einzelnen Seiten eines rechteckigen Objektes durch ein finites Volumenmodell einer Ader behandelt. Neben der zusätzlichen Beachtung von transversalen Effekten, werden mit dem Modell auch laterale Wärmetransporte auf der Ader berücksichtigt. Hierbei werden beide Prozesse eindimensional berechnet und an der Grenzfläche zwischen Mantelinnenfläche und Aderoberfläche gekoppelt. Diese

Vorgehensweise erscheint gerechtfertigt, da die Wärmeleiteffekte für Mantel und Ader eines Kabels, auf Grund der typischen Geometrie und Ausrichtung und den unterschiedlichen thermischen Leitfähigkeiten, entweder transversal oder lateral ausgerichtet sind. Im Modell müssen Angaben für den Radius der Ader und die Dicke des Mantels gemacht werden. Für die Berechnung der eindimensionalen Wärmeleitung in der Mantelisolierung wird im Modell eine zylindrische Mantelschale mit der angegebenen Dicke berücksichtigt. Innerhalb des CFS-Modells wurde auch die Möglichkeit geschaffen, Wärmequellen zu berücksichtigen, also z. B. die Wärmeverlustleistung durch ohmschen Widerstand bei einem Stromfluss.

Da sich die Pyrolyse von komplexen Kabelmaterialien nicht durch ein einfaches Zersetzungsmodell beschreiben lässt, wurde ein zweistufiges endliches Zersetzungsmodell auf der Grundlage des Arrhenius-Gesetzes entwickelt. Wichtige Eigenschaften von Kabelmaterialien konnten aus Ergebnissen von Thermogravimetrie-Untersuchungen abgeleitet werden. Wesentliche Vorgaben im zweistufigen Zersetzungsmodell sind materialabhängige Zersetzungstemperaturen und -raten. Durch die Angabe einer ersten Zersetzungsrate wird der Massenanteil je Zelle des Kabelmodells definiert, der in einer Simulation zersetzt werden muss, damit die zweite Stufe der Zersetzung beginnen kann. Für die zwei Zersetzungsphasen können darüber hinaus auch Angaben zur Vergasungswärme, effektiven Verbrennungswärme und relativen maximalen Abbrandrate der Materialien individuell berücksichtigt werden.

In den Entwicklungen zum CFS-Modell wurde zunächst von einem einfachen Kabel mit Ader und Mantel ausgegangen. Die Erweiterungen wurden zur weiteren Untersuchung in den Quellcode von FDS implementiert. Das FDS-Modell ist die Arbeitsumgebung des CFS-Modells, hier werden die Gleichungen zur Beschreibung des Strömungsfeldes, der Strahlung und der Verbrennung mit Ansätzen gelöst, die insbesondere für die Prozesse bei Raumbränden maßgeblich sind. Hierdurch sind auch die Randbedingungen an der Oberfläche des Kabelmantels gegeben.

Werden die transversalen Effekte der Wärmeleitung in einem einfachen Kabel berücksichtigt, steigen die Oberflächentemperaturen und die relative Abbrandrate der einseitig erwärmten Kabeloberfläche langsamer an, als wenn ein vereinfachtes eindimensionales Modell benutzt wird, welches den Wärmetransfer unabhängig für jede Seite rechnet. Die Berücksichtigung gekoppelter eindimensionaler Effekte führt zu einer Wärmesenke im Querschnitt des Kabels.

Wird ein zweistufiges endliches Modell zur Beschreibung der Zersetzung herangezogen, werden die Randbedingungen an der Oberfläche des Materials realistischer berücksichtigt. Die zweite Phase der Zersetzung wird dann nicht durchlaufen, wenn die Temperaturen an der Oberfläche eines Kabelmantels unterhalb der zugegebenen Zersetzungstemperatur liegen. In der Arbeit werden hierzu Simulationen in einem Modellbeispiel gezeigt, die diesen Sachverhalt verdeutlichen. Das zweistufige endliche Zersetzungsmodell lässt bei komplex aufgebauten Kabelisoliermaterialien realistischere Berechnungen des Abbrandverhaltens von Kabeln zu, als es in einem einstufigen Zersetzungsmodell möglich ist.

Das entwickelte Modell wurde hinsichtlich verschiedener Eigenschaften näher untersucht und einer ersten Validierung unterzogen. Ein Problem ist die Übertragung des einfachen Modells einer einzelnen Ader mit Mantel auf ein komplex aufgebautes Kabel mit mehreren Adern. Da zur Validierung eigene großmaßstäbliche Versuche mit Kabeln in praxismäßer Anordnung vorlagen, musste eine geeignete Modellierung für Kabelbündel gefunden werden. In einem ersten Ansatz wurden Cone-Kalorimeter Versuche mit den gleichen Kabeln wie in den Großversuchen simuliert. Hierbei konnten erste Erfahrungen mit dem CFS-Modell gesammelt werden. Die Versuchsergebnisse konnten mit größerer Übereinstimmung simuliert werden, wenn für die zweite Phase der Zersetzung geringere Vergasungswärmen angenommen wurden als die Werte, die aus Cone-Kalorimeter Versuchen abgeleitet wurden. Die Berechnungsergebnisse für die horizontale Anordnung der Kabel konvergieren bei einer Feinheit des Gitters von maximal 0,83 cm gegen gleiche Werte, bei einer Auflösung von 1,25 cm waren die Abweichungen aber bereits sehr gering.

Der für eine erste Validierung eingesetzte Großversuch ist Bestandteil einer Testserie mit praxismäßig belegten Kabeltrassen, die vertikal in einer Brandkammer mit Öffnung angeordnet waren. Die aus der zeitlichen und räumlichen Entwicklung der Temperaturen der Oberflächen abgeleitete Brandausbreitungsgeschwindigkeit im CFS-Modell kann die experimentellen Ergebnisse nur bedingt wiedergeben. Bildet man Kabelbündel der Realität entsprechend durch mehrere Kabelobjekt ab, stimmen die Simulationsergebnisse für die Abbrandraten bzw. die umgesetzten Massen (Abbrand) mit den Versuchsergebnissen besser überein als mit einem einzigen Kabelobjekt (Stab). Auch der Verlauf der berechneten Temperaturen der Oberfläche entspricht eher dem experimentellen Ergebnis, bei dem eine Brandweiterleitung bis in die oberen Bereiche der vertikal angeordneten Kabeltrasse aufgezeichnet wurde. Wenn man das Kabelbündel



durch ein einzelnes Objekt abbildet, endete die berechnete Brandweiterleitung auf niedrigeren Höhen, allerdings wird die zeitliche Entwicklung der Temperaturen bis zu dieser Höhe im Vergleich besser wiedergegeben. Bei Konvergenzuntersuchungen wurde eine ausreichend genaue (numerische) Lösung bei den hier gemachten Berechnungen bei einer Feinheit des Gitters von 5 cm in vertikaler Richtung und 1,25 cm in horizontaler Richtung festgestellt werden.

Die Brandausbreitung auf Kabeln lässt sich auch mit den erweiterten Ansätzen dieser Arbeit nur eingeschränkt vorausberechnen. Für die Entwicklung des CFS-Modells wurde nicht der Versuch unternommen die Probleme aktueller Brandsimulationsmodelle bei der Berücksichtigung der Verbrennung der Pyrolysegase zu lösen. Diese Prozesse bestimmen u. a. die Rückstrahlung einer Flamme auf die Oberfläche. Auch wurde auf eine genauere Modellierung der Grenzschicht zur Oberfläche des Kabelmantelmaterials verzichtet und statt dessen auf Ansätze zurückgegriffen, die in dem benutzten CFD-Modell für den Wärmeübergang zwischen Gasphase und fester Phase bereits vorgesehen sind.

Zur Zeit werden im CFS-Modell typische Eigenschaften vieler Mantelisoliermaterialien bei Erwärmung wie Schmelzen, Tropfen oder Verkohlen nur vereinfacht berücksichtigt oder vernachlässigt. Das kann bei fortgeschrittener Branddauer die Möglichkeit der Vorausberechnung von Kabelbränden weiter einschränken. Bereits im realen Versuch kann es aufgrund dieser Effekte zu Problemen bei der Bewertung der Genauigkeit von Temperaturmessungen kommen. Wenn sich eine Oberfläche in Folge der Erwärmung verändert, kann sich auch die Lage der Thermoelemente ändern. Insbesondere bei fortgeschrittenem Brandverlauf ist es möglich, dass die Temperaturfühler nicht mehr auf der Oberfläche des Materials liegen oder in das Material eingedrungen sind. Der Vergleich der simulierten mit den gemessenen Werten ist dann mit großen Unsicherheiten verbunden.

## LITERATURVERZEICHNIS

Monographien, Handbücher und Aufsätze

- /AND 05/ Andersson, P.; Van Hees, P.: Performance of Cables Subjected to Elevated Temperatures, Fire Safety Science – Proceedings of the Eight International Symposium, 1121-1132, International Association for Fire Safety Science, 2005.
- /ANS 03/ ANSYS Inc.: Ansys Rev. 8, Swanson Analysis Systems, Inc. Houston (USA), 2003.
- /ANS 05/ ANSYS Inc.: CFX-10, User Documentation, Swanson Analysis Systems, Inc. Houston (USA), 2005.
- /ALL 05/ Allelein, H.-J., et al: Weiterentwicklung der Rechenprogramme COCOSYS und ASTEC, Abschlußbericht GRS-A-3266, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit, April 2005.
- /AXE 02/ Axelsson, J.; Van Hees, P.; Blomquist, P.: Cable Fires in difficultly accessible areas, SP Report 2002:14, Swedish National Testing and Research Institute, Boras, 2002.
- /BAB 92/ Babrauskas, V.: From Bunsen Burner to Heat Release Rate Calorimeter, Published in "Heat Release in Fires", Edited by Babrauskas, V.; Grayson S. J., Elsevier Science Publishing Co., London and New York, 1992.
- /BAB 99/ Babrauskas, V.; Wetterlund, I.: Comparative data from LIFT and Cone-Calorimeter tests on 6 products, including flame flux measurements, SP Report 1999:14, Swedish National Testing and Research Institute, Boras, 1999.
- /BAB 03/ Babrauskas, V.: Ignition Handbook, Fire Science Publishers, Society of Fire Protection Engineers, ISBN 0-9728111-3-3, USA 2003.
- /BAB 06/ Babrauskas, V.: Mechanisms and modes for ignition of low-voltage, PVC-insulated electrotechnical products, Fire and Materials 30, 151-174, 2006
- /BAE 94/ Baehr, H.; D.; Stephan, K.: Wärme- und Stoffübertragung, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg 1994.
- /BAR 92/ Baroudi, D.; Kokkala, M.: Analysis of Upward Flame Spread, Technical Research Centre of Finland, VTT Publications 89, Espoo, 1992.
- /BAR 03/ Baroudi, D.: A discrete dynamical model for flame spread over combustible flat solid surfaces to pyrolysis with charring – an application example to upward flame spread, Fire Safety Journal 38, 53-84, Elsevier, 2003.
- /BAU 97/ Baum, H. R.; McGrattan, K. B.; Rehm, R.G.: Three Dimensional Simulations of Fire Plume Dynamics, Journal of the Heat Transfer Society, Japan 35(139), 45-52, 1997.

- /BEY 03/ Beyler, L. C.; Hirschler, M., M.: Thermal Decomposition, The SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Third Edition, Section One, Chapter 7, National Fire Protection Association, Quincy, Massachusetts, Society of Fire Protection Engineers, Bethesda, Maryland, 2003.
- /BLU 03/ Blume, G. W.: Ingenieurmodell zur brandschutztechnischen Bemessung von Bauteilen auf der Basis von experimentell ermittelten Verbrennungseffektivitäten, Technische Universität Braunschweig, Fachbereich Bauingenieurwesen, Dissertation, 2005.
- /BRE 01/ Brehob, E. G.; Kim, C. I.; Kulkarni, A. K.: Numerical Model of Upward Flame Spread on Practical Wall Materials, Fire Safety Journal 36, 225-240, Elsevier, 2001.
- /COX 02/ Cox, G.; Kumar, S.: Modeling Enclosure Fires using CFD, The SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Third Edition, Section Three, Chapter 4, National Fire Protection Association, Quincy, Massachusetts, Society of Fire Protection Engineers, Bethesda, Maryland, 2003.
- /DEL 91/ Delichatsios, M. A.; Panagiotou, T. and Kiley, F.: The use of time to ignition data for characterizing the thermal inertia and the minimum (critical) heat flux for ignition or pyrolysis, Combustion and Flame 84, 323-332, 1991.
- /DKI 00/ Deutsches Kupfer Institut e. V. (Hrsg.): Kupfer in der Elektrotechnik – Kabel und Leitungen, Auskunfts- und Beratungsstelle für die Verwendung von Kupfer und Kupferleitungen, Düsseldorf, 2000.
- /DRY 92/ Drysdale, D. D.; Macmillan, A. J. R: Flame spread on inlined surfaces, Fire Safety Journal, Number 18, 245-254, 1992.
- /DRY 99/ Drysdale, D. D.: An Introduction to Fire Dynamics, Second Edition, University of Edingburgh, John Wiley and Sons, UK, 1999.
- /FAR 03/ Faravelli, T.; Marongiu, A.; Ranzi, E.: Detailed kinetic modeling of thermal degradation of plastics, MoDeSt Workshop on Recycling of Polymeric Materials, 3<sup>rd</sup> and 4<sup>th</sup> July 2003, Karlsruhe, Editors: A. Hornung, J. Schöner, H. Seifert, Institut für Technische Chemie, Wissenschaftliche Berichte FZKA 7005, 2003.
- /FER 95/ Fernandez-Pello, A. C: The solid phase, In: Cox, G.(ed): Combustion Fundamentals of Fire, Watford Fire Research Station, UK, Academic Press ISBN 0-12-194230-9, 1995.
- /FLE 91/ Fletcher, C. A. J: Computational techniques for fluid dynamics, ISBN 3-540-53058-4 2nd Edition, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 1991.
- /FOR 06/ Forney, G.; McGrattan, K. B.: User's Guide for Smokeview Version 4 – A Tool for Visualizing Fire Dynamics Simulation Data, NIST Special Publication 1017, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland, USA, 2006.
- /FUN 06/ Funke, F.; Langrock, G.; Kanzleiter, T.; Poß, G.; Fischer, K.; Weber, G.: Allelein, H.-J.: Abschlussbericht "Experimentelle Untersuchung offener

- Fragen zum Spaltproduktverhalten im Sicherheitsbehälter, ThAI Phase II (ThAI = Thermohydraulik, Aerosole, Iod), Teil 2: Iod-Versuche, GRS, 2006.
- /GRA 00/ Grayson, S. J.; Hees, P.V.; Vercellotti, U.; Breulet, H.; Green, A.: Fire Performance of Electric Cables – new test methods and measurements techniques, Final Report on the European Commission SMT Programme Sponsored Research Project, SMT4-CT96-2059, ISBN 0 9532312 5 9, Interscience Communications Limited, 2000.
- /GRE 92/ Green, A.: Wind-aided spread over Horizontal Surfaces, Published in "Heat Release in Fires", Edited by Babrauskas, V.; Grayson S. J., Elsevier Science Publishing Co., London and New York, 1992.
- /GRI 79/ Grigull, U.; Sander, H.: Wärmeleitung, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 1979.
- /HAM 06/ Forney, G.; McGrattan, K. B.: 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, Gaithersburg, Maryland, USA, 2006.
- /HEE 96/ Van Hees, P.; Thureson, P.: Burning Behaviour of Cables – Modelling of Flame Spread, SP Report 1996:30, SP Swedish National Testing and Research Institute, Borås, 1996.
- /HOS 98/ Hosser, D., Siegfried, W., Will, J.: Untersuchungen zum Brandverhalten von Kabelanlagen und zur Schutzfunktion von dämmschichtbildenden Anstrichen und Kabeln, Bericht Nr. U 97 073 iBMB, Auftrags-Nr. SR 2207 – 81030 – UA –1323 BMU, Februar 1998.
- /HOS 03/ Hosser, D.; Riese, O.: Durchführung von vergleichenden Brandversuchen mit unterschiedlichen Kabelmaterialien und Kabelschutzsystemen, VGB Kraftwerkstechnik GmbH, VGB-Kennziffer SA „AT“ 11/00, Abschlussbericht iBMB, Juni 2003.
- /HOS 05/ Hosser, D.; Riese, O.; M. Klingenberg: Durchführung von weiterführenden Kabelbrandversuchen einschließlich der Präsentation der Ergebnisse im Rahmen des internationalen Projektes ICFMP, Vorhaben SR 2449, Unterauftrag UA-2298, Schriftenreihe Reaktorsicherheit und Strahlenschutz, BMU-2005-663, 2005.
- /JAN 92/ Janssens, M. L.: Determining flame spread properties from Cone-Calorimeter measurements, Published in "Heat Release in Fires", Edited by Babrauskas, V.; Grayson S. J., Elsevier Science Publishing Co., London and New York, 1992.
- /JAN 02/ Janssens, M.: Development of FDMS Tools to Generate Data for Fire Safety Engineering and Modeling, Workshop on Fire Growth and Spread on Objects NIST, Gaithersburg, MD, March 4-6, 2002.
- /KAR 94/ Karlsson, Björn: Models for Calculating Flame Spread on Wall Lining Materials and the Resulting Heat Release Rate in a Room, Fire Safety Journal 223, 365-386, Elsevier, 1994.

- /KES 99a/ Keski-Rahkonen., O.; Mangs, J.; Turtola, A.: Ignition of and Fire Spread on Cables and Electronic Components, VTT Publications 387, VTT Technical Research Centre of Finland, Espoo, 1999.
- /KES 99b/ Keski-Rahkonen., O.; Hostikka, S.: Theory versus experiment – Did you forget design of experiment and data reduction, Structural Mechanics in Reactor Technology 15, Post Conference Seminar No. 6, Fire Safety in Nuclear Power Plants and Installations, Munich-Garching, GERMANY, September 6-7, 1999.
- /KOE 91/ Carbon Monoxide and Soot Emissions from Liquid-Fueled Buoyant Turbulent Diffusion Flames, Combustion and Flame, Vol 87, 61-76, 1991.
- /LAU 06/ Lautenberger, C.; Guillermo, R.; Fernandez-Pello, C.: The application of a genetic algorithm to estimate materials properties for fire modelling from bench-scale fire test data, Fire Safety Journal 41, 204-214, 2006.
- /LEE 97/ Lee, C. H.: Investigation of a Model for Upward Flame Spread: Transient Ignitor and Burning Rate Effects, NIST-GCR-97-726, University of Maryland, College Park, MD 20742, August 1997.
- /LIN 05/ Linteris, G.; Gewuerz, L.; McGrattan, K., and Forney, G.: Modeling Solid Sample Burning, Fire Safety Science – Proceedings of the Eight International Symposium, 625-636, International Association for Fire Safety Science, 2005.
- /MAG 81/ Magnussen, B. F.: On the Structure of Turbulence and a Generalized Eddy Dissipation Concept for Chemical Reaction in Turbulent Flow, 19<sup>th</sup> AIAA Science Meeting, St. Louis, Missouri, USA, 1991.
- /MCG 06a/ McGrattan, K. B.; Forney, G.: Fire Dynamics Simulator (Version 4), Users Guide, NIST Special Publication 1018, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland, USA, 2006.
- /MCG 06b/ McGrattan, K. B.; Forney, G.: Fire Dynamics Simulator (Version 4), Technical Reference Guide, NIST Special Publication 1019, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland, USA, 2006.
- /MAX 91/ Max, U.: HDR Sicherheitsprogramm, Zur Berechnung der Ausbreitung von Feuer und Rauch in komplexen Gebäuden, Arbeitsbericht PHDR 5.157/91, Kernforschungszentrum Karlsruhe, März 1991.
- /MEI 02/ MEINHART: Kabel und Leitungen, Preisliste und technischer Katalog, 17. Ausgabe, MEINHART Kabel Ges.mBh, 2001.
- /MIT 93/ Mitler, E.H.; Steckler, K.,D.: SPREAD – A Model of Flame Spread on Vertical Surfaces, NISTIR 5619, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg MD, USA , 1993.
- /NOR 01/ North; G.; Karlsson, B.; Gojkovic, D.; van Hees, P.: Simple Analytical and Numerical Techniques for Modelling Flame Spread on Solids, Departement of Fire Safety Engineering, Lund University, Sweden, Report 7014, Lund 2001.

- /NOV 01/ Novozhilov, V.: Computational fluid dynamics modeling of compartment fires, *Progress in Energy and Combustion Science* 71, 611-666, 2001.
- /OLE 03/ Olenick, S. M.; Carpenter, D. J.: An Updated International Survey of Computer Models for Fire and Smoke, *Journal of Fire Protection Engineering*, Vol. 13, May 2003.
- /ORL 74/ Orloff, L.; de Ris, J.; Markstein, G.H.: Upward turbulent flame spread and burning of fuel surface, 15th International Symposium on Combustion, pp. 183-192, The Combustion Institute, Pittsburgh, 1974.
- /POL 05/ Polifke, W.; Kopitz, J.: Wärmeübertragung, Grundlagen, analytische und numerische Methoden, Pearson Studium, 2005.
- /QUI 01/ Quintiere, J. G.: Models for Fire Growth and Spread, Published in "Engineering Methods for Fire Safety", Proceedings of 9th International Fire Protection Symposium, Edited by Hosser, D., iBMB, Braunschweig, 2001.
- /PRE 92/ Press, H. W.; Teukolsky S. A.; Vetterling W. T.; Flannery, B. P.: Numerical Recipes in FORTRAN, The Art of Scientific Computing, Second Edition, Cambridge University Press, 1992.
- /RIE 05/ Riese, O.: Brandentstehung und –ausbreitung an Kabeltrassen – Versuche und Simulation. In: Hosser, D. (Hrsg.): Braunschweiger Brandschutz-Tage '05, 11. Fachseminar Brandschutz – Forschung und Praxis, 28. und 29. September 2005. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Heft Nr. 185, 2005.
- /RIE 06/ Riese, O., Hosser, D., Roewekamp, M.: Evaluation of Fire Models for Nuclear Power Plant Applications: Flame Spread in Cable Tray Fires, International Panel Report - Benchmark Exercise No. 5, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) Report Number 214, ISBN-Nr: 3-931995-81-X, 2006.
- /RUB 00/ Rubini, P.: Sofie V 3.0 Users guide, School of Mechanical Engineering, Cranfield University (UK), 2000.
- /SAE 04/ Saeed, L.: Experimental Assessment of Two-Stage Combustion of High Solid Waste with HCL Recovery, Helsinki University of Technology, Department of Mechanical Engineering, TKK-ENY-18, Espoo 2004.
- /SAI 86/ Saito, K.; Quintiere, J. G.; Williams, F. A.: Upward Turbulent Flame Spread, International Association for Fire Safety Science, Fire Safety Science - Proceedings of the First International Symposium October 7-11, 1985, Gaithersburg, MD. Hemisphere Publishing Corp., NY, Grant, C. E.; Pagni, P. J., Editors, 75-86, 1986.
- /STA 04/ Staggs, J. E. J.: The heat of gasification of polymers, *Fire Safety Journal* 39, 711-720, 2004.
- /THE 03/ Theuns, E.: Numerical modelling of flame spread, University of Gent, Dissertation, Mai 2003.

- /TEW 03/ Tewarson, A.: Generation of Heat and Chemical Compounds in Fires, The SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Third Edition, Section Three, Chapter 4, National Fire Protection Association, Quincy, Massachusetts, Society of Fire Protection Engineers, Bethesda, Maryland, 2003.
- /THO 90/ Thomas, P.; Karlsson, B.: On Upward Flame Spread on Thick Fuels, Department on Fire Safety Engineering, Lund University, SE-LUTVDG/TVBB-3058, Sweden, 1990.
- /TUO 99/ Tuovinen, H.; Van Hees, P.; Axelsson, J.; Karlsson, B.: Implementation of a Physical Flame Spread Model in the SOFIE CFD Model, Brandforsk Project 307-971, SP Swedisch National Testing and Research Institute, SP Fire Technology, SP REPORT 32, 1999.
- /VDI 92/ VDI-Wärmeatlas, Berechnungsblätter für den Wärmeübergang, Hrsg.: Verein Deutscher Ingenieure, VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen (GVC), 9., überarbeitete Auflage, Springer, Berlin, 2002.
- /WAR 01/ Warnatz, J.; Maas, U.; Dibble, R.W.: Verbrennung, Physikalisch-Chemische Grundlagen, Modellierung und Simulation, Experimente, Schadstoffentstehung, 3.Auflage, Springer, 2001.
- /WIL 05/ Will, J.: Entwicklung eines sauerstoffkalorimetrischen Verfahrens zur Bestimmung von Brandparametern bei unterschiedlich ventilierten Bränden, Technische Universität Braunschweig, Fachbereich Bauingenieurwesen, Dissertation, 2005.
- /YAN 99/ Zhenghua, Y.: Numerical Modeling of Turbulent Combustion and Flame spread, Ph.D. thesis, Center of Combustion and Science Technology and Department of Fire Safety Engineering, Lund University, Sweden, 1999.

#### Normen und Richtlinien

- /ASTM E1321/ American Society of Testing and Materials, ASTM E 1321-90: Standard Test Method for Determining Material Ignition and Flame Spread Properties, ASTM, Philadelphia, PA, 1990.
- /DIN 13501-1/ DIN EN 13501-1: Klassifizierung von Bauprodukten und Bauarten zu ihrem Brandverhalten, Teil 1: Klassifizierung mit den Ergebnissen aus den Prüfungen zum Brandverhalten von Bauprodukten, Deutsche Fassung EN 13501-1:2002, Juni 2002.
- /DIN 51006/ DIN 51006 (2005-07): Thermische Analyse (TA) – Thermogravimetrie (TG), Grundlagen, Beuth-Verlag, 2005.
- /DIN 53765/ DIN 53765 (1994-03): Prüfung von Kunststoffen und Elastomeren; Thermische Analyse; Dynamische Differenzkalorimetrie (DDK), Beuth-Verlag, 1994.
- /EN 50266/ PREN 50266-1: Allgemeine Prüfverfahren für Kabel und isolierte Leitungen im Brandfall – Prüfung der senkrechten

Flammenausbreitung von senkrecht angeordneten Bündeln von Kabeln und isolierten Leitungen, Teil 1: Prüfvorrichtung, November 1999.

- /ISO 5660/ ISO 5660-1: Reaction to fire tests-Heat release, smoke production and mass loss rate from building products; Part 1: Heat release rate (Cone calorimeter method), 1999.
- /ISO 9705/ ISO 9705: Fire Tests - Full-scale room test for surface products; Part 1, 1993.
- /IEC 332-3/ IEC Report 332-3: Tests on cables under fire conditions, 1982.
- /UL 1666/ UL 1666: Standard test for flame propagation height of electrical and optical-fiber cable installed vertically in shafts, Underwriters Laboratories, Beuth Verlag, 2000.
- /VDE 0298-4/ DIN VDE 0298: Verwendung von Kabeln und isolierten Leitungen für Starkstromanlagen-Teil 4: Empfohlene Werte für die Strombelastbarkeit von Kabeln und Leitungen für feste Verlegung in und an Gebäuden und von flexiblen Leitungen, 2003.



## **ANHANG**

<b>A</b>	<b>THERMOPHYSIKALISCHE DATEN .....</b>	<b>A-1</b>
A1	Verfahren nach Janssens .....	A-1
A2	Ergebnisse von Versuchen im Cone-Kalorimeter.....	A-4
A3	Ergebnisse von Thermogravimetrischen Untersuchungen.....	A-7
<b>B</b>	<b>VERSUCHSERGEBNISSE IBMB-VERSUCHSSTAND .....</b>	<b>B-1</b>
<b>C</b>	<b>IMLEMENTIERUNG LATERALER WÄRMETRANSFER .....</b>	<b>C-1</b>
<b>D</b>	<b>EINGABEDATEN CFS-MODELL IN DER FDS UMGEBUNG .....</b>	<b>D-1</b>

## A THERMOPHYSIKALISCHE DATEN

### A1 Verfahren nach Janssens

Untersuchungen von Janssens beziehen sich auf „thermisch dicke Stoffe“, also z. B. auf Holzwerkstoffe aber auch auf Isolierungen von Kabelmaterialien. Bestimmt wird die Zündtemperatur  $T_{ig}$  und der Wert für die thermische Trägheit  $\lambda\rho c_p$ . Zur Bestimmung dieser Werte werden mindestens zwei Entzündungszeitpunkte bei verschiedenen externen Wärmestromdichten (z. B. aus Cone-Kalorimeter Versuchen) oberhalb der minimalen Wärmestromdichte  $\dot{q}_{min}''$  benötigt.

Der Konvektions-Koeffizient  $h_c$  für Proben in horizontaler Einbaulage wird bei Janssens durch eine lineare Funktion der äußeren Wärmestromdichte des Cone-Heizers beschrieben:

$$\begin{aligned} h_c &= 0,0118 + 4,4 \cdot 10^{-4} \cdot \dot{q}_{ext}'' \quad \text{für} \quad \dot{q}_{ext}'' < 50 \text{ kW/m}^2 \\ h_c &= 0,0225 + 6,5 \cdot 10^{-4} \cdot \dot{q}_{ext}'' \quad \text{für} \quad \dot{q}_{ext}'' \geq 50 \text{ kW/m}^2 \end{aligned}$$

Für den Absorptionskoeffizient  $\alpha_s$  wird in /BAB 03/ für Kunststoffe der Wert 0,88 vorgeschlagen, welcher mit dem Wert für Holzprodukte identisch ist, den Janssens für sein Verfahren vorgeschlagen hat. Im weiteren wird angenommen, dass die Temperatur bei Start  $T_0$  der Umgebungstemperatur  $T_\infty$  entspricht. Die Stefan-Boltzmann-Konstante wird mit dem allgemeingültigen Wert  $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-11} \text{ kW/m}^2/\text{K}^4$  angesetzt. Der effektive Koeffizient des Wärmetransfers wurde bereits in Kapitel 4.2.3 beschrieben.

Zur Bestimmung der kritischen Wärmestromdichte, der Entzündungstemperatur und der thermischen Trägheit müssen folgende Schritte durchgeführt werden:

1. Auftragung von  $(1/t_{ig})^{0.547}$  als eine Funktion der Wärmestromdichte  $\dot{q}_{ext}''$  in  $(\text{KW/m}^2)$
2. Fitten der Datenpunkte mit einer Geraden und der zugehörigen Steigung  $S_{Fit}$
3. Bestimmung von  $CHF$  als Schnittpunkt der gefitteten Gerade mit der Abszisse
4. Bestimmung von  $T_{ig}$  mit einer „try and error“ Lösung der Gleichung

$$\frac{\dot{q}_{min}''}{(T_{ig} - T_\infty)} = \frac{h_{cv}}{\alpha_s} + \frac{\sigma(T_{ig}^4 - T_\infty^4)}{(T_{ig} - T_\infty)}$$

5. Bestimmung von  $h_{eff}$  über

$$h_{eff} = \frac{\alpha_s \cdot \dot{q}_{min}''}{(T_{ig} - T_0)}$$

6. Der entsprechende Wert für  $\lambda\rho c_p$  wird bestimmt aus

$$\lambda \rho c_p = h_{\text{eff}}^2 \left[ \frac{1}{0,73 \cdot S_{\text{Fit}} \cdot \dot{q}''_{\text{min}}} \right]^{1,828},$$

wobei  $S_{\text{Fit}}$  der Steigung der gefitteten Gerade aus Punkt (2) entspricht.

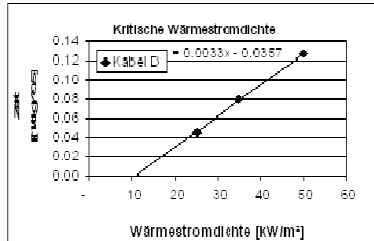
Zur Umsetzung des Verfahrens wurde für diese Arbeit ein EXCEL-Kalkulationsprogramm geschrieben. Die EXCEL-Tabelle teilt sich hierbei in ein Blatt für die Eingabedaten und in ein Blatt für die Ausgabedaten, die Berechnungen erfolgen im Hintergrund.

<b>Bestimmung der krit. Wärmestromdichte, der Zündtemperatur und thermophysikalischer Daten (Janssens 2000)</b>			
<b>Eingabedaten</b>			
Bezeichnung des Brennstoffs:	Kabel D		
Wärmestromdichten (Cone):			
Wert 1	25	[kW/m <sup>2</sup> ]	
Wert 2	35	[kW/m <sup>2</sup> ]	
Wert 3	50	[kW/m <sup>2</sup> ]	
Eingabe der Entzündungszeiten (Cone):			
Wärmestromdichte 1	509,4	[s]	
	474,6	[s]	
	-	[s]	
Wärmestromdichte 2	149,4	[s]	
	164,4	[s]	
	-	[s]	
Wärmestromdichte 3	51,6	[s]	
	72,6	[s]	
	-	[s]	
Emissivität $\varepsilon$ :			
$\varepsilon$	0,8	[-]	

Bild A1 Verfahren nach Janssens zur Bestimmung thermophysikalischer Daten: EXCEL-Eingabedatenblatt

### Ausgabedaten

Kritische Wärmestromdichte  $\dot{q}_{cr}''$  : 10.93 [kW/m<sup>2</sup>]



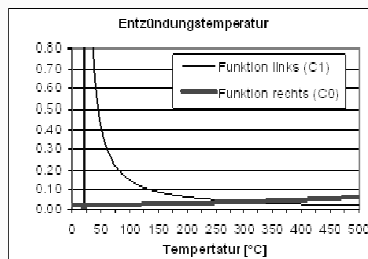
Entzündungstemperatur  $T_{ig}$  : 291.39 [°C]

Parameter:

$h_0$  : 11.8 [W/m<sup>2</sup>K]

$h_1$  : 0.00034 [1/K]

$$\frac{\varepsilon}{0,71 \cdot (T_{ig} - T_{\infty})} - \frac{h_1}{0,71} = \frac{\sigma \cdot \varepsilon \cdot (T_{ig}^4 - T_{\infty}^4)}{0,71 \cdot (T_{ig} - T_{\infty})} + \frac{h_0}{0,71}$$



Thermophysikalische Daten  $\lambda_{pc}$  : 1.34 [kW<sup>2</sup>s/K<sup>2</sup>/m<sup>4</sup>]

Bild A2 Verfahren nach Janssens zur Bestimmung thermophysikalischer Daten: EXCEL-Ausgabedatenblatt

**A2 Ergebnisse von Versuchen im Cone-Kalorimeter**

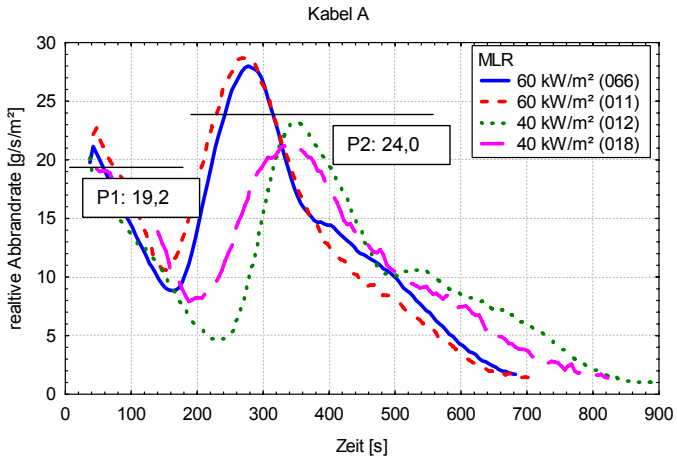


Bild A3 Kabel A: Bestimmung mittlerer maximaler relativer Abbrandraten (MLR) aus Cone-Versuchen für Phase 1 (P1) und Phase 2 (P2)

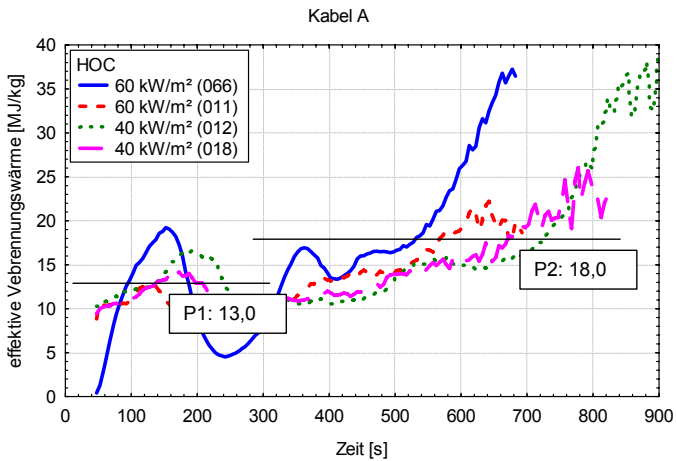


Bild A4 Kabel A: B Bestimmung der mittleren effektiver Verbrennungswärme (HOC) aus Cone-Versuchen für Phase 1 (P1) und Phase 2 (P2)

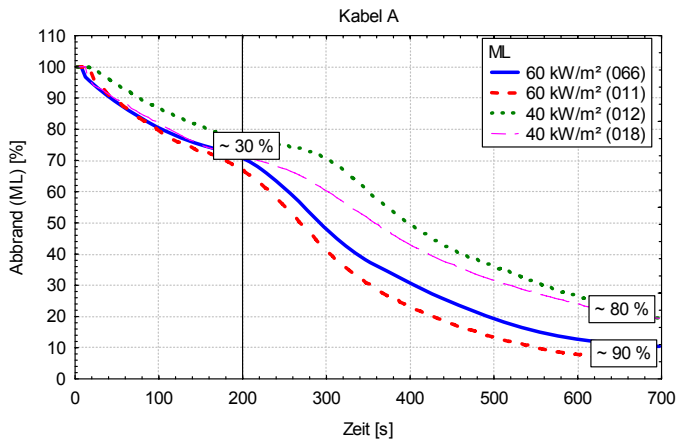


Bild A5 Kabel A: Bestimmung von Zersetzungsraten aus Cone-Versuchen für Phase 1 (P1) und Phase 2 (P2) bezogen auf 100 % brennbare Masse (ML)

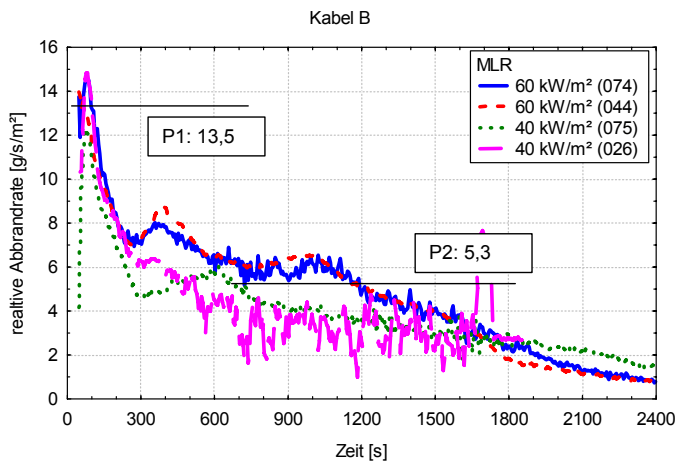


Bild A6 Kabel B: Bestimmung mittlerer maximaler relativer Abbrandraten aus Cone-Versuchen für Phase 1 (P1) und Phase 2 (P2)

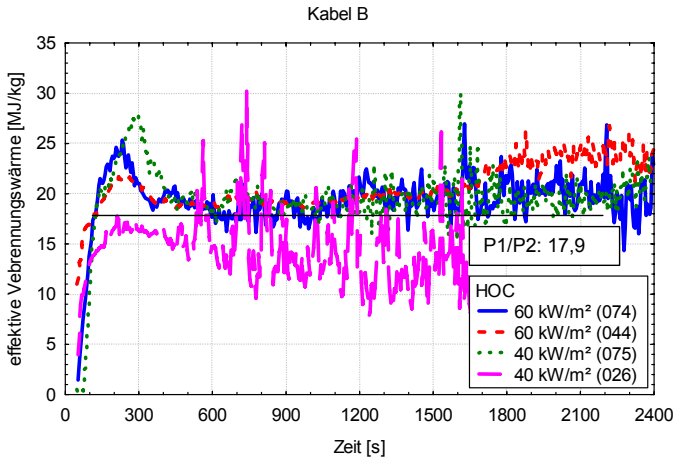


Bild A7 Kabel B: Bestimmung der mittleren effektiver Verbrennungswärme (HOC) aus Cone-Versuchen für Phase 1 (P1) und Phase 2 (P2)

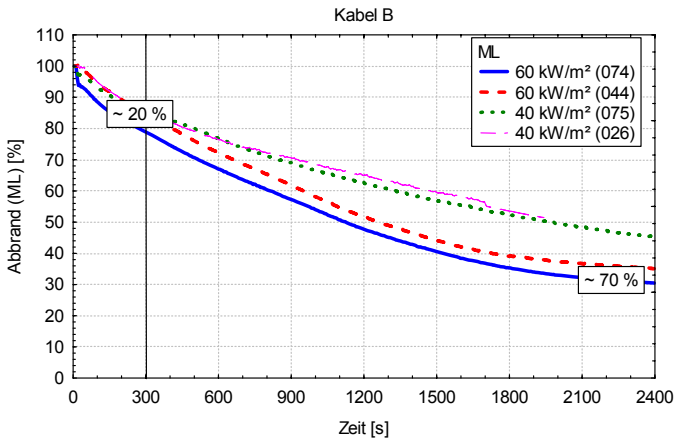


Bild A8 Kabel B: Bestimmung von Zersetzungsraten aus Cone-Versuchen für Phase 1 (P1) und Phase 2 (P2) bezogen auf 100 % brennbare Masse (ML)

### A3 Ergebnisse von Thermogravimetrie-Untersuchungen

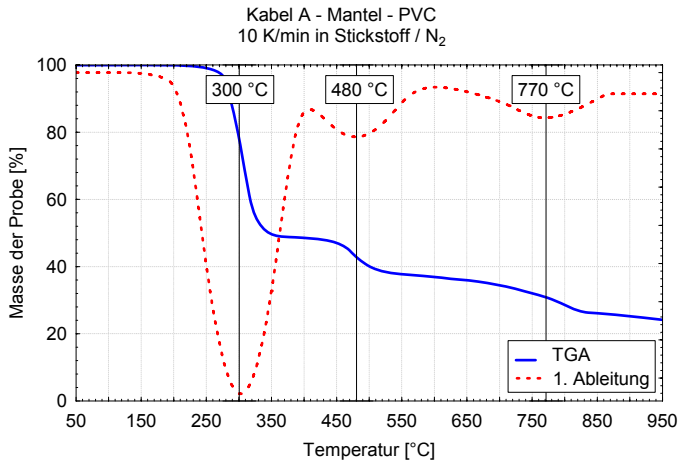


Bild A9 TG-Untersuchung (TGA) Kabel A: Masse der Probe [%] und 1. Ableitung der Massenabnahme, in Stickstoffatmosphäre

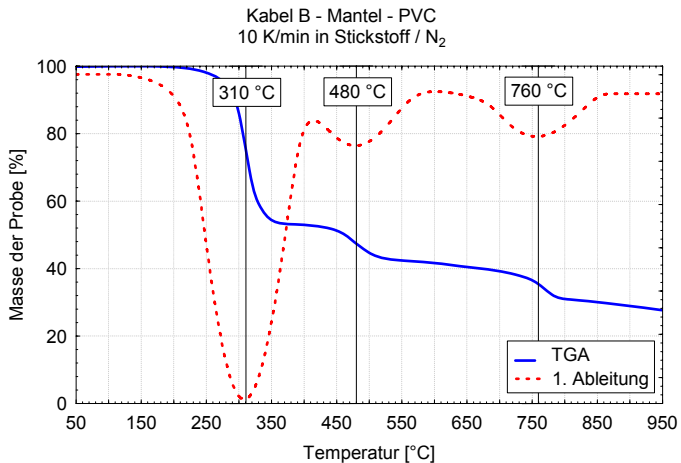


Bild A10 TG-Untersuchung (TGA) Kabel B: Masse der Probe [%] und 1. Ableitung der Massenabnahme, in Stickstoffatmosphäre



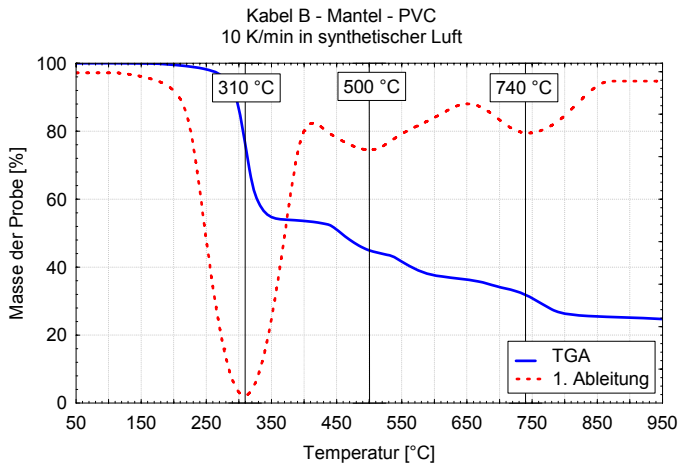


Bild A11 TG-Untersuchung (TGA) Kabel B: Masse der Probe [%] und 1. Ableitung der Massenabnahme, in synthetischer Luft

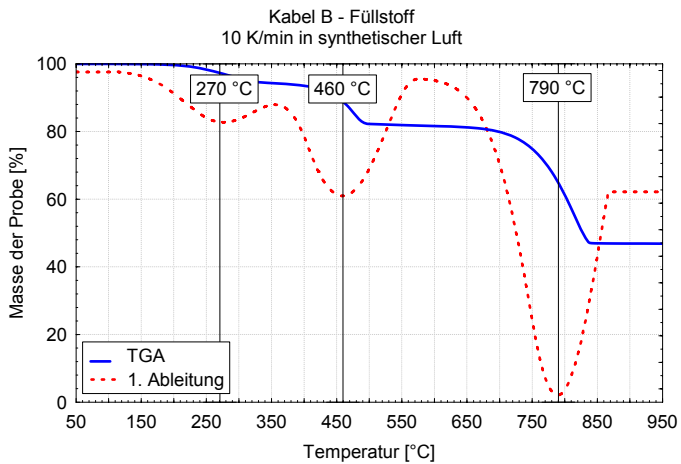


Bild A12 TG-Untersuchung (TGA) Kabel B Füllstoff: Masse der Probe [%] und 1. Ableitung der Massenabnahme, in synthetischer Luft

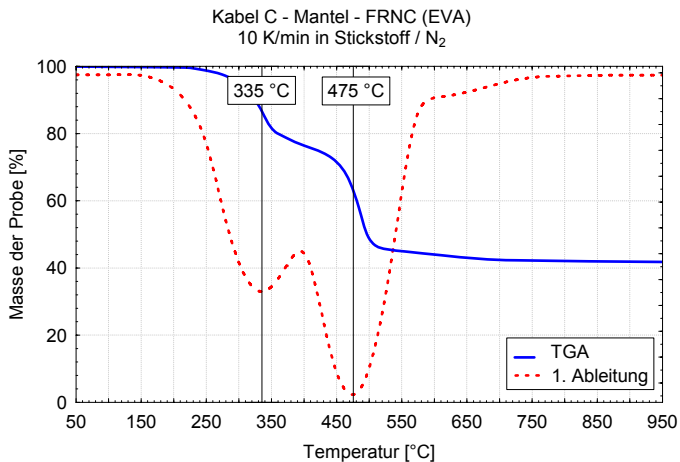


Bild A13 TG-Untersuchung (TGA) Kabel C: Masse der Probe [%] und 1. Ableitung der Massenabnahme, in Stickstoffatmosphäre

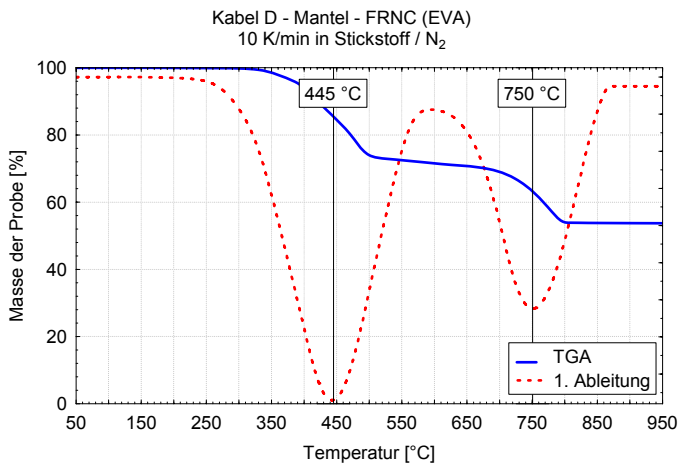


Bild A14 TG-Untersuchung (TGA) Kabel D: Masse der Probe [%] und 1. Ableitung der Massenabnahme, in Stickstoffatmosphäre

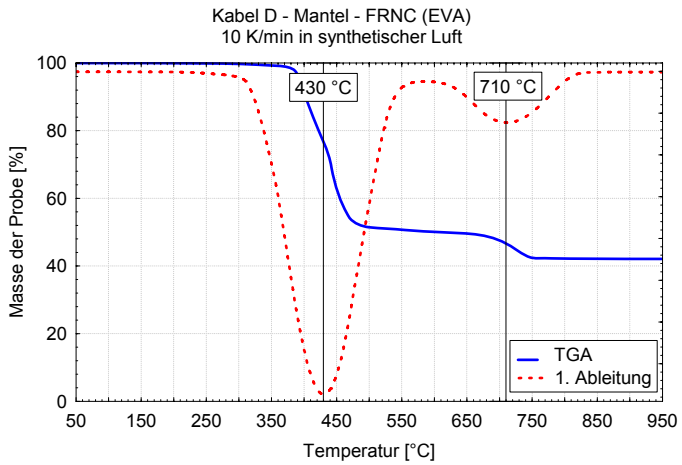


Bild A15 TG-Untersuchung (TGA) Kabel D: Masse der Probe [%] und 1. Ableitung der Massenabnahme, in synthetischer Luft

## B VERSUCHSERGEBNISSE IBMB-VERSUCHSSTAND

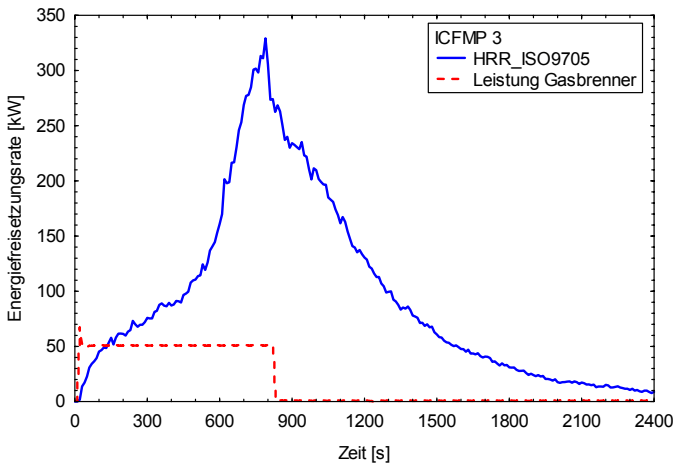


BILD B1 Szenario ICFMP 3: Verlauf der Energiefreisetzungsrate (HRR) nach ISO 9705 und Leistung des Zündbrenners

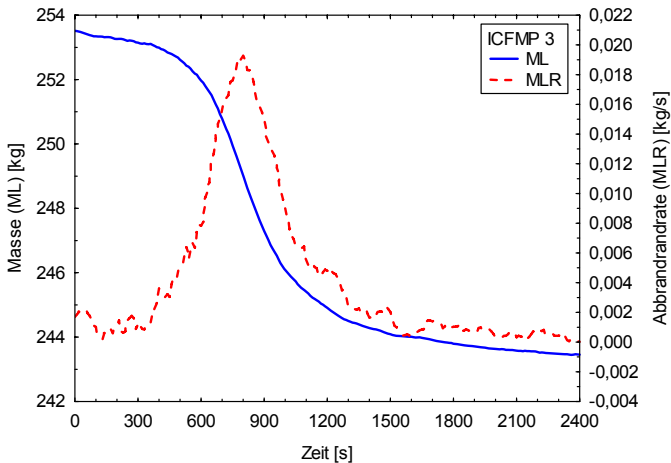


BILD B2 Szenario ICFMP 3: Verlauf der Massenabnahme (ML) und der Abbrandrate (MLR) der Bündel aus Steuer- und Leistungskabeln

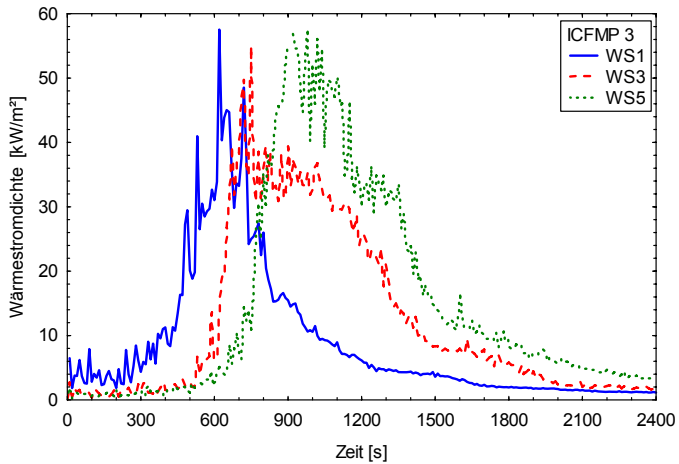


BILD B3 Szenario ICFMP 3: Verlauf der Wärmestromdichte (WS) in den Leveln 1, 3 und 5 im Bereich der Oberfläche der Kabelbündel

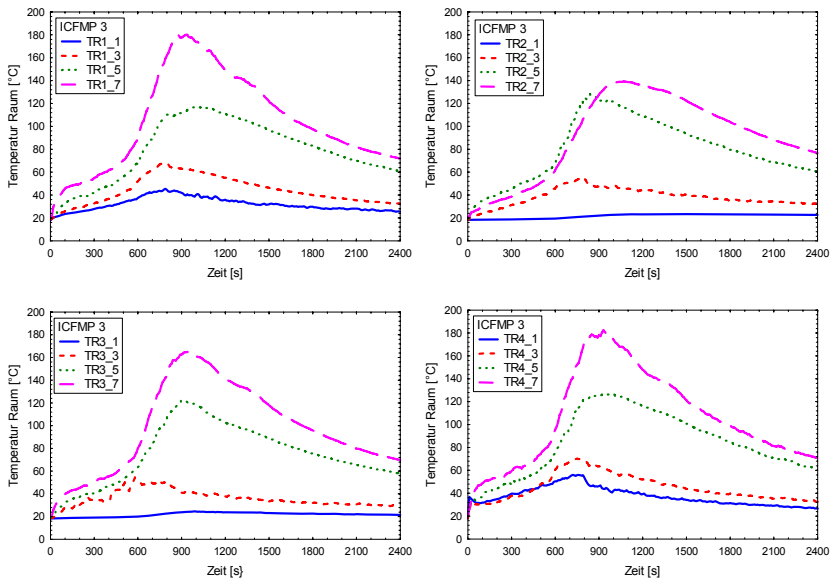


BILD B4 Szenario ICFMP 3: Verlauf der Temperaturen der Gasphase (TR1-TR4) im Raum in den Level 1, 3, 5 und 7

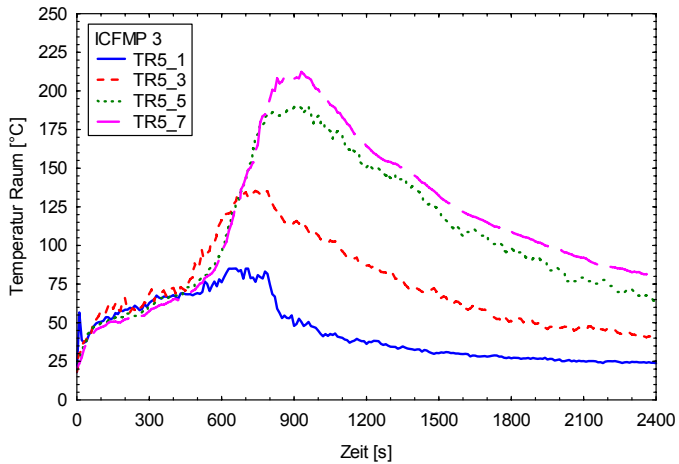


BILD B5 Szenario ICFMP 3: Verlauf der Temperatur der Gasphase (TR5) vor der Kabeltrasse in den Level 1, 3, 5 und 7

#### LEISTUNGSKABEL

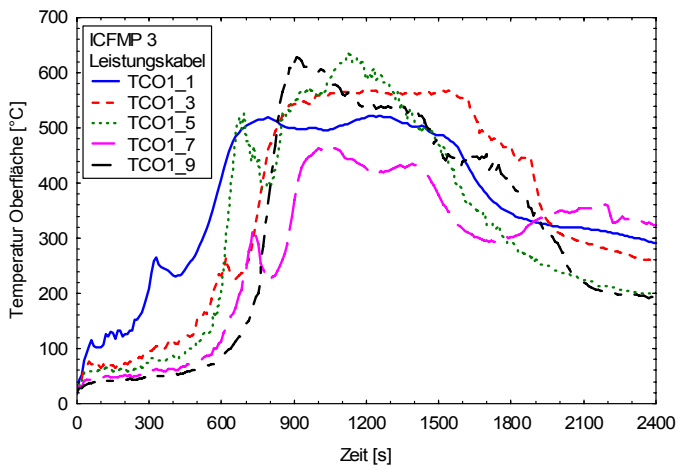


BILD B6 Szenario ICFMP 3: Verlauf der Temperatur der Oberfläche (TCO1) der Leistungskabel in den Level 1, 3, 5, 7 und 9

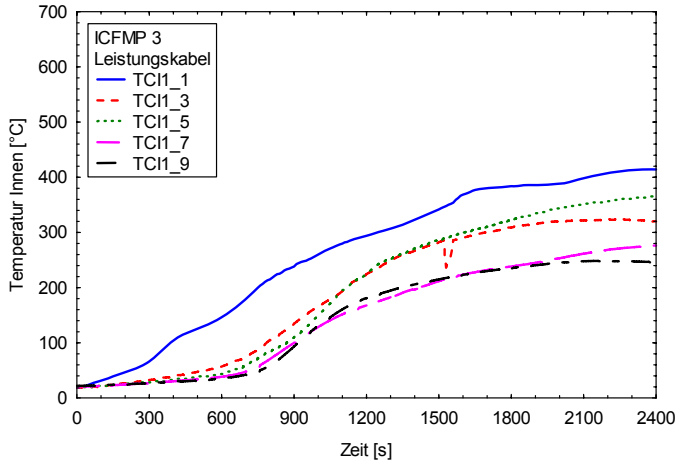


BILD B7 Szenario ICFMP 3: Verlauf der Temperatur Innen (TCI1) der Leistungskabel in den Leveln 1, 3, 5, 7 und 9

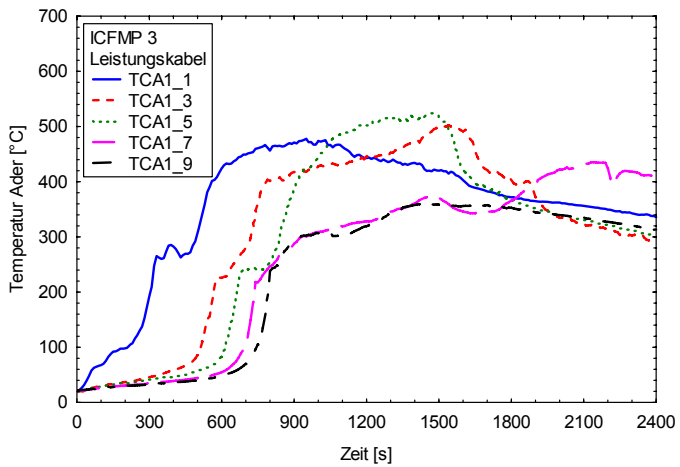


BILD B8 Szenario ICFMP 3: Verlauf der Temperatur der Ader (TCA) der Leistungskabel in den Leveln 1, 3, 5, 7 und 9

## STEUERKABEL

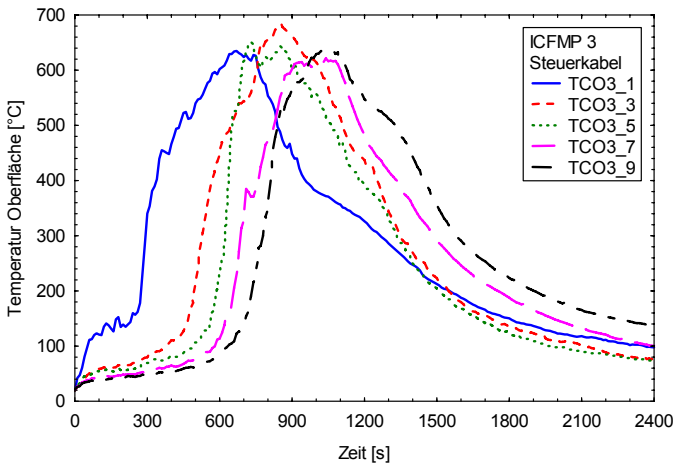


BILD B9 Szenario ICFMP 3: Verlauf der Temperatur der Oberfläche (TCO3) der Steuerkabel in den Leveln 1, 3, 5, 7 und 9

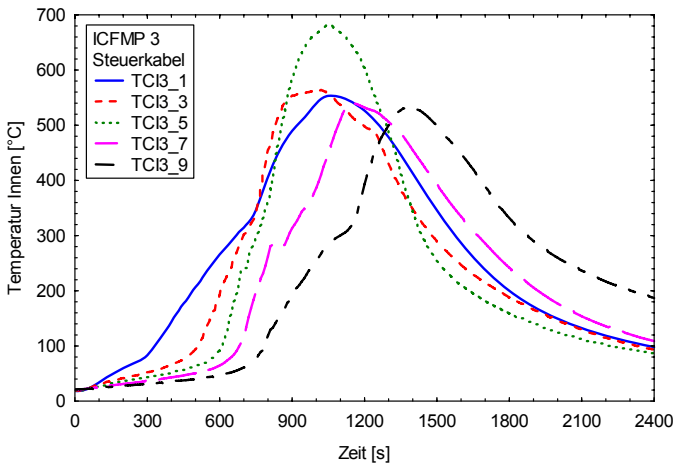


BILD B10 Szenario ICFMP 3: Verlauf der Temperatur Innen (TCI) der Steuerkabel in den Leveln 1, 3, 5, 7 und 9



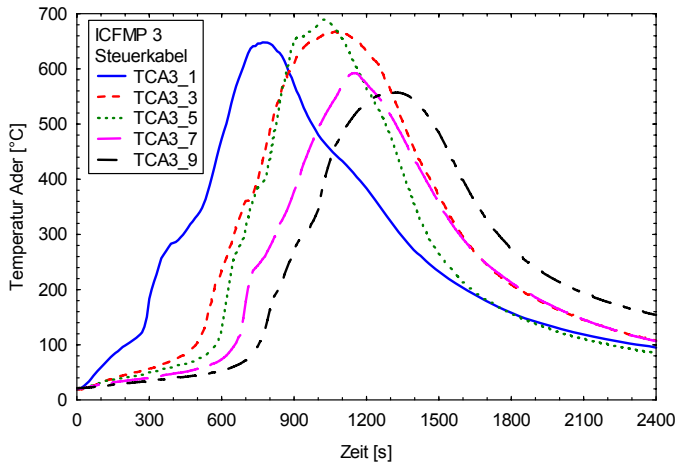


BILD B11 Szenario ICFMP 3: Verlauf der Temperatur der Ader (TCA3) der Steuerkabel in den Leveln 1, 3, 5, 7 und 9

## C IMLEMENTIERUNG LATERALER WÄRMETRANSFER

Implizite Finite-Volumen-Methode (FVM) für eindimensionale Wärmeleitung mit Berücksichtigung von Wärmestromrandbedingungen an allen Seiten und inneren Quellen in den Längselementen /POL 05/.

$$T = T(j = \text{Element}, t = n) = T_j^n$$

$$aT_{j-1}^{n+1} + bT_j^{n+1} + cT_{j+1}^{n+1} = \frac{2(\dot{Q}_s + \sum \dot{Q}^{\pm x, \pm y})}{\rho c_p \Delta X} + T_j^n \frac{2\Delta z_j \Delta y}{\Delta t} + d$$

Mit den folgenden Beziehungen für  $a, b, c$  und  $d$  :

Für ein inneres Element gilt:

$$\begin{aligned} a &= -\frac{4a\Delta y_j}{\Delta z_{j-1} + \Delta z_j} \\ b &= \frac{\Delta z_j}{\Delta t} (\Delta y_j + \Delta y_{j+1}) + 4a \left( \frac{\Delta y_j}{\Delta z_{j-1} + \Delta z_j} + \frac{\Delta y_{j+1}}{\Delta z_j + \Delta z_{j+1}} \right) \\ c &= -\frac{4a\Delta y_{j+1}}{\Delta z_j + \Delta z_{j+1}} \\ d &= 0 \end{aligned}$$

Für das erste Element mit Temperaturrendbedingung unten gilt :

$$\begin{aligned} a &= 0 \\ b &= \frac{\Delta z_j}{\Delta t} (\Delta y_j + \Delta y_{j+1}) + 4a \left( \frac{\Delta y_j}{\Delta z_j} + \frac{\Delta y_{j+1}}{\Delta z_j + \Delta z_{j+1}} \right) \\ c &= -\frac{4a\Delta y_{j+1}}{\Delta z_j + \Delta z_{j+1}} \\ d &= T_{\text{unten}} \left( \frac{4a\Delta y_j}{\Delta z_j} \right) \end{aligned}$$

Für das letzte Element mit Temperaturrendbedingung oben gilt:

$$\begin{aligned}
 a &= -\frac{4a\Delta y_j}{\Delta z_{j-1} + \Delta z_j} \\
 b &= \frac{\Delta z_j}{\Delta t} (\Delta y_j + \Delta y_{j+1}) + 4a \left( \frac{\Delta y_j}{\Delta z_{j-1} + \Delta z_j} + \frac{\Delta y_{j+1}}{\Delta z_j} \right) \\
 c &= 0 \\
 d &= T_{oben} \left( \frac{4a\Delta y_{j+1}}{\Delta z_j} \right)
 \end{aligned}$$

Für eine Umsetzung im Quellcode von CFS\_FDS wird das Gleichungssystem vereinfacht, da bei einer Kabelader von äquidistanten  $\Delta x$ - und  $\Delta y$ - Werten ausgegangen werden kann. Diese können im FDS-Eingabefile in der Surf-Eigenschaft mit Delta\_TT\_BACK gesetzt werden. Obwohl die Werte identisch sind, werden im CFS\_FDS-Code die Werte vorerst getrennt weitergeführt.

$$\Delta x_j \rightarrow \Delta x \quad \text{und} \quad \Delta y_j \rightarrow \Delta y$$

mit

$$\Delta x = \Delta y = \text{Delta\_TT\_BACK}$$

Die Gleichungen können durch ein tridiagonales Gleichungssystem gelöst werden.

$$\begin{bmatrix}
 b_1 & c_1 & 0 & \dots & & & \\
 a_2 & b_2 & c_2 & \dots & & & \\
 & & & \dots & & & \\
 & & & & a_{N-1} & b_{N-1} & c_{N-1} \\
 & & & & & 0 & a_N & b_N
 \end{bmatrix} \times \vec{u} = \vec{r}$$

Die Matrix wird durch die drei Vektoren  $\vec{a}$ ,  $\vec{b}$ ,  $\vec{c}$  ersetzt. Die Elemente  $a_i$  und  $c_N$  werden in der späteren Prozedur nicht adressiert. Die Elemente des Lösungsvektors  $\vec{u}$  entsprechen dann den  $N$  unbekanntem Temperaturen  $T_j^{n+1}$  ( $j=1-N$ ) zum nächsten zu berechnen Zeitschritt ( $n+1$ ). Die Elemente des Vektors  $\vec{r}$  sind bekannt, sie ergeben sich aus den Randbedingungen.

Für ein inneres Element ( $j = 2, \dots, JMAX - 1$ ) gilt:

$$\begin{aligned}
 a_j &= \frac{2a\Delta y}{\Delta z_j}; \quad b_j = \frac{2\Delta z_j \Delta y}{\Delta t} + \frac{4a\Delta y}{\Delta z_j}; \quad c_j = -\frac{2a\Delta y}{\Delta z_j}; \\
 r_j &= \frac{2(\dot{Q}_s + \dot{Q}_j^{x,y})}{\rho c_p \Delta x} + T_j^n \frac{2\Delta z_j \Delta y}{\Delta t}
 \end{aligned}$$

Für das erste Element mit Temperaturrendbedingung unten ( $j = 1$ ) gilt:

$$a_1 = 0; \quad b_1 = \frac{2\Delta z_1 \Delta y}{\Delta t} + \frac{6a\Delta y}{\Delta z_1}; \quad c_1 = -\frac{2a\Delta y}{\Delta z_1};$$

$$r_1 = \frac{2(\dot{Q}_s + \dot{Q}_1^{\pm x, \pm y})}{\rho c_p \Delta x} + T_1^n \frac{2\Delta z_1 \Delta y}{\Delta t} + T_{RB, \text{unten}}^n \frac{4a\Delta y}{\Delta z_1}$$

Für das letzte Element mit Temperaturrendbedingung oben ( $j = JMAX$ ) gilt:

$$a_{JMAX} = -\frac{2a\Delta y}{\Delta z_{JMAX}}; \quad b_{JMAX} = \frac{2\Delta z_{JMAX} \Delta y}{\Delta t} + \frac{6a\Delta y}{\Delta z_{JMAX}}; \quad c_{JMAX} = 0;$$

$$r_{JMAX} = \frac{2(\dot{Q}_s + \dot{Q}_{JMAX}^{\pm x, \pm y})}{\rho c_p \Delta x} + T_{JMAX}^n \frac{2\Delta z_{JMAX} \Delta y}{\Delta t} + T_{RB, \text{oben}}^n \frac{4a\Delta y}{\Delta z_{JMAX}}$$

mit  $a = \frac{\lambda}{\rho c_p}$  [ $\text{m}^2\text{s}^{-1}$ ]

Mit diesem Gleichungssystem könnten unterschiedlich dicke Längselemente ( $\Delta z_j$ ) berücksichtigt werden. Da in FDS aber im Standardmodus ein in alle Richtungen äquidistantes Gitter aufgespannt wird, soll vorerst von äquidistanten Längselementen ( $\Delta z$ ) und Stärken ( $\Delta x, \Delta y$ ) des Stabes ausgegangen werden. Darüber hinaus ist es prinzipiell möglich das Gleichungssystem auch für einen Stab mit variablen Stärken ( $\Delta x_j, \Delta y_j$ ) zu berechnen (z. B. Fall des konischen Stabes, Prinzip der Finite-Volumen-Methode). Zur Lösung des tridiagonalen Gleichungssystems wurde ein Lösungsalgorithmus eingesetzt, welcher in den Numerical Recipes beschrieben wird:

```

SUBROUTINE TRIDAG(A,B,C,R,U,N)
C
C Solver for Tridiagonal Matrix
C
  INTEGER N,NMAX
  REAL (EB) A(N), B(N), C(N), R(N), U(N)
  PARAMETER (NMAX = 100000)
  INTEGER J
  REAL BET, GAM(NMAX)
  IF (B(1).EQ.0.) PAUSE 'TRIDAG: rewrite equations'
  BET = B(1)
  U(1) = R(1)/BET
  DO J=2,N

```

Anhang C

```
GAM(J)=C(J-1)/BET
BET=B(J)-A(J)*GAM(J)
IF (BET.EQ.0) PAUSE 'TRIDAG failed'
U(J) = (R(J)-A(J)*U(J-1))/BET
ENDDO
DO J=N-1,1,-1
  U(J)=U(J)-GAM(J+1)*U(J+1)
ENDDO
RETURN
END SUBROUTINE TRIDAG
```

## D EINGABEDATEN CFS-MODELL IN DER FDS UMGEBUNG

SURF (Surface Properties)				
Settings in connection with BACKING = 'THERMAL THIN'				
Name	Typ	Beschreibung	Einheit	Default
MODUS_TT_BACK	Character	Modus thermal thin backing HT0: Use fixed backing temperature (TMP_TT_BACK) HT1: Max. at all obstruction cells calculated backing temperature (fixed) HT2: Max. at all obstruction cells calculated backing temperature (controlled)		'HT0'
TMP_TT_BACK	Real	Temperature thermal thin backing	°C	20.0
TMP_TT_BACK_MAX	Real	Maximum TMP_TT_BACK	°C	20.0

Solid Phase Output Quantities for THCP			
Größe	Beschreibung	Symbol	Einheit
THIN_BACK_TEMPERATURE	tth_inside	$T_{tth}(x)$	°C

&OBST (Obstruction Parameters)				
Settings in connection with LATERAL_HEAT = 'TRUE'				
Name	Typ	Beschreibung	Einheit	Default
LATERAL_HEAT	Logical	Lateral heat transfer calculation		.False.
Q_SOURCE	Real	Linear heat source	W/m	0.0
KS_TT_BACK	Real	Conductivity thermal thin backing	W/(m K)	346.5
RHO_TT_BACK	Real	Density thermal thin backing	kg/m <sup>3</sup>	8300.
C_P_TT_BACK	Real	Specific heat thermal thin backing	kJ/(kg K)	0.85
DELTA_TT_BACK	Real	Thickness thermal thin backing	m	0.001

SURF (Surface Properties)				
Settings in connection with DEGRADATION = 'TRUE'				
Name	Typ	Beschreibung	Einheit	Default
DEGRADATION	Logical	Two step degradation calculation	-	.False.
A	Real	Pre-exponential factor	m/s	6.5E5
A2	Real	Pre-exponential factor 2	m/s	6.5E5

Anhang D

E	Real	Activation energy	kJ/kmol	-
E2	Real	Activation energy 2	kJ/kmol	-
TMPDEG1	Real	Degradation temperature 1	°C	5000.
TMPDEG2	Real	Degradation temperature 2	°C	5000.
RATEDEG1	Real	Rate of degradation phase 1	-	0.5
RATEDEG2	Real	Rate of degradation phase 2	-	1.
RATE_BURNOUT	Real	Movement of burning front into solid is treated in the 1dim heat transfer	-	-1.
HEAT_OF_COMBUSTION	Real	Heat of combustion of first phase of degradation	kJ/kg	-1.
HEAT_OF_COMBUSTION_DEG2	Real	Heat of combustion of second phase of degradation	kJ/kg	-1.
MASS_FLUX_CRITICAL	Real	Critical mass flux at which sample will burn at given ignition temperature	kg/(s m <sup>2</sup> )	0.02
MASS_FLUX_CRITICAL_DEG2	Real	Critical mass flux of second phase of degradation at which sample will burn at given ignition temperature	kg/(s m <sup>2</sup> )	0.02
BURNING_RATE_MAX	Real	Maximum of burning rate of first phase of degradation	kg/(s m <sup>2</sup> )	0.1
BURNING_RATE_MAX_DEG2	Real	Maximum of burning rate of second phase of degradation	kg/(s m <sup>2</sup> )	0.1
HEAT_OF_VAPORIZATION	Real	Heat of vaporization	kJ/kg	0.0
HEAT_OF_VAPORIZATION_DEG2	Real	Heat of vaporization of second phase of degradation	kJ/kg	0.0

In FDS wird für die Vergasungswärme (Heat of Gasification), wie sie in der Arbeit beschrieben wurde, die Bezeichnung Heat of Vaporization benutzt.

## 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](http://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 Flächentragwerken 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 dämmschichtbildenden 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 Kippstabilität aufgehängter Träger. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 11:

Ivanyi, G.: Die Traglast von offenen, kreisförmigen 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 verschiedener Bauplatten aus Baustoffen der Klassen A und B. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1969

Heft 13:

Fuchs, G.: Zum Tragverhalten von kreisförmigen Doppelsilos unter Berücksichtigung der Eigensteifigkeit des Füllgutes. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische 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 Bauwerksfestigkeiten anhand von Betongüewürfeln und -bohrproben. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1970; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1970

Heft 16:

Neubauer, F.-J.: Untersuchungen zur Frage der Rissesicherung von leichten Trennwänden aus Gips-Wandbauplatten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen 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. Institut 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 Spannungskorrosion 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 Einbruch 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 Riß- 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 Brand-räumen (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 praxisingerechten 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 zweiaxialer 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 Riß- 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 Rißbildung 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 Normbeton 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 Ribbreitenentwicklung 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 zweiachsig 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 Rauchausbildung 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-Abschalelementen.  
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 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 Baudenkmalfpflege - 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 Baudenkmalfpflege - Arbeitsberichte: 1994, 1997, ISBN 3-89288-108-1

Heft 130:

Forschung über Baudenkmalfpflege - 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 Baudenkmalfpflege - 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 Kohlenstoffaser – 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 Brandschutztag 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  
Einsatzmöglichkeiten.  
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. 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 Brandschutztag 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

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 ventilierten 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:  
Budelmann, 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(ä)rter 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:  
Budelmann, 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  
extended 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  
Braunschweig, Tagungsband.

ISBN 978-3-89288-181-0.

H. 200:

Nothnagel, R.

Hydratations- und Strukturmodell für  
Zementstein. 2007.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.

ISBN 978-3-89288-182-7

H. 201:

Riese, O.

Ein Brandausbreitungsmodell für Kabel.  
2007.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.

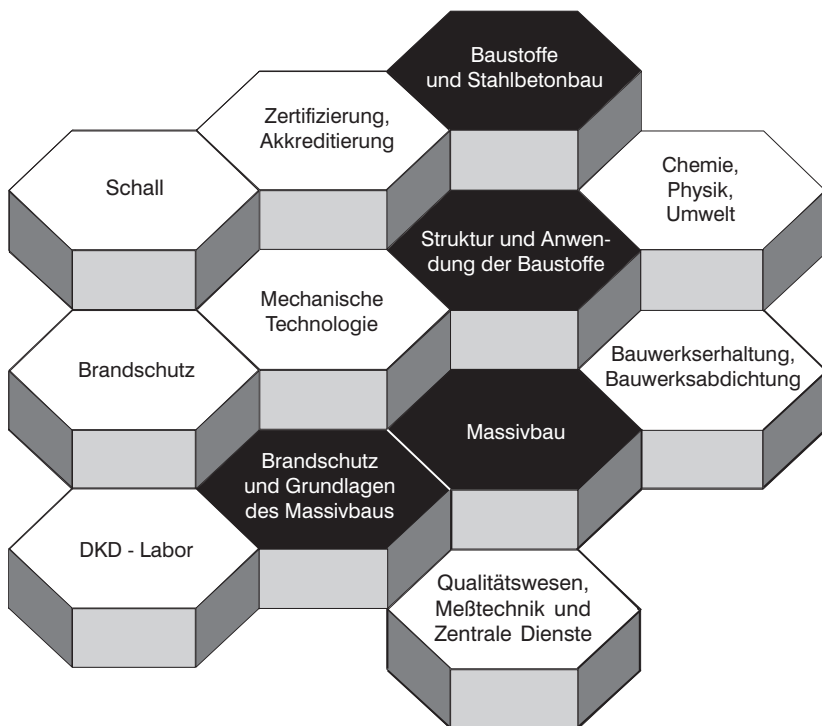
ISBN 978-3-89288-183-4





# FACHGEBIETE UND ABTEILUNGEN

---



ISBN 978-3-89288-183-4  
ISSN 1439-3875