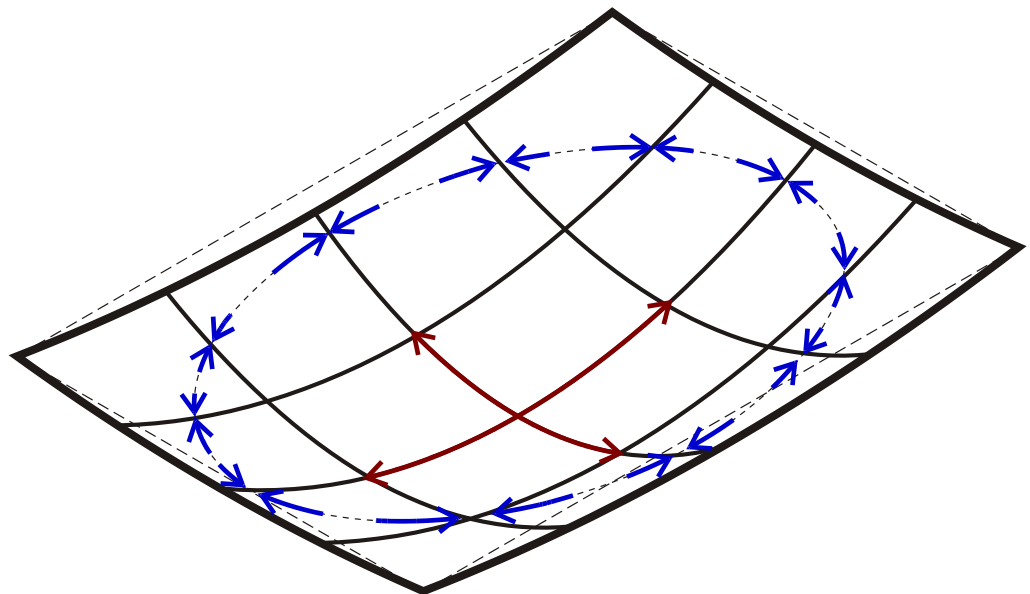

Zur Modellierung geschützter und ungeschützter Verbunddeckenträgersysteme im Brandfall



Hannover

2013

Zur Modellierung geschützter und ungeschützter Verbunddeckenträgersysteme im Brandfall

Von der

Fakultät für Bauingenieurwesen und Geodäsie

der

Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover

zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften

– Dr.-Ing. –

genehmigten Dissertation

von

Jörg Sothmann

geboren am 27.09.1982 in Kiel

2013

Promotionskommission:

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. Peter Schaumann

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Dipl. Wirt.-Ing. (NDS) Martin Mensinger

Kommissionsmitglied: Prof. Dr.-Ing. Nabil A. Fouad

Vorsitz: Prof. Dr. rer. nat. Insa Neuweiler

Tag der Promotion: 14. März 2013

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Stahlbau der Leibniz Universität Hannover.

Mein herzlicher Dank gilt meinem Hauptberichter, dem geschäftsführenden Leiter des Institutes, Herrn Professor Dr.-Ing. Peter Schaumann, der mich bei der Anfertigung dieser Arbeit betreut hat. Sein Vertrauen und der durch ihn geschaffene Freiraum für meine Forschungstätigkeit haben entscheidend zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen.

Weiterhin gebührt mein Dank Herrn Professor Dr.-Ing. Martin Mensinger für die Übernahme des Korreferats. Seine Anmerkungen während der gemeinsamen Forschungsarbeit haben mir sehr geholfen.

Ebenso möchte ich mich bei Herrn Professor Dr.-Ing. Nabil A. Fouad für die Unterstützung bei der Promotionsvereinbarung und seinem Mitwirken bei der Promotionskommission bedanken.

Frau Professor Dr. rer. nat. Insa Neuweiler sei für die Übernahme des Vorsitzes im Prüfungsausschuss und ihr Interesse an der Arbeit herzlich gedankt.

Diese Arbeit wurde in wesentlichen Teilen im Rahmen des Forschungsprojektes "Nutzung der Membrantragwirkung von Verbundträger-Decken-Systemen im Brandfall" erstellt. Daher gilt dem DASt und der AiF "Otto von Guericke" besonderer Dank. Dank gilt auch meinen Kolleginnen und Kollegen am Institut für Stahlbau. Durch ihre stete Diskussionsbereitschaft und wertvollen Hinweise haben sie ihren Anteil an dieser Arbeit. Die kollegiale und freundliche Zusammenarbeit am Institut war für mich eine große Hilfe. Weiterhin möchte ich den wissenschaftlichen Hilfskräften am Institut für Stahlbau und den Studenten danken, deren Arbeit sowie Studien-, Bachelor-, Master- und Diplomarbeiten für mich von Bedeutung waren.

Bei Herrn Dipl.-Ing. Florian Tabeling möchte ich mich herzlich für die kritische Durchsicht dieser Arbeit bedanken.

Mein besonderer Dank richtet sich an meine Frau Agathe, die mir den privaten Freiraum für diese Arbeit geschaffen hat, mir jederzeit moralisch zur Seite stand und bei der Korrektur des Textes unterstützt hat.

Jörg Sothmann

Kurzfassung

Bei der brandschutztechnischen Bemessung von Gebäuden wird die Tragstruktur gedanklich in einzelne Bauteile zerlegt, welche dann für den Brandfall nachgewiesen werden. Somit ist es nicht möglich, positive Interaktionen von Bauteilen zu berücksichtigen, um so eine wirtschaftliche Bemessung im Brandfall ohne Gefährdung der zulässigen Sicherheit zu ermöglichen. Stattdessen müssen die Bauteile kostenintensiv gegen Brandeinwirkung geschützt werden.

Insbesondere bei Verbunddeckenträgersystemen kann eine positive Bauteilinteraktion im Brandfall genutzt werden. Hier können Träger planmäßig ausfallen, ohne die zulässige Sicherheit zu gefährden. Die Decke unterliegt dabei hohen vertikalen Verformungen und bildet dadurch eine Zugmembran und einen Druckring aus, welche die Tragfähigkeit der Gesamtkonstruktion erhalten oder steigern. Dabei müssen einige Randträger tragfähig bleiben, da sonst das Deckensystem kollabieren würde.

Diese Membrantragwirkung bei Verbunddeckenträgersystemen wurde unter anderem in Versuchen von *Cardington*, England, untersucht. Dabei wurde die Ausbildung des Membrantragzustandes nachgewiesen. In den Versuchen wurde die Membrantragwirkung vorwiegend bei einem Deckenfeld betrachtet.

Numerische Modelle zu diesen Versuchen zeigen dabei unterschiedliche Ansätze. Bei einigen Betrachtungen wird keine thermische Simulation durchgeführt und die Ergebnisse der Temperaturmessungen des Versuchs genutzt. Bei Betrachtungen zum Erwärmungsverhalten von Bauteilen wird unbedeckter Stahl und Beton oder klassische Brandschutzbekleidung wie Platten und Putze angenommen. Für die mechanischen, numerischen Untersuchungen werden unterschiedliche Modelle genutzt. Dabei ist eine Entwicklung von Trägerrostmodellen zu kombinierten Balken- und Schalenelement-Modellen zu erkennen.

Parallel zu der Erforschung der Membrantragwirkung gibt es Entwicklungen zu dem thermischen Schutz von Stahlbauteilen in Form von reaktiven Brandschutzsystemen. Dabei werden reaktive Brandschutzsysteme mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner häufig verwendet. Diese stellen einen Anstrich dar, der unter thermischer Einwirkung aufschäumt und eine wärmeisolierende Schicht bildet, wodurch die Erwärmung des Bauteiles verzögert wird. Materialkennwerte zur numerischen Beschreibung

sind nur unzureichend bekannt.

In dieser Arbeit wird die numerische Simulation von Verbunddeckenträgersystemen unter Membrantragwirkung im Brandfall und die Simulation von reaktiven Brandschutzsystemen auf Dämmschichtbildnerbasis miteinander verknüpft. Hierzu werden sowohl thermische als auch strukturmechanische Simulationen durchgeführt, die entkoppelt betrachtet werden. Die thermischen Simulationen werden mit dem Finiten-Elemente-Programm *Abaqus* durchgeführt. Weiterhin werden mit der Thermogravimetrie und Differential Scanning Calometrie thermische Materialkennwerte von einem reaktiven Brandschutzsystem auf Dämmschichtbildnerbasis bestimmt. Die anschließenden strukturmechanischen Untersuchungen werden sowohl analytisch als auch numerisch durchgeführt. Bei den analytischen Untersuchungen wird mittels des *Ritz'schen* Verfahrens eine Lösung zu der Durchbiegung von Balken unter Seiltragwirkung bestimmt, welche das zweidimensionale Pendant der Membrantragwirkung darstellt. Die numerischen, strukturmechanischen Untersuchungen werden mit den Finiten-Elemente-Programmen *Vulcan*, *Safir* und *Abaqus* durchgeführt.

Bei den Materialkennwerten des reaktiven Brandschutzsystems werden die spezifische Wärmekapazität, die latente Wärme und die Massenänderung in Abhängigkeit der Temperatur gemessen. Die temperaturabhängige Dichte und Wärmeleitfähigkeit des reaktiven Brandschutzsystems werden über Analogien zu einem Schüttgut bestimmt. Bei den thermischen Simulationen werden der Einfluss eines Hohlraums im Bauteil und einer temperaturabhängigen Emissivität auf das Temperaturfeld betrachtet. Weiterhin werden ein reaktives Brandschutzsystem und Abschattungseffekte simuliert. Die strukturmechanischen Simulationen sind fokussiert auf den Einfluss der thermisch induzierten Dehnungen auf die Durchbiegung des Deckensystems. Zudem wird die Schubbelastung der Kopfbolzendübel betrachtet. Abschließend werden Simulationen mit diskreter Rissmodellierung durchgeführt, um einen numerischen Nachweis des Raumabschlusskriteriums zu ermöglichen.

In dieser Arbeit werden Detailfragen zu der Simulation von Verbunddeckenträgersystemen im Brandfall betrachtet. Hierfür werden sowohl thermische als auch strukturmechanische Simulationen durchgeführt. Für viele dieser Details werden Lösungsansätze dargestellt. Diese können mit weiterer Absicherung als Grundlage für weiterführende Untersuchungen dienen.

Stichworte: Membrantragwirkung, Deckentragwerk, numerische Simulation, Bemessung im Brandfall, Verbundträger, Verbundfuge, reaktive Brandschutzsysteme

Abstract

For the structural fire design of buildings, the supporting structure is divided in its theoretical members. Each member must fulfill the prescriptive rules. Such a design does not include interactions of structural elements, which have positive influence. Considering these interactions would lead to more economic structural analysis without safety reduction. Instead of using the economic benefit, cost-intensive fire protection material must be used.

Composite-ceiling-beam-systems are predestined for taking such interaction into account. Some beams can fail without reducing safety. Because of the large ceiling deformation, membrane action can be activated. This leads to higher load capacity of the whole structure. For preventing the collapses of the entire structure, certain edge beams must be fire protected.

Membrane action of composite-ceiling-beam-systems was investigated in different fire tests, for example the *Cardington* fire tests in England. The mechanism of membrane action was verified at those tests. The major part of the test setups considered membrane action of only one ceiling panel.

Numerical models of those fire tests show various approaches. For some models instead of thermal simulations original measurement of temperatures is used. For those performed thermal simulations unprotected steel and concrete as well as classical fire protection material like plaster and boards are considered. Different numerical models are used for mechanical investigations. There is a development from support grid models to models with beam elements for steel beams combined with shell elements for ceilings.

There is a development of fire protection material for steel members at the same time as investigations of membrane action. Nowadays, fire protective coatings are applied more often. In doing so, intumescent coatings are commonly used. These coatings are paintings, which foam up due to thermal influence. They develop a thermal isolating layer, which causes a delayed heating of steel members. Descriptions of material properties of intumescent coatings from literature are not sufficient for numerical analyses yet.

In this work the simulation of composite-ceiling-beam-systems in case of fire with

membrane action is combined with the simulation of intumescent coatings. Thermal as well as mechanical simulations are carried out. They are performed decoupled. The finite-element-software *Abaqus* is used for the thermal simulations. Furthermore, the thermal material properties of intumescent coatings are determined with thermogravimetry and differential scanning calorimetry. The mechanical simulations are divided in analytical and numerical investigations. For an analytical solution the method according to *Ritz* is used. With this method the deflection of a beam under catenary action is defined. The catenary action is the two-dimensional equivalent to the membrane action. Numerical mechanical simulations are performed using the finite-element-software *Vulcan*, *Safir* and *Abaqus*.

To describe the material properties of intumescent coatings the specific heat, latent heat and mass change are measured in dependence of temperature. Temperature depending density and conductivity of intumescent coating will be determined by analogy with bulk material. The influence of cavities in structural members and temperature dependent emissivities on the temperature field are considered in thermal simulations. Furthermore, fire protective coating and shadow effects are simulated. The mechanical simulations are focused on the influence of thermal induced strains on the deflection of ceiling systems. Moreover, shear loads of headed studs are considered. Finally, a discrete crack modeling is carried out to improve a numerical verification of the enclosure criteria.

In this doctoral thesis questions of detail concerning the simulation of composite-ceiling-beam-systems in case of fire are regarded. Therefore, thermal as well as mechanical simulations are implemented. For most of these details numerical approaches are presented. With further verifications these solutions can be used in future investigations.

Keywords: membrane action, ceiling structure, numerical simulation, design in case of fire, composite girder, composite joint, fire protective coatings

Inhaltsverzeichnis

Bezeichnungen	XI
1 Einführung	1
1.1 Problemstellung	2
1.2 Zielsetzung	3
1.3 Vorgehensweise	4
2 Stand der Normung und Forschung	7
2.1 Gesetzliche Grundlagen und technische Richtlinien	7
2.2 Beschreibung des Wärmetransports	13
2.2.1 Arten des Wärmetransports	13
2.2.2 Wärmestromdifferenzialgleichung	20
2.2.3 Schwache Form der Differenzialgleichung	21
2.3 Reaktive Brandschutzsysteme	24
2.4 Forschung zu Verbunddeckenträgersystemen im Brandfall	30
2.4.1 Versuche	31
2.4.2 Bemessungsansätze	37
2.4.3 Numerische Modelle zu Verbunddeckenträgersystemen	42
2.5 Zusammenfassung	46
3 Materialkennwerte des reaktiven Brandschutzsystems	49
3.1 Beschreibung der Messverfahren	50
3.1.1 Thermogravimetrie	50
3.1.2 Dynamische Differenzkalometrie	51
3.1.3 Genutztes Messgerät	57
3.2 Messergebnisse	57
3.3 Bestimmung von Materialkennwerten aus den Messungen und ergän- zende Annahmen	62
3.3.1 Dichte	63
3.3.2 Wärmeleitfähigkeit	65
3.3.3 Gesamtwärmekapazität	68

3.3.4	Porosität	71
3.4	Zusammenfassung	74
4	Thermische Analyse	75
4.1	Thermische Materialkennwerte	75
4.1.1	Baustahl, Bewehrungsstahl und Normalbeton	76
4.1.2	Luft	79
4.1.3	Reaktives Brandschutzsystem auf Dämmschichtbildnerbasis	81
4.2	Konvektion in Hohlräumen	95
4.2.1	Numerische Behandlung des Problems	96
4.2.2	Anwendung auf Betonbauteile	103
4.2.3	Anwendung auf Stahlbauteile	105
4.2.4	Zusammenfassung	111
4.3	Einstrahlzahl bei der Radiation	113
4.4	Temperaturabhängige Emissivität und Abschattungseffekte bei Verbunddecken	125
4.5	Simulation von reaktiven Brandschutzsystemen	132
4.5.1	Anwendung auf Brandversuche	132
4.5.2	Sensitivitätsanalysen zur Wärmeleitfähigkeit von reaktiven Brandschutzsystemen	137
4.6	Zusammenfassung	140
5	Analytische Ansätze zu Durchbiegungen von Decken unter Membranwirkung	141
5.1	Entwicklung einer vereinfachten analytischen Lösung	141
5.1.1	Ansatzfunktion für w	145
5.1.2	Ansatzfunktion für u	147
5.1.3	Zusammenstellung der Gleichungen	150
5.2	Validierung mittels bekannter analytischer Lösungen	151
5.3	Sensitivitätsanalysen zum Lastabtrag	154
5.4	Validierung mittels Versuchsergebnissen	157
5.5	Vereinfachung der kinematischen Beziehung und Transfer auf die Finite-Elemente-Methode	159
5.6	Anteil der mechanischen Durchbiegung an der Gesamtdurchbiegung	161
5.7	Durchbiebungsgeschwindigkeit eines Bauteils im Brandfall	166
5.8	Zusammenfassung	170

6	Numerische, mechanische Analyse	173
6.1	Mechanische Materialkennwerte	173
6.1.1	Baustahl, Bewehrungsstahl und Normalbeton	176
6.1.2	Kopfbolzendübel	183
6.2	Numerische Integration von Differenzialgleichungen	186
6.3	Modellierung der Verbundfuge und der Trägeranschlüsse	193
6.4	Simulation von Brandversuchen an Verbundträgern	199
6.5	Simulation eines Brandversuches an einem Verbunddeckenträgersystem	204
6.5.1	Einfluss der thermischen Dehnung auf die Durchbiegung	215
6.5.2	Untersuchungen zum Schlupf von Kopfbolzendübel	220
6.5.3	Umsetzbarkeit einer Vereinfachung der Spannungs-Dehnungs- Beziehung von Beton	225
6.6	Zusammenfassung	229
7	Ansatz zur Simulation von Rissen in Deckenplatten zum Nachweis des Raumabschlusskriteriums	231
7.1	Definition des Raumabschlusskriteriums über Grenzrissbreiten	232
7.2	Numerische Beschreibung von Rissen	234
7.3	Prinzip der extended Finite Elemente Methode	237
7.4	Materialkennwerte und numerische Beschreibung	242
7.5	Validierung mittels Versuchsergebnissen	246
7.6	Submodelltechnik	252
7.7	Anwendung der extended Finite Elemente Methode zum Nachweis des Raumabschlusskriteriums	254
7.8	Zusammenfassung	256
8	Zusammenfassung und Ausblick	259
	Literatur	XXIII
	Abbildungsverzeichnis	XLI
	Tabellenverzeichnis	XLIX
A	Element zur Berücksichtigung der Konvektion in einem Hohlraum ohne die Wärmespeicherfähigkeit der Luft	LI

B Element zur Berücksichtigung der Konvektion in einem Hohlraum mit Wärmespeicherung der Luft	LIX
C Berücksichtigung einer temperaturabhängigen Emissivität	LXIX
Lebenslauf	LXXIII

Bezeichnungen

Abkürzungen

DSC	Differential Scanning Calometrie
ETK	Einheits-Temperaturzeitkurve
FEM	Finite Elemente Methode
MBO	Musterbauordnung
TG	Thermogravimetrie
XFEM	extended Finite Elemente Methode

Lateinische Bezeichnungen

a	Wärmeleitzahl oder Asymptote einer Funktion
a_i	Schift-Faktor der Komponente i oder zusätzliche Freiheitsgrade oder Koeffizienten eines Polynoms
b	Breite eines (Rechteck-) Querschnitts oder Verschiebung einer Funktion auf der Abszisse
\mathbf{b}	Volumenkräftevektor
b_I und α	zusätzliche Freiheitsgrade für die Rissspitze
c	Wellenausbreitungsgeschwindigkeit oder Geschwindigkeit oder Wachstumsrate
c_a	Geschwindigkeit aus einem System heraus
c_e	Geschwindigkeit in ein System hinein
c_p	spezifische Wärmekapazität
$c_{p,\text{Luft}}$	spezifische Wärmekapazität der Luft
c_{Poren}	Wachstumsrate der Poren
$c_{p,\text{Massenänderung}}$	spezifische Wärmekapazität unter Berücksichtigung der Massenänderung

$c_{p,\theta}$	temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität
c_L	Drehfedersteifigkeit (links)
$c_{\text{Massenverlust}}$	Wachstumsrate des Massenverlustes
c_R	Drehfedersteifigkeit (rechts)
\tilde{c}_L	einheitenbefreite Drehfedersteifigkeit (links)
\tilde{c}_R	einheitenbefreite Drehfedersteifigkeit (rechts)
d	Schädigungsparameter oder theoretische Höhe des reaktiven Brandschutzsystems
dl	differenzielle Länge
dp	differenzieller Druck
dt	differenzielle Zeit
dx	differenzielle Länge in x -Koordinatenrichtung
dy	differenzielle Länge in y -Koordinatenrichtung
dz	differenzielle Länge in z -Koordinatenrichtung
dE	differenzielle totale Energie
dH	differenzielle Enthalpie
dQ	differenzielle Wärmezufuhr
dU	differenzielle innere Energie
dV	differenzielles Volumen
dW	differenzielle mechanische Leitung
$d\epsilon_{c,\theta}$	differenzielle Betondehnung
$d\theta$	differenzielle Temperatur
$d\xi$	differenzielle Länge in ξ -Koordinatenrichtung
$d\tilde{\xi}$	differenzielle Länge in $\tilde{\xi}$ -Koordinatenrichtung
$d\sigma$	differenzielle Spannung
$d\Gamma$	differenzielle Oberfläche
f	Vektor der äußeren Kräfte
f_c	Betondruckfestigkeit
f_{ck}	charakteristische Betondruckfestigkeit
f_{cmo}	Referenzbetondruckfestigkeit
f_{ct}	Betonzugfestigkeit
$f_{c,\text{biax},\theta}$	biaxiale Betondruckfestigkeit
$f_{c,\theta}$	temperaturabhängige Betondruckfestigkeit
g	Schwerebeschleunigung
h	Höhe eines (Rechteck-) Querschnittes oder spezifische Enthalpie
h_a	spezifische Enthalpie aus einem System heraus

h_e	spezifische Enthalpie in ein System hinein
h_r	Schichthöhe reaktives Brandschutzsystem
$h_{r,\text{Flansch}}$	Schichthöhe reaktives Brandschutzsystem am Flansch
$h_{r,\text{Steg}}$	Schichthöhe reaktives Brandschutzsystem am Steg
h_1	statische Nutzhöhe
k_{SH}	Korrekturfaktor für den Abschattungseffekt
l_0	Länge im unverformten Zustand
l_{t_1}	Länge im Zustand t_1
l_{t_2}	Länge im Zustand t_2
l_{wahr}	Länge im verformten Zustand
m	Masse
\dot{m}	Massenstrom
\dot{m}_a	Massenstrom aus einem System heraus
\dot{m}_e	Massenstrom in ein System hinein
m_+	einheitenbefreites Stützmoment
m_-	einheitenbefreites Stützmoment
n	Anzahl
\mathbf{n}	Normalenvektor
p	Druck
q	Streckenlast
\tilde{q}	einheitenbefreite Streckenlast
\dot{q}	Wärmestromdichte
$\dot{q}_{\text{aus},j}$	Wärmeströme bzw. Wärmestromdichten aus dem Hohlraum
q_b	Flächenlast
$\dot{q}_{\text{ein},i}$	Wärmeströme bzw. Wärmestromdichten in den Hohlraum
\dot{q}_n	Wärmestromdichte normal zu einer Fläche
q_{ref}	Referenzstreckenlast
r	Radius um Risspitze oder Anzahl der Basiseinheiten oder Abstand zwischen den infinitesimalen Oberflächenabschnitten
s_i	Vorzeichen des Summanden i
t	Zeit
t_1	Zeitpunkt 1
t_2	Zeitpunkt 2
t_{krit}	kritische Zeit
u	Verschiebung in Balkenlängsrichtung
\hat{u}	Ansatzfunktion für u

u_i	Connector-Komponente i
$\hat{\mathbf{u}}_i$	Vektor der Stützpunkte der Verschiebungen bei i
$u_{i,\text{Balken}}$	Verschiebung eines Balkenknotens in Richtung i
$u_{i,\text{Decke}}$	Verschiebung eines Deckenknotens in Richtung i
u_P	Verschiebung am Ende eines Kragarms
$\ddot{\mathbf{u}}$	Beschleunigungsvektor
w	Durchbiegung oder Rissöffnung
\hat{w}	Ansatzfunktion für w
w_{ges}	gesamte Durchbiegung
w_{i_p}	Wichtungsfaktor des Integrationspunktes i_p
w_q	Durchbiegung infolge mechanischer Lasten
w_{t_1}	Durchbiegung zum Zeitpunkt t_1
w_{t_2}	Durchbiegung zum Zeitpunkt t_2
w_θ	Durchbiegung infolge Temperatur
x	Koordinate
x_i	Abszissenwert an der Stelle i oder Exponenten bei Basiseinheiten
x_{i+1}	Abszissenwert an der Stelle $i + 1$
y	Koordinate
y_i	Funktionswert an der Stelle i
y_{i+1}	Funktionswert an der Stelle $i + 1$
z	Koordinate oder Höhe über Basisniveau
z_a	Höhe über Basisniveau aus dem System heraus
z_e	Höhe über Basisniveau in das System hinein
A	Querschnittfläche
A_0	Schnittfläche im unverformten Zustand
A_1	strahlende Oberfläche
A_2	bestrahlte Oberfläche
A_m	beflammte Oberfläche eines Trägers
$A_{m,\text{Box}}$	beflammte Oberfläche der fiktiven Box um einen Träger
A_{wahr}	Schnittfläche im verformten Zustand
\mathbf{B}	Ableitungen der Ansatzfunktionen
C_{12}	Strahlenaustauschkoefficient
C_p	Wärmekapazität
$C_{p,\theta}$	temperaturabhängige Wärmekapazität
E	Raumabschlusskriterium

E	Elastizitätsmodul
E_0	anfänglicher Elastizitätsmodul
E_{dscb}	fiktiver, abfallender Elastizitätsmodul in <i>Safir</i> [40]
$E_{\text{fi,d,t}}$	Designwert der Einwirkung im Brandfall zum Zeitpunkt t
E_{ref}	Referenzelastizitätsmodul
E_{θ}	temperaturabhängiger Elastizitätsmodul
F	(äußere) Kraft
F 30	Feuerwiderstandsklasse mit einer Feuerwiderstandsdauer ≥ 30 Minuten
F 60	Feuerwiderstandsklasse mit einer Feuerwiderstandsdauer ≥ 60 Minuten
F 90	Feuerwiderstandsklasse mit einer Feuerwiderstandsdauer ≥ 90 Minuten
F 120	Feuerwiderstandsklasse mit einer Feuerwiderstandsdauer ≥ 120 Minuten
F_o	<i>Fourier</i> -Zahl
F_{Ed}	Designwert der einwirkenden Last
F_{Rd}	Designwert des Bauteilwiderstandes
F_{α}	Ansätze für die Rissspitze nach der linearen Bruchmechanik
G_f	Bruchenergie
$G_{F_o,i}, i = 1 \dots 4$	Referenzwerte der Bruchenergie
H	Steigung bei Entfestigung oder Sprungfunktion
H_i	Funktion für den Beitrag der Komponente i oder Helligkeit der Komponente i
I	Flächenmoment zweiten Grades
I	Isolationskriterium
\dot{I}	Einstrahlung
L	Basiseinheit der Länge
K	Kalibrierungsfaktor des Gerätes oder Basiseinheit der Temperatur
\mathbf{K}	tangentiale Steifigkeitsmatrix
\mathbf{K}_e	Matrix in einem Gleichungssystem
L	Länge eines Balkens oder charakteristische Elementabmessung
M	Stoßbeanspruchungskriterium bei Wänden
M	molare Masse oder Basiseinheit der Masse
M_{max}	maximales Moment
M_L	Stützmoment (links)

M_R	Stützmoment (rechts)
N	Normalkraft
\mathbf{N}	Ansatzfunktionen
N_{\max}	maximale Normalkraft
N_{ti}	Ansatzfunktion über die Zeit
P_i	erste Umrechenfunktion der <i>Connector</i> -Komponente i
Q	übertragende Wärme
\dot{Q}	innere Wärmequellen oder Wärmestrom
$\dot{Q}_{\text{Probentiegel}}$	Wärmestrom des Probentiegels
$\dot{Q}_{\text{Referenziegel}}$	Wärmestrom des Referenzriegels
R	Tragfähigkeitskriterium
R	universelle Gaskonstante
\mathbf{R}	Residuum
\mathbf{R}_e	rechte Seite einer Gleichung
$R_{fi,d,t}$	Designwert des Bauteilwiderstandes im Brandfall zum Zeitpunkt t
R_i	Skalierungsfaktor der Komponente i
R_s	spezielle Gaskonstante
R^2	Bestimmtheitsmaß
\dot{R}	Ausstrahlung
T	Basiseinheit der Zeit
U	innere Energie
V	Querkraft
V_{gesamt}	Gesamtvolumen
V_{Luft}	Volumen der Luft
$V_{\text{reakt. System}}$	Volumen des reaktiven Brandschutzsystems
X_i	zweite Umrechenfunktion der <i>Connector</i> -Komponente i

Griechische Bezeichnungen

α	Parameter für Ansatzfunktion oder Parameter für <i>Rayleigh</i> - Dämpfung oder Wärmeübergangskoeffizient oder Absorptionsgrad
α_1	Parameter für Ansatzfunktion

α_{c_p}	Verhältnis von zwei spezifischen Wärmekapazitäten
α_l	Verhältnis von zwei Längen
α_t	Verhältnis von zwei Zeiten
α_T	Wärmeausdehnungskoeffizient
α_{th}	Wärmeausdehnungskoeffizient
α_λ	Verhältnis von zwei Wärmeleitfähigkeiten
α_ρ	Verhältnis von zwei Dichten
β	Parameter für Ansatzfunktion oder Parameter für <i>Rayleigh</i> -Dämpfung oder Heizrate oder Verhältnis von \dot{q}_{Luft} zu $\sum_j \dot{q}_{\text{aus},j}$
β_1, β_2	Einstrahlwinkel
γ	Schlupf von Kopfbolzendübeln oder Proportionalitätskonstante
γ_i	Schlupf von Kopfbolzendübeln in i -Richtung
γ_{ges}	resultierende Verschiebung der Kopfbolzendübel
γ_x	Schlupf von Kopfbolzendübeln in x -Richtung
γ_y	Schlupf von Kopfbolzendübeln in y -Richtung
δ	Verformung
δ_0	Verschiebung bei der Initiierung des Risses
δ_f	$= \frac{2 \cdot G_f}{f_{ct}}$
δ_{\max}	maximale Verschiebung in der Lastgeschichte
$\delta \mathbf{u}$	virtuelle Verschiebung
$\delta \hat{\mathbf{u}}$	Vektor der Stützpunkte der virtuellen Verschiebung
$\delta \epsilon$	virtuelle Dehnung
ϵ	Dehnung oder Emissivität der Oberfläche
$\hat{\epsilon}$	Dehnung in <i>Safir</i> [40]
$\epsilon_{c,\theta}$	Dehnung des Betons
$\epsilon_{ce,\theta}$	temperaturabhängige, maximale Dehnung des Betons
ϵ_{cr}	Kriechdehnung oder max. Zugdehnung im el. Bereich bei Beton
ϵ_{cu}	maximale Zugdehnung des Betons
$\epsilon_{cu,\theta}$	temperaturabhängige Dehnung des Betons beim Erreichen von $f_{c,\theta}$
ϵ_{el}	elastische Dehnung
ϵ_f	Emissivität des Brandes
ϵ_{Gas}	Emissivität des Heißgases
ϵ_{ges}	gesamte Dehnung
ϵ_m	Emissivität des Materials

ϵ_{nom}	nominale Dehnung oder Ingenieurdehnung
ϵ_{pl}	plastische Dehnung
ϵ_{th}	thermische Dehnung
ϵ_{tr}	instationäres Temperaturkriechen
ϵ_{wahr}	wahre Dehnung
ϵ_{θ}	thermische Dehnung
η	Testfunktion
$\hat{\eta}$	Stützpunkte der Testfunktion
θ	Temperatur oder Risswinkel
$\hat{\theta}$	Stützpunkte der Temperatur
θ_0	Anfangstemperatur
$\theta_{\text{Festkörper}}$	Temperatur des Festkörpers
θ_{Fluid}	Temperatur des Fluids
θ_{Gas}	Temperatur des Heißgases
θ_{krit}	kritische Temperatur
θ_o	Temperatur an der Balkenoberseite
θ_{ref}	Referenztemperatur
θ_u	Temperatur an der Balkenunterseite
θ_{u,t_1}	Temperatur an der Balkenunterseite zum Zeitpunkt t_1
θ_{u,t_2}	Temperatur an der Balkenunterseite zum Zeitpunkt t_2
κ_{θ}	Krümmung infolge von Temperatur
$\tilde{\kappa}$	einheitenbefreites κ_{θ}
λ	Wärmeleitfähigkeit oder Schlankheit
λ_{gesamt}	Gesamtwärmeleitfähigkeit
λ_{Luft}	Wärmeleitfähigkeit der Luft
$\lambda_{\text{Luft, Konduktion}}$	Wärmeleitfähigkeit der Luft aus Konduktion
$\lambda_{\text{Luft, Radiation}}$	Wärmeleitfähigkeit der Luft aus Radiation
$\lambda_{\text{reakt. System}}$	Wärmeleitfähigkeit des reaktiven Brandschutzsystems
$\lambda_x, \lambda_y, \lambda_z$	richtungsabhängige Wärmeleitfähigkeit
ν	Querkontraktionszahl
ξ	einheitenbefreite Koordinaten (zeitlich oder räumlich)
$\tilde{\xi}$	einheitenbefreite Koordinaten (räumlich)
ξ_{i_p}	Stützstelle des Integrationspunktes i_p
ρ	Dichte des Materials oder Reflexionsgrad
ρ_0	anfängliche Dichte
ρ_{gesamt}	Gesamtdichte

ρ_{Luft}	Dichte der Luft
$\rho_{\text{reakt. System}}$	Dichte des reaktiven Brandschutzsystems
ρ_{θ}	temperaturabhängige Dichte
σ	Spannung oder <i>Stefan-Boltzmann</i> -Konstante
$\boldsymbol{\sigma}$	Spannungstensor
$\tilde{\sigma}$	Spannung (ohne Schädigung)
$\hat{\sigma}$	Spannung in <i>Safir</i> [40]
$\sigma_{c,\theta}$	temperaturabhängige Spannung des Betons
σ_{max}	vorhandene Hauptspannung
σ_{max}^0	maximal zulässige Hauptspannung
σ_{nom}	<i>Kirchhoff</i> -Spannung oder Ingenieurspannung
σ_{wahr}	<i>Cauchy</i> -Spannung oder wahre Spannung
σ_y	maximale Spannung
σ_0	Referenzspannung
τ	Transmissionsgrad
φ	Verdrehung oder Winkel
ϕ	Faktor für numerische Integration
ϕ_{ij}	Gesamteinstrahlzahl
φ_{ij}	Einstrahlzahl
φ_L	Verdrehung (links)
φ_R	Verdrehung (rechts)
ψ	Porosität
Γ	Rand
Δl	Längenunterschied
Δt	Zeitintervall
$\Delta \mathbf{u}_{i+1}$	$\mathbf{u}_{i+1} - \mathbf{u}_i$
Δw	Durchbiegungsintervall
Δx	$x_{i+1} - x_i$
ΔM	Massenänderung bezogen auf die anfängliche Masse
ΔV	Volumenänderung bezogen auf das anfängliche Volumen
$\Delta \mathbf{x}_{i+1}$	$\mathbf{x}_{i+1} - \mathbf{x}_i$
$\Delta \theta$	durchschnittlicher Temperaturzuwachs
Π	Potential
$\tilde{\Pi}$	einheitenbefreites Potential
Π_i	<i>i</i> te Größe der Dimension Eins

Indices

0	unverformter Zustand bzw. Referenz
1	Zählindex (Zeitpunkt oder Situation 1)
2	Zählindex (Zeitpunkt oder Situation 2)
<i>a</i>	aus einem System heraus
Balken	bezogen auf Balken
biax	biaxial
<i>c</i>	Beton
<i>ce</i>	maximal und auf Beton bezogen
<i>cr</i>	Kriechen oder maximaler elastischer Zugbereich bezogen auf Beton
<i>ct</i>	Zug und auf Beton bezogen
<i>cu</i>	Erreichen der Druckfestigkeit und auf Beton bezogen oder maximal im Zugbereich und auf Beton bezogen
Balken	bezogen auf Decke
d	Designwert
dscb	abfallender Bereich
<i>e</i>	in ein System hinein
<i>el</i>	elastisch
<i>f</i>	Bruch
Festkörper	bezüglich des Festkörpers
fi	Brandfall
Flansch	bezüglich eines Flansches
Fluid	bezüglich des Fluids
<i>ges</i>	gesamt
<i>gesamt</i>	gesamt
<i>i</i>	Stelle <i>i</i>
<i>i + 1</i>	Stelle <i>i + 1</i>
<i>i_p</i>	Integrationspunkt
krit	kritisch
max	maximal
<i>n</i>	normal zu einer Fläche
nom	nominal
<i>o</i>	Oberseite

<i>pl</i>	plastisch
Probentiegel	bezogen auf den Probentiegel
<i>q</i>	(Strecken-) Last
<i>r</i>	bezüglich eines reaktiven Brandschutzsystems
reakt. System	bezogen auf reaktives Brandschutzsystem
ref	Referenz
Steg	bezüglich eines Stegs
<i>t</i>	Zeitpunkt <i>t</i>
<i>th</i>	thermisch
<i>tr</i>	instationär und temperaturabhängig
<i>t</i> ₁	zum Zeitpunkt 1
<i>t</i> ₂	zum Zeitpunkt 2
<i>u</i>	Unterseite
wahr	verformter Zustand bzw. wahr
<i>Ed</i>	Designwert der Einwirkung
Gas	bezüglich des Heißgases
<i>L</i>	links
Luft	bezogen auf Luft
Massenverlust	bezogen auf den Massenverlust
<i>M</i>	Modell
Poren	bezogen auf Poren
<i>R</i>	rechts oder Realität
Referenziegel	bezogen auf den Referenziegel
<i>Rd</i>	Designwert des Widerstandes
SH	bezüglich der Abschattung
<i>θ</i>	Temperatur

Operanden

\dots'	Ableitung einer Größe nach x $\left(\frac{d\dots}{dx}\right)$
∂	partiell Differential
$\frac{\partial\dots}{\partial\alpha}$	partielle Ableitung nach α
$ \dots$	ausgewertet bei ...
$\text{div}\dots$	$= \sum_i \frac{\partial\dots}{\partial i}$
$\text{grad}\dots$	$= \left(\frac{\partial\dots}{\partial x} \quad \frac{\partial\dots}{\partial y} \quad \frac{\partial\dots}{\partial z}\right)^T$
-1	invertiert
T	transponiert
$\langle\dots\rangle$	Macauley-Klammern

1 Einführung

Die Errichtung von mehrgeschossigen Gebäuden in Stahlverbundbauweise bietet gegenüber anderen Bauweisen viele Vorteile. Durch einen hohen Vorfertigungsgrad in der Werkstatt, die kurzen Montagezeiten und die hoch entwickelten Anschlusstechnik können Gebäude wirtschaftlich errichtet werden. Dabei sind unter anderem die kurzen Bauzeiten von großem Interesse. Insbesondere ist die Stahlverbundbauweise eine besonders nachhaltige Konstruktionsform. Es entstehen nur geringe Emissionen bei der Herstellung, die Materialien werden sparsam eingesetzt und ein Großteil der Konstruktion ist problemlos recycelbar. Zudem besitzt der Verbundbau ein günstiges Verhalten bei Erdbeben.

Trotz dieser Vorteile hat die Verbundbauweise in Deutschland im Gegensatz zu anderen europäischen Ländern nur einen geringen Marktanteil. Als ein Grund dafür wird der derzeitige Stand der Normung im Bereich des baulichen Brandschutzes genannt. Eine Differenzierung zwischen den Bauteilen oder sogar ein geplanter Ausfall von Bauteilen im Brandfall ist nicht vorgesehen. Somit sind in fast allen Fällen besondere Maßnahmen notwendig, um die geforderte Feuerwiderstandsdauer von Verbundbauteilen zu erzielen. Dabei erlangen in jüngerer Zeit reaktive Brandschutzsysteme eine immer wichtiger werdende Bedeutung.

Seit Anfang der 1990er Jahre gibt es Forschungen zu Verbunddeckenträgersystemen im Brandfall. Dabei zeigte sich, dass bei diesen Systemen ein Teil der Träger ohne brandschutztechnische Maßnahmen ausgeführt werden kann, ohne die Standsicherheit des Gebäudes im Brandfall zu gefährden. Ein erheblicher Teil der Stahlträger ist für die Abtragung der Lasten im Brandfall nicht erforderlich, da sich durch große Vertikalverformungen eine Membrantragwirkung der Deckenplatte einstellt. In Ländern, in denen diese Membrantragwirkung bei der brandschutztechnischen Bemessung berücksichtigt wird, können ungefähr 40 % der Brandschutzmaßnahmen bei Verbunddeckenträgersystemen eingespart werden. Dies reduziert die Gesamtkosten für diese Bauart um circa 10 % bis 15 %.

An dieser Stelle möchte der Autor darauf hinweisen, dass Abschnitte dieser Arbeit teils wortgleich innerhalb des Abschlussberichtes Mensinger u. a. [81] veröffentlicht

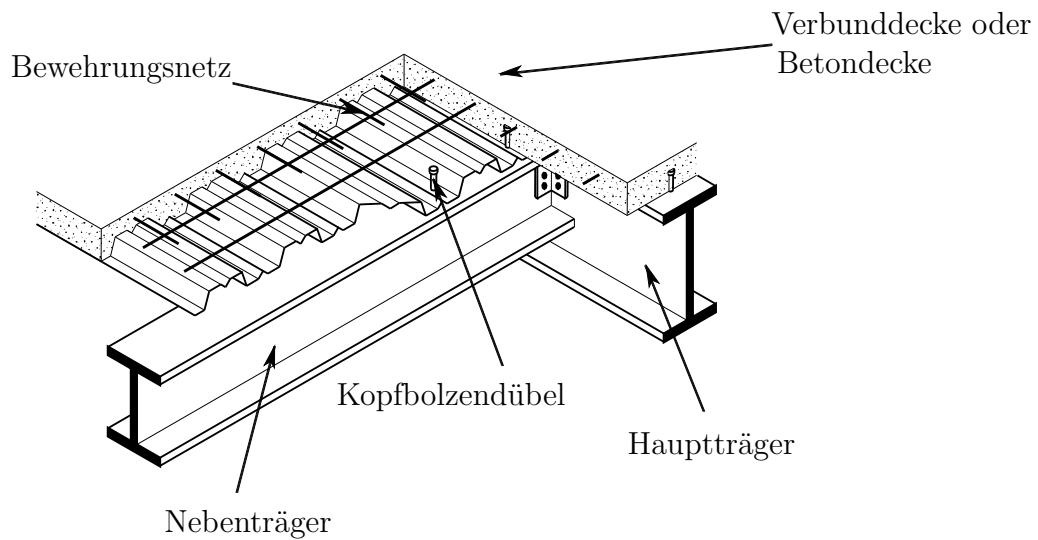


Abbildung 1.1: Schnitt durch ein Verbunddeckenträgersystem (aus [119])

wurden, an dem der Verfasser maßgeblich beteiligt war.

1.1 Problemstellung

Die Membrantragwirkung von Verbunddeckenträgersystemen im Brandfall ist hinlänglich bekannt. Hierzu gibt es beispielsweise Veröffentlichungen von Bailey [10, 11, 12, 13, 14], in denen auch Bemessungsverfahren hergeleitet sind. Bei den Betrachtungen wird auf das grundlegenden Prinzip der Membrantragwirkung eingegangen. Teilweise müssen bei der Herleitung Annahmen getroffen werden, um eine Lösung zu erzielen. Der Grund dafür liegt in der Anwendung der Bruchlinientheorie. Ebenso werden die Temperaturfelder der Bauteile als bekannt vorausgesetzt. Insbesondere bei komplexeren Geometrien oder auch bei der Anwendung von Beschichtungen ist die Bestimmung der Temperaturfelder nicht trivial.

Es wird daher deutlich, dass noch viele Detailfragen bei der Membrantragwirkung von Verbunddeckenträgersystemen (siehe Abbildung 1.1) zu klären sind. Einigen dieser Detailfragen wird sich in dieser Arbeit gewidmet. Aufgrund der Komplexität der Membrantragwirkung im Brandfall ergibt sich ein breites Arbeitsfeld. Daher erfolgt eine Einschränkung der Themengebiete. In dieser Arbeit wird vorrangig die numerische Simulation der Membrantragwirkung von Verbunddeckenträgersystemen

im Brandfall behandelt. Dafür werden sowohl thermische als auch mechanische Simulationen durchgeführt. Weiterhin werden Betrachtungen zu einer analytischen Lösung der Membrantragwirkung und des Raumabschlusskriteriums angestellt.

1.2 Zielsetzung

In dieser Arbeit werden numerische Untersuchungen zum strukturmechanischen Verhalten von Verbunddeckenträgersystemen im Brandfall durchgeführt. Besonderes Interesse gilt dabei der Membrantragwirkung der Verbunddeckenträgersysteme. Dabei wird das nichtlineare, temperaturabhängige Werkstoffverhalten von Stahl und Beton berücksichtigt.

Für die numerischen Untersuchungen wird das strukturmechanischen Verhalten von Verbunddeckenträgersystemen im Brandfall in zwei Teilaufgaben untergliedert. Es wird zum einen das Erwärmungsverhalten und zum anderen das mechanische Verhalten unter Temperatureinfluss betrachtet. Insbesondere bei dem Erwärmungsverhalten werden Detailfragen wie Hohlräume in Bauteilen, temperaturabhängige Emissivitäten von Bauteiloberflächen und die Materialkennwerte von reaktiven Brandschutzsystemen mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner betrachtet. Somit werden hierbei die numerischen Modelle weiterentwickelt und grundlegende Betrachtungen zu reaktiven Brandschutzsystemen mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner durchgeführt.

Bei dem mechanischen Verhalten unter Temperatureinfluss werden sowohl analytische als auch numerische Ergebnisse angestrebt. Bei beiden Varianten wird eine Validierung der Ergebnisse anhand von Versuchsdaten durchgeführt. Mittels der analytischen und numerischen Ergebnisse werden Aussagen zu der thermischen induzierten Durchbiegung und dem Schlupf der Kopfbolzendübel vorgenommen. Weiterhin werden die numerischen Modelle zu Verbunddeckenträgersystemen erweitert. Es wird vom üblichen Schalen-Balken-Modell abgewichen und ein Modell, indem Träger und Decke mit Schalenelementen abgebildet werden, genutzt. Dabei wird sich insbesondere der Modellierung der Verbundfuge gestellt. Zusätzlich werden drei, im Bereich des Brandschutzes anerkannte Programme (*Vulcan* [61], *Safir* [40] und *Abaqus* [2]) bezüglich der Ergebnisse miteinander verglichen.

Abschließend wird sich der numerischen Simulation des Raumabschlusskriteriums gewidmet. Hierbei wird die kürzlich entwickelte Methode der extended Finite Elemente

Methode (XFEM) angewendet, um diskrete Rissbildung zu simulieren.

1.3 Vorgehensweise

Die vorliegende Arbeit gliedert sich neben dem Literaturstudium in drei Hauptteile:

- thermische Analysen
- mechanische Analysen
- numerische Simulation des Raumabschlusskriteriums

Die Ergebnisse des Literaturstudiums werden zusammenfassend in dem ersten Kapitel niedergeschrieben.

Bei den thermischen Analysen wird mittels der Finite Elemente Methode (FEM) die zeitabhängige Temperaturverteilung in Bauteilen bestimmt. Da insbesondere auch Bauteile betrachtet werden, die mit einem reaktiven Brandschutzsystem mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner vor thermischer Einwirkung geschützt sind, erfolgen Voruntersuchungen. Die Voruntersuchungen beziehen sich auf das reaktive Brandschutzsystem. Dabei werden die benötigten thermischen Materialkennwerte bestimmt. Hierzu werden Thermoanalysen durchgeführt und grundlegende thermodynamische Gleichungen sowie Analogien betrachtet. Die Ergebnisse der Voruntersuchungen werden aufgrund des Umfangs in einem gesonderten Kapitel vor den thermischen Analysen präsentiert.

Die mechanische Analyse wird in einen analytischen und einen numerischen Bereich aufgeteilt. Beide Bereiche beinhalten die Berechnung des Tragverhaltens von statischen Systemen infolge äußerer Belastung und der Vorgabe der zuvor berechneten Bauteiltemperaturen. Dabei werden die mechanischen Hochtemperatureigenschaften der Baustoffe berücksichtigt. Bei den analytischen Betrachtungen wird mittels des *Ritz'schen* Verfahrens eine Lösung für die Seiltragwirkung von Balken im Brandfall bestimmt. Die Seiltragwirkung stellt dabei den zweidimensionalen Fall der Membrantragwirkung dar. Die analytischen Betrachtungen werden in einem eigenen Kapitel vor den numerischen Analysen präsentiert, da sie ebenfalls einen größeren Umfang haben und weiterhin auch Erkenntnisse zu den numerischen Analysen enthalten. Bei den numerischen Betrachtungen werden mittels der FEM Verbundträger und

Verbunddeckenträgersysteme im Brandfall simuliert. Dabei erfolgt erstmals die Anwendung von drei gängigen FEM-Programmen aus dem Bereich Brandschutz auf die gleichen Versuche mit einem Vergleich der Ergebnisse. Zudem werden Parameterstudien durchgeführt.

In dem letzten Kapitel wird auf das Raumabschlusskriterium bei Verbunddeckenträgersystemen eingegangen. Dafür wird eine Rissbreitenbeschränkung als Definition des Raumabschlusskriteriums hergeleitet. Anschließend erfolgt eine numerische Simulation eines Verbunddeckenträgersystems mit der XFEM. Mittels der XFEM ist es möglich, eine diskrete Rissbildung bei der numerischen Simulation zu berücksichtigen. Abschließend werden alle Ergebnisse zusammengefasst.

2 Stand der Normung und Forschung

In diesem Kapitel wird ein zusammenfassender Überblick zu dem Stand der Normung und Forschung in Bezug auf die Brandsicherheit von Verbundtragwerken gegeben. Dabei wird in Hinblick auf die Verbunddeckenträgersysteme intensiver auf Verbundträger und Verbunddecken eingegangen.

In einem ersten Schritt werden die gesetzlichen Grundlagen und die damit verbundenen technischen Richtlinien beleuchtet. Anschließend werden Grundlagen zum Wärmetransport und dessen numerische Lösung behandelt. Der Wärmetransport wird detailliert betrachtet, um Grundlagen zu legen, die im späteren Verlauf benötigt werden. Für numerische Betrachtungen zum Tragverhalten von Strukturen und Strukturen in Brandfall wird auf Literatur wie Bathe [15], Wriggers [125] und Schaumann [102] verwiesen.

Weiterhin wird in diesem Kapitel auf den Stand der Forschung bezüglich reaktiver Brandschutzsysteme eingegangen. Dabei werden aktuelle, numerische Modelle sowie Erkenntnisse zu den thermischen Materialkennwerten von reaktiven Brandschutzsystemen mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner geschildert. Zum Abschluss des Kapitels wird ein Überblick zu den Forschungen und numerischen Modellen von Verbunddeckenträgersystemen gegeben.

2.1 Gesetzliche Grundlagen und technische Richtlinien

Die grundlegenden Anforderungen an bauliche Anlagen sind in der Musterbauordnung (MBO) [128], beziehungsweise in den daraus abgeleiteten Landesbauordnungen, definiert. Bezüglich des Brandschutzes ist § 14 der MBO [128] relevant. Alle weiteren Paragraphen der MBO bezüglich Brandschutz spezifizieren § 14. In § 14 der MBO [128] heißt es:

Bauliche Anlagen sind so anzuordnen, zu errichten, zu ändern und instand zu halten, dass der Entstehung eines Brandes und der Ausbreitung von Feuer und Rauch (Brandausbreitung) vorgebeugt wird und bei einem Brand die Rettung von Menschen und Tieren sowie wirksame Löscharbeiten möglich sind.

Um dieser Anforderung gerecht zu werden, muss für jedes Bauwerk ein Brandschutzkonzept erstellt werden. Dabei kann zwischen sogenanntem „Regelbau“ und „Sonderbau“ differenziert werden. Der Regelbau umfasst übliche Gebäude wie Einfamilienhäuser, während Sonderbau alles zusammenfasst, was sich nicht in den Regelbau einordnen lässt. Für den Regelbau stellen die weiteren brandschutzspezifischen Paragraphen der Bauordnung das Brandschutzkonzept dar. Für eine Großzahl der Sonderbauten gibt es bezüglich des Brandschutzes weitere Hilfe wie die Mustergaragenverordnung oder Musterhochhausrichtlinie.

Alle Verordnungen oder Richtlinien enthalten Anforderungen an tragende oder aussteifende Bauteile. Dies wird mit den Ausdrücken:

- feuerhemmend,
- hochfeuerhemmend,
- feuerbeständig,
- Feuerwiderstandsfähigkeit 120 Minuten (hochfeuerbeständig) oder
- Brandwand

spezifiziert. Dabei schlägt die Bauregelliste [130] die Brücke zwischen gesetzlicher Anforderung und ingenieurmäßiger Definition. In der Anlage 0 der Bauregelliste A Teil 1 [130] ist eine Zuordnungstabelle enthalten, die die Verbindung zwischen den vorher genannten Ausdrücken und einer normativen Definition nach DIN 4102-2 [131] oder DIN EN 13501-2 [139] (Feuerwiderstandsklassen) wiedergibt. Eine kurze Zusammenfassung der Tabellen der Bauregelliste [130] ist in Tabelle 2.1 auf der nächsten Seite zu finden. Zusätzlich stellt die Bauregelliste [130] auch Bauprodukte und Bauarten mit zugehöriger Einordnung in die Klassen nach Tabelle 2.1 zur Verfügung.

Sowohl DIN 4102-2 [131] als auch DIN EN 13501-2 [139] gehen bei den Definitionen der Feuerwiderstandsklassen von der Normbrandkurve Einheits-Temperaturzeitkurve

Tabelle 2.1: Ausdrücke aus Bauordnungen und Richtlinie bezüglich der Feuerwiderstandsdauer und ihre normative Bedeutung nach DIN 4102-2 [131] und DIN EN 13501-2 [139]

Ausdruck	DIN 4102-2 [131]	DIN EN 13501-2 [139]
feuerhemmend	F 30	R 30 / EI 30 / REI 30
hochfeuerhemmend	F 60	R 60 / EI 60 / REI 60
feuerbeständig	F 90	R 90 / EI 90 / REI 90
Feuerwid. 120 Min.	F 120	R 120 / EI 120 / REI 120
Brandwand	F 90 + Stoßbelastung	REI 90-M

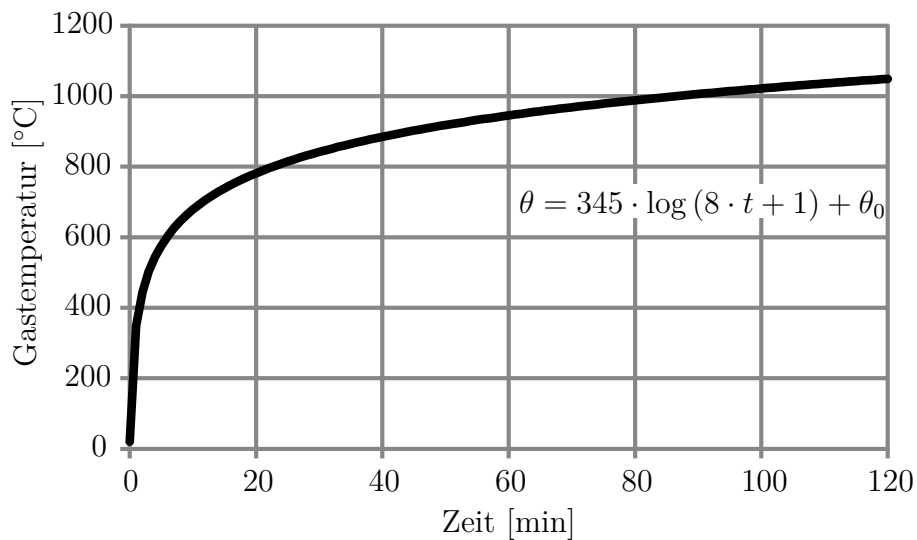


Abbildung 2.1: Zusammenhang zwischen Zeit und Gasgastemperatur bei der Einheits-Temperaturzeitkurve

(ETK) aus (siehe Abbildung 2.1). Die Zahl bei der Feuerwiderstandsklasse gibt an, wie viel Minuten das Bauteil unter einer definierten Last mindestens der ETK widersteht. Die Buchstaben bei den Feuerwiderstandsklassen nach DIN EN 13501-2 [139] geben an, welche Kriterien für die Zeit zu erfüllen sind. Dabei bedeutet:

E – Raumabschlusskriterium

I – Isolationskriterium

R – Tragfähigkeitskriterium

M – Stoßbeanspruchungskriterium bei Wänden

Die genaue Definition der Kriterien ist in DIN EN 13501-2 [139] nachzulesen. In DIN 4102-2 [131] wird bei der Bezeichnung der Feuerwiderstandsklassen bezüglich der zu erfüllenden Kriterien nicht so stark differenziert, dies ist jedoch implizit in den Prüfungen enthalten.

Zusätzlich zu § 14 gibt die MBO [128] in § 3 die Hilfe:

Die von der obersten Bauaufsichtsbehörde durch öffentliche Bekanntmachung als Technische Baubestimmungen eingeführten technischen Regeln sind zu beachten. Bei der Bekanntmachung kann hinsichtlich ihres Inhalts auf die Fundstelle verwiesen werden. Von den Technischen Baubestimmungen kann abgewichen werden, wenn mit einer anderen Lösung in gleichem Maße die allgemeinen Anforderungen des Absatzes 1 erfüllt werden; § 17 Abs. 3 und § 21 bleiben unberührt.

In diesem Paragraphen sind zwei Möglichkeiten enthalten. Zum einen können Bauteile nachgewiesen werden, wenn sie in einem Regelwerk aufgeführt sind, das zu den Technischen Baubestimmungen gehört. Zum anderen können Sonderlösungen genutzt werden, die nicht in Regelwerken enthalten sind, wenn ihre Gleichwertigkeit nachgewiesen wird.

In der Musterliste der Technischen Baubestimmungen [129] sind sowohl die DIN 4102-4 [132] als auch die Brandschutzteile der Eurocodes enthalten. Die DIN 4102-4 [132] gibt zwei Möglichkeiten, ein Bauteil einer Feuerwiderstandsklasse zuzuordnen. Einerseits kann anhand von Tabellen verfahren werden, andererseits ist die explizite Prüfung eines Bauteils möglich. Die Zuordnung anhand von Tabellen erfolgt über Mindestabmessungen, Mindestbetondeckungen und Bewehrungsverhältnisse. Bei der Prüfung wird zuerst eine definierte Last aufgebracht, anschließend wird das Bauteil mit einer thermischen Last nach ETK beaufschlagt. Schlussendlich wird die Zeit gemessen, die das Bauteil der ETK widersteht. Anhand dieser Zeit erfolgt dann die Einordnung in die Feuerwiderstandsklasse. Die DIN 4102-4 [132] betrachtet immer nur einzelne Bauteile, nie gesamte Tragwerke.

Die Brandschutzteile der Eurocodes sehen einen Nachweis auf Basis eines Grenzzustandes vor. Dabei darf der Bemessungswert der Einwirkung $E_{fi,d,t}$ den Bemessungswert der Beanspruchbarkeit $R_{fi,d,t}$ nicht überschreiten:

$$E_{fi,d,t} \leq R_{fi,d,t} \quad (2.1)$$

Bei den Einwirkungen wird zwischen thermischer und mechanischer Einwirkung unterschieden. Die thermischen Einwirkungen sind über Brandgas-Temperaturzeitkurven gegeben, wobei Naturbrandmodelle in Deutschland nicht als technisch gleichwertige Lösung anerkannt werden (siehe Wathling [124]). Somit ist die ETK die thermische Einwirkung für den regulären Weg. Naturbrandmodelle können nur auf dem Wege einer Abweichung und unter Einbeziehung von Sachverständigen oder bei Sonderbauten wie dem Industriebau genutzt werden. Die mechanischen Einwirkungen im Brandfall sind in DIN EN 1991-1-2 [140] normativ geregelt. Nach den Regeln der Eurocodes können nicht nur Bauteile, sondern auch Teile von Tragwerken oder auch ganze Tragwerke betrachtet werden.

Die Brandschutzteile der Eurocodes sehen grundsätzlich drei Nachweisebenen für den Nachweis des Grenzzustandes vor:

Ebene 1: Klassifizierung anhand von Tabellen

Ebene 2: Nachweise mit vereinfachten Berechnungsverfahren

Ebene 3: Nachweise mit allgemeinen Berechnungsverfahren

Dabei steigt der Aufwand für den Nachweis mit der Nachweisebene. Die Bemessungsergebnisse werden mit niedrigerer Nachweisebene konservativer. Innerhalb jeder Nachweisebene kann der Nachweis auf

- Temperaturebene ($\theta \leq \theta_{\text{krit}}$),
- Tragfähigkeitsebene ($F_{\text{Ed}} \leq F_{\text{Rd}}$) oder
- Zeitebene ($t \geq t_{\text{krit}}$)

erfolgen. In der Regel erfolgt der Nachweis auf Tragfähigkeitsebene. Im weiteren Verlauf dieses Abschnittes erfolgt die Vorstellung der Nachweisebenen anhand der DIN EN 1994-1-2 [143], da diese Norm im weiteren Verlauf dieser Arbeit von besonderer Relevanz ist.

Ein Nachweis auf Nachweisebene 1 erfolgt analog zu den Tabellen in DIN 4102-4 [132]. Es werden Mindestmaße gefordert. Dabei tritt das Problem auf, dass Verbundträger ohne Kammerbeton und ohne Brandschutzbekleidung nicht tabelliert sind. Weiterhin existieren keine Tabellen zu Verbunddeckenträgersystemen. Ein solches System muss gedanklich in seine Bestandteile zerlegt werden, damit diesen Feuerwiderstandsklassen zugeordnet werden können. Dabei ist die geringste Feuerwiderstandsklasse

maßgebend.

Sollen biegebeanspruchte Verbundbauteile auf der Nachweisebene 2 nachgewiesen werden, wird sich der Plastizitätstheorie bedient. Dabei wird das Bauteil gedanklich in Komponenten zerlegt. Für jede Komponente wird in Abhängigkeit der angestrebten Feuerwiderstandsdauer eine Temperatur ermittelt. Anhand der Temperatur wird jeder Komponente eine maximal erreichbare Zugfestigkeit beziehungsweise Druckfestigkeit zugeordnet. Mittels der Festigkeit und der Geometrie der Komponenten kann über das Gleichgewicht der inneren Kräfte die plastische Nulllinie berechnet werden. Anschließend wird die plastische Momententragfähigkeit bestimmt. Mit der ermittelten Bauteilbeanspruchbarkeit kann dann der Nachweis geführt werden. Sowohl bei kammerbetonierten Verbundträgern als auch bei Verbundstützen kann die Temperaturermittlung der Komponenten in einer Reduzierung der Komponenten-geometrie enthalten sein. Bei Verbundstützen wird zusätzlich zu der Festigkeit der Komponente ein Elastizitätsmodul der Komponenten bestimmt, um die Gesamtsteifigkeit der Stütze für das Ersatzstabverfahren zu ermitteln. Gerade die Bestimmung der Gesamtsteifigkeit von Verbundstützen im Brandfall ist umstritten und das Verfahren ist in Deutschland bauaufsichtlich nicht zugelassen. Bei Verbunddecken, die raumabschließende Bauteile darstellen, wird zusätzlich noch ein Nachweis für das Isolationskriterium zur Verfügung gestellt. Auch bei dieser Nachweisebene ist es nicht möglich, Teile von Tragwerken oder ganze Tragwerke zu berücksichtigen. Bereits wie bei der Nachweisebene 1 muss das Tragwerk gedanklich in seine Bestandteile zerlegt werden und die Bestandteile einzeln nachgewiesen werden. Wird dabei ein Verbundträger ohne Kammerbeton und ohne Brandschutzbekleidung nachgewiesen, ist es kaum möglich diesen in eine höhere Klassifizierung als R 30 einzuordnen (siehe Hothan [59]). Ein Nachweis des Raumabschlusskriteriums für Decken ist nicht vorgesehen.

Bei der Nachweisebene 3 stellt die DIN EN 1994-1-2 [143] temperaturabhängige, thermische und mechanische Materialkennwerte von Baustahl, Bewehrungsstahl und Beton zur Verfügung. Mit diesen Materialkennwerten können dann thermische und mechanische Analysen durchgeführt werden. Dabei können Teile von Tragwerken und ganze Tragwerke berücksichtigt werden. Weitere Informationen zur Bildung des statischen Systems, der Brandbeanspruchung, der Modellierung und der numerischen Berechnung werden nicht gegeben. Somit ist es nur bedingt möglich, Teile von Tragwerken oder ganze Tragwerke numerisch abzubilden. Weiterhin sind keine Materialkennwerte zu Brandschutzbekleidungen in DIN EN 1994-1-2 [143] gegeben,

sodass eine Berücksichtigung von Brandschutzbekleidung in numerischen Simulationen kaum möglich ist. Auch sind weitere wichtige Details wie Anschlüsse nur unzureichend oder gar nicht geklärt (siehe Schaumann und Sothmann [105]). Somit ist eine Validierung der numerischen Modelle an Brandversuchen notwendig. Daher ist in der Forschung im Bereich Brandschutz eine Versuchsdurchführung parallel zu dem Aufbau von numerischen Modellen notwendig.

In diesem Abschnitt wird eine Zusammenfassung über grundlegende Bauordnungen und die damit verbundenen technischen Richtlinien bezüglich des Brandschutzes in Deutschland gegeben. Dabei wird insbesondere DIN EN 1994-1-2 [143] in Bezug auf den Nachweis von ungeschützten Verbundträgern ohne Kammerbeton und Teiltragwerken sowie Gesamttragwerken diskutiert. Bei dieser Betrachtung kann zusammengefasst werden, dass eine Klassifizierung von ungeschützten Verbundträgern ohne Kammerbeton maximal in R 30 möglich ist. Weiterhin bietet die DIN EN 1994-1-2 [143] nur in der Nachweisebene 3 die Möglichkeit, Teiltragwerke oder Gesamttragwerke zu betrachten. Dabei ist jedoch eine Validierung der numerischen Modelle an Brandversuchen notwendig.

2.2 Beschreibung des Wärmetransports

Für die Berechnung der Temperaturen in Bauteilen mittels der FEM werden die grundlegenden Differenzialgleichungen des Wärmetransports benötigt. Da im späteren Verlauf dieser Arbeit auf diese Gleichungen eingegangen und mit ihnen gearbeitet wird, werden die Gleichungen in diesem Kapitel erläutert und zum Teil auch hergeleitet. Hierfür wird zuerst auf die Wärmetransportmechanismen eingegangen. Anschließend wird die Wärmetransportdifferenzialgleichung hergeleitet, um diese abschließend für die FEM aufzuarbeiten. Insbesondere bei den Wärmetransportmechanismen wird der Querverweis auf die FEM angestrebt, um diese nachvollziehbar zu gestalten.

2.2.1 Arten des Wärmetransports

Beim Auftreten eines Temperaturgefälles wird Wärme von dem Ort der höheren Temperatur zu dem Ort der niedrigeren Temperatur transportiert. Dieser Transport

wird mittels Wärmeströmen verdeutlicht. Im Allgemeinen wird zwischen drei Arten des Wärmetransports unterschieden:

1. Konduktion oder Wärmeleitung
2. Konvektion oder Wärmeströmung und
3. Radiation oder Wärmestrahlung

Die Konduktion findet innerhalb von festen Stoffen und Fluiden statt. Bei Fluiden wird die Konduktion meist von Konvektion und Radiation überlagert und nimmt eine untergeordnete Rolle ein. Konvektion und Radiation werden in der FEM als Randbedingungen in dem Term $\int_{\Gamma} \mathbf{N}^T \cdot \dot{q}_n \, d\Gamma$ der Gleichung (2.39) berücksichtigt. Hierfür wird der Term \dot{q}_n je nach Art der Randbedingung definiert. Sie werden über *Robin'sche* Randbedingungen berücksichtigt.

Konduktion

Konduktion findet im ruhenden Material ohne Materialtransport statt. Die Wärme wird dabei über kinetische Energie zwischen Molekülen oder Atomen weitergeleitet. Konduktion kann sowohl in festen Stoffen als auch in Fluiden stattfinden. Der sich ergebende Wärmestrom wird durch das Temperaturgefälle bestimmt. Dabei wird die Gültigkeit des *Fourier'schen Wärmeleitungsgesetzes* angenommen:

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{q}} &= - \begin{pmatrix} \lambda_x & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_y & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_z \end{pmatrix} \cdot \text{grad } \theta \\ &= -\boldsymbol{\lambda} \cdot \text{grad } \theta \end{aligned} \quad (2.2)$$

mit: $\dot{\mathbf{q}}$ Vektor der Wärmestromdichten
 $\lambda_x, \lambda_y, \lambda_z$ Wärmeleitfähigkeit des Materials in die Richtungen x, y und z
 θ Materialtemperatur
grad Rechenoperator: $\left(\frac{\partial}{\partial x} \quad \frac{\partial}{\partial y} \quad \frac{\partial}{\partial z} \right)^T$

Bei einem isotropen Material wird aus der Matrix $\boldsymbol{\lambda}$ ein Skalar λ .

Konvektion

Konvektion findet zwischen zwei thermodynamischen Systemen statt, die sich relativ zueinander bewegen. Dies ist z. B. bei einer Stütze und der umströmenden Luft gegeben. Dieser Wärmeübergang ist von unterschiedlichen Faktoren wie Strömung, Strömungsgeschwindigkeit, Temperatur und Dichte der Medien abhängig. Er findet in einer dünnen Grenzschicht zwischen Fluid und Festkörper statt. Dabei ist der reale Temperaturverlauf in der Grenzschicht nichtlinear (siehe Abbildung 2.2). Vereinfachend wird die Wärmestromdichte durch Konvektion über eine Proportiona-

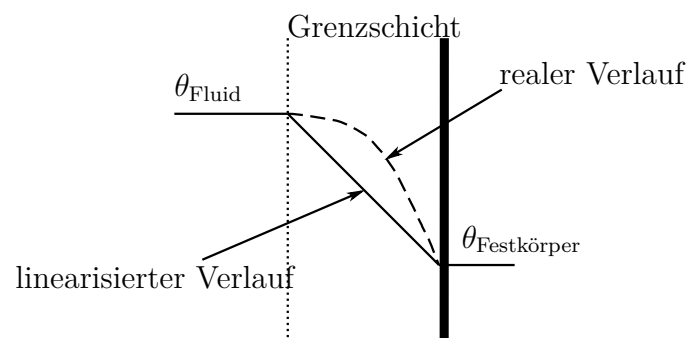


Abbildung 2.2: Temperaturverlauf im Fluid bei Konvektion

litätskonstante und die Temperaturdifferenz zwischen dem Fluid und dem Festkörper abgebildet:

$$\dot{q}_n = \alpha \cdot (\theta_{\text{Festkörper}} - \theta_{\text{Fluid}}) \quad (2.3)$$

mit: \dot{q}_n	Wärmestromdichte senkrecht zur Festkörperoberfläche
α	Wärmeübergangskoeffizient
$\theta_{\text{Festkörper}}$	Temperatur im Festkörper
θ_{Fluid}	Temperatur im Fluid am abgewandten Rand der Grenzschicht

Der Wärmeübergangskoeffizient lässt sich analytisch nur näherungsweise bestimmen (zum Beispiel Kabelac [64] und Hering u. a. [50]) und kann im Allgemeinen über Versuche ermittelt werden. In Fouad [38] wird der Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit von der Oberflächentemperatur und der Strömungsgeschwindigkeit angegeben. Hierbei hat die Oberflächentemperatur jedoch nur einen geringen Einfluss. Die Norm DIN 4133 [133] gibt Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit von der Strömungsgeschwindigkeit vor.

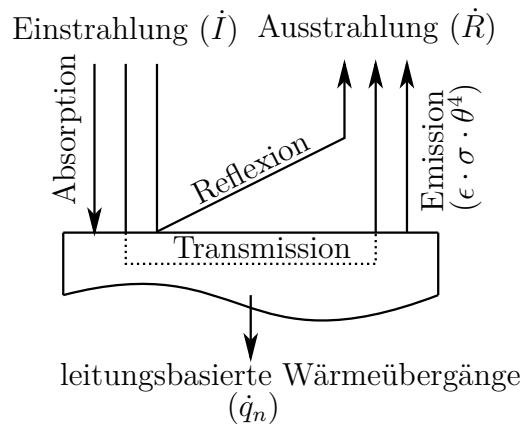


Abbildung 2.3: Wärmestrahlung an der Oberfläche eines Körpers (nach Herwig und Moschallski [52])

Radiation

Die grundlegenden, auftretenden Mechanismen der Wärmestrahlung sind in Abbildung 2.3 zu sehen. Es wird deutlich, dass eine Oberfläche Wärmestrahlung aufnimmt und auch abgibt. Die Differenz zwischen der aufgenommenen und abgegebenen Strahlung wird als Wärme in das Innere des betrachteten Körpers geleitet:

$$\dot{q}_n = \dot{I} - \dot{R} \quad (2.4)$$

Dabei werden folgende Definitionen genutzt:

$$\text{Absorption} = \alpha \cdot \dot{I} \quad (2.5)$$

$$\text{Transmission} = \tau \cdot \dot{I} \quad (2.6)$$

$$\text{Reflexion} = \rho \cdot \dot{I} \quad (2.7)$$

mit: $\alpha + \tau + \rho = 1$

Ebenso gilt das *Stefan-Boltzmann Gesetz* für die Emission:

$$\text{Emission} = \epsilon \cdot \sigma \cdot \theta^4 \quad (2.8)$$

mit: ϵ Emissivität der Oberfläche
 σ *Stefan-Boltzmann-Konstante* ($5,6704 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^4$)
 θ Temperatur der Oberfläche in Kelvin

Es wird angenommen, dass sich die Oberfläche wie ein grauer Strahler verhält. Die Emissivität nimmt dabei Werte zwischen null und eins an. Bei einer Emissivität von eins entspricht die Oberfläche einem schwarzen Strahler, d. h. sie emittiert die höchstmögliche Strahlung. Ist die Emissivität null, so verhält sich die Oberfläche wie ein weißer Strahler und emittiert keine Strahlung.

Werden nun Gleichung (2.5) bis (2.8) in Gleichung (2.4) auf der vorherigen Seite eingesetzt, ergibt sich:

$$\dot{q}_n = \alpha \cdot \dot{I} - \epsilon \cdot \sigma \cdot \theta^4 \quad (2.9)$$

Mit dem *Kirchhoff'schen Gesetzes* ($\alpha = \epsilon$) vereinfacht sich Gleichung (2.9) zu:

$$\dot{q}_n = \epsilon \cdot (\dot{I} - \sigma \cdot \theta^4) \quad (2.10)$$

Bei dem Strahlungsverhalten zwischen der Oberfläche eines Bauteils und einem Brand können noch weitere Annahmen getroffen werden:

- Der Brand wird ebenfalls als grauer Strahler angenommen.
- Der Brand reflektiert und transmittiert keine Strahlung.

Unter diesen Annahmen muss lediglich der Strahlungsaustausch aus Emission zwischen den beiden grauen Strahlern berechnet werden. Die emittierte Strahlung einer Oberfläche wird mit Gleichung (2.8) auf der vorherigen Seite beschrieben. Die von der Oberfläche des grauen Strahlers 1 emittierte Strahlung, die bei der Oberfläche des grauen Strahlers 2 einstrahlt, wird über

$$\dot{I}_2 = \epsilon_1 \cdot \varphi_{12} \cdot \sigma \cdot \theta_1^4 \quad (2.11)$$

beschrieben. φ_{12} ist dabei die dimensionslose Einstrahlzahl, die kleiner oder gleich eins ist. Sie berücksichtigt die Orientierung der beiden Flächen zueinander. Ihre Berechnung kann Baehr und Stephan [7], Herwig und Moschallski [52] oder Marek und Nitsche [75] entnommen werden.

Die Oberfläche des grauen Strahlers 1 emittiert nicht nur Strahlung, sondern empfängt auch Strahlung von der Oberfläche des grauen Strahlers 2, sodass sich die Wärmestromdichte aus Strahlung wie folgt ergibt:

$$\dot{q}_n = \dot{q}_{12} = C_{12} \cdot (\theta_1^4 - \theta_2^4) \quad (2.12)$$

C_{12} ist der Strahlungsaustauschkoэффициent und ergibt sich zu Folgendem:

$$C_{12} = \frac{\epsilon_1 \cdot \epsilon_2 \cdot \sigma \cdot \varphi_{12}}{1 - (1 - \epsilon_1)(1 - \epsilon_2) \cdot \frac{A_1}{A_2} \cdot \varphi_{12}^2} \quad (2.13)$$

mit: ϵ_i Emissivität der Oberfläche i
 A_i Fläche der Oberfläche i

Hierbei ist zu berücksichtigen, dass $A_i \cdot \varphi_{ij} = A_j \cdot \varphi_{ji}$ ist. Bei nicht metallischen Strahlern mit $(1 - \epsilon) = (1 - \epsilon_1 \cdot \epsilon_2) \leq 0,1$ kann Gleichung (2.13) vereinfacht werden (siehe Hering u. a. [50]) zu:

$$C_{12} = \varphi_{12} \cdot \epsilon_1 \cdot \epsilon_2 \cdot \sigma \quad (2.14)$$

Diese Vereinfachung wird auch in DIN EN 1991-1-2 [140] genutzt.

Wird hingegen das Strahlungsverhalten von zwei Bauteiloberflächen beschrieben, kann nicht mehr von Gleichung (2.12) ausgegangen werden, da die Annahmen bezüglich des Brandes nicht mehr gültig sind. Ausgehend von Gleichung (2.10) muss die Einstrahlung definiert werden. Die Einstrahlung ergibt sich aus der Ausstrahlung der zweiten Oberfläche, wobei die Orientierung der beiden Flächen zu berücksichtigen ist. Es gilt somit:

$$\begin{aligned} \dot{I}_1 &= \varphi_{21} \cdot \dot{R}_2 \\ &= \varphi_{21} \cdot \epsilon_2 \cdot \sigma \cdot \theta_2^4 + \varphi_{21} \cdot \rho_2 \cdot \dot{I}_2 + \varphi_{21} \cdot \tau_2 \cdot \dot{I}_2 \end{aligned} \quad (2.15)$$

Unter der Annahme, dass hier keine transparenten oder semi-transparenten Körper vorliegen, kann $\tau = 0$ und $\rho = 1 - \alpha$ angenommen werden. Des Weiteren kann das *Kirchhoff'sche Gesetz* genutzt werden, sodass $\rho = 1 - \epsilon$ ist. Die Einstrahlung kann nunmehr wie folgt definiert werden:

$$\dot{I}_1 = \varphi_{21} \cdot \epsilon_2 \cdot \sigma \cdot \theta_2^4 + \varphi_{21} \cdot (1 - \epsilon_2) \cdot \dot{I}_2 \quad (2.16)$$

Die Einstrahlung der Oberfläche des ersten Körpers hängt von der Einstrahlung der Oberfläche des zweiten Körpers ab. Diese ist wiederum von der Einstrahlung der Oberfläche des ersten Körpers abhängig. Es ist somit ein rekursiver Zusammenhang vorhanden. Dieser resultiert aus der Reflexion der Strahlung. Diese Problematik wird erheblich komplexer, wenn mehr als zwei unterschiedliche Flächen bei dem

Strahlungsaustausch beteiligt sind. Es haben sich hierbei zwei Lösungsmöglichkeiten als besonders praktikabel erwiesen:

1. Aufstellen eines Gleichungssystems
2. Berechnung der Gesamteinstrahlzahl

In Baehr und Stephan [7] wird das Aufstellen des Gleichungssystems gezeigt. Hierfür wird die Helligkeit der Fläche definiert:

$$H_i = \epsilon \cdot \sigma \cdot \theta_i^4 + \rho_i \cdot \dot{I}_i = \epsilon \cdot \sigma \cdot \theta_i^4 + (1 - \epsilon_i) \cdot \dot{I}_i \quad (2.17)$$

Als Nächstes wird die Energiebilanz aufgestellt:

$$\dot{q}_i = \frac{\epsilon_i}{1 - \epsilon_i} (\sigma \cdot \theta_i^4 - H_i) \quad (2.18)$$

Weiterhin wird der Strahlenfluss auf die Fläche betrachtet:

$$\dot{q}_i = H_i - \sum_{j=1}^n \varphi_{ij} \cdot H_j \quad (2.19)$$

Es ergeben sich $2n$ Gleichungen für $2n$ Unbekannte, das Problem kann somit mathematisch gelöst werden.

Bei der Berechnung der Gesamteinstrahlzahlen müssen die Einstrahlzahlen bekannt sein. Die Gesamteinstrahlzahl ist die Resolvente einer unendlichen Reihe, welche unendlich viele Reflexions- und Absorptionsvorgänge beschreibt. Es gilt dabei, das folgende Gleichungssystem zu lösen:

$$\phi_{ik} - \sum_{j=1}^n [(1 - \alpha_i) \cdot \varphi_{ij} \cdot \phi_{jk}] = \varphi_{ik} \quad (2.20)$$

Bei der Gültigkeit des *Kirchhoff'schen Gesetzes* lässt sich das Gleichungssystem wie folgt ausdrücken:

$$\phi_{ik} - \sum_{j=1}^n [(1 - \epsilon_i) \cdot \varphi_{ij} \cdot \phi_{jk}] = \varphi_{ik} \quad (2.21)$$

Dieses Gleichungssystem lässt sich mit üblichen Algorithmen lösen. Wenn die Gesamteinstrahlzahl berechnet ist, wird sie statt der Einstrahlzahl genutzt. Weitere Informationen hierzu sind in Kovács [68], Dög [32] oder Andrea [6] gegeben.

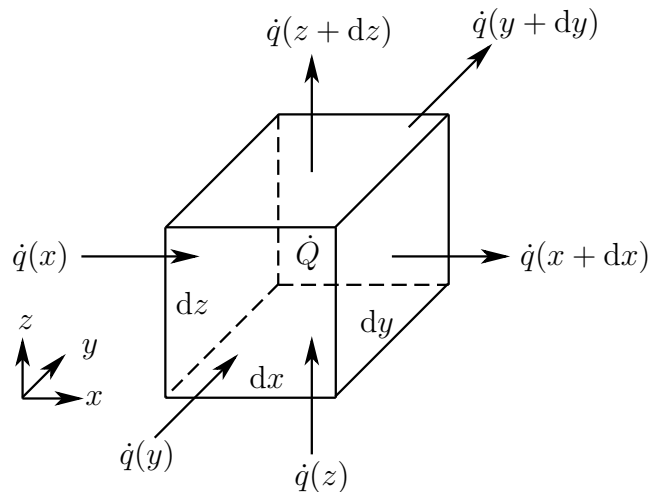


Abbildung 2.4: Wärmestromdichten über die Oberfläche eines infinitesimalen Volumenelementes

2.2.2 Wärmestromdifferentialgleichung

Um die Wärmestromdifferentialgleichung herzuleiten, wird ein infinitesimales Volumenelement mit den Kantenmaßen dx , dy und dz betrachtet (siehe Abbildung 2.4). Aus Hering u. a. [50] ist bekannt, dass die Änderung der inneren Energie wie folgt beschrieben werden kann:

$$dU = m \cdot c_p \cdot d\theta = \rho \cdot V \cdot c_p \cdot d\theta \quad (2.22)$$

- mit: dU Änderung der inneren Energie
 m Masse des Bauteils
 c_p spezifische Wärmekapazität des Materials
 $d\theta$ Änderung der Temperatur des Bauteils
 ρ Massendichte des Materials
 V Volumen des Bauteils

Gleichung (2.22) gilt nur, wenn der Energietransport über Wärme erfolgt. Gleiches ergibt sich auch aus Gleichung (3.22) auf Seite 56 und Gleichung (3.13) auf Seite 55 unter der zusätzlichen Annahme, dass die Volumenänderung ungefähr null ist. Wird nun die Änderung der Energie pro Zeiteinheit dt betrachtet, ergibt sich:

$$\frac{dU}{dt} = m \cdot c_p \cdot \frac{d\theta}{dt} = \rho \cdot V \cdot c_p \cdot \frac{d\theta}{dt} \quad (2.23)$$

Die Änderung der inneren Energie je Zeiteinheit ergibt sich aus dem Unterschied der Wärmeströme:

$$\begin{aligned} \rho \cdot dV \cdot c_p \cdot \frac{d\theta}{dt} &= \dot{Q} \cdot dV \\ &+ [\dot{q}(x) - \dot{q}(x + dx)] \cdot dy \cdot dz \\ &+ [\dot{q}(y) - \dot{q}(y + dy)] \cdot dx \cdot dz \\ &+ [\dot{q}(z) - \dot{q}(z + dz)] \cdot dx \cdot dy \end{aligned} \quad (2.24)$$

mit: dV Volumen des Elementes ($= dx \cdot dy \cdot dz$)
 \dot{Q} Wärmequellen oder -senken im Element
 \dot{q} Wärmestromdichten

Die Wärmestromdichten können über eine *Taylor-Reihe* linearisiert werden.

$$\dot{q}(\alpha + d\alpha) = \dot{q}(\alpha) + \frac{\partial \dot{q}_\alpha}{\partial \alpha} \cdot d\alpha + \dots \quad (2.25)$$

Dabei wird von dem Entwicklungspunkt α ausgegangen.

Gleichung (2.24) kann mit Gleichung (2.25) und unter Kürzen von dV , wie folgt geschrieben werden:

$$\begin{aligned} \rho \cdot c_p \cdot \frac{d\theta}{dt} &= \dot{Q} - \left[\frac{\partial \dot{q}_x}{\partial x} + \frac{\partial \dot{q}_y}{\partial y} + \frac{\partial \dot{q}_z}{\partial z} \right] \\ \rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} &= \dot{Q} - \left[\frac{\partial \dot{q}_x}{\partial x} + \frac{\partial \dot{q}_y}{\partial y} + \frac{\partial \dot{q}_z}{\partial z} \right] \\ &= \dot{Q} - \operatorname{div} \dot{\mathbf{q}} \end{aligned} \quad (2.26)$$

Diese Gleichung wird auch *Fourier'sche Differenzialgleichung der Wärmeleitung* genannt.

2.2.3 Schwache Form der Differenzialgleichung

Die Herleitung der schwachen Form der Differenzialgleichung ist unter anderem in Bathe [15] zu finden. In diesem Abschnitt hat der Verfasser aus Gleichung (2.26) mit Hilfe des *Galerkin-Verfahrens* die schwache Form der Differenzialgleichung für die FEM nochmals in den Gleichungen 2.27 bis 2.31 hergeleitet und anschließend diskretisiert. Es wird damit die Grundlage für die Implementierung des FEM-Elementes

in Abschnitt 4.2 auf Seite 95 und der temperaturabhängigen Randbedingung in Abschnitt 4.4 auf Seite 125 gelegt.

Ausgehend vom gewichteten Mittel ergeben sich folgende Rechengänge:

$$\int_V \left(\dot{Q} - \operatorname{div} \dot{\mathbf{q}} - \rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} \right) \cdot \eta \, dV = 0 \quad (2.27)$$

$$\int_V \dot{Q} \cdot \eta \, dV - \int_V \operatorname{div} \dot{\mathbf{q}} \cdot \eta \, dV - \int_V \rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} \cdot \eta \, dV = 0 \quad (2.28)$$

$$\int_V \dot{Q} \cdot \eta \, dV - \int_V \operatorname{div} (\eta \cdot \dot{\mathbf{q}}) - \operatorname{grad}^T \eta \cdot \dot{\mathbf{q}} \, dV - \int_V \rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} \cdot \eta \, dV = 0 \quad (2.29)$$

Gleichung (2.29) ergibt sich mit der Produktregel:

$$\begin{aligned} \operatorname{div} (\eta \cdot \dot{\mathbf{q}}) &= \operatorname{grad}^T \eta \cdot \dot{\mathbf{q}} + \eta \cdot \operatorname{div} \dot{\mathbf{q}} \\ &= \operatorname{grad}^T \eta \cdot \dot{\mathbf{q}} + \operatorname{div} \dot{\mathbf{q}} \cdot \eta \end{aligned} \quad (2.30)$$

mit: $\operatorname{grad} \eta = \begin{pmatrix} \frac{\partial \eta}{\partial x} & \frac{\partial \eta}{\partial y} & \frac{\partial \eta}{\partial z} \end{pmatrix}^T$

η Testfunktion

Wird nun der *Gauss'sche Integralsatz* auf Gleichung (2.29) angewendet, ergibt sich die schwache Form der Differentialgleichung:

$$\begin{aligned} \int_V \dot{Q} \cdot \eta \, dV - \int_{\Gamma} \eta \cdot \dot{\mathbf{q}}^T \cdot \mathbf{n} \, d\Gamma - \int_V \operatorname{grad}^T \eta \cdot \dot{\mathbf{q}} \, dV \\ - \int_V \rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} \cdot \eta \, dV = 0 \end{aligned} \quad (2.31)$$

Hierbei ist \mathbf{n} ein normal auf dem Rand stehender Vektor und Γ der Rand. Für den weiteren Verlauf wird $\dot{\mathbf{q}}^T \cdot \mathbf{n}$ zu \dot{q}_n zusammengefasst.

Weiterhin wird als konstitutive Beziehung das *Fourier'sche Wärmeleitungsgesetz* eingesetzt. Es wird hier vereinfachend von einem homogenen Material ausgegangen:

$$\dot{\mathbf{q}} = -\lambda \cdot \operatorname{grad} \theta \quad (2.32)$$

mit: λ Wärmeleitfähigkeit des Materials

θ Temperatur im infinitesimalen Volumenelement

Es folgt eine Diskretisierung der Testfunktion η und der Temperatur θ . Darüber

hinaus wird das isoparametrische Konzept genutzt:

$$\eta = (N_1 \ N_2 \ \dots) \cdot (\hat{\eta}_1 \ \hat{\eta}_2 \ \dots)^T = \mathbf{N} \cdot \hat{\boldsymbol{\eta}} = \hat{\boldsymbol{\eta}}^T \cdot \mathbf{N}^T \quad (2.33)$$

$$\theta = \mathbf{N} \cdot \hat{\boldsymbol{\theta}} = \hat{\boldsymbol{\theta}}^T \cdot \mathbf{N}^T \quad (2.34)$$

$$\text{grad } \eta = \begin{pmatrix} \frac{\partial N_1}{\partial x} & \frac{\partial N_2}{\partial x} & \dots \\ \frac{\partial N_1}{\partial y} & \dots & \\ \vdots & & \end{pmatrix} \cdot (\hat{\eta}_1 \ \hat{\eta}_2 \ \dots)^T = \mathbf{B} \cdot \hat{\boldsymbol{\eta}} \quad (2.35)$$

$$\text{grad } \theta = \begin{pmatrix} \frac{\partial N_1}{\partial x} & \frac{\partial N_2}{\partial x} & \dots \\ \frac{\partial N_1}{\partial y} & \dots & \\ \vdots & & \end{pmatrix} \cdot (\hat{\theta}_1 \ \hat{\theta}_2 \ \dots)^T = \mathbf{B} \cdot \hat{\boldsymbol{\theta}} \quad (2.36)$$

$$\text{grad}^T \eta = (\mathbf{B} \cdot \hat{\boldsymbol{\eta}})^T = \hat{\boldsymbol{\eta}}^T \cdot \mathbf{B}^T \quad (2.37)$$

mit: N_i Ansatzfunktionen über die Geometrie

$\hat{\eta}_i$ Stützpunkte der Testfunktion

$\hat{\theta}_i$ Stützpunkte der Temperatur

Einsetzen in Gleichung (2.31) ergibt das Gleichungssystem für ein Element:

$$\begin{aligned} \hat{\boldsymbol{\eta}}^T \left[\int_V \mathbf{N}^T \cdot \dot{Q} \, dV - \int_{\Gamma} \mathbf{N}^T \cdot \dot{q}_n \, d\Gamma - \int_V \mathbf{N}^T \cdot \rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} \, dV \right] \\ = \hat{\boldsymbol{\eta}}^T \int_V \mathbf{B}^T \cdot \lambda \cdot \mathbf{B} \, dV \cdot \hat{\boldsymbol{\theta}} \quad (2.38) \end{aligned}$$

$$\int_V \mathbf{N}^T \cdot \dot{Q} \, dV - \int_{\Gamma} \mathbf{N}^T \cdot \dot{q}_n \, d\Gamma - \int_V \mathbf{N}^T \cdot \rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} \, dV = \int_V \mathbf{B}^T \cdot \lambda \cdot \mathbf{B} \, dV \cdot \hat{\boldsymbol{\theta}} \quad (2.39)$$

$$\mathbf{R}_e(\hat{\boldsymbol{\theta}}_e) = \mathbf{K}_e \cdot \hat{\boldsymbol{\theta}}_e \quad (2.40)$$

Werden mehrere zusammenhängende Elemente genutzt, werden die einzelnen Gleichungssysteme zu einem großen Gleichungssystem assembliert. Für eine numerische Bearbeitung der Gleichung müssen die Ausdrücke \dot{Q} , \dot{q}_n und $\frac{\partial \theta}{\partial t}$ noch genauer definiert werden. Auf den Term \dot{Q} wird nicht weiter eingegangen, da Wärmequellen oder Wärmesenken bei Bauteilen im Brandfall im Allgemeinen vernachlässigt werden können.

Der Term \dot{q}_n wird in Abschnitt 2.2.1 genauer betrachtet. Die partielle Ableitung der Temperatur nach der Zeit muss noch genauer definiert werden. Auch dieses Problem kann mittels Ansatzfunktionen gelöst werden. Diese Ansatzfunktionen werden für die Temperaturentwicklung über die Zeit genutzt.

$$\hat{\theta} = (N_{t_1} \quad N_{t_2} \quad \dots) \cdot (\hat{\theta}_{t_1} \quad \hat{\theta}_{t_2} \quad \dots)^T \quad (2.41)$$

mit: N_{t_i} Ansatzfunktionen über die Zeit

$\hat{\theta}_{t_i}$ Temperatur an den Stützpunkten zum Zeitpunkt t_i

Häufig werden lineare Ansätze genutzt, da die Temperatur lediglich am Anfang des zeitlichen Problems bekannt ist. Weiterhin wird mit ihnen häufig eine ausreichende Genauigkeit erzielt.

$$\hat{\theta} = (1 - \xi \quad \xi) \cdot (\hat{\theta}_{t_1} \quad \hat{\theta}_{t_2})^T \quad (2.42)$$

mit: ξ ein Wert zwischen 0 und 1 (wählbar)

$\hat{\theta}_{t_1}$ Temperatur an den Stützpunkten zum Zeitpunkt t_1 (bekannt)

$\hat{\theta}_{t_2}$ Temperatur an den Stützpunkten zum Zeitpunkt t_2 (unbekannt)

ξ stellt auch die Zeit in einem gewählten Zeitintervall ($\frac{t}{\Delta t}$) dar. Wird nun Gleichung (2.42) in Gleichung (2.39) eingesetzt, ist es möglich, Gleichung (2.39) zu lösen, da sowohl die partielle und zeitliche Ableitung gebildet werden kann, als auch nur noch eine Unbekannte in der Gleichung enthalten ist. Der gewählte Wert für ξ beeinflusst maßgeblich die Stabilität der numerischen Berechnung. Für Weiteres wird auf vertiefende Literatur wie Bathe [15], Wriggers [125] oder Rust [100] verwiesen.

2.3 Reaktive Brandschutzsysteme

Stahlbauteile müssen in der Regel vor Brandeinwirkung geschützt werden, um entsprechende Feuerwiderstandsklassen zu erreichen. Dabei werden immer häufiger reaktive Brandschutzsysteme zum Schutz eingesetzt, um die schlanke und filigrane Stahlbauweise optisch zu erhalten.

Diese Brandschutzsysteme bestehen im Allgemeinen aus der Grundierung für den Korrosionsschutz beziehungsweise als Haftvermittler bei Verzinkung, der reakti-

ven Komponente und eventuell dem Deckanstrich. Die reaktive Komponente dieser Brandschutzsysteme kann ein Dämmschichtbildner, eine Ablationsbeschichtung, eine Sublimationsbeschichtung oder eine Kombination solcher Produkte sein. Die hierfür verwendeten Beschichtungstoffe werden in einer Schicht oder in mehreren Schichten (Arbeitsgängen) aufgebracht (siehe DIBt [149]). Im weiteren Verlauf dieser Arbeit werden Dämmschichtbildner als reaktive Komponente betrachtet.

Die entsprechenden Produkte werden von den Herstellern gegenwärtig in der Regel im Rahmen einer bauaufsichtlichen Zulassung, welche vom Deutschen Institut für Bautechnik (DIBt) erteilt wird, in den Markt eingeführt. Dabei darf bei der angestrebten Feuerwiderstandsdauer die Temperatur im Stahl 500 °C nicht überschreiten (siehe DIN 4102-2 [131]). Anhand von Versuchen wird eine Mindestdicke der reaktiven Komponente bestimmt, um die genannten 500 °C einzuhalten. Eine Berücksichtigung des Lastausnutzungsgrades von Stahl ist nicht vorgesehen.

Da reaktive Brandschutzsysteme keinen Beitrag zur Tragfähigkeit leisten und ausschließlich die Erwärmung der Bauteile verzögern, sind für eine spätere numerische Beschreibung lediglich die Materialkennwerte Dichte (ρ), Wärmeleitfähigkeit (λ), spezifische Wärmekapazität (c_p) und latente Wärme von Bedeutung. Dabei werden die spezifische Wärmekapazität und die latente Wärme häufig zusammengefasst.

Bereits in Hosser u. a. [58] werden Angaben zur Dichte, Wärmeleitfähigkeit und spezifischen Wärmekapazität von Dämmschichtbildnern für numerische Simulationen gegeben. In Dorn [33] werden die Materialkennwerte von Hosser u. a. [58] modifiziert, um den Einfluss von Fehlstellen zu berücksichtigen. Dies geschieht, indem die Wärmeleitfähigkeit des Brandschutzsystems ab 450 °C auf die Wärmeleitfähigkeit von Stahl angehoben wird. Da letztendlich Hosser u. a. [58] den Ursprung der Materialkennwerte von Dorn [33] darstellt, wird Hosser u. a. [58] genauer betrachtet. Ausgehend von den Materialkennwerten des Brandschutzsystems bei Raumtemperatur von

$$\lambda = 18 \text{ W/m}\cdot\text{K}$$

$$\rho = 1800 \text{ kg/m}^3$$

$$c_p = 1558,8 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$$

werden temperaturabhängige Kennwerte aus experimentellen Untersuchungen abgeleitet. Die Verläufe werden über Faktoren in Bezug auf die Raumtemperatur in Abbildung 2.5 auf der nächsten Seite dargestellt.

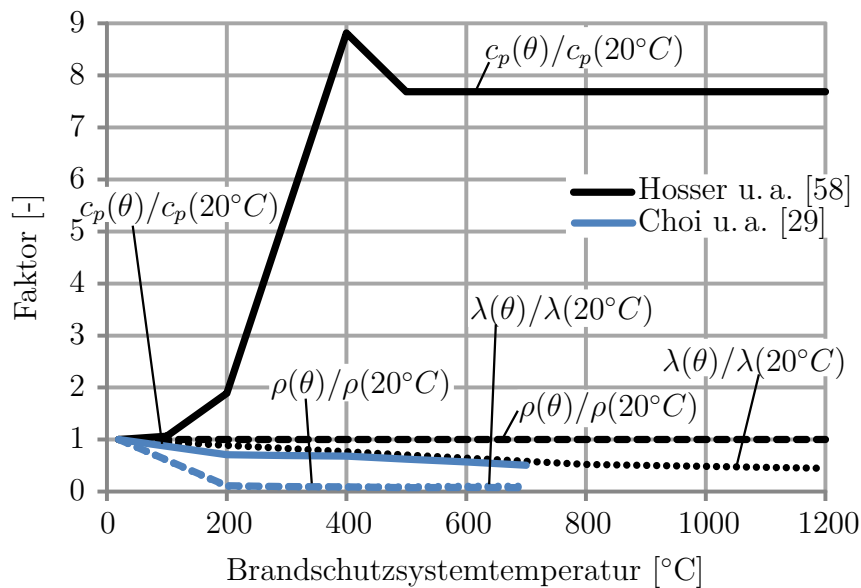


Abbildung 2.5: Faktoren bezogen auf die Eigenschaften bei Raumtemperatur für die Materialkennwerte von reaktiven Brandschutzsystemen in Abhängigkeit der Brandschutzsystemtemperatur nach Hosser u. a. [58] und Choi u. a. [29]

Die Materialkennwerte von Hosser u. a. [58] sind hauptsächlich innerhalb von Deutschland bekannt und finden dort auch Anwendung zum Beispiel im Rahmen von Brandschutzgutachten. Auffällig bei den Materialkennwerten von Hosser u. a. [58] ist, dass das reaktive Brandschutzsystem eine sehr hohe spezifische Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit besitzt. Die Dichte ändert sich jedoch nicht. Anschaulich betrachtet, müssten die Wärmeleitfähigkeit und die Dichte unter Temperatureinwirkung sinken. Das Brandschutzsystem bildet unter Temperatureinwirkung eine poröse Masse. Die somit entstandenen Hohlräume reduzieren die Wärmeleitfähigkeit. Weiterhin wird dadurch die Dichte reduziert.

Wegen dieser Unstimmigkeit werden den Materialkennwerten von Hosser u. a. [58] Messwerte aus der Literatur gegenübergestellt. In Choi u. a. [29] werden Messungen zur Bestimmung von thermischen Materialkennwerten eines reaktiven Brandschutzsystems mit einer Sublimation als reaktive Komponente durchgeführt. Dabei wurden die Kennwerte bei Raumtemperatur und in einem Temperaturbereich von 200 °C bis 700 °C ermittelt. Für Raumtemperaturbedingung ergeben sich diese wie folgt:

$$\lambda = 1,43 \text{ W/m}\cdot\text{K}$$

$$\rho = 2075 \text{ kg/m}^3$$

$$c_p = 1430 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$$

Für einen Vergleich zu den in Hosser u. a. [58] ermittelten Kennwerten werden für die Materialkennwerte nach Choi u. a. [29] ebenfalls temperaturabhängige Faktoren gebildet. Sie sind in Abbildung 2.5 auf der vorherigen Seite den Faktoren von Hosser u. a. [58] gegenübergestellt.

Auffällig ist, dass sich insbesondere bei der Wärmeleitfähigkeit bei 20 °C Abweichungen ergeben. Dieser Vergleich ist zulässig, da beide reaktiven Brandschutzsysteme noch nicht reagiert haben. Die Abweichung ergibt sich daraus, dass in Hosser u. a. [58] die Materialkennwerte schon für eine numerische Simulation angepasst wurden. Bei der Simulation wird davon ausgegangen, dass das reaktive Brandschutzsystem im aufgeschäumten Zustand simuliert wird.

Bei dem temperaturabhängigen Verlauf der Materialkennwerte zeigen sich zwischen Hosser u. a. [58] und Choi u. a. [29] Unterschiede. Bei Choi u. a. [29] ist eine starke Reduktion der Dichte und Wärmeleitfähigkeit unter Temperatureinwirkung vorhanden. Es bleibt somit festzuhalten, dass die Materialkennwerte nach Choi u. a. [29] mit der Anschauung übereinstimmen. Die Materialkennwerte nach Hosser u. a. [58] unterschätzen die Wärmeleitfähigkeit des reaktiven Brandschutzsystems, während die spezifische Wärmekapazität überschätzt wird.

In Butler [22], Butler [23] und Butler u. a. [24] wird ein numerisches Modell für Dämmschichtbildner vorgestellt, das den komplexen Aufschäumvorgang eines reaktiven Brandschutzsystems abbilden kann. Während des Aufschäumens wird der Dämmschichtbildner als viskose Flüssigkeit betrachtet und innerhalb dieser wird ein Blasenwachstum berechnet. Dabei wird ein gekoppeltes thermisch-hydrodynamisches Problem, das auch chemische Reaktionen berücksichtigt, gelöst. Konkrete Angaben zu den temperaturabhängigen, thermischen Materialkennwerten von Dämmschichtbildnern sind nicht veröffentlicht. Mit diesem Modell können die Vorgänge innerhalb eines Dämmschichtbildners verdeutlicht werden. Eine thermische Betrachtung der Bauteile, die vom Dämmschichtbildner geschützt werden, ist nicht vorgesehen.

Raveglia [96] erarbeitet ein Verfahren zur Temperaturermittlung von Stahlbauteilen, die mit einem reaktiven Brandschutzsystem auf Dämmschichtbildnerbasis vor thermischer Einwirkung geschützt werden. Hierfür werden eine größere Anzahl von Versuchen durchgeführt, um Regressionsanalysen durchzuführen. Weiterhin wird auch ein numerisches Modell entwickelt, um Fehlstellen bei Dämmschichtbildnern zu

untersuchen. Dabei sind

λ = nicht angegeben,

$\rho = 10 \text{ kg/m}^3$,

$c_p = 1000 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$.

Die fehlende Angabe der Wärmeleitfähigkeit stellt eine erhebliche Lücke bei den Materialkennwerten dar. Weiterhin sind Dichte und spezifische Wärmekapazität temperaturunabhängig. Dies widerspricht der Anschauung. Ebenso ist fraglich, ob ein reaktives Brandschutzsystem bei Raumtemperatur eine solch geringe Dichte aufweist und ob sich die Dichte während des Aufschäumens so stark reduziert.

Bermes stellt in Bermes [18] und Bermes und Hölemann [17] ein numerisches Modell zur Wirkweise von im Brandfall aufschäumenden Materialien vor. Dabei liegt nach eigener Aussage von Bermes der Fokus des Modells auf der Aussage, ob ein Material aufschäumt. Dafür wird ebenfalls ein thermisch-hydrodynamisches Problem unter Berücksichtigung chemischer Reaktionen gelöst. Die benötigten temperaturabhängigen, thermischen Materialkennwerte werden während der Berechnung ermittelt. Eine konkrete Aussage zu den Kennwerten wird nicht gegeben. Weiterhin wird das Modell auf den Temperaturbereich bis zum Zerfall des Materials eingeschränkt.

Ausführlichere Untersuchungen zu dem Porenradius und der Wärmeleitfähigkeit von aufschäumenden Brandschutzsystemen sind Staggs [112] zu entnehmen. In Staggs [112] werden Häufigkeitsverteilungen zu den Porenradien angegeben. Allgemein wird ein großes Augenmerk auf die Bestimmung des Porenanteils gelegt. Aufbauend auf dem Porenanteil, oder auch Porosität genannt, wird die Wärmeleitfähigkeit des aufschäumenden Brandschutzsystems bestimmt. Die Wärmeleitfähigkeit wird wiederum zur Temperaturbestimmung des geschützten Stahls genutzt. Dabei ergibt sich jedoch die Lücke, dass eine Wärmespeicherung des reaktiven Brandschutzsystems vernachlässigt wird und die Wärmeleitfähigkeit erst ab 300°C definiert wird. Bei Temperaturen geringer als 300°C wird die Wirkung des reaktiven Brandschutzsystems vernachlässigt.

Eine der aktuellsten Arbeiten zu reaktiven Brandschutzsystemen hat Hollmann [55] veröffentlicht. Hollmann untersucht Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen an Holzbauteilen. Er führt sowohl experimentelle als auch numerische Untersuchungen

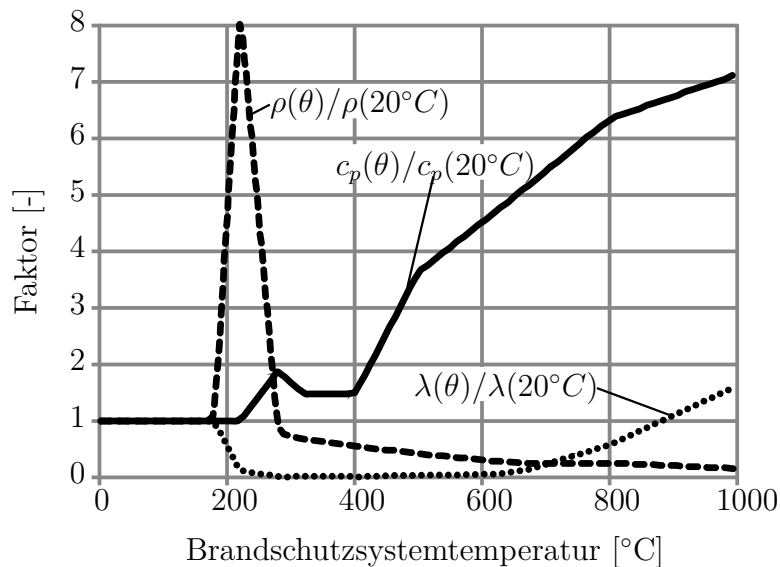


Abbildung 2.6: Faktoren bezogen auf die Eigenschaften bei Raumtemperatur für die Materialkennwerte von reaktiven Brandschutzsystemen in Abhängigkeit der Brandschutzsystemtemperatur nach Hollmann [55]

durch. Für die numerischen Untersuchungen werden sowohl Dichte als auch Wärmeleitfähigkeit und spezifische Wärmekapazität angegeben (siehe Abbildung 2.6). Dabei wird auf eigene experimentelle Untersuchungen zu einer Materialtemperatur von 500 °C zurückgegriffen. Bei Materialtemperaturen über 500 °C werden Annahmen genutzt. Die Materialkennwerte bei Raumtemperatur sind mit

$$\lambda = 7,5 \text{ W/m}\cdot\text{K}$$

$$\rho = 20 \text{ kg/m}^3$$

$$c_p = 2500 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$$

gegeben. Bereits die äußerst geringe Dichte bei Raumtemperatur ist auffällig. Weiterhin ist der Peak der Dichte bei 200 °C unerklärlich und unbegründet. Auch eine kontinuierliche Abnahme der Dichte bis 1000 °C erscheint unrealistisch, da die Dichte sich hauptsächlich bei dem Aufschäumen und einer evtl. Zersetzung ändert. Ebenso ist das kontinuierliche Steigen der spezifischen Wärmekapazität fraglich. Ab ungefähr 500 °C beginnt das reaktive Brandschutzsystem zu zerfallen. Dabei kann Energie gebunden werden, sodass die spezifische Wärmekapazität steigt. Nach dem Zerfall des Brandschutzsystems ist jedoch kaum noch Material vorhanden, das Wärme speichern kann. Auch die Annahmen bei der Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit

sind diskussionswürdig. Es werden Formeln von Spitzner [110] zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit genutzt. Diese Formeln wurden jedoch für Porositäten von über 80 % hergeleitet. Ob oder ab welcher Temperatur diese Porosität eingehalten ist, wird in Hollmann [55] nicht beantwortet. Bei der Bestimmung der Materialkennwerte sind Überlegungen eingeflossen, die konservative Ergebnisse bei der Simulation von Holz bewirken sollen. Somit ist eine Anwendung der Materialkennwerte bei anderen Baustoffen fraglich.

Es lässt sich zusammenfassen, dass unterschiedliche Modelle zu reaktiven Brandschutzsystemen mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner existieren. Für eine numerische, transiente Simulation eines Stahlbauteils, das mit Dämmschichtbildner geschützt ist, sind die Materialkennwerte in den meisten Literaturquellen nicht ausreichend. Lediglich Hosser u. a. [58] bietet eine gute Basis für solche Simulationen. Dabei sind die Materialkennwerte jedoch zu hinterfragen, da sie das reale Verhalten des Dämmschichtbildners nicht widerspiegeln. Es besteht daher Forschungsbedarf bei den temperaturabhängigen, thermischen Materialkennwerten und der thermischen Simulation von Dämmschichtbildnern.

2.4 Forschung zu Verbunddeckenträgersystemen im Brandfall

Verbunddeckenträgersysteme stellen eine Kombination aus Verbundträgern und Verbunddecke oder Betondecke dar (siehe Abbildung 1.1). Bei den Verbundträgern werden bevorzugt Träger ohne Kammerbeton genutzt, da ein Betonieren der Kammern aufwendiger ist als die Anordnung von Brandschutzbekleidung. Die Verbunddecke kann sowohl mit hinterschnittenen als auch offenen Stahltrapezprofilen hergestellt werden. Bei diesen Deckensystemen wird ein Raster an Verbundträgern ausgebildet. Dabei wird ein Großteil der Träger für die Einhaltung des Gebrauchstauglichkeitskriteriums bei Raumtemperatur benötigt. Diese Träger müssen nach dem aktuellen Stand der Normung eine Feuerwiderstandsklasse erfüllen, auch wenn sie für einen Lastabtrag im Brandfall nicht benötigt werden. Dies ist in der gedanklichen Zerteilung des Gesamttragwerkes in einzelne Bauteile für die Betrachtungen im Brandfall begründet.

Bei einem Brand steht die Tragfähigkeit für die geforderte Feuerwiderstandsdauer im

Vordergrund, die Einhaltung von Durchbiegungsbegrenzungen ist dabei von untergeordneter Bedeutung, sodass große Verformungen akzeptiert werden können. Durch die großen Verformungen kann in der Decke ein Membrantragzustand aktiviert werden, der einen positiven Einfluss auf die Tragfähigkeit der Decke im Brandfall hat. Somit können bei den Verbunddeckenträgersystemen im Brandfall Träger ohne Brandschutz ausgeführt werden und so ein Versagen einzelner Träger akzeptiert werden, ohne ein Versagen des Systems zu riskieren. Hierfür ist allerdings eine Betrachtung eines Teilsystems oder Gesamtsystems notwendig. Dies ist gewissen Einschränkungen unterworfen, die der in den nachfolgenden Abschnitten genannten Literatur entnommen werden können.

Innerhalb dieses Abschnittes wird auf Versuche und Bemessungsmethoden für den Tragfähigkeitsnachweis von Verbunddeckenträgersystemen im Brandfall eingegangen.

2.4.1 Versuche

Erste Erkenntnisse zu diesem Verhalten der Verbunddeckenträgersysteme wurden eher zufällig erzielt. In *Broadgate*, London, entstand 1990 ein Feuer in einem zum Teil fertiggestellten Bürogebäude. Bei dem Brand wurden Temperaturen von über 1000 °C erreicht. Die Geschossdecken waren in Verbundbauweise hergestellt und sollten für eine Feuerwiderstandsdauer von 90 Minuten ausgelegt sein. Zum Zeitpunkt des Brandes waren die erforderlichen, passiven Brandschutzmaßnahmen für die Stahlbauteile noch nicht ausgeführt. Weiterhin waren aktive Brandschutzmaßnahmen in Form von Sprinklern noch nicht betriebsbereit. Somit war normativ kein Feuerwiderstand bei den Deckensystemen vorhanden. Dennoch kollabierten das Tragwerk und auch die Deckensysteme nicht. Bei den Decken stellten sich große Verformungen ein.

Anhand der Erkenntnisse wurden in *Cardington*, Großbritannien, von 1995 bis 2003 sieben Großbrandversuche (siehe Abbildung 2.7) geplant und in einem Luftschiffhangar durchgeführt (siehe Martin [76], Newman u. a. [87]). Dafür wurde ein achtgeschossiges Gebäude in Stahlskelett und ungeschützter Verbundbauweise errichtet. Die Versuche fanden teilweise unter Naturbrandbedingungen statt. Die Stützen und aussteifenden Bauteile wurden mit einer Brandschutzbekleidung versehen. Die Deckenträger und die Unterseiten der Verbunddecken blieben ungeschützt.

Anhand der *Cardington*-Brandversuche konnte belegt werden, dass sich unter be-



Abbildung 2.7: Versuchsgebäude in Cardington (aus Newman u. a. [87])

stimmten Randbedingungen das günstige Tragverhalten von Deckenkonstruktionen mit ungeschützten Verbundträgern im Brandfall einstellt. Bailey u. a. [9] und Newman u. a. [87] sehen die Ursache des günstigen Tragverhaltens der Decke in dem Membrantragverhalten im Brandfall. Durch die großen Verformungen der Decke bildet sich dieser Tragzustand aus. Er ermöglicht den Stahlträgern im Zusammenwirken mit der Verbunddecke, die Belastungen durch eine Zugmembran in die Auflagerbereiche umzulagern. Dafür ist es notwendig, dass das Deckensystem eine ausreichende vertikale Lagerung besitzt. Durch diese Lagerung ist es möglich, dass sich ein Druckring ausbildet, in den sich die Zugmembran einhängen kann.

In Bailey und Toh [13] wird eine Versuchsreihe von 48 Kleinversuchen beschrieben. Dabei wurden Versuche von 2004 bis 2006 sowohl bei Raumtemperatur als auch bei erhöhten Temperaturen durchgeführt. Die Versuchskörper hatten Maße von $1,2\text{ m} \times 1,2\text{ m} \times 0,02\text{ m}$ oder $1,8\text{ m} \times 1,2\text{ m} \times 0,02\text{ m}$ und stellten schon damals sehr kleine Versuchskörper im Vergleich zu realen Deckensystemen dar. Weiterhin wurde ein Elektroofen bei den Versuchen genutzt, mit dem es nicht möglich war, die ETK als Gastemperatur zu realisieren. Bei den Decken wurde die Art der Bewehrung und der Bewehrungsgrad variiert. In Abbildung 2.8 ist ein Versuchskörper aus Bailey und Toh [13] nach der Versuchsdurchführung zu sehen.

Weitere Kleinversuche wurden in Abu [3] durchgeführt. Der Versuchsaufbau war ähnlich zu Bailey und Toh [13]. In Abu [3] wurden Versuchskörper mit den Maßen $0,9\text{ m} \times 0,6\text{ m} \times 0,015\text{ m}$ genutzt. Auch hier konnte keine Gastemperatur nach ETK realisiert werden. Bei den Versuchen wurden der Bewehrungsgrad und das Last-

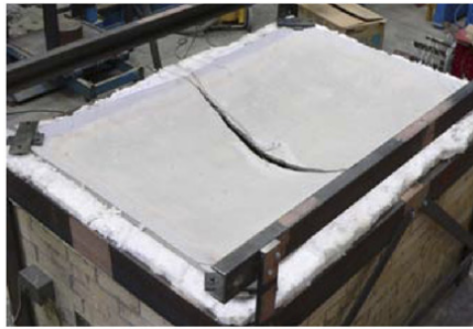


Abbildung 2.8: Probekörper nach Versuch (aus Bailey und Toh [13])



Abbildung 2.9: Probekörper mit Belastung durch Eigengewicht, links Ansicht von oben, rechts von unten (aus Abu [3])

niveau variiert. Die Versuche mussten aufgrund der unzureichenden Heizleistung des Ofens vor einem Versagen der Versuchskörper abgebrochen werden. Auffällig an den Versuchskörpern war, dass eine Rissbildung in der Mitte der Platte an der Oberseite, jedoch nicht an der Unterseite vorhanden war (siehe Abbildung 2.9). Hierfür werden die Eigenspannungen aus dem nichtlinearen Temperaturgradienten als Ursache angenommen.

In dem Forschungsprojekt *Fire Resistance Assessment of Partially Protected Composite Floors* (FRACOF) wurde die Nutzung der Membranwirkung in Frankreich vorbereitet. Hierfür wurde ein Brandversuch im Jahr 2008 mit einem Verbunddeckenträgersystem im Maßstab 1:1 durchgeführt. Es wurde ein einfeldriges Deckensystem mit dem Maßen $8,735\text{ m} \times 6,66\text{ m}$ getestet (siehe Abbildung 2.10), wobei die Nebenträger ungeschützt ausgeführt wurden. An zwei Rändern der Deckenplatte wurde die Bewehrung auf Stahlträger geschweißt, um angrenzende Deckenfelder abzubilden. Während des Versuches knickten diese Bewehrungsstäbe aus, sodass sie keine Kräfte

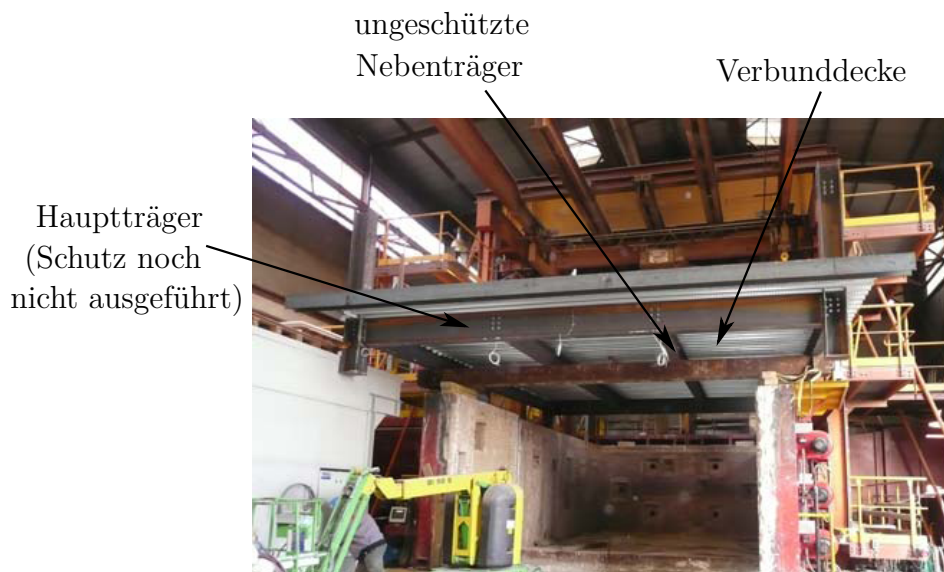


Abbildung 2.10: Versuchsaufbau FRACOF (aus Mensinger u. a. [81])

in die Träger einleiten konnte. Somit konnte kein Stützbereich der Decke nachgebildet werden. Bei dem zweistündigen Versuch folgte die Gastemperatur der ETK. Nach diesen zwei Stunden wurde der Versuch abgebrochen, da die angestrebte Feuerwiderstandsdauer bereits überschritten war und zu dem Zeitpunkt ein Versagen des Raumabschlusses auftrat. Die Decke riss an einer Stelle, bei dem das Bewehrungsnetz an einem Stoß geschweißt wurde. Weitere Details sind in [119] zu finden.

Weitere Großbrandversuche zu der Membrantragwirkung von Verbunddeckenträgersystemen wurden 2008 von Wald u. a. [122] durchgeführt. Dabei wurde ein Gesamttragwerk errichtet, das Stützen, Träger und Decke enthält. Bei den Versuchen von Wald u. a. [122] kamen eine Vielzahl von unterschiedlichen Trägern zum Einsatz. Bei den Decken wurden Verbunddecken und Stahlbetonhohldielen genutzt. Aufgrund des Versuchsaufbaus (siehe Abbildung 2.11) konnten eine Vielzahl von Bausystemen gleichzeitig getestet werden. Jedoch sind die Einflüsse der Systeme untereinander nicht zu differenzieren und auch der genaue Einfluss des Brandes auf ein Bausystem kann nur schwer herausgearbeitet werden. Bei dem Versuch wurde ein Naturbrandszenario genutzt, das der ETK ähnlich war. Das gesamte Tragwerk war auf eine Feuerwiderstandsdauer von 60 Minuten ausgelegt. Nach 62 Minuten stürzte das Bauwerk größtenteils ein. In Wald u. a. [122] wird ein Betondruckversagen an der Ecke A1 (siehe Abbildung 2.11) für das Versagen genannt.

Im Februar 2010 wurde in *Belfast*, Nordirland, ein Großbrandversuch durchgeführt.

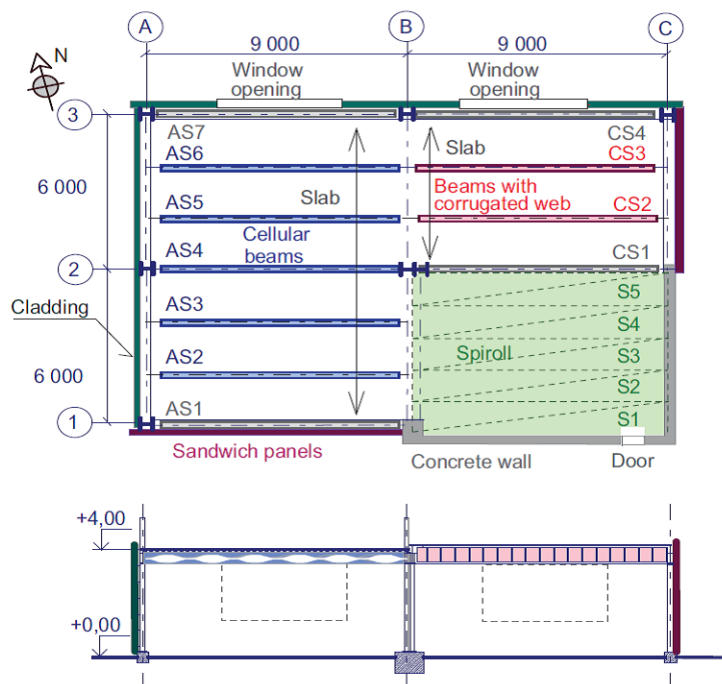


Abbildung 2.11: Versuchsaufbau Mokrsko (aus Wald u. a. [122])

Hierfür ist keine offizielle Dokumentation publiziert. In Vassart u. a. [118] wird der Versuch jedoch numerisch simuliert. Bei dem Versuch in *Belfast* wurde ein einfeldriges Deckensystem mit den Maßen $15\text{ m} \times 9\text{ m}$ untersucht. Dabei bestand das System aus einer Verbunddecke und Lochstegträgern (siehe Abbildung 2.12). Mit den Versuchen wurde der Einfluss der Lochstegträger auf die Membrantragwirkung untersucht. Auch bei diesem Versuch wurde ein Naturbrandszenario genutzt.

Die Brandversuche von *Dachau* (siehe Mensinger u. a. [81]) gehören zu den jüngsten Brandversuchen, in denen die Membrantragwirkung untersucht wurde. Dafür wurden zwei Versuche im Jahr 2010 durchgeführt. Bei dem ersten Versuch wurde eine Betondecke verwendet, während bei dem zweiten Versuch eine Verbunddecke (siehe Abbildung 2.13) untersucht wurde. Weiterhin unterscheiden sich die Versuche in der Spannrichtung der ungeschützten Träger. Bei diesen Versuchen wurden erstmals zwei nebeneinanderliegende Deckenfelder untersucht. Somit konnte auch erstmals der sich ergebende Stützbereich zwischen den Feldern betrachtet werden. Die Deckenfelder hatten bei beiden Versuchen die Maße $5\text{ m} \times 5\text{ m}$ und $7,5\text{ m} \times 5\text{ m}$. Als weitere Besonderheit bei diesen Versuchen wurden die Randträger mit reaktiven Brandschutzsystem mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner geschützt. Als

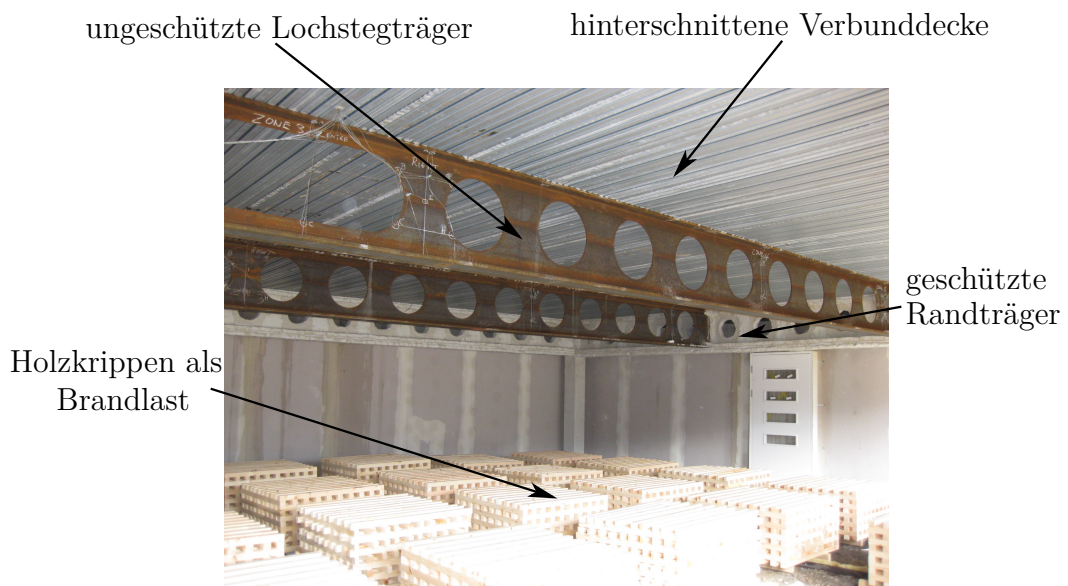


Abbildung 2.12: Versuchsaufbau Belfast

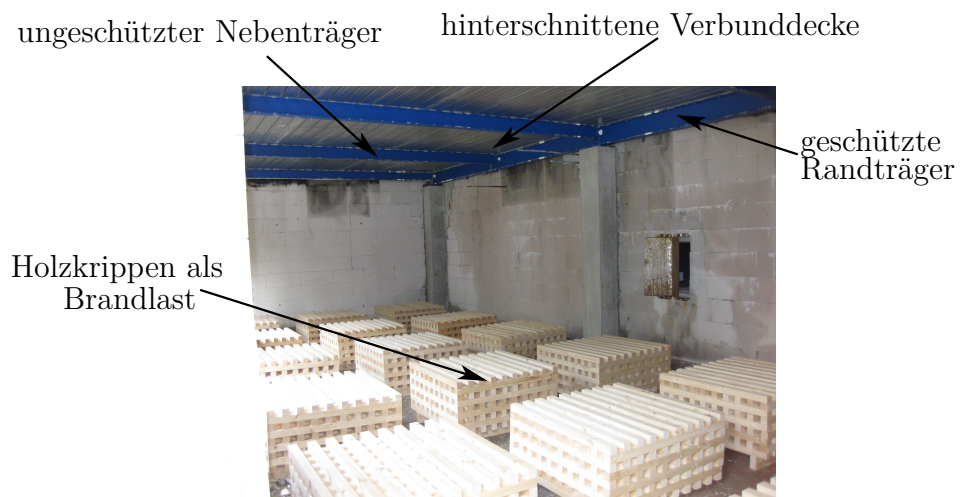


Abbildung 2.13: Aufbau des September-Versuchs in Dachau

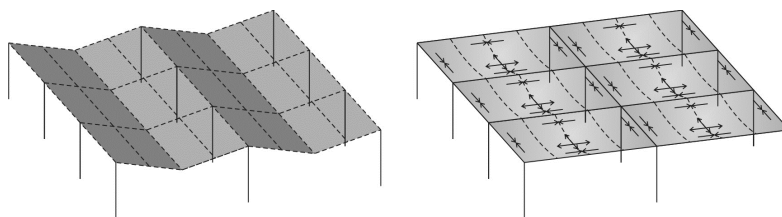


Abbildung 2.14: Versagensmodi bei ungeschützten und geschützten Randträgern (aus Mensinger u. a. [78])

thermische Einwirkung wurde ein Naturbrandszenario genutzt. Dieses wurde bereits im Vorfeld so ausgelegt, dass die Gastemperatur ähnlich zur ETK verläuft. Bei dem ersten Versuch entstand ein Riss im Stützbereich Decke, der zu einem Versagen des Raumabschlusskriteriums führte, jedoch die Tragfähigkeit der Decke nicht gefährdete. Ein solches Phänomen konnte bei dem zweiten Versuch nicht beobachtet werden.

Bei allen genannten Versuchen konnte gezeigt werden, dass eine Membrantragwirkung der Decken im Brandfall aktiviert werden kann. Ebenso konnten prinzipielle Mechanismen bei der Ausbildung der Membrantragwirkung dargestellt und erarbeitet werden. Die Erfahrungen basieren jedoch hauptsächlich auf Versuchen mit einfeldrigen Deckensystemen. Wechselwirkungen zwischen zwei Deckensystemen, die interagieren und im Membrantragzustand sind, wurden erstmals mit den Versuchen von *Dachau* (siehe Mensinger u. a. [81]) untersucht. Dabei zeigte sich, dass in Stützbereichen der Decke Risse entstehen können, die das Raumabschlusskriterium gefährden können. Weiterhin bleibt der Einfluss der mechanischen Last auf die starken Verformungen des Deckensystems unbeantwortet.

2.4.2 Bemessungsansätze

Aufbauend auf den Erkenntnissen der genannten Versuche aus Abschnitt 2.4.1 wurden Verfahren zur Bemessung von Verbunddeckenträgersystemen im Brandfall abgeleitet. Wichtig dabei ist, dass die geschützten Träger eine horizontale Halterung für die Decken bilden, um ein „Zusammenfallen“ der Decken zu verhindern (siehe Abbildung 2.14 links). Es wird eine globale Tragfähigkeit aufrechterhalten und eine Bildung der Membran in den einzelnen Feldern ist möglich (siehe Abbildung 2.14 rechts). Das Prinzip der Membrantragwirkung ist in Abbildung 2.15 auf der nächsten Seite zu sehen. In der Mitte eines Deckenfeldes entstehen Zugkräfte. Die Zugkräfte werden

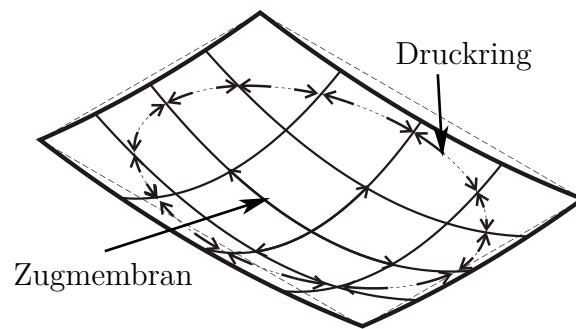


Abbildung 2.15: Membranwirkung eines Deckenfeldes (aus Mensinger u. a. [78])

über das Bewehrungsnetz abgetragen, da der Beton eine geringe Zugfestigkeit besitzt und ein eventuell vorhandenes Trapezprofil im Brandfall schnell seine Tragfähigkeit verliert. Weiterhin bleibt die Bewehrung durch die Betondeckung relativ kühl, sodass ihre Tragfähigkeit erhalten bleibt. Am Deckenrand bildet sich ein Druckring in der Betonplatte aus. Druckring und Zugkräfte stehen dabei im Gleichgewicht. Die Randträger des Deckenfeldes müssen daher keine Horizontalkräfte abtragen. Somit können einzelne Deckenfelder bei der Bemessung separat betrachtet werden. Sekundärträger innerhalb eines solchen Deckenfeldes sind für die Lastabtragung im Brandfall nicht notwendig und können deshalb ungeschützt ausgeführt werden. Die Randträger des Deckenfeldes müssen jedoch geschützt werden, da sie als vertikales Auflager notwendig sind. Weiterhin ist zu beachten, dass einige Randträger bei der Membrantragwirkung im Brandfall stärker belastet werden als im Tragmodell bei Raumtemperatur, da sich Lasten von den ungeschützten Trägern umlagern.

Eines der ersten Bemessungskonzepte für die Nutzung der Membrantragwirkung bei Verbundträgerdeckensystemen im Brandfall hat Bailey in unterschiedlichen Veröffentlichungen [10, 11, 12, 13, 14] publiziert. Ausgehend von der Bruchlinientheorie wird die Tragfähigkeit des Verbundträgerdeckensystems bestimmt (siehe Abbildung 2.16). Zur Berücksichtigung der Membrankräfte in der Bruchlinientheorie werden Erhöhungsfaktoren für die Widerstandsmomente gebildet. In die Erhöhungsfaktoren geht die Durchbiegung der Decke ein. Wie bei plastischen Bemessungen üblich, ist diese Verformung des Bauteils unbekannt. Daher schätzt Bailey die Deckendurchbiegung ab. Dabei wird die thermische Durchbiegung anhand der analytischen Lösung für einen linearen Temperaturgradienten mit Korrekturfaktor bestimmt. Weiterhin wird die mechanische Durchbiegung anhand einer Näherungslösung und einer Begrenzung der Bewehrungsspannung gebildet. Die maximale Größe der in den Bruchlinien

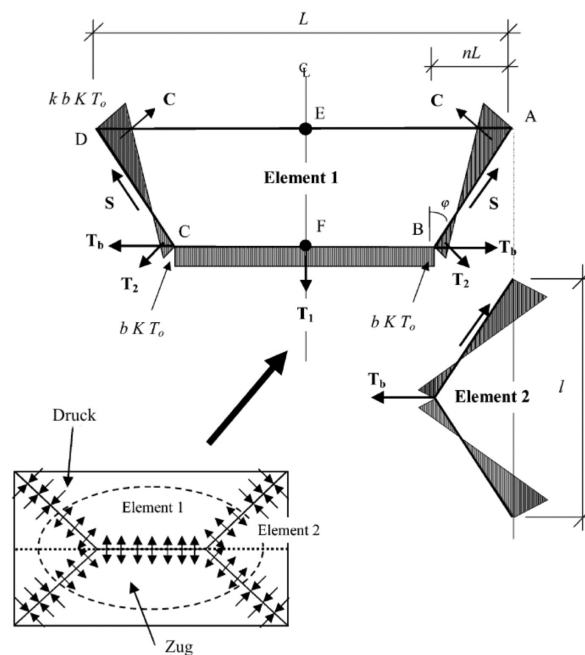


Abbildung 2.16: Gleichgewichtsbetrachtungen entlang der Bruchlinien (aus Mensinger u. a. [78])

wirkenden Kräfte wird von Bailey durch das Reißen der Bewehrung in Längsrichtung limitiert. Diese Annahme begründet er mit Beobachtungen bei Versuchen, bei denen die Decken durch ein Aufreißen in Querrichtung versagten. Bei einigen Versuchen von Bailey und Toh [13] selbst bildeten sich keine Bruchlinien vor dem Versagen der Decke aus. Oftmals stellte sich eine kontinuierlich gekrümmte Verformung ein, bis ein Querriss in Deckenmitte auftrat. Somit werden in diesem Bemessungskonzept sehr viele Annahmen getroffen, die möglichst durch Korrekturfaktoren abgesichert werden sollen. Dabei werden die Korrekturfaktoren lediglich anhand von einer begrenzten Anzahl von Kleinversuchen und wenigen Großversuchen bestimmt. Daher ist der Gültigkeitsbereich der Korrekturfaktoren noch zu definieren.

In Li u. a. [71] wird ebenfalls der Gedanke der Bruchlinientheorie aufgefasst. Hier wird allerdings davon ausgegangen, dass sich erst das Bruchlinienbild ausbildet und dann die Membran entsteht (siehe Abbildung 2.17 auf der nächsten Seite). Ähnlich wie bei der Methode nach Bailey wird die Tragfähigkeit der Decke über Kräfte- und Momentengleichgewichte in den Schnittflächen ermittelt. Da auch diese Methode auf einer plastischen Bemessung basiert, muss für die Vertikalverformung ein separater Ansatz genutzt werden. Ähnlich zu Bailey wird auch hier angenommen, dass

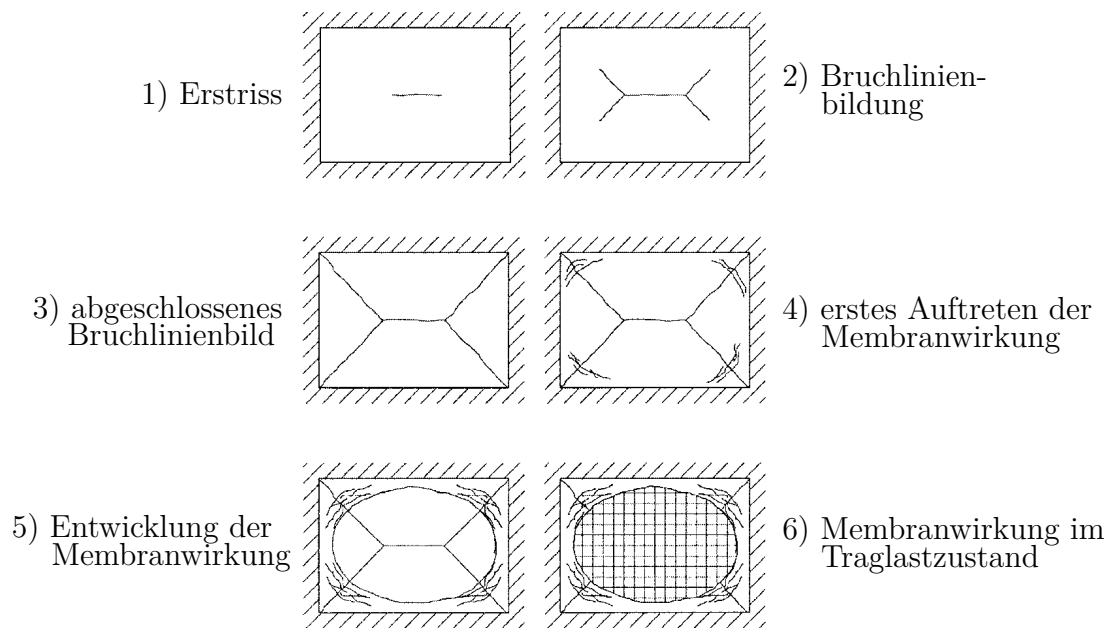


Abbildung 2.17: Mechanismus zur Ausbildung der Membrantragwirkung nach Li u. a. [71]

die Durchbiegung der Decke über eine Parabel beschrieben werden kann. Daraus ergibt sich ein funktionaler Zusammenhang zwischen der Durchbiegung und der Dehnung der Bewehrung. In Li u. a. [71] setzt sich die Dehnung der Bewehrung aus der thermischen Dehnung und pauschal der mechanischen Grenzdehnung der Bewehrung zusammen. Bereits wie bei Bailey ist auch hier die Bestimmung der Vertikalverformung kritisch zu sehen, da sie vorgegeben wird und nicht einer Lösung des Problems entspringt.

Bereits Cameron und Usmani [26] und Abu [3] hatten erkannt, dass die Durchbiegung der Decken möglichst analytisch bestimmt werden sollte. Hierfür nutzen beide Quellen die klassische Plattentheorie. Für die Berücksichtigung der Membrantragwirkung wird eine geometrisch nichtlineare Definition der Dehnung genutzt. Beide berücksichtigen die thermische Dehnung des Materials. In Cameron und Usmani [26] wird das Galerkin-Verfahren genutzt, um eine Lösung zu erzielen. Dabei wird die Durchbiegung der Decke mit einer Doppelsinusfunktion angenähert. Die Traglast wird inkrementell ermittelt, um das nichtlineare Materialverhalten zu berücksichtigen. Cameron und Usmani [26] gehen stets von horizontal unverschieblichen Deckenrändern aus. Somit müssen die Randträger von Randfeldern Horizontalkräfte aufnehmen, die in Wirk-

lichkeit nicht vorhanden sind. Dies führt zu unwirtschaftlichen Konstruktionen.

Abu [3] hingegen geht von horizontal verschieblichen Decken aus, bei denen sich die Ränder auch aufeinander zu bewegen können. Dies entspricht dem beobachteten Verhalten der Decken bei Versuchen und auch bei FEM-Berechnungen. Somit müssen nicht nur große Horizontalverformungen, sondern auch große Vertikalverformungen berücksichtigt werden. Abu [3] nutzt für beide Verformungen eine *Fourier*-Reihe als Ansatz, um das Gesamtproblem mit dem *Ritz'schen*-Verfahren zu lösen. Dabei ergibt sich natürlich die Problematik, dass eine *Fourier*-Reihe unendlich ist und bestimmt werden muss, nach welchem Glied die Reihe abgebrochen werden kann.

Mensingher u. a. [81] sehen ein anderes Vorgehen vor. Da eine analytische Lösung des Problems nur schwer zu bestimmen ist, werden numerische Lösungen angestrebt. Hierfür wird der Parameterbereich der Verbunddeckenträgersysteme eingeschränkt. In diesem eingeschränkten Bereich wird mittels FEM eine Mindestbewehrung im Brandfall bestimmt. Diese Werte werden tabellarisiert. Die Rechnungen berücksichtigen sowohl die geometrische Nichtlinearität als auch das nichtlineare Materialverhalten. Die Randträger werden durch Lastumlagerungen im Brandfall stärker ausgenutzt. Hierfür wird in Mensinger u. a. [81] eine Rechenvorschrift für die erhöhte Last zur Verfügung gestellt. Somit können die Randträger nach den Methoden der DIN EN 1994-1-2 [143] oder der DIN 4102-4 [132] bemessen werden. Nachteilig bei diesem Vorgehen ist der eingeschränkte Parameterbereich. Soll eine Decke bemessen werden, die außerhalb der Parameter liegt, sind konservative Abschätzungen notwendig oder weiterführende numerische Untersuchungen.

Es ist somit festzustellen, dass das Prinzip der Membranwirkung im Brandfall erforscht und als bekannt anzunehmen ist. Die genauen Einflussfaktoren bei der Ausbildung der Membrantragwirkung sind noch nicht herausgearbeitet. Weiterhin basieren die Forschungsergebnisse überwiegend auf Versuchen mit einfeldrigen Systemen. Die Interaktion von mehreren Deckenfeldern wird zurzeit in Versuchen, wie in Mensinger u. a. [81] zu sehen, erforscht. Ebenso wird an analytischen Lösungen zur Beschreibung der Membrantragwirkung geforscht. Hierbei ergeben sich hauptsächlich zwei Probleme. Wird ein relativ einfacher Lösungsansatz auf Basis der Bruchlinientheorie verfolgt, wie in [12], so müssen zusätzliche Annahmen bezüglich der Verformungen getroffen werden. Wird hingegen ein aufwendigerer Ansatz, wie in Abu [3], verfolgt, wird die Lösung meist komplex. Ein Bemessungsverfahren auf Basis solcher komplexen Formeln ist nicht praxisrelevant. Ein Kompromiss mit den Vorteilen beider Ansätze wäre wünschenswert.

2.4.3 Numerische Modelle zu Verbunddeckenträgersystemen

Die numerische Simulation von Bauteilen gewinnt immer mehr an Bedeutung. Durch Simulationen von validierten numerischen Modellen ist es möglich, kostenintensive Versuche einzusparen. Weiterhin werden auch Erkenntnisse zu den Vorgängen im Bauteil gewonnen, was durch reine Versuchsbeobachtung nicht möglich ist.

Bei der numerischen Simulation von Bauteilen im Brandfall wird in der Regel eine thermische Simulation und im Anschluss eine strukturmechanische Simulation durchgeführt. Diese Teilung setzt voraus, dass thermische Einwirkungen Auswirkungen auf das mechanische Verhalten des Bauteils haben, das mechanische Verhalten jedoch keinen Einfluss auf die Temperaturentwicklung im Bauteil hat. Sollte dies nicht der Realität entsprechen, muss eine gekoppelte thermisch-strukturmechanische Simulation durchgeführt werden. In dieser Arbeit wird davon ausgegangen, dass eine solche gekoppelte Simulation nicht notwendig ist.

Durch die getrennte Simulation des thermischen und des mechanischen Problems ergeben sich auch unterschiedliche Ansätze bei der Beurteilung von Bauteilen im Brandfall. Zum einen wird Software genutzt, mit der das transiente Temperaturfeld in einem Bauteil numerisch bestimmt wird. Anhand der Bauteiltemperaturen werden reduzierte Festigkeiten bestimmt, mit denen analytisch die mechanische Antwort des Systems bestimmt wird. Dabei werden die thermisch induzierten Eigenspannungen im Querschnitt und die thermischen Zwangsschnittgrößen vernachlässigt. Zum anderen wird Software genutzt, mit der das transiente Temperaturfeld numerisch bestimmt wird und anschließend eine numerische Simulation des strukturmechanischen Verhaltens des Bauteils durchgeführt wird. Dabei können thermisch induzierte Spannungen berücksichtigt werden.

Insbesondere bei der strukturmechanischen Simulation von Verbunddeckenträgersystemen ist von Bedeutung, ob ein ebenes oder räumliches Problem betrachtet wird. Bei der Betrachtung von ebenen Problemen müssen zusätzliche Annahmen getroffen werden, um die Membrantragwirkung zu beschreiben. Bereits in Upmeyer [117] und Hothan [59] wird unterschiedliche Software genannt, die geeignet ist, um Verbundbauteile numerisch zu simulieren. In Bezug auf Verbunddeckenträgersysteme wird die in Upmeyer [117] und Hothan [59] genannte Software eingeschränkt auf Bauteile, mit der räumliche Probleme betrachtet werden können. Weiterhin wird die Liste um aktuelle Software ergänzt. Bedingt durch die Grenzen der Software werden auch verschiedene Modellierungen bei Verbunddeckenträgersystemen genutzt. Im

Folgendes wird kurz auf die Software mit den entscheidenden Grenzen für die Simulation von Verbunddeckenträgersystemen eingegangen und die Modellierungsansätze geschildert.

Die Software *ADAPTIC* wurde am Imperial College London entwickelt. Der ursprüngliche Grund der Entwicklung der Software war die dynamische nichtlineare Analyse von Offshore Jacket Strukturen. Die Software bietet Schalen-, Balken- und Verbindungselemente an. Dabei können lediglich lineare Temperaturgradienten genutzt werden. Es können sowohl statische als auch dynamische Analysen durchgeführt werden. In Elghazouli u. a. [35] wird ein Trägerrostmodell in *ADAPTIC* für die *Cardington*-Versuche vorgestellt. Dabei wird das nichtlineare Verhalten des Betons berücksichtigt. Aus aktueller Sicht sind auch Modelle möglich, in denen die Stahlträger mit Balkenelementen und die Decke mit Schalenelementen abgebildet werden. Die thermischen Dehnungen und die temperaturabhängigen Materialkennwerte werden berücksichtigt, jedoch werden vereinfachte Spannungs-Dehnungs-Beziehungen bei Beton genutzt, die nicht den Anforderungen von DIN EN 1994-1-2 [143] entsprechen. Vorteilhaft bei *ADAPTIC* sind Verbindungselemente, mit denen Federn abgebildet werden können. Über diese Verbindungselemente können Kopfbolzendübel abgebildet werden. Eine thermische Analyse mit *ADAPTIC* ist nicht möglich.

An der Universität Sheffield, England, wurde die Software *Vulcan* [61] entwickelt. Auch diese Software bietet keine Möglichkeit einer thermischen Analyse von Bauteilen. Diese Lücke soll bald geschlossen werden. *Vulcan* [61] stellt sowohl Balken- und Schalenelemente als auch Federelemente zur Verfügung. Es können sowohl lineare als auch nichtlineare Temperaturgradienten berücksichtigt werden. Somit ist es möglich, Decken mit Schalenelementen, Träger mit Balkenelementen und Kopfbolzendübel mit Federelementen darzustellen. Es werden sowohl geometrische als auch materielle Nichtlinearitäten berücksichtigt. Dies wird unter anderem in Huang u. a. [60, 61, 62] gezeigt. Eine Modellierung der Stahlträger mit Schalenelementen wird aktuell nicht angeboten.

In Franssen [40] wird die Software *Safir* vorgestellt. In *Safir* [40] sind zweidimensionale und dreidimensionale thermische Analysen möglich. Weiterhin sind in *Safir* [40] Balken- und Schalenelemente gegeben. Feder- und Volumenelemente für mechanische Analysen sind hingegen nicht vorhanden. Somit werden Verbunddeckenträgersysteme mit Schalenelementen für die Decke und Balkenelementen für die Träger abgebildet. Kopfbolzendübel werden schubstarr abgebildet (siehe Vassart u. a. [118]). Bei *Safir* [40] ist eine lange Erprobungsphase vorhanden.

Die Software *SlabFEM* wurde in Tesar [115] erarbeitet. Mit der Software sind zweidimensionale, thermische Analysen möglich. Bei den strukturmechanischen Simulationen wird von Beginn an darauf geachtet, dass diese im Dreidimensionalen möglich sind. Dabei werden Balken-, Schalen- und Verbindungselemente zur Verfügung gestellt. Geometrische und materielle Nichtlinearitäten werden beachtet. Bei der numerischen Behandlung des Gleichungssystems wird das Bogenlängen-Verfahren genutzt, statt des sonst üblichen Euler-Vorwärts- oder Euler-Rückwärts-Verfahrens. Stahlträger werden mit Balkenelementen und Decken mit Schalenelementen abgebildet. Eine Approximation der Stahlträger mit Schalenelementen ist nicht vorgesehen. Zudem erfolgte die Anwendung der Software *SlabFEM* nur in Tesar [115].

Weitere Möglichkeiten zur numerischen Simulation von Verbunddeckenträgersystemen bieten allgemeine FEM-Programme wie *DIANA*, *Abaqus* [2] und *Ansys*. In den drei genannten Programmen sind Möglichkeiten zur thermischen und strukturmechanischen Simulation gegeben. Diese können sowohl zweidimensional als auch dreidimensional ausgeführt werden. Geometrische und materielle Nichtlinearitäten werden in allen drei Programmen berücksichtigt. Letztendlich unterscheiden sich die Programme in Details. Das nichtlineare, temperaturabhängige mechanische Verhalten von Beton ist in *Ansys* nur schwer abzubilden, da die geeigneten Materialmodelle für Beton keine temperaturabhängigen Parameter zulassen. Eine der seltenen Anwendungen von *Ansys* im Bereich Brandschutz ist in Vassart und Zhao [119] zu finden. Die Software *DIANA* wurde ursprünglich an der TNO Delft, Niederlande, entwickelt. *DIANA* wurde dabei zur Simulation von Betonbauteilen genutzt. Im Laufe der Zeit hat sich der Anwendungsbereich erheblich vergrößert, jedoch blieb der Schwerpunkt auf dem Bereich Bauingenieurwesen und Geotechnik. Die Anwendung von *DIANA* im Bereich Brandschutz ist möglich, wie in Both [19] zu sehen ist. Dennoch wird die Software *DIANA* im Bereich Brandschutz kaum genutzt. Eine deutlich weitere Verbreitung bei der Simulation von Bauteilen im Brandfall hat die Software *Abaqus* [2]. Dies gilt insbesondere bei komplexeren Strukturen. In Bezug auf Verbunddeckenträgersysteme sind dabei drei Modelle unterschiedlicher Qualität zum Einsatz gekommen. Diese sind Trägerrostmodelle, Modelle mit Balkenelementen für Stahlträger und Schalenelementen für die Deckenplatte und letztendlich Modelle ausschließlich aus Schalenelementen. Ein Vergleich der drei genannten Modelle ist in O'Callaghan und O'Conner [88] dargestellt. Dabei bleibt jedoch zu erwähnen, dass für den Beton ein linear elastisches Verhalten angenommen wird. In Hothan [59] wird ebenfalls mit *Abaqus* [2] gearbeitet. Hier wird ein Modell zu den *Cardington*-Versuchen auf-

gebaut. Dabei werden für die Träger und Decken ausschließlich Schalenelemente, für die Kopfbolzendübel Federelemente genutzt. Die verwendeten Federelemente können jedoch kein Entfestigen der Kopfbolzendübel berücksichtigen. Hinzu kommt, dass die Verbundfuge vereinfachend abgebildet wird. Der Kontakt zwischen Decke und Stahlträger wird teils über ideal steife Federn abgebildet. Weiterhin wird der Anschlussbereich zwischen zwei Trägern vereinfachend mit dem Weiterführen des Stegs berücksichtigt. Zudem ist von Bedeutung, dass das Materialmodell `CONCRETE DAMAGED PLASTICITY` genutzt wird. Dieses Materialmodell wurde erstmals in der *Abaqus*-Version 6.3, die in Hothan [59] genutzt wurde, verwendet. In der Zwischenzeit erfolgte eine Überarbeitung des Materialmodells. Teilweise ist es trotz identischer Eingabe nicht mehr möglich, die gleichen Ergebnisse von Berechnungen älterer *Abaqus*-Versionen mit neueren Versionen zu erzielen. In Stadler [111] wird ein anderes Vorgehen im Vergleich zu den zuvor genannten Arbeiten genutzt. Es wird erst das Temperaturfeld berechnet oder aus Messungen bestimmt, um anschließend thermische Ersatzlasten zu bilden. Hierfür wird eine über die Querschnittshöhe konstante Abminderung des Elastizitätsmoduls, eine über die Querschnittshöhe konstante thermische Dehnung sowie eine über die Querschnittshöhe lineare thermische Krümmung bestimmt. Die thermischen Ersatzlasten können dann in üblicher Statiksoftware für Raumtemperatur als Eingangswerte dienen, um die Verbunddeckenträgersysteme im Brandfall zu betrachten. Dabei stellen die thermischen Ersatzlasten eine erhebliche Vereinfachung des komplexen Spannungs- und Dehnungszustandes in einem Querschnitt bei Brand dar.

Bei allen Veröffentlichungen, die in diesem Abschnitt genannt sind, wird darauf hingewiesen, dass die numerischen Simulationen nichtlinear sein müssen. Dabei wird auf das nichtlineare Materialverhalten und die geometrische Nichtlinearität verwiesen. Gerade bei der geometrischen Nichtlinearität von Balken- und Schalenelementen wird jedoch nicht näher darauf eingegangen, ob die Dehnungen oder die Verdrehungen oder beide nichtlinear sein müssen.

Es lässt sich zusammenfassen, dass drei unterschiedliche Modelle zur Simulation von Verbunddeckenträgersystemen im Brandfall besprochen werden:

- Trägerrostmodelle
- Modelle aus Balken- und Schalenelementen und
- Schalenmodelle

Dabei werden die Kopfbolzendübel entweder schubstarr abgebildet oder es werden Federelemente genutzt. Für die Simulation sollen nichtlineare Modelle genutzt werden. Trägerrostmodelle werden kaum noch genutzt. Die kombinierten Balken-Schalen-Modelle sind als Stand der Forschung anzusehen. Modelle, bei denen die Träger und Decken mit Schalenelementen abgebildet werden, kommen kaum zur Anwendung. Bei diesen Schalenmodellen ist die Abbildung der Anschlüsse und der Verbundfuge noch in der Entwicklung.

2.5 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wird ein zusammenfassender Überblick über die Bemessung und numerische Modellierung von Verbunddeckenträgersystemen gegeben. Dabei wird auf die deutschen, normativen Forderungen, den Wärmetransport in Bauteilen, die fehlenden Materialkennwerte bei einem thermischen Schutz durch reaktive Brandschutzsysteme und ältere sowie aktuelle Forschung zu Verbunddeckenträgersystemen eingegangen.

Nach den deutschen Normen und Richtlinien ist ein gedankliches Zerlegen des Tragwerks bei der Bemessung im Brandfall in die einzelnen Bestandteile üblich. Diese Einzelbauteile sind für den Brandfall nachzuweisen. Dabei muss jedes Bauteil die geforderte Feuerwiderstandsdauer erbringen. Positive Effekte der Interaktion von Bauteilen werden vernachlässigt. Für eine Berücksichtigung der positiven Interaktion stehen grundsätzlich allgemeine Bemessungsverfahren zur Verfügung. Dabei ergibt sich jedoch die Problematik, dass für die Software keine Validierungsbeispiele zur Verfügung stehen. Somit sind die Brechungsergebnisse einer numerischen Simulation infrage zu stellen, falls keine Validierung an Versuchen erfolgte.

Bei der Bestimmung von transienten Temperaturfeldern wird in numerischen Berechnungen die *Fourier'sche Differenzialgleichung der Wärmeleitung* gelöst. Dabei wird von der Wärmeleitung im Material und einem konstanten Volumen des Materials ausgegangen. Sollten Hohlräume im Material vorhanden sein oder das Materialvolumen sich erheblich ändern, sind die numerischen Verfahren zu hinterfragen.

Je nach Betrachtung werden bei der Simulation von reaktiven Brandschutzsystemen mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner unterschiedliche Modelle genutzt. Dabei sind aktuell zwei Modelle geeignet, thermische Analysen von Stahlbauteilen, die mit reaktiven Brandschutzsystemen geschützt sind, durchzuführen. Diese beiden

Modelle basieren auf der numerischen Lösung der *Fourier'schen Differenzialgleichung der Wärmeleitung*. Hierfür werden die benötigten thermischen Materialkennwerte des reaktiven Brandschutzsystems definiert. Der Ursprung der Kennwerte bei Raumtemperatur ist teilweise fraglich und der temperaturabhängige Verlauf der Kennwerte steht im Widerspruch zu analytischen Überlegungen.

Zum Abschluss des Kapitels wird ein Überblick zu den Forschungen an Verbunddeckenträgersystemen gegeben. Hierfür werden Versuche, Bemessungsverfahren und numerische Modelle samt der genutzten Software betrachtet. Anhand von Versuchen und gedanklichen Modellen wird die Membrantragwirkung von Verbunddeckenträgersystemen erläutert. Die einzelnen Einflussfaktoren werden an dieser Stelle nicht näher genannt. Weiterhin basieren fast alle Bemessungsverfahren auf zusätzlichen Annahmen bezüglich der Durchbiegung des Systems bei der mechanischen Betrachtung. Eine Durchbiegung, die sich aus dem Lösungsweg ergibt, wird nicht genutzt. Bei den numerischen Analysen werden überwiegend kombinierte Balken-Schalen-Modelle genutzt. Dabei werden die Kopfbolzendübel sowohl schubstarr als auch mit Kraft-Verformungs-Beziehungen berücksichtigt. Numerische Modelle, in denen Träger und Decke mit Schalenelementen abgebildet werden, finden kaum Anwendung. Hier ist zu mutmaßen, dass zu wenig Informationen für die Modellierung der Trägeranschlüsse und der Verbundfuge vorliegen.

3 Materialkennwerte des reaktiven Brandschutzsystems

An moderne Gebäude werden häufig hohe ästhetische Ansprüche gestellt. Um diesen Anforderungen gerecht zu werden, werden viele Gebäude so errichtet, dass sie lichtdurchflutet sind und die Bauteile eine ansprechende Form haben. Hierfür eignet sich insbesondere der Stahl- und Stahlverbundbau, der sich durch seine filigrane Bauweise auszeichnet. Sofern ungeschützte Stahlbauteile zum Einsatz kommen, hat dies jedoch den Nachteil eines geringen Feuerwiderstandes. Stahlbauteile müssen in der Regel vor Brandeinwirkung geschützt werden, um entsprechende Feuerwiderstandsklassen zu erreichen. Werden Spritzputze oder Brandschutzplatten genutzt, ist die optisch schlanke Bauweise nicht mehr gegeben. Daher werden immer häufiger reaktive Brandschutzsysteme zum Schutz von Stahlbauteilen eingesetzt.

Diese Brandschutzsysteme bestehen im Allgemeinen aus der Grundierung für den Korrosionsschutz beziehungsweise als Haftvermittler bei Verzinkung, der reaktiven Komponente und eventuell Deckanstrich. Die reaktive Komponente dieser Brandschutzsysteme kann ein Dämmschichtbildner, eine Ablationsbeschichtung, eine Sublimationsbeschichtung oder eine Kombination solcher Produkte sein. Die hierfür verwendeten Beschichtungsstoffe werden in einer Schicht oder in mehreren Schichten (Arbeitsgängen) aufgebracht (siehe DIBt [149]).

Im weiteren Verlauf dieser Arbeit wird auf Schutzsysteme mit der reaktiven Komponente Dämmschichtbildner eingegangen. In der Literatur (siehe Abschnitt 2.3 auf Seite 24) werden keine geeigneten Werte für die Materialkennwerte Dichte, Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität zur Verfügung gestellt. Somit ist eine Simulation des Wärmetransports in einem mit Dämmschichtbildner beschichteten Stahlbauteil nicht möglich. Daher werden diese Werte im folgenden Kapitel mit eigenen experimentellen Untersuchungen bestimmt. Bei den Untersuchungen werden Elektroöfen genutzt. Dem Verfasser ist bewusst, dass die offene Flamme eines Brandes so nicht simuliert wird. Dies wird in Kauf genommen, weil so keine Verbindung von offener Flamme und sensiblen Messinstrumenten hergestellt wird.

3.1 Beschreibung der Messverfahren

Für die Bestimmung der Materialkennwerte Dichte, Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität stehen unterschiedliche Messverfahren zur Verfügung. In diesem Kapitel wird vorrangig untersucht, ob ein reaktives Brandschutzsystem auf Dämmschichtbildnerbasis seine isolierende Wirkung über eine Erhöhung der Wärmespeicherung oder eine Reduzierung der Wärmeleitfähigkeit entwickelt. Das Brandschutzsystem entwickelt seine Wirkung nur über beide genannte Funktionsweisen. Daher muss lediglich eine Funktion eingehender betrachtet werden, um die Wirkungsweise zu überprüfen. Aus diesem Grund wird hier das Wärmespeichervermögen untersucht. Ausgehend von den Untersuchungen können auch die Materialkennwerte des Brandschutzsystems abgeleitet werden.

Als Untersuchungsverfahren wird die dynamische Differenzkalometrie (Englisch: Differential Scanning Calometrie (DSC)) genutzt. Parallel zu der DSC wird eine Thermogravimetrie (TG) durchgeführt. Die TG erleichtert zum einen die Interpretation der DSC und zum anderen werden Massenänderungen für die Bestimmung der temperaturabhängige Dichte des Materials gemessen.

3.1.1 Thermogravimetrie

Die TG bietet zwei Vorteile. Zum einen können Massenänderungen gemessen werden und so zum Teil auf die Dichte des Materials geschlossen werden. Zum anderen kann anhand der Massenänderungen auf chemische Reaktionen geschlossen werden.

Die TG ist letztendlich ein kontinuierliches Wiegen der Masse in dem Probeniegel. Änderungen der Masse werden aufgezeichnet. Da sich die Dichte aus der Masse eines Körpers bezogen auf das Volumen des Körpers ergibt, lässt sich die temperaturabhängige Dichte wie folgt beschreiben:

$$\rho_{\theta} = \rho_0 \cdot \frac{\Delta M}{\Delta V} \quad (3.1)$$

mit: ρ_0 anfängliche Dichte des Körpers

ΔM Massenänderung des Körpers bezogen auf die anfängliche Masse

ΔV Volumenänderung des Körpers bezogen auf das anfängliche Volumen

Die anfängliche Dichte des reaktiven Brandschutzsystems ist durch Herstellerangaben

bekannt. Die Massenänderung wird durch die TG gemessen. Somit muss lediglich die Volumenänderung des reaktiven Brandschutzsystems bestimmt werden, um die temperaturabhängige Dichte zu berechnen. In dieser Arbeit wird die Volumenänderung mit weiteren Überlegungen abgeschätzt.

Die Masse eines Körpers sollte sich durch eine Erwärmung des Körpers nur unwesentlich ändern. Sollte dennoch ein erheblicher Massenverlust vorhanden sein, so muss der Körper Masse abgegeben haben. Dies kann zum Beispiel der Fall sein, wenn Wasser verdampft oder Edukte entstehen, die sich verflüchtigen. Letzteres passiert beim Aufschäumvorgang von reaktiven Brandschutzsystemen auf Dämmschichtbildnerbasis. Eine chemische Reaktion läuft ab und es werden gasförmige Stoffe an die Umgebung abgegeben. Somit kann eine erhebliche Massenänderung ein Indiz für eine chemische Reaktion sein. Diese Reaktion kann endotherm (energiezehrend) oder exotherm (energieabgebend) sein. Die Art der Reaktion kann mit der DSC bestimmt werden.

3.1.2 Dynamische Differenzkalometrie

Die dynamische Differenzkalometrie (DSC) ist eine thermische Analyse (Thermoanalyse) und besonders im Bereich der kunststofferzeugenden und kunststoffvertreibenden Industrie verbreitet (siehe auch DIN EN ISO 11357-1 [138]). Das Grundprinzip der DSC ist die Ermittlung der physikalischen und/oder chemischen Eigenschaften über physikalische Änderungen, die durch exotherme und endotherme Prozesse verursacht werden. Mit dieser Methode wird die Differenz des Wärmestromes ($\frac{dQ}{dt}$) in einem Probekörper und einem Referenztiegel gemessen und diese als Funktion über die Zeit und/oder die Temperatur aufgezeichnet. Das heißt, dass die Tiegel temperaturgesteuert aufgeheizt bzw. abgekühlt werden. Üblicherweise ist der Referenztiegel leer. Der Druck bleibt während der Messung konstant.

Die Gesamtmenge an übertragene Wärme Q wird mit folgender Gleichung bestimmt:

$$Q = \int_t \dot{Q} dt = \int_t \frac{dQ}{dt} dt \quad (3.2)$$

mit: Q übertragene Wärme
 \dot{Q} Wärmestrom

Folgende zwei Messmethoden sind bei DSC zu unterscheiden:

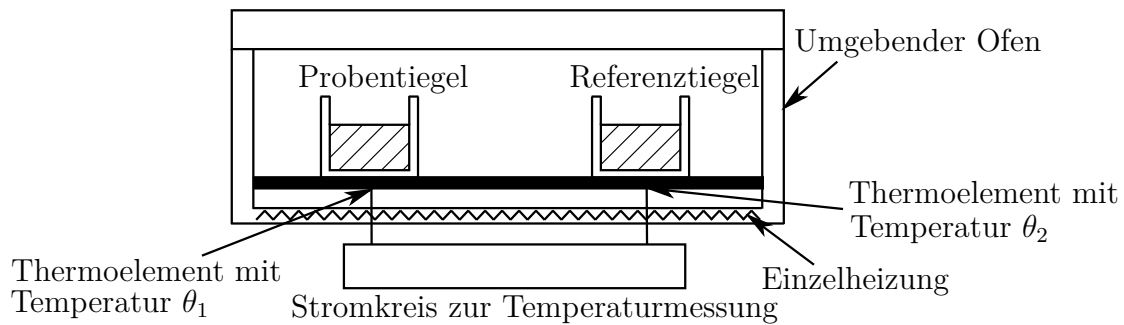


Abbildung 3.1: Prinzipskizze des Messaufbaus der dynamischen Wärmestrom-Differenzkalometrie (nach [138])

- Dynamische Wärmestrom-Differenzkalometrie
- Dynamische Differenzkalometrie mit Leistungskompensation

Die hier durchgeführten Messungen erfolgen auf Grundlage der dynamischen Wärmestrom-Differenzkalometrie. Bei dieser Messmethode, die auch Heat flux DSC genannt wird, sind der Probe- und Referenztiegel auf einer Scheibe platziert. Diese Scheibe besitzt eine gute Wärmeleitfähigkeit und ist mit Temperatursensoren ausgestattet. Der Ofen wird mit einer konstanten Heizrate aufgeheizt und die Probe- und Referenztiegel sind symmetrisch zum Mittelpunkt aufgestellt. Das heißt, es liegt eine gemeinsame Wärmequelle vor (siehe Abbildung 3.1). Aus der Temperaturdifferenz zwischen dem Tiegel mit Probekörper und dem Referenztiegel wird die Differenz der Wärmeströme abgeleitet und als Funktion der Zeit oder der Temperatur des Referenztiegels dargestellt. Der Unterschied zwischen den Wärmeströmen des Referenztiegels und des Tiegels mit der Probe entspricht dem Wärmestrom, den die Probe aufnimmt:

$$\frac{dQ}{dt} = \dot{Q}_{\text{Probentiegel}} - \dot{Q}_{\text{Referenztiegel}} \quad (3.3)$$

Der Wärmestrom der Messung wird mit folgender Gleichung ermittelt (siehe Fischer [36]):

$$\frac{dQ}{dt} = -K \cdot \Delta\theta \quad (3.4)$$

mit: K Kalibrierungsfaktor des Gerätes
 $\Delta\theta$ Temperaturdifferenz zwischen Probe und Referenz

Aus dem Messsignal der Wärmestromdifferenz zwischen dem Referenz- und Probenkörper lässt sich die spezifische Wärmekapazität c_p ableiten, indem die folgende Beziehung

$$c_p = \frac{1}{m} \cdot \frac{dQ}{d\theta} \quad (3.5)$$

$$= \frac{1}{m} \cdot \frac{\partial Q}{\partial \theta} \quad (3.6)$$

mit: m temperaturabhängige Masse der Probe

θ Temperatur der Probe

genutzt wird. Dies kann durch die Kettenregel erweitert werden, sodass Folgendes gilt:

$$c_p = \frac{1}{m} \cdot \frac{\partial Q}{\partial t} \cdot \frac{\partial t}{\partial \theta} \quad (3.7)$$

mit: $\frac{\partial t}{\partial \theta}$ Kehrwert der Ableitung der Temperatur nach der Zeit

Da die Temperatur bei den Versuchen linear gesteigert wird, ist die zeitliche Ableitung der Temperatur konstant und entspricht der Heizrate β . Somit gilt

$$c_p = \frac{1}{m} \cdot \frac{\partial Q}{\partial t} \cdot \frac{1}{\beta} \quad (3.8)$$

$$= \frac{1}{m} \cdot \frac{dQ}{dt} \cdot \frac{1}{\beta} \quad (3.9)$$

Es ist somit möglich, über die Messung von Wärmeströmen bzw. Temperaturdifferenzen auf die Wärmekapazität von Stoffen zu schließen. Hierbei sind natürlich auch Fehlerquellen vorhanden. Eine offensichtliche Fehlerquelle ist der Kalibrierungsfaktor des Gerätes. Es ist möglich, dass dieser nicht für den untersuchten Stoff geeignet ist. Der Kalibrierungsfaktor des hier genutzten Gerätes wurde nie explizit für reaktive Brandschutzsysteme ermittelt.

Weiterhin wird bei den Messungen davon ausgegangen, dass die Probe eine homogene Temperaturverteilung hat. Dies kann durch das Aufschäumen vom reaktiven Brandschutzsystem nicht mehr gegeben sein. Das Aufschäumen und die damit verbundene Porenbildung kann ebenso die Wärmeaufnahme beeinflussen und Temperaturgradienten entstehen lassen.

Ebenso kann die untersuchte Probe nicht repräsentativ für das Brandschutzsystem

sein. Da das Brandschutzsystem ein Gemisch ist, kann es zu lokaler Konzentration von einzelnen Stoffen kommen.

Um diesen Fehlerquellen entgegenzuwirken, wird ein DSC-Gerät genutzt, dessen Kalibrierungsfaktor anhand von zehn unterschiedlichen Materialien (unter anderem Gold und Platin) bestimmt wurde. Weiterhin wird eine relativ geringe Menge des reaktiven Brandschutzsystems bei der Untersuchung genutzt, um eine gleichmäßige Erwärmung sicherzustellen. Einer lokalen Konzentration von Stoffen kann nur mit einem guten Durchmischen des Brandschutzsystems vor dem Auftragen entgegengewirkt werden.

Als letzte Fehlerquelle bei den Messungen ist Gleichung (3.6) näher zu betrachten. Sie lässt sich unter gewissen Annahmen aus dem ersten Hauptsatz der Thermodynamik herleiten. Dies wird im Weiteren durchgeführt, um möglich Fehlerquellen aufzuzeigen. In Wriggers [125] wird der erste Hauptsatz der Thermodynamik wie folgt wiedergegeben:

... die zeitliche Änderung (materielle Zeitableitung) der totalen Energie E ist gleich der Summe aus der mechanischen Leistung dW aller äußeren Kräfte und der Wärmezufuhr dQ ...

Dabei ist zu beachten, dass ein geschlossenes, thermodynamisches System betrachtet wird. Wird hingegen ein beliebiges offenes System betrachtet, sind noch die Massenströme zu berücksichtigen (siehe Geller [45]). Dies lässt sich als

$$\frac{dE}{dt} = \frac{dQ}{dt} + \frac{dW}{dt} + \dot{m}_e \cdot \left(h_e + g \cdot z_e + \frac{1}{2} \cdot c_e^2 \right) - \dot{m}_a \cdot \left(h_a + g \cdot z_a + \frac{1}{2} \cdot c_a^2 \right) \quad (3.10)$$

$$\frac{dU}{dt} + \frac{dE_a}{dt} = \frac{dQ}{dt} + \frac{dW}{dt} + \dot{m}_e \cdot \left(h_e + g \cdot z_e + \frac{1}{2} \cdot c_e^2 \right) - \dot{m}_a \cdot \left(h_a + g \cdot z_a + \frac{1}{2} \cdot c_a^2 \right) \quad (3.11)$$

mit: dU Totales Differenzial der inneren Energie
 dE_a Totales Differenzial der potentiellen und kinematischen Energie
 \dot{m} Massenstrom
 h spezifische Enthalpie

g	Schwerebeschleunigung
z	Höhe über Basisniveau
c	Geschwindigkeit
Index e	in das System
Index a	aus dem System

schreiben. Wird weiterhin die Definition der Enthalpie genutzt, kann das totale Differenzial gebildet werden.

$$H = U + p \cdot V \quad (3.12)$$

$$dH = dU + dp \cdot V + p \cdot dV \quad (3.13)$$

mit: H	Enthalpie
p	Druck
V	Volumen

Wird, wie es bei einer DSC vorhanden ist, ein ruhendes System angenommen, so ist die potentielle und kinetische Energie dE_a konstant und die Ableitung verschwindet. Somit kann Gleichung (3.11) auch als

$$\frac{dH}{dt} - \frac{dp}{dt} \cdot V - p \cdot \frac{dV}{dt} = \frac{dQ}{dt} + \frac{dW}{dt} + \dot{m}_e \cdot \left(h_e + g \cdot z_e + \frac{1}{2} \cdot c_e^2 \right) - \dot{m}_a \cdot \left(h_a + g \cdot z_a + \frac{1}{2} \cdot c_a^2 \right) \quad (3.14)$$

geschrieben werden. Bei einer DSC wird der Druck konstant gehalten, somit ist $dp = 0$. Ebenso kann bei der Arbeit des Systems von Volumenarbeit ausgegangen werden, da keine weiteren Kräfte angreifen. Vereinfachend wird hier von der Volumenarbeit eines geschlossenen Systems ausgegangen. Es kann dabei die Analogie zu einem Kolben im Zylinder genutzt werden (siehe Abbildung 3.2). Es wird von einem quasistatischen,

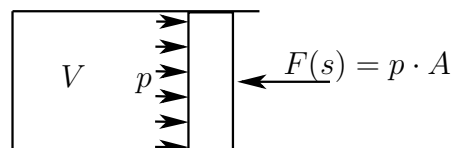


Abbildung 3.2: Prinzipskizze zur Volumenarbeit am Beispiel eines Kolbens in einem Zylinder

reibungsfreien Versuch ausgegangen. Die Arbeit wird von einer Kraft über eine

Strecke geleistet:

$$W = - \int_s F(s) ds \quad (3.15)$$

$$= - \int_{V_1}^{V_2} p \cdot A \cdot \frac{dV}{A} \quad (3.16)$$

$$= - \int_{V_1}^{V_2} p dV \quad (3.17)$$

$$\begin{aligned} \text{mit: } F(s) &= p \cdot A \\ dV &= A \cdot ds \end{aligned}$$

Damit ergibt sich die mechanische Leistung zu $dW = -p \cdot dV$. Gleichung (3.14) kann daher als

$$\frac{dH}{dt} = \frac{dQ}{dt} + \dot{m}_e \cdot \left(h_e + g \cdot z_e + \frac{1}{2} \cdot c_e^2 \right) - \dot{m}_a \cdot \left(h_a + g \cdot z_a + \frac{1}{2} \cdot c_a^2 \right) \quad (3.18)$$

geschrieben werden. Wird jetzt noch von einem geschlossenem System ausgegangen, ist:

$$\frac{dH}{dt} = \frac{dQ}{dt} \quad (3.19)$$

$$dH = dQ \quad (3.20)$$

Die Wärmezufuhr beziehungsweise die Änderung der Wärmezufuhr kann in der DSC gemessen werden. Dabei wird sich dann noch zunutze gemacht, dass

$$c_p = \frac{1}{m} \cdot C_p \quad (3.21)$$

$$= \frac{1}{m} \cdot \left. \frac{dH}{d\theta} \right|_{p=\text{konstant}, \text{Teilchenanzahl}=\text{konstant}} \quad (3.22)$$

$$= \frac{1}{m} \cdot \left. \frac{dQ}{d\theta} \right|_{p=\text{konstant}, \text{Teilchenanzahl}=\text{konstant}} \quad (3.23)$$

$$= \frac{1}{m} \cdot \frac{\partial Q}{\partial \theta} \quad (3.24)$$

ist. Gleichung (3.9) auf Seite 53 ist somit hergeleitet. Die spezifische Wärmekapazität von Stoffen kann ermittelt werden, wenn die Wärmezufuhr gemessen wird. Bei Stoffen wie Stahl oder Gold ist dieses gut möglich, da sie ein geschlossenes System bilden. Reaktive Brandschutzsysteme stellen jedoch eher ein offenes System dar, da von

ihnen Massenströme ausgehen und sie auch Massenströme aufnehmen. Es müssten somit auch die Massenströme und Strömungsgeschwindigkeiten gemessen werden, um Gleichung (3.18) anwenden zu können. Weiterhin müsste die Volumenarbeit auf eine andere Weise bestimmt werden, da ein thermodynamisch offenes System vorhanden ist. Die Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität des reaktiven Brandschutzsystems mittels der DSC ist daher als Näherung zu bewerten:

$$c_p \approx \frac{1}{m} \cdot \frac{\partial Q}{\partial \theta} \quad (3.25)$$

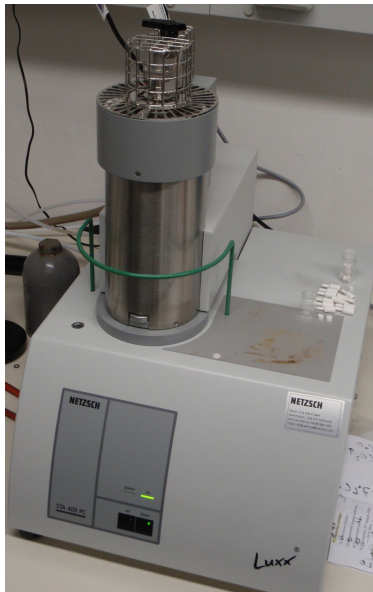
3.1.3 Genutztes Messgerät

Die Messungen wurden in Kooperation mit dem Institut für Anorganische Chemie der Leibniz Universität Hannover durchgeführt. Das Messgerät war ein NETZSCH STA 409 PC/PG. Es wurden drei Proben des reaktiven Brandschutzsystems Unitherm LSA der Firma Sika untersucht. Hierfür wurden 4,8 mg, 4,5 mg und 5,3 mg von Unitherm LSA in die Tiegel der Messapparatur gegeben.

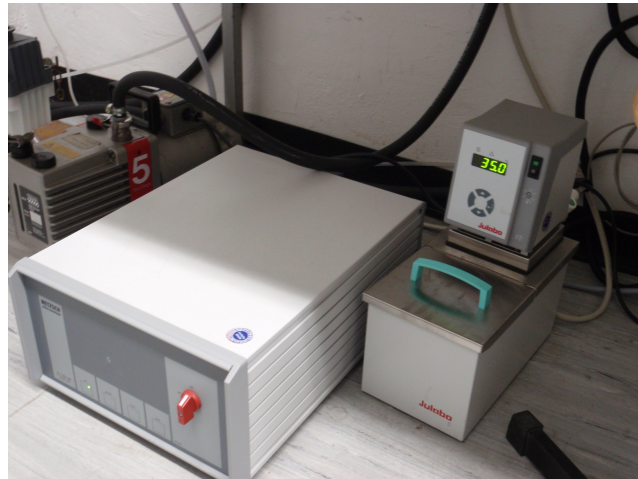
Die Tiegel sind in Abbildung 3.4b detaillierter dargestellt. Als Heizrate wurde 5 K/min eingestellt. Der Messraum wurde mit einem Argon-Sauerstoff-Gemisch (80 % zu 20 %) evakuiert um unerwünschte Nebenreaktionen zu eliminieren. Die Messapparatur ist in Abbildung 3.3 dargestellt. Die Apparatur ist aufgeteilt in den Ofen (siehe Abbildung 3.3a) und die Regeltechnik (siehe Abbildung 3.3b). Der geöffnete Ofen mit dem Proben- und Referenztiegel ist in Abbildung 3.4a abgebildet.

3.2 Messergebnisse

Die Ergebnisse der TG- und DSC-Messung sind in Abbildung 3.5 und Abbildung 3.6 zu sehen. In Abbildung 3.5 ist die Masse der Probe in Prozent über die Temperatur aufgetragen. Die drei Messungen verhalten sich homogen. Bei der TG-Messung ist auffällig, dass bereits bei Temperaturen unter 100 °C ein Massenverlust auftritt. In diesem Bereich finden noch keine chemischen Reaktionen im reaktiven Brandschutzsystem statt. Vielmehr verflüchtigen sich Rückstände auf der Probe wie beispielsweise Wasser. Ab 250 °C sinkt die Masse der Probe erheblich bis ungefähr 410 °C . Da hier ein erheblicher Massenverlust von 50 % zu verzeichnen ist, kann davon ausgegangen

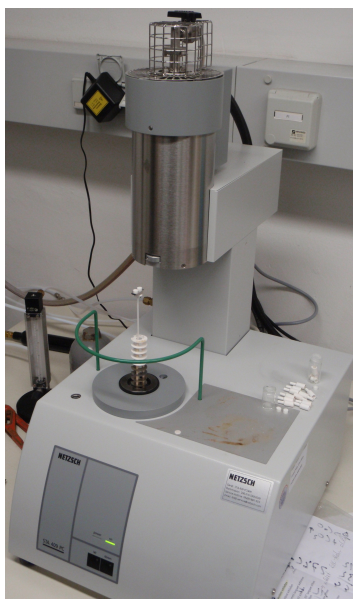


(a) Ofen mit Messtechnik

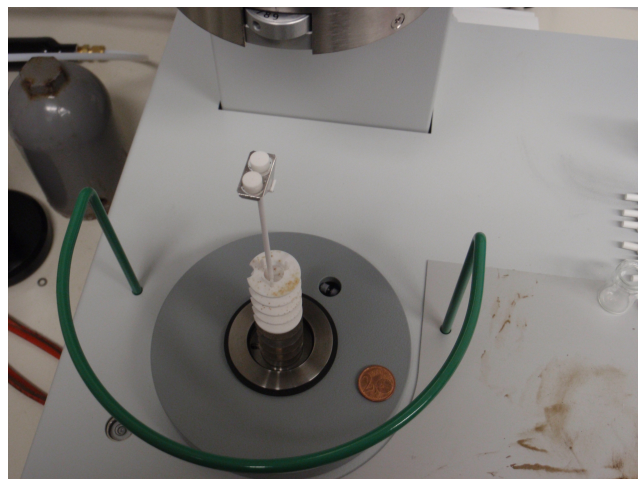


(b) Vakuumpumpe und Regeltechnik

Abbildung 3.3: Bestandteile des NETZSCH STA 409 PC/PG



(a) Geöffneter Ofen mit Tiegelaufnahme



(b) Detailbild der Tiegelaufnahme im Ofen

Abbildung 3.4: Ofen des NETZSCH STA 409 PC/PG

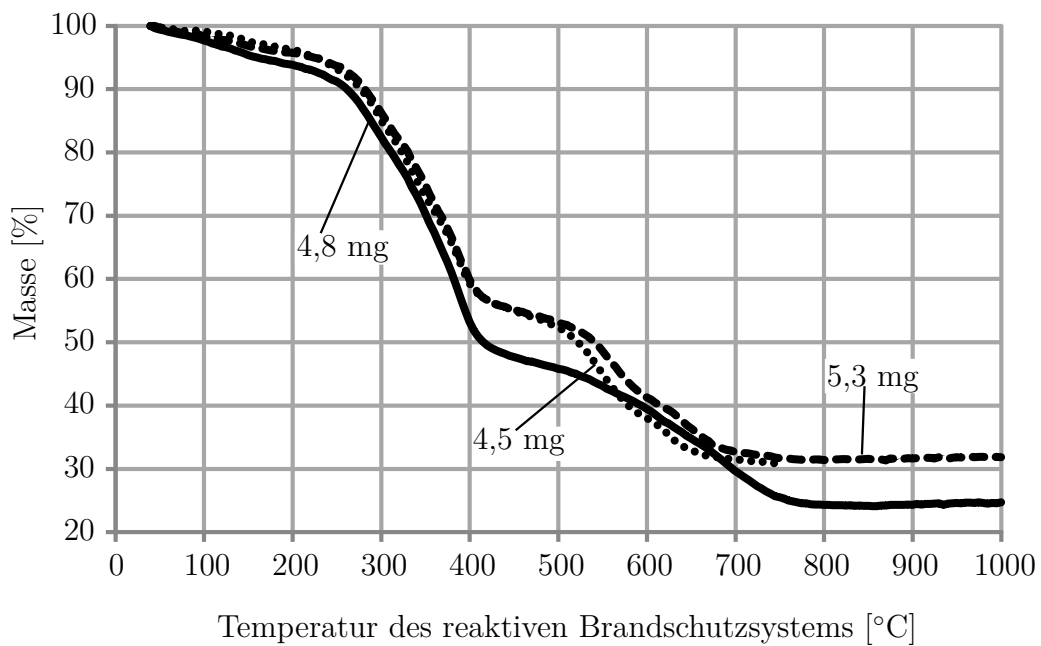


Abbildung 3.5: Masse der drei Proben des reaktiven Brandschutzsystems in Abhängigkeit der Temperatur des Brandschutzsystems bezogen auf die jeweilige Ausgangsmasse

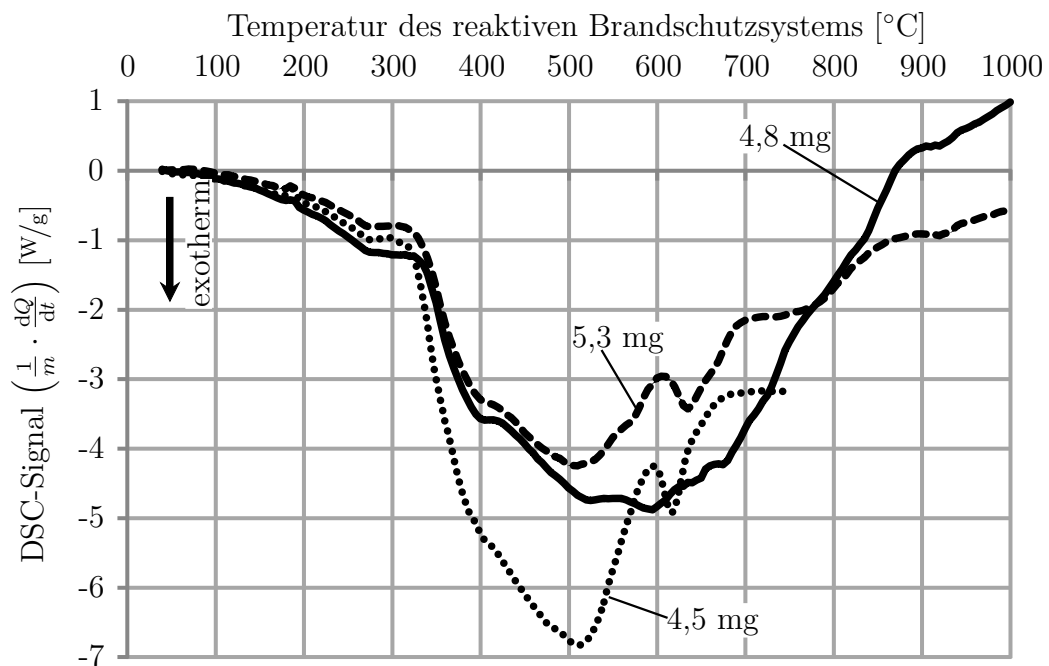


Abbildung 3.6: DSC-Signal $\left(\frac{1}{m} \cdot \frac{dQ}{dt}\right)$ der drei Proben des reaktiven Brandschutzsystems in Abhängigkeit der Temperatur des Brandschutzsystems

werden, dass in diesem Temperaturbereich eine chemische Reaktion stattfindet, die ausgasende Stoffe freisetzt. Es ist zu vermuten, dass in diesem Temperaturbereich das Aufschäumen des reaktiven Brandschutzsystems mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner stattfindet. Weiterhin verliert die Probe in dem Temperaturbereich von 550 °C bis 700 °C erheblich an Masse. Auch hier werden chemische Prozesse in der Probe ablaufen. Es ist zu vermuten, dass das reaktive Brandschutzsystem zerfällt. Um die Vermutungen bezüglich des Aufschäumens und Zerfallens zu bestätigen, muss die DSC-Messung ausgewertet werden. Das Aufschäumen des reaktiven Brandschutzsystems ist ein endothermer Prozess, während ein Zerfall meist exotherm verläuft. In Abbildung 3.6 ist das DSC-Signal $\left(\frac{1}{m} \cdot \frac{dQ}{dt}\right)$ in W/g über die Temperatur aufgetragen. Es ist zu erkennen, dass die drei Messungen bezüglich der Werte ab 350 °C stark streuen. Weiterhin wird deutlich, dass die Kurvenverläufe der 4,5 g und 5,3 g Probe ähnlich sind, während die 4,8 g Probe ab 550 °C einen anderen Verlauf annimmt. Daraus lässt sich schließen, dass das reaktive Brandschutzsystem bezüglich der Wärmeaufnahme und somit auch der spezifischen Wärmekapazität relativ inhomogen ist. Weiterhin ist auffällig, dass hier hauptsächlich negative Messwerte vorhanden sind. Dies ist auf die mit der Anordnung des Proben- und Referenztiegels und dem daraus resultierenden Temperaturunterschied zurückzuführen. Auch ist ein Vorzeichenwechsel beim Messsignal zu erkennen. Dies würde im Sinne von Gleichung (3.9) zu einer negativen Wärmekapazität führen. Dieser Vorzeichenwechsel ist auf Messungenauigkeiten und Messfehler zurückzuführen. Eine genauere Auswertung der DSC wird exemplarisch anhand der 5,3 g Probe durchgeführt. Es werden hierfür die Messergebnisse der TG und DSC in einem Diagramm aufgetragen (siehe Abbildung 3.7). Das DSC-Signal $\left(\frac{1}{m} \cdot \frac{dQ}{dt}\right)$ wird verfolgt und dort, wo sich im Verhältnis zu den Messwerten davor und danach starke Abweichungen ergeben, wird ein fiktiver Verlauf der Kurve eingezeichnet. Die Fläche zwischen der gemessenen und der fiktiven Kurve ist die latente Wärme. Eine erste starke Abweichung im DSC-Signal in Abbildung 3.7 tritt zwischen 170 °C und 210 °C auf. Hier findet ein Schmelzen des Materials statt. Es ist eher eine physikalische Umwandlung des Materials als eine chemische Reaktion, da die Masse nicht abnimmt. Hier ist zu erwähnen, dass eine chemische Reaktion nicht automatisch mit einer Massenabnahme verbunden ist. Zwischen 270 °C und 400 °C ist ebenfalls eine Abweichung zu dem fiktiven Verlauf vorhanden. Dieser Bereich findet ebenfalls eine merkliche Massenabnahme statt. Dies deutet auch auf eine chemische Reaktion hin. Da in Abbildung 3.7 der fiktive Verlauf unter dem gemessenen Verlauf des DSC-Signals ist, handelt es sich um eine endotherme Reaktion. Dies

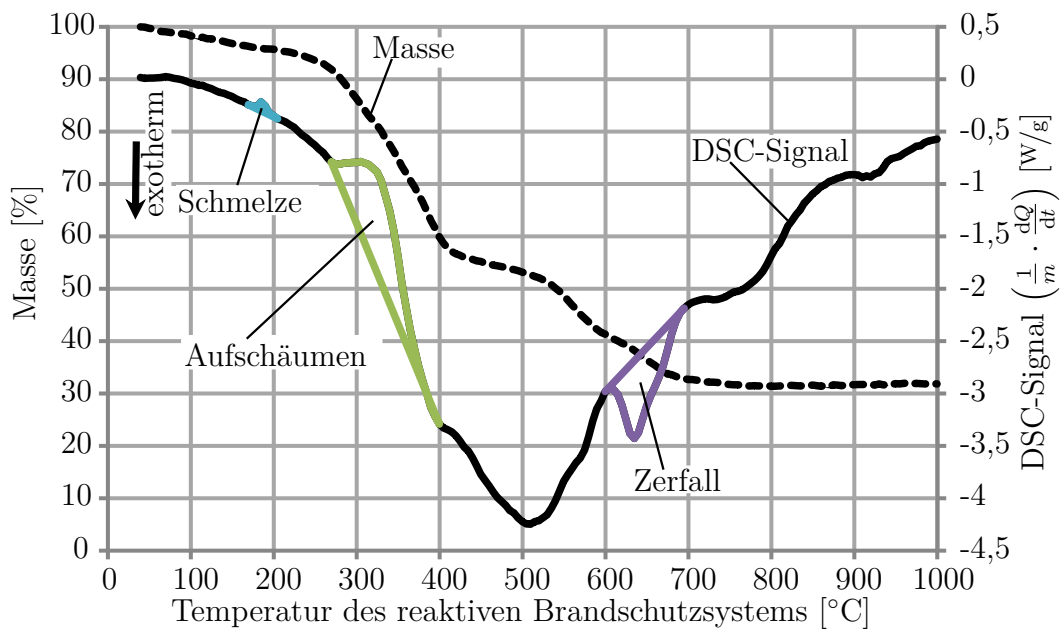


Abbildung 3.7: TG- und DSC-Signal der 5,3 mg Probe des reaktiven Brandschutzsystems in Abhängigkeit der Temperatur des Brandschutzsystems

kann bei ähnlichen Diagrammen in anderen Veröffentlichungen genau umgekehrt sein. Daher ergibt sich die Notwendigkeit, dieses mittels eines Pfeiles im Diagramm zu kennzeichnen. Das Aufschäumen des reaktiven Brandschutzsystems wird somit in dem Bereich von 270 °C und 400 °C liegen. Zwischen 600 °C und 690 °C findet eine endotherme Reaktion statt. Dies deckt sich wieder mit dem Massenverlust. Der Zerfall des reaktiven Brandschutzsystems wird daher in diesem Temperaturbereich angesiedelt. Bei Temperaturen über 700 °C sind weitere starke Abweichungen vorhanden. Sie sind jedoch nicht stark ausgeprägt und werden daher nicht als ein Zeichen von chemischen oder physikalischen Umwandlungen gedeutet.

Der Flächeninhalt zwischen fiktivem und gemessenem Signal in Abbildung 3.7 muss noch über die Heizrate umgerechnet werden. Die Ergebnisse sind in Tabelle 3.1 zu sehen. Für einen Vergleich der Werte wird das Verdampfen von Wasser in Betonbauteilen herangezogen. Wasser besitzt beim Verdampfen (100 °C bis 200 °C) eine latente Wärme von 2257 J/g bei normalem Luftdruck (siehe Dobrinski u. a. [31], Kusterle [70]). Da Wasser nur zu einem bestimmten Anteil in Bauteilen vorkommt, ist die latente Wärme auch nur anteilig vorhanden. Dies kann zum Beispiel nach DIN EN 1994-1-2 [143] mit einem Massenanteil von 3 % bis 10 % bei Betonbauteilen berücksichtigt werden. Somit beträgt die latente Wärme 67,71 J/g bis 225,7 J/g. Anhand dieser Werte

Tabelle 3.1: Latente Wärme der drei Proben des reaktiven Brandschutzsystems bei unterschiedlichen chemischen oder physikalischen Prozessen

Probe	Schmelze [J/g] (endotherm)	Aufschäumen [J/g] (endotherm)	Zerfall [J/g] (exotherm)
4,8 mg	9,897	696,114	-
4,5 mg	17,492	1119,698	299,071
5,4 mg	12,518	696,433	384,962

wird deutlich, dass die latente Wärme aus Tabelle 3.1 nicht vernachlässigt werden sollte. Weiterhin wird in Tabelle 3.1 deutlich, dass die exothermen Prozesse in einer Größenordnung liegen, die den positiven Effekt der endothermen Prozesse bei der Erwärmung von Bauteilen aufzehren können.

3.3 Bestimmung von Materialkennwerten aus den Messungen und ergänzende Annahmen

Für die Beschreibung des reaktiven Brandschutzsystems auf Dämmschichtbildnerbasis bei thermischen Analysen werden die temperaturabhängige Dichte (ρ), Wärmeleitfähigkeit (λ) und spezifische Wärmekapazität (c_p) benötigt. Die Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität aus den Messungen aus Abschnitt 3.2 wird in diesem Abschnitt geschildert ebenso wie die Herleitung der Materialkennwerte Dichte und Wärmeleitfähigkeit aufgrund von Analogien.

Für die Beschreibung von Materialien kann bei thermischen Problemen die Wärmeleitfähigkeit a genutzt werden. Sie ist wie folgt definiert:

$$a = \frac{\lambda}{\rho \cdot c_p} \quad (3.26)$$

An dieser Stelle wird im Hinblick auf spätere numerische Simulationen eine Definition der drei Materialkennwerte ρ , λ und c_p angestrebt und die Anwendung der Wärmeleitfähigkeit abgelehnt. Ein Zusammenfassen der drei Größen zu der Wärmeleitfähigkeit a würde zu Fehlern in den numerischen Simulationen führen. Dieser Umstand wird in Gleichung (2.39) auf Seite 23 oder Gleichung (4.45) auf Seite 98 deutlich.

3.3.1 Dichte

In Gleichung (3.1) auf Seite 50 ist die temperaturabhängige Dichte bereits definiert. Weiterhin ist aus Gleichung (2.39) oder Gleichung (4.45) ersichtlich, dass die Dichte und spezifische Wärmekapazität in den Gleichungen als Produkt eingehen. Dieses Produkt wird auch als Wärmekapazität bezeichnet:

$$C_{p,\theta} = \rho_\theta \cdot c_{p,\theta} \quad (3.27)$$

$$C_{p,\theta} = \rho_0 \cdot \frac{\Delta M}{\Delta V} \cdot c_{p,\theta} \quad (3.28)$$

Für eine einfache Handhabung der Materialkennwerte sowie einen Vergleich mit den Materialkennwerten nach Hosser u. a. [58] wird die Definition einer konstanten Dichte angestrebt. Sowohl die Volumenänderung als auch die Massenänderung des Materials können wegen des multiplikativen Zusammenhangs auf die spezifische Wärmekapazität übertragen werden. Hierfür werden zwei Bearbeitungsschritte durchgeführt:

1. Die Massenänderung wird über die Versuche bestimmt und in die spezifische Wärmekapazität eingerechnet (siehe Abschnitt 3.3.3).
2. Es wird ein Ansatz bezüglich der Volumenänderung des Materials getroffen.

Bei dem Ansatz für die Volumenänderung wird davon ausgegangen, dass sich das Volumen des aufgeschäumten, reaktiven Brandschutzsystems aus Luftporen und dem reaktiven Brandschutzsystem zusammensetzt:

$$V_{\text{gesamt}} = V_{\text{Luft}} + V_{\text{reakt. System}} \quad (3.29)$$

Weiterhin wird angenommen, dass es möglich ist, das Volumen der Luft mittels einer temperaturabhängigen Porosität zu beschreiben. Das Volumen des reaktiven Brandschutzsystems ist dabei komplementär zu dem Volumen der Luft:

$$V_{\text{Luft}} = \psi \cdot V_{\text{gesamt}} \quad (3.30)$$

$$V_{\text{reakt. System}} = (1 - \psi) \cdot V_{\text{gesamt}} \quad (3.31)$$

Die Volumenänderung ergibt sich aus dem aktuellen Volumen (V_{gesamt}) bezogen auf das anfängliche Volumen. Wird Gleichung (3.31) genutzt, ergibt sich:

$$\Delta V = \frac{V_{\text{gesamt}}}{V_{\text{reakt. System}}} = \frac{V_{\text{reakt. System}}}{(1 - \psi) \cdot V_{\text{reakt. System}}} = \frac{1}{(1 - \psi)} \quad (3.32)$$

Der Kehrwert der Volumenänderung ist der benötigte Faktor für die Multiplikation mit der spezifischen Wärmekapazität:

$$\frac{1}{\Delta V} = (1 - \psi) \quad (3.33)$$

Ein ähnlicher Faktor bildet sich bei folgenden Überlegungen zu der temperaturabhängigen Änderung der Dichte. Da die Massenänderung bereits in die spezifische Wärmekapazität eingerechnet ist, muss noch die Volumenänderung in der Dichte berücksichtigt werden. Es wird hier ebenfalls davon ausgegangen, dass sich die Dichte des aufgeschäumten reaktiven Brandschutzsystems aus der Dichte der Luft und der Dichte des reaktiven Brandschutzsystems (ohne Massenänderung) ergibt. Weiterhin wird von einer temperaturabhängigen Porosität des aufgeschäumten reaktiven Brandschutzsystems ausgegangen. Somit kann die *Mixture-Rule* genutzt werden:

$$\rho_{\text{gesamt}} = \psi \cdot \rho_{\text{Luft}} + (1 - \psi) \cdot \rho_{\text{reakt. System}} \quad (3.34)$$

Der gesuchte Faktor für die spezifische Wärmekapazität ist das Verhältnis der aktuellen Dichte zu der ursprünglichen Dichte:

$$\frac{\rho_{\text{gesamt}}}{\rho_{\text{reakt. System}}} = \psi \cdot \overbrace{\frac{\rho_{\text{Luft}}}{\rho_{\text{reakt. System}}}}^{\ll 1} + (1 - \psi) \quad (3.35)$$

$$\approx (1 - \psi) \quad (3.36)$$

Sowohl der Faktor aus Gleichung (3.33) als auch der Faktor aus Gleichung (3.35) sind geeignet, um die Volumenänderung des aufgeschäumten reaktiven Brandschutzsystems auf die spezifische Wärmekapazität des Brandschutzsystems zu übertragen. Die Temperaturabhängigkeit der Dichte des reaktiven Brandschutzsystems kann somit der spezifischen Wärmekapazität zugeschlagen und die Dichte als konstant angenommen werden. Als Werte für die konstante Dichte werden im weiteren Verlauf der Arbeit Herstellerangaben genutzt.

3.3.2 Wärmeleitfähigkeit

Die Wärmeleitfähigkeit des reaktiven Brandschutzsystems wird über eine Analogie zu einem Schüttgut ermittelt. Für die Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit von Schüttgut existieren unterschiedliche Ansätze (siehe Kabelac [64]). Es wird bei den Ansätzen davon ausgegangen, dass sich das Schüttgut aus Körnern und der Luft zwischen den Körnern zusammensetzt. Bei dem aufgeschäumten reaktiven Brandschutzsystem wird angenommen, dass es aus Luftporen und dem reaktiven Brandschutzsystem zwischen den Luftporen besteht. Somit wird die Analogie zum Schüttgut deutlich. In dieser Arbeit wird davon ausgegangen, dass sich die temperaturabhängige Änderung der Wärmeleitfähigkeit aus dem Aufschäumen und der damit verbundenen Porenbildung des reaktiven Brandschutzsystems ergibt. Um dieses mathematisch abzubilden, wird die *Mixture-Rule* genutzt:

$$\lambda_{\text{gesamt}} = \psi \cdot \lambda_{\text{Luft}} + (1 - \psi) \cdot \lambda_{\text{reakt. System}} \quad (3.37)$$

Dabei wird die Wärmeleitfähigkeit der Luft (λ_{Luft}) aufgegliedert in einen Anteil aus Konduktion und einen Anteil aus Radiation. Es wird davon ausgegangen, dass die Poren so klein sind, dass der Anteil aus Konvektion vernachlässigt werden kann.

$$\lambda_{\text{Luft}} = \lambda_{\text{Luft, Konduktion}} + \lambda_{\text{Luft, Radiation}} \quad (3.38)$$

Der konduktive Anteil der Wärmeleitfähigkeit der Luft ist in Abschnitt 4.1.2 auf Seite 79 genauer beschrieben, der Anteil aus Radiation wird im Folgenden genauer betrachtet. Ausgehend von Gleichung (2.12) auf Seite 17 ist folgende Definition möglich:

$$\dot{q}_{12} = C_{12} \cdot (\theta_1^4 - \theta_2^4) \quad (3.39)$$

$$= C_{12} \cdot (\theta_1^2 + \theta_2^2) \cdot (\theta_1 + \theta_2) \cdot (\theta_1 - \theta_2) \quad (3.40)$$

$$\stackrel{\theta_1 \approx \theta_2}{\approx} C_{12} \cdot 4 \cdot \theta_1^3 \cdot dx \cdot \frac{d\theta}{dx} \quad (3.41)$$

$$\approx \lambda_{\text{Luft, Radiation}} \cdot \frac{d\theta}{dx} \quad (3.42)$$

Dabei ist dx näherungsweise der Porendurchmesser. Da der Porendurchmesser statistisch streut, wird der Mittelwert angesetzt. Dieser kann nach Staggs [112] mit 1,0 mm angenommen werden.

Weiterhin kann der Strahlenaustauschkoefficient (C_{12}) vereinfacht werden mit Gleichung (2.14) auf Seite 18. Anschaulich ist klar, dass die Strahlung in der Luftpore erhalten bleibt und keine Strahlung über andere Oberflächen verloren geht. Somit muss die Einstrahlzahl (φ_{12}) annähernd eins sein. Ebenso kann durch das kontinuierliche Reflektieren der Strahlung ohne Strahlungsverlust davon ausgegangen werden, dass die Emissivität der Oberfläche ungefähr eins ist. Damit ergibt sich:

$$\lambda_{\text{Luft, Radiation}} = 4 \cdot \epsilon \cdot \sigma \cdot \theta^3 \cdot dx \quad (3.43)$$

mit: ϵ Emissivität der Oberfläche der Luftpore ($\approx 1,0$)
 σ Stefan-Boltzmann-Konstante
 θ Temperatur der Luftpore/ des Materials bezogen auf absolut Null
 dx Luftporendurchmesser ($\approx 1,0$ mm)

Die Wärmeleitfähigkeit des reaktiven Brandschutzsystems ($\lambda_{\text{reakt. System}}$) hat mit steigender Porosität einen abnehmenden Einfluss. Weiterhin steigt die Porosität bezogen auf die Temperatur schnell (siehe Abschnitt 3.3.4 auf Seite 71). Durch dieses Verhalten kann die Wärmeleitfähigkeit des reaktiven Brandschutzsystems vereinfachend zu konstanten $1 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ angenommen werden. Dieser Wert liegt zwischen der ermittelten Wärmeleitfähigkeit nach Choi u. a. [29] und Hosser u. a. [58] für Raumtemperatur. Der Wert der Wärmeleitfähigkeit für Raumtemperatur nach Hosser u. a. [58] muss noch umgerechnet werden, da er schon für eine numerische Simulation ohne Aufschäumen des reaktiven Brandschutzsystems aufgearbeitet ist. Wird davon ausgegangen, dass Hosser u. a. [58] mit einem zwanzigfachen Aufschäumen des reaktiven Brandschutzsystems gerechnet haben (siehe Abschnitt 4.5.1 auf Seite 132), ergibt sich die reale Wärmeleitfähigkeit des reaktiven Brandschutzsystems bei Raumtemperatur zu $18 \text{ W/m}\cdot\text{K}/20 = 0,9 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ (Genauerer siehe Abschnitt 4.1.3 auf Seite 81).

Aus Abschnitt 3.2 ist bekannt, dass das reaktive Brandschutzsystem bei hohen Temperaturen zerfällt. Dementsprechend ist zu vermuten, dass die Wärmeleitfähigkeit des aufgeschäumten, reaktiven Brandschutzsystems steigt. Dies kann berücksichtigt werden, indem die Porosität des Materials oder die Wärmeleitfähigkeit angepasst werden. Bei einer Anpassung der Porosität ist auf die Verträglichkeit mit der spezifischen Wärmekapazität zu achten. Da mit den durchgeführten Versuchen eine Bestimmung der Auswirkungen des Zerfalls des reaktiven Brandschutzsystems auf die Wärmeleitfähigkeit des reaktiven Brandschutzsystems nicht möglich ist, wird von

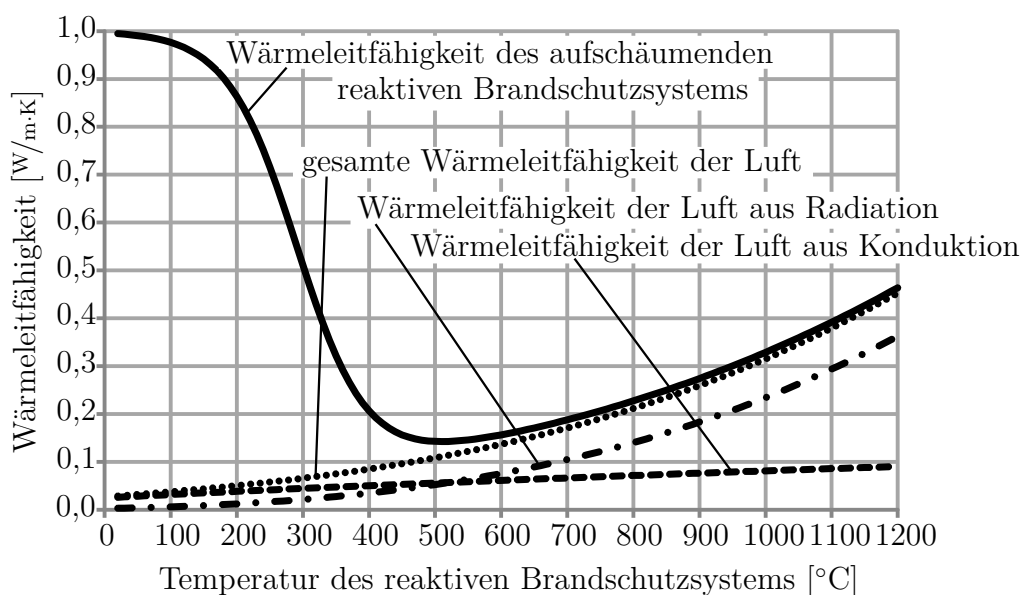


Abbildung 3.8: Wärmeleitfähigkeit des aufschäumenden reaktiven Brandschutzsystems und der Luft (Konduktion und Radiation) in Abhängigkeit der Materialtemperatur

einer Anpassung der Wärmeleitfähigkeit oder der Porosität abgesehen. Die Porosität des reaktiven Brandschutzsystems mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner kann Ungleichmäßigkeiten aufweisen und sollte daher individuell bestimmt werden. Unter Berücksichtigung der Porosität aus Abschnitt 3.3.4 ist die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit des aufgeschäumten reaktiven Brandschutzsystems in Abbildung 3.8 zu sehen. Zusätzlich ist in Abbildung 3.8 die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit der Luft aus Radiation, Konduktion und aus Radiation und Konduktion eingezeichnet. In Abbildung 3.8 ist zu erkennen, dass die Wärmeleitfähigkeit der Luft den Grenzwert der Wärmeleitfähigkeit des aufgeschäumten reaktiven Brandschutzsystems bei hohen Temperaturen bildet.

Wird der Minimalwert der Wärmeleitfähigkeit des Brandschutzsystems aus Abbildung 3.8 mit dem Minimalwert der Wärmeleitfähigkeit aus Hosser u. a. [58] (siehe Abschnitt 2.3 auf Seite 24) verglichen, wird deutlich, dass die Werte aus Abbildung 3.8 erheblich geringer sind. Sie müssen zwar noch für eine numerische Simulation ohne Aufschäumen des reaktiven Brandschutzsystems angepasst werden, aber auch dann ist die Wärmeleitfähigkeit geringer. Dies lässt die Vermutung zu, dass in Hosser u. a. [58] die Wärmeleitfähigkeit und die spezifische Wärmekapazität überschätzt (zu hoch) abgebildet werden.

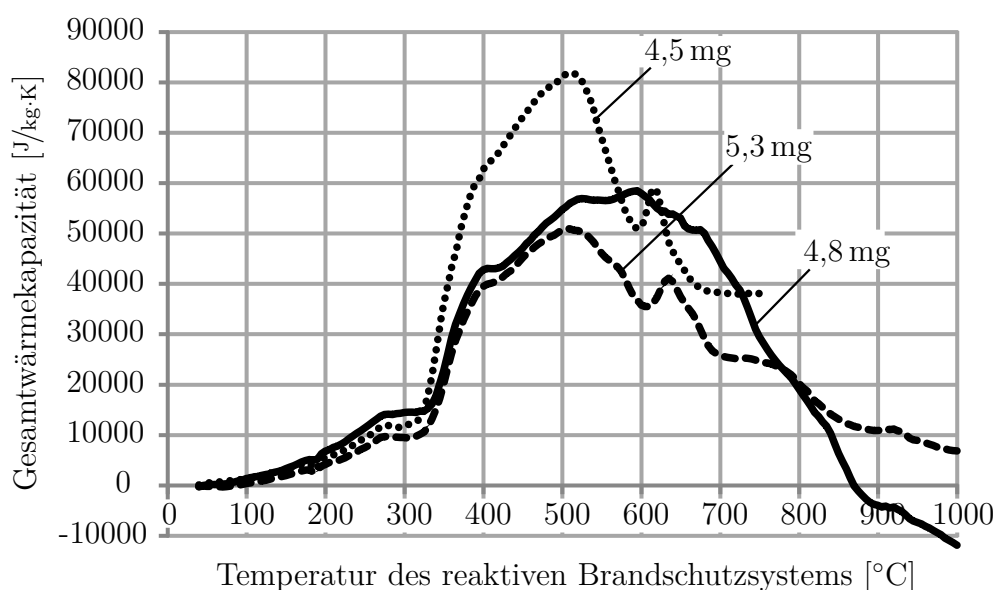


Abbildung 3.9: Gesamtwärmekapazität der drei Proben in Abhängigkeit der Proben-temperatur

3.3.3 Gesamtwärmekapazität

In diesem Abschnitt werden die spezifische Wärmekapazität und die latente Wärme des reaktiven Brandschutzsystems auf Dämmschichtbildnerbasis bestimmt und mit Funktionen beschrieben. Dabei werden die spezifische Wärmekapazität und latente Wärme zusammengefasst. Das Ergebnis wird hier vereinfachend mit Gesamtwärmekapazität bezeichnet. Für die Bestimmung der Gesamtwärmekapazität wird zum einen die Gesamtwärmekapazität aus den DSC-Messungen errechnet und zum anderen die Massen- und Volumenänderungen berücksichtigt. Die Massen- und Volumenänderungen werden hier berücksichtigt, da die Dichte als konstant angenommen wird (siehe Abschnitt 3.3.1 auf Seite 63).

In einem ersten Schritt wird die Gesamtwärmekapazität für jede Probe einzeln bestimmt. Hierfür wird Gleichung (3.9) auf Seite 53 ausgewertet. Die Ergebnisse sind in Abbildung 3.9 zu sehen. Dabei ist auffällig, dass negative Werte der Gesamtwärmekapazität vorhanden sind. Die Ursache liegt in Messungenauigkeiten. In Gabbott [42] wird daher empfohlen, die Messungen mindestens 30 K vor dem gewünschten Temperaturbereich zu starten. Daher werden die Werte der Wärmekapazität erst ab 100 °C genutzt. Weiterhin ist bei der 4,8 mg-Probe auffällig, dass ab 870 °C auch negative Werte der Wärmekapazität vorhanden sind. Diese Probe verhält sich ab 500 °C ab-

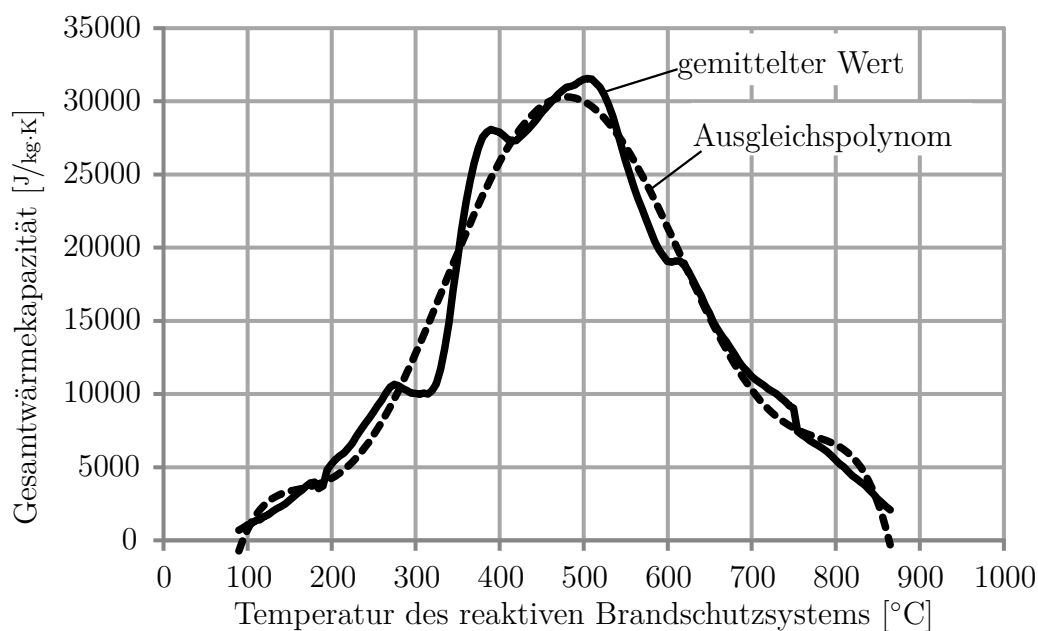


Abbildung 3.10: Von der Proben­temperatur abhängige, gemittelte Gesamtwärmekapazität der drei Proben und Ausgleichspolynom

weichend von den anderen beiden Proben. Es wird davon ausgegangen, dass hier keine optimalen Versuchsbedingungen vorlagen. Diese Probe wird nicht verworfen, da in einem zweiten Schritt die Massenänderung in der Wärmekapazität eingerechnet und anschließend ein temperaturabhängiger Mittelwert der drei Proben berechnet wird. Durch das relativ starke Streuen der Messwerte und der anschließenden Mittelwertbildung werden die Messfehler aus Missachtung der Massenströme (siehe Abschnitt 3.1.2 auf Seite 51) kompensiert. Dennoch werden die gemittelten Werte nur bis 870 °C genutzt. Da sowohl bei 100 °C als auch bei 870 °C die Gesamtwärmekapazität einen geringen Wert annimmt und von den Messungen her eine Asymptote ist, entsteht kein großer Fehler, wenn die Grenzwerte von 100 °C beziehungsweise 870 °C für höhere Temperaturen bis 1200 °C beziehungsweise niedrigere Temperaturen bis 20 °C genutzt werden. Die gemittelten, temperaturabhängigen Werte der Gesamtwärmekapazität sind in Abbildung 3.10 zu sehen. Für eine einfachere Anwendung der Werte der Gesamtwärmekapazität wird eine Ausgleichsfunktion gebildet. Für diese Funktion wurde ein Polynomansatz sechster Ordnung gewählt:

$$c_{p, \text{Massenänderung}} = \sum_{i=0}^6 a_i \cdot \theta^i \quad (3.44)$$

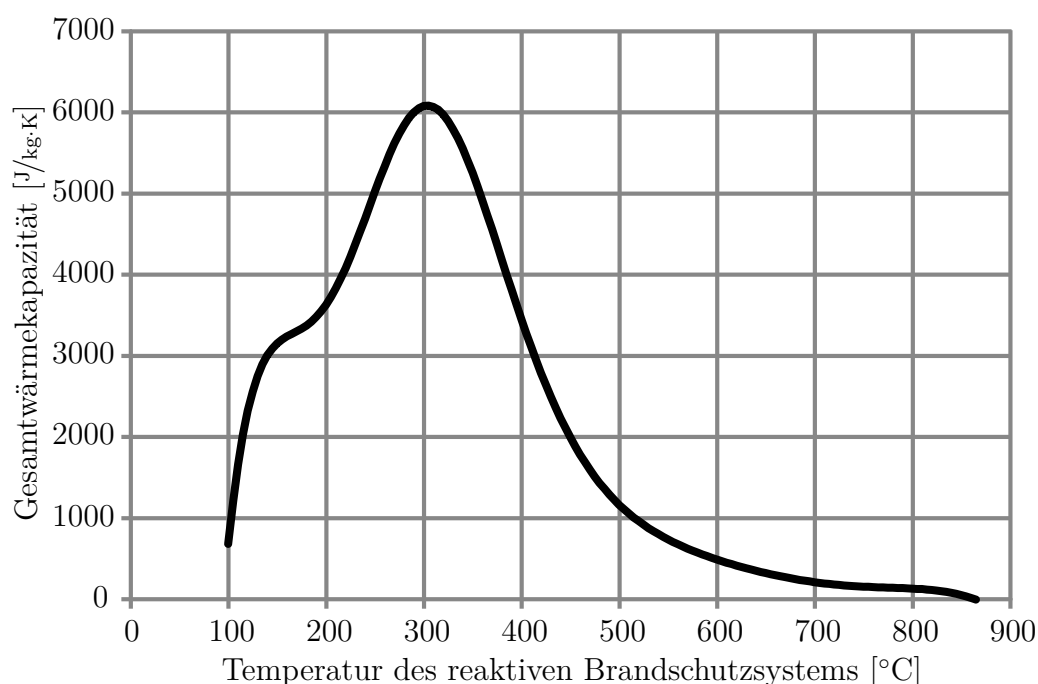


Abbildung 3.11: Gesamtwärmekapazität in Abhängigkeit der Temperatur des reaktiven Brandschutzsystems und unter Berücksichtigung von Massen- und Volumenänderung

Dabei ist θ die Temperatur des reaktiven Brandschutzsystems und die Koeffizienten sind Tabelle 3.2 zu entnehmen. Die Ausgleichsfunktion ist vergleichend in Abbil-

Tabelle 3.2: Koeffizienten des Ausgleichspolynoms für die Gesamtwärmekapazität

	a_0	a_1	a_2	a_3
Wert	-51,9715	1,2052	$-1,0124 \cdot 10^{-2}$	$4,0689 \cdot 10^{-5}$
	a_4	a_5	a_6	
Wert	$-7,9518 \cdot 10^{-8}$	$7,3596 \cdot 10^{-11}$	$-2,5956 \cdot 10^{-14}$	

dung 3.10 eingezeichnet.

Abschließend wird in das Ausgleichspolynom noch die Volumenänderung eingerechnet. Die Volumenänderung wird über die Porosität des reaktiven Brandschutzsystems ermittelt (siehe Abschnitt 3.3.1 auf Seite 63). Die Porosität wird hier nach Abschnitt 3.3.4 angenommen. Es ergibt sich die Gesamtwärmekapazität des reaktiven Brandschutzsystems mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner. Sie ist in Abbildung 3.11 zu sehen. Wird die Gesamtwärmekapazität aus Abbildung 3.11 mit der von

Hosser u. a. [58] verglichen, so zeigt sich, dass ab 100 °C die Gesamtwärmekapazität ansteigt und bei 300 °C bis 400 °C das temperaturabhängige Maximum erreicht. Wird der Wert des Maximums verglichen, so ergibt sich nach Hosser u. a. [58] eine mehr als doppelt so hohe Gesamtwärmekapazität wie in Abbildung 3.11 auf der vorherigen Seite. Hier können noch Unterschiede für die Anpassung der Materialkennwerte für die numerischen Simulationen vermutet werden, da die Werte nach Hosser u. a. [58] dies bereits enthalten und die Werte aus Abbildung 3.11 auf der vorherigen Seite nicht. Wie sich noch in Abschnitt 4.1.3 auf Seite 81 zeigen wird, muss diese Anpassung die Werte der Gesamtwärmekapazität noch reduzieren. Weiterhin können Unterschiede zwischen der Gesamtwärmekapazität aus Abbildung 3.11 und Hosser u. a. [58] von den unterschiedlichen, betrachteten Produkten herrühren. Da in beiden Fällen ein reaktives Brandschutzsystem mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner genutzt wird, sind leichte Unterschiede plausibel. Die teils erheblichen, aufgezeigten Unterschiede können nach Erachten des Autors dieser Arbeit allerdings nicht in den unterschiedlichen Produkten begründet sein. Es wird somit geschlossen, dass in Hosser u. a. [58] die Wärmekapazität des reaktiven Brandschutzsystems mit zu hohen Werten angesetzt wird. Weiterhin ergibt sich aus der geringen Gesamtwärmekapazität eine geringe Wärmeleitfähigkeit (vergleiche Abschnitt 3.3.2) des reaktiven Brandschutzsystems. Somit entwickelt das Brandschutzsystem seine wärmeisolierende Wirkung über eine geringe Wärmeleitfähigkeit und nicht über eine große Wärmespeicherfähigkeit.

3.3.4 Porosität

Bei der Beschreibung der Materialkennwerte des reaktiven Brandschutzsystems mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner wird davon ausgegangen, dass das aufschäumende Brandschutzsystem aus dem Grundmaterial des Brandschutzsystems und Luft besteht. Die Porosität soll den Anteil der Luftporen im Verhältnis zum Gesamtvolumen beschreiben. Da von einem Zweistoffgemisch ausgegangen wird, beschreibt die Porosität ebenfalls den Anteil des Brandschutzsystems.

Die Porosität ist dabei temperaturabhängig, da das reaktive Brandschutzsystem aufschäumt und sich somit der Porenanteil auch temperaturabhängig ändert. Daher bildet die Porosität

- die chemische Reaktion beim Aufschäumen,

- den Porengehalt,
- den Porendurchmesser,
- die Geschwindigkeit der chemischen Reaktion,
- die Erwärmungsgeschwindigkeit und
- das Verkohlen des reaktiven Brandschutzsystems

ab. Die Funktion der Porosität wird über die Analogie zum Wachstum gebildet. Das reaktive Brandschutzsystem schäumt auf, indem sich immer mehr Poren bilden. Ein analoger Prozess kann bei Bakterien beobachtet werden. Bei Bakterien ist es ebenfalls so, dass die Population sich über eine Vermehrung der Bakterien bildet. Solche Vorgänge werden in der Biologie häufig mit der *Logistischen*-Funktion beschreiben. Analog zu dieser Beschreibung wird die *Logistischen*-Funktion für die Porenbildung genutzt:

$$f(\theta) = \frac{a}{1 + b \cdot e^{c \cdot \theta}} \quad (3.45)$$

mit: a Asymptote der Funktion
 b Verschiebung der Funktionen auf der Abszissenachse
 c Wachstumsrate
 θ Temperatur des reaktiven Brandschutzsystems
(bei Bakterienwachstum: Zeit)

Für die *Logistische*-Funktion gibt es noch weitere Schreibweisen, die sich alle ineinander überführen lassen. Die *Logistische*-Funktion kennzeichnet unter anderem eine Asymptote. Beispielsweise können Bakterienpopulationen nur begrenzt wachsen, da Platz oder Nahrung nur begrenzt vorhanden sind. Dies wird mit der Asymptote beschrieben. Ähnlich ist es auch bei reaktiven Brandschutzsystemen auf Dämmschichtbildnerbasis; ihr Aufschäumen ist durch die Edukte der chemischen Reaktion begrenzt. Weiterhin ist beim Wachstum einer Bakterienpopulation und dem Aufschäumen reaktiver Brandschutzsysteme gleich, dass die Prozesse relativ langsam beginnen und dann in eine starke Wachstumsphase übergehen. Dies kann ebenfalls mit der Funktion beschrieben werden. Aufgrund dieser Überlegungen ist die *Logistische*-Funktion geeignet das Aufschäumen von reaktiven Brandschutzsystemen wiederzugeben.

Als Asymptote der *Logistischen*-Funktion bei der Beschreibung der Porosität des

reaktiven Brandschutzsystems wird ein Wert von 0,98 genutzt ($a = 0,98$). Dieser Wert entspricht dem 50-fachen Aufschäumen des reaktiven Brandschutzsystems. Die Überführung des Wertes der Porosität in einen Aufschäumfaktor ist in Abschnitt 4.1.3 auf Seite 81 beschrieben. Sollte ein reaktives Brandschutzsystem weniger aufschäumen, ist der Wert anzupassen.

Die Verschiebung der Funktion auf der Abszisse wird zu 260 °C bestimmt ($b = 260$). Dies ist die Temperatur, bei der das reaktive Brandschutzsystem beginnt aufzuschäumen (siehe Abbildung 3.5 auf Seite 59).

Mit Hilfe der gemessenen Massenverluste wird die Wachstumsrate abgeschätzt. Anschaulich ist klar, dass die Massenverluste reziprok proportional zur Volumenänderung und somit zu der Porosität ist. Es wird daher angenommen, dass die Massenverlustrate und die Wachstumsrate des reaktiven Brandschutzsystems proportional zueinander sind:

$$c_{\text{Poren}} = \gamma \cdot c_{\text{Massenverlust}} \quad (3.46)$$

mit: c_{Poren}	Wachstumsrate der Poren
$c_{\text{Massenverlust}}$	Wachstumsrate des Massenverlustes
γ	Proportionalitätskonstante

Aus den drei Messungen der TG (siehe Abbildung 3.5) wird für den Bereich des Aufschäumens eine gemittelte Massenverlustrate von $0,005778308\text{ mg/K}$ gebildet. Weiterhin wird die Proportionalitätskonstante γ abgeschätzt. Dabei wird berücksichtigt, dass die Porosität annähernd ihr Maximum erreicht, wenn das reaktive Brandschutzsystem komplett aufgeschäumt ist. Der Punkt des kompletten Aufschäumens wird in dem Temperaturbereich zwischen 400 °C und 500 °C angenommen. In Abbildung 3.12 ist die temperaturabhängige Porosität für unterschiedliche Proportionalitätskonstanten γ zu sehen. Für $\gamma = 1\text{ }^{1/\text{mg}}$ und $\gamma = 2\text{ }^{1/\text{mg}}$ wird deutlich, dass die Porosität ihr Maximum erheblich nach 500 °C erreicht. Weiterhin wird an Abbildung 3.12 auf der nächsten Seite deutlich, dass γ zwischen $3\text{ }^{1/\text{mg}}$ und $4\text{ }^{1/\text{mg}}$ liegen muss. Wird $\gamma = 4\text{ }^{1/\text{mg}}$ genutzt, erreicht die Porosität ihr Maximum bei zu niedrigen Temperaturen, während bei $\gamma = 3\text{ }^{1/\text{mg}}$ das Maximum bei zu hohen Temperaturen erreicht wird. Es bietet sich daher der Wert $\gamma = 3,5\text{ }^{1/\text{mg}}$ an. In numerischen Analysen (siehe Abschnitt 4.5 auf Seite 132) ergibt ein $\gamma = 3,3\text{ }^{1/\text{mg}}$ bessere Übereinstimmungen zwischen numerischen Simulationsergebnissen und Messungen aus Versuchen. Es wird daher $\gamma = 3,3\text{ }^{1/\text{mg}}$ und $c = -0,019$ genutzt. Die Porosität des reaktiven Brandschutzsystems kann somit mathematisch beschrieben werden.

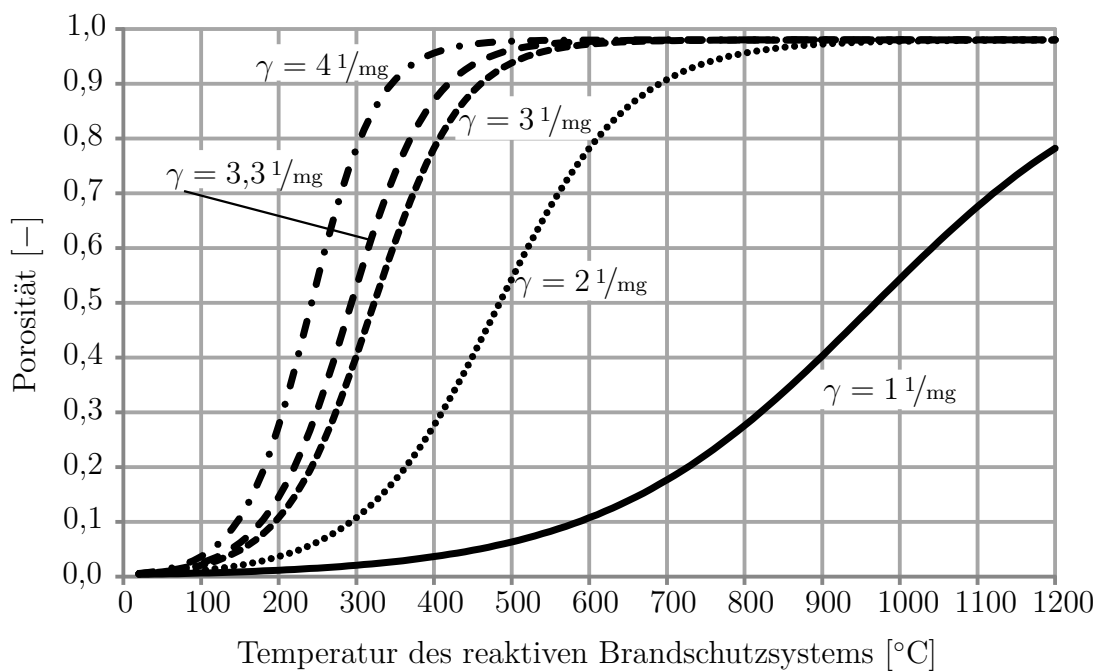


Abbildung 3.12: Porositätsverlauf in Abhängigkeit der Proportionalitätskonstanten γ und der Temperatur des reaktiven Brandschutzsystems

3.4 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurden die Materialkennwerte Dichte, Wärmeleitfähigkeit und Gesamtwärmekapazität reaktiver Brandschutzsysteme mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner betrachtet. Aufbauend auf DSC-Messungen wurde die Gesamtwärmekapazität eines reaktiven Brandschutzsystems auf Dämmschichtbildnerbasis bestimmt. Mittels Analogien und TG-Messungen wurden die noch fehlenden Materialkennwerte Dichte und Wärmeleitfähigkeit bestimmt. Anhand dieser Materialkennwerte kann gezeigt werden, dass das betrachtete reaktive Brandschutzsystem seine isolierende Wirkung über eine geringe Wärmeleitfähigkeit entfaltet und nicht über eine Steigerung der Gesamtwärmekapazität. Weiterhin ist es gelungen, die Materialkennwerte mathematisch zu beschreiben. Eine Aufbereitung der Materialkennwerte für numerische Analysen und ihre Anwendung samt Vergleich mit Versuchen erfolgt in Abschnitt 4.1.3 und Abschnitt 4.5.

4 Thermische Analyse

Das mechanische Verhalten der meisten Baustoffe ist von der Temperatur abhängig. Somit ist es zwingend notwendig das Temperaturfeld in Bauteilen zu bestimmen, um das mechanische Verhalten der Bauteile im Brandfall berechnen zu können. Bei Normaltemperatur sind vereinfachende Annahmen möglich. Für die Temperaturfeldberechnung werden die Materialkennwerte Dichte, Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit benötigt. Da diese ebenfalls von der Temperatur abhängen, ergibt sich ein nichtlineares Problem, das sich nur in Ausnahmefällen analytisch lösen lässt. Es wird sich daher in der Regel numerischer Verfahren bedient.

Im Verlauf dieses Kapitels werden die Materialkennwerte der Stoffe, die im Laufe der Arbeit betrachtet werden, genannt und auf den Wärmeeintrag in das Bauteil eingegangen. Bei den Materialkennwerten wird vertiefend auf die Kennwerte des reaktiven Brandschutzsystems mit reaktiver Komponente Dammschichtbildner bei numerischen Simulationen eingegangen, da bisher keine geeignete Formulierung der Kennwerte existiert. Weiterhin wird bei dem Wärmeeintrag in Bauteile die numerische Behandlung einer temperaturabhängigen Emissivität betrachtet, die Einstrahlzahl bei Doppel-T-Profilen und Trapezdecken untersucht und eine numerische Beschreibung von Konvektion in Hohlräumen in *Abaqus* [2] implementiert. Alle genannten Wärmeeinträge in Bauteile werden bis jetzt mit pauschalen Ansätzen berücksichtigt oder nicht noch nicht genauer definiert. Mit den Untersuchungen sollen diese Lücken geschlossen werden. Abschließend werden numerische Simulationen von Stahlprofilen mit reaktiven Brandschutzsystemen durchgeführt und die Anwendbarkeit der zuvor genannten Materialkennwerte des reaktiven Brandschutzsystems demonstriert.

4.1 Thermische Materialkennwerte

Bei thermischen Analysen werden die Materialkennwerte Dichte, spezifische Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit benötigt. Dabei können Dichte und spezifische Wärmekapazität zur Wärmekapazität zusammengefasst werden. Weiterhin kann die Definition einer latenten Wärme notwendig sein. Sie bezeichnet die Energie, die bei

einem Phasenübergang abgegeben oder aufgenommen wird (zum Beispiel Verdampfen von Wasser). Dabei sind die Materialkennwerte oft temperaturabhängig. Die thermischen Materialkennwerte für die in dieser Arbeit genutzten Stoffe werden in diesem Abschnitt näher definiert. Dabei wird bei dem reaktiven Brandschutzsystem mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner auch auf die Modellierung bei numerischen Simulationen eingegangen. Die Modellierung hat bei diesem Brandschutzsystem Einfluss auf die bei der Simulation genutzten Materialkennwerte.

4.1.1 Baustahl, Bewehrungsstahl und Normalbeton

Die thermischen Materialkennwerte für Baustahl, Bewehrungsstahl und Normalbeton sind in DIN EN 1992-1-2 [141] und DIN EN 1994-1-2 [143] definiert. Sie sind europaweit anerkannt und bilden einen Konsens. Dabei ist es natürlich, dass dieser Konsens auch Abweichungen zu individuellen Messungen haben kann. Die Materialkennwerte sind für ein Erwärmen des Materials gültig. Bei einem Abkühlen des Materials sind sie nicht definiert. Da bei den noch folgenden Simulationen das Abkühlverhalten der Bauteile von untergeordneter Bedeutung ist, wird auf eine Definition der Materialkennwerte beim Abkühlen verzichtet. Die Materialkennwerte werden nach DIN EN 1992-1-2 [141] beziehungsweise DIN EN 1994-1-2 [143] angenommen. Dabei sind die Materialkennwerte von Baustahl und Bewehrungsstahl klar definiert. Sie werden daher nicht zitiert und genannt. Bei den thermischen Materialkennwerten von Normalbeton sind sowohl in DIN EN 1992-1-2 [141] als auch in DIN EN 1994-1-2 [143] Entscheidungsmöglichkeiten gegeben. Weiterhin gibt es Unstimmigkeiten in den beiden Normen bei der Berücksichtigung der Betonfeuchte. Auf diese Punkte wird hier kurz eingegangen. Die Dichte von Beton wird nach DIN EN 1994-1-2 [143] bestimmt, da im Weiteren Verbundbauteile betrachtet werden. Bei der Wärmeleitfähigkeit wird der Empfehlung des Nationalen Anhangs von DIN EN 1994-1-2 [147] entsprochen und die obere Grenze angenommen.

Die Werte der spezifischen Wärmekapazität von Normalbeton sind in DIN EN 1992-1-2 [141] und DIN EN 1994-1-2 [143] identisch. Jedoch gibt es unterschiedliche Angaben bei der Berücksichtigung des im Beton enthaltenen Wassers. Bei 100 °C verdampft das Wasser, bindet Wärme und entzieht diese Wärme dem thermischen System. Es ist somit eine latente Wärme von Beton zu definieren. Dies wird in DIN EN 1992-1-2 [141] und DIN EN 1994-1-2 [143] durch eine Ergänzung der spezifischen Wärmekapazität

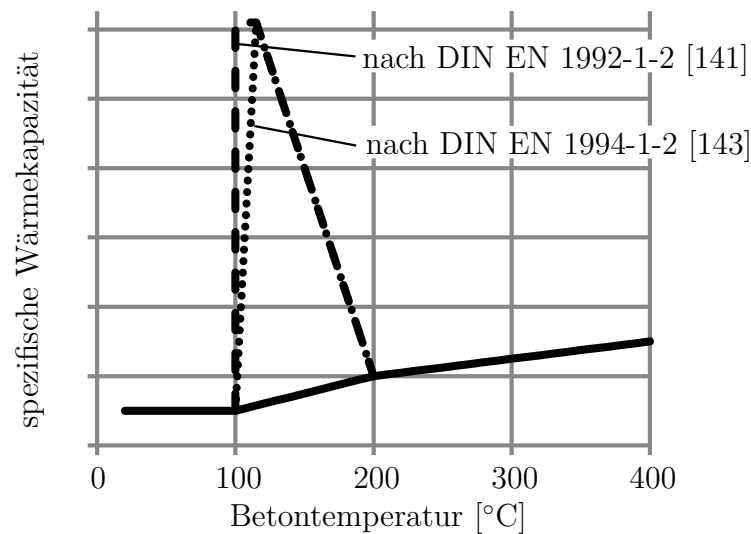


Abbildung 4.1: Prinzip des Verlaufs der spezifischen Wärmekapazität von Beton in Abhängigkeit der Betontemperatur mit der Ergänzung für die Feuchtigkeit nach DIN EN 1992-1-2 [141] und DIN EN 1994-1-2 [143]

vorgenommen. Das Prinzip ist in Abbildung 4.1 zu sehen. Ebenso ist in der Abbildung die unterschiedliche Definition der Ergänzung dargestellt. Während DIN EN 1994-1-2 [143] einen Peakwert bei 115 °C vorsieht, wird bei DIN EN 1992-1-2 [141] ein Plateau zwischen 100 °C und 115 °C angesetzt. Der Wert des Peaks und des Plateaus sind vom Feuchtegehalt des Betons abhängig. Dabei sehen beide Normen bei gleichem Feuchtegehalt den gleichen Wert für den Peak und das Plateau vor (siehe Tabelle 4.1). Somit kann das Wasser nach DIN EN 1992-1-2 [141] mehr Wärme binden als nach DIN EN 1994-1-2 [143]. Dies ist nicht plausibel. Weiterhin liegen somit zwei unterschiedliche Definitionen in einem sonst einheitlichen Regelwerk vor. Für eine Berücksichtigung der latenten Wärme Betonfeuchte in gleicher Größenordnung bei den beiden Normen werden die definierten latenten Wärmen mit Werten aus Messungen verglichen und anschließend Korrekturvorschläge unterbreitet.

Tabelle 4.1: Peak- beziehungsweise Plateauwert der latenten Wärme nach DIN EN 1992-1-2 [141] und DIN EN 1994-1-2 [143]

Feuchte	[141]	[143]
3 Massen – %	2020 J/kg·K	2020 J/kg·K
10 Massen – %	-	5600 J/kg·K

Es wird der Flächeninhalt der Ergänzung der spezifischen Wärmekapazität gebildet.

Dies sollte der latenten Wärme der Betonfeuchte entsprechen. Die latente Wärme von Wasser bei Normaldruck ist $2257 \cdot 10^3 \text{ J/kg}$ (siehe Dobrinski u. a. [31]). Dieser Wert gilt bei 100 Massen – %. Der Wert ist bei geringeren Massen – % entsprechend linear zu reduzieren. Ein Vergleich der berechneten latenten Wärme nach DIN EN 1992-1-2 [141] und DIN EN 1994-1-2 [143] und den Werten nach Dobrinski u. a. [31] sind in Tabelle 4.2 zu sehen.

Tabelle 4.2: Vergleich der latenten Wärme berechnet aus DIN EN 1992-1-2 [141] und DIN EN 1994-1-2 [143] sowie nach Dobrinski u. a. [31]

Feuchte	[141]	[143]	[31]	[141]/[31]	[143]/[31]
3 Massen – %	63650 J/kg	55250 J/kg	67710 J/kg	0,94	0,816
10 Massen – %	-	234250 J/kg	225700 J/kg	-	1,038

Es wird deutlich, dass in DIN EN 1994-1-2 [143] die latente Wärme des Wassers bis 3 Massen – % unterschätzt und bei 10 Massen – % gut abgebildet wird. Daher wird in dieser Arbeit bei Betonfeuchten unter 3 Massen – % die Definition der spezifischen Wärmekapazität nach DIN EN 1992-1-2 [141] und bei höheren Werten der Betonfeuchtigkeit nach DIN EN 1994-1-2 [143] genutzt. Weiterhin wird ein Vorschlag zur Verbesserung des Peak- beziehungsweise Plateauwertes erarbeitet. Hierfür wird ein Peak- beziehungsweise Plateauwert bestimmt, sodass die Fläche der Ergänzung der spezifischen Wärmekapazität dem Wert der latenten Wärme der Betonfeuchte entspricht. Die Ergebnisse sind in Tabelle 4.3 wiedergegeben. Mit den Werten aus Tabelle 4.3 wird sowohl in DIN EN 1992-1-2 [141] als auch DIN EN 1994-1-2 [143] die latente Wärme der Betonfeuchte in gleicher Größenordnung berücksichtigt.

Tabelle 4.3: Vorschlag zum Peak- beziehungsweise Plateauwert der latenten Wärme für DIN EN 1992-1-2 [141] und DIN EN 1994-1-2 [143]

Feuchte	[141]	[143]
3 Massen – %	2090 J/kg·K	2269 J/kg·K
10 Massen – %	4838 J/kg·K	5429 J/kg·K

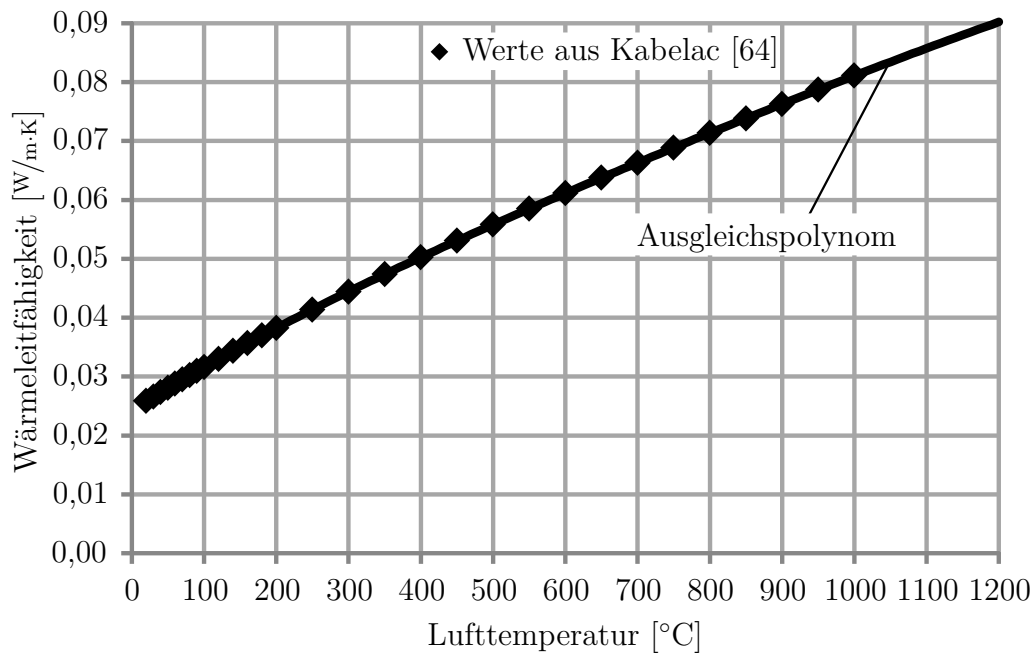


Abbildung 4.2: Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit der Luft

4.1.2 Luft

Bei vielen thermischen Simulationen wird das Material Luft berücksichtigt. Es kann bei diesen Simulationen nur berücksichtigt werden, wenn die Materialkennwerte Dichte, Wärmeleitfähigkeit und spezifische Wärmekapazität bekannt sind. Diese Werte sind in Kabelac [64] tabellarisch aufgearbeitet. Da jedoch auch Zwischenwerte benötigt werden, werden die Daten aus Kabelac [64] als Basis genutzt und Ausgleichspolynome mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate bestimmt. In Kabelac [64] wird bereits der Hinweis gegeben, dass ein Polynom vierter Ordnung meist ausreichend ist. Für die Wärmeleitfähigkeit kann die folgende Gleichung bestimmt werden:

$$\begin{aligned} \lambda_{\text{Luft}}(\theta) = & 0,0243911503 + 7,5554333 \cdot 10^{-5} \cdot \theta - 3,5897 \cdot 10^{-8} \cdot \theta^2 \\ & + 2,45398 \cdot 10^{-11} \cdot \theta^3 - 7,50169 \cdot 10^{-15} \cdot \theta^4 \quad [\text{W/m}\cdot\text{K}] \end{aligned} \quad (4.1)$$

Sie ist in Abbildung 4.2 ausgewertet und den Basisdaten gegenübergestellt. Das Ausgleichspolynom hat ein Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,999999824$.

Die spezifische Wärmekapazität der Luft kann mit folgendem Ausgleichspolynom

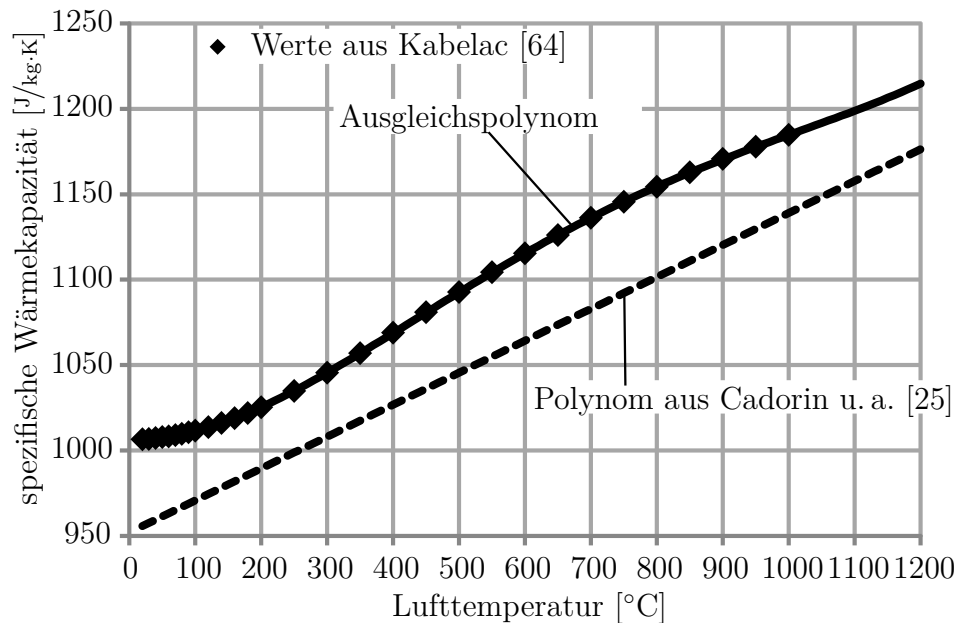


Abbildung 4.3: Temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität der Luft

bestimmt werden:

$$\begin{aligned}
 c_{p,\text{Luft}}(\theta) &= 1006,737588 - 0,0156065 \cdot \theta + 6,84426 \cdot 10^{-4} \cdot \theta^2 \\
 &\quad - 7,49448 \cdot 10^{-7} \cdot \theta^3 + 2,58624 \cdot 10^{-10} \cdot \theta^4 \quad [\text{J/kg}\cdot\text{K}] \quad (4.2)
 \end{aligned}$$

Dieses Polynom ist in Abbildung 4.3 gemeinsam mit der Datenbasis zu sehen. Das Ausgleichspolynom hat ein Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,999994211$. Zusätzlich ist in Abbildung 4.3 die Formulierung der spezifischen Wärmekapazität der Software *OZone* (siehe Cadorin u. a. [25]) eingezeichnet. In Cadorin u. a. [25] wird von einem linearen Zusammenhang zwischen spezifischer Wärmekapazität und Temperatur ausgegangen. Die maximale Abweichung zwischen den beiden Formulierungen beträgt 5%. Die Formulierung der spezifischen Wärmekapazität nach Cadorin u. a. [25] ist technisch anerkannt und die Abweichung zwischen Gleichung (4.2) und der Formulierung nach Cadorin u. a. [25] ist gering. Weiterhin gibt Gleichung (4.2) die Werte aus Kabelac [64] gut wieder, daher ist davon auszugehen, dass Gleichung (4.2) geeignet ist, um die spezifische Wärmekapazität der Luft zu beschreiben.

Für die temperaturabhängige Definition der Dichte der Luft wird das ideale Gasgesetz herangezogen. Das ideale Gasgesetz kann wie folgt formuliert werden (siehe Pitka

u. a. [95]):

$$R_s = \frac{p}{\rho \cdot \theta} \quad (4.3)$$

$$\rho = \frac{p}{R_s \cdot \theta} \quad (4.4)$$

mit: p Druck
 ρ Dichte
 θ Temperatur (in Kelvin)
 R_s spezielle Gaskonstante

Dabei kann die spezielle Gaskonstante als:

$$R_s = \frac{R}{M} \quad (4.5)$$

mit: R universelle Gaskonstante (8,3144 J/mol·K)
 M molare Masse; bei Luft: 0,0289644 kg/mol

definiert werden. Weiterhin wird von einem konstanten Druck von einem bar ausgegangen. Die temperaturabhängige Dichte von Luft ist somit:

$$\rho = \frac{101325}{\frac{8,3144}{0,0289644} \cdot \theta} = 352,9801104 \cdot \frac{1}{\theta} \text{ [kg/m}^3\text{]} \quad (4.6)$$

Eine graphische Auswertung von Gleichung (4.6) ist in Abbildung 4.4 auf der nächsten Seite zu sehen.

4.1.3 Reaktives Brandschutzsystem auf Dämmschichtbildnerbasis

In Kapitel 3 werden die thermischen Materialkennwerte eines reaktiven Brandschutzsystems mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner genauer betrachtet. Für eine thermische Simulation eines solchen reaktiven Brandschutzsystems ergibt sich die Besonderheit, dass das Brandschutzsystem unter Temperatureinwirkung sein Volumen ändert. Bei einer thermischen Simulation kann eine Volumenänderung des Materials nicht berücksichtigt werden. Im weiteren Verlauf dieses Abschnittes wird

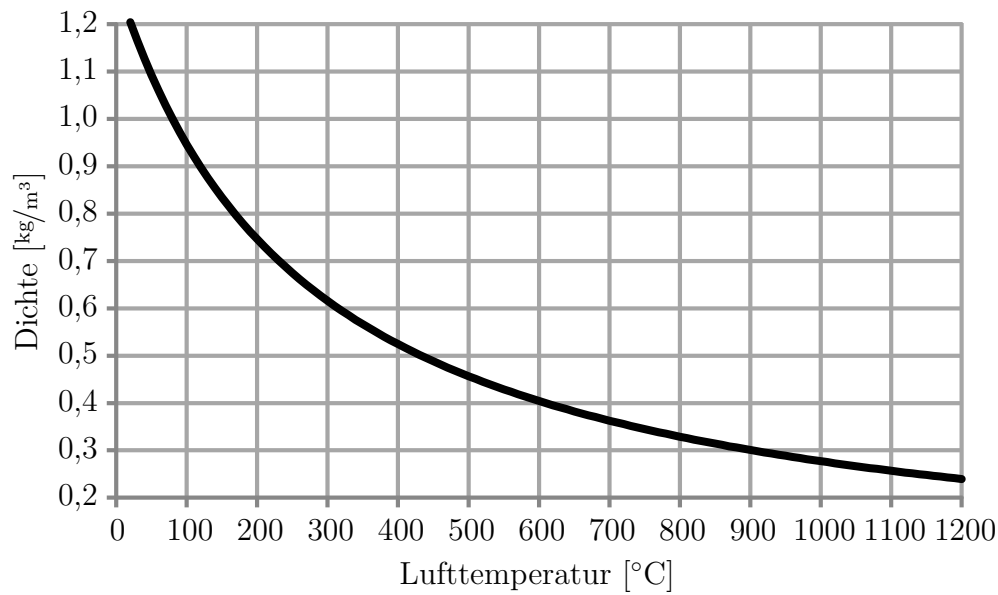


Abbildung 4.4: Temperaturabhängige Dichte der Luft

die Berücksichtigung der Volumenänderung des reaktiven Brandschutzsystems bei thermischen Analysen genauer betrachtet.

Anwendbarkeit der Fourier'sche Wärmeleitungsdifferenzialgleichung

Bei der Herleitung der *Fourier'sche Differenzialgleichung der Wärmeleitung* in Abschnitt 2.2.2 auf Seite 20 wird von einem annähernd konstanten Volumen der Materialien ausgegangen. Da dies die klassische Differenzialgleichung zur Beschreibung des transienten Wärmeleitungsproblems ist, wird sie in fast allen FEM-Programmen genutzt. Somit wird implizit bei aller FEM-Software von einem gleichbleibenden Materialvolumen ausgegangen. Diese Annahme ist bei reaktiven Brandschutzsystemen auf Dämmschichtbildnerbasis nicht gegeben. Daher wird die Wärmestromdifferenzialgleichung unter Berücksichtigung der Volumenänderung hergeleitet. Dabei wird von Gleichung (3.22) auf Seite 56 ausgegangen und Gleichung (3.13) auf Seite 55 eingesetzt. Da von einem konstanten Druck ausgegangen wird, ergibt sich:

$$c_p \cdot m = \frac{\partial (U + p \cdot V)}{\partial \theta} = \frac{\partial U}{\partial \theta} + p \cdot \frac{\partial V}{\partial \theta} \quad (4.7)$$

Somit lässt sich die Änderung der inneren Energie mit

$$\partial U = c_p \cdot \rho \cdot \partial V \cdot \partial \theta - p \cdot \partial V \quad (4.8)$$

beschreiben. Der weitere Rechengang ergibt sich analog zu Abschnitt 2.2.2 auf Seite 20. Er führt letztendlich zu der Differenzialgleichung:

$$\rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} - p \cdot \frac{1}{\partial t} = \dot{Q} - \operatorname{div} \dot{\mathbf{q}} \quad (4.9)$$

Diese Differenzialgleichung ist bis auf den Summanden $-p \cdot \frac{1}{\partial t}$ identisch mit der *Fourier'sche Differenzialgleichung der Wärmeleitung* (siehe Gleichung (2.26) auf Seite 21). Um den Einfluss des Summanden $-p \cdot \frac{1}{\partial t}$ abzuschätzen, wird dieser in Relation zum Summanden $\rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t}$ gesetzt:

$$\frac{\rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t}}{-p \cdot \frac{1}{\partial t}} = \frac{\rho \cdot c_p \cdot \partial \theta}{-p} \approx \frac{\rho \cdot c_p \cdot \Delta \theta}{-p} \quad (4.10)$$

mit: $\Delta \theta$ Temperaturunterschied in der numerischen Berechnung zwischen zwei betrachteten Zeitpunkten

Da in den folgenden thermischen Simulationen das reaktive Brandschutzsystem als einziges Material starken Volumenänderungen unterworfen ist, erfolgt die Abschätzung des Einflusses nur für dieses Material. Somit kann für die Dichte $\rho = 1300 \text{ kg/m}^3$ angesetzt werden. Die temperaturabhängige Änderung der Dichte des reaktiven Brandschutzsystems ist in der Gesamtwärmekapazität berücksichtigt. Weiterhin wird ein Mittelwert aus Abbildung 3.11 auf Seite 70 für die Gesamtwärmekapazität gebildet ($c_p = 2100 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$). Für den Druck wird der Normaldruck ($p = 101300 \text{ N/m}^2$) angesetzt. Damit ergibt sich:

$$\frac{\rho \cdot c_p \cdot \Delta \theta}{-p} = -26,95 \cdot \Delta \theta \quad (4.11)$$

Die numerische Temperaturdifferenz zwischen zwei Zeitpunkten wird günstig für den Summanden $-p \cdot \frac{1}{\partial t}$ zu $\Delta \theta = 1 \text{ K}$ angenommen. Der Einfluss des Summanden $-p \cdot \frac{1}{\partial t}$ ist somit:

$$\frac{\rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t}}{-p \cdot \frac{1}{\partial t}} \approx -26,95 \quad (4.12)$$

und daher nur rund -4% der Wärmespeicherung des Materials $(\rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t})$. Der Summand $-p \cdot \frac{1}{\partial t}$ ist daher im Vergleich zum Summanden $\rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t}$ vernachlässigbar. Die Anwendung der *Fourier'sche Differenzialgleichung der Wärmeleitung* (siehe Gleichung (2.26) auf Seite 21) ist ohne Berücksichtigung des Terms $-p \cdot \frac{1}{\partial t}$ möglich. Der Fehler ist vernachlässigbar. Die Reduzierung der inneren Energie durch den Aufschäumvorgang des reaktiven Brandschutzsystems muss nicht berücksichtigt werden.

Modifizierung der Materialkennwerte zur Abbildung des Aufschäumvorgangs

Aus Abschnitt 4.1.3 ist bekannt, dass die Berücksichtigung der Volumenänderung des Materials bei einer Erwärmung in thermischen Simulationen nicht berücksichtigt wird. Es kann somit bei einer thermischen Simulation das Aufschäumen des reaktiven Brandschutzsystems nicht über eine Änderung des Volumens der FEM-Elemente abgebildet werden. Daher werden die Materialkennwerte des reaktiven Brandschutzsystems so modifiziert, dass sie die Volumenänderung abbilden. Hierfür werden Skalierungsfaktoren (auch Modellfaktoren genannt) mittels der Ähnlichkeitstheorie bestimmt. Die Ähnlichkeitstheorie wird häufig genutzt, um Probleme zu verkleinern und somit handhabbar zu machen. Im weiteren Verlauf dieses Abschnittes wird von folgenden Grundgedanken ausgegangen:

- Es existiert eine thermische Simulation, die eine Volumenänderung berücksichtigen kann.
- Diese thermische Simulation soll die Realität beziehungsweise das Problem darstellen.
- Das Problem soll auf eine thermische Simulation ohne Aufschäumen verkleinert werden.
- Das verkleinerte Problem ist das Modell.

Die benötigten Skalierungsfaktoren werden im Folgenden hergeleitet.

In einem ersten Schritt wird eine Größe der Dimension Eins über das Π -Theorem oder auch *Buckingham'sche-Theorem* hergeleitet. Eine genauere Vorgehensweise ist in Stieß [113] und Spitzner [110] beschrieben. Bei dem hier betrachteten thermischen Problem werden die $n = 6$ Kenngrößen:

- Temperatur (θ)
- spezifische Wärmekapazität (c_p)
- Dichte (ρ)
- Wärmeleitfähigkeit (λ)
- Zeit (t)
- Länge (l)

als relevant angenommen. Die gewählten $r = 4$ Basiseinheiten sind:

- Temperatur (K)
- Masse (M)
- Länge (L)
- Zeit (T)

Es handelt sich um die vier in der Thermodynamik üblichen SI-Einheiten. Somit müssen $p = n - r = 2$ Größen der Dimension Eins gefunden werden. Hierfür wird zunächst eine allgemeine einheitenbehaftete Funktion aufgestellt:

$$f(\theta, c_p, \rho, \lambda, t, l) = 0 \quad (4.13)$$

Dieser Zusammenhang lässt sich über die Funktion:

$$F(\Pi_1, \Pi_2) = 0 \quad (4.14)$$

mit: Π_i Größe der Dimension Eins

abbilden. Die Basiseinheiten der Dimension Eins unterliegen dabei der folgenden

Gesetzmäßigkeit:

$$[\Pi_i] = [\theta]^{x_1} \cdot [c_p]^{x_2} \cdot [\rho]^{x_3} \cdot [\lambda]^{x_4} \cdot [t]^{x_5} \cdot [l]^{x_6} \quad (4.15)$$

$$= K^{x_1} \cdot (L^{2 \cdot x_2} \cdot T^{-2 \cdot x_2} \cdot K^{-x_2}) \cdot (M^{x_3} \cdot L^{-3 \cdot x_3}) \cdot (M^{x_4} \cdot L^{x_4} \cdot T^{-3 \cdot x_4} \cdot K^{-x_4}) \cdot T^{x_5} \cdot L^{x_6} \quad (4.16)$$

$$= K^{x_1 - x_2 - x_4} \cdot L^{2 \cdot x_2 - 3 \cdot x_3 + x_4 + x_6} \cdot T^{-2 \cdot x_2 - 3 \cdot x_4 + x_5} \cdot M^{x_3 + x_4} \quad (4.17)$$

$$= 1 \quad (4.18)$$

Es wird deutlich, dass die Exponenten der Basiseinheiten in Gleichung (4.17) null sein müssen. Somit ergibt sich ein lineares Gleichungssystem, das unbestimmt ist und zu erfüllen ist:

$$0 = x_1 - x_2 - x_4 \quad (4.19a)$$

$$0 = 2 \cdot x_2 - 3 \cdot x_3 + x_4 + x_6 \quad (4.19b)$$

$$0 = -2 \cdot x_2 - 3 \cdot x_4 + x_5 \quad (4.19c)$$

$$0 = x_3 + x_4 \quad (4.19d)$$

Um eine Lösung des Gleichungssystems zu erzielen, sind sinnvolle Ergänzungen notwendig: Die Temperatur in der Realität und in dem Modell sollen gleich sein. Anhand dieser Aussage wird die erste Größe der Dimension Eins gebildet:

$$\Pi_1 = \frac{\theta}{\theta_{ref}} \quad (4.20)$$

mit: θ_{ref} beliebige Referenztemperatur

Hierfür wird $x_1 = 1$ und $x_2 = 0$ bis $x_6 = 0$ gewählt. Die Referenztemperatur dient der Einheitenbefreiung und ist in Realität und Modell gleich. Da die Temperatur ausreichend beschrieben ist, wird $x_1 = 0$ bei der Bestimmung der zweiten Größe der Dimension Eins gesetzt. Es ergibt sich ein einfach unbestimmtes Gleichungssystem. Daher kann eine Variable beliebig gewählt werden. Es wird $x_5 = 1$ gewählt. Der gesamte Lösungsvektor ist:

$$(x_1, x_2, x_3, x_4, x_5, x_6) = (0, -1, -1, 1, 1, -2) \quad (4.21)$$

Das Ergebnis wird auch erzielt, wenn andere Variablen als x_5 vorgeben werden. Die zweite Größe der Dimension Eins ist:

$$\Pi_2 = \frac{\lambda \cdot t}{c_p \cdot \rho \cdot l^2} = \text{konstant} = Fo \quad (4.22)$$

Die Größe der Dimension Eins Π_2 wird auch *Fourier-Zahl* (Fo) genannt. Sie ist das Verhältnis von geleiteter zu gespeicherter Wärme. Da aus der Größe der Dimension Eins Π_1 keine weiteren Informationen zur Anpassung der Materialkennwerte gezogen werden kann, wird im Folgenden nur mit Π_2 gearbeitet. Die *Fourier-Zahl* muss in Realität (Index R) und Modell (Index M) gleich sein. Es ergibt sich daher:

$$\frac{\lambda_M \cdot t_M}{c_{p,M} \cdot \rho_M \cdot l_M^2} = \frac{\lambda_R \cdot t_R}{c_{p,R} \cdot \rho_R \cdot l_R^2} \quad (4.23)$$

Weiterhin wird zur einfachen Darstellung der Skalierungsfaktor α eingeführt. α_X ist das Verhältnis von einer Eingangsgröße im Modell zu der gleichen Eingangsgröße in Realität. Es ergibt sich:

$$\frac{\alpha_\lambda \cdot \alpha_t}{\alpha_{c_p} \cdot \alpha_\rho \cdot \alpha_l^2} = 1 \quad (4.24)$$

Da eine Skalierung für ein Wärmeleitungsproblem gefunden werden soll und das Problem mathematisch mit einer Gleichung beschrieben werden kann, lässt sich Gleichung (4.24) auch über die Wärmeleitungsdifferentialgleichung herleiten. Es wird hier von der Wärmeleitungsdifferentialgleichung für den eindimensionalen Fall ausgegangen, da es hier keine Einschränkung bedeutet und der Übersichtlichkeit dient:

$$\rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} = \lambda \cdot \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} \quad (4.25)$$

Diese Gleichung gilt für die Realität, daher wird der Index R eingeführt:

$$\rho_R \cdot c_{p,R} \cdot \frac{\partial \theta_R}{\partial t_R} = \lambda_R \cdot \frac{\partial^2 \theta_R}{\partial x_R^2} \quad (4.26)$$

Weiterhin wird der Zusammenhang zwischen Realität und Modell über die Skalierungsfaktoren ausgenutzt, um eine Differentialgleichung für das Modell zu erhalten:

$$\alpha_\rho \cdot \rho_M \cdot \alpha_{c_p} \cdot c_{p,M} \cdot \frac{\alpha_\theta \cdot \partial \theta_M}{\alpha_t \cdot \partial t_M} = \alpha_\lambda \cdot \lambda_M \cdot \frac{\alpha_\theta \cdot \partial^2 \theta_M}{\alpha_l^2 \cdot \partial x_M^2} \quad (4.27)$$

Die Gleichung wird so umgeformt, dass alle Skalierungsfaktoren auf der rechten Seite sind. Anschließend wird Gleichung (4.26) mit Gleichung (4.27) verglichen. Damit beide Gleichungen die gleiche Bedeutung haben, muss Folgendes gelten:

$$\frac{\alpha_\lambda \cdot \alpha_t}{\alpha_{c_p} \cdot \alpha_\rho \cdot \alpha_l^2} = 1 \quad (4.28)$$

Bei der numerischen Analyse werden noch weitere Vereinfachungen getroffen:

- Die Zeit soll für eine bessere Vergleichbarkeit der Ergebnisse nicht skaliert werden ($\alpha_t = 1$).
- Die Dichte soll nicht skaliert werden ($\alpha_\rho = 1$). Wie bereits in Abschnitt 3.3.3 auf Seite 68 soll die Dichte konstant gehalten werden und die spezifische Wärmekapazität angepasst werden.

Somit vereinfacht sich Gleichung (4.24) beziehungsweise Gleichung (4.28) zu:

$$\frac{\alpha_\lambda}{\alpha_{c_p}} = \alpha_l^2 \quad (4.29)$$

Die Gleichung wird, ohne ihre Aussage zu verfälschen, aufgeteilt in:

$$\alpha_\lambda = \alpha_l \quad (4.30)$$

$$\alpha_{c_p} = \frac{1}{\alpha_l} \quad (4.31)$$

Dies entspricht der Anschauung. Sind zwei unterschiedlich dicke Materialien vorhanden und soll durch beide die gleiche Wärmemenge geleitet werden, so muss das dickere Material eine höhere Wärmeleitfähigkeit besitzen als das dünnere Material. Analoge Betrachtungen gelten auch für die spezifische Wärmekapazität. Es ist somit möglich, die Materialkennwerte des reaktiven Brandschutzsystems anzupassen, um das Aufschäumen nicht über eine Geometrieänderung abbilden zu müssen. Hierfür muss die Längenskalierung des reaktiven Brandschutzsystems bekannt sein.

Es wird hier davon ausgegangen, dass das reaktive Brandschutzsystem mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner hauptsächlich in eine Richtung aufschäumt. Somit ist die Volumenänderung des reaktiven Brandschutzsystems gleichzeitig die Dickenänderung des Brandschutzsystems. Es gilt daher:

$$\alpha_l = \frac{\text{Länge}_{\text{Modell}}}{\text{Länge}_{\text{Realität}}} = \frac{\text{Volumen}_{\text{Modell}}}{\text{Volumen}_{\text{Realität}}} \quad (4.32)$$

Dabei deuten die Indices auf unterschiedliche Zustände des Brandschutzsystems hin. Ausgehend von Gleichung (3.31) auf Seite 63 lässt sich die Längenskalierung auch als

$$\alpha_l = \frac{(1 - \psi_{\text{Realität}}) \cdot V_{\text{reakt. System}}}{(1 - \psi_{\text{Modell}}) \cdot V_{\text{reakt. System}}} = \frac{1 - \psi_{\text{Realität}}}{1 - \psi_{\text{Modell}}} \quad (4.33)$$

schreiben.

Die Porosität des Modells wird mit $\psi_{\text{Modell}} = 0,98$ angenommen. Das bedeutet, dass das Modell immer im komplett aufgeschäumten Zustand modelliert wird. Diese Wahl hat unterschiedliche Gründe. Zum einen ist der komplett aufgeschäumte Zustand prägnant. Zum anderen hat es numerische Gründe. Innerhalb des reaktiven Brandschutzsystems herrscht ein großer Temperaturgradient. Um diesen abbilden zu können, sind viele Elemente in Dickenrichtung des reaktiven Brandschutzsystems notwendig. Bei der Diskretisierung von Stahlbauteilen können wenig Elemente über die Dicke genutzt werden, da sich ein geringer Temperaturgradient einstellt. Bei FEM-Simulationen sollte der Größenunterschied zwischen zwei Elementen nicht mehr als der Faktor 1,5 sein. Es würde daher zu Komplikationen führen, wenn das reaktive Brandschutzsystem im unaufgeschäumten Zustand simuliert würde.

Die Porosität der Realität ist eine Funktion abhängig von der Temperatur. Sie ist in Abschnitt 3.3.4 auf Seite 71 definiert. Es ist somit:

$$\alpha_l = \frac{1 - \psi}{1 - 0,98} \quad (4.34)$$

Wird nun die Porosität für den unaufgeschäumten Zustand eingesetzt, ergibt sich der Aufschäumfaktor, der implizit in der Porosität enthalten ist:

$$\frac{\text{Volumen}_{\text{Modell}}}{\text{Volumen}_{\text{Realität}}} = \alpha_l = \frac{1 - 0}{1 - 0,98} = 50 \quad (4.35)$$

Somit wird von einem 50fachen Aufschäumen des reaktiven Brandschutzsystems ausgegangen.

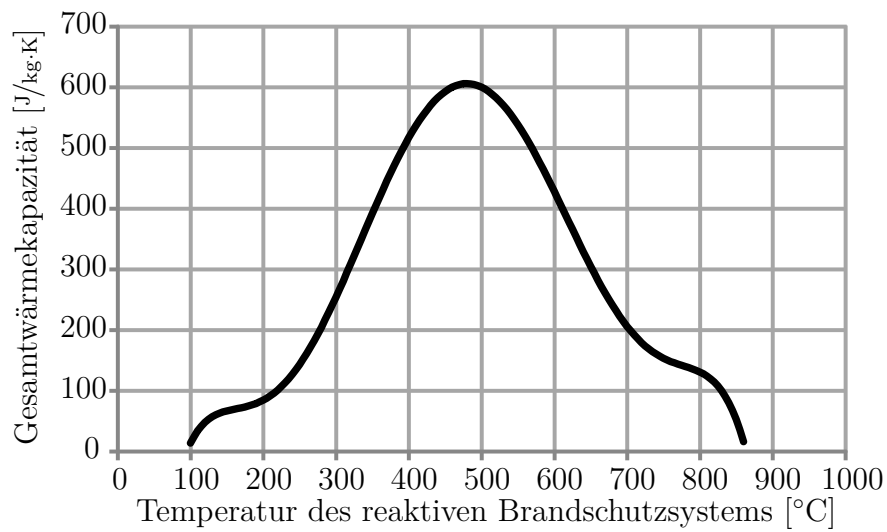


Abbildung 4.5: Für die Simulation aufgearbeitete, temperaturabhängige Gesamtwärmekapazität des reaktiven Brandschutzsystems

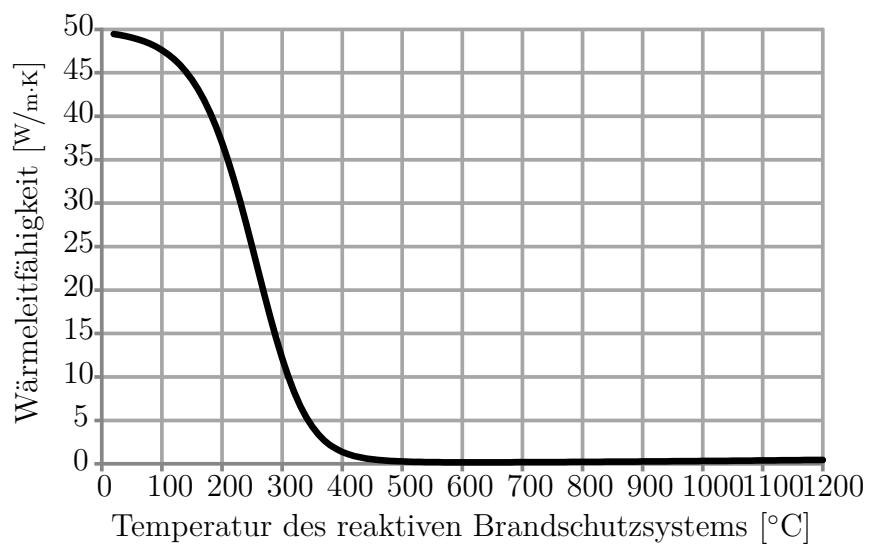


Abbildung 4.6: Für die Simulation aufgearbeitete, temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit des reaktiven Brandschutzsystems

Die Materialkennwerte für die numerische Simulation lassen sich mit der Anpassung für die Volumenänderung wie folgt beschreiben:

Dichte (nach Herstellerangaben)

$$\rho = 1300 \text{ kg/m}^3 \quad (4.36)$$

Wärmeleitfähigkeit

$$\lambda_{\text{gesamt}} = (\psi \cdot \lambda_{\text{Luft}} + (1 - \psi) \cdot \lambda_{\text{reakt. System}}) \cdot \frac{1 - \psi}{1 - 0,98} \quad (4.37)$$

Gesamtwärmekapazität

$$c_p = c_{p,\text{Massenänderung}} \cdot (1 - \psi) \cdot \frac{1 - 0,98}{1 - \psi} \quad (4.38)$$

Die Materialkennwerte Wärmeleitfähigkeit und Gesamtwärmekapazität sind in Abbildung 4.5 und Abbildung 4.6 dargestellt.

Vereinfachungen bei der Geometrie

Für die numerische Simulation des reaktiven Brandschutzsystems auf Dämmschichtbildnerbasis ist die Geometrie zu bestimmen, da der Aufschäumvorgang nicht über eine Änderung der Geometrie simuliert wird. Wie bereits in Abschnitt 4.1.3 beschrieben, wird der aufgeschäumte Zustand mit der maximalen Dicke des reaktiven Brandschutzsystems modelliert. Hierbei ergeben sich unterschiedliche Fragestellungen, die in diesem Abschnitt erörtert werden.

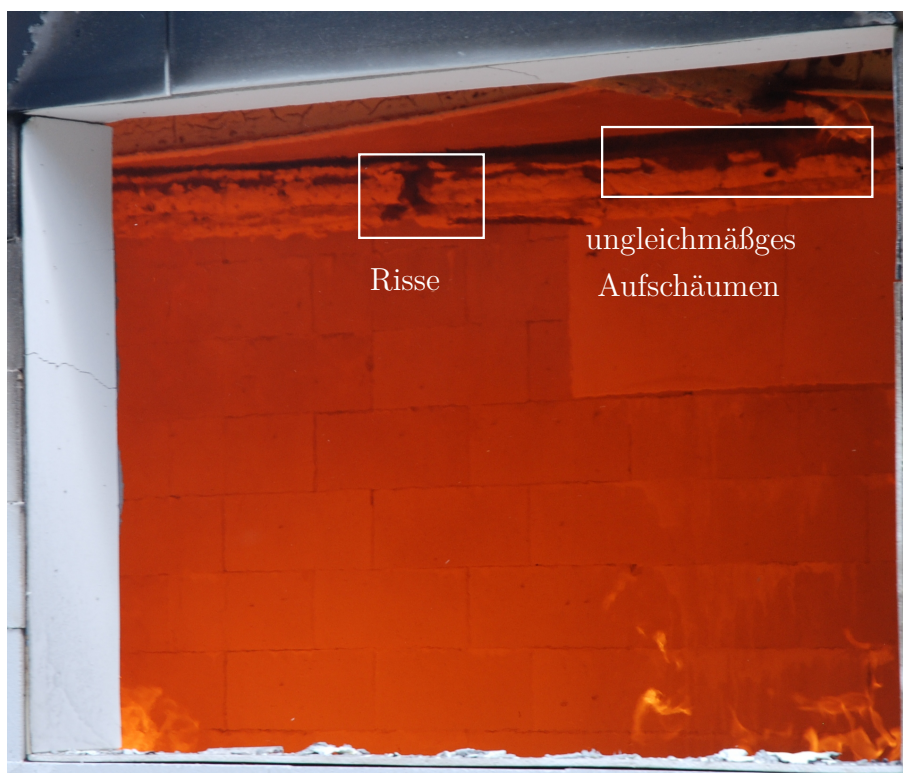
Aus Versuchen ist bekannt,

- dass das reaktive Brandschutzsystem ungleichmäßig aufschäumen kann,
- Risse in dem reaktiven Brandschutzsystem entstehen können und
- Material während des Aufschäumens abfallen kann.

Diese Phänomene sind in Abbildung 4.7 dargestellt. Weiterhin können aus Produktion, Transport oder auch Gebrauch Fehlstellen bei dem reaktiven Brandschutzsystem entstehen. All diese Schädigungen am Brandschutzsystem können bei der hier vorgestellten Simulation des Brandschutzsystems nicht explizit beachtet werden. Die Schäden können durch eine Modifikation der komplett aufgeschäumten Geometrie



(a) Schädigungen am reaktiven Brandschutzsystem Beispiel 1



(b) Schädigungen am reaktiven Brandschutzsystem Beispiel 2

Abbildung 4.7: Schädigungen am reaktiven Brandschutzsystem während der Brandversuche in Dachau [81]

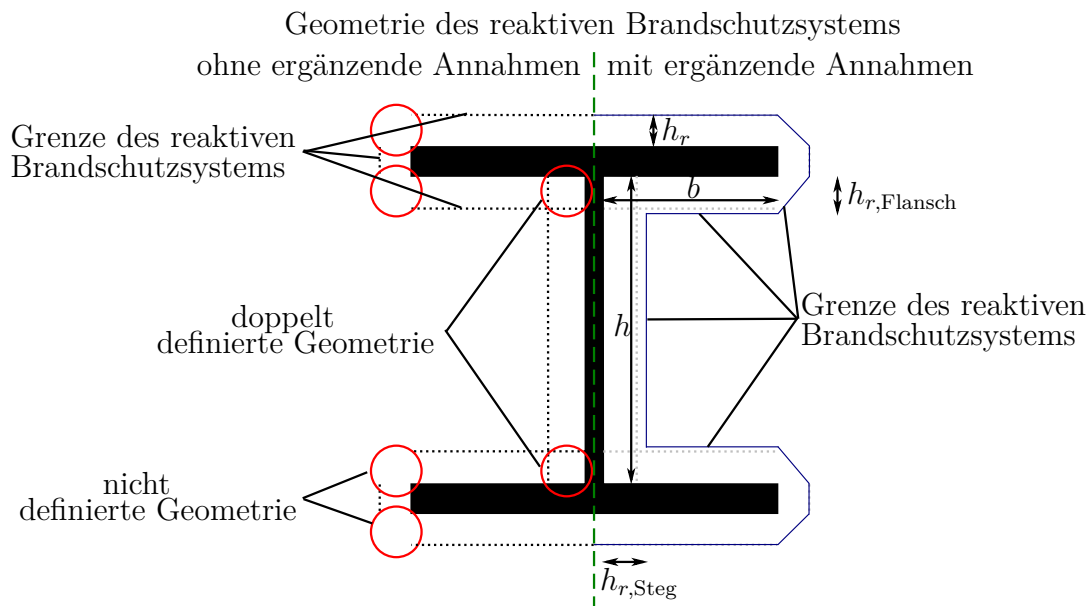


Abbildung 4.8: Fehlende Angaben und Annahmen bei Konstruktion der Geometrie des komplett aufgeschäumten reaktiven Brandschutzsystems auf Dämmschichtbildnerbasis

berücksichtigt werden.

Weiterhin wird hier von einem eindimensionalen Aufschäumen des reaktiven Brandschutzsystems mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner ausgegangen (siehe Abschnitt 4.1.3). Bei Flächen kann eine Normale gebildet werden und die komplett aufgeschäumte Geometrie des Brandschutzsystems kann bestimmt werden. Bei Ecken kann die Normale nicht eindeutig bestimmt werden. Somit müssen ergänzende Annahmen getroffen werden. Diese Problematik wird anhand von Doppel-T-Profilen betrachtet. Aus Abbildung 4.8 wird deutlich, dass es Bereiche mit doppelt definierter Geometrie und keiner Geometrie des reaktiven Brandschutzsystems gibt. Die doppelt definierte Geometrie tritt bei konkaven Ecken auf, während die nicht definierte Geometrie bei konvexen Ecken entsteht.

Die Geometrie der konvexen Ecken wird über ein lineares Verbinden der definierten Geometrie bestimmt (siehe Abbildung 4.8 rechts). In diesen Bereichen wird das reaktive Brandschutzsystem aufschäumen, jedoch können auch Risse entstehen (siehe Raveglia [96]). Durch das lineare Verbinden der bereits definierten Geometrie werden die Risse berücksichtigt.

Bei den konkaven Ecken wird einer günstigen Wirkung des reaktiven Brandschutzsystems unterstellt. Es wird angenommen, dass das Volumen der doppelt definierten

Geometrie sich in andere Bereiche umlagern kann. Hierfür wird das theoretische Volumen des komplett aufgeschäumten reaktiven Brandschutzsystems in einer Kammer des Doppel-T-Profiles berechnet:

$$V = (2 \cdot b + h) \cdot h_r \quad (4.39)$$

Ausgehend von dem theoretischen Volumen wird die theoretische Höhe des reaktiven Brandschutzsystems senkrecht zum Steg ermittelt. Dabei wird die äußere Kante des Flansches als Bezug genutzt.

$$d = \frac{V}{h} - b = \left(\frac{2 \cdot b}{h} + 1 \right) \cdot h_r - b \quad (4.40)$$

Mittels dieser theoretischen Höhe können folgende Fälle unterschieden werden:

$$d \begin{cases} < h_r & \text{Das Brandschutzsystem der Kammer ist nicht auf} \\ & \text{einer Höhe mit dem der Flansche.} \\ \approx h_r & \text{Das Brandschutzsystem der Kammer ist auf einer} \\ & \text{Höhe mit dem der Flansche.} \\ > h_r & \text{Das Brandschutzsystem der Kammer ist höher als} \\ & \text{das der Flansche.} \end{cases} \quad (4.41)$$

Die Fälle $d < 0$ und $d \geq 0$ haben lediglich informativen Charakter und sind in den weiteren Fällen enthalten. Wenn $d \approx h_r$ ist, bilden das reaktive Brandschutzsystem der Flansche und des Steges eine Kante. Sollte $d > h_r$ sein, so wird hier d auf $d = h_r$ begrenzt, da nicht davon ausgegangen wird, dass das Brandschutzsystem in der Kammer höher aufschäumen kann als das Brandschutzsystem an den Flanschen.

Wenn nun $d < h_r$ ist, wird die doppelte Geometrie in der Kammer auf den Steg und die Flansche aufgeteilt. Bei jeder konkaven Ecke ist nach Abbildung 4.8 links das Volumen h_r^2 doppelt vorhanden. Es wird vereinfachend je das halbe Volumen auf Steg und Flansch aufgeteilt. Das zusätzliche Volumen wird dann in eine zusätzliche Dicke des reaktiven Brandschutzsystems umgerechnet. Für den Steg bedeutet dies:

$$h_{r,\text{Steg}} = h_r + \Delta h_{r,\text{Steg}} = h_r + 2 \cdot \frac{h_r^2}{2 \cdot (h - 2 \cdot h_r)} = h_r \cdot \left(1 + \frac{1}{2 \cdot \left(\frac{h}{2 \cdot h_r} - 1 \right)} \right) \quad (4.42)$$

Analog erfolgt die Rechnung für die neue Schichtdicke bei dem Flansch:

$$h_{r,\text{Flansch}} = h_r + \Delta h_{r,\text{Flansch}} = h_r + \frac{h_r^2}{2 \cdot (b - h_r)} = h_r \cdot \left(1 + \frac{1}{2 \cdot \left(\frac{b}{h_r} - 1 \right)} \right) \quad (4.43)$$

Auch wenn die Geometrie in diesen Bereichen angepasst wird, werden die gleichen Materialkennwerte wie in den übrigen Bereichen genutzt.

Bei der Bestimmung der Geometrie des reaktiven Brandschutzsystems wird davon ausgegangen, dass andere Bauteile das reaktive Brandschutzsystem nicht am Aufschäumen hindern. Sollte dieses der Fall sein, sind weitere Betrachtungen notwendig, die aktuell Gegenstand der Forschung sind (siehe Mensinger u. a. [77]).

4.2 Konvektion in Hohlräumen

Bei Doppel-T-Profilen, die mit Brandschutzmaterial bekleidet sind, können Hohlräume zwischen der Bekleidung und dem Profil entstehen. Dies ist beispielsweise bei einer kastenförmigen Bekleidung mit Brandschutzplatten der Fall. Aber auch bei anderen Bauteilen wie Spannbetonhohldielen sind Hohlräume im Bauteil vorhanden. Innerhalb dieses Hohlraums finden die drei in Abschnitt 2.2.1 auf Seite 13 beschriebenen Wärmetransportmechanismen statt. Hierbei tritt die Konduktion in den Hintergrund, da die Luft als Fluid die Wärme zum Großteil über Konvektion transportiert. Eine Abbildung der beiden Mechanismen Radiation und Konvektion in einem Hohlraum bei einer numerischen Simulation ist kaum unterstützt von den gängigen FEM-Programmen. Aus diesem Grund wird auf die numerische Abbildung des Hohlraums eingegangen.

Bei der Konvektion in Hohlräumen in einem Bauteil sind gegenüber der Konvektion an der äußeren Oberfläche eines Bauteils weitere Überlegungen notwendig. Diesem Problem wird sich in zwei Schritten genähert. Zuerst wird der theoretische Hintergrund betrachtet und anschließend die erarbeiteten Lösungen in thermischen Simulationen angewendet. Die Anwendung erfolgt bei Spannbetonhohldielen und bei kastenförmig bekleideten Doppel-T-Profilen. Dabei verdeutlicht die Anwendung auf Spannbetonhohldielen den erheblichen Einfluss der numerischen Abbildung des Hohlraums auf das berechnete Temperaturfeld.

Bei diesem Abschnitt ist darauf hinzuweisen, dass sich auf die Konvektion in einem

Hohlraum beschränkt wird. Die Wärmeströme in dem Hohlraum aus Radiation sind gesondert zu betrachten. Hierfür steht eine Lösung bei dem verwendeten FEM-Programm *Abaqus* [2] zur Verfügung, sodass diese nicht explizit behandelt werden. Die Berücksichtigung der Radiation im Hohlraum eines Bauteils ist nur bei wenigen FEM-Programmen gegeben und ist bei Bedarf zu ergänzen.

4.2.1 Numerische Behandlung des Problems

Wie in Abschnitt 2.2.1 beschrieben, ist der Wärmestrom aus Konvektion von dem Temperaturunterschied zwischen Bauteiloberfläche und Fluid abhängig. Bei einer Bauteiloberfläche, die direkt beflammt wird, ist die Fluidtemperatur im Allgemeinen als bekannt vorauszusetzen. Der Term für die Randbedingung in Gleichung (2.39) kann somit für die Konvektion wie folgt ausgedrückt werden:

$$\int_{\Gamma} \mathbf{N}^T \cdot \dot{q}_n \, d\Gamma = \int_{\Gamma} \mathbf{N}^T \cdot \alpha \cdot (\mathbf{N} \cdot \hat{\boldsymbol{\theta}}_e - \theta_{\text{Fluid}}) \, d\Gamma \quad (4.44)$$

Je nach Lösungsverfahren kann das Integral noch aufgespalten werden in einen bekannten und einen unbekanntem Anteil. Der unbekanntem Anteil wird zu dem Ausdruck \mathbf{K}_e von Gleichung (2.40) addiert.

Bei einem Hohlraum in einem Bauteil ist die benötigte Fluidtemperatur unbekannt und das genannte Vorgehen nicht möglich. Eine Implementierung dieses Problems ist beispielsweise in der FEM-Software *Abaqus* [2] nicht vorhanden.

Ein Hohlraum soll im Weiteren einen Raum in dem Bauteil darstellen, der mit Luft gefüllt ist (siehe Abbildung 4.9 auf der nächsten Seite). Die Temperaturentwicklung ist abhängig von der Temperaturentwicklung der einschließenden Oberfläche. Es fließt ein Wärmestrom von der Oberfläche in die Luft des Hohlraums und von der Luft des Hohlraums zu der Oberfläche. Dabei hat die Oberfläche unterschiedliche Temperaturzonen. Einige Zonen geben Wärme ab, während andere Zonen Wärme aufnehmen. Des Weiteren wird ein Teil des Wärmestroms bei der Erwärmung der Luft von der Luft im Hohlraum gespeichert bzw. es wird Wärme beim Abkühlen der Luft abgegeben.

Um dieses Problem numerisch zu behandeln, müssen folgende Teilprobleme gelöst werden:

1. Definition der Wärmeübergänge

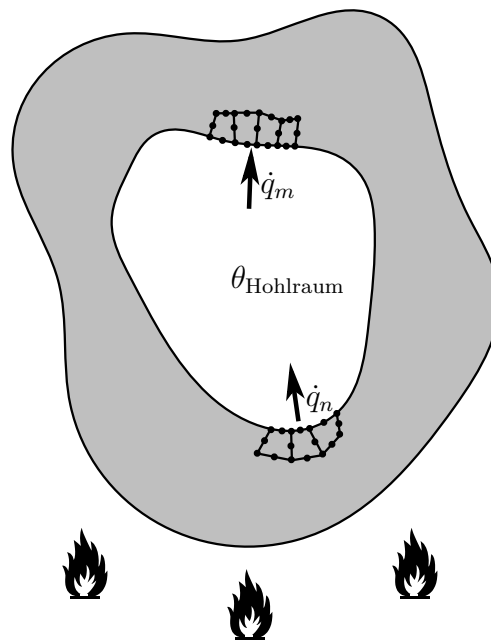


Abbildung 4.9: Konvektion in einem Hohlraum

2. Bestimmung der Temperaturen im Hohlraum
3. Bestimmung der Wärmespeicherung bzw. Wärmeabgabe der Luft
4. Einarbeitung der Lösung in das FEM-Programm

Der Wärmestrom in dem Hohlraum wird hier analog zu Gleichung (2.3) definiert. Der Wärmeübergangskoeffizient muss aufgrund der Luftverwirbelungen geringer als bei einer brandzugewandten Bauteiloberfläche und größer oder gleich dem Wärmeübergangskoeffizienten einer brandabgewandten Bauteiloberfläche sein.

Die Temperatur des Hohlraums wird als konstant innerhalb des Hohlraums angenommen. Dabei wird die Hohlraumtemperatur als Mittelwert der Oberflächentemperaturen ermittelt.

Die Wärmespeicherung der Luft wird über Gleichung (2.22) auf Seite 20 definiert. Hierbei ist zu berücksichtigen, dass die Dichte und spezifische Wärmekapazität der Luft über die Temperatur nicht konstant sind.

Die Erarbeitung der benötigten Gleichungen und somit auch die Einarbeitung der Lösung in das FEM-Programm wird im Folgenden zusammengestellt. Bei der Lösungserarbeitung wird sich auf ein zweidimensionales Problem beschränkt. Für dreidimensionale Probleme ist die Lösung analog anwendbar, jedoch werden die

Algorithmen zur Oberflächen- und Volumenberechnung komplexer, genau wie die Eingabe der Geometrie in das Programm.

Die FEM-Software *Abaqus* [2] nutzt zum Lösen des thermischen Problems ein modifiziertes Newton-Verfahren. Es hat die Form:

$$\begin{aligned}
 & \left[\frac{1}{\Delta t} \cdot \int_V \mathbf{N}^T \cdot \rho \cdot \left(\frac{dU}{d\theta} \right)_{t+\Delta t} \cdot \mathbf{N} dV + \int_V \mathbf{B}^T \cdot \lambda_{t+\Delta t} \cdot \mathbf{B} dV \right. \\
 & \quad \left. + \int_{\Gamma} \mathbf{N}^T \cdot \left(\frac{d\alpha}{d\theta} \cdot (\theta - \theta_{\text{Fluid}}) + \alpha + 4 \cdot C_{12} \cdot \theta^3 \right) \cdot \mathbf{N} d\Gamma \right] \cdot \mathbf{c} \\
 & \quad = \int_V \mathbf{B}^T \cdot \dot{Q} dV + \int_{\Gamma} \mathbf{N}^T \cdot \dot{q}_n d\Gamma \\
 & \quad - \frac{1}{\Delta t} \cdot \int_V \mathbf{N}^T \cdot \rho \cdot (U_{t+\Delta t} - U_t) dV \\
 & \quad - \int_V \mathbf{B}^T \cdot \lambda \cdot \frac{d\theta}{d\mathbf{x}} dV \quad (4.45)
 \end{aligned}$$

mit: Δt

Zeitinkrement

$$\frac{dU}{d\theta} = c_p$$

spezifische Wärmekapazität

$$\boldsymbol{\theta}_{t+\Delta t, i+1} = \boldsymbol{\theta}_{t+\Delta t, i} + \mathbf{c}$$

alle weiteren Bezeichnungen wie

in Abschnitt 2.2.3 auf Seite 21

Die Gleichungen für den Hohlraum müssen in diese Gleichung integriert werden können, damit eine Abbildung des Hohlraums in der Software möglich ist.

Es wird davon ausgegangen, dass in dem Hohlraum die Wärmeleitung in der Luft von der Konvektion überlagert wird und somit von untergeordneter Bedeutung ist. Sie wird daher vernachlässigt. Ebenso wird davon ausgegangen, dass die Wärmestrahlung in dem Hohlraum über andere Möglichkeiten modelliert wird. Damit kann

Gleichung (4.45) wie folgt umgeschrieben werden:

$$\begin{aligned}
& \left[\frac{1}{\Delta t} \cdot \int_V \mathbf{N}^T \cdot \rho \cdot \left(\frac{dU}{d\theta} \right)_{t+\Delta t} \cdot \mathbf{N} dV \right. \\
& \quad \left. + \int_{\Gamma} \mathbf{N}^T \cdot \left(\frac{d\alpha}{d\theta} \cdot (\theta - \theta_{\text{Fluid}}) + \alpha \right) \cdot \mathbf{N} d\Gamma \right] \cdot \mathbf{c} \\
& \quad = \int_V \mathbf{B}^T \cdot \dot{Q} dV + \int_{\Gamma} \mathbf{N}^T \cdot \dot{q}_n d\Gamma \\
& \quad \quad - \frac{1}{\Delta t} \cdot \int_V \mathbf{N}^T \cdot \rho \cdot (U_{t+\Delta t} - U_t) dV \quad (4.46)
\end{aligned}$$

In der FEM ist der Hohlraum polygonal berandet. Das Integral über den Rand (Γ) lässt sich dabei in eine Summe von Integralen über Teilstrecken umwandeln. Die Integration über das Volumen (V) ist numerisch nicht trivial. In Pick [94] werden polygonalberandete FEM-Elemente behandelt. Allerdings wird auch hier die Gauss-Integration mit vorher bestimmten Stützstellen genutzt. Da bei dem Hohlraum nie von einer bestimmten Anzahl der Ecken des Polygons ausgegangen werden kann, ist es somit a priori nicht möglich Gauss-Punkte und Wichtungsfaktoren zu bestimmen. Daher wird ein anderer Weg genutzt, um die Wärmespeicherung der Luft anzusetzen. Dieses wird im weiteren Verlauf des Abschnittes erläutert. Somit vereinfacht sich Gleichung (4.46) auf:

$$\int_{\Gamma} \mathbf{N}^T \cdot \left(\frac{d\alpha}{d\theta} \cdot (\theta - \theta_{\text{Fluid}}) + \alpha \right) \cdot \mathbf{N} d\Gamma \cdot \mathbf{c} = \int_{\Gamma} \mathbf{N}^T \cdot \dot{q}_n d\Gamma \quad (4.47)$$

mit: $\dot{q} = \alpha \cdot (\theta - \theta_{\text{Fluid}})$ Wärmestromdichte aus Konvektion

Die Aufspaltung der Integrale in Teilabschnitte ergibt:

$$\begin{aligned}
& \sum_i \int_{l_i} \mathbf{N}^T \cdot \left(\frac{d\alpha}{d\theta} \cdot (\theta - \theta_{\text{Fluid}}) + \alpha \right) \cdot \mathbf{N} dl_i \cdot \mathbf{c} \\
& \quad = \sum_i \int_{l_i} \mathbf{N}^T \cdot \alpha \cdot (\theta - \theta_{\text{Fluid}}) dl_i \quad (4.48)
\end{aligned}$$

Weiterhin werden die Integrale für die numerische Integration auf die Grenzen -1 und 1 umgeschrieben:

$$\begin{aligned} \sum_i \int_{-1}^1 \mathbf{N}^T \cdot \left(\frac{d\alpha}{d\theta} \cdot (\theta - \theta_{\text{Fluid}}) + \alpha \right) \cdot \mathbf{N} \cdot \frac{l_i}{2} d\xi \cdot \mathbf{c} \\ = \sum_i \int_{-1}^1 \mathbf{N}^T \cdot \alpha \cdot (\theta - \theta_{\text{Fluid}}) \cdot \frac{l_i}{2} d\xi \quad (4.49) \end{aligned}$$

Die Integration über die Teilabschnitte erfolgt mittels der Gauss-Integration. Ein ähnliches Vorgehen ist in Franssen [39] geschildert. Im weiteren Verlauf der Arbeit wird ein linearer Temperaturverlauf zwischen zwei FEM-Knoten angenommen. Dies hat den Vorteil, dass der Hohlraum sowohl von Serendipity-Elementen (Elemente mit nicht vollständigen Ansatzfunktionen) als auch Elementen mit quadratischer und linearer Ansatzfunktion umgeben sein kann. Unter dieser Voraussetzung sind zwei Gausspunkte bei der Integration ausreichend.

Die Hohlraumtemperatur wird als gewichtetes Mittel der den Hohlraum umgebenden Kanten angenommen. Dies bedeutet mathematisch:

$$\theta_{\text{Fluid}} = \frac{\int_{\Gamma} \theta d\Gamma}{\int_{\Gamma} d\Gamma} \quad (4.50)$$

Da ein linearer Temperaturgradient zwischen zwei FEM-Knoten angenommen wird, ist eine analytische Lösung der Integrale möglich.

$$\theta_{\text{Fluid}} = \frac{\sum_i^n \frac{\theta_i + \theta_{i+1}}{2} \cdot l_i}{\sum_i^n l_i} \quad (4.51)$$

Um die Wärmespeicherung der Luft im Hohlraum zu berücksichtigen, wird folgendes gedankliche Modell gebildet. Es gibt Wärmeströme die Wärme in den Hohlraum eintragen und Wärmeströme, die dem Hohlraum Wärme entziehen. Dabei speichert die Luft im Hohlraum einen Teil der Wärme von den zufließenden Wärmeströmen und die verbleibende Wärme kann abfließen. Die von der Luft gespeicherte Wärme kann als Wärmestromdichte vereinfacht definiert werden:

$$\dot{q}_{\text{Luft}} = \rho \cdot \frac{V}{A} \cdot c_p \cdot \frac{d\theta}{dt} \quad (4.52)$$

mit: V Volumen (3D) bzw. Querschnittsfläche (2D) des Hohlraums
 A Oberfläche (3D) bzw. Umfang (2D) des Hohlraums

Dieser Ausdruck wird modifiziert, um die Temperaturabhängigkeit der Materialkennwerte der Luft zu berücksichtigen.

$$\begin{aligned}\dot{q}_{\text{Luft}} &= \frac{1}{\Delta t} \int_{t_1}^{t_2} \rho \cdot \frac{V}{A} \cdot c_p \cdot \frac{d\theta}{dt} dt \\ &= \frac{1}{\Delta t} \int_{t_1}^{t_2} \frac{V}{A} \cdot C_p \cdot \frac{d\theta}{dt} dt\end{aligned}\quad (4.53)$$

mit: $\Delta t = t_2 - t_1$ Zeitinkrement
 $\rho \cdot c_p = C_p$ Wärmekapazität

Die Werte V und $\frac{d\theta}{dt}$ werden als konstant angenommen. Somit wird impliziert, dass die Hohlraumtemperatur sich über einen Zeitabschnitt linear verhält. Damit wird $\frac{d\theta}{dt}$ als $\frac{\Delta\theta}{\Delta t}$ ausgedrückt. Weiterhin wird das Integral auf die Integrationsgrenzen -1 und 1 umgeschrieben, damit anschließend eine Gauss-Integration durchgeführt werden kann:

$$\dot{q}_{\text{Luft}} = \frac{1}{\Delta t} \cdot \frac{V}{A} \cdot \frac{\Delta\theta}{\Delta t} \int_{-1}^1 C_p(\theta(\xi)) \cdot \frac{\Delta t}{2} d\xi \quad (4.54)$$

$$\approx \frac{1}{2} \cdot \frac{V}{A} \cdot \frac{\Delta\theta}{\Delta t} \sum_{i_p} C_p(\theta(\xi_{i_p})) \cdot w_{i_p} \quad (4.55)$$

mit: ξ_{i_p} Stützstelle des Integrationspunktes i_p
 w_{i_p} Wichtungsfaktor des Integrationspunktes i_p

Sowohl bei der Gauss-Integration der Gleichung (4.49) als auch bei Gleichung (4.55) werden die Werte aus Tabelle 4.4 genutzt.

Tabelle 4.4: Gauss-Punkte, Stützstellen und Wichtungsfaktoren bei der numerischen Integration im Hohlraum

Gauss-Punkt (i_p)	Stützstelle (ξ_{i_p})	Wichtungsfaktor (w_{i_p})
1	$\frac{1}{\sqrt{3}}$	1
2	$-\frac{1}{\sqrt{3}}$	1

Um die Wärmespeicherung der Luft zu berücksichtigen, werden die Wärmeströme des Hohlraums unter der Annahme annähernd gleich großer Flächen bilanziert. Dabei

ergibt sich Folgendes:

$$\sum_i \dot{q}_{\text{ein},i} + \sum_j \dot{q}_{\text{aus},j} = \dot{q}_{\text{Luft}} \quad (4.56)$$

$$= \beta \cdot \sum_j \dot{q}_{\text{aus},j} \quad (4.57)$$

mit: $\dot{q}_{\text{ein},i}$ Wärmestromdichten in den Hohlraum
 $\dot{q}_{\text{aus},j}$ Wärmestromdichten aus dem Hohlraum
 β Verhältnis von \dot{q}_{Luft} zu $\sum_j \dot{q}_{\text{aus},j}$

Dass die von der Luft aufgenommene Wärmestromdichte über die Wärmestromdichten, die aus dem Hohlraum herausfließen, definiert wird, ist für das weitere Vorgehen entscheidend. Es wird davon ausgegangen, dass die in den Hohlraum fließende Wärmestromdichten die Wärme an die Luft abgeben. Die Luft wiederum speichert einen Teil der Wärme und gibt den nicht gespeicherten Teil der Wärme über die Wärmestromdichten aus dem Hohlraum ab.

Wäre die von der Luft aufgenommene Wärmestromdichte über die Wärmestromdichten, die in den Hohlraum fließen, definiert worden, ergäbe sich ein Widerspruch zu dem zuvor getroffenen gedanklichen Modell.

Ausgehend von Gleichung (4.57) ergibt sich:

$$\sum_i \dot{q}_{\text{ein},i} + (1 - \beta) \cdot \sum_j \dot{q}_{\text{aus},j} = 0 \quad (4.58)$$

Diese Gleichung ergibt sich bis auf den Faktor $(1 - \beta)$ bei der Wärmestrombilanzierung ohne Berücksichtigung der Wärmespeicherung der Luft. Es wird somit deutlich, dass bei einer Berücksichtigung der Wärmespeicherung der Luft lediglich die Summe der aus dem Hohlraum abfließenden Wärmestromdichten reduziert werden muss. Vereinfachend wird dies für jede einzelne Wärmestromdichte $\dot{q}_{\text{aus},j}$ durchgeführt.

Die Implementierung des hier beschriebenen Elementes zur Berücksichtigung der Konvektion in einem Hohlraum mit und ohne Berücksichtigung der Wärmespeicherung der Hohlraumluft ist Kapitel A und Kapitel B des Anhangs zu entnehmen.

4.2.2 Anwendung auf Betonbauteile

In diesem Abschnitt werden die selbst implementierten Elemente aus Kapitel A und Kapitel B des Anhangs angewendet. Dabei dienen die Spannbetonhohldielen als Beispiel zur Verdeutlichung des Einflusses des Hohlraums auf das Temperaturfeld. Dies ist insbesondere durch die einseitige Beflammung und die hohe Wärmespeicherefähigkeit des Betons gegeben. Es werden Segmente von Spannbetonhohldielen thermisch simuliert. Anhand von Parameterstudien wird der Einfluss der Wärmespeicherung der Luft, des Wärmeübergangskoeffizienten und der Modellierung des Hohlraums untersucht.

Es werden zwei unterschiedliche Spannbetonhohldielen betrachtet. Die Daten der Geometrie der Hohldielen stammen aus der bauaufsichtlichen Zulassung Z.15-10-276 und sind in Abbildung 4.10 wiedergegeben. Bei der Modellierung des Hohlraums

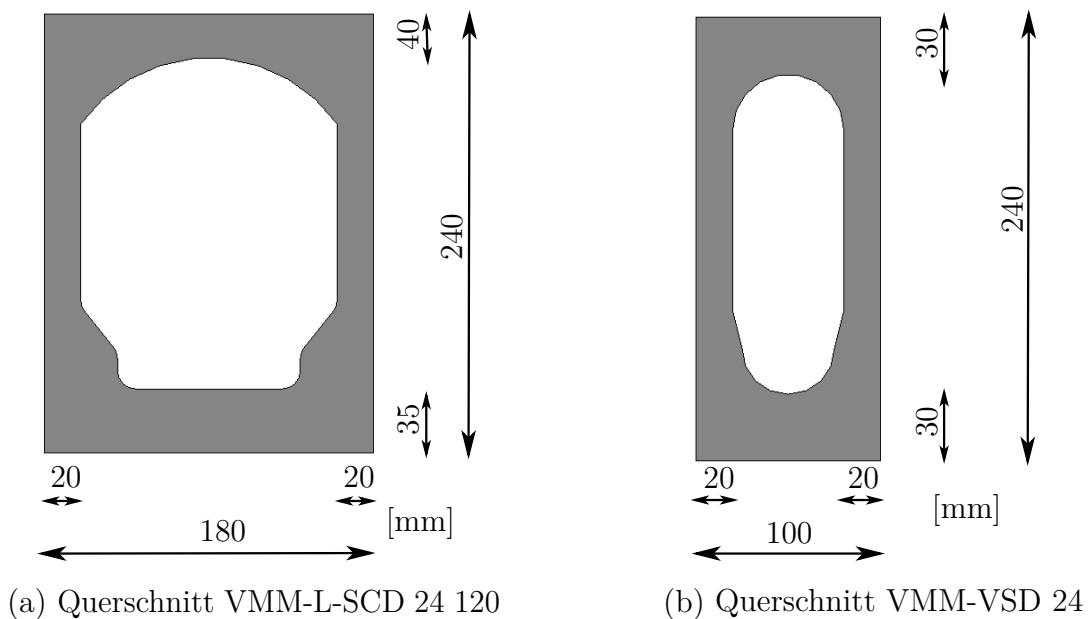


Abbildung 4.10: Querschnitte der betrachteten Spannbetonhohldielensegmente (nicht maßstäblich)

werden folgende unterschiedliche Möglichkeiten betrachtet:

- Kein Wärmetransport über den Hohlraum
- Wärmeleitung der Luft

- Konvektion im Hohlraum
- Radiation im Hohlraum
- Konvektion und Radiation im Hohlraum

Als Brandeinwirkung wird die ETK genutzt. Dabei werden ein Wärmeübergangskoeffizient von $25 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ und eine Gesamtemissivität von 0,7 an der brandzugewandten Seite (unten) angesetzt. Bei der brandabgewandten Seite (oben) werden ein Wärmeübergangskoeffizient von $4 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ und eine Gesamtemissivität von 0,7 angesetzt. Im Hohlraum wird ebenfalls eine Gesamtemissivität von 0,7 angesetzt; der Wärmeübergangskoeffizient wird zwischen $4 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ und $25 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ variiert.

Auf eine Modellierung der Spannlitzen wird bei diesen Berechnungen verzichtet, da sie bezogen auf das Temperaturfeld lediglich einen geringen, lokalen Einfluss haben. Die benötigten Materialkennwerte für Beton und Luft sind Abschnitt 4.1 zu entnehmen.

In einem ersten Schritt wird der Einfluss der Wärmespeicherung der Luft im Hohlraum untersucht. Es werden hierfür Vergleichsrechnungen durchgeführt, die sich nur in der Berücksichtigung der Wärmespeicherung unterscheiden. Die Auswertung der Rechnungen ergibt, dass die Wärmespeicherung der Luft keinen Einfluss auf die Temperaturfelder der hier betrachteten Querschnitte hat. Bei dem Gegenüberstellen der Ergebnisse ergeben sich keine merklichen Unterschiede. Die Werte der korrespondierenden Rechnungen sind identisch, daher wird hier keine graphische Auswertung wiedergegeben. Dass die Rechnungen sich nicht unterscheiden, ist plausibel, da die Luft eine geringe Wärmespeicherfähigkeit und in diesen Beispielen ein relativ geringes Volumen hat. Es ist hierbei anzumerken, dass die Wärmespeicherung bei einem erheblich größeren Hohlraumvolumen einen Einfluss haben kann. Bei Naturbrandberechnungen mit Zonenmodellen wird hiervon Gebrauch gemacht.

Weiterhin wird der Einfluss des Wärmeübergangskoeffizienten im Hohlraum genauer betrachtet. Es wird hierfür sowohl Radiation als auch Konvektion im Hohlraum berücksichtigt. In Abbildung 4.11 auf Seite 106 sind die Ergebnisse für eine neunzigminütige Brandeinwirkung zu sehen. In der Abbildung wird die Temperatur über den Winkel aufgetragen (Polarkoordinaten). Es ergeben sich sowohl für den Querschnitt VMM-L-SCD 24 120 als auch für den Querschnitt VMM-VSD 24 maximale Unterschiede von 50°C . Da sowohl die Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha = 4 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ und $\alpha = 25 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ als untere und obere Grenze anzusehen sind, ist davon auszu-

gehen, dass der Wert des Wärmeübergangskoeffizientens in den Hohlräumen bei den betrachteten Beispielen einen eher geringen Einfluss auf die Temperaturfelder hat. Die Unterschiede zwischen den Temperaturverläufen in Abbildung 4.11a und Abbildung 4.11b bei korrespondierendem Wärmeübergangskoeffizient sind der unterschiedlichen Geometrie geschuldet.

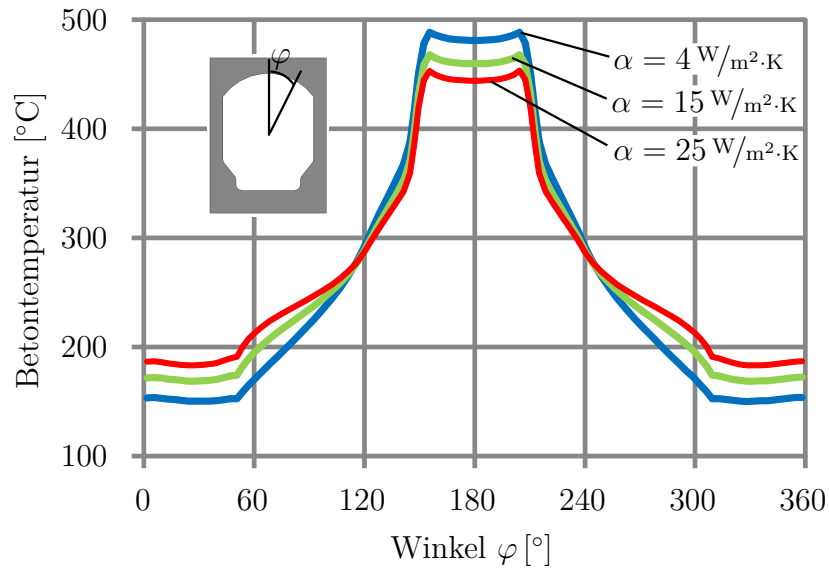
Die Modellierung des Hohlraumes hat einen sehr großen Einfluss auf das Temperaturfeld. Dies ist in Abbildung 4.12 für eine neunzig-minütige Brandeinwirkung zu sehen. Eine Berücksichtigung der Luft nur in Form von Konduktion ist fast identisch zu den Ergebnissen bei kompletter Vernachlässigung des Wärmetransports des Hohlraums. Es wird somit deutlich, dass Radiation und Konvektion beim Hohlraum berücksichtigt werden müssen. Hierbei hat die Berücksichtigung der Radiation den größeren Einfluss. Eine Kombination von Radiation und Konvektion hat keinen superponierenden Effekt. Bei diesen Simulationen wurde im Hohlraum ein Wärmeübergangskoeffizient von $\alpha = 9 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ angesetzt.

Bei allen hier genutzten Modellierungsmöglichkeiten des Wärmetransports im Hohlraum ist festzustellen, dass alle eine schnellere Erwärmung des Bereiches des Hohlraumes, der weiter entfernt von der beflamnten Seite ist ($\varphi = 0^\circ$), bewirken. Dies ist gleichzeitig mit einer Verringerung der Temperatur im Bereich des Hohlraums, der räumlich näher zur beflamnten Seite ist ($\varphi = 180^\circ$), verbunden. Der Temperaturgradient über die Höhe des Hohlraums wird somit geringer. Dies ist ebenfalls mit einer Verringerung des Temperaturgradienten der Spannbetonhohldiele verbunden.

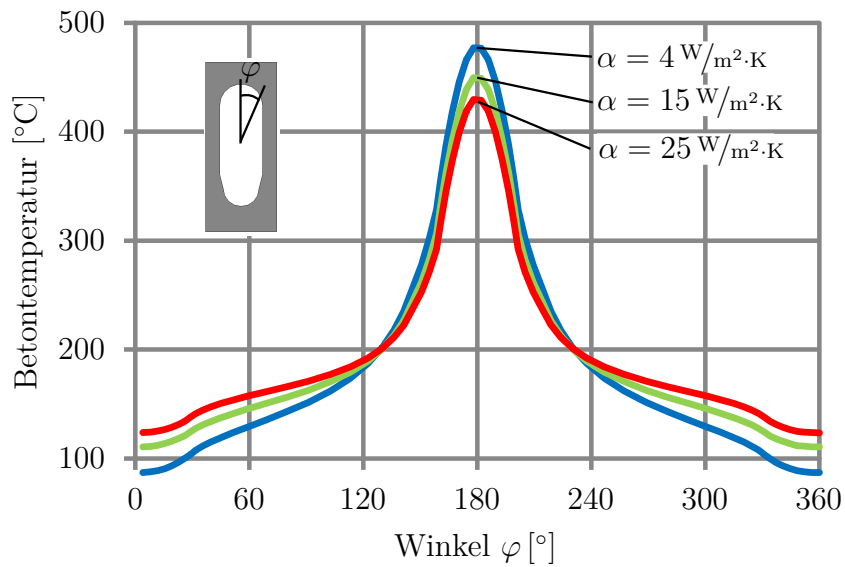
Die unterschiedlichen Temperaturen zwischen Abbildung 4.12a und Abbildung 4.12b bei gleicher Modellierung sind auch hier der unterschiedlichen Geometrie geschuldet. Eine Verallgemeinerung dieser Erkenntnisse auf beispielsweise kastenförmig bekleidete Stahlträger ist nicht uneingeschränkt gegeben, da meist eine andere Beflammung vorliegt und das Erwärmungsverhalten von Stahl ein anderes ist als das von Beton.

4.2.3 Anwendung auf Stahlbauteile

Die implementierten FEM-Elemente aus Kapitel A und Kapitel B des Anhangs werden in diesem Abschnitt auf Stahlbauteile angewendet, um den Einfluss der Konvektion in Hohlräumen bei Stahlbauteilen auf deren Erwärmung zu untersuchen. Hierfür dienen experimentelle Untersuchungen aus einer bauaufsichtlichen Prüfung als Grundlage. Die Messprotokolle der Prüfung wurden von der Firma Rigips zur Verfügung gestellt

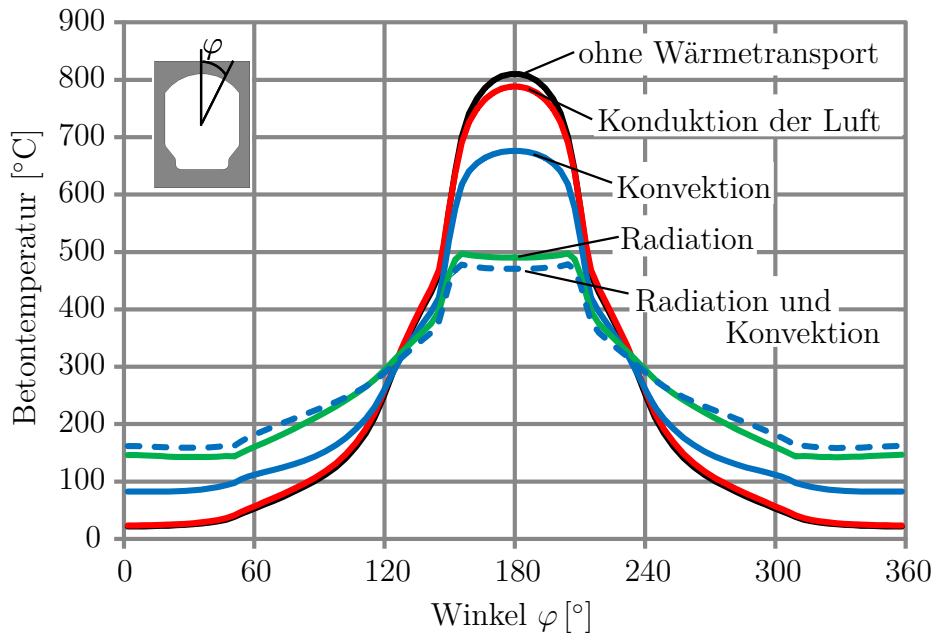


(a) Querschnitt VMM-L-SCD 24 120

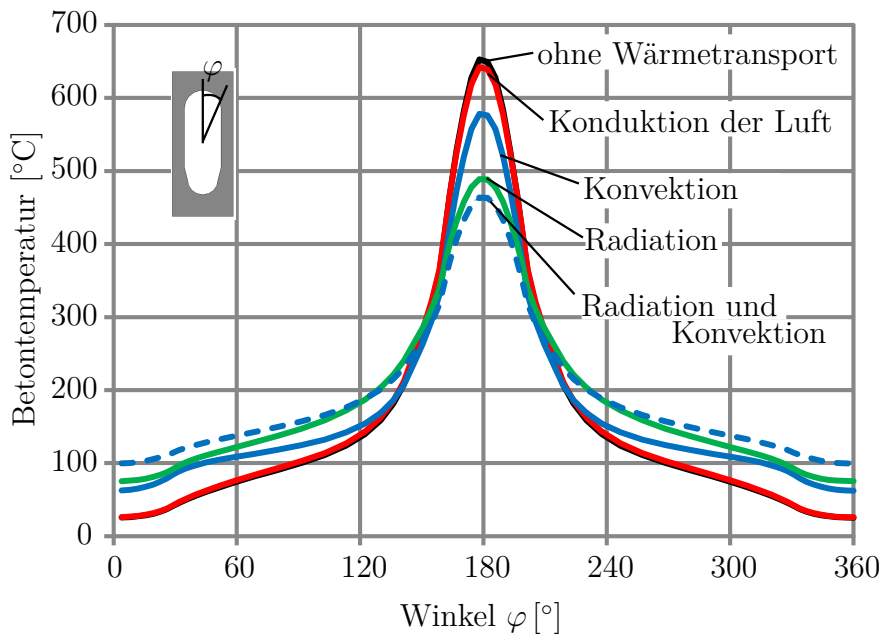


(b) Querschnitt VMM-VSD 24

Abbildung 4.11: Temperaturverteilung am Hohlraumrand bei neunzig-minütiger Brandeinwirkung (ETK)



(a) Querschnitt VMM-L-SCD 24 120



(b) Querschnitt VMM-VSD 24

Abbildung 4.12: Einfluss der Hohlräummodellierung auf die Temperaturverteilung am Hohlraumrand bei neunzig-minütiger Brandeinwirkung (ETK)

(siehe MPA-Prüfzeugnis [63]). Bei der Prüfung wurden unterschiedliche Stützen betrachtet. Sie wurden mit Brandschutzbekleidung vor Brandeinwirkung geschützt. In der hier durchgeführten Simulation wird ein HE 180 B-Profil genauer betrachtet. Die Bekleidung hatte eine Dicke von 35 mm und wurde kastenförmig ausgeführt. Abweichungen der Profilgeometrie und die Materialkennwerte der Bekleidung wurden nicht dokumentiert. Es wird daher eine Profil-Geometrie nach Norm angenommen. Die benötigten Materialkennwerte für Stahl sind Abschnitt 4.1 zu entnehmen, ebenso wie die Materialkennwerte von Luft. Die Materialkennwerte der Bekleidung werden wie folgt angenommen:

- Wärmeleitfähigkeit: $0,2 \text{ W/m}\cdot\text{K}$
- Dichte: 870 kg/m^3 (aus Prüfung)
- spezifische Wärmekapazität: $1700 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$
- Feuchtigkeit: 0,41 Massen-% (aus Prüfung, jedoch bei der Simulation vernachlässigt)

Die Geometrie des betrachteten Profils inklusive Bekleidung ist in Abbildung 4.13 auf der nächsten Seite zu sehen. In dieser Abbildung sind ebenfalls die Temperaturmesspunkte aus dem Versuch eingezeichnet. Da die gemessenen Temperaturen der fünf Messpunkte aus Abbildung 4.13 auf der nächsten Seite maximal 6°C Unterschied aufweisen und dieses Verhalten bei den FEM-Untersuchungen ebenfalls vorhanden ist, wird im weiteren Verlauf die Auswertung auf den Messpunkt 6 beschränkt.

Bei der Berücksichtigung der Konvektion bei diesem Querschnitt ist zu beachten, dass der Luftstrom nicht in der in Abbildung 4.13 gezeigten Querschnittsebene, sondern senkrecht zu der Ebene zirkuliert. Die sich ergebenden Werte der Konvektion bei den Simulationen sind somit eher als Anhaltswerte zu verstehen. Ein direkter Vergleich mit der Konvektion im Hohlraum aus Abschnitt 4.2.2 ist nicht möglich, da die Konvektion in dem Beispiel eine andere Strömungsrichtung besitzt.

Als Wärmeeinwirkung wird analog zur Prüfung die ETK genutzt. Der Wärmeübergangskoeffizient von Außen wird mit $25 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ angesetzt. Die Gesamtemissivität wird zu 0,8 angesetzt bei einer allseitigen Beflammung von außen. Im Hohlraum wird die Gesamtemissivität von Stahl zu 0,7 angesetzt und die Gesamtemissivität der Bekleidung zu 0,8. Dies entspricht den Vorgaben der Eurocodes (siehe DIN EN 1991-1-2

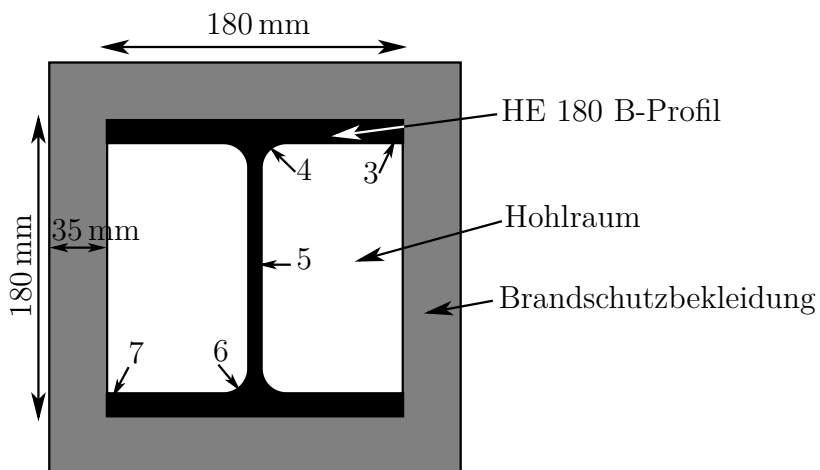


Abbildung 4.13: Geometrie des bekleideten Profils und Temperaturmesspunkte (3 bis 7)

[140] und DIN EN 1993-1-2 [142]).

Die folgenden Parameter werden variiert:

- Wärmespeicherfähigkeit der Luft
 1. mit Berücksichtigung der Wärmespeicherfähigkeit der Luft
 2. ohne Berücksichtigung der Wärmespeicherfähigkeit der Luft
- Wärmeübergangskoeffizient im Hohlraum
 1. von $9 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$
 2. bis $25 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$
- Modellierung des Hohlraums
 1. keine Berücksichtigung des Wärmetransports im Hohlraum
 2. Konduktion der Luft im Hohlraum
 3. Konvektion im Hohlraum
 4. Radiation im Hohlraum
 5. Konvektion und Radiation im Hohlraum

Ähnlich wie bereits in Abschnitt 4.2.2 geschildert, hat auch bei diesem Bauteil die Berücksichtigung der Wärmespeicherung der Luft keinen signifikanten Einfluss. Da der hier betrachtete Hohlraum lediglich ein geringes Volumen hat und die enthaltene Luft nur wenig Wärme speichern kann, sind keine merklichen Veränderungen vorhanden.

Eine Variation des Wertes des Wärmeübergangskoeffizienten ohne eine Berücksichtigung der Radiation führt auch bei diesem Beispiel zu einer geringen Änderung der Temperatur im Querschnitt. Dies ist in Abbildung 4.14 zu sehen. In dieser Grafik wird die Temperatur des Messpunktes 6 über die Zeit aufgetragen. Dies wird sowohl für die numerischen als auch für die gemessenen Temperaturen durchgeführt. Es zeigt sich dabei in dem Zeitbereich von vierzig Minuten bis hundertzwanzig Minuten eine Abweichung zwischen den numerischen und den gemessenen Temperaturen. Dies basiert auf dem Temperaturplateau der Messungen zwischen der vierzigsten Minute und der siebzigsten Minute. Hier werden Temperaturen von ungefähr 100°C erreicht. Das in der Bekleidung enthaltene Wasser verdampft und entzieht dem System Wärme. Hierbei ist nicht nur die gemessene Feuchte zu nennen, sondern auch das kristalline gebundene Wasser und auch eine eventuell vorhandene Feuchtigkeit in den Hohlräumen. Dies wird bei der numerischen Berechnung nicht berücksichtigt, da hierzu keine Daten zur Verfügung stehen. Die Erwärmung nimmt für brandgeschützte Stahlbauteile unter ETK-Brand ab der siebzigsten Minute ungewöhnlich stark zu. Durch die Brandeinwirkung verbrennt der Gips und seine Dicke wird reduziert. Dies beschleunigt die Erwärmung des Querschnittes. Unter dieser Voraussetzung ähneln sich die gemessenen und numerisch ermittelten Temperaturen. Ebenso ist festzuhalten, dass der maximale Unterschied zwischen den Kurven der unterschiedlichen Wärmeübergangskoeffizienten maximal 20°C beträgt. Somit hat der Wert des Wärmeübergangskoeffizienten nur einen geringen Einfluss auf die Temperaturen bei einer Berücksichtigung eines Hohlraums.

Die Temperaturen des Messpunktes 6 bei unterschiedlicher Modellierung des Hohlraumes sind in Abbildung 4.15 zu sehen. Auch hier sind die Temperaturen über die Zeit dargestellt und den Messungen gegenübergestellt. Es ist zu erkennen, dass die Missachtung des Wärmetransports im Hohlraum und die Berücksichtigung von lediglich der Konduktion der Luft im Hohlraum zu geringe Temperaturen in der Simulation ergeben. Wird bei dem Hohlraum Radiation oder Konvektion angesetzt, ergeben sich gute Übereinstimmungen mit den Messungen. Bei einem gleichzeitigen Ansatz von Radiation und Konvektion im Hohlraum verändern sich die Ergebnisse

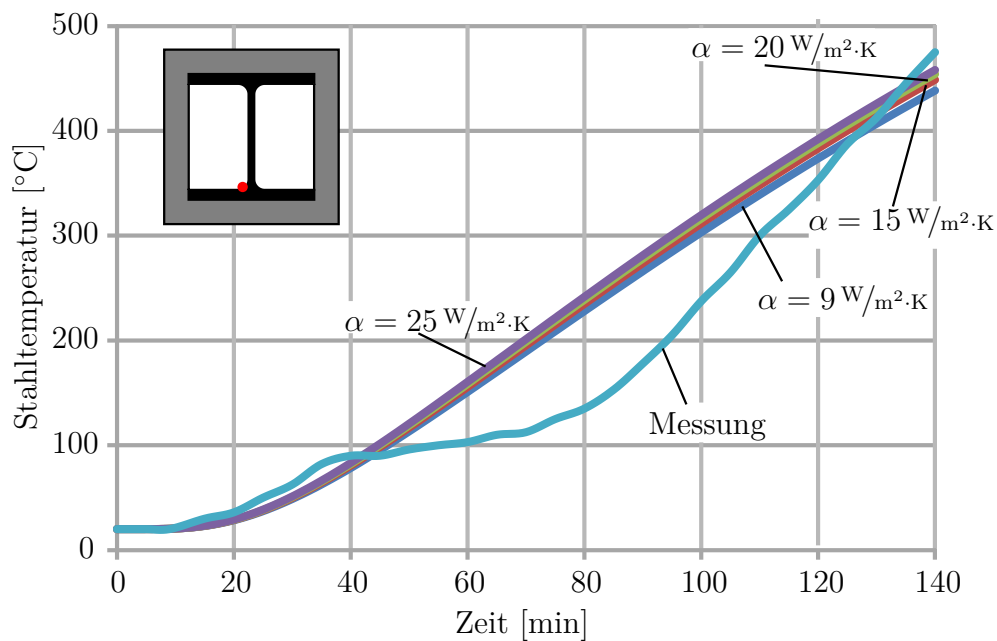


Abbildung 4.14: Temperaturverläufe über die Zeit des Messpunktes 6 beim HE 180 B-Profil bei variierendem Wärmeübergangskoeffizienten und ohne Berücksichtigung der Radiation im Hohlraum (ETK-Beflammung)

nur geringfügig gegenüber dem einzelnen Ansetzen der beiden Wärmetransportmechanismen. Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die Wärmespeicherung der Luft im Hohlraum vernachlässigbar ist. Ebenso hat der Wert des Wärmeübergangskoeffizienten im Hohlraum einen geringfügigen Einfluss auf die Ergebnisse der Simulation. Konvektion und Radiation haben hingegen einen merklichen Einfluss auf die Simulationsergebnisse. Es ist dabei gleichzeitiges Berücksichtigen von Radiation und Konvektion nicht notwendig.

Die wesentlichen Abweichungen zwischen Rechnung und Versuch stammen aus dem „Wassereinfluss“ und dem Verbrennen des Gipses. Daraus ergibt sich zunächst eine Verzögerung durch das Verdampfen des Wassers, dann eine Beschleunigung der Erwärmung durch die reduzierte Gipsdicke.

4.2.4 Zusammenfassung

In diesem Abschnitt wurde eine Möglichkeit zur Berücksichtigung von Konvektion in Hohlräumen beim Wärmetransport gezeigt. Hierfür wurde in dem FEM-Programm *Abaqus* [2] ein polygonalberandetes Element implementiert. Dieses Element wurde

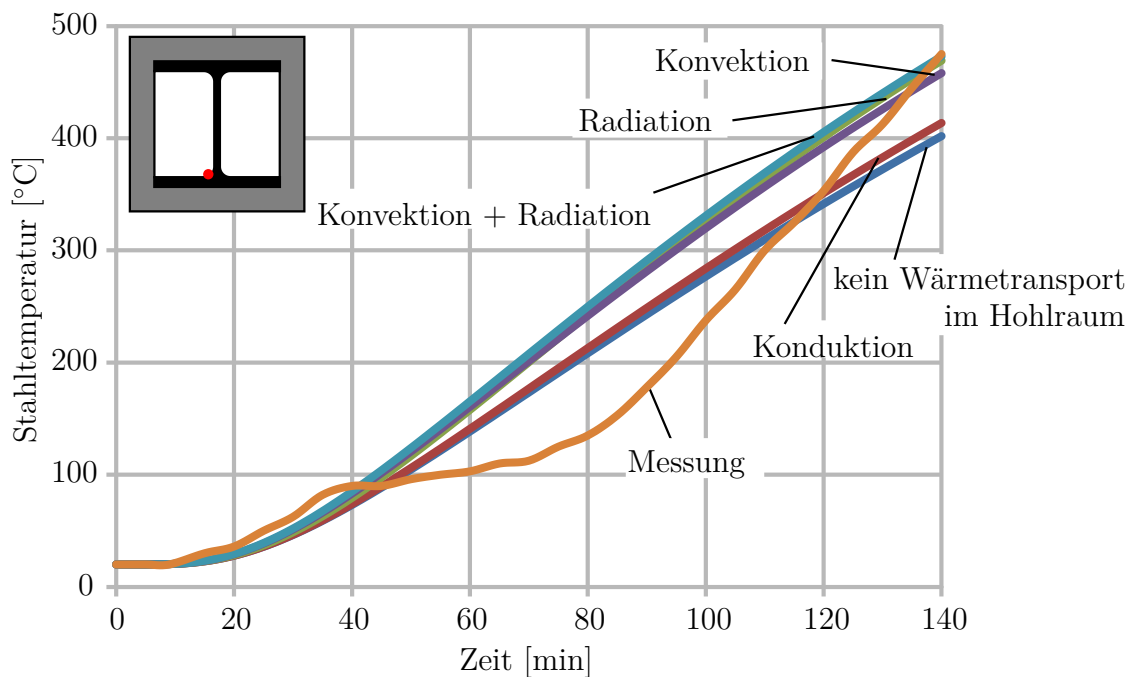


Abbildung 4.15: Temperaturverläufe über die Zeit des Messpunktes 6 beim HE 180 B-Profil bei variierender Modellierung des Wärmetransports im Hohlraum (ETK-Beflammung)

bei der thermischen Simulation von Spannbetonhohldielen und einem kastenförmig bekleideten Stahlprofil angewendet. Mittels einer Parameterstudie konnte gezeigt werden, dass die Wärmespeicherung der Luft im Hohlraum keinen merklichen Einfluss auf die Ergebnisse hat. Eine Veränderung des Wärmeübergangskoeffizienten bei gleichzeitigem Ansatz von Radiation im Hohlraum hat einen geringen Einfluss auf die Temperaturverteilung um den Hohlraum.

Mittels der hier durchgeführten Simulationen kann ebenfalls gezeigt werden, dass es bei Hohlräumen nicht ausreichend ist, die Konduktion der Luft im Hohlraum anzusetzen. Sie hat einen sehr geringen Einfluss auf die Ergebnisse. Radiation und Konvektion im Hohlraum sollten berücksichtigt werden, da sie einen starken Einfluss auf die Erwärmung des Bauteils haben. Bei vierseitig beflamnten und bekleideten Stahlbauteilen kann die Radiation oder Konvektion vernachlässigt werden, da eine Superponierung der Einflüsse aus Konvektion und Radiation nicht gegeben ist und die Abweichungen zwischen den Ergebnissen bei Berücksichtigung von Konvektion oder Radiation zu Konvektion und Radiation relativ gering ist. Dies lässt sich nicht auf das betrachtete, einseitig beflamnte Betonbauteil übertragen.

Bei allen genutzten Modellierungsmöglichkeiten des Wärmetransports im Hohlraum wurde mehr Wärme vom brandzugewandten Bereich zum brandabgewandten Bereich des Hohlraumes übertragen im Vergleich zur Modellierung ohne Wärmetransport. Der Temperaturgradient über die Dicke der Spannbetonhohldielen wurde geringer. Analoges konnte bei dem bekleideten Stahlprofil festgestellt werden.

Der Vergleich zwischen dem Hohlraum im Betonbauteil und dem Hohlraum im Stahlbauteil zeigt ähnliches Verhalten trotz unterschiedlicher Beflammung und unterschiedlichem thermischen Verhalten der Baustoffe. Eine direkte Übertragung dieser Erkenntnisse auf andere Baustoffe ist schwer möglich, da die Beflammung und das Erwärmungsverhalten meist von den hier betrachteten Baustoffen abweichen.

4.3 Einstrahlzahl bei der Radiation

Der Wärmestrom aus Radiation ist von den Oberflächentemperaturen, den Emissivitäten und der Einstrahlzahl abhängig. Die Einstrahlzahl wird häufig zu eins angenommen, da sie nur schwer zu bestimmen ist und auch in DIN EN 1991-1-2 [140] keine Hilfen dazu gegeben sind. Eine Einstrahlzahl von Eins ergibt einen Wärmeeintrag ins Bauteil, der höher ist, als er eigentlich wäre. Dies ist gleichbedeutend mit höheren Temperaturen im Bauteil. Dies wird meistens als eine Simulation mit konservativen Ergebnissen angenommen. Gerade bei Stahlbauteilen, die sich relativ schnell erwärmen, kann dies zu einer Überdimensionierung der Bauteile oder der Brandschutzbekleidung führen. Weiterhin wird in DIN EN 1993-1-2 [142] eine leicht handhabbare Lösung bei den einfachen Bemessungsverfahren zur Berücksichtigung der Einstrahlzahl (k_{SH} -Faktor) gegeben, während bei den allgemeinen Berechnungsverfahren keine Hilfestellung gegeben wird. Dies führt teilweise zu günstigeren Ergebnissen bei den einfachen Bemessungsverfahren. In diesem Abschnitt wird daher eine einfache Möglichkeit zur Berücksichtigung der Einstrahlzahl bei den allgemeinen Berechnungsverfahren für Stahlbauteile abgeleitet. Diese Möglichkeit wird mit dem k_{SH} -Faktor verglichen und anhand von Versuchen validiert.

Die DIN EN 1991-1-2 [140] bietet die Möglichkeit die Einstrahlzahl über die Gleichung

$$\varphi_{12} = \frac{1}{\pi \cdot A_1} \cdot \int_{A_1} \int_{A_2} \frac{\cos \beta_1 \cdot \cos \beta_2}{r^2} dA_1 dA_2 \quad (4.59)$$

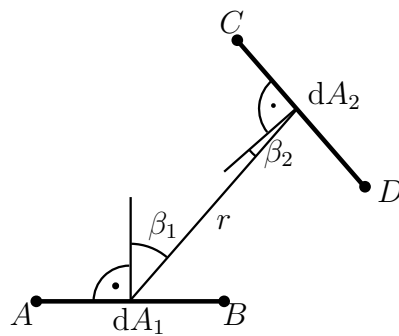


Abbildung 4.16: Strahlungsaustausch zwischen zwei Flächenelementen mit Definition der Einstrahlwinkel β_1 und β_2 , des Abstandes r und der Punkte A bis D für die *Regel der gekreuzten Fäden*

mit: A_1	strahlende Oberfläche
A_2	bestrahlte Oberfläche
β_1, β_2	Einstrahlwinkel
r	Abstand zwischen den infinitesimalen Oberflächenabschnitten dA_1 und dA_2

zu bestimmen. Die Bezeichnungen sind in Abbildung 4.16 visualisiert. Analytische Lösungen für das Doppelintegral sind für Sonderfälle möglich. Beispiele sind in Modest [84] zu finden. Eine numerische Integration des Problems ist ebenfalls möglich. Da thermische Analysen meist als zweidimensionales Problem modelliert werden, ist es sinnvoll, hierfür eine einfache Formulierung der Einstrahlzahl zu finden. Es bietet sich die *Regel der gekreuzten Fäden* oder auch *Rule of Hottle* genannt (siehe Modest [84], Franssen und Zaharia [41], Gabbott [42]) an. Sie ist wie folgt definiert:

$$\varphi_{12} = \left| \frac{\overline{AC} + \overline{BD} - \overline{AD} - \overline{BC}}{2 \cdot \overline{AB}} \right| \quad (4.60)$$

mit: A bis D Endpunkte der Strecken nach Abbildung 4.16

Es existieren somit Möglichkeiten, die Einstrahlzahl zu bestimmen. Sie gilt jedoch bei der Strahlungsinteraktion von zwei Oberflächen. Sind mehrere Flächen an der Strahlungsinteraktion beteiligt oder kann eine Fläche sich selbst bestrahlen, so muss ein Gleichungssystem gelöst werden oder Gesamteinstrahlzahlen bestimmt werden (siehe Abschnitt 2.2.1). Eine Berücksichtigung dieser Möglichkeiten in einer numerischen Simulation ist nur möglich, wenn in dem Programm entsprechende

Algorithmen implementiert sind. Die Oberflächen werden in den Programmen in endliche finite Teilflächen aufgeteilt und jede steht mit anderen in Interaktion, wobei die Interaktion jeder Teilfläche von der Temperatur der Teilfläche selbst und den Temperaturen der weiteren Teilflächen abhängt. Es ist somit nicht möglich, konstante Randbedingungen aufzubringen, die die Strahlungsinteraktion wiedergeben. Daher ist es in einer numerischen Berechnung nur schwer möglich, den positiven Effekt der Einstrahlzahl zu berücksichtigen. Bei den vereinfachten Berechnungsverfahren in DIN EN 1993-1-2 [142] wird bei Gleichung (4.25) hingegen die Möglichkeit der Reduzierung der Wärmestromdichte aus Radiation und Konvektion über den Korrekturfaktor für den Abschattungseffekt gegeben. Er ist letztendlich genau wie die Einstrahlzahl von der Geometrie abhängig. Daher kann davon ausgegangen werden, dass der Korrekturfaktor für den Abschattungseffekt und die Einstrahlzahl die gleiche Motivation haben. Durch den reduzierten Wärmeeintrag bei Gleichung (4.25) in DIN EN 1993-1-2 [142] ergibt diese Rechnung in entscheidenden Bereichen meist niedrigere Temperaturen als allgemeine Berechnungsverfahren, was mit einem optimistischeren Bauteilnachweis verbunden ist. Somit ist eine Situation entstanden, die der Philosophie der Eurocodes widerspricht. Genauere und somit auch komplexere Rechenverfahren sollten optimistischere Bauteilnachweise ergeben. Es wird daher in diesem Abschnitt eine einfache Möglichkeit der Anwendung der Einstrahlzahl bei mehreren, interagierenden Flächen erarbeitet, um anschließend die Chancen der um die Einstrahlzahl reduzierten Wärmestromdichte aus Strahlung in der numerischen Berechnung zu zeigen. Dabei werden unbedeckte Doppel-T-Profile (siehe Abbildung 4.17) betrachtet. Die Erkenntnisse aus diesem Abschnitt sind auch auf offene und hinterschnittene Verbunddecken (siehe Abbildung 4.24) übertragbar. Bezüglich der Radiation ist das Problem bei den Verbunddecken und den Doppel-T-Profilen identisch.

Wird von der Gesamteinstrahlzahl ausgegangen, so ist aus Abschnitt 2.2.1 bekannt, dass sich diese aus der Einstrahlzahl und Anteilen aus Reflexion zusammensetzt. Dies wird insbesondere in Gleichung (2.21) auf Seite 19 deutlich. Die Einstrahlzahl ist immer kleiner oder gleich Eins. Das Gleiche gilt für die Gesamteinstrahlzahl. Weiterhin kann bei baupraktischen Oberflächen von einer Emissivität $\epsilon > 0,1$ ausgegangen

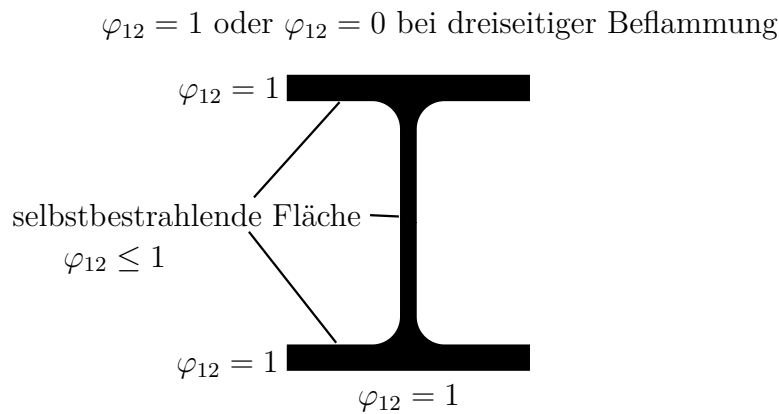


Abbildung 4.17: Einstrahlzahlen bei einem Doppel-T-Profil bei dreiseitiger oder vierseitiger Beflammung

werden. Gleichung (2.21) auf Seite 19 kann somit vereinfacht werden:

$$\phi_{ik} - \sum_{j=1}^n [(1 - \epsilon_i) \cdot \varphi_{ij} \cdot \phi_{jk}] = \varphi_{ik} \quad (4.61)$$

$$\phi_{ik} - \sum_{j=1}^n \left[\underbrace{(1 - \epsilon_i)}_{<1} \cdot \underbrace{\varphi_{ij}}_{<1} \cdot \underbrace{\phi_{jk}}_{<1} \right] = \quad (4.62)$$

$$\phi_{ik} - \sum_{j=1}^n \underbrace{[(1 - \epsilon_i) \cdot \varphi_{ij} \cdot \phi_{jk}]}_{\approx 0} = \quad (4.63)$$

$$\phi_{ik} \approx \varphi_{ik} \quad (4.64)$$

Die Summe ist nur ungefähr null, wenn die einzelnen Summanden sehr klein sind, sie sind jedoch nur klein. Dieser Einfluss sollte jedoch durch die Tatsache kompensiert werden, dass der Brandraum Radiation nicht reflektiert. Es kann somit die Einstrahlzahl statt der Gesamteinstrahlzahl genutzt werden.

Weiterhin wird hier bei Doppel-T-Profilen und Verbunddecken davon ausgegangen, dass die Temperaturdifferenzen innerhalb der Oberflächen der Kammern geringer sind als die Temperaturdifferenz zwischen den Oberflächen der Kammer und dem Brandraum. Somit sind die Wärmestromdichten aus Radiation unterhalb der Oberflächen der Kammer erheblich geringer als die Wärmestromdichte aus Radiation zwischen dem Brand und den Oberflächen. Dies bedeutet, dass die Wärmestromdichten aus Radiation der Oberflächen der Kammer vernachlässigt werden können. Somit stellen sich die Wärmestromdichten aus Radiation wie nach Abbildung 4.18 ein.

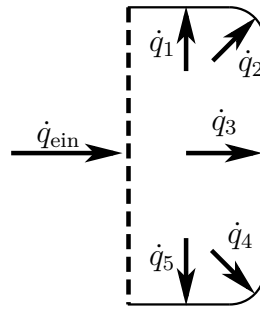


Abbildung 4.18: Wärmestromdichten aus Radiation in einer Kammer

Die Richtung der Wärmestromdichte aus Abbildung 4.18 gilt für ein Erwärmen des Profils. Beim Abkühlen des Profils dreht sich die Richtung. Während des Aufheizens und Abkühlens stellt sich auch ein Zustand ein, bei dem die Wärmestromdichten aus Radiation zwischen Brandraum und den Oberflächen und den Oberflächen selbst gleich groß sind. Hier wird ein Fehler gemacht, wenn eine Wärmestromdichte aus Radiation vernachlässigt wird. Dies ist allerdings nur ein kurzer Zeitraum, sodass der Fehler vernachlässigbar ist. Weiterhin sind in den Berechnungen Annahmen enthalten, die die Wärmestromdichte erhöhen, und somit leichte Fehler kompensieren. Hier sind exemplarisch zu nennen:

- Der Brand wird nicht als schwarzer Strahler strahlen ($\epsilon_f < 1,0$).
- Die Oberfläche ist kein perfekter grauer Strahler, sondern wird bestimmte Wellenlängen des Lichtes annähernd wie ein grauer Strahler absorbieren und andere Wellenlängen nicht.

Somit kann für die Wärmestromdichte aus Radiation auf die Oberflächen in der Kammer über die Definition

$$\dot{q}_{12} = \varphi_{12} \cdot \epsilon_1 \cdot \epsilon_2 \cdot \sigma \cdot (\theta_1^4 - \theta_2^4) \quad (4.65)$$

genutzt werden, wobei die Einstrahlzahl Werte kleiner eins annimmt.

In einem ersten Schritt wird die Einstrahlzahl mit dem Korrekturfaktor für den Abschattungseffekt (k_{SH} -Faktor) verglichen. Da es nicht nur *eine* Einstrahlzahl bei den Profilen gibt, sondern vier (Flansch, Steg, Ausrundung und sonstige Bereiche),

wird eine über dem Umfang des Profils gemittelte Einstrahlzahl gebildet:

$$\varphi_{12,m} = \frac{1}{\sum_i l_i} \cdot \sum_i \varphi_{12,i} \cdot l_i \quad (4.66)$$

Dabei ist bei einigen Flächen die Einstrahlzahl eins. Diese Flächen sind in Abbildung 4.17 zu sehen. Als Stahlprofile werden die standardisierten I-Profile IPE, HEA, HEB und HEM genutzt. Der k_{SH} -Faktor wird gemäß Eurocode für die Gegenüberstellung wie folgt berechnet:

$$k_{SH} = 0,9 \cdot \frac{(A_m/V)_{Box}}{A_m/V} = 0,9 \cdot \frac{A_{m,Box}}{A_m} \quad (4.67)$$

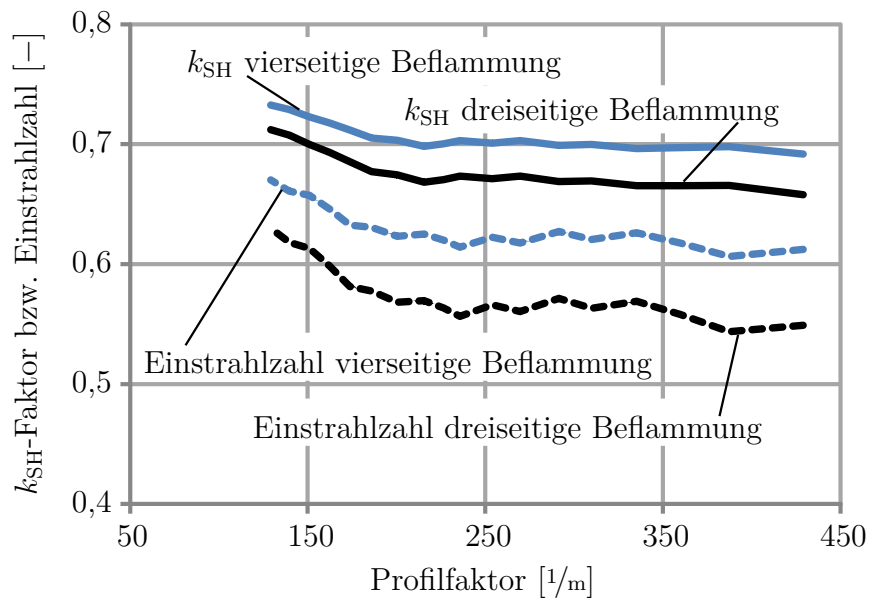
In Abbildung 4.19a und Abbildung 4.19b sind die Ergebnisse für die IPE- und HEA-Profile zu sehen. Die Ergebnisse für die HEB- und HEM-Profile ähneln den Ergebnissen der HEA-Profile. In Abbildung 4.19a und Abbildung 4.19b ist der k_{SH} -Faktor und die gemittelte Einstrahlzahl über den Profilmfaktor aufgetragen. Dabei wird noch zwischen zwei typischen Beflammungsarten unterschieden. Der Profilmfaktor wird zur besseren Übersicht unabhängig von der Beflammungsart als Umfang des Profils zur Fläche des Profils gebildet. Es ist zu erkennen, dass für jede Beflammungsart die gemittelte Einstrahlzahl immer kleiner als der k_{SH} -Faktor ist.

Somit ist davon auszugehen, dass bei den numerischen Berechnungen die Wärmestromdichte aus Radiation immer kleiner ist als bei der Handrechnung nach Gleichung (4.25). Dies ist auch zusammenfassend in Tabelle 4.5 zu sehen. Der Unterschied zwischen k_{SH} -Faktor und gemittelter Einstrahlzahl liegt im Mittel zwischen 8% und 19%. Die Unterschiede bei der dreiseitigen Beflammung streuen weniger als bei der vierseitigen Beflammung.

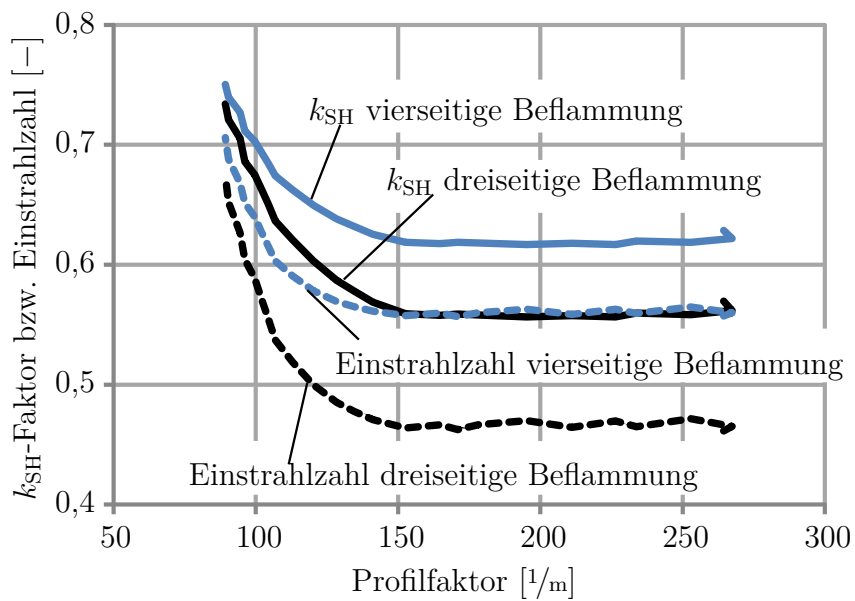
Tabelle 4.5: Mittelwert und Standardabweichung des Verhältnisses k_{SH} -Faktor zur gemittelten Einstrahlzahl

Profilart	dreiseitige Beflammung		vierseitige Beflammung	
	Mittelwert	Standardabweichung	Mittelwert	Standardabweichung
IPE	1,112	0,015	1,179	0,024
HEA	1,105	0,015	1,181	0,036
HEB	1,101	0,014	1,174	0,034
HEM	1,087	0,011	1,150	0,023

In einem weiteren Schritt wird die Erwärmung unbedeckter, dreiseitig beflammter



(a) IPE-Profil



(b) HEA-Profil

Abbildung 4.19: k_{SH} -Faktoren und gemittelte Einstrahlzahlen in Abhängigkeit des Profilfaktors

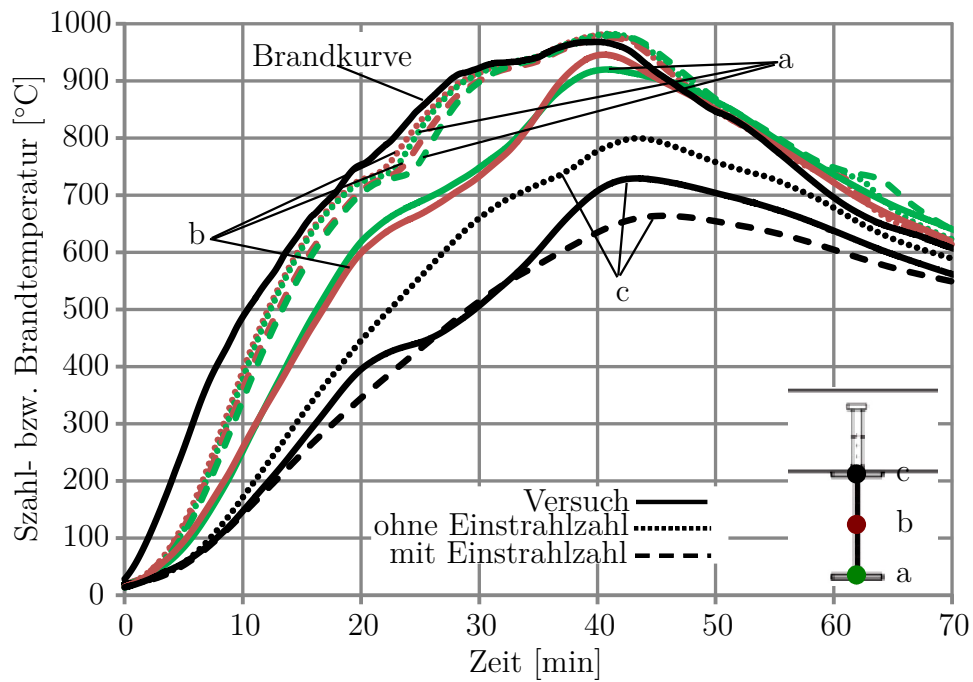
IPE-Träger aus den Brandversuchen von Dachau (siehe Mensinger u. a. [81]) simuliert. Dabei wird zum einen eine Wärmestromdichte aus Radiation ohne Einstrahlzahl und zum anderen mit Einstrahlzahl berücksichtigt. Die numerischen Ergebnisse werden mit den Messergebnissen in Abbildung 4.20a und Abbildung 4.20b verglichen. Die numerischen Ergebnisse für die Messpunkte a und b bilden durch das Ansetzen der Einstrahlzahl die Messergebnisse besser ab. Es sind jedoch weiterhin Abweichungen von bis zu 150 °C vorhanden, wobei in der Simulation die Temperaturen überschätzt werden. Die Abweichungen resultieren insbesondere aus

- dem Wärmeübergangskoeffizienten, der in der Simulation als konstant angesetzt wird,
- dem Ansetzen der Emissivität des Brandes von eins in der Simulation und
- dem Messen der Brandkurve mit einem Abstand zu dem Temperaturmesspunkt am Bauteil.

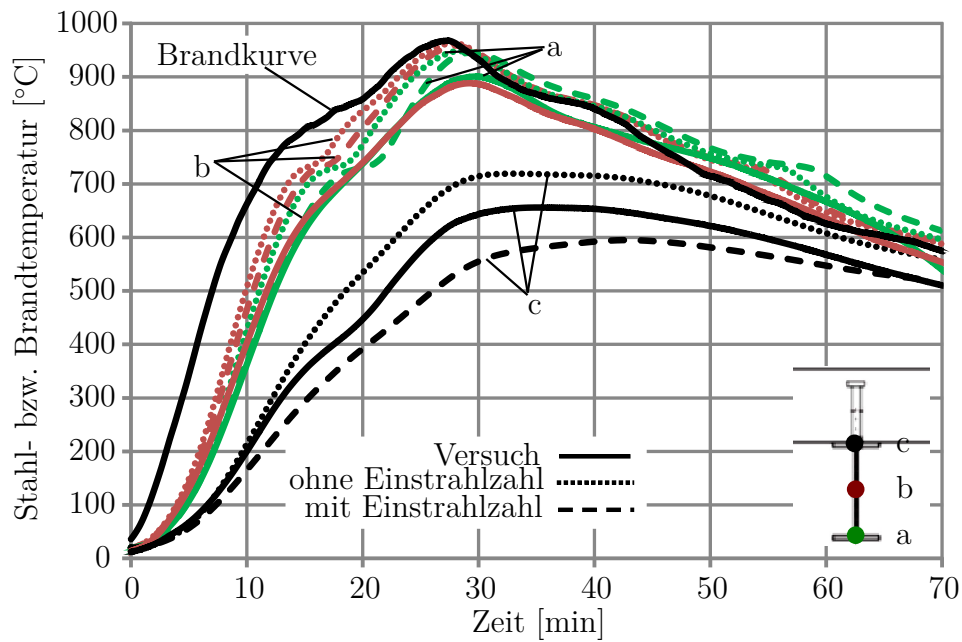
Bei dem Messpunkt c wird die Temperatur in der Simulation beim Ansetzen der Einstrahlzahl zu niedrig berechnet. Dies resultiert zum einen aus dem ideal modellierten Wärmeübergang zwischen Baustahl und Beton und zum anderen aus der Vernachlässigung der Strahlungsinteraktion bei der Einstrahlzahl. In Realität ist der Wärmeübergang zwischen dem Stahlträger und der Betonplatte nicht ideal, sodass die Wärme nicht optimal von dem Stahl in den Beton geleitet wird und sich somit in dem Stahl „staut“. Ebenso hat die fehlende Strahlungsinteraktion in der Simulation einen Einfluss. Die wärmeren Bereiche des Trägers geben über Strahlung ihre Wärme an den kühleren Oberflansch ab, sodass die warmen Bereiche etwas kühler werden und der kühlere Oberflansch sich etwas stärker erwärmt. Insgesamt geben die numerischen Ergebnisse die Messung gut wieder. Die Temperaturverläufe sind zu erkennen und die Temperaturüberschreitungen beziehungsweise Temperaturunterschreitung gleichen sich aus. In Abbildung 4.20a und Abbildung 4.20b sind die Messungen des Juli-Versuches der Brandversuche in Dachau (siehe Mensinger u. a. [81]) wiedergegeben. Bei dem September-Versuch ist Ähnliches zu beobachten. Er wird daher nicht näher beschrieben.

Um die Berechnungsergebnisse der numerischen Simulationen mit Gleichung (4.25) aus DIN EN 1993-1-2 [142] vergleichen zu können, wird eine mittlere Temperatur der Profile berechnet:

$$\theta_m = \frac{1}{\sum_i V_i} \cdot \sum_i \theta_i \cdot V_i \quad (4.68)$$



(a) IPE 160-Profil



(b) IPE 240-Profil

Abbildung 4.20: Vergleich der berechneten Temperaturen mit und ohne Berücksichtigung der Einstrahlzahl und den Messergebnissen des Juli-Versuches in Dachau [81]

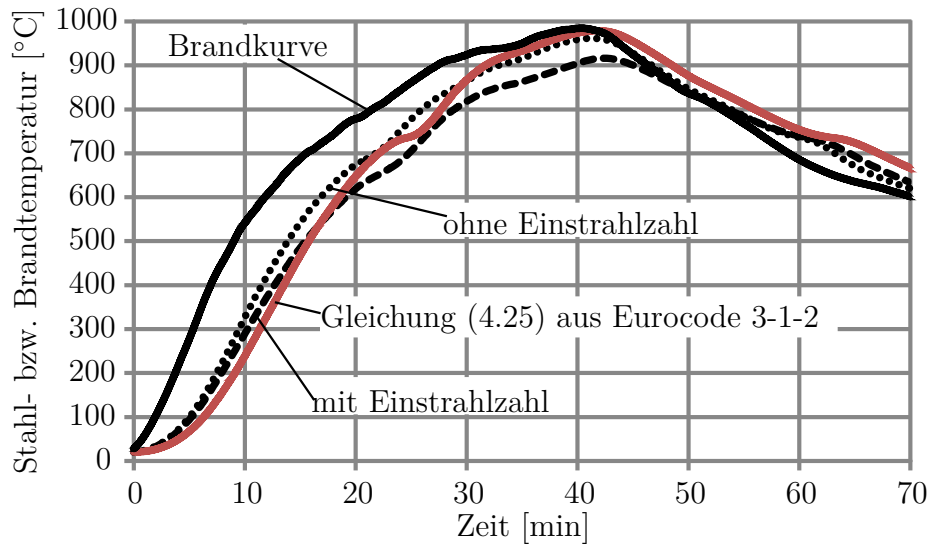
mit: V_i Integrationsvolumen eines FEM-Knotens
 θ_i Temperatur des FEM-Knotens bei einer bestimmten Zeit

Der Vergleich zwischen der gemittelten Temperatur der numerischen Berechnung und der Gleichung (4.25) aus DIN EN 1993-1-2 [142] ist in Abbildung 4.21a und Abbildung 4.21b zu sehen.

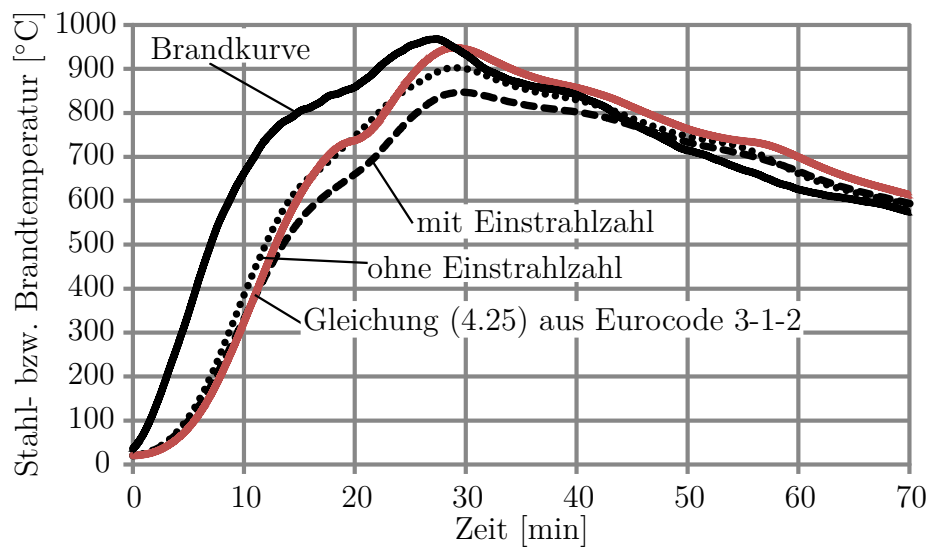
Hierbei wird erneut nur der Juli-Versuch von Dachau (siehe Mensinger u. a. [81]) gezeigt, da sich bei dem zweiten Versuch Ähnliches ergibt. Aus den Abbildungen wird deutlich, dass die numerische Simulation ohne Berücksichtigung der Einstrahlzahl bezüglich der gemittelten Temperatur ungünstiger ist als Gleichung (4.25) aus DIN EN 1993-1-2 [142]. Erst beim Berücksichtigen der Einstrahlzahl ergeben sich in der Simulation geringere Temperaturen. Da die Simulationen mit Berücksichtigung der Einstrahlzahl gute Übereinstimmungen mit den Messstellen des Versuches ergeben (siehe Abbildung 4.20), ist davon auszugehen, dass auch die gemittelte Temperatur den Versuch gut repräsentiert. Somit kann Abbildung 4.21a und Abbildung 4.21b auch entnommen werden, dass Gleichung (4.25) aus DIN EN 1993-1-2 [142] bei höheren Temperaturen konservative Ergebnisse liefert.

Für ungeschützte Stahlbauteile sind gerade die ersten Minuten des (ETK-) Brandes von Bedeutung. In dieser Zeit besitzt der Stahl noch genügend Festigkeit und Steifigkeit, um Lasten abzutragen und die Widerstandszeit von fünfzehn Minuten zu erreichen. Die Feuerwiderstandsklasse R15 ist in Deutschland von untergeordneter Bedeutung, im europäischen Ausland wird sie jedoch häufiger gefordert. Daher werden die ersten zwanzig Minuten von Abbildung 4.21a und Abbildung 4.21b in Abbildung 4.22a und Abbildung 4.22b genauer betrachtet.

Es ist zu sehen, dass Gleichung (4.25) aus DIN EN 1993-1-2 [142] niedrigere Temperaturen als die Simulationen ergeben kann. Insbesondere beim Vergleich von Gleichung (4.25) aus DIN EN 1993-1-2 [142] mit der Simulation ohne Berücksichtigung der Einstrahlzahl sind in einem entscheidenden Temperaturbereich Temperaturunterschiede von 100°C möglich. Dies bedeutet exemplarisch einen Festigkeitsunterschied von 30 % bei fünfzehn Minuten Brand in Abbildung 4.22a. Der Unterschied zwischen Gleichung (4.25) aus DIN EN 1993-1-2 [142] und der Simulation mit Berücksichtigung der Einstrahlzahl fällt geringer aus und die Temperaturen aus Gleichung (4.25) steigen schneller über die Temperatur der Simulation. Das genaue Verhalten ist vom Brand und auch vom Profil anhängig, jedoch ist es hier spätestens nach fünfzehn Minuten Brand so, dass die Simulation mit Berücksichtigung der Einstrahlzahl gleich

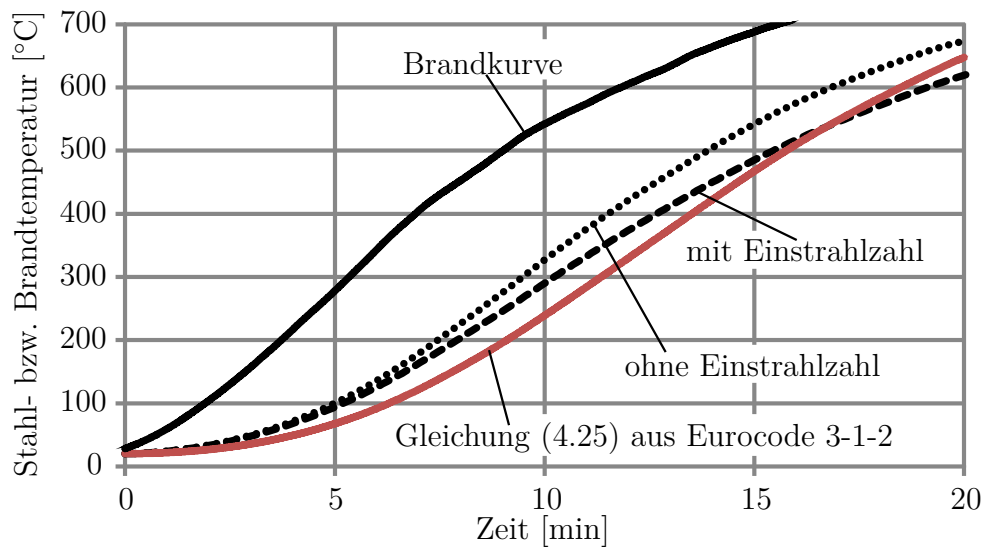


(a) IPE 160-Profil

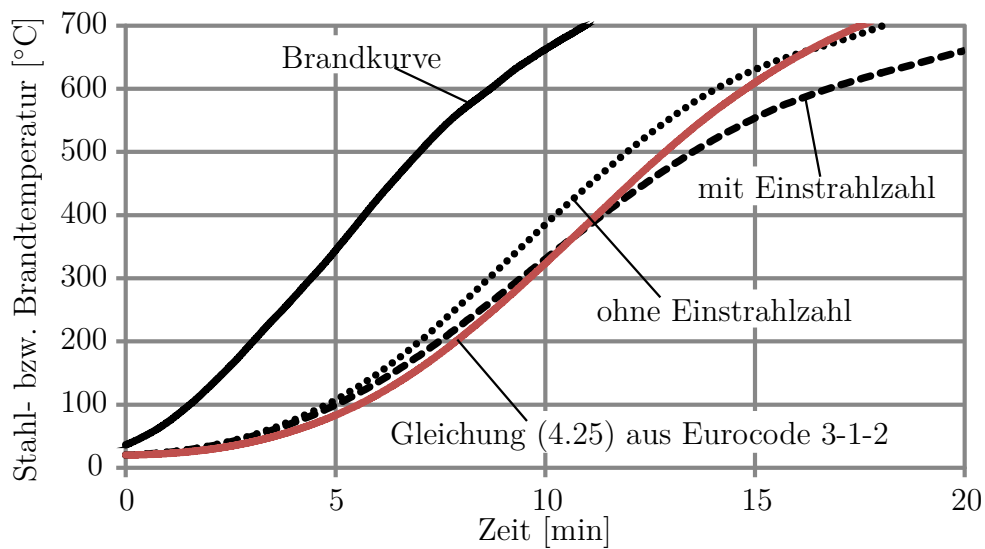


(b) IPE 240-Profil

Abbildung 4.21: Vergleich der gemittelten Temperatur der numerischen Simulation mit der Temperatur nach Gleichung (4.25) aus DIN EN 1993-1-2 [142] für den Juli-Versuch in Dachau [81]



(a) IPE 160-Profil



(b) IPE 240-Profil

Abbildung 4.22: Vergleich der gemittelten Temperatur der numerischen Simulation mit der Temperatur nach Gleichung (4.25) aus DIN EN 1993-1-2 [142] für den Juli-Versuch in Dachau [81] bis 20 Minuten Branddauer

oder günstiger ausfällt als Gleichung (4.25). Das komplexe Nachweisverfahren ist mit einer etwas genaueren Modellierung gegenüber dem vereinfachten Nachweisverfahren nicht mehr benachteiligt.

Es lässt sich zusammenfassen, dass Gleichung (4.25) aus DIN EN 1993-1-2 [142] in der frühen Brandphase geringere Temperaturen als eine Simulation ohne Berücksichtigung der Einstrahlzahl ergibt. Ebenso kann geschlussfolgert werden, dass eine Berücksichtigung der Einstrahlzahl in der Simulation gerechtfertigt ist und zu realistischeren Temperaturen der Simulation führt. Hierbei ist allerdings zu beachten, dass in Strahlungsinteraktion stehende Flächen möglichst ähnliche Temperaturen haben sollten. Ist dieses gegeben, so ergibt eine numerische Simulation mit Berücksichtigung der Einstrahlzahl niedrigere Temperaturen als Gleichung (4.25) aus DIN EN 1993-1-2 [142] und der Intention der Eurocodes wird entsprochen.

4.4 Temperaturabhängige Emissivität und Abschattungseffekte bei Verbunddecken

Die Emissivität einer Oberfläche ist von verschiedenen Faktoren abhängig. Hierzu zählen unter anderem die Oberflächenbeschaffenheit, die Oberflächenfarbe und die Oberflächentemperatur. In den meisten Fällen ist es ausreichend, die Emissivität der Oberfläche als konstant anzunehmen. Die Schwankungen der Emissivität sind in diesen Fällen gering. Daher ist in FEM-Programmen wie *Abaqus* [2] und *Ansys* nicht die Möglichkeit gegeben, eine veränderliche Emissivität zu nutzen. Dies spiegelt auch die Gleichung (4.45) auf Seite 98 wieder.

Gerade bei teils extremen Temperaturänderungen kann es notwendig sein, eine temperaturabhängige Emissivität zu berücksichtigen. Dieses ist beispielsweise bei Abkühlen von Trägern von Bedeutung (siehe Schaumann und Hamme [103]) oder auch bei verzinkten Blechen (siehe Hamerlinck [48]). Insbesondere der letzte Fall tritt im Brandfall häufig auf. Die verzinkte Oberfläche hat eine geringere Emissivität als Stahl. In Kabelac [64] wird die Emissivität von verzinktem Blech bei Raumtemperatur mit 0,25 angegeben. Stahl besitzt nach DIN EN 1994-1-2 [142] eine Emissivität von 0,7. Wird die verzinkte Oberfläche erhitzt und erreicht Temperaturen von über 400 °C, fängt der Zink an zu schmelzen und die Stahloberfläche kommt zum Vorschein. Die Emissivität der Oberfläche steigt. Werte für die temperaturabhängige Emissivität von

verzinkten Oberflächen sind in Hamerlinck [48] zu finden. Es sind auch vereinfachte Anwendungsmöglichkeiten gegeben, eine numerische Umsetzung erfolgte jedoch nicht. Dies wird hier am Beispiel der Schnittstellenimplementierung in *Abaqus* [2] gezeigt. Für die numerische Umsetzung der temperaturabhängigen Emissivität müssen die Wärmestromdichte ins Bauteil (\dot{q}) und die Ableitung der Wärmestromdichte nach der Oberflächentemperatur ($\frac{\partial \dot{q}}{\partial \theta}$) definiert werden. Ausgehend von Gleichung (2.12) auf Seite 17 ergibt sich die Wärmestromdichte aus Radiation an der Bauteiloberfläche zu:

$$\dot{q} = C_{12} \cdot (\theta^4 - \theta_{\text{Gas}}^4) \quad (4.69)$$

Die Ableitung nach der Oberflächentemperatur wird über die Produktregel ermittelt:

$$\frac{\partial \dot{q}}{\partial \theta} = \frac{\partial C_{12}}{\partial \theta} \cdot (\theta^4 - \theta_{\text{Gas}}^4) + C_{12} \cdot 4 \cdot \theta^3 \quad (4.70)$$

Wird jetzt Gleichung (2.14) auf Seite 18 genutzt, lässt sich die Ableitung des Strahlungsaustauschkoeffizienten definieren.

$$\frac{\partial C_{12}}{\partial \theta} = \varphi_{12} \cdot \epsilon_{\text{Gas}} \cdot \sigma \cdot \frac{\partial \epsilon}{\partial \theta} \quad (4.71)$$

Dabei wird berücksichtigt, dass die Einstrahlzahl, die Emissivität des Brandes und die Stefan-Boltzmann-Konstante nicht von der Oberflächentemperatur abhängig sind. Alle Werte außer $\frac{\partial \epsilon}{\partial \theta}$ sind bekannt bzw. vorgegeben. Ausgehend von Hamerlinck [48] wird die Emissivität übernommen. Sie wird jedoch bei hohen Temperaturen auf 0,7 begrenzt, da dieser Wert in DIN EN 1994-1-2 [143] für Stahl empfohlen wird. Die daraus folgende Emissivität und die Ableitung der Emissivität nach der Temperatur sind in Abbildung 4.23 zu sehen. Anhand der Abbildung wird deutlich, dass die Funktion der Ableitung nicht kontinuierlich ist. Dies hat seinen Ursprung in der abschnittswisen Definition der Emissivität ohne fließende Übergänge.

Die Bedeutung der Ableitung der Emissivität wird deutlich, wenn Gleichung (4.70) exemplarisch für jeden Summanden mit den Werten aus Abbildung 4.23, einer Oberflächentemperatur von 400 °C und einer Gastemperatur von 450 °C ausgewertet wird:

$$\frac{\partial \dot{q}}{\partial \theta} = -0,039 + 0,048 \quad (4.72)$$

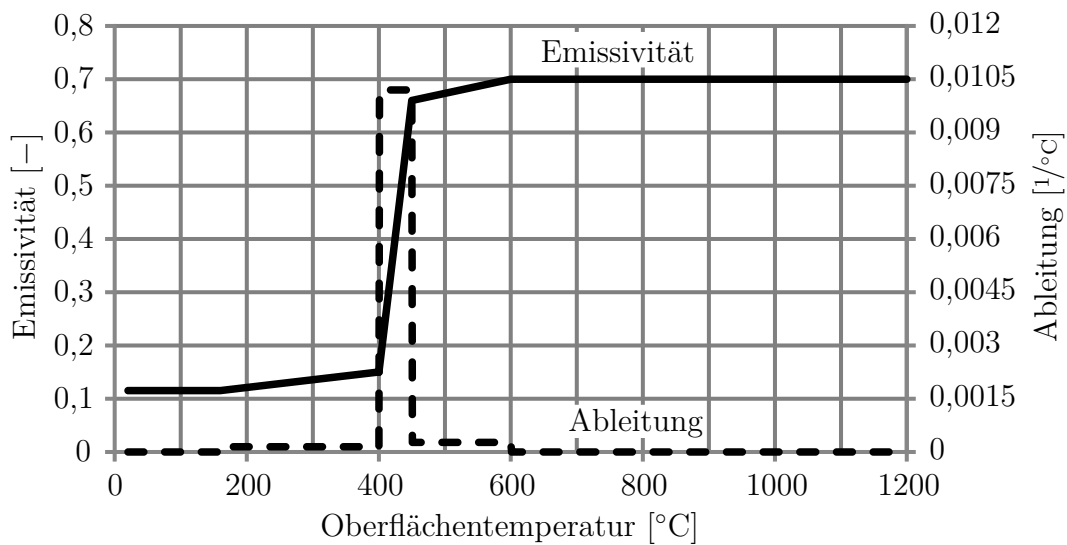


Abbildung 4.23: Temperaturabhängige Emissivität und die Ableitung der Emissivität nach der Temperatur von verzinktem Blech

Die Summanden sind von gleicher Größenordnung und somit kann kein Summand gegenüber dem Anderen vernachlässigt werden.

Die temperaturabhängige Definition der Emissivität führt letztendlich in eine *Rubin'sche* Randbedingung bei der FEM. Es ist somit möglich diese Randbedingung mit weiteren *Rubin'schen* Randbedingungen (wie Konvektion) zu kombinieren. Genauere Erläuterungen zu *Rubin'schen* Randbedingungen sind in Knothe und Wessels [67] gegeben.

Die Implementierung der Schnittstelle ist in Kapitel C im Anhang enthalten. Es wird bei der Implementierung darauf geachtet, die Anwendbarkeit möglichst allgemeingültig zu halten. Dadurch ist es jedoch nicht möglich, das Abkühlverhalten des Bauteils zu beschreiben. Der Schnittstelle wird kein Zugriff auf benutzerdefinierte Felder garantiert. Daher kann keine Maximaltemperatur an dem entsprechenden FEM-Knoten gespeichert werden und auch nicht über die Schnittstelle eingelesen werden. Dieses ist erforderlich, um die Emissivität korrekt abzubilden. Wenn das Zink geschmolzen ist, wird die Emissivität des Stahls in Realität auch beim Abkühlen der Oberfläche beibehalten. Dieses kann in der numerischen Berechnung nur berücksichtigt werden, wenn zusätzliche Informationen wie eine Schädigung, die sich in diesem Fall über die Maximaltemperatur ableiten lässt, vorhanden ist. Ohne die Schädigungsinformation wird die Kurve der Emissivität beim Abkühlen einfach rückwärts durchlaufen.

Die implementierte Schnittstelle wird auf Brandversuche, die in Dachau durchge-

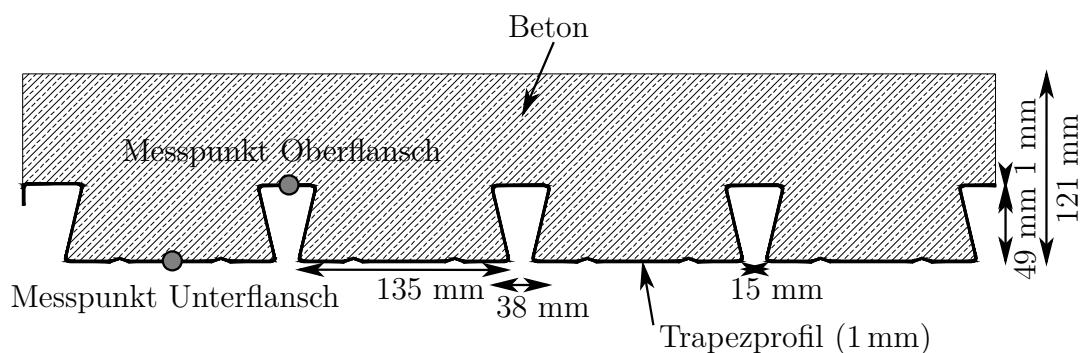


Abbildung 4.24: Querschnitt der betrachteten Verbunddecke mit Temperaturmesspunkten

führt wurden, angewendet. Genauere Informationen über die Brandversuche sind in Mensinger u. a. [81] zu finden. Bei den Versuchen wird eine Verbunddecke mit 12 cm Ortbeton und einem hinterschnittenen Trapezprofil untersucht. Eine Darstellung des Deckenquerschnittes ist Abbildung 4.24 zu entnehmen. In Abbildung 4.24 sind ebenfalls die Temperaturmesspunkte eingezeichnet. Zu Beginn werden die Unterflanschttemperaturen des Trapezprofils betrachtet. Hierfür werden zwei numerische Analysen durchgeführt. In der ersten Analyse werden die Wärmeübergangsbedingungen nach DIN EN 1994-1-2 [143] genutzt. Anschließend wird die Emissivität der Trapezblechoberfläche nach Abbildung 4.23 angesetzt. Die Ergebnisse der Berechnungen sind in Abbildung 4.25 zu sehen. Zusätzlich sind die gemessenen Temperaturen des Trapezprofils und die Brandraumtemperaturen der nächstgelegenen Messstelle eingezeichnet. Die Messstelle der Brandraumtemperatur ist ungefähr zwei Meter von der Messstelle des Trapezprofils entfernt. Die Temperaturdaten der Brandraummessung dienen als Eingangsdaten für die thermischen Analysen. Abbildung 4.25 ist zu entnehmen, dass das Ansetzen der temperaturabhängigen Emissivität der Trapezprofiloberfläche im Vergleich zu der normativen Forderung im Zeitbereich von der zehnten Minute bis zur vierzigsten Minute Temperaturunterschiede von bis zu 200 °C bewirkt. Gerade bei niedrigen Temperaturen stimmt die Simulation mit veränderlicher Emissivität besser mit den Messungen überein als die Simulation mit den normativen Werten. Ab der fünfundzwanzigsten Brandminute zeigt die Simulation mit den Normwerten eine bessere Übereinstimmung mit den Messungen. Nach der vierzigsten Brandminute zeigen beide Simulationen gute Übereinstimmungen mit der Messung. Die Ursache, dass beide Simulationen die Messung in der Brandentstehungsphase nicht optimal wiedergeben, sind die Eingangsdaten. Ein Vergleich zwischen der

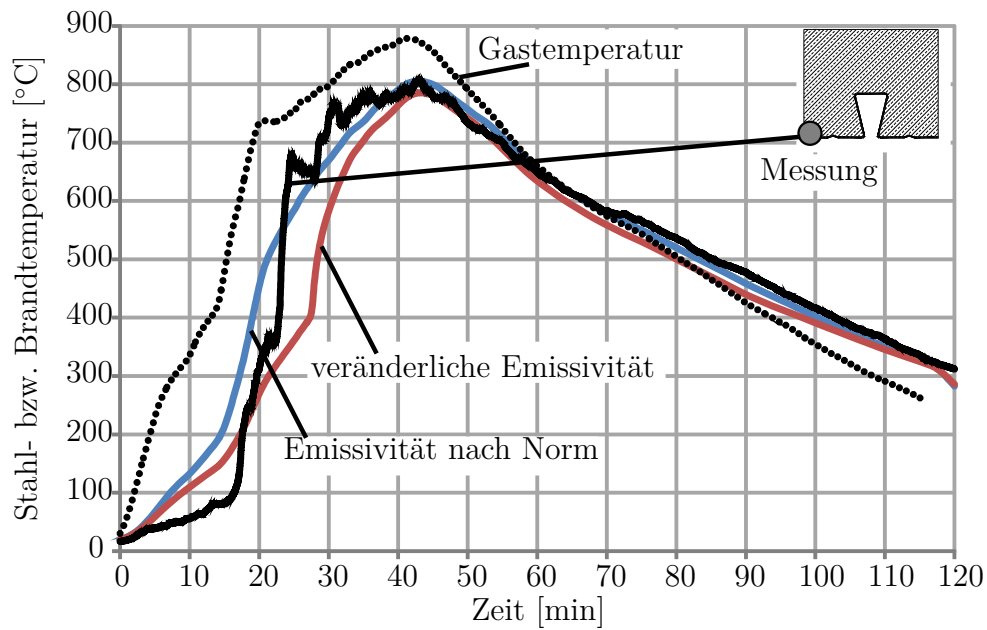


Abbildung 4.25: Vergleich zwischen gemessener und berechneter Temperatur bei unterschiedlicher Emissivität der Oberfläche des September-Versuches in Dachau [81]

gemessenen Bauteiltemperatur und der Gastemperatur macht deutlich, dass gerade im anfänglichen Bereich unterschiedliche Kurvenverläufe vorhanden sind. Während des Versuches hat sich der Brand im Brandraum ausgebreitet, sodass die Messstelle für die Gastemperatur keine optimalen Eingangsdaten für die Simulation der zwei Meter entfernten Messung der Bauteiltemperatur liefert. Es kann jedoch festgehalten werden, dass eine temperaturabhängige Emissivität gerade bei verzinkten Blechen physikalisch korrekt ist und die numerische Umsetzung des Problems hier gezeigt werden kann. Die Auswirkungen der temperaturabhängigen Emissivität im Vergleich zu der normativen Forderung sind eher in der frühen Phase des Brandes zu sehen. Da der betrachtete Naturbrand der Einheits-Temperaturzeitkurve recht ähnlich ist, ist davon auszugehen, dass der positive Effekt der veränderlichen Emissivität bei einer Klassifizierung in die Feuerwiderstandsdauer R30 die größten Auswirkungen hat.

Weiterhin wird die Messstelle am Oberflansch des Trapezprofils betrachtet. Bei dieser Messstelle ist aus Hamerlinck [48] bekannt, dass aufgrund der Profilgeometrie eine reduzierte Konvektion vorhanden ist. Hamerlinck [48] hat hauptsächlich offene Profile betrachtet und für Oberflansche und Stege einen Wärmeübergangskoeffizienten von $\alpha = 15 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ angegeben. Da es sich hier um ein hinterschnittenes Profil handelt,

ist mit geringeren Luftströmungen in dem Bereich der Hinterschneidung zu rechnen als bei Hamerlinck [48] und somit mit geringeren Wärmeübergangskoeffizienten. Es wird daher eine Parameterstudie zu den Wärmeübergangsbedingungen durchgeführt. Dabei werden folgende Randbedingungen für den Oberflansch und die Stege des Trapezprofils genauer betrachtet:

- Wärmeübergangsbedingungen nach Norm: $\epsilon = 0,7$ und $\alpha = 35 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$
- $\epsilon = 0,7$ mit Einstrahlzahl (φ_{12}) und $\alpha = 35 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$
- $\epsilon = 0,7$ mit φ_{12} und $\alpha = 15 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$
- $\epsilon = 0,7$ mit φ_{12} und $\alpha = 10 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$
- temperaturabhängige Emissivität mit φ_{12} und $\alpha = 10 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$

Der Unterflansch des Bleches wird mit der Emissivität der Stege bzw. des Oberflansches ausgestattet, der Wärmeübergangskoeffizient beim Unterflansch wird immer zu $\alpha = 35 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ angenommen. Als Brandeinwirkung dient die Brandraumtemperatur aus Abbildung 4.25. Auch bei diesen Rechnungen entspricht die Brandkurve einer Näherung an die Realität. Die Abweichung wird jedoch durch die geringeren Wärmeübergangskoeffizienten abgemindert, sodass die Temperaturen der Rechnung gute Übereinstimmungen mit den Temperaturmessungen zeigen sollten. Die Ergebnisse der Rechnungen und die Temperaturmessung sind in Abbildung 4.26 zu sehen. Es wird deutlich, dass die Temperaturen der Simulationen mit der normativen Forderung der Emissivität von $\epsilon = 0,7$ im Vergleich zu der gemessenen Temperatur zu hoch liegen. Erst wenn zusätzlich die geringere Emissivität des verzinkten Bleches berücksichtigt wird, nähern sich die Temperaturen der Messung und der Simulation an. Da bei den Temperaturmessungen die Werte nur knapp über 300°C liegen, ist davon auszugehen, dass die Zinkschicht nicht zerstört wird und die geringere Emissivität der verzinkten Oberfläche erhalten bleibt. Das Gleiche gilt für die Simulation. Es wird gezeigt, dass das verzinkte Blech eine geringere Emissivität der Oberfläche besitzt als ein unverzinktes Blech. Weiterhin wird gezeigt, dass bei hinterschnittenen Trapezprofilen eine reduzierte Wärmestromdichte aus Konvektion für Oberflansch und Steg berücksichtigt werden sollte.

Die vermeintlich kleinen Abweichungen bei der Emissivität und bei dem Wärmeübergangskoeffizienten haben in ihrer Summe einen erheblichen Einfluss auf evtl. anschließende, mechanische Simulationen. Werden die Temperaturen aus Abbildung 4.26

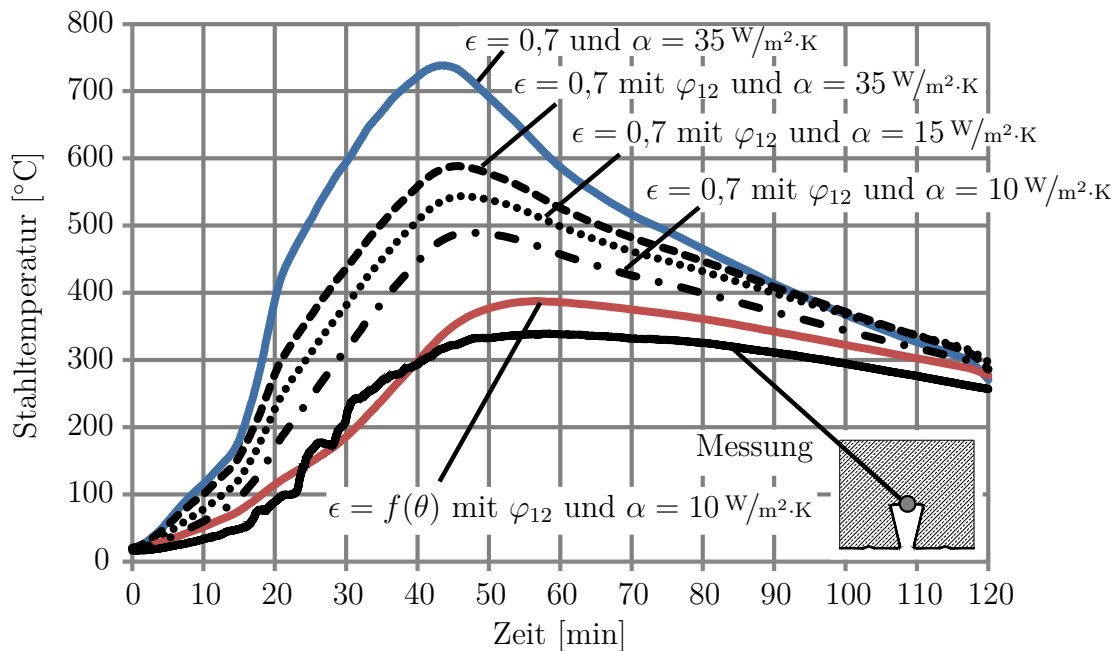


Abbildung 4.26: Vergleich zwischen gemessener und berechneter Temperatur bei unterschiedlichen Wärmübergangsbedingungen des September-Versuches in Dachau [81]

mit den normativen Parametern in der mechanischen Simulation angesetzt, wird die Tragfähigkeit der Verbunddecke erheblich geringer sein als bei den Temperaturen mit der temperaturabhängigen Emissivität und dem Wärmeübergangskoeffizienten von $\alpha = 10 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$. Baustahl verliert ab einer Temperatur von $400 \text{ }^\circ\text{C}$ erheblich an Festigkeit und Steifigkeit. Diese Temperatur wird bei den normativen Forderungen deutlich überschritten und somit wird ein entscheidender zugtragfähiger Anteil der Verbunddecke nicht berücksichtigt, obwohl er vorhanden ist. Die Konsequenz ist eine reduzierte Tragfähigkeit.

Abschließend kann festgehalten werden, dass der Ansatz der temperaturabhängigen Emissivität von verzinktem Blech sinnvoll bei thermischen Simulationen ist. Ebenso sollte ein reduzierter Wärmeübergangskoeffizient bei Trapezprofilen berücksichtigt werden. Hierbei ist noch zwischen offenen und hinterschnittenen Profilen zu differenzieren. Eine normative Berücksichtigung dieser Werte ist wünschenswert, jedoch gibt es hier noch offene Fragestellungen, die experimentell untersucht werden sollten, wie:

- Ändert sich die Emissivität von verzinkten Oberflächen beim Nachdunkeln von

Zink?

- Gibt es Ausnahmen bei dem reduzierten Wärmeübergangskoeffizienten für Trapezprofile?
- Welchen Einfluss hat die Geometrie der Trapezprofile auf den Wärmeübergangskoeffizienten?

Somit ist weitere Forschung notwendig, bevor normative Aussagen getroffen werden können.

4.5 Simulation von reaktiven Brandschutzsystemen

In diesem Abschnitt werden die Materialkennwerte aus Abschnitt 3.3 auf Seite 62 in Verbindung mit Abschnitt 4.1.3 auf Seite 81 auf Brandversuche in Dachau (siehe Mensinger u. a. [81]) angewendet. Weiterhin werden auch Simulationen mit den Materialkennwerten nach Hosser u. a. [58] durchgeführt. Die Ergebnisse der Simulationen werden den Messungen des Versuches gegenübergestellt. Abschließend werden Sensitivitätsanalysen bezüglich der Materialkennwerte aus Abschnitt 3.3 durchgeführt.

4.5.1 Anwendung auf Brandversuche

In Dachau wurden im Jahr 2010 großmaßstäbliche Brandversuche durchgeführt (siehe Mensinger u. a. [81]). Einige Stahlträger waren mit reaktiven Brandschutzsystemen auf Dämmschichtbildnerbasis gegen die Brandeinwirkung geschützt.

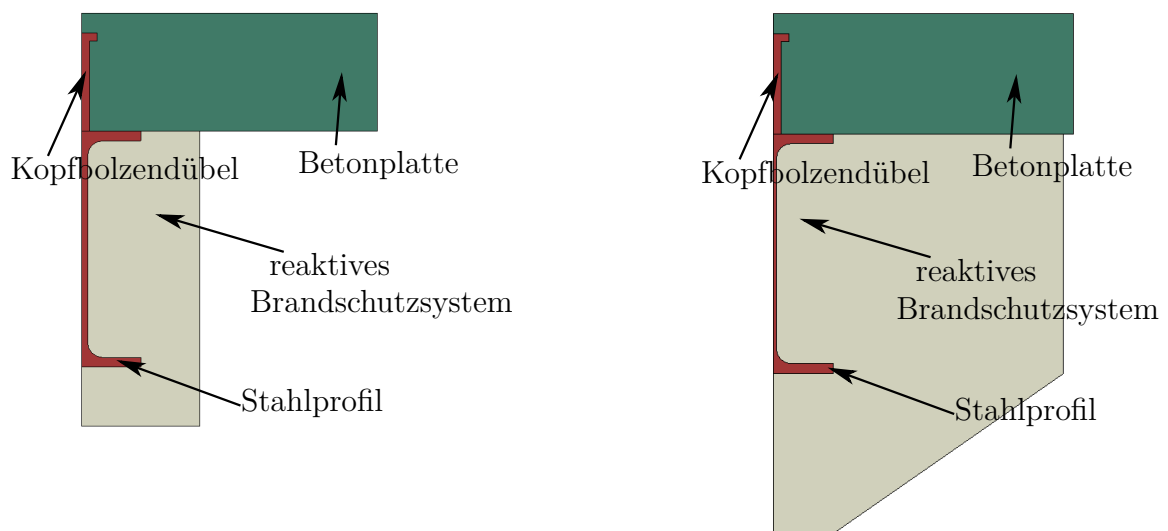
Diese geschützten Stahlträger werden genauer betrachtet. Bei allen numerischen Simulationen wird eine Emissivität des Brandes von $\epsilon_f = 1,0$ und eine Emissivität des reaktiven Brandschutzsystems von $\epsilon_m = 0,8$ angesetzt. Die Emissivität von Stahl und Beton wird mit $\epsilon_m = 0,7$ angenommen. Die Konvektion wird mit $\alpha = 35 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ berücksichtigt. Dies entspricht DIN EN 1994-1-2 [143]. Der Wärmeübergang zwischen unterschiedlichen Materialien wird als ideal wärmeleitend angenommen. Bei den Kammern der hier betrachteten Doppel-T-Profile ergibt sich $d \approx h_r$ für das reaktive Brandschutzsystem. Die Geometrie der numerischen Modelle differiert. Werden die Materialkennwerte aus Abschnitt 3.3 auf Seite 62 genutzt, wird die Geometrie nach Abschnitt 4.1.3 auf Seite 81 konstruiert. Da bei den Materialkennwerten nach Hosser

u. a. [58] keine näheren Angaben zur Geometrie vorhanden sind, werden diesbezüglich Annahmen getroffen:

- Das Brandschutzsystem schäumt 20fach auf.
- Die Kammer des Profils schäumt zu.
- das Brandschutzsystem schäumt eindimensional auf.

Wird ein stärkeres Aufschäumen des reaktiven Brandschutzsystems bei der Anwendung der Materialkennwerte nach Hosser u. a. [58] angesetzt, differieren die Ergebnisse der Simulation und Messung erheblich.

Exemplarisch sind zwei numerische Modelle in Abbildung 4.27 zu sehen. Abbildung 4.27a wird bei den Materialkennwerten nach Hosser u. a. [58] und Abbildung 4.27b wird bei den Materialkennwerten nach Abschnitt 3.3 auf Seite 62 genutzt. Die Trockenschichtdicken des reaktiven Brandschutzsystems wurden vor der Ver-



(a) für die Materialkennwerte nach [58]

(b) für die Materialkennwerte nach Abschnitt 3.3

Abbildung 4.27: Numerische Modelle für die thermische Analyse von Verbundträgern beschichtet mit reaktivem Brandschutzsystem

suchsdurchführung gemessen und betragen von 2,7 mm bis 4,5 mm. Im weiteren Verlauf dieses Abschnittes werden ein IPE 240- und ein IPE 160-Profil betrachtet. Die gemessenen Trockenschichtdicken sind in Tabelle 4.6 zu finden.

Tabelle 4.6: Gemessene Trockenschichtdicke des reaktiven Brandschutzsystems bei unterschiedlichen Profilen

Ort	IPE 160	IPE 240
Steg	3,5 mm	4,0 mm
Flansche	3,0 mm	3,0 mm

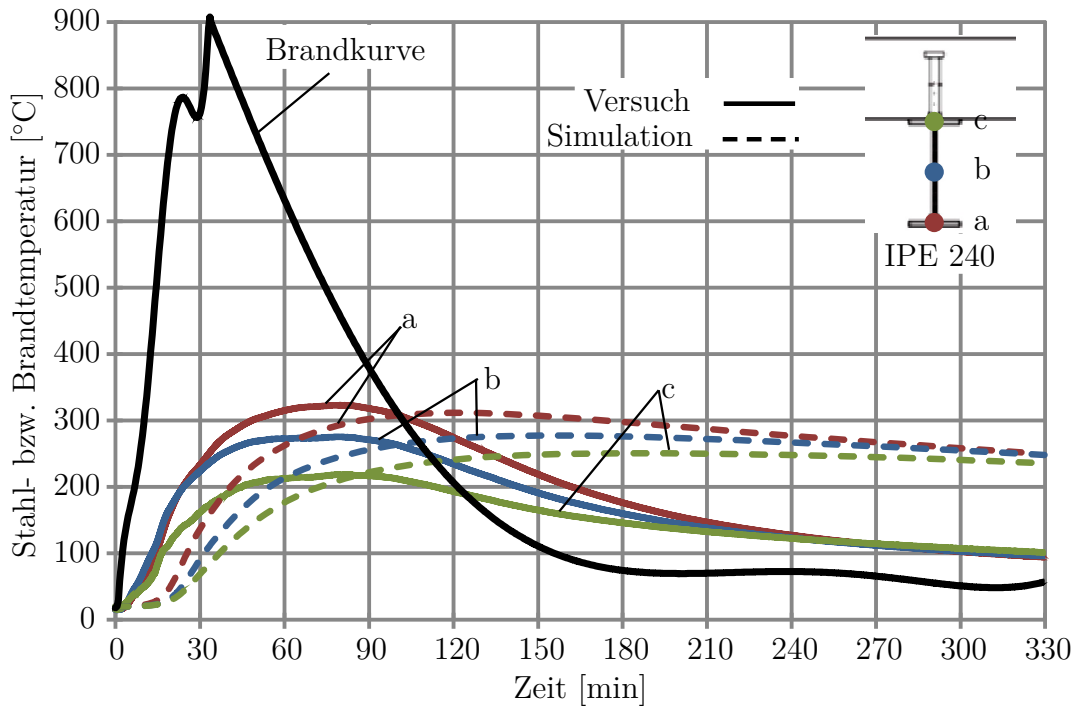


Abbildung 4.28: Vergleich der Temperaturen der Messung und der Simulation mit den Materialkennwerten nach Hosser u. a. [58] für ein IPE 240-Profil

Als Temperatureinwirkung wird die gemessene Heißgastemperatur der nächstgelegenen Messstelle genutzt. Die Heißgastemperaturen werden für ein besseres Konvergenzverhalten der numerischen Simulation geglättet. Zum Vergleich werden die Stahltemperaturen aus dem Versuch und der Simulation herangezogen, die in dem Versuch gemessen wurden.

Der Vergleich zwischen den gemessenen Temperaturen im Versuch und den berechneten Temperaturen für die Materialkennwerte nach Hosser u. a. [58] ist in Abbildung 4.28 für das IPE 240-Profil zu sehen. Es wird deutlich, dass die maximale Temperatur im Bauteil gut abgebildet wird. Der Zeitpunkt der maximalen Temperatur ist bei dem numerischen Modell zeitlich nach hinten verschoben. Die

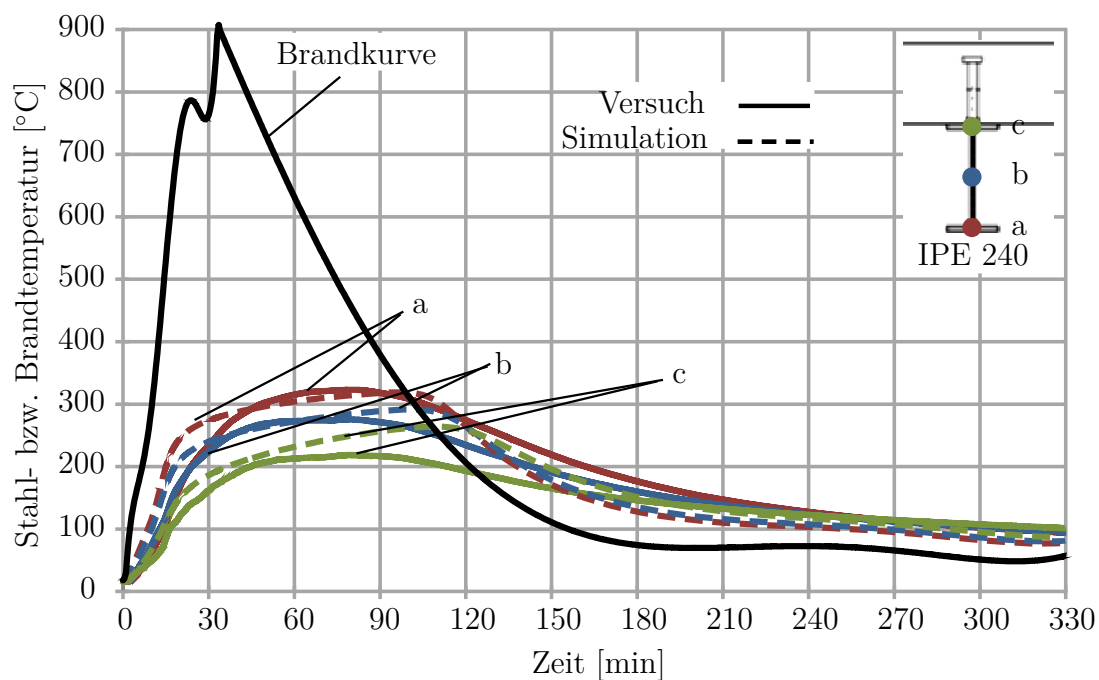


Abbildung 4.29: Vergleich der Temperaturen der Messung und der Simulation mit den Materialkennwerten nach Abschnitt 3.3 auf Seite 62 für ein IPE 240-Profil

Temperaturen im Bauteil während der Entwicklungsphase des Brandes werden zu niedrig berechnet. Das Verhalten des Dämmschichtbildners beim abklingenden Brand wird ungenügend wiedergegeben. Dies ist in der hohen Wärmespeicherfähigkeit der Materialkennwerte begründet. Insgesamt wird mit diesem Modell das thermische Verhalten der bekleideten Stahlträger akzeptabel, jedoch nicht zufriedenstellend wiedergegeben.

In Abbildung 4.29 sind die Messdaten und die Simulationsergebnisse mit den Materialkennwerten aus Abschnitt 3.3 auf Seite 62 zu sehen. Es wird das gleiche IPE-Profil wie bei Abbildung 4.28 auf der vorherigen Seite genutzt. Die Temperaturen der Berechnung sind bis zu 50 °C höher als die Messergebnisse. Der Verlauf der Temperaturen sowie die maximale Temperatur samt Zeitpunkt werden gut wiedergegeben. Bei dem numerischen Modell sinken die Temperaturen in der Abkühlphase etwas zu schnell, da die Materialkennwerte bezüglich der Temperaturen „rückwärts“ durchlaufen werden und ihre anfängliche und somit hohe Wärmeleitfähigkeit erhalten.

In den Berechnungen wurden die Materialkennwerte temperaturabhängig angenommen. Es wurde unterstellt, dass Abhängigkeit sowohl für die Erwärmungsphase wie

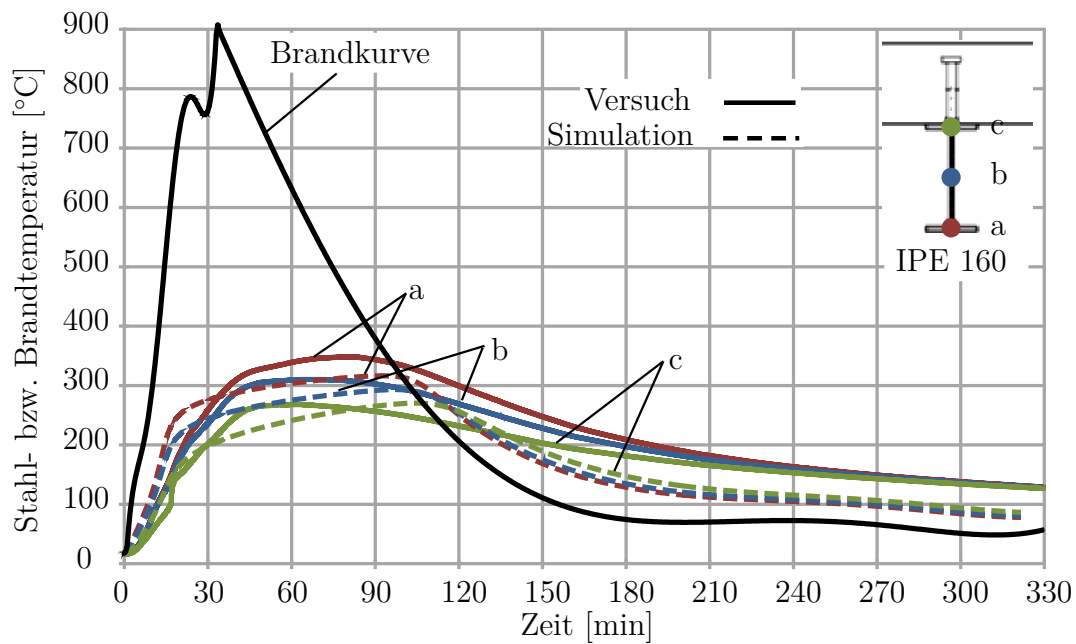


Abbildung 4.30: Vergleich der Temperaturen der Messung und der Simulation mit den Materialkennwerten nach Abschnitt 3.3 auf Seite 62 für ein IPE 160-Profil

für die Abkühlphase gilt. Der Verfasser ist sich darüber bewusst, dass diese Näherung die physikalische Realität nicht zutreffend beschreibt. Hier besteht Forschungsbedarf. Insgesamt wird die Temperaturentwicklung der Stahlträger aus dem Versuch mit den neu entwickelten Materialkennwerten gut beschrieben.

Neben IPE 240-Trägern wurde in den Versuchen von Dachau auch IPE 160-Träger mit reaktiven Brandschutzsystemen vor der Brandeinwirkung geschützt. Diese werden ebenfalls mit den neu entwickelten Materialkennwerten in einer thermischen Simulation betrachtet. Die Ergebnisse der Simulation sind mit den Messungen in Abbildung 4.30 vergleichend gegenübergestellt. In diesem Fall werden die Temperaturen bei der numerischen Simulation etwas zu niedrig ermittelt. Insbesondere bei den Messpunkten b und c sind in dem Zeitbereich zwischen 40 Minuten und 80 Minuten Abweichungen zur Messung. In diesem Bereich haben die Messungen auch eine Unstetigkeit bei ungefähr 50 Minuten. Es kann daher davon ausgegangen werden, dass hier eine Diskontinuität in dem reaktiven Brandschutzsystem aufgetreten ist, die die Materialkennwerte nicht abbilden (siehe Abschnitt 4.1.3). Der Abkühlbereich wird aus den oben genannten Gründen nicht korrekt abgebildet. Insgesamt ist hier eine akzeptable Übereinstimmung zwischen der Messung und der Simulation festzustellen.

Es kann festgehalten werden, dass die Materialkennwerte aus Abschnitt 3.3 das Erwärmungsverhalten der Stahlträger gut abbilden. Es bestehen jedoch gewisse Unsicherheiten bezüglich der Trockenschichtdicke, des Aufschäumverhaltens des Dämmschichtbildners und seines Verhaltens im Brand, sodass noch weitere Forschung in diesem Themenfeld notwendig ist. Weiterhin kann festgestellt werden, dass ein reaktives Brandschutzsystem mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner seine Wirkung über die Wärmeleitfähigkeit und nicht über die Wärmekapazität entfaltet.

4.5.2 Sensitivitätsanalysen zur Wärmeleitfähigkeit von reaktiven Brandschutzsystemen

Bei der Entwicklung der Materialkennwerte in Abschnitt 3.3 auf Seite 62 werden Annahmen bezüglich

- der spezifischen Wärmekapazität,
- der Wärmeleitfähigkeit bei Raumtemperatur,
- der Emissivität in den Poren und
- des Porendurchmessers

getroffen. Der Einfluss dieser Parameter auf die Erwärmung von Bauteilen wird in diesem Abschnitt untersucht. Hierfür wird das IPE 160-Profil aus Abschnitt 4.5.1 samt Brandtemperaturen gewählt und die entsprechenden Parameter variiert.

In Abschnitt 3.3.3 auf Seite 68 wird die Gesamtwärmekapazität ermittelt, indem der Mittelwert aus drei Proben gebildet wird. Dabei stellen die Werte der 4,5 mg-Probe teils eine erhebliche Abweichung zu den Werten der beiden anderen Proben dar. Aus diesem Grund wird eine Simulation durchgeführt, bei der die Gesamtwärmekapazität aus den Messwerten der 4,5 mg-Probe ohne Ausgleichspolynom gebildet wird. Bei dieser Simulation hat sich im Vergleich zu der Simulation aus Abschnitt 4.5.1 ein Unterschied von maximal 5 °C eingestellt. Der quantitative Verlauf der Temperaturen über die Zeit ist gleich geblieben. Aufgrund der geringen Abweichungen werden die Ergebnisse graphisch nicht näher dargestellt. Der Grund der geringen Abweichung der Simulationsergebnisse liegt in der Wirkungsweise der reaktiven Brandschutzsystems. Es entfaltet seinen Wärmeschutz hauptsächlich über eine Reduzierung der

Wärmeleitfähigkeit. Die Gesamtwärmekapazität hat lediglich einen geringen Einfluss auf seine isolierende Wirkung. Die Formulierung der Gesamtwärmekapazität des reaktiven Brandschutzsystems in Abschnitt 3.3.3 ist daher ausreichend.

Bei der Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit des reaktiven Brandschutzsystems in Abschnitt 3.3.2 auf Seite 65 wird von einer Emissivität von $\epsilon = 1,0$ in den Poren des reaktiven Brandschutzsystems ausgegangen. Da keine Wärme in der Pore verloren gehen kann, ist der Wert von $\epsilon = 1,0$ gerechtfertigt. Trotzdem wird der Wert der Emissivität in den Poren zwischen $\epsilon = 0,7$ und $\epsilon = 1,0$ variiert. Hierbei ergibt sich keine Änderung der Temperatur über die Zeit zwischen den einzelnen Simulationen. Daher werden die Simulationsergebnisse nicht näher graphisch dargestellt. Es kann daher davon ausgegangen werden, dass die Emissivität des reaktiven Brandschutzsystems in den Poren von untergeordneter Bedeutung ist, solange sie mit realistischen Werten angesetzt wird.

Bei der Bestimmung der Materialkennwerte in Abschnitt 3.3 auf Seite 62 wird ein durchschnittlicher Porendurchmesser von 0,5 mm unterstellt. Staggs [112] ist zu entnehmen, dass ein Porendurchmesser von 0,5 mm eine relative Häufigkeit von 0,5 hat. Es werden zusätzlich durchschnittliche Porenradien von 0,3 mm und 1 mm angesetzt. Ein Porenradius von 0,3 mm hat nach Staggs [112] eine relative Häufigkeit von 0,2, während ein Porenradius von 1 mm eine relative Häufigkeit von 0,05 bis 0,001 besitzt. Es wird durch die beiden zusätzlich untersuchten Porenradien ein großer Bereich abgedeckt. Auch bei diesen Simulationen blieb der quantitative Verlauf der Temperaturen über die Zeit gleich. Die maximale Abweichung der Temperaturen der einzelnen Simulationen ist 5 °C und somit gering. Dieses Verhalten war zu vermuten, da es sich bei der Emissivität der Poren ähnlich verhält und Emissivität der Poren und Porendurchmesser in den gleichen Summanden der Materialkennwerte eingehen. Der Porendurchmesser ist somit von untergeordneter Bedeutung und das Ansetzen des Mittelwertes ist ausreichend.

Abschließend wird die Wärmeleitfähigkeit des unaufgeschäumten reaktiven Brandschutzsystem auf Dämmschichtbildnerbasis variiert. In den bisherigen Simulationen wird diese Wärmeleitfähigkeit mit $1 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ angenommen. Als weitere Werte werden $0,4 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ und $1,4 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ betrachtet. $1,4 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ stellt zurzeit die obere bekannte Grenze dar (siehe Versuche von Choi u. a. [29]). $0,4 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ werden als untere Grenze betrachtet, da normale Anstriche eine solche Wärmeleitfähigkeit aufweisen. In Abbildung 4.31 sind die Temperaturen über die Zeit für den Punkt a aufgetragen. Die Punkte b und c werden für eine bessere Übersicht nicht dargestellt, da sie sich ähnlich zu

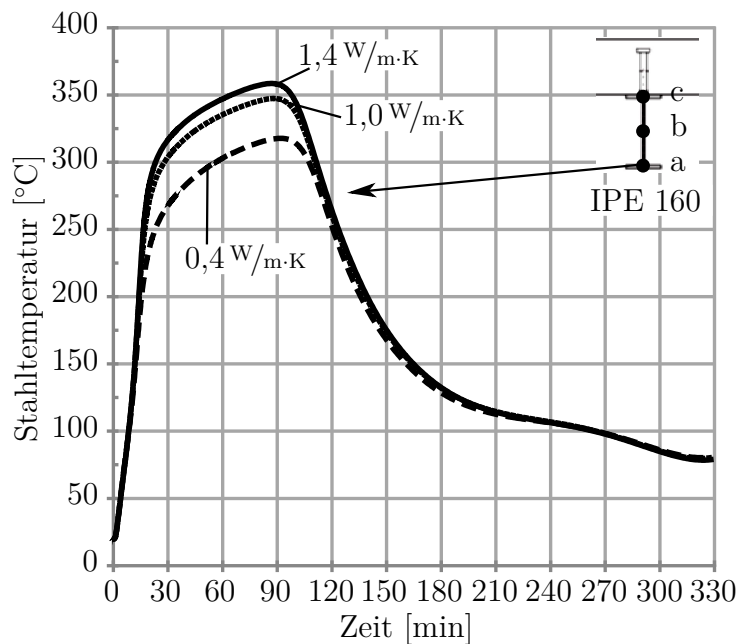


Abbildung 4.31: Temperatur-Zeit-Verläufe bei variierender Wärmeleitfähigkeit des unaufgeschäumten reaktiven Brandschutzsystems am Beispiel des IPE 160-Profiles

Punkt a verhalten. Es wird deutlich, dass Abweichungen von bis zu 50°C unter den Temperatur-Zeit-Kurven möglich sind. Diese großen Abweichungen sind insbesondere der unteren Grenze von $0,4\text{ W/m}\cdot\text{K}$ geschuldet und stellen einen Extremfall dar. Die Abweichungen zwischen den Temperatur-Zeit-Kurven von $1,4\text{ W/m}\cdot\text{K}$ und $1\text{ W/m}\cdot\text{K}$ sind ungefähr 10°C . Diese Abweichungen sind relativ gering. Insgesamt ist das Ansetzen der Wärmeleitfähigkeit von $1\text{ W/m}\cdot\text{K}$ für das unaufgeschäumte reaktive Brandschutzsystem akzeptabel. Es sollten jedoch noch weitere Untersuchungen und Messungen durchgeführt werden, um den Wert abzusichern oder zu verbessern.

Insgesamt kann festgehalten werden, dass der Einfluss aus Radiation (Emissivität der Poren und Porendurchmesser) gering ist. Weiterhin kann bestätigt werden, dass die Gesamtwärmekapazität von untergeordneter Bedeutung ist, da das reaktive Brandschutzsystem mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner seine wärmeisolierende Wirkung über eine Verringerung der Wärmeleitfähigkeit erzielt. Die Wärmeleitfähigkeit des unaufgeschäumten reaktiven Brandschutzsystems hat einen Einfluss auf die Ergebnisse der numerischen Simulationen. Um die angesetzten Werte der Wärmeleitfähigkeit des unaufgeschäumten reaktiven Brandschutzsystems abzusichern, sind ergänzende Untersuchungen durchzuführen.

4.6 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wird auf die numerische Ermittlung des Temperaturfeldes von Bauteilen im Brandfall eingegangen. Hierbei werden zuerst die benötigten Materialkennwerte dargelegt. Anschließend wird auf die Wärmeübertragung in Hohlräumen in der FEM eingegangen. Hierfür wird ein FEM-Element entwickelt, das Konvektion in einem Hohlraum und die Wärmespeicherung der Luft im Hohlraum berücksichtigt. Als nächstes wird die Radiation anhand der Einstrahlzahl und einer temperaturabhängigen Emissivität näher betrachtet. Ausgehend von der Gesamteinstrahlzahl wird gezeigt, dass es ausreichend ist, die Einstrahlzahl in den Kammern von Doppel-T-Profilen zu nutzen. Vergleiche mit Versuchsergebnissen unterstreichen dies. Für die temperaturabhängige Emissivität wird eine Schnittstelle in *Abaqus* [2] implementiert und bei Validierungen mit Versuchsergebnissen erfolgreich getestet. Abschließend wird die Konduktion bei reaktiven Brandschutzsystemen mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner betrachtet. Es werden die in dieser Arbeit entwickelten Materialkennwerte für reaktive Brandschutzsysteme auf Dämmschichtbildnerbasis angewendet und anhand von Versuchsergebnissen validiert. Weiterhin wird eine Sensitivitätsanalyse mit den Materialkennwerten durchgeführt, um die Simulationsergebnisse abzusichern.

5 Analytische Ansätze zu Durchbiegungen von Decken unter Membranwirkung

Eine einfache Lösung zur Berechnung der Durchbiegung von Decken unter Membranwirkung basiert aktuell lediglich auf empirischen Kenntnissen (siehe Bailey u. a. [14]). Weitere Lösungen, die über die Mechanik bestimmt wurden, sind äußerst komplex und sind praktisch kaum anwendbar. Daher wird in diesem Kapitel eine analytische Lösung zu der Durchbiegung von Decken unter Membranwirkung auf Basis der Balkentheorie hergeleitet. Die Reduzierung des Problems auf einen Balken ist maßgeblich notwendig, um eine einfache Lösung zu erzielen. Mittels der gefundenen Lösung ist eine Beurteilung möglich, ob eine einfache, mechanisch motivierte Lösung für Decken unter Membranwirkung gefunden werden kann. Anschließend wird die Lösung anhand von Versuchen validiert, um letztendlich Parameterstudien durchzuführen.

5.1 Entwicklung einer vereinfachten analytischen Lösung

Bailey hat sich in unterschiedlichen Veröffentlichungen [10, 11, 12, 13, 14] mit der Membrantragwirkung von Verbunddecken und einem zugehörigen Bemessungskonzept beschäftigt. Dabei wird allerdings die maximale mechanische Durchbiegung vorgegeben und nicht bestimmt. Weiterhin wird ein Kalibrierungsfaktor genutzt, um die Gleichung an Versuche anzupassen. Mit diesem Vorgehen sind keine Rückschlüsse auf das mechanische Verhalten der Decken möglich, da die Lösung vorgegeben wird und sich nicht aus der Berechnung ergibt.

Bereits Cameron und Usmani [26] und Abu [3] haben sich mit der Bestimmung von analytischen Lösungen für die Durchbiegung von Decken unter Membrantragwirkung beschäftigt. Sowohl die Lösung nach Cameron als auch nach Abu hat ihre Vorzüge

als auch Grenzen (Genauerer siehe Mensinger u. a. [81]). Beide sind jedoch aufwendig in der Bearbeitung, da die Lösung mit *Fourierreihenentwicklungen* bestimmt wird. Sowohl bei Cameron und Usmani [26] als auch bei Abu [3] wird sofort versucht, eine Lösung für Schalen zu bestimmen. Eine Voruntersuchung an einfacheren statischen Systemen wird nicht durchgeführt, um Erkenntnisse und Lösungsstrategien zu entwickeln.

Aus diesen Gründen wird in diesem Abschnitt eine vereinfachte analytische Lösung zur Durchbiegung von Decken unter Membranwirkung bestimmt. Dabei wird bewusst ein Balken statt einer Schale betrachtet. Ist eine einfache Lösung bei einem Balken nicht möglich, so ist es unwahrscheinlich, eine einfache Lösung für eine Schale zu bestimmen. Diese Vereinfachung ist möglich, da sich bei einem Balken eine Seiltragwirkung einstellen kann, die analog zu der Membrantragwirkung einer Schale ist. Für die Bestimmung der vereinfachten analytischen Lösung werden die folgenden Anforderungen und Annahmen getroffen:

1. Es müssen sowohl mechanische Lasten als auch thermische Einwirkungen berücksichtigt werden.
2. Es muss eine Formulierung gefunden werden, die berücksichtigt, dass Biegebeanspruchung auch Kräfte in der Deckenebene erzeugt.
3. Es werden linear elastisches Material und Federelemente genutzt.
4. Es wird von dünnen und schubsteifen Decken ausgegangen.
5. Es werden unterschiedliche Einspannungsgrade der Decke berücksichtigt.

Das sich ergebende statische System ist in Abbildung 5.1 zu sehen. Hierin ist q eine Gleichstreckenlast, θ_o die Temperatur der Balkenoberseite, θ_u die Temperatur an der Balkenunterseite und $\Delta\theta$ der durchschnittliche Temperaturzuwachs. c_L und c_R sind zwei voneinander unabhängige Drehfedersteifigkeiten, über die auch Momente vorgegeben werden können. E , I und A stellen die Biege- und Dehnsteifigkeit des Stabes dar. Insbesondere E kann von der Temperatur abhängig sein.

Bei diesem statischen System wird von einem linearen Temperaturgradienten über die Höhe ausgegangen. In Realität hingegen stellt sich ein nichtlinearer Temperaturgradient ein. Bis kurz vor dem Erreichen der Abklingphase eines Brandes ähnelt der Temperaturgradient der Abbildung 5.2. Die Abbildung 5.2 entspricht im mathematischen Sinne einer Reihenentwicklung, die nach dem zweiten Glied abgebrochen

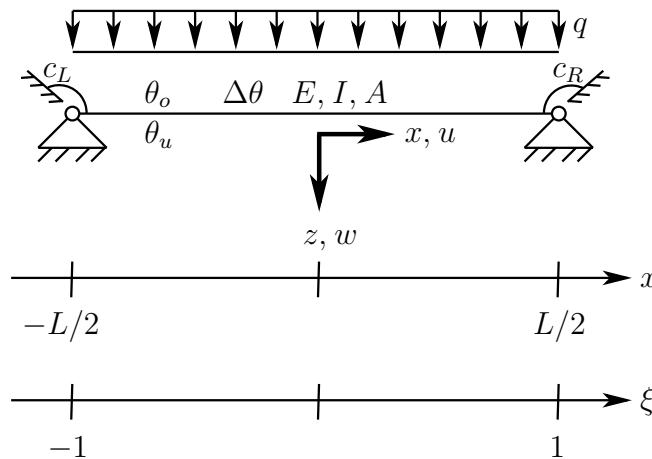


Abbildung 5.1: Vereinfachtes, statisches System mit Lasten

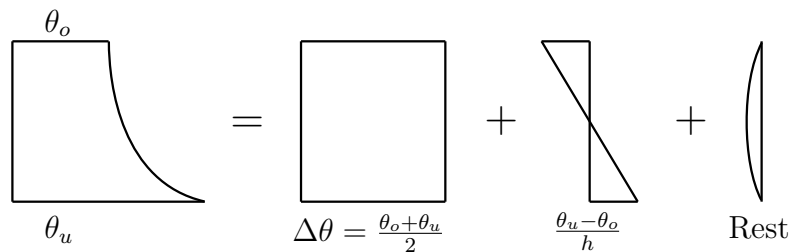


Abbildung 5.2: Zusammenhang zwischen dem nichtlinearen und linearen Temperaturgradienten

wird. Es wird in diesem Abschnitt von einer erlaubten Vernachlässigung des Restes ausgegangen.

Sowohl die Elastizitätstheorie I. Ordnung als auch II. Ordnung sehen keine Normalkräfte aus Biegung vor. Dies ist anschaulich jedoch nicht korrekt. Sollte sich ein Stab sehr stark durchbiegen, so erzeugt die starke Durchbiegung eine Dehnung in Stablängsrichtung, die wiederum eine Normalkraft bewirkt. Daher muss im Weiteren vorläufig mit der genauen Beziehung zwischen Verzerrungen und Verformungen gearbeitet werden:

$$\epsilon = \sqrt{(1 + u')^2 + w'^2} - 1 \tag{5.1}$$

$$\varphi = \arctan \frac{w'}{1 + u'} \tag{5.2}$$

Aus diesem Grund wird hier das *Ritz'sche* Verfahren angewendet, um eine analytische Lösung zu bestimmen (siehe Petersen [92] und Pflüger [93]). Das Potential für das

System in Abbildung 5.1 kann mit folgendem Ausdruck nach Petersen [92] mit eigenen Ergänzungen beschrieben werden:

$$\Pi[u, w] = \int_L \frac{1}{2} \cdot E \cdot I (\varphi' + \kappa_\theta)^2 + \frac{1}{2} \cdot E \cdot A (\epsilon - \epsilon_\theta)^2 - q \cdot w \, dx + \frac{1}{2} \cdot c_L \cdot \varphi_L^2 + \frac{1}{2} \cdot c_R \cdot \varphi_R^2 \quad (5.3)$$

Darin bezeichnet:

$$\kappa_\theta = \alpha_T \cdot \frac{\theta_u - \theta_o}{h} \quad (5.4)$$

$$\epsilon_\theta = \alpha_T \cdot \Delta\theta \quad (5.5)$$

$$\varphi_L = \varphi(\xi = -1) \quad (5.6)$$

$$\varphi_R = \varphi(\xi = 1) \quad (5.7)$$

Des Weiteren werden:

- Dimensionslose Größen eingeführt zwecks Erkennung kleiner Werte.
- Umschreiben des Integrals zwecks einfacherer Integration.
- Die Ansatzfunktionen eingesetzt.

Es ergibt sich somit:

$$\tilde{\Pi}[\alpha, \beta] = \frac{1}{2} \int_{-1}^1 \frac{1}{2} \cdot (L\varphi' + \tilde{\kappa})^2 + \frac{1}{2} \cdot \lambda^2 \cdot (\epsilon - \epsilon_\theta)^2 - \tilde{q} \cdot \frac{w}{L} \, d\xi + \frac{1}{2} \cdot \tilde{c}_L \cdot \varphi_L^2 + \frac{1}{2} \cdot \tilde{c}_R \cdot \varphi_R^2 \quad (5.8)$$

Darin ist:

$$\lambda = \frac{L}{\sqrt{I/A}} \quad (5.9)$$

$$\tilde{\kappa} = L \cdot \kappa_\theta \quad (5.10)$$

$$\tilde{q} = \frac{L^3}{EI} \cdot q \quad (5.11)$$

$$\tilde{\Pi} = \frac{L}{EI} \cdot \Pi \quad (5.12)$$

$$\tilde{c}_L = \frac{L}{EI} \cdot c_L \quad (5.13)$$

$$\tilde{c}_R = \frac{L}{EI} \cdot c_R \quad (5.14)$$

$$u(\xi) = \beta \cdot \hat{u}(\xi) \quad (5.15)$$

$$w(\xi) = \alpha \cdot \hat{w}(\xi) \quad (5.16)$$

Es werden für u und w einparametrische Ansätze gewählt, um die Lösung so einfach wie möglich zu halten. Bereits so ist es notwendig, höhere Potenzen von α und β zu vernachlässigen, um eine analytische Lösung zu ermöglichen. Es werden Potenzen der nullten bis vierten Ordnung berücksichtigt. Da bereits aus Heise [49] bekannt ist, dass u/L von der Ordnung $(w/L)^2$ ist und Gleiches auch für α und β gilt, werden folgende Potenzen von α und β berücksichtigt:

$$1, \alpha, \beta, \alpha\beta, \alpha^2, \beta^2, \alpha^3, \alpha^2\beta, \alpha^4 \quad (5.17)$$

Aufgrund der geringen Parameteranzahl der Ansatzfunktionen werden zur Verbesserung der Lösung neben den wesentlichen Randbedingungen (*Dirichlet'sche Randbedingungen*) die natürlichen Randbedingungen (*Neumann'sche Randbedingungen*) erfüllt. Die Wahl der Ansatzfunktionen wird in Abschnitt 5.1.1 und Abschnitt 5.1.2 erläutert.

Für die Bestimmung der Parameter α und β wird sich folgender Zusammenhang zunutze gemacht:

$$\tilde{\Pi}[\alpha, \beta] = \min \Rightarrow \frac{\partial \tilde{\Pi}}{\partial \alpha} = \frac{\partial \tilde{\Pi}}{\partial \beta} = 0 \Rightarrow \alpha, \beta \quad (5.18)$$

Dabei ergibt sich eine kubische Gleichung für α und β wird über eine lineare Gleichung in Abhängigkeit von α definiert. Sollten bei diesen Gleichungen mehrere, reelle Lösungen vorhanden sein, so ist die Lösungskombination zu nutzen, die das Potential minimiert.

5.1.1 Ansatzfunktion für w

Eine gute Ansatzfunktion stellen die Lösungen nach Elastizitätstheorie I. Ordnung für die Durchbiegung dar. Die Gültigkeit des Superpositionsprinzips bei der Theorie I. Ordnung wird ausgenutzt und die Gesamtdurchbiegung in zwei Anteile aufgeteilt:

- Anteil aus Gleichstreckenlast
- Anteil aus Temperaturdifferenz

Bei allen Anteilen sind die Drehfedern zu berücksichtigen.

Ausgehend von der Differenzialgleichung für den Biegebalken kann die Durchbiegung unter Gleichstreckenlast wie folgt formuliert werden:

$$w_q = \frac{q \cdot L^4}{384 \cdot E \cdot I} \left(\xi^4 - 2 \cdot m_- \cdot \xi^3 - (6 - 6 \cdot m_+) \cdot \xi^2 + 2 \cdot m_- \cdot \xi + 5 - 6 \cdot m_+ \right) \quad (5.19)$$

Dabei gilt folgende Definition:

$$m_{\pm} = \frac{(M_L \pm M_R) / 2}{q \cdot L^2 / 8} \quad (5.20)$$

Wird jetzt noch der Zusammenhang $M_L = c_L \cdot w'(-1)$ und $M_R = c_R \cdot w'(1)$ genutzt, lässt sich eine Beziehung zwischen Federsteifigkeiten und Randmomenten herstellen:

$$\tilde{c}_L = \frac{6 \cdot (m_+ + m_-)}{2 - 3 \cdot m_+ - m_-} \quad (5.21)$$

$$\tilde{c}_R = \frac{6 \cdot (m_+ - m_-)}{2 - 3 \cdot m_+ + m_-} \quad (5.22)$$

$$(5.23)$$

Diese Beziehung lässt sich invertieren, um die Randmomente über die Federsteifigkeiten zu beschreiben. Es können somit je nach Bedarf Federsteifigkeiten oder Randmomente in der Berechnung genutzt werden.

Für die Belastung aus einem linearen Temperaturgradienten kann ebenfalls aus der Differenzialgleichung des Biegebalkens die Funktion der Durchbiegung bestimmt werden. Auch hier lässt sich der Zusammenhang $M_L = c_L \cdot w'(-1)$ und $M_R = c_R \cdot w'(1)$ nutzen und es ergibt sich:

$$w_{\theta} = \frac{L \cdot \tilde{\kappa}}{16} \cdot \left(-m_- \cdot \xi^3 - (2 - 3 \cdot m_+) \cdot \xi^2 + m_- \cdot \xi + 2 - 3 \cdot m_+ \right) \quad (5.24)$$

Die endgültige Ansatzfunktion für die Durchbiegung ergibt sich aus der Addition von w_q und w_{θ} . Zur Vereinfachung der Ansatzfunktion wird der Faktor $\tilde{q}/384$ aus \hat{w} herausgezogen und dem Parameter α hinzugegeben. Analoges erfolgt automatisch in

Abschnitt 5.1.2 für β . Die Ansatzfunktion ist somit:

$$w = \alpha \cdot L \cdot \left(\left(\xi^4 - 2 \cdot m_- \cdot \xi^3 - (6 - 6 \cdot m_+) \cdot \xi^2 + 2 \cdot m_- \cdot \xi + 5 - 6 \cdot m_+ \right) + \frac{24 \cdot \tilde{\kappa}}{\tilde{q}} \left(-m_- \cdot \xi^3 - (2 - 3 \cdot m_+) \cdot \xi^2 + m_- \cdot \xi + 2 - 3 \cdot m_+ \right) \right) \quad (5.25)$$

5.1.2 Ansatzfunktion für u

Eine Lösung nach Theorie I. oder auch II. Ordnung ergibt für eine Biegebelastung keine Änderung der Dehnung der neutralen Faser und somit wird auch keine Verschiebung aus Biegung berücksichtigt. Anschaulich ist jedoch ersichtlich, dass große Durchbiegungen auch eine Längenänderung der Stabachse und somit Zugkräfte im Stab bewirken. Dieses Problem hat bereits Heise [49] ansatzweise behandelt. Es wurde die Längenänderung über ein analytisch nicht lösbares Integral berechnet. Die Ergebnisse wurden anschließend mit der natürlichen Exponentialfunktion (e -Funktion) approximiert. Diese Vorgehensweise wird hier nicht weiter verfolgt, da sich bei dem Potential durch die e -Funktion ein analytisch nicht lösbares Integral ergibt. Es wird daher ein mechanisch motivierter Zusammenhang zwischen u und w gebildet.

Es wird anfänglich von dem vereinfachten System in Abbildung 5.3 ausgegangen. Da

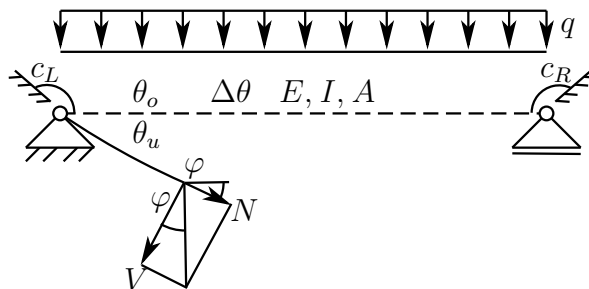


Abbildung 5.3: Gesamtsystem mit horizontal verschieblichem rechten Lager

auf das System keine Normalkraft wirkt und der rechte Rand horizontal verschieblich ist, gilt der folgende Zusammenhang zwischen Normal- und Querkraft:

$$N = V \cdot \tan \varphi \quad (5.26)$$

Für die Querkraft kann auch geschrieben werden:

$$V = M' = (-E \cdot I \cdot (\varphi' + \kappa_\theta))' = -E \cdot I \cdot \varphi'' \quad (5.27)$$

Ebenso wird hier von kleinen Dehnungen und Verdrehungen ausgegangen, sodass

$$\tan \varphi \approx w', \quad \varphi \approx w' \quad (5.28)$$

gilt. Somit kann Gleichung (5.26) geschrieben werden als

$$N = -E \cdot I \cdot w''' \cdot w' \quad (5.29)$$

Weiterhin gilt:

$$N = E \cdot A \cdot (\epsilon - \epsilon_\theta) \quad (5.30)$$

Ausgehend von Gleichung (5.1) auf Seite 143 wird eine Potenzreihenentwicklung durchgeführt und die Glieder führender Ordnung berücksichtigt:

$$\epsilon = \sqrt{(1 + u')^2 + w'^2} - 1 \approx u' + \frac{1}{2}w'^2 \quad (5.31)$$

Diese Näherung ist auch in Wriggers [125] für nichtlineare Balkenelemente in der FEM zu finden. Damit ergibt sich die Normalkraft zu:

$$N = E \cdot A \cdot \left(u' + \frac{1}{2}w'^2 - \epsilon_\theta \right) \quad (5.32)$$

Durch Gleichsetzen von Gleichung (5.29) mit Gleichung (5.32) und auflösen nach u' ergibt sich:

$$u' = -\frac{I}{A} \cdot w''' \cdot w' - \frac{1}{2} \cdot w'^2 + \epsilon_\theta = -\frac{1}{\lambda^2} \cdot L^2 \cdot w''' \cdot w' - \frac{1}{2} \cdot w'^2 + \epsilon_\theta \quad (5.33)$$

Für schlanke Balken ist $\lambda \gg 1$ und es folgt daraus

$$u' = -\frac{1}{2} \cdot w'^2 + \epsilon_\theta \quad (5.34)$$

Anhand dieser Gleichung ist gut zu erkennen, dass u in der Ordnung von w^2 ist. Dies ist eine der Annahmen in Abschnitt 5.1 auf Seite 141 für die Bestimmung der analytischen Lösung.

Weiterhin muss berücksichtigt werden, dass das Lager auf der rechten Seite von

Abbildung 5.3 auf Seite 147 horizontal unverschieblich ist. Hierfür wird ein zusätzlicher Term benötigt:

$$u' = -\frac{1}{2} \cdot w'^2 + \epsilon_\theta + \epsilon_0 \quad (5.35)$$

Wobei die Bedingung

$$\int_L u' dx = 0 \quad (5.36)$$

erfüllt sein muss. Damit ergibt sich:

$$\epsilon_0 = \frac{1}{2 \cdot L} \int_L w'^2 dx - \epsilon_\theta \quad (5.37)$$

Die Dehnung in Stablängsrichtung wird somit als

$$u' = -\frac{1}{2} \cdot w'^2 + \frac{1}{2 \cdot L} \int_L w'^2 dx \quad (5.38)$$

oder

$$u' = -\frac{1}{2} \cdot w'^2 + \frac{1}{4} \int_{-1}^1 w'^2 d\xi \quad (5.39)$$

beschrieben. Die Verschiebung in Stablängsrichtung ergibt sich durch die Integration der Dehnung:

$$u(\xi) = -\frac{L}{2} \int_{-1}^{\xi} u'(\tilde{\xi}) d\tilde{\xi} \quad (5.40)$$

Über diese Formulierung ist es gelungen, den

- Anteil aus Gleichstreckenlast

- Anteil aus Temperaturdifferenz

- Anteil aus Temperaturerhöhung

in der Ansatzfunktion von u zu berücksichtigen.

5.1.3 Zusammenstellung der Gleichungen

Für die Bestimmung einer analytischen Lösung wurde das Potential

$$\tilde{\Pi}[\alpha, \beta] = \frac{1}{2} \int_{-1}^1 \frac{1}{2} \cdot (L\varphi' + \tilde{\kappa})^2 + \frac{1}{2} \cdot \lambda^2 \cdot (\epsilon - \epsilon_\theta)^2 - \tilde{q} \cdot \frac{w}{L} d\xi + \frac{1}{2} \cdot \tilde{c}_L \cdot \varphi_L^2 + \frac{1}{2} \cdot \tilde{c}_R \cdot \varphi_R^2 \quad (5.41)$$

aufgestellt. Des Weiteren wurden Ansatzfunktionen für die Durchbiegung und die Verschiebung des Stabes gefunden. Sie haben die Form:

$$w = \alpha \cdot \hat{w} \quad (5.42)$$

$$w = \alpha \cdot L \cdot \left((\xi^4 - 2 \cdot m_- \cdot \xi^3 - (6 - 6 \cdot m_+) \cdot \xi^2 + 2 \cdot m_- \cdot \xi + 5 - 6 \cdot m_+) + \frac{24 \cdot \tilde{\kappa}}{\tilde{q}} (-m_- \cdot \xi^3 - (2 - 3 \cdot m_+) \cdot \xi^2 + m_- \cdot \xi + 2 - 3 \cdot m_+) \right) \quad (5.43)$$

und

$$u = \beta \cdot \hat{u} \quad (5.44)$$

$$u = \beta \cdot \frac{L}{2} \cdot \int_{-1}^{\xi} \hat{u}'(\tilde{\xi}) d\tilde{\xi} \quad (5.45)$$

mit

$$\hat{u}' = -\frac{1}{2} \cdot \hat{w}'^2 + \frac{1}{4} \int_{-1}^1 \hat{w}'^2 d\xi \quad (5.46)$$

Mathematisch gesehen ist die Lösung des Problems trivial, jedoch ist es mit viel Arbeit verbunden. In einer Handrechnung ist dieses kaum zu leisten. Daher ist hier ein Computer Algebra System zu bevorzugen.

Bei der Herleitung der Gleichungen wurde darauf geachtet, alle notwendigen Bedingungen einzubeziehen und das System trotzdem einfach zu halten. Auch bei weiteren Vereinfachungen wie ideal gelenkige beziehungsweise biegesteife Auflager sind die sich ergebenden Rechnungen komplex und sicher nur mit dem Computer lösbar. Wird ein ähnliches Problem bei komplexeren Systemen, wie einer Platte, ebenfalls mit den Energiemethoden gelöst, ist davon auszugehen, dass die Gleichungen noch komplexer werden. Sie lassen sich dann fast ausschließlich mithilfe des Computers lösen. Eine einfache, analytische Lösung der Biegedifferenzialgleichung für

Platten, die eine Alternative zu den Energiemethoden darstellt, ist nur in wenigen Ausnahmefällen möglich. Dabei wird allerdings noch nicht die Membrantragwirkung berücksichtigt. Daher ist davon auszugehen, dass eine einfache, analytische Lösung bei der Membrantragwirkung von Decken im Brandfall nicht möglich ist.

5.2 Validierung mittels bekannter analytischer Lösungen

Für eine Validierung der hergeleiteten, analytischen Lösung der Seiltragwirkung werden die Durchbiegungen und Schnittgrößen mit den Ergebnissen nach linearer Biegetheorie verglichen. Für den Vergleich wird ein einfaches System herangezogen, bei dem auch Lösungen nach Biegetheorie vorliegen. Hierfür werden die statischen Systeme

- Balken auf zwei Stützen und
- beidseitig eingespannter Balken

genutzt. Der Temperatureinfluss wird noch nicht betrachtet, da er zu erhöhten Durchbiegungen führt, die bei der Lösung über die Energiemethode Normalkräfte bewirkt. Eine Vergleichbarkeit der Lösungen nach Energiemethode und Biegetheorie wäre nicht mehr gegeben. Als Eingangsdaten werden für beide Systeme die Folgenden gewählt:

- Elastizitätsmodul: 33.000 N/mm^2
- Flächenträgheitsmoment zweiten Grades: $14,4 \text{ cm}^4$
- Querschnittsfläche: $1,2 \text{ cm}^2$
- Stablänge: $5,0 \text{ m}$
- Streckenlast: $5,1 \text{ N/m}$ (Ergebnis der Lastkombination für den Brandfall)

Diese Werte ergeben sich für einen Plattenstreifen mit einer Breite von 1 mm für die kurze Seite bei den Versuchen von Dachau (siehe Mensinger u. a. [81]). Die Träger ohne Schutz vor Brandeinwirkung werden hier vernachlässigt. Die geschützten Randträger fungieren als Auflager.

Die Durchbiegungen nach Biegetheorie und Energiemethode sind in Abbildung 5.4a gegenübergestellt. Es wird deutlich, dass die Durchbiegungen bei beidseitiger Ein-

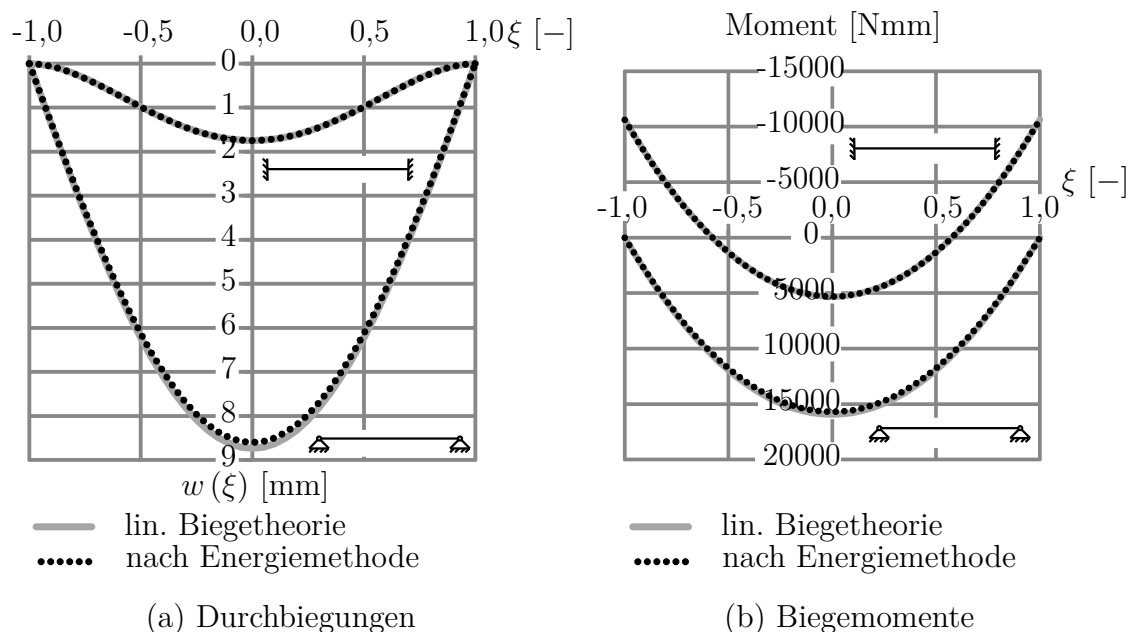


Abbildung 5.4: Vergleich der Lösungen nach linearer Biegetheorie und der Lösung nach Energiemethode

spannung nahezu identisch sind. Die maximale Abweichung liegt bei 0,8%. Die Durchbiegung bei gelenkiger Einspannung differiert mehr. Hier ist die maximale Abweichung 1,5%. Insgesamt sind die Unterschiede bei der Durchbiegung gering. Das gleiche Verhalten ist auch bei den Momenten zu erkennen (siehe Abbildung 5.4b). Weiterhin sind in Abbildung 5.5 auf der nächsten Seite die Verschiebung in Stablängsrichtung und die Normalkraft im Stab dargestellt. In dieser Abbildung sind nur die Ergebnisse nach der Energiemethode eingezeichnet, da die Biegetheorie keine Ergebnisse hierfür liefert. In Abbildung 5.5 auf der nächsten Seite wird deutlich, dass kaum Verschiebungen in Stablängsrichtung und somit auch kaum Normalkräfte bei dem beidseitig eingespannten Stab vorhanden sind. Der beidseitig gelenkig gelagerte Stab weist hingegen Verschiebungen in Stablängsrichtung und somit auch Normalkräfte auf. Bei den Normalkräften handelt es sich um Zugnormalkräfte. Diese Zugnormalkräfte besitzen bezüglich der Durchbiegung eine rückstellende Wirkung. Somit müssen die Durchbiegungen in Abbildung 5.4a bei den Ergebnissen nach der Energiemethode geringer als die Ergebnisse nach Biegetheorie sein. Diese Normalkräfte treten jedoch erst bei größeren Durchbiegungen auf. Dies ist bei dem beidseitig gelenkig gelagerten

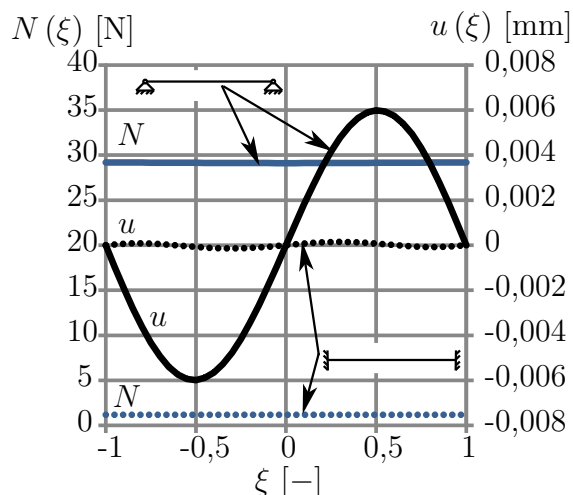


Abbildung 5.5: Normalkraft und Verschiebung in Stablängsrichtung bei der Lösung nach der Energiemethode

Stab gegeben. Der beidseitig eingespannte Stab verformt sich nicht ausreichend genug für die Ausbildung von Normalkräften.

In Abbildung 5.5 wird deutlich, dass kaum Verschiebungen in Stablängsrichtung und somit auch kaum Normalkräfte bei dem beidseitig eingespannten Stab vorhanden sind. Der beidseitig gelenkig gelagerte Stab weist hingegen Verschiebungen in Stablängsrichtung und somit auch Normalkräfte auf. Bei den Normalkräften handelt es sich um Zugnormalkräfte. Diese Zugnormalkräfte besitzen bezüglich der Durchbiegung eine rückstellende Wirkung. Somit müssen die Durchbiegungen in Abbildung 5.4a auf der vorherigen Seite bei den Ergebnissen nach der Energiemethode geringer als die Ergebnisse nach Biegetheorie sein. Diese Normalkräfte treten jedoch erst bei größeren Durchbiegungen auf. Dies ist bei dem beidseitig gelenkig gelagerten Stab gegeben. er beidseitig eingespannte Stab verformt sich nicht ausreichend genug für die Ausbildung von Normalkräften.

Anhand dieser Ergebnisse kann gezeigt werden, dass eine Seilwirkung bei Stäben bereits bei Raumtemperatur und bei geringen Lasten auftritt. Ähnlich wird es bei der Membrantragwirkung von Schalen sein. Der Wert der Zugkräfte bei Raumtemperatur und geringen Lasten ist jedoch niedrig und die rückstellende Wirkung gering. Bei Vergleichen zwischen Versuchsergebnissen und Ergebnissen nach Biegetheorie werden die Abweichungen eher den vorhandenen Ungenauigkeiten des Versuches und den Idealisierungen der Theorie zugeordnet als einer möglichen Seil- oder Membrantragwirkung.

Es lässt sich zusammenfassen, dass die Lösung nach der Energiemethode gute Übereinstimmungen mit der Lösung nach Biegetheorie liefert. Bei der Lösung nach der Energiemethode ist es zusätzlich möglich, Informationen zu einer Verschiebung in Stablängsrichtung und Normalkräfte zu erhalten und so Seiltragwirkungen zu beschreiben.

5.3 Sensitivitätsanalysen zum Lastabtrag

Um den Einfluss von Material, mechanischer Last und Bauteiltemperatur auf den Lastabtrag zu untersuchen, wird

- der Elastizitätsmodul,
- die Last und
- der Temperaturgradient

variiert. Hierfür wird ein Referenzsystem gewählt. Es handelt sich um das beidseitig gelenkig gelagerte System aus Abschnitt 5.2 auf Seite 151. Von den Daten ausgehend werden die einzelnen Werte variiert.

Ausgehend von der Biegetheorie ist bekannt, dass eine Reduzierung des Elastizitätsmoduls und eine Erhöhung der Last den gleichen Effekt auf die Durchbiegung haben, wenn Erhöhungs- und Reduktionsfaktor umgekehrt proportional zueinander sind. Dabei bewirkt ein reduzierter Elastizitätsmodul jedoch keine Erhöhung der Schnittgrößen, eine erhöhte Last schon. Da bei der Lösung mittels Energiemethode sowohl die Momente als auch die Normalkräfte von den Durchbiegungen als auch den Verschiebungen in Stablängsrichtung abhängig sind, stellt sich die Frage, wie sich hier die Schnittgrößen bei einer Last- oder Elastizitätsmoduländerung ändern. Aus diesem Grund wird in Abbildung 5.6 auf der nächsten Seite das maximale Moment beziehungsweise die maximale Normalkraft über die Änderung der Last beziehungsweise des Elastizitätsmoduls aufgetragen. Dabei sind Änderungen über den Faktor Zehn eher als akademische Beispiele anzusehen. Bezüglich der Durchbiegungen und der Verschiebungen in Stablängsrichtung ist zu erwähnen, dass sich bei beiden derselbe Effekt einstellt wie bei der Lösung nach Biegetheorie. Haben Lasterhöhung und Elastizitätsmodulreduktion den gleich umgekehrt proportionalen Faktor, so sind Durchbiegungen und Verschiebungen in Stablängsrichtung gleich. Bezüglich

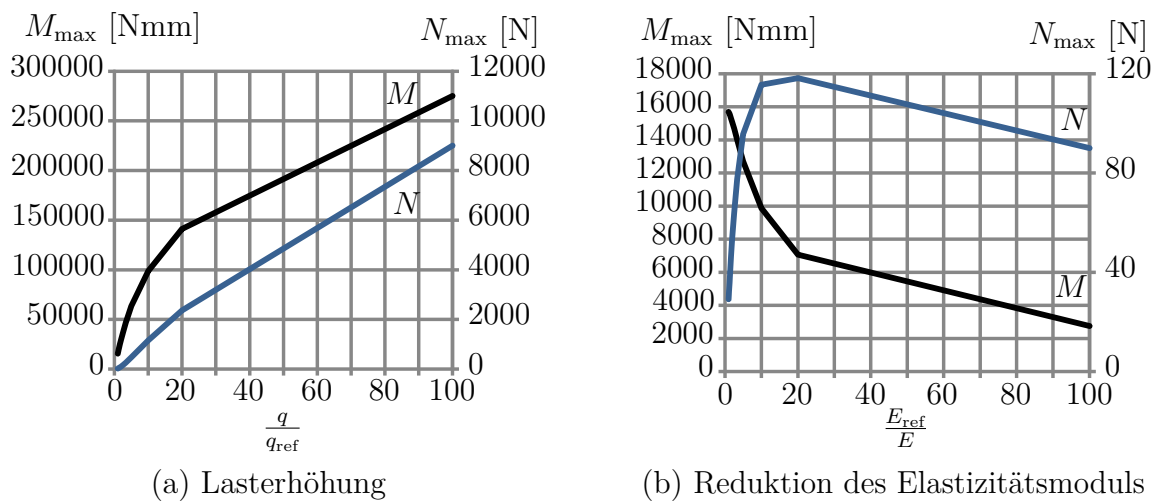


Abbildung 5.6: Moment und Normalkraft in Abhängigkeit der Lasterhöhung beziehungsweise der Reduktion des Elastizitätsmoduls

der Schnittgrößen in Abbildung 5.6 wird deutlich, dass eine Lasterhöhung mit einer Erhöhung der Schnittgrößen Moment und Normalkraft verbunden ist. Die beiden Schnittgrößen erhöhen sich nicht um den Faktor der Lasterhöhung, es ist kein linearer Zusammenhang vorhanden. Durch die Ausbildung einer Normalkrafttragwirkung ist davon auszugehen, dass sich hier eine gewisse Seil- beziehungsweise Membrantragwirkung einstellt. Sie wird jedoch von untergeordneter Bedeutung für die Tragfähigkeit des Systems sein, da das System das große Moment abtragen muss. Weiterhin ist in Abbildung 5.6 zu erkennen, dass sich bei einer Reduzierung des Elastizitätsmoduls die Schnittgrößen ändern. Mit geringer werdendem Elastizitätsmodul sinkt das Moment und die Normalkraft steigt anfänglich. Ab einem zwanzigstel des ursprünglichen Elastizitätsmoduls sinkt die Normalkraft leicht. Auch hier liegt ein nichtlinearer Zusammenhang zwischen Elastizitätsmodulreduzierung und Schnittgrößenänderung vor. Es kann gefolgert werden, dass eine Reduzierung des Elastizitätsmoduls die Bildung der Seil- oder Membrantragwirkung begünstigt, da das System die Last stärker über Normalkräfte und weniger über Momente abträgt.

Als Weiteres wird der Temperaturgradient näher betrachtet. Hierfür wird das statische System aus Abschnitt 5.2 auf Seite 151 mit beidseitiger gelenkiger Lagerung genutzt. Es wird davon ausgegangen, dass die anfängliche Temperatur 20°C ist und die Temperatur an der Oberseite des Balkens (θ_o) konstant 20°C ist. Die Temperatur an der Unterseite des Balkens (θ_u) wird variiert. Als Wärmeausdehnungskoeffizient α_T wird mit $1,2 \cdot 10^{-5} 1/\text{K}$ angenommen. Analog zu Abbildung 5.2 auf Seite 143

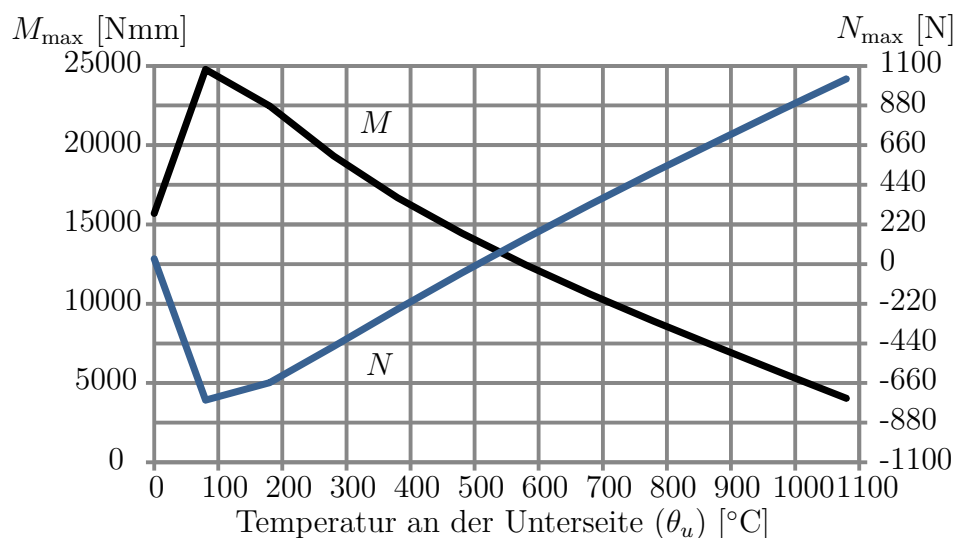


Abbildung 5.7: Einfluss des Temperaturgradienten auf die Schnittgrößen bei der Lösung nach der Energiemethode

wird aus der Temperatur θ_o und θ_u eine konstante Temperaturerhöhung und ein Temperaturgradient gebildet. Der Balken will sich somit verlängern und krümmen. Eine Änderung des Elastizitätsmoduls durch die Temperatureinwirkung wird nicht berücksichtigt. Die maximalen Schnittgrößen Moment und Normalkraft bei variiertem Temperatur θ_u sind in Abbildung 5.7 zu sehen. Bis 80 °C erhöht sich das Moment, bei höheren Werten von θ_u sinkt das Moment. Die Normalkraft verhält sich komplexer. Bei $\theta_u = 20$ °C ist eine geringe Zugkraft vorhanden. Bis zu einer Temperatur $\theta_u = 80$ °C entwickelt sich eine Drucknormalkraft in dem System. Dies basiert auf der unterbundenen thermischen Verlängerung des Systems. Ab $\theta_u = 80$ °C verringert sich die Drucknormalkraft im System, bis sich eine Zugnormalkraft entwickelt und diese sogar noch steigt. Durch das Sinken der Drucknormalkraft und des Momentes ab $\theta_u = 80$ °C, ist davon auszugehen, dass sich ab diesem Punkt die Seil- beziehungsweise Membrantragwirkung ausbildet. Die Lösung nach der Energiemethode ist von der Biege- und Dehnsteifigkeit des Systems abhängig. Daher ist zu berücksichtigen, dass die Erkenntnisse dieser Untersuchungen vom Prinzip auch auf andere Systeme anwendbar sind, jedoch sind die hier aufgeführten Werte eher als Anhaltswerte und nicht als Fixwerte zu verstehen.

In diesem Abschnitt wurde gezeigt, dass die Seil- beziehungsweise Membrantragwirkung von einer Reduktion des Elastizitätsmoduls und einem hohen thermischen Gradienten günstig beeinflusst wird. Eine Erhöhung der Last hat eine Erhöhung des

Momentes und der Normalkraft zur Folge. Es bildet sich hier zwar auch eine Seilbeziehungswise Membrantragwirkung aus, jedoch wird dies durch das große Moment überlagert, sodass die Normalkrafttragwirkung von untergeordneter Bedeutung ist.

5.4 Validierung mittels Versuchsergebnissen

Als weitere Validierung wird die Lösung mittels Energiemethode mit Versuchsergebnissen verglichen. Die Versuchsergebnisse stammen vom Juli-Versuch in Dachau (siehe Mensinger u. a. [81]). Der Versuch liefert auch Eingangsdaten für die vereinfachte analytische Lösung. Es werden die Temperaturen von Deckenoberseite und Deckenunterseite genutzt, um die konstante Temperaturerhöhung und den Temperaturgradienten zu bilden. Der Wärmeausdehnungskoeffizient α_T wird nach DIN EN 1994-1-2 [143] angesetzt. Der Elastizitätsmodul wird nach Gleichung (6.21) bestimmt. Die hierfür benötigte Temperatur wird als Mittelwert aus oberer und unterer Temperatur gebildet. Das statische System entspricht dem beidseitig gelenkig gelagerten System aus Abschnitt 5.2 auf Seite 151. Da bei den Versuchen aus Mensinger u. a. [81] Deckenplatten untersucht wurden und die vereinfachte analytische Lösung einen Balken voraussetzt, soll die Durchbiegung der analytischen Lösung mit der Durchbiegung des größeren Feldes des Versuches verglichen werden. Da das größere Feld rechteckig ist und die Durchbiegung in Plattenmitte verglichen wird, ist der Einfluss von zwei der vier Ränder gering, sodass die Tragwirkung eines Plattenstreifens an dieser Stelle als einachsig abstrahiert werden kann. Eine Messung der Durchbiegung in der Mitte des Feldes ist nicht erfolgt, es wurde in den Drittelpunkten der langen Seite gemessen. Daher werden in Abbildung 5.8 auf der nächsten Seite die Messungen der Drittelpunkte gezeigt.

Zusätzlich zu der vereinfachten analytischen Lösung nach der Energiemethode wird in Abbildung 5.8 auf der nächsten Seite auch die Lösung nach linear elastischer Biegetheorie dargestellt. In der Abbildung ist die Durchbiegung resultierend aus der Last bei Raumtemperatur herausgerechnet. In dem Zeitraum der 13. Minute bis zur 24. Minute werden keine Durchbiegungen nach der Energiemethode und der linear elastischen Biegetheorie bestimmt. In diesem Zeitraum sinken die gemessenen Temperaturen an der Deckenunterseite. Dies ist praktisch nicht möglich, da der Brand noch in der Entwicklungsphase ist. Es wird daher von Messfehlern ausgegangen und die Messungen in diesem Zeitbereich verworfen. In Abbildung 5.8 wird deutlich,

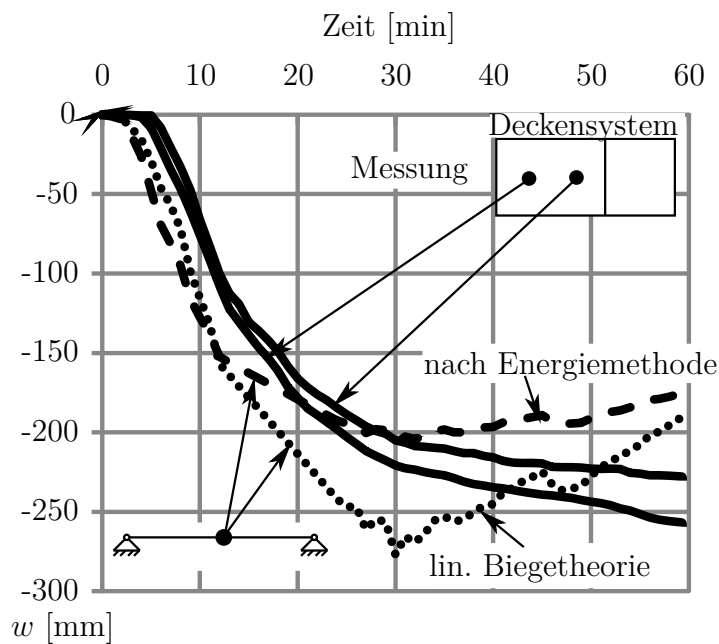


Abbildung 5.8: Vergleich von gemessenen und berechneten Durchbiegungen

dass anfänglich die berechneten Durchbiegungen im Vergleich zu den gemessenen Durchbiegungen etwas groß sind. Das System wird somit zu „weich“ abgebildet. Dies muss auch so sein, da bei dem Versuch eine Platte getestet wurde und analytisch ein Balken betrachtet wird. Dennoch stimmt der Durchbiegungsverlauf der analytischen Lösungen und der Messungen gut überein. Ab der 15. Minute ergeben sich erhebliche Unterschiede zwischen den analytischen Lösungen. Es ist daher davon auszugehen, dass spätestens ab diesem Zeitpunkt sich eine Seil- beziehungsweise Membrantragwirkung einstellt.

Die Lösung nach der Energiemethode zeigt ab der 15. Minute eine gute Übereinstimmung mit den Messungen, während die Lösung nach der linear elastischen Biegetheorie die Durchbiegung überschätzt. Die Lösung nach Biegetheorie berücksichtigt keine Rückstellkräfte aus Seil- beziehungsweise Membrantragwirkung und muss daher zu große Durchbiegungen ergeben. Ab der 30. Minute sinkt die Temperatur an der Deckenunterseite, da der Brand abklingt. Dementsprechend stellt sich ein Temperaturfeld ein, das sich nur noch schlecht mit einer konstanten Temperaturerhöhung und einem linearen Temperaturgradienten abbilden lässt. Die analytische Lösung nach der Energiemethode muss somit von den Messungen abweichen.

Die maximalen Schnittgrößen Moment und Normalkraft der Lösung nach der Energiemethode sind in Abbildung 5.9 auf Seite 160 zu sehen. In den Abbildungen ist zu

erkennen, dass anfänglich Moment und Drucknormalkraft steigen. Ab der fünften Minute beginnen sie zu sinken. Die Drucknormalkraft wandelt sich ab der 12. Minute in eine Zugnormalkraft. Es ist somit ab der fünften Minute von einer Entwicklung der Seil- beziehungsweise Membrantragwirkung auszugehen, die ab der 12. Minute sich komplett entwickelt hat.

Trotz erheblicher Vereinfachungen bei der Herleitung der analytischen Lösung mit der Energiemethode gibt die analytische Lösung die gemessenen Durchbiegungen gut wieder. Die ermittelten Schnittgrößen sind hingegen eher als Tendenzen zu verstehen. Sollten sich die Normalkraft aus Abbildung 5.9b auf der nächsten Seite beim Versuch ausbilden, müssten die Randträger aufgrund von Biegedrillknicken versagen. Mit der Idealisierung als Balken bei der Herleitung ist es nicht möglich, einen Druckring zu berücksichtigen, in dem sich die Zugkräfte „einhängen“. Dieser Druckring würde somit ein Biegedrillknicken der Randträger verhindern.

In diesem Abschnitt ist es gelungen, die analytische Lösung auf Basis der Energiemethode mit Versuchsdaten zu validieren. Dabei wird deutlich, dass die Durchbiegungen gut wiedergegeben werden, jedoch Abweichungen aufgrund von Vereinfachungen vorhanden sind. Die Werte der berechneten Schnittgrößen sind ebenfalls aufgrund der Vereinfachungen als Tendenzen zu verstehen. Ihr prinzipieller Verlauf gibt Aufschluss über die Entwicklung der Seil- beziehungsweise Membrantragwirkung. In dem betrachteten Versuch bildet sich bereits ab der fünften Minute die Seil- beziehungsweise Membrantragwirkung aus.

5.5 Vereinfachung der kinematischen Beziehung und Transfer auf die Finite-Elemente-Methode

In der analytischen Lösung auf Basis der Energiemethode wird bis jetzt die genaue Verzerrungs-Verformungs-Beziehung genutzt (siehe Gleichung 5.1 und 5.2 auf Seite 143). Diese genaue Beziehung wird in der FEM nicht genutzt, stattdessen werden Potenzreihenentwicklungen bei den kinematischen Beziehungen genutzt ähnlich der Gleichung (5.31) auf Seite 148. Ziel dieses Abschnittes ist herauszuarbeiten, wie weit die Potenzreihenentwicklung in der FEM reichen muss, um die Verformungen ausreichend genau abzubilden. Hierfür werden die Verzerrungs-Verformungs-Beziehungen in der analytischen Lösung auf Basis der Energiemethode so stark wie möglich

vereinfacht. Als Kontrolle der Vereinfachung dienen die Ergebnisse aus Abschnitt 5.4 auf Seite 157. Solange die Durchbiegungen, Verschiebungen in Stablängsrichtung und Schnittgrößen wie bei der Lösung mit der genauen Verzerrungs-Verformungs-Beziehung ermittelt werden, wird die Verzerrungs-Verformungs-Beziehung vereinfacht. Die stärkste Vereinfachung der Verzerrungs-Verformungs-Beziehungen, die getroffen werden konnte, ist folgende:

$$\epsilon = \sqrt{(1 + u')^2 + w'^2} - 1 \approx u' + \frac{1}{2} \cdot w'^2 \quad (5.47)$$

$$\varphi = \arctan \frac{w'}{1 + u'} \approx w' \quad (5.48)$$

Bei dieser Verzerrungs-Verformungs-Beziehung entsprechen die Durchbiegungen und die Verschiebungen in Stablängsrichtung denen der genauen Verzerrungs-Verformungs-Beziehung. Lediglich bei den Schnittgrößen Moment und Normalkraft sind leichte Abweichungen vorhanden. Sie sind in Abbildung 5.9 zu sehen. Der Fehler ist unter 10 % bezogen auf die genaue Verzerrungs-Verformungs-Beziehung. Die getroffene Vereinfachung ist somit geeignet, um das System korrekt abzubilden. Bezogen auf die

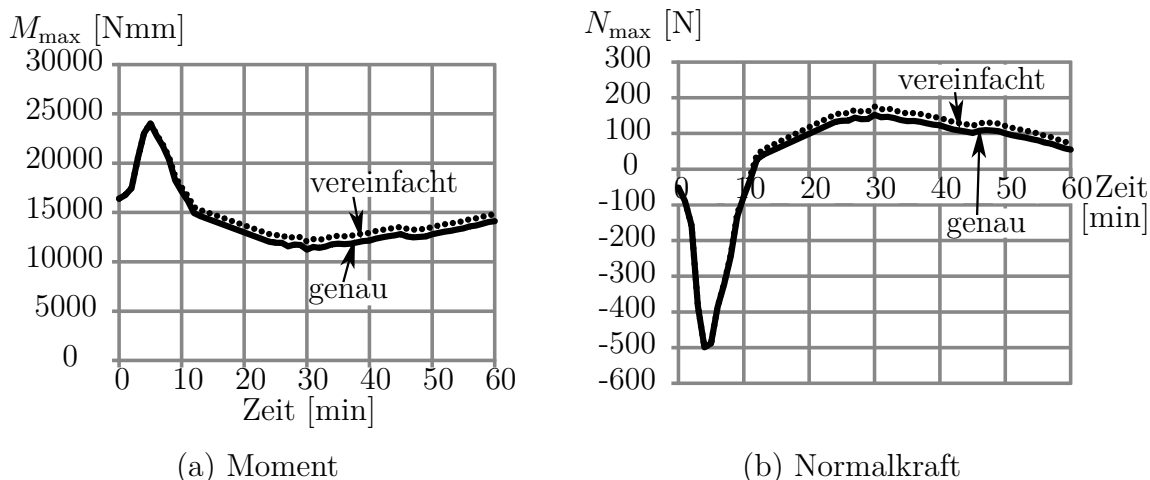


Abbildung 5.9: Berechnete Schnittgrößen des Juli-Versuches [81] bei der Lösung nach der Energiemethode für unterschiedlichen Verzerrungs-Verformungs-Beziehung

FEM entspricht Gleichung (5.47) der Definition einer geometrischen Nichtlinearität, während Gleichung (5.48) einer geometrischen Linearität entspricht. Es wäre somit ausreichend, bezüglich der Verdrehungen eine geometrische Linearität zu nutzen, während bei den Dehnungen eine geometrische Nichtlinearität notwendig ist. Bei den

meisten FEM-Programmen ist jedoch ein Differenzieren bezüglich der geometrischen Nichtlinearität zwischen Dehnungen und Verdrehungen nicht möglich. Es kann nur entschieden werden, ob Dehnungen und Verdrehungen geometrisch linear oder nicht-linear sind. Somit ist es notwendig geometrisch nichtlinear zu rechnen, um eine Seilbeziehungsweise Membrantragwirkung im Brandfall numerisch abzubilden.

Weiterhin ist in Abschnitt 5.4 zu erkennen, dass mit einem linear elastischen Materialverhalten die Durchbiegungen des Versuches gut wiedergegeben werden können. Dies kann für FEM-Rechnungen bedeuten, dass es ausreichend sein kann, Beton linear elastisch abzubilden (vergleiche Stadler [111]). Dies hätte zur Konsequenz, dass in einem Nachlauf an die Rechnung überprüft werden muss, ob die Betonfestigkeit und der Bewehrungsgrad ausreichend sind. Ebenso werden Schnittgrößenumlagerungen durch Rissbildung bei einem linear elastisch abgebildeten Beton nicht berücksichtigt. In diesem Abschnitt kann gezeigt werden, dass eine geometrische Linearität bei den Verdrehungen ausreichend ist, während bei den Dehnungen eine geometrische Nichtlinearität benötigt wird. Weiterhin wird zusammengefasst, dass eine linear elastische Materialformulierung für Beton ausreichend sein kann, um die Durchbiegungen in einer Simulation korrekt abzubilden.

5.6 Anteil der mechanischen Durchbiegung an der Gesamtdurchbiegung

Aus den vorigen Abschnitten geht hervor, dass eine linear elastische Modellierung des Betons gute Übereinstimmungen bei der gemessenen und berechneten Durchbiegung ergibt. Das Verformungsverhalten von Betonbauteilen ist jedoch von dem nichtlinearen Verhalten des Betons geprägt. Es entstehen Risse im Beton, die die Steifigkeit des Querschnittes reduzieren. Dies führt zu größeren Durchbiegungen. Sollte das nichtlineare Verhalten des Betons die Verformungen nicht maßgeblich beeinflussen, werden hierfür zwei Möglichkeiten gesehen:

1. Die Lasten sind so gering, dass der Beton sich noch linear elastisch verhält.
2. Die mechanischen Durchbiegungen sind nicht dominant.

Die erste Möglichkeit wird ausgeschlossen, da Beton eine geringe Zugfestigkeit besitzt und somit zur Rissbildung neigt. Weiterhin sind massive Risse in den Bereichen

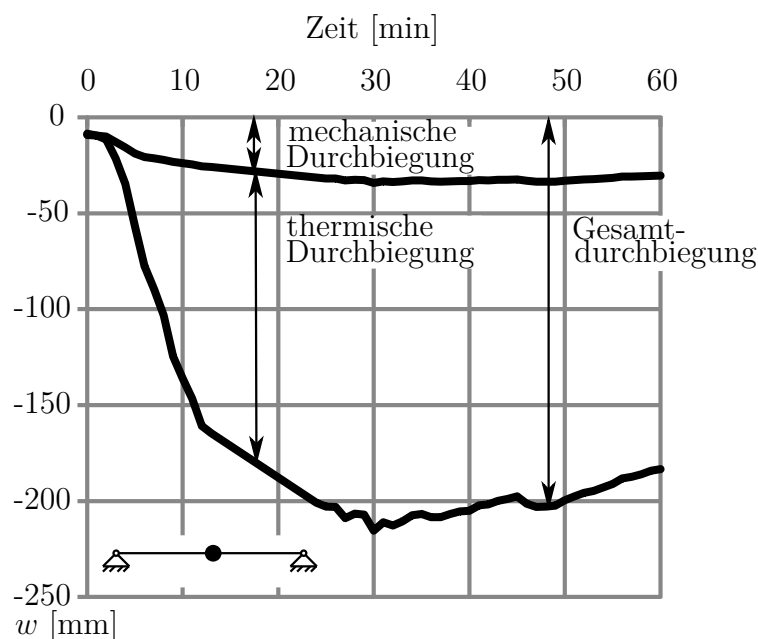


Abbildung 5.10: Zusammensetzung der berechneten Gesamtdurchbiegung aus thermischer und mechanischer Durchbiegung beim Juli-Versuch von Dachau

negativer Momente bei den Versuchen in Dachau (siehe Mensinger u. a. [81]) aufgetreten. In den Bereichen der positiven Momente kompensieren sich die Dehnungen aus mechanischer Last und thermischer Einwirkung, sodass es zu einer geringen bis gar keiner Rissbildung kommt. Es wird daher davon ausgegangen, dass die mechanische Durchbiegung von untergeordneter Bedeutung ist. Dies gilt nur bis zur Einleitung des Versagens des Systems. In diesem Abschnitt wird der Anteil der mechanischen Durchbiegung an der Gesamtdurchbiegung bestimmt, um seine untergeordnete Bedeutung zu zeigen. Da bei der vereinfachten analytischen Lösung die gesamte Durchbiegung aus thermischen und mechanischen Anteilen zusammensetzt, muss die thermische Durchbiegung dominant sein. Es wird daher die Lösung auf Basis der Energiemethode aus Abbildung 5.8 auf Seite 158 in thermische und mechanische Durchbiegung aufgeschlüsselt. Die beiden Anteile sind in Abbildung 5.10 zu sehen. In der Abbildung wird deutlich, dass anfänglich die mechanische Durchbiegung dominant ist. Im weiteren Verlauf des Brandes nimmt ihr Einfluss ab. Bereits ab der zehnten Minute ist die thermische Durchbiegung dominant und ihr Einfluss steigt. In der zehnten Minute ist der Anteil der mechanischen Durchbiegung an der Gesamtdurchbiegung 18,6% und sinkt auf 15,8% bei der 30. Minute. Der Einfluss der mechanischen Durchbiegung ist

zwar untergeordnet, jedoch nicht vernachlässigbar. Da der mechanische Anteil der Durchbiegung gering ist, sind Fehler in diesem Anteil bezogen auf die Gesamtverformung noch geringer. Aus diesem Grund hat die Vernachlässigung des nichtelastischen Verhaltens des Betons einen geringen Einfluss auf die Gesamtverformung, auch wenn Beton unter Temperatureinwirkung ein nichtelastisches Verhalten ausweist (vergleiche auch Stadler [111]).

In einem weiteren Schritt wird diese Erkenntnis in einen allgemeineren Rahmen gesetzt. Hierzu wird das Verhältnis der mechanischen Durchbiegung zur Gesamtdurchbiegung gebildet:

$$\frac{w_q}{w_{ges}} = \frac{w_q}{w_q + w_\theta} = \frac{1}{\frac{w_q + w_\theta}{w_q}} = \frac{1}{1 + \frac{w_\theta}{w_q}} \quad (5.49)$$

Hierbei wird unterstellt, dass sich die Gesamtdurchbiegung aus mechanischer und thermischer Durchbiegung zusammensetzt. Weiterhin lassen sich die mechanischen und thermischen Durchbiegungen mit den Formeln aus Abschnitt 5.1.1 auf Seite 145 beschreiben. Es wird hier die Vereinfachung einer beidseitigen gelenkigen Lagerung getroffen:

$$w_q = \alpha \cdot L \cdot (\xi^4 - 6 \cdot \xi^2 + 5) \quad (5.50)$$

$$w_\theta = \alpha \cdot L \cdot \frac{48 \cdot \tilde{\kappa}}{\tilde{q}} \cdot (1 - \xi^2) \quad (5.51)$$

Somit ergibt sich der folgende Quotient:

$$\frac{w_\theta}{w_q} = \frac{48 \cdot \tilde{\kappa}}{\tilde{q}} \cdot \frac{1 - \xi^2}{\xi^4 - 6 \cdot \xi^2 + 5} \quad (5.52)$$

Es wird $\xi = 0$ für die Auswertung gewählt. Dies entspricht der Mitte des Balkens und ist somit der Punkt der größten mechanischen Durchbiegung. Weiterhin werden die einheitenbefreiten Größen rückschstituiert:

$$\tilde{\kappa} = \kappa_\theta \cdot L = \alpha_T \cdot \frac{\theta_u - \theta_o}{h} \cdot L = \alpha_T \cdot \Delta\theta \cdot \frac{L}{h} \quad (5.53)$$

$$\tilde{q} = q \cdot \frac{L^3}{EI} = q_b \cdot b \cdot \frac{L^3}{E \cdot \frac{b \cdot h^3}{12}} = q_b \cdot \frac{12}{E} \cdot \left(\frac{L}{h}\right)^3 \quad (5.54)$$

mit: q_b eine Flächenlast
 b Breite des Rechteckquerschnitts
weitere Größen siehe Abschnitt 5.1 auf Seite 141

Es ergibt sich somit:

$$\frac{w_\theta}{w_q} = \frac{4}{5} \cdot \frac{\alpha_T \cdot \Delta\theta \cdot E}{q_b \cdot \left(\frac{L}{h}\right)^2} \quad (5.55)$$

Diese Gleichung ist temperaturabhängig. Eine genaue Lösung ist individuell bei jedem Bauteil zu bestimmen. Für eine allgemein gehaltene Lösung wird das Verhältnis $L/h \approx 35$ gewählt. Dies entspricht der Forderung nach DIN 1045 [137] beziehungsweise DIN EN 1992-1-1 NA [148], wenn der Gebrauchstauglichkeitsnachweis maßgebend wird, wie es häufig vorkommt. Weiterhin stellt sich die Problematik, dass der Elastizitätsmodul und der Wärmeausdehnungskoeffizient temperaturabhängig sind, jedoch keine Temperatur für eine allgemein gehaltene Auswertung zur Verfügung steht. Der Wärmeausdehnungskoeffizient wird daher als Näherung zu $\alpha_T = 6 \cdot 10^{-6} 1/K$ gesetzt. Der Elastizitätsmodul wird in Abhängigkeit vom Temperaturgradienten angegeben:

$$E = E_0 \cdot \left(1 - \frac{1 - \frac{1}{6}}{750}\right) \cdot \Delta\theta \quad (5.56)$$

Es wird dabei von einem Erwärmen des Querschnittes ausgegangen, ein Abkühlen wird nicht berücksichtigt. Dabei hat der Querschnitt anfänglich die Steifigkeit bei Raumtemperatur und bei 750 °C Temperaturgradient $1/6$ der ursprünglichen Steifigkeit. Der Verlauf dazwischen wird linear angenommen. Als anfänglicher Elastizitätsmodul wird ein Wert von 33.000 N/mm² angesetzt. Diese Annahmen führen zur Abbildung 5.11 auf der nächsten Seite. In Abbildung 5.11 auf der nächsten Seite wird deutlich, dass die mechanische Durchbiegung bezogen auf den Temperaturgradienten schnell von untergeordneter Bedeutung ist. Dies gilt auch für hohe Lasten. Erst bei höheren Temperaturdifferenzen, wenn der Elastizitätsmodul gering ist, nimmt der Anteil der mechanischen Verformung wieder zu.

Eine hohe und dennoch realistische Last im Brandfall für Decken ist Folgende:

- Eigengewicht: 5 kN/m²
- Ausbaulasten: 2 kN/m²
- Verkehrslast: 5 kN/m²

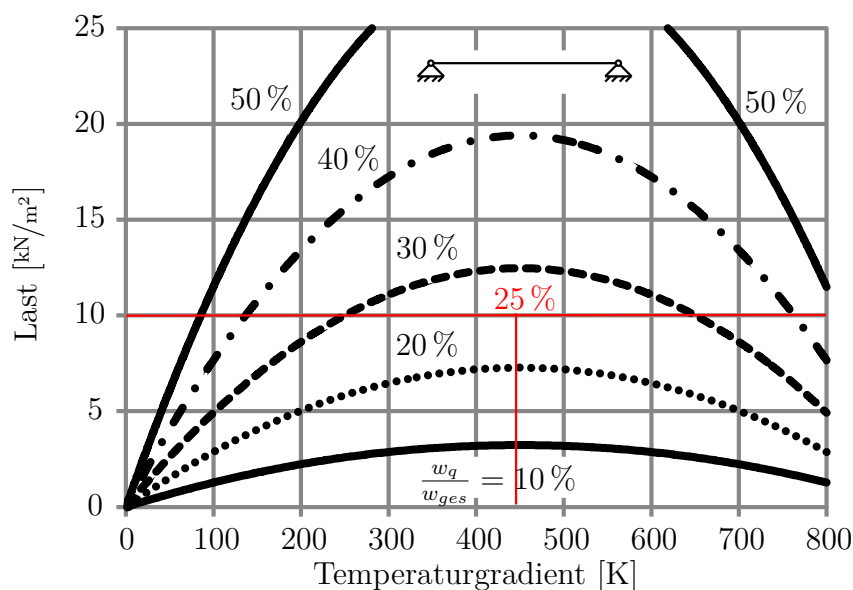


Abbildung 5.11: Anteil der mechanischen Durchbiegung an der berechneten Gesamtdurchbiegung in Abhängigkeit der Last und des Temperaturgradienten als Isolinien

Die Lastkombination wäre dann $1,0 \cdot (5 + 2) + 0,6 \cdot 5 = 10 \text{ kN/m}^2$. Bei einer Beflammung nach ETK wäre der Anteil einer solchen Last schnell unter 30% der Gesamtdurchbiegung. Dies wird anhand eines Beispiels der Last von 10 kN/m^2 deutlich. Aufgehend von Ordinate in Abbildung 5.11 kann nach Rechtsschreiten der Temperaturgradient erhöht werden. Bei ungefähr $100 \text{ }^\circ\text{C}$ hat die mechanische Last noch einen Anteil von 50% an der Gesamtdurchbiegung. Bei einem Temperaturgradienten von $250 \text{ }^\circ\text{C}$ beträgt der Anteil noch 30%. Bei ungefähr $450 \text{ }^\circ\text{C}$ Temperaturgradient ist das Minimum des Anteils der mechanischen Durchbiegung zur Gesamtdurchbiegung von 25% erreicht. Bei höheren Temperaturgradienten steigt der mechanische Anteil leicht. In der Herleitung der Abbildung 5.11 ist das nichtlineare Verhalten des Betons nicht berücksichtigt. Wenn das nichtlineare Verhalten des Betons mit einer fünfprozentigen Erhöhung des Anteils der mechanischen Durchbiegung abgeschätzt wird, wäre der Anteil an der Gesamtdurchbiegung für eine hohe Last im Brandfall ungefähr 35% und somit weiterhin gering. Der geringe Anteil der mechanischen Durchbiegung an der Gesamtdurchbiegung bedeutet auch, dass im Brandfall kaum Maßnahmen getroffen werden können, um die Durchbiegungen zu reduzieren. Maßnahmen, die das statische System betreffen, haben einen geringen Einfluss auf die thermisch induzierte Durchbiegung. Somit muss das Bauteil vor einer Temperatureinwirkung geschützt

werden, wenn die Durchbiegung im Brandfall begrenzt werden sollte.

Es kann somit zusammengefasst werden, dass die mechanische Durchbiegung einen geringen Anteil an der Gesamtdurchbiegung im Brandfall hat, solange das betrachtete System nicht versagt. Eine linear elastische Modellierung des Betons von Decken kann somit bezüglich der Durchbiegungen im Brandfall ausreichend sein. Dies wird noch näher in Abschnitt 6.5.3 auf Seite 225 betrachtet.

5.7 Durchbiebungsgeschwindigkeit eines Bauteils im Brandfall

Das Versagen eines Bauteils im Brandfall ist von unterschiedlichen Kriterien abhängig. Bei einem raumabschließenden Bauteil wie einer Decke müssen das Tragfähigkeitskriterium, das Isolationskriterium und die Rauchdichtigkeit gegeben sein. In diesem Abschnitt wird die Tragfähigkeit näher betrachtet. Bei einem statisch bestimmten System darf nach DIN 4102-2 [131] beziehungsweise DIN EN 13501-2 [139] eine Durchbiebungsgeschwindigkeit im Brandversuch nicht überschritten werden. Die Anforderung ist wie folgt definiert:

$$\frac{\Delta w}{\Delta t} \leq \frac{L^2}{9000 \cdot h_1} \quad (5.57)$$

mit: L	Stützweite in cm
h_1	statische Höhe in cm
Δw	Durchbiegungsintervall in cm während eines Zeitintervalls Δt
Δt	Zeitintervall von einer Minute
$\frac{\Delta w}{\Delta t}$	Durchbiebungsgeschwindigkeit in cm/min

Da aus Abschnitt 5.6 bekannt ist, dass die thermische Durchbiegung einen großen Anteil an der Gesamtdurchbiegung hat, kann es vorkommen, dass durch die thermische Durchbiegung die Grenzdurchbiebungsgeschwindigkeit überschritten wird. Damit hätte das statische System nach Prüfnorm keinen Feuerwiderstand mehr, obwohl die Tragfähigkeit noch vorhanden ist und lediglich der Querschnitt zu schnell erwärmt wurde. Ausgehend von Gleichung (5.51) wird eine maximal zulässige Temperaturänderung an der Unterseite der Decke berechnet. Dabei wird Gleichung (5.57) als

Grenzkriterium genutzt. Hierfür ergibt sich folgende Rechnung:

$$w_\theta = \alpha \cdot L \cdot \frac{48 \cdot \tilde{\kappa}}{\tilde{q}} \cdot (1 - \xi^2) \quad (5.58)$$

$$= \alpha_1 \cdot \frac{\tilde{q}}{384} \cdot L \cdot \frac{48 \cdot \tilde{\kappa}}{\tilde{q}} \cdot (1 - \xi^2) \quad (5.59)$$

$$= \alpha_1 \cdot \frac{L \cdot \tilde{\kappa}}{8} \cdot (1 - \xi^2) \quad (5.60)$$

Weiterhin wird in der Mitte des statischen Systems die Verformung betrachtet und die Definition von $\tilde{\kappa}$ eingesetzt:

$$w_\theta = \alpha_1 \cdot \frac{L^2 \cdot \kappa_\theta}{8} \quad (5.61)$$

$$= \alpha_1 \cdot \frac{L^2 \cdot \alpha_T \cdot (\theta_u - \theta_o)}{h \cdot 8} \quad (5.62)$$

Es wird nun die Durchbiegungsgeschwindigkeit der thermischen Durchbiegung gebildet. Im Weiteren wird auch nur diese betrachtet. Für die ergebende Grenztemperaturerhöhung bedeutet dies, dass sie eigentlich geringer sein muss, da die mechanische Durchbiegung vernachlässigt wird.

$$\frac{\Delta w}{\Delta t} = \frac{w_{t_2} - w_{t_1}}{t_2 - t_1} \quad (5.63)$$

$$= \frac{\left[\alpha_1 \cdot \frac{L^2 \cdot \alpha_T \cdot (\theta_u - \theta_o)}{h \cdot 8} \right]_{t_2} - \left[\alpha_1 \cdot \frac{L^2 \cdot \alpha_T \cdot (\theta_u - \theta_o)}{h \cdot 8} \right]_{t_1}}{\Delta t} \quad (5.64)$$

Zusätzlich wird angenommen, dass die beiden Zeitpunkte t_1 und t_2 so dicht beieinanderliegen, dass folgende Größen als ungefähr konstant zwischen den Zeitpunkten angesetzt werden können: α_T , α_1 und θ_o . Es folgt daraus:

$$\frac{\Delta w}{\Delta t} = \frac{\alpha_T \cdot \alpha_1 \cdot L^2}{\Delta t \cdot 8 \cdot h} \cdot (\theta_{u,t_2} - \theta_{u,t_1}) \quad (5.65)$$

Das Ergebnis wird nun in Gleichung (5.57) eingesetzt. Dabei wird ausgenutzt, dass $h_1 \approx 0,9 \cdot h$ im Betonbau ist:

$$\frac{\alpha_T \cdot \alpha_1 \cdot L^2}{\Delta t \cdot 8 \cdot h} \cdot (\theta_{u,t_2} - \theta_{u,t_1}) \leq \frac{L^2}{9000 \cdot 0,9 \cdot h} \quad (5.66)$$

Durch Umstellen der Gleichung ergibt sich:

$$\theta_{u,t_2} - \theta_{u,t_1} \leq \frac{8 \cdot \Delta t}{9000 \cdot 0,9 \cdot \alpha_1 \cdot \alpha_T} \quad (5.67)$$

Der Faktor Δt ist per Definition eins (siehe DIN 4102-2 [131]). Die Faktoren $\alpha_1 \cdot \alpha_T$ müssen noch bestimmt werden. Hierfür werden die Berechnungen aus Abschnitt 5.4 auf Seite 157 herangezogen. Der Brand des Versuches aus Abschnitt 5.4 ist sehr ähnlich zur ETK. Daher werden die Rechnungen als geeignet angesehen, um die Faktoren $\alpha_1 \cdot \alpha_T$ zu bestimmen. Die Werte von $\alpha_1 \cdot \alpha_T$ liegen zwischen $0,9 \cdot 10^{-5} \text{ 1/K}$ und $1,2 \cdot 10^{-5} \text{ 1/K}$. Werden diese Werte in Gleichung (5.67) eingesetzt, darf die Temperaturerhöhung an der Unterseite der Decke nicht größer als 110 °C beziehungsweise 80 °C sein.

Als einwirkender Brand wird die ETK angenommen. Diese ist beispielsweise in DIN 4102-2 [131] definiert. In dieser Norm ist ebenfalls geregelt, dass die Fläche unter der Brandkurve bei Prüfungen bis 30 Minuten um $\pm 10 \%$ und bei längeren Prüfdauern um $\pm 5 \%$ von der Fläche unter der ETK abweichen darf. Somit können sich unterschiedliche Szenarien bei der Prüfung eines Bauteils ergeben:

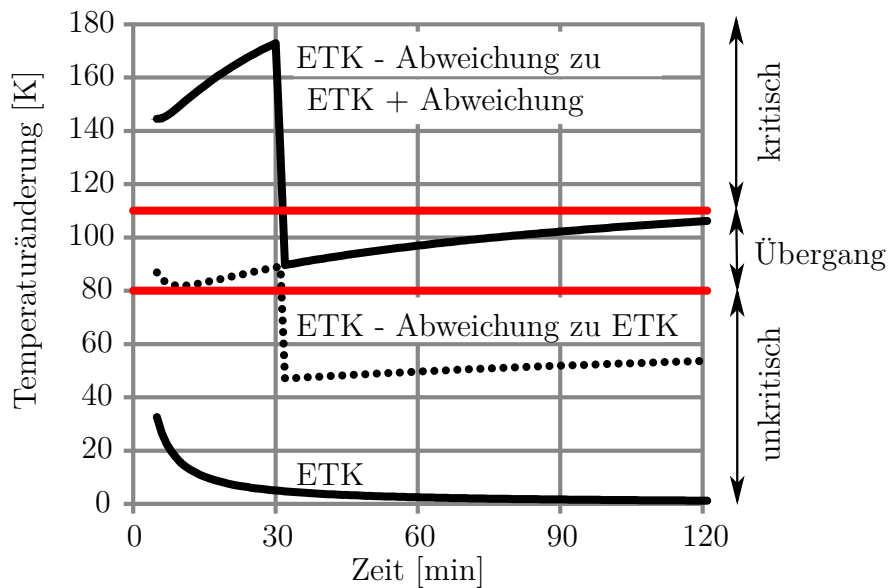


Abbildung 5.12: Temperaturänderung bei der Einheits-Temperaturzeitkurve mit und ohne Abweichungen im Vergleich zu kritischen Temperaturänderungen bezüglich der Durchbiegungsgeschwindigkeit

1. Es wird genau die ETK als Brand eingehalten.
2. Es wird die Brandkurve „ETK \pm Abweichung“ realisiert.
3. Es entstehen Sprünge von ETK zu „ETK \pm Abweichung“.
4. Es entstehen Sprünge von „ETK \pm Abweichung“ zu „ETK \mp Abweichung“.
5. Es entstehen Kombinationen aus den genannten Szenarien.

Im Weiteren werden die Szenarien 1, 3 und 4 betrachtet, da sie hier von Bedeutung sind. Bei der Betrachtung wird davon ausgegangen, dass die Änderung der Brandraumtemperatur ähnlich zur Temperaturänderung an der Bauteilunterkante ist. Dies gilt insbesondere bei längeren Branddauern. Somit kann die Änderung der Brandraumtemperatur mit den Grenzwerten von 80 °C und 110 °C verglichen werden. Dies ist graphisch in Abbildung 5.12 durchgeführt. Dabei wird deutlich, dass bei dem Szenario 1 nicht zu einer Überschreitung der maximalen Durchbiegungsgeschwindigkeit durch eine Temperaturerhöhung führt. Wird hingegen versucht von „ETK – Abweichung“ auf die ETK zu gelangen, kann die maximale Durchbiegungsgeschwindigkeit überschritten werden. Bei einer Temperaturerhöhung von „ETK – Abweichung“ zu „ETK + Abweichung“ ist davon auszugehen, dass die

maximale Durchbiegungsgeschwindigkeit überschritten wird. Nach DIN 4102-2 [131] hätte das Bauteil aufgrund des $\frac{\Delta w}{\Delta t}$ -Kriteriums den Feuerwiderstand verloren, obwohl die Tragfähigkeit in Realität vorhanden ist und lediglich das Aufheizen zu schnell erfolgte.

Es ist somit fraglich, ob das Kriterium einer maximalen Durchbiegungsgeschwindigkeit wie in DIN 4102-2 [131] akzeptabel ist. In DIN EN 13501-2 [139] müssen zwei Kriterien erfüllt sein, damit von einem Verlust der Tragfähigkeit im Brandfall auszugehen ist. Es muss die maximale Durchbiegungsgeschwindigkeit überschritten werden und zugleich eine Grenzdurchbiegung überschritten sein. Dies ist eine geeignetere Definition des Tragfähigkeitsverlustes, da sie nicht allein von der Durchbiegungsgeschwindigkeit abhängig ist. Dennoch sollte ein besseres Kriterium als die Durchbiegungsgeschwindigkeit gefunden werden, da sie maßgeblich von der thermischen Durchbiegung des Bauteils abhängt.

5.8 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wird mithilfe der Energiemethode eine analytische Lösung zu der Seil- beziehungsweise Membrantragwirkung gefunden. Diese Lösung wird analytischen Lösungen der Balkentheorie gegenübergestellt. Dabei werden gute Übereinstimmungen festgestellt. Mittels Sensitivitätsanalysen kann gezeigt werden, dass eine temperaturbedingte Reduktion des Elastizitätsmoduls und ein Temperaturgradient eine positive Wirkung auf die Bildung der Membranwirkung haben. Durch einen Vergleich der Ergebnisse nach der Energiemethode und der Balkentheorie mit Versuchsergebnissen wird gezeigt, dass eine Berechnung der Durchbiegung mit der Energiemethode gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen erzielt. Die Lösung nach der Balkentheorie überschätzt die Durchbiegungen. Der Grund hierfür ist die Vernachlässigung der Balkenlängsdehnung infolge der Durchbiegung.

Die Lösung nach der Energiemethode wird bezüglich der Verzerrungs-Verformungs-Beziehung vereinfacht. Dabei kann gezeigt werden, dass eine Beziehung, die der nichtlinearen Beziehung der FEM gleicht, ausreichend ist. Weiterhin wird gezeigt, dass die thermische Durchbiegung gegenüber der mechanischen Durchbiegung den größeren Anteil an der Gesamtdurchbiegung hat. Ebenso wird gezeigt, dass die thermische Durchbiegung maßgebend werden kann bezüglich des Durchbiegungskriteriums der DIN 4102-2 [131].

Bei den getroffenen Vereinfachungen bei der Herleitung der Lösung ergibt sich ein mathematisches Problem, das mit einfachen Mitteln nicht zu lösen ist. Es wird daher davon ausgegangen, dass eine einfache, mechanisch motivierte Lösung zu den Durchbiegungen bei der Membranwirkung von Decken nicht existiert.

6 Numerische, mechanische Analyse

Die mechanische Analyse umfasst die Struktursimulation unter Berücksichtigung der temperaturabhängigen, mechanischen Baustoffeigenschaften bei bekannten Temperaturfeldern. Die Temperaturfelder stammen aus vorher durchgeführten thermischen Analysen oder Messungen aus Versuchen. Im folgenden Kapitel werden die temperaturabhängigen, mechanischen Baustoffeigenschaften für die numerische Simulation zunächst kurz wiedergegeben und anschließend auf Modellierungsdetails eingegangen. Weiterhin wird ein Verbundträger und ein Verbunddeckenträgersystem jeweils mit der Software *Vulcan* [61], *Safir* [40] und *Abaqus* [2] simuliert.

6.1 Mechanische Materialkennwerte

In diesem Abschnitt werden die mechanischen Hochtemperatureigenschaften von Baustahl, Bewehrungsstahl und Normalbeton beschrieben. Dabei werden insbesondere die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen und die thermische Dehnung bei hohen Temperaturen betrachtet. Die thermische Dehnung wird entgegen DIN EN 1994-1-2 [143] oder DIN EN 1992-1-2 [141] nicht als thermischer sondern als mechanischer Materialkennwert eingeordnet, da sie nicht für eine Berechnung des Temperaturfeldes benötigt wird. Die Spannungs-Dehnungs-Beziehung wird in einen Zugbereich und einen Druckbereich aufgeteilt. Hierbei ist es je nach Programm notwendig, einen Elastizitätsmodul anzugeben. Zusätzlich werden Angaben für die numerische Beschreibung von Beton genannt.

Darüber hinaus wird die Kraft-Verformungs-Beziehung von Kopfbolzendübeln untersucht. Unabhängig von der Tatsache, dass die Kraft-Verformungs-Beziehung nicht als Materialeigenschaft bezeichnet werden kann, wird sie an dieser Stelle thematisiert. Dies ist der numerischen Abbildung der Kopfbolzendübel geschuldet. Für die Kopfbolzendübel werden FEM-Elemente genutzt, denen eine Kraft-Verformungs-Beziehung zugewiesen wird. Somit entspricht die Kraft-Verformungs-Beziehung einer konstitutiven Beziehung der FEM-Elemente.

In den drei verwendeten FEM-Programmen setzt sich die Gesamtdehnung im Allgemeinen aus den folgenden Anteilen zusammen:

$$\epsilon_{ges} = \epsilon_{th} + \epsilon_{el} + \epsilon_{pl} + \epsilon_{cr} + \epsilon_{tr} \quad (6.1)$$

mit: ϵ_{ges} Gesamtdehnung bei Erwärmung
 ϵ_{th} thermische Dehnung bei Erwärmung
 ϵ_{el} elastische Dehnung bei Erwärmung
 ϵ_{pl} plastische (nichtelastische) Dehnung bei Erwärmung
 ϵ_{cr} Kriechdehnung bei Erwärmung
 ϵ_{tr} instationäres Temperaturkriechen

Bei den weiteren Berechnungen werden die Kriechdehnungen von Stahl vernachlässigt. Ebenso wird angenommen, dass beim Beton keine Kriechverformungen zu Beginn der Erwärmung vorhanden sind. Die simulierten Bauteile werden mit einem jungen Betonalter geprüft, sodass kaum Kriechverformungen vorhanden sind. Weiterhin wird davon ausgegangen, dass die mechanischen Dehnungen von Beton bereits instationäres Temperaturkriechen enthalten und dieses nicht explizit berücksichtigt werden muss.

Bei den Programmen *Vulcan* [61] und *Safir* [40] sind die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen von Stahl und Beton bereits implementiert. Bei dem Programm *Abaqus* [2] müssen die Beziehungen vom Benutzer definiert werden. Hierbei ist zu beachten, dass *Cauchy*-Spannungen und keine *Kirchhoff*-Spannungen sowie wahre Dehnungen und keine nominalen Dehnungen einzugeben sind. Der Ansatz von *Cauchy*-Spannungen und wahren Dehnungen bietet bei den numerischen Berechnungen den Vorteil, dass von Zeitpunkt zu Zeitpunkt gerechnet werden kann, ohne die Notwendigkeit auf ein Referenzsystem zurückzurechnen. *Kirchhoff*-Spannungen sind dagegen definiert als die äußeren Kräfte bezogen auf die unverformte Schnittfläche. Sie werden auch als *Nominalspannungen* bezeichnet. *Cauchy*-Spannungen sind hingegen die äußeren Kräfte bezogen auf die verformte Schnittfläche. Sie werden auch wahre Spannungen genannt. Diese Unterschiede in der Definition werden insbesondere bei einem einschnürenden Zugstab deutlich. Im Bauingenieurwesen werden vorwiegend *Kirchhoff*-Spannungen genutzt. Somit hat eine Transformation von *Kirchhoff*- zu *Cauchy*-Spannungen zu erfolgen. Die Transformationsbeziehung wird in *Abaqus* [2] angegeben. Die Herleitung wird vom Verfasser dieser Arbeit gezeigt. Ausgehend von der Volumenkonstanz eines

Körpers gilt:

$$A_{\text{wahr}} \cdot l_{\text{wahr}} = A_0 \cdot l_0 \quad (6.2)$$

mit: A_{wahr} Schnittfläche im verformten Zustand
 l_{wahr} Länge im verformten Zustand
 A_0 Schnittfläche im unverformten Zustand
 l_0 Länge im unverformten Zustand

$$\sigma_{\text{wahr}} = \frac{F}{A_{\text{wahr}}} \quad (6.3)$$

$$= \frac{F}{A_0 \cdot \frac{l_0}{\Delta l + l_0}} \quad (6.4)$$

$$= \frac{F}{A_0} \cdot (\epsilon_{\text{nom}} + 1) \quad (6.5)$$

$$= \sigma_{\text{nom}} \cdot (\epsilon_{\text{nom}} + 1) \quad (6.6)$$

mit: σ_{wahr} *Cauchy*-Spannung
 σ_{nom} *Kirchhoff*-Spannung
 F äußere Kraft
 Δl Längenunterschied ($l_{\text{wahr}} - l_0$)
 ϵ_{nom} nominale Dehnung $\left(\frac{\Delta l}{l_0}\right)$

Ebenso ist eine Umrechnung von nominalen Dehnungen zu wahren Dehnungen notwendig. Die nominale Dehnung wird auch *Cauchy*-Dehnung genannt. Sie stellt im Bauingenieurwesen die vorherrschende Dehnungsdefinition dar. Die wahre Dehnung wird auch *Hencky*-Dehnung genannt. Auch hier ist die Transformationsbeziehung in *Abaqus* [2] zu finden und die Herleitung der Beziehung wird vom Verfasser dieser Arbeit gezeigt. Die Definition der wahren Dehnung ist:

$$\epsilon_{\text{wahr}} = \int_{l_1}^{l_2} \frac{dl}{l} \quad (6.7)$$

$$= \ln(l_{t_2}) - \ln(l_{t_1}) \quad (6.8)$$

$$= \ln\left(\frac{\Delta l + l_{t_1}}{l_{t_1}}\right) \quad (6.9)$$

$$= \ln(\epsilon_{\text{nom}} + 1) \quad (6.10)$$

mit: ϵ_{wahr} wahre Dehnung
 ϵ_{nom} nominale Dehnung
 F äußere Kraft
 Δl Längenunterschied ($l_{t_2} - l_{t_1}$)
 ϵ_{nom} nominale Dehnung $\left(\frac{\Delta l}{l_{t_1}}\right)$

Anhand einer Potenzreihenentwicklung des natürlichen Logarithmus wird deutlich, dass bei kleinen Dehnungen, wahre und nominale Dehnungen annähernd gleich sind:

$$\epsilon_{\text{wahr}} = \ln(\epsilon_{\text{nom}} + 1) \quad (6.11)$$

$$= \epsilon_{\text{nom}} - \frac{1}{2} \cdot \epsilon_{\text{nom}}^2 + \frac{1}{3} \cdot \epsilon_{\text{nom}}^3 - \frac{1}{4} \cdot \epsilon_{\text{nom}}^4 + - \dots \quad (6.12)$$

$$\stackrel{|\epsilon_{\text{nom}}| \ll 1}{\approx} \epsilon_{\text{nom}} \quad (6.13)$$

Auf Grundlage dieser Ausführung können im Folgenden die verwendeten Spannungs-Dehnungs-Beziehungen und Materialkennwerte erörtert werden.

6.1.1 Baustahl, Bewehrungsstahl und Normalbeton

Für die mechanische Simulation von Bauteilen werden die Geometrie der Bauteile, die verwendeten Materialien und Randbedingungen wie Lagerungen und Lasten benötigt. Für die numerische Beschreibung der Materialien können Spannungs-Dehnungs-Beziehungen genutzt werden. Diese Beziehungen sind im Allgemeinen von der Temperatur und dem Material abhängig. In diesem Abschnitt werden die für die späteren numerischen Simulation genutzten, temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen von Baustahl, Bewehrungsstahl und Normalbeton wiedergegeben. Dabei wird auf einen Vergleich mit Werten aus der Literatur verzichtet. Stattdessen wird auf Paliga [89], Periskic [91], Hothan [59] und Bahr [8] verwiesen. In den genannten Literaturquellen sind ausführlichere Vergleiche unterschiedlicher Angaben aus weiterer Literatur und Messergebnisse für Stahl und Beton enthalten.

Die Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Baustahl und Bewehrungsstahl ist in DIN EN 1994-1-2 [143] detailliert beschrieben. Elastizitätsmodul, Fließgrenze und Proportionalitätsgrenze sind temperaturabhängig definiert und ein funktionaler Zusammenhang zwischen Dehnungen und Spannungen wird angegeben. Die Definition

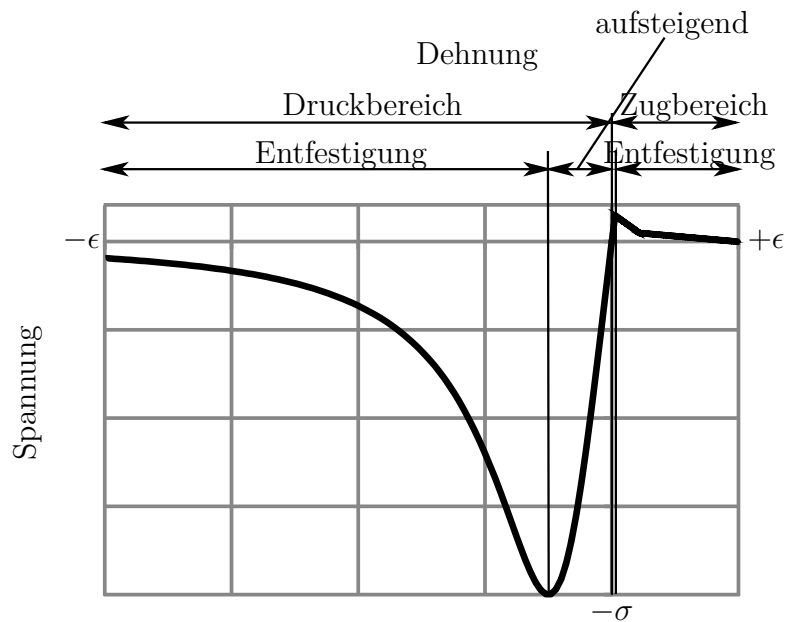


Abbildung 6.1: Prinzip der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton

gilt für sowohl für negative als auch positive Dehnungen. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit wird diese Spannungs-Dehnungs-Beziehung für Baustahl und Bewehrungsstahl genutzt.

Bei der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton ist zwischen dem Druckbereich und dem Zugbereich zu differenzieren. Dies resultiert aus dem stark unterschiedlichen Verhalten von Beton unter Zugbelastung und Druckbelastung. Beide Bereiche werden wiederum unterschieden in einen aufsteigenden Bereich und einen Entfestigungsbereich (siehe Abbildung 6.1). Im weiteren Verlauf wird zunächst auf den Druckbereich und anschließend auf den Zugbereich eingegangen. Dabei werden die Spannungen und Dehnungen vom Betrag dargestellt. Die Vorzeichen sind in den Bezeichnungen *Zug* und *Druck* enthalten. Der aufsteigende Bereich des Druckbereiches ist in DIN EN 1994-1-2 [143] definiert zu:

$$\sigma_{c,\theta} = f_{c,\theta} \cdot \frac{3 \cdot \left(\frac{\epsilon_{c,\theta}}{\epsilon_{cu,\theta}}\right)}{2 + \left(\frac{\epsilon_{c,\theta}}{\epsilon_{cu,\theta}}\right)^3} \quad (6.14)$$

- mit: $\sigma_{c,\theta}$ Spannung in Abhängigkeit der Temperatur und Dehnung
 $f_{c,\theta}$ temperaturabhängige Betondruckfestigkeit
 $\epsilon_{c,\theta}$ Dehnung des Betons
 $\epsilon_{cu,\theta}$ temperaturabhängige Dehnung des Betons beim Erreichen von $f_{c,\theta}$

Diese Beziehung ist in *Vulcan* [61] und *Safir* [40] bereits implementiert. Sie wird vom Verfasser auch bei der Software *Abaqus* [2] genutzt. Der Entfestigungsbereich im Druckbereich wird in allen drei Programmen unterschiedlich definiert. Dies ist im Sinne der DIN EN 1994-1-2 [143], da dort ein beliebiger, abfallender Verlauf aus numerischen Gründen vorzusehen ist. In *Vulcan* [61] wird ein linearer Verlauf angesetzt. In *Safir* [40] werden zwei Polynome zweiter Ordnung genutzt, während in *Abaqus* [2] auch über das Erreichen von $\epsilon_{cu,\theta}$ hinaus Gleichung (6.14) angenommen wird. Die Gültigkeit von Gleichung (6.14) für den Entfestigungsbereich ist in Schneider [106] zu finden. Die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen von *Safir* [40] für den Entfestigungsbereich sind:

$$\sigma_{c,\theta} = \begin{cases} \frac{f_{c,\theta}}{2} - \hat{\sigma} \cdot \left(\frac{\hat{\sigma}}{2 \cdot f_{c,\theta}} + 1 \right) & \hat{\epsilon} \leq 0 \\ \frac{f_{c,\theta}}{2} + \hat{\sigma} \cdot \left(\frac{\hat{\sigma}}{2 \cdot f_{c,\theta}} - 1 \right) & 0 < \hat{\epsilon} \leq \frac{f_{c,\theta}}{E_{\text{dsch}}} \\ 0 & \hat{\epsilon} > \frac{f_{c,\theta}}{E_{\text{dsch}}} \end{cases} \quad (6.15)$$

mit:

$$\hat{\sigma} = E_{\text{dsch}} \cdot \hat{\epsilon} \quad (6.16)$$

$$\hat{\epsilon} = \epsilon_{c,\theta} - \epsilon_{cu,\theta} - \frac{f_{c,\theta}}{E_{\text{dsch}}} \quad (6.17)$$

$$E_{\text{dsch}} = 2 \cdot \frac{f_{c,\theta}}{\epsilon_{ce,\theta} - \epsilon_{cu,\theta}} \quad (6.18)$$

Wobei $\epsilon_{ce,\theta}$ die temperaturabhängige, maximale Dehnung des Betons ist.

Eine Auswertung der genannten drei Varianten für den Entfestigungsbereich des Druckbereiches und ein Vergleich dieser Varianten ist in Abbildung 6.2 zu sehen. Dabei ist eine Auswertung ohne konkrete Werte bezüglich der Betondruckfestigkeit aufgrund der Gleichungen nicht möglich. Es wird exemplarisch ein Beton mit einer Betondruckfestigkeit von 20 N/mm^2 bei einer Betontemperatur von $20 \text{ }^\circ\text{C}$ ausgewertet. In Abbildung 6.2 wird deutlich, dass bei den Programmen *Safir* [40] und *Vulcan* [61] von einer größeren Mitwirkung des Betons nach Überschreiten der Dehnung bei Betondruckfestigkeit ausgegangen wird. Diese Tatsache hat jedoch nur geringe Aus-

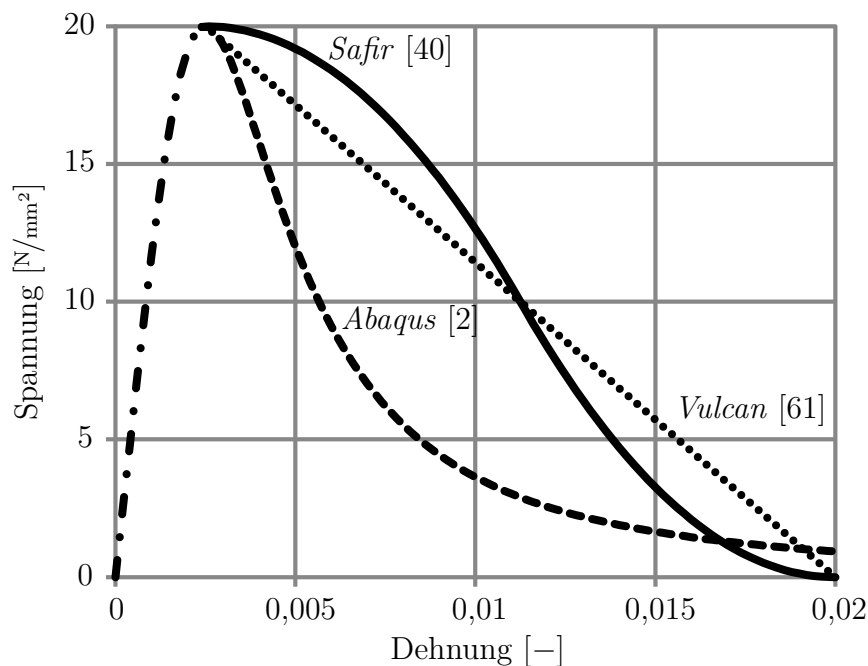


Abbildung 6.2: Darstellung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung (Druck) von Beton der Güte C20/25 und Raumtemperatur in verschiedenen Programmen

wirkungen auf den Vergleich der Ergebnisse der noch folgenden Simulationen. Bei den simulierten Betonbauteilen handelt es sich um Biegebauteile, bei denen die Druckkomponente nicht maßgebend ist. Die Dehnung bei der Druckfestigkeit wird zu keinem Zeitpunkt überschritten.

Der Zusammenhang zwischen Spannungen und Dehnungen im Zugbereich von Beton ist nicht normativ geregelt. In DIN EN 1994-1-2 [143] wird lediglich eine temperaturabhängige Abminderung der Zugfestigkeit angegeben, ergänzt mit der Anmerkung, dass eine Definition des Zugbereiches notwendig sein könne. Eine Abbildung des Zugbereiches ist jedoch zwingend notwendig. Zum einen werden die numerischen Berechnungen stabilisiert und zum anderen wird die Simulation realitätsnäher. Daher wird in allen drei genutzten Programmen der Zugbereich von Beton berücksichtigt. In *Safir* [40] wird eine Formulierung ähnlich der Formulierung des Druckbereiches in *Safir* [40] für den Zugbereich angesetzt. Ein trilinearer Ansatz wird in *Vulcan* [61] genutzt, während bei *Abaqus* [2] ein bilinearer Ansatz verwendet wird. Alle drei Möglichkeiten sind letztendlich Varianten des Vorschlages von Pardey [90]. Die Formeln in *Safir* [40] entsprechen Gleichung (6.15) mit den entsprechend markanten Punkten im Zugbereich. Die beiden weiteren Ansätze der Spannungs-Dehnungsbeziehung von

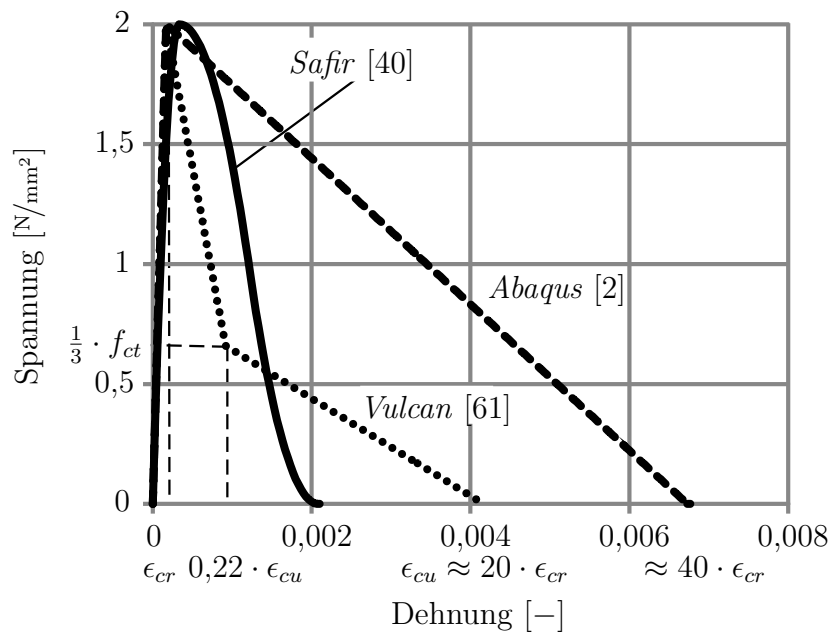


Abbildung 6.3: Spannungs-Dehnungs-Beziehung (Zug) von Beton mit einer Zugfestigkeit von 2 N/mm^2 und Raumtemperatur bei unterschiedlichen Programmen

Beton im Zugbereich sind in Abbildung 6.3 zu sehen. Der Ansatz von *Safir* [40] ist ebenfalls in Abbildung 6.3 eingezeichnet. Es wird dabei ein Beton mit einer Zugfestigkeit von 2 N/mm^2 bei einer Betontemperatur von $20 \text{ }^\circ\text{C}$ ausgewertet. Der Verlauf im Zugbereich für *Abaqus* [2] stammt aus Hothan [59] und wurde dort auch erfolgreich genutzt. Im Verhältnis zu den Verläufen aus *Vulcan* [61] und *Safir* [40] wird die Mitwirkung des Betons auf Zug vergleichsweise hoch angesetzt. Hiermit wird das positive Zusammenwirken von Bewehrung und Beton (Tension-Stiffening) berücksichtigt.

Weiterhin ist es für den Zugbereich notwendig, den Elastizitätsmodul für den linear ansteigenden Bereich zu definieren, da auch er nicht normativ geregelt ist. Häufig wird folgende Definition genutzt:

$$E_\theta = \left. \frac{d\sigma}{d\epsilon_{c,\theta}} \right|_{\epsilon_{c,\theta}=0} \quad (6.19)$$

Mit der Definition der Spannung nach Gleichung (6.14) ergibt sich:

$$E_\theta = \frac{3}{2} \cdot \frac{f_{c,\theta}}{\epsilon_{cu,\theta}} \quad (6.20)$$

Dies wird zum Beispiel in *Safir* [40] genutzt. In *Abaqus* [2] wird auch eine Definition des Elastizitätsmoduls benötigt, hierfür wird von Gleichung (6.20) abgewichen. Es wird in Anlehnung an DIN 1045-1 [137] der Elastizitätsmodul über die Gerade aus dem Ursprung und dem Punkt bei 40 % der Druckspannung gebildet. Ausgehend von Gleichung (6.14) kann eine kubische Gleichung mit drei reellen Lösungen gebildet werden. Daraus resultiert nur eine logisch korrekte Lösung. Der Elastizitätsmodul kann als:

$$E_{\theta} = \frac{0,4}{\frac{2}{\sqrt{0,4}} \cdot \cos\left(\frac{\arccos(-0,4^{3/2})}{3} + \frac{4 \cdot \pi}{3}\right)} \cdot \frac{f_{c,\theta}}{\epsilon_{cu,\theta}} \quad (6.21)$$

beschrieben werden. Der Unterschied zwischen Gleichung (6.20) und Gleichung (6.21) liegt bei weniger als 1 %. Da Gleichung (6.21) der deutschen Normung entspricht, die numerischen Berechnungen durch den größeren linear elastischen Bereich günstig beeinflusst und geringe Unterschiede zu der Spannungs-Dehnungs-Beziehung (siehe Gleichung (6.14) auf Seite 177) darstellt, wird Gleichung (6.21) als Definition des Elastizitätsmoduls in *Abaqus* [2] verwendet.

Bei den numerischen Berechnungen in *Abaqus* [2] wird für Beton das bereits definierte Materialmodell CONCRETE DAMAGED PLASTICITY genutzt. Es basiert auf der Veröffentlichung von Lubliner u. a. [73] und berücksichtigt mehraxiale Spannungszustände des Betons. Dafür werden noch die Werte

- Verhältnis von einaxialer zu biaxialer Festigkeit,
- Dilatanzwinkel,
- Exzentrizität bei der Fließfunktion und
- Verhältnis von Zugmeridian zu Druckmeridian

benötigt. Weiterhin lässt sich eine Schädigung des Materials bei diesem Materialmodell berücksichtigen. Dies ist insbesondere bei zyklischen Beanspruchungen von Bedeutung. Da im weiteren Verlauf dieser Arbeit Probleme mit kontinuierlicher Laststeigerung behandelt werden, wird keine Materialentlastung in den Materialgesetzen berücksichtigt. Der Dilatanzwinkel wird in Anlehnung an Hothan [59] temperaturunabhängig zu 30 ° gewählt. Das Verhältnis von Zugmeridian zu Druckmeridian wird zu $\frac{2}{3}$ gesetzt. Dies entspricht der Empfehlung von Lubliner u. a. [73]. Die Exzentrizität wird nach den Empfehlungen von *Abaqus* [2] zu 0,01 gewählt. Das Verhältnis der

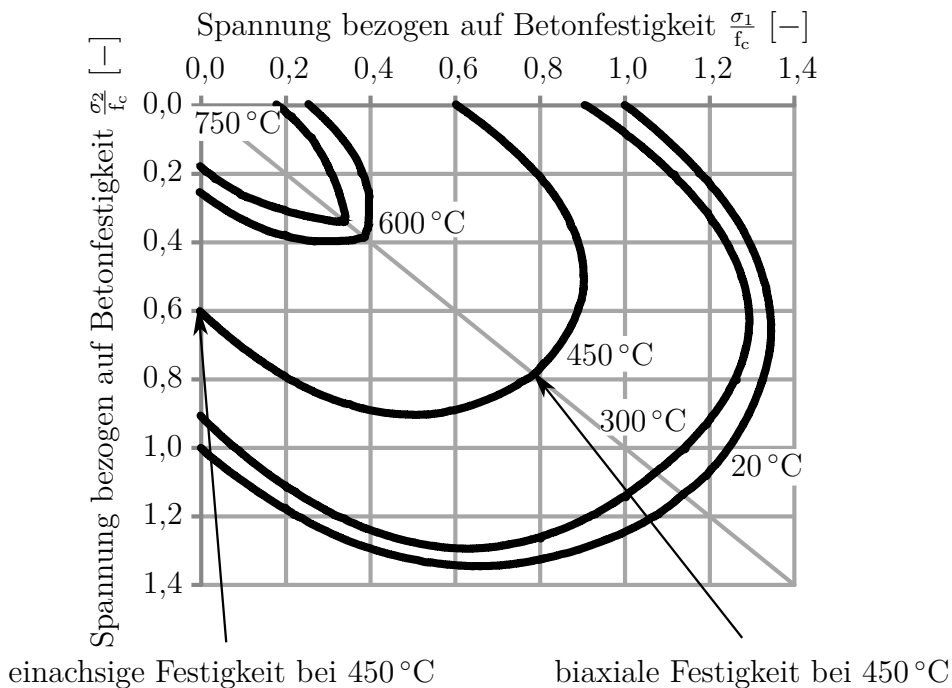


Abbildung 6.4: Betontemperaturabhängige Bruchgrenzkurven von Normalbeton nach Ehm [34]

einaxialen zur biaxialen Festigkeit wird mit einem Ausgleichspolygon bestimmt. Hierfür werden Daten aus Ehm [34] aufgearbeitet. Ausgehend von Abbildung 6.4 kann das Verhältnis von einaxialer zu biaxialer Festigkeit gebildet werden. Diese Verhältnisse werden zur Interpolation und Extrapolation über das Polygon:

$$\frac{f_{c, \text{biax}, \theta}}{f_{c, \theta}} = 2,115 \cdot 10^{-6} \cdot \theta^2 + 6,004 \cdot 10^{-4} \cdot \theta + 1,153 \quad (6.22)$$

beschrieben und vergleichend in Abbildung 6.5 auf der nächsten Seite dargestellt. Das Polygon besitzt ein Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 99,6\%$. Es ist somit geeignet, das Verhältnis von einaxialer zu biaxialer Festigkeit wiederzugeben.

Die thermische Dehnung wird in *Safir* [40], *Vulcan* [61] und *Abaqus* [2] nach DIN EN 1994-1-2 [143] angenommen. Bei *Abaqus* [2] ergibt sich die Besonderheit, dass ein Wärmeausdehnungskoeffizient benötigt wird. Die thermischen Dehnungen aus DIN EN 1994-1-2 [143] werden nach folgendem Zusammenhang in einen Wärmeausdehnungskoeffizienten umgerechnet:

$$\epsilon_{th} = \frac{\Delta l}{l} = \alpha_{th} \cdot (\theta - \theta_{ref}) \Rightarrow \alpha_{th} = \frac{\Delta l}{l} \cdot \frac{1}{\theta - \theta_{ref}} \quad (6.23)$$

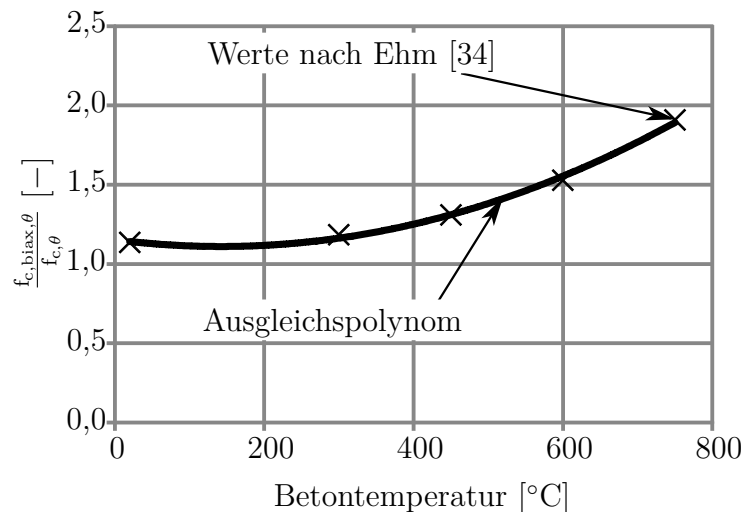


Abbildung 6.5: Betontemperaturabhängiges Verhältnis von einaxialer zu biaxialer Betondruckfestigkeit

mit: α_{th} Wärmeausdehnungskoeffizient
 θ Temperatur des Materials
 θ_{ref} Referenztemperatur

Die Referenztemperatur ist prinzipiell frei wählbar. Zur Vereinheitlichung wird in dieser Arbeit $\theta_{ref} = 20^\circ\text{C}$ gewählt.

In diesem Abschnitt werden die genutzten Materialkennwerte der Software *Safir* [40], *Vulcan* [61] und *Abaqus* [2] gezeigt. Dabei wird insbesondere auf die Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton eingegangen, da sie normativ lediglich teilweise geregelt ist. Weiterhin werden die implementierten Spannungs-Dehnungs-Beziehungen der Programme für Beton verglichen. Insbesondere im Zugbereich gibt es Unterschiede bei dem funktionalen Zusammenhang zwischen Spannungen und Dehnungen bei Beton. Die Unterschiede können hier lediglich aufgezeigt werden, der Einfluss dieser Unterschiede auf die Berechnungsergebnisse wird bei der noch folgenden Anwendung deutlich.

6.1.2 Kopfbolzendübel

Kopfbolzendübel stellen ein Konstruktionsdetail dar, um Schubkräfte zwischen Stahlträger und Betondecke zu übertragen. Sie können einen erheblichen Einfluss auf das

Verformungsverhalten eines Verbundträgers haben. Wird zu wenig „Schub“ übertragen, können Stahlträger und Betondecke nicht als Verbundquerschnitt wirken und die Durchbiegungen erhöhen sich. Bei Anordnung ausreichender Kopfbolzendübel wirken Stahlträger und Betondecke als Verbundquerschnitt und ihre Steifigkeiten erhöhen sich nach dem *Satz von Steiner*. Sie wirken im Verbund. Während eines Brandes erwärmen sich die Kopfbolzendübel und der Beton um die Kopfbolzendübel, sodass die übertragbare Schubkraft und Steifigkeit des Kopfbolzendübels sinkt. Im Extremfall kann die übertragbare Schubkraft auf null sinken und das System sich erheblich stärker verformen oder sogar versagen.

Die Kopfbolzendübel werden je nach genutztem Programm unterschiedlich modelliert. In *Safir* [40] besteht nur die Möglichkeit, die Kopfbolzendübel als ideal schubsteif zu modellieren. In *Vulcan* [61] werden nichtlineare Federn genutzt, um die Kopfbolzendübel abzubilden. Dabei werden Balkenelemente und Schalenelemente an den Elementknoten gekoppelt. Jeder Freiheitsgrad des Elementknotens einer Schale kann einzeln mit dem korrespondierenden Freiheitsgrad des Elementknotens eines Balkens gekoppelt werden. Es wird hierfür eine Schubsteifigkeit des Kopfbolzendübels vorgegeben, die als Eingangswert einer implementierten Kraft-Verformungs-Beziehungen dient. Das genaue numerische Vorgehen ist in Huang u. a. [60] geschildert. Exemplarisch ist in Abbildung 6.6 die Kraft-Verformungs-Beziehung für einen Kopfbolzendübel mit einem Durchmesser von 16 mm und einer Streckgrenze von 350 N/mm^2 ausgewertet. In Abbildung 6.6 fällt auf, dass kein Versagen des Kopfbolzendübels vorgesehen ist. Es kann lediglich vermutet werden, dass dies angenommen wurde, um eine stabile numerische Analyse zu garantieren.

Die Grundlage für die Kraft-Verformungs-Beziehung in Huang u. a. [60] bildet Kruppa und Zhao [69]. Kruppa und Zhao [69] haben Versuche an Verbundträgern mit unterschiedlichen Verbundmitteln durchgeführt. Letztendlich wurden Kraft-Verformungs-Beziehungen für Kopfbolzendübel abgeleitet. Exemplarisch ist in Abbildung 6.7 diese Beziehung für eine Betondecke und einen Kopfbolzendübel mit einem Durchmesser von 16 mm und einer Streckgrenze von 350 N/mm^2 ausgewertet. Diese Beziehungen werden auch in *Abaqus* [2] implementiert. Dabei werden sogenannte *Connector*-Elemente genutzt. Sie sind ähnlich klassischen Federelementen, bieten jedoch Vorteile bei der Anwendung. Hier kann eine Entfestigung des Materials berücksichtigt werden. Eine diskrete Modellierung der Kopfbolzendübel ist bei Schalenmodellen nicht möglich. Wie bei Schröder [108] beschrieben, ist eine Vielzahl von Kontaktbedingungen zwischen Beton und Kopfbolzendübel notwendig, um das Verhalten des Kopfbolzen-

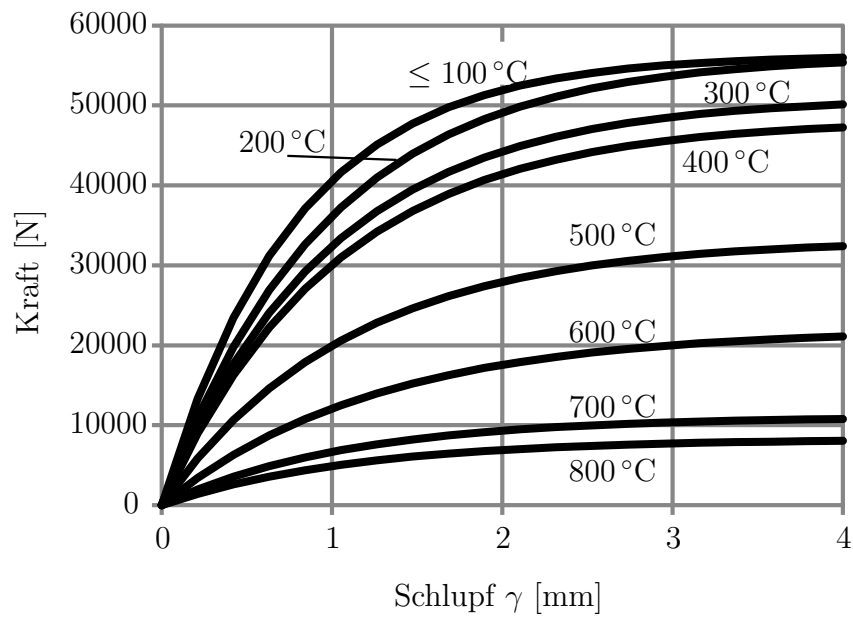


Abbildung 6.6: Temperaturabhängige Kraft-Verformungs-Beziehung von Kopfbolzendübeln in *Vulcan* [61] für einen Bolzenschaftdurchmesser von 16 mm und eine Streckgrenze des Bolzenmaterials von 350 N/mm^2

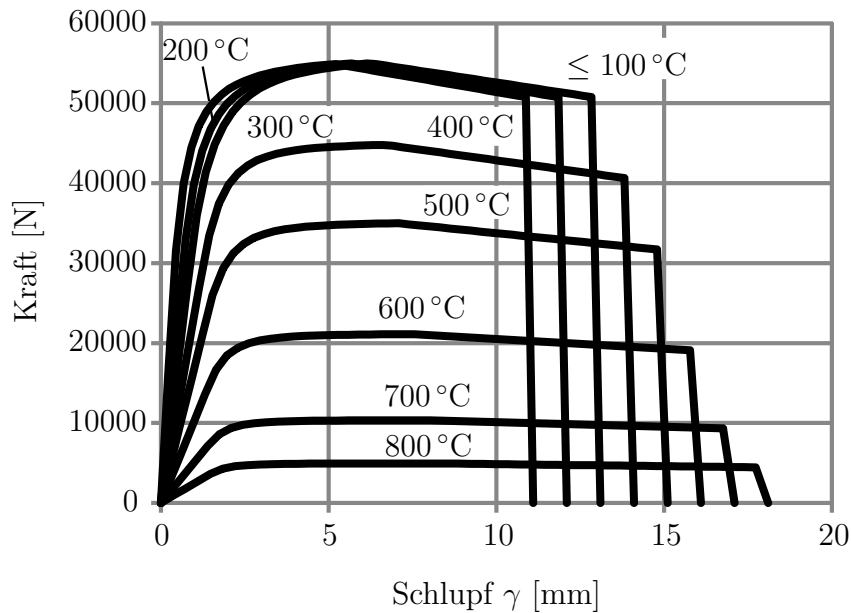


Abbildung 6.7: Temperaturabhängige Kraft-Verformungs-Beziehung von Kopfbolzendübeln nach Kruppa und Zhao [69] für einen Bolzenschaftdurchmesser von 16 mm und eine Streckgrenze des Bolzenmaterials von 350 N/mm^2

dübeln korrekt abzubilden. Dies ist bei Schalenmodellen nicht möglich.

Die Tragfähigkeit eines Kopfbolzendübeln im Verbund setzt sich aus verschiedenen Komponenten zusammen. Die zwei wichtigsten Komponenten sind die Tragfähigkeit des Kopfbolzendübeln und die Tragfähigkeit des umgebenden Betons. Somit müssen eigentlich die maßgebende Temperatur des Kopfbolzendübeln und die maßgebende Temperatur des umgebenden Betons für eine Bestimmung der Tragfähigkeit des Kopfbolzendübeln im Verbund bekannt sein. In Kruppa und Zhao [69] wird eine maßgebende Temperatur bestimmt. Diese Temperatur entspricht 80 % der Oberflächtemperatur. Mit dieser Temperatur werden die Kraft-Verformungs-Beziehungen von Abbildung 6.7 ausgewertet. In den Kurven von Abbildung 6.7 und somit auch von Abbildung 6.6 ist somit implizit das Verhalten von Beton berücksichtigt. Weiterhin ist bei Abbildung 6.6 und Abbildung 6.7 zu berücksichtigen, dass die Kurven aus Versuchen abgeleitet wurden, bei denen die ETK als Brandeinwirkung dient. Das Prinzip der Ermittlung der maßgebenden Temperatur ist auf Brände abweichend von der ETK übertragbar. Das Erwärmungsverhalten des Betons um den Kopfbolzendübel unterscheidet sich bei von einem Brand nach ETK abweichenden Brand. Da das Verhalten des Betons implizit in den Kennlinien der Kopfbolzendübel enthalten ist, muss ein Brand ähnlich der ETK vorliegen, damit die Kennlinien aus Abbildung 6.6 und Abbildung 6.7 anwendbar sind.

In diesem Abschnitt wird auf Kraft-Verformungs-Beziehung von Kopfbolzendübeln eingegangen. Dabei geben zwei Literaturquellen Angaben zu dem Verhalten von Kopfbolzendübeln im Brandfall. Weiterhin wird kurz auf die Möglichkeiten der Modellierung von Kopfbolzendübeln in der FEM eingegangen.

6.2 Numerische Integration von Differenzialgleichungen

Bei der numerischen Simulation von Bauteilen im Brandfall ist die genutzte numerische Integration der Differenzialgleichung ebenso wichtig wie die Kenntnis der temperaturabhängigen, mechanischen Materialkennwerte. Die numerische Integration kann Limitierungen enthalten, die zu Fehlinterpretationen der Berechnungsergebnisse führen können. Daher wird in diesem Abschnitt auf die gebräuchliche numerische Integration der Differenzialgleichung eingegangen. Dafür wird anfänglich das Problem

beschrieben und anschließend auf die Lösungsmöglichkeiten in Hinblick auf die FEM eingegangen. Weiterhin werden die Vorteile und Nachteile der Lösungsmöglichkeiten genannt.

Das statische Gleichgewicht ist definiert als (siehe Wriggers [125]):

$$\operatorname{div}(\boldsymbol{\sigma}) + \mathbf{b} = \mathbf{0} \quad (6.24)$$

und ist eine Sonderform des dynamischen Gleichgewichtes (siehe Wriggers [125]):

$$\operatorname{div}(\boldsymbol{\sigma}) + \mathbf{b} = \rho \cdot \ddot{\mathbf{u}} \quad (6.25)$$

mit: $\boldsymbol{\sigma}$ Spannungstensor
 \mathbf{b} Volumenkräftevektor
 ρ Dichte des Materials
 $\ddot{\mathbf{u}}$ Beschleunigungsvektor

Es ist somit möglich, sowohl eine statische Betrachtung als auch eine dynamische Betrachtung mit geringen Beschleunigungen vorzunehmen. Dieser Sachverhalt wird später noch ausgenutzt. Grundsätzlich wird davon ausgegangen, dass bei der Simulation von Bauteilen im Brandfall dynamische Effekte vernachlässigbar sind.

Sowohl das statische als auch das dynamische Gleichgewicht stellen ein Differenzialgleichungssystem mit Anfangsbedingungen und Randbedingungen dar. Bei beiden ist die gesuchte Funktion meist unbekannt und wird daher numerisch bestimmt. Das allgemeine Vorgehen wird zur besseren Übersicht anhand einer zweidimensionalen Funktion gezeigt. Es sei die Differenzialgleichung $y' = f(x,y)$ gegeben. Weiterhin sollen geeignete Anfangsbedingungen und Randbedingungen gegeben sein. Bei der Bestimmung von diskreten Punkten von y wird folgender Zusammenhang ausgenutzt (siehe Hermann [51]):

$$y_{i+1} = y_i + \int_{x_i}^{x_{i+1}} y' dx \quad (6.26)$$

$$= y_i + \int_{x_i}^{x_{i+1}} f(x,y) dx \quad (6.27)$$

$$\approx y_i + \phi \cdot \Delta x \quad (6.28)$$

Dabei stellt $\phi \cdot \Delta x$ eine allgemein gehaltene Näherung für das Integral $\int_{x_i}^{x_{i+1}} f(x,y) dx$ dar. ϕ kann dabei mit unterschiedlichen Verfahren zum Beispiel *Euler*, *Runge-Kutta*, *Butcher* usw. berechnet werden. In der FEM wird aufgrund des geringen Rechenaufwandes das *Euler*-Verfahren genutzt. Dabei wird zwischen dem *Euler*-Vorwärts-Verfahren und dem *Euler*-Rückwärts-Verfahren differenziert. Bei dem *Euler*-Vorwärts-Verfahren wird $\phi = f(x_i, y_i)$ genutzt. Somit sind alle Werte bekannt und es kann explizit der nachfolgende Wert berechnet werden (explizites Verfahren). Beim *Euler*-Rückwärts-Verfahren wird $\phi = f(x_{i+1}, y_{i+1})$ genutzt. Somit entsteht eine Gleichung, die sowohl auf der linken Seite als auch der rechten Seite unbekannte Werte enthält. Sie kann nicht explizit gelöst werden und entspricht somit einem impliziten Verfahren. Für die Lösung der Gleichung werden vorwiegend iterative Algorithmen genutzt.

Die Vorteile der expliziten Verfahren sind ihre Simplizität. Nachteilig ist, dass sehr kleine Δx genutzt werden müssen, damit die Lösung stabil ist. Implizite Verfahren besitzen eine höhere Stabilität als explizite Verfahren. Es können (erheblich) größere Δx genutzt werden, jedoch muss die Lösung meist iterativ berechnet werden (siehe Merziger und Wirth [82]). In Bezug auf die FEM ist noch zu ergänzen, dass bei dem *Euler*-Rückwärts-Verfahren häufig das *Newton-Raphson*-Verfahren zur iterativen Lösung genutzt wird. Hier muss eine Tangentialmatrix bestimmt werden. Dies ist rechenaufwendig und kann bei einem Material mit Entfestigung zu einem frühzeitigen Abbruch der Rechnung führen. Auf die Gründe für einen frühzeitigen Abbruch wird im Folgenden eingegangen.

Das *Newton-Raphson*-Verfahren hat folgende Form (nach Klein [66]):

$$\mathbf{x}_{i+1} = \mathbf{x}_i - \left(\frac{\partial \mathbf{f}}{\partial \mathbf{x}} \Big|_{\mathbf{x}_i} \right)^{-1} \cdot \mathbf{f}(\mathbf{x}_i) \quad (6.29)$$

$$\Delta \mathbf{x}_{i+1} = - \left(\frac{\partial \mathbf{f}}{\partial \mathbf{x}} \Big|_{\mathbf{x}_i} \right)^{-1} \cdot \mathbf{f}(\mathbf{x}_i) \quad (6.30)$$

mit: \mathbf{x}_{i+1} verbesserte Lösung
 \mathbf{x}_i Lösung aus voriger Iteration
 \mathbf{f} Funktion, die null ergeben soll

Mittels des Prinzips der virtuellen Arbeit lässt sich das Residuum \mathbf{R} für ein statisches

System herleiten (nach Klein [66]):

$$\int_V \delta \boldsymbol{\epsilon}^T \cdot \boldsymbol{\sigma} \, dV = \int_{\Gamma} \delta \boldsymbol{u}^T \cdot \boldsymbol{f} \, d\Gamma \quad (6.31)$$

$$\int_V (\boldsymbol{B} \cdot \delta \hat{\boldsymbol{u}})^T \cdot \boldsymbol{\sigma} \, dV = \int_{\Gamma} (\boldsymbol{N} \cdot \delta \hat{\boldsymbol{u}})^T \cdot \boldsymbol{f} \, d\Gamma \quad (6.32)$$

$$\int_V \delta \hat{\boldsymbol{u}}^T \cdot \boldsymbol{B}^T \cdot \boldsymbol{\sigma} \, dV = \int_{\Gamma} \delta \hat{\boldsymbol{u}}^T \cdot \boldsymbol{N}^T \cdot \boldsymbol{f} \, d\Gamma \quad (6.33)$$

$$\int_V \boldsymbol{B}^T \cdot \boldsymbol{\sigma} \, dV = \int_{\Gamma} \boldsymbol{N}^T \cdot \boldsymbol{f} \, d\Gamma \quad (6.34)$$

$$\boldsymbol{R} := \int_V \boldsymbol{B}^T \cdot \boldsymbol{\sigma} \, dV - \int_{\Gamma} \boldsymbol{N}^T \cdot \boldsymbol{f} \, d\Gamma \quad (6.35)$$

mit: $\delta \boldsymbol{\epsilon}$	virtuelle Dehnungen
$\boldsymbol{\sigma}$	Spannungen
$\delta \boldsymbol{u}$	virtuelle Verschiebungen
\boldsymbol{f}	äußere Kräfte
\boldsymbol{N}	Ansatzfunktionen
\boldsymbol{B}	Ableitungen der Ansatzfunktionen
$\delta \hat{\boldsymbol{u}}$	Stützpunkte der virtuellen Verschiebungen

Das Residuum ist der gemittelte Fehler und soll null sein. Somit lässt sich das *Newton-Raphson*-Verfahren bei dem Residuum anwenden. Es wird von einer physikalischen Nichtlinearität ausgegangen, daher sind die Spannungen von den Verschiebungen abhängig. Es ergibt sich (nach Klein [66]):

$$\Delta \hat{\boldsymbol{u}}_{i+1} = - \left(\frac{\partial \boldsymbol{R}}{\partial \hat{\boldsymbol{u}} \Big|_{\hat{\boldsymbol{u}}_i}} \right)^{-1} \cdot \boldsymbol{R}(\hat{\boldsymbol{u}}_i) \quad (6.36)$$

$$\Delta \hat{\boldsymbol{u}}_{i+1} = -\boldsymbol{K}^{-1} \cdot \boldsymbol{R}(\hat{\boldsymbol{u}}_i) \quad (6.37)$$

$$\boldsymbol{K} \cdot \Delta \hat{\boldsymbol{u}}_{i+1} = -\boldsymbol{R}(\hat{\boldsymbol{u}}_i) \quad (6.38)$$

mit: \boldsymbol{K} tangentielle Steifigkeitsmatrix

Für die Bestimmung der tangentialen Steifigkeitsmatrix wird die Definition des

Residuums (Gleichung (6.35)) eingesetzt und differenziert:

$$\mathbf{K} = \left. \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial \hat{\mathbf{u}}} \right|_{\hat{\mathbf{u}}_i} \quad (6.39)$$

$$= \left. \frac{\partial \left(\int_V \mathbf{B}^T \cdot \boldsymbol{\sigma} \, dV - \int_{\Gamma} \mathbf{N}^T \cdot \mathbf{f} \, d\Gamma \right)}{\partial \hat{\mathbf{u}}} \right|_{\hat{\mathbf{u}}_i} \quad (6.40)$$

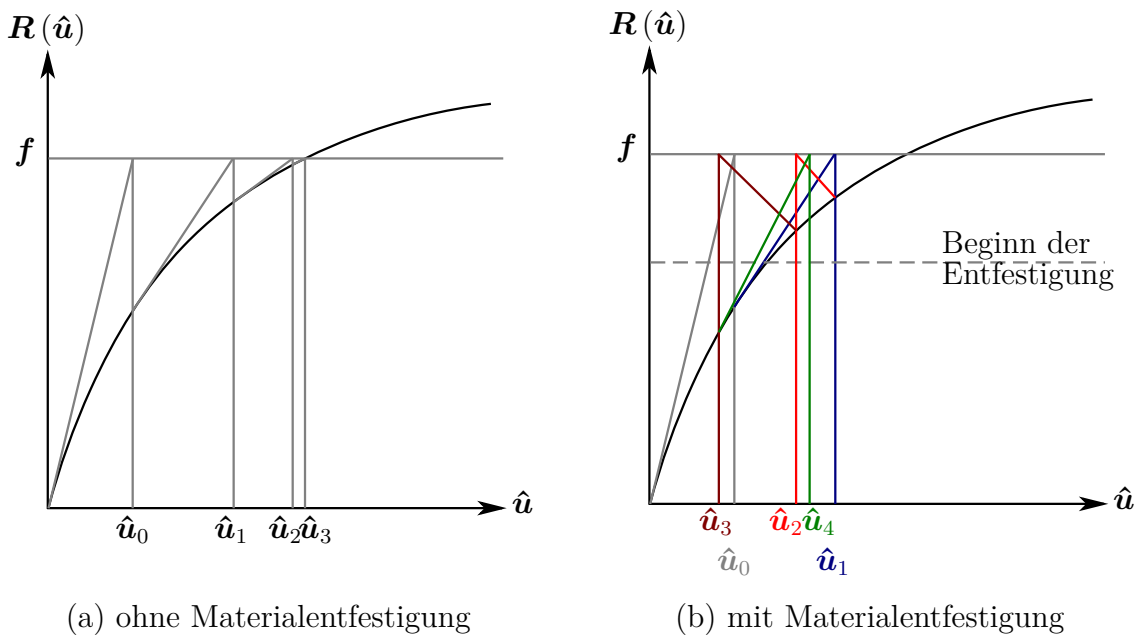
$$= \left. \frac{\partial \left(\int_V \mathbf{B}^T \cdot \boldsymbol{\sigma} \, dV \right)}{\partial \hat{\mathbf{u}}} \right|_{\hat{\mathbf{u}}_i} \quad (6.41)$$

$$= \int_V \mathbf{B}^T \cdot \left. \frac{\partial \boldsymbol{\sigma}}{\partial \hat{\mathbf{u}}} \right|_{\hat{\mathbf{u}}_i} \, dV \quad (6.42)$$

$$= \int_V \mathbf{B}^T \cdot \left. \frac{\partial \boldsymbol{\sigma}}{\partial \boldsymbol{\epsilon}} \right|_{\hat{\mathbf{u}}_i} \cdot \left. \frac{\partial \boldsymbol{\epsilon}}{\partial \hat{\mathbf{u}}} \right|_{\hat{\mathbf{u}}_i} \, dV \quad (6.43)$$

$$= \int_V \mathbf{B}^T \cdot \left. \frac{\partial \boldsymbol{\sigma}}{\partial \boldsymbol{\epsilon}} \right|_{\hat{\mathbf{u}}_i} \cdot \mathbf{B} \, dV \quad (6.44)$$

Es wird deutlich, dass die tangentielle Steifigkeitsmatrix von der Ableitung der Spannungen nach den Dehnungen abhängig ist. Diese Ableitung kann negativ werden, wenn eine Entfestigung des Materials vorgegeben wird. Vor dem Erreichen der Entfestigung ist die Steifigkeitsmatrix positiv. Somit ist ein plötzlicher Vorzeichenwechsel der Steifigkeitsmatrix beim Iterieren die Folge. Das Iterationsverfahren beginnt zirkulierende Iterationen aufzubauen. In Abbildung 6.8a ist das *Newton-Raphson*-Verfahren zunächst ohne eine Materialentfestigung gezeigt. Die schwarz dargestellte Funktion ist an sich unbekannt und wird zur besseren Übersicht mit abgebildet. Es ist zu erkennen, dass das Verfahren schnell konvergiert. In Abbildung 6.8b wird der gleiche Funktionsverlauf wie in Abbildung 6.8a angenommen. Es wird jedoch unterstellt, dass eine Entfestigung des Materials stattfindet. Wird eine bestimmte Kraft überschritten, wird die tangentielle Steifigkeitsmatrix negativ und das Verfahren konvergiert nicht. Es alterniert um die Kraft, bei der eine Entfestigung des Materials stattfindet. Häufig endet das Verfahren aufgrund einer überschrittenen maximalen Anzahl an Iterationen. Die so bestimmte Lösung liegt in der Nähe der Kraft, bei der die Materialentfestigung beginnt. Meistens genügt schon ein Integrationspunkt, bei dem eine Materialentfestigung auftritt. Die gezeigten zirkulierenden Iterationen führen bei *Abaqus* [2] zu einem frühzeitigen Abbruch der Rechnung. Die Entfestigung tritt bei Beton im Zugbereich relativ früh auf. Damit sind implizite Berechnungen mit *Abaqus* [2] von Bauteilen, die ganz oder teilweise aus Beton bestehen, kaum

Abbildung 6.8: Prinzip des *Newton-Raphson*-Verfahrens

außerhalb des linear elastischen Bereiches möglich. Zwar bietet das Materialmodell CONCRETE DAMAGED PLASTICITY nach Lubliner u. a. [73] die Möglichkeit, eine numerisch motivierte Viskosität einzuführen, die eine negative tangentielle Steifigkeitsmatrix verhindern soll, jedoch reagieren die Simulationen sensibel auf kleine Änderungen dieser Viskosität. Bei einer zu geringen Viskosität bricht die Rechnung zu früh ab, bei einer zu hohen Viskosität wird der Entfestigungsbereich des Betons im Zugbereich deutlich überschätzt. Die Unterschiede der Viskosität zwischen diesen beiden Extremen liegen teilweise bei 0,01. Der Ansatz einer Viskosität erscheint somit nicht sinnvoll. Daher wird in dieser Arbeit bei den Berechnungen mit *Abaqus* [2] eine explizite Integration bevorzugt. Bei dem expliziten Verfahren ist keine Iteration notwendig, die auf ein Entfestigen des Materials empfindlich reagiert. Bei den Programmen *Safir* [40] und *Vulcan* [61] wird ebenfalls das *Newton-Raphson*-Verfahren bei den impliziten Berechnungen genutzt. Die genannten Probleme treten jedoch nicht auf, da die Iteration auf der Kraftebene und nicht auf der Spannungsebene wie bei *Abaqus* [2] erfolgt. Es wird daher bei Berechnungen mit *Safir* [40] und *Vulcan* [61] eine implizite Integration genutzt, während bei Berechnungen mit *Abaqus* [2] eine explizite Integration genutzt wird. Bei der expliziten Integration ist jedoch auf eine maximale Schrittweite zu achten, damit die Berechnung stabil bleibt. Diese maximale Schrittweite, oder auch kritische Schrittweite genannt, kann mit der *Courant*,

Friedrichs und Lewy-Bedingung abgeschätzt werden:

$$\Delta t \leq \frac{L}{c} \quad (6.45)$$

mit: L charakteristische Elementabmessung
 c Wellenausbreitungsgeschwindigkeit

Für Schalenelemente, die später in *Abaqus* [2] genutzt werden, kann c wie folgt berechnet werden (siehe Nasdala [86]):

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho \cdot (1 - \nu^2)}} \quad (6.46)$$

mit: E Elastizitätsmodul
 ρ Dichte des Materials
 ν Querkontraktionszahl

Die maximale Schrittweite für Schalenelemente ist somit:

$$\Delta t \leq \frac{L \cdot \sqrt{\rho \cdot (1 - \nu^2)}}{\sqrt{E}} \quad (6.47)$$

Da die Dichte des Materials bei den mechanischen Berechnungen konstant ist und die Querkontraktionszahl nur geringe Änderungen durch die Temperatur erfährt, ist die maximale Schrittweite im Brandfall in erster Linie von der Änderung des Elastizitätsmoduls abhängig. Mit einer temperaturabhängigen Reduzierung des Elastizitätsmoduls ist eine Erhöhung der maximalen Schrittweite verbunden. Somit ist die maximale Schrittweite bei Normaltemperatur maßgebend.

Da in *Abaqus* [2] keine explizit statische Berechnung zur Verfügung gestellt wird, wird aufgrund der Ähnlichkeit des statischen und dynamischen Gleichgewichtes (vergleiche Gleichung (6.24) und Gleichung (6.25) auf Seite 187) eine explizit dynamische Rechnung genutzt. Dabei ist darauf zu achten, dass die mechanischen Lasten keine oder nur geringe Beschleunigungen hervorrufen. Somit wird das dynamische Gleichgewicht in das statische Gleichgewicht überführt. Hierfür wird in *Abaqus* [2] eine Funktion (*smooth-step*) zur Verfügung gestellt. Es können somit lediglich durch thermisch induzierte Verformungen Beschleunigungen entstehen. Dies ist der Fall, wenn die thermisch induzierten Verformungen nicht ausreichend monoton sind. Ursachen hierfür können nichtlineare Wärmeausdehnungskoeffizienten oder nicht ausreichend

monotone Temperaturverläufe sein.

In diesem Abschnitt wird auf die numerische Integration von Differenzialgleichungen eingegangen. Hierbei werden die Unterschiede zwischen impliziten und expliziten Verfahren aufgezeigt. Ebenso erfolgt eine Darstellung der Vorteile und Nachteile der beiden Verfahren. Anschließend werden die Verfahren bezüglich einer Materialentfestigung diskutiert. Hierbei zeigt das implizite Verfahren Schwächen, wenn die Iteration auf Spannungsebene durchgeführt wird. Aus diesem Grund wird abschließend kurz auf explizit statische Berechnung in *Abaqus* [2] eingegangen.

6.3 Modellierung der Verbundfuge und der Trägeranschlüsse

Bei der Modellierung von Verbundträgern sind unterschiedliche Interaktionen zu definieren. Dabei haben insbesondere die Interaktion zwischen dem Stahlträger und der Betondecke (Verbundfuge) und die Interaktion unterschiedlicher Träger (Anschlüsse) Einfluss auf das Tragverhalten und Verformungsverhalten der Verbundträger. Aus diesem Grund werden im Folgenden drei unterschiedliche Modellierungsmöglichkeiten von Verbundträger dargestellt und bezüglich der Verbundfuge und Trägeranschlüsse diskutiert. Anschließend werden die Modellierungsmöglichkeiten der Programme *Safir* [40], *Vulcan* [61] und *Abaqus* [2] aufgezeigt.

Für die numerische Simulation eines Verbundträgers mit Verbundfuge und Decke werden folgende Varianten betrachtet:

1. Balkenmodell,
2. kombiniertes Balken- und Schalenmodell,
3. Schalenmodell.

Dabei steigt der Modellierungsaufwand und Rechenaufwand mit der Nummerierung. Numerische Modelle mit Volumenelementen, bei denen Details wie Anschlüsse oder Kopfbolzendübel diskretisiert werden, sind äußerst rechenintensiv, sodass sie selten Anwendung finden. Sie werden hier nicht näher betrachtet.

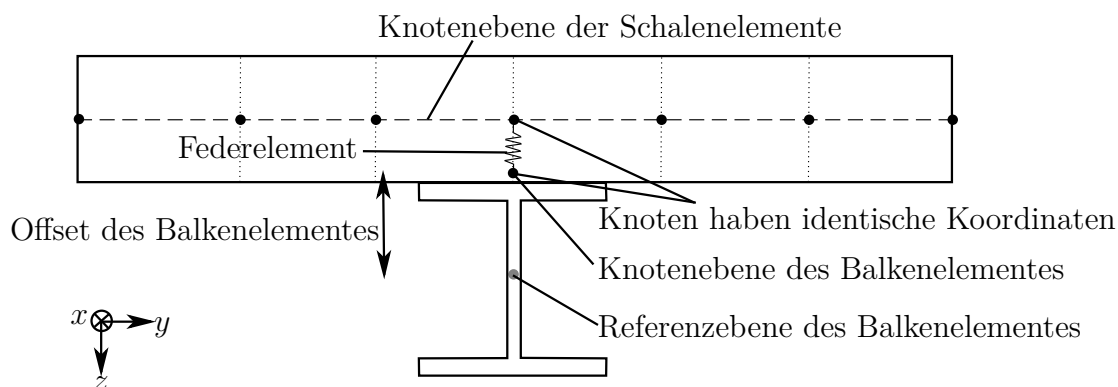
Bei einem Balkenmodell wird die Betonplatte mit ihrer effektiven Breite zum Träger hinzugefügt. Eine explizite Berücksichtigung der Kopfbolzendübel findet nicht statt.

Es wird von einem starren Schubverbund zwischen Träger und Platte ausgegangen. Die Tragfähigkeit der Kopfbolzendübel muss im Nachgang geprüft werden. Der Anschluss zwischen zwei Balkenelementen kann ideal gelenkig, ideal biegesteif oder mit Federn modelliert werden. Dabei stellt sich immer die Frage nach der Biegesteifigkeit des Anschlusses im Brandfall.

Ein kombiniertes Balken- und Schalenmodell hat den Vorteil, dass bezüglich der effektiven Breite der Betonplatte weniger Annahmen in dem Modell zu treffen sind. Die Betonplatte kann mit Schalenelementen und die Träger mit Balkenelementen modelliert werden. Bei diesen Modellen ist es möglich, Kopfbolzendübel explizit zu berücksichtigen. Es können Federelemente, Balkenelemente oder auch spezielle Elemente (siehe *Abaqus* [2]) genutzt werden, um die Kopfbolzendübel abzubilden. Die Kopfbolzendübel können allerdings nur dort berücksichtigt werden, wo ein Balkenknoten dicht bei einem Schalenknoten liegt. Daher werden häufig Steifigkeiten mehrerer Kopfbolzendübel zusammengefasst. Dieses Vorgehen setzt voraus, dass die Kopfbolzendübel, die zusammengefasst werden, annähernd die gleiche Schubbelastung haben. Bezüglich der Anschlüsse von Trägern muss weiterhin eine Idealisierung vorgenommen werden.

Schalenmodelle bieten die Möglichkeit lokale und globale Imperfektionen bei den Trägern zu berücksichtigen, da die Träger mit Schalenelementen modelliert werden. Weiterhin ist es möglich, die Kopfbolzendübel einzeln (ohne Zusammenfassung von Steifigkeiten) abzubilden. Somit kann beispielsweise eine Anordnung der Kopfbolzendübel gemäß dem Schubfluss berücksichtigt werden. Weiterhin lassen sich auch Anschlussbereiche modellieren, so weit es Schalenelemente zulassen. Dabei entstehen jedoch häufig konkave Ecken, die in der FEM eine geometrische Singularität darstellen. Daher ist hier eine Idealisierung des Anschlusses vorzuziehen. Eine mögliche Variante wird im weiteren Verlauf dieses Abschnittes gezeigt.

Insgesamt stellt sich bei einem kombinierten Balken- und Schalenmodell und dem Schalenmodell die Frage nach der Anwendbarkeit der Kennlinien aus Abbildung 6.7 beziehungsweise Abbildung 6.6. Die Versuchsergebnisse für die Kennlinien wurden aus Abscherversuchen ermittelt, bei denen die Last in eine Richtung aufgebracht wurde. Wird in der FEM von einem kartesischen Koordinatensystem ausgegangen, so wird sich im Allgemeinen keine eindimensionale Belastung ergeben. Kopfbolzendübel werden in der Regel in zwei Richtungen belastet. Zwar stellt ein Verbundträger einen Sonderfall dar, indem die Kopfbolzendübel in eine Richtung belastet werden, jedoch ist diese Annahme bei der Modellierung eines Deckensystems nicht korrekt.

Abbildung 6.9: Modellierung der Verbundfuge in *Vulcan* [61]

Werden in beiden Richtungen jeweils unabhängige Federn mit den Kennlinien aus Abbildung 6.7 beziehungsweise Abbildung 6.6 genutzt, entstehen Ungenauigkeiten bezüglich der Abbildung der Kopfbolzendübel.

Im Weiteren wird die Modellierung der Verbundfuge und der Anschlüsse in den Programmen *Safir* [40], *Vulcan* [61] und *Abaqus* [2] geschildert. Dabei wird auf die Modellierung des Verbundträgers als Balkenmodell verzichtet.

Mit der Software *Safir* [40] wird ein kombiniertes Balken- und Schalenmodell aufgebaut. Die Verbundfuge in diesem Modell wird als schubsteif abgebildet. Hierfür werden die drei translatorischen und drei rotatorischen Freiheitsgrade ideal starr gekoppelt. Eine Kopplung der rotatorischen Freiheitsgrade ist notwendig, da die Drillsteifigkeit des Trägers sonst zu gering abgebildet wird. Die Folge ist ein Biegedrillknicken des Trägers bei zu geringen Lasten. Die Anschlüsse der Träger werden als biegesteif oder gelenkig abgebildet.

Mit der Software *Vulcan* [61] wird ebenfalls ein kombiniertes Balken- und Schalenmodell aufgebaut. Hier werden die Knoten der Schalenelemente und Balkenelemente ebenfalls gekoppelt. Die rotatorischen Freiheitsgrade werden ideal steif gekoppelt, um die Drillsteifigkeit korrekt abzubilden. Bei den translatorischen Freiheitsgraden wird der z -Freiheitsgrad ideal starr gekoppelt, während die x - und y -Freiheitsgrade mittels Federelement mit den Kennlinien aus Abbildung 6.6 gekoppelt werden (siehe Abbildung 6.9). Eine Interaktion der x - und y -Freiheitsgrade wird nicht vorgesehen. Der Anschluss zwischen zwei Trägern kann in *Vulcan* [61] mit Federelementen erfolgen. Da jedoch keine Angaben für eine solche Modellierung vorliegen, werden analog zu dem Modell in *Safir* [40], die Anschlüsse als biegesteif oder gelenkig modelliert. Ein Schalenmodell wird in der Software *Abaqus* [2] aufgebaut. Dabei werden die

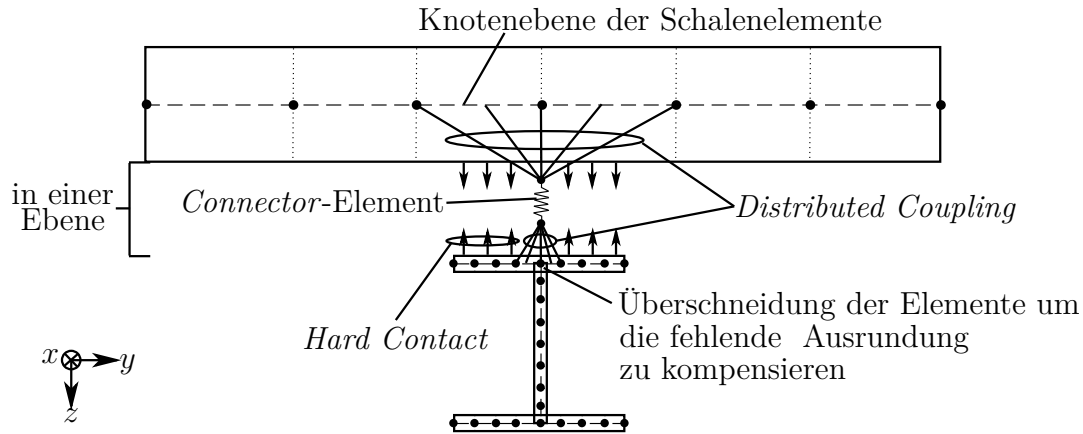


Abbildung 6.10: Modellierung der Verbundfuge in *Abaqus* [2]

Kopfbolzendübel einzeln abgebildet. Entsprechend der eigentlichen Wirkung der Kopfbolzendübel werden nur die translatorischen Freiheitsgrade gekoppelt. Bei dem z -Freiheitsgrad wird eine ideal starre Kopplung vorgesehen. Die x - und y -Freiheitsgrade werden wiederum gekoppelt, sodass eine resultierende Verschiebung entsteht. Eine Prinzipdarstellung zu dieser Modellierung der Verbundfuge ist in Abbildung 6.10 zu sehen. Diese resultierende Verschiebung dient als Eingangswert für Abbildung 6.7. Die Umsetzung der Kopplung der Freiheitsgrade in *Abaqus* [2] erfolgt nach diesen Vorgaben:

$$\gamma_{\text{ges}} = \left(s_1 \cdot P_1^2 + s_2 \cdot P_2^2 \right)^{\frac{1}{2}} \quad (6.48)$$

- mit: s_i Vorzeichen des Summanden (hier $s_i = 1$)
 P_i erste Umrechnungsfunktion der *Connector*-Komponenten; $P_i = H_i(X_i)$
 H_i Funktion für den Beitrag der Komponente (hier $H_i(\dots) = |\dots|$)
 X_i zweite Umrechnungsfunktion der *Connector*-Komponente; $X_i = \frac{u_i - a_i}{R_i}$
 a_i Schift-Faktor (hier $a_i = 0$)
 R_i Skalierungsfaktor (hier $R_i = 1$)
 u_i *Connector*-Komponente; sie entspricht dem Unterschied der Verschiebungen der Knoten: $\gamma_i = u_{i,\text{Decke}} - u_{i,\text{Balken}}$

Es ergibt sich somit die resultierende Verschiebung zu:

$$\gamma_{\text{ges}} = \left(\gamma_x^2 + \gamma_y^2 \right)^{\frac{1}{2}} \quad (6.49)$$

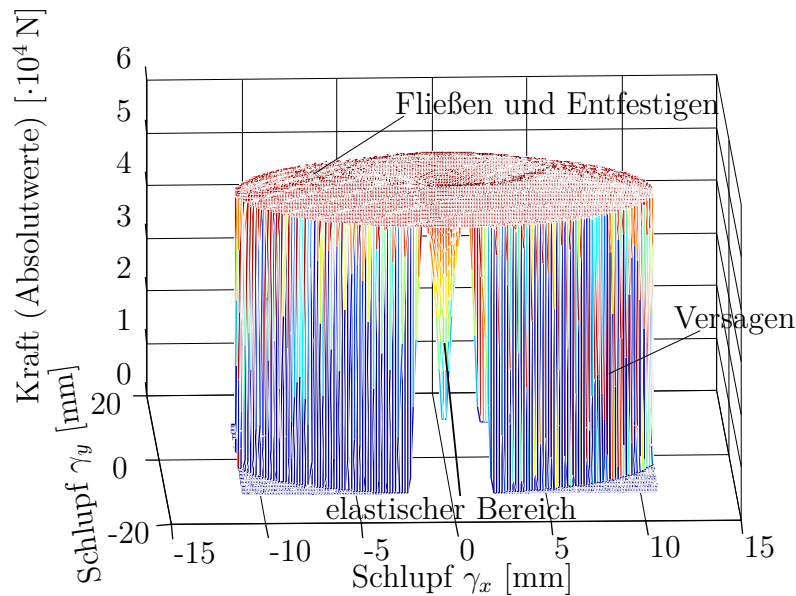


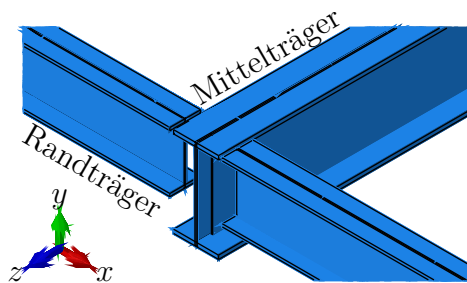
Abbildung 6.11: Kraft-Verformungs-Beziehung eines *Connector*-Elementes für einen Kopfbolzendübel mit einem Bolzendurchmesser von 16 mm und einer Streckgrenze des Bolzenmaterials von 350 N/mm^2 bei 20°C

Damit wird zu jedem Zeitpunkt der Rechnung bei jedem *Connector*-Element die resultierende Verschiebung gebildet. Es ergeben sich somit nicht mehr Kennlinien wie in Abbildung 6.7, sondern Flächen im Raum. Dies ist exemplarisch für einen Kopfbolzendübel mit einem Durchmesser von 16 mm und einer Streckgrenze von 350 N/mm^2 bei 20°C in Abbildung 6.11 ausgewertet. Um eine Singularität durch eine konzentrierte Lasteinleitung der Kopfbolzendübel in den Oberflansch des Trägers oder die Betondecke zu vermeiden, wird das *Connector*-Element an jedem Ende mit vier Schalenelementen verbunden. Die Verbindung wird mit dem sogenannten *Distributed Coupling* hergestellt (siehe Abbildung 6.10). Dabei werden die Bewegungen der Schalenelementknoten an die Verschiebungen und Verdrehungen des *Connector*-Elementes angepasst. Da das *Connector*-Element nur Translationen überträgt, haben die Rotationen keinen Einfluss und dienen lediglich der statischen Bestimmtheit der *Connector*-Elemente. Dieses Vorgehen birgt weiterhin den Vorteil, dass die *Connector*-Elemente nahezu unabhängig von der Diskretisierung der Träger und der Decke genutzt werden können.

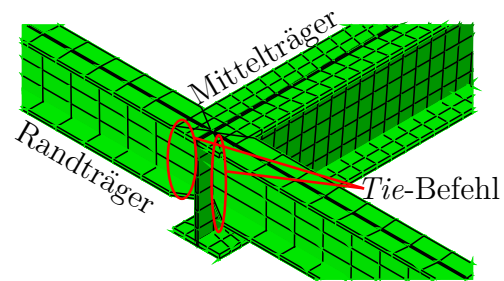
Um die Drillsteifigkeit des Trägers durch die gebundene Drehachse mit Drehbettung korrekt abzubilden, werden Kontaktbedingungen zwischen dem Oberflansch und der Decke gesetzt (siehe Abbildung 6.10). Da Oberflansch und Decke sich nicht durchdringen können, wird der sogenannte *Hard Contact* genutzt. Dabei wird die Dicke

der Schalenelemente berücksichtigt. Weiterhin wäre es möglich, bei diesem Kontakt Reibung zwischen der Decke und dem Oberflansch anzusetzen. Dies hätte Einfluss auf die übertragbare Schubkraft. Da hierfür keine Angaben im Brandfall bekannt sind und die Reibung einen erheblich geringeren Beitrag zu der Schubkraftübertragung als die Kopfbolzendübel leistet, wird sie vernachlässigt.

Der Anschluss zwischen zwei Trägern wird in Realität beispielsweise über ein Fahnenblech, eine Stirnplatte und Schrauben hergestellt. Diese Details lassen sich mit einem Schalenmodell nicht diskret abbilden und es müssen Vereinfachungen getroffen werden. So können zum Beispiel die Schrauben und die Stirnplatte vernachlässigt werden und nur das Fahnenblech zur Anschlussmodellierung herangezogen werden. Dabei können numerische Singularitäten durch konkave Ecken und konzentrierte Lasteinleitungen entstehen. Daher wird in dieser Arbeit bei Simulationen mit *Abaqus* [2] der Anschluss vereinfacht modelliert. Es wird der *Tie*-Befehl genutzt. Mit diesem Befehl können Oberflächen oder auch Kanten aneinander gekoppelt werden. Dabei werden die Freiheitsgrade der unterschiedlichen Oberflächen oder Kanten gleich gesetzt. Der Anschlussbereich wird in der Geometrie ausgelassen und die sich ergebenden zwei Bereiche mittels *Tie*-Befehl biegesteif gekoppelt. Dies ist in Abbildung 6.12 zu sehen. Für einen gelenkigen Anschluss werden nur die Stege verbunden. Bei einem



(a) Vernachlässigen des Fahnenbleches, der Stirnplatte und Schrauben



(b) Visualisierung des *Tie*-Befehls beim Koppeln der Stege

Abbildung 6.12: Modellierung des Anschlusses

biegesteifen Anschluss müssen darüber hinaus auch die Flansche gekoppelt werden. In diesem Abschnitt wird auf die Möglichkeiten der Verbundträgermodellierung in Hinblick auf die FEM-Elementauswahl eingegangen. Dabei wird am Beispiel der Programme *Safir* [40], *Vulcan* [61] und *Abaqus* [2] die Möglichkeiten der Modellierung der Verbundfuge und Trägeranschlüsse gezeigt. Aufbauend auf diesen Erkenntnissen

werden in den nächsten Abschnitten numerische Modelle zu Versuchen aufgebaut und Vergleichsrechnungen durchgeführt.

6.4 Simulation von Brandversuchen an Verbundträgern

Für die Ausbildung der Membranwirkung bei Verbunddeckenträgersystemen im Brandfall müssen die Randträger des Systems ausreichend tragfähig sein. Um die Software *Vulcan* [61], *Safir* [40] und *Abaqus* [2] und auch die Modellierung bezüglich der Simulation zu verifizieren und validieren, werden in diesem Abschnitt zwei Verbundträger im Brandfall simuliert. Anschließend werden die numerischen Ergebnisse den Messergebnissen aus dem Versuch gegenübergestellt.

In dieser Arbeit werden nur die notwendigsten Daten der Versuche wiedergegeben. Eine genaue Beschreibung der Versuche ist in Wainman und Kirby [121] gegeben. Bei den beiden Versuchen (T15 und T16) sind sowohl das statische System als auch der Trägerquerschnitt identisch (siehe Abbildung 6.13). Die Versuche unterscheiden sich nur in der Größe der Einzellasten. Bei dem Versuch T15 hat eine Einzellast einen Betrag von 32,47 kN, bei dem Versuch T16 sind die Einzellasten je 62,36 kN. Die Materialkennwerte sind zum Teil gemessen, teilweise stellen sie Annahmen dar.

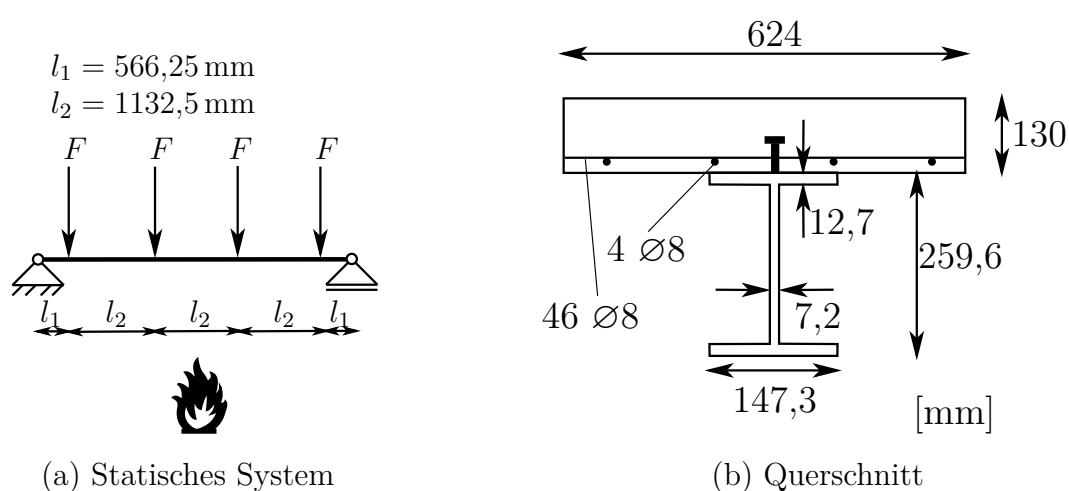


Abbildung 6.13: Versuchsträger T15 und T16

Die Annahmen sind insbesondere Huang u. a. [60] entnommen, da in diesem Artikel die Versuche ebenfalls numerisch simuliert wurden. Im Einzelnen bedeutet dies:

- Beton:
 - Druckfestigkeit: 30 N/mm^2
 - Zugfestigkeit: 3 N/mm^2

- Baustahl:
 - Fließgrenze Flansch T15: 283 N/mm^2
 - Fließgrenze Steg T15: 280 N/mm^2
 - Fließgrenze Flansch T16: 273 N/mm^2
 - Fließgrenze Steg T16: 299 N/mm^2
 - Die unterschiedlichen Fließgrenzen lassen sich nur in *Abaqus* [2] berücksichtigen. Bei den Balkenelementen wird eine Festigkeit von 280 N/mm^2 (Mittelwert) genutzt.

- Bewehrungsstahl:
 - Fließgrenze: 600 N/mm^2

- Kopfbolzendübel:
 - Streckgrenze: 350 N/mm^2
 - Bolzendurchmesser: 19 mm
 - 32 Bolzen äquidistant angeordnet.

Als thermische Einwirkung wird die ETK angesetzt. Bei den Versuchen aus Wainman und Kirby [121] wurden sowohl Durchbiegungen als auch Temperaturen in den Bauteilen und die Gastemperatur gemessen. Die Temperaturmessungen der Bauteile beschränken sich auf die Stahlträger. Für die Betonplatte sind keine Temperaturen dokumentiert. Aus diesem Grund werden Temperaturfeldberechnungen für die Verbundträger durchgeführt. Die berechneten Temperatur-Zeit-Kurven für den Steg

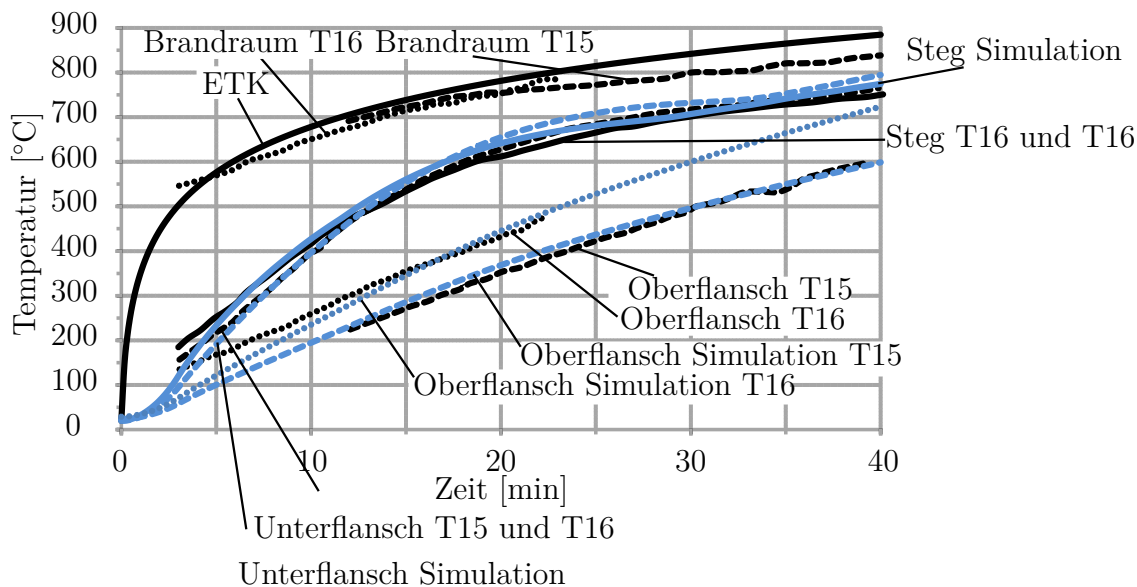


Abbildung 6.14: Gemessene Temperaturen und bei der numerischen Simulation genutzte Temperaturen der Versuche T15 und T16

und die Flansche werden danach skaliert, sodass sie mit den Messwerten gut übereinstimmen. Das Temperaturfeld der Betonplatte wird direkt aus der numerischen Simulation übernommen. Für die thermische Simulation werden die Wärmeübergangsbedingungen nach DIN EN 1994-1-2 [143] angesetzt. Die modifizierten Ergebnisse der thermischen Simulation sind in Abbildung 6.14 den Messergebnissen aus Wainman und Kirby [121] gegenübergestellt. Für die strukturmechanischen Simulationen in *Vulcan* [61], *Safir* [40] und *Abaqus* [2] werden die Modelle so aufgebaut, wie in den Kapiteln vorher beschrieben. Anschließend werden Studien zur Netzdicke durchgeführt. Exemplarisch werden hier Werte der Netzstudie in *Vulcan* [61] vorgestellt: Das System aus Abbildung 6.13 auf Seite 199 wird mit 1.080 Freiheitsgraden und mit 4.374 Freiheitsgraden abgebildet. Der Unterschied bei der Durchbiegung in der Mitte des statischen Systems beträgt maximal 6,36 % über den Brandverlauf, wobei die Simulation mit 1.080 Freiheitsgraden eine höhere Durchbiegung besitzt. Bei einer Vervielfachung der Freiheitsgrade werden nur geringe Verbesserungen der Genauigkeit der Ergebnisse erzielt. Das Modell mit der geringeren Anzahl an Freiheitsgraden ist bereits für Berechnungen der Verbundträger im Brandfall geeignet, da es eine ausreichende Genauigkeit liefert.

In Abbildung 6.15 und Abbildung 6.16 sind die Durchbiegungen der Trägermitte über die Unterflanschtemperatur aufgezeichnet. In jeder Abbildung sind die Durchbiegun-

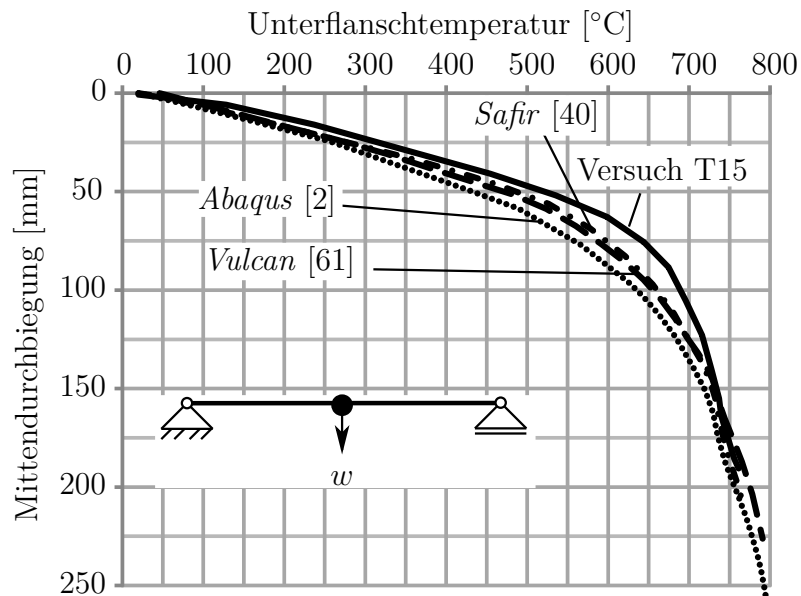


Abbildung 6.15: Gemessene und berechnete Durchbiegungen des Versuches T15

gen der Simulation mit *Vulcan* [61], *Safir* [40] und *Abaqus* [2] sowie die Messungen des Versuches enthalten. Alle Simulationen geben den Verlauf der gemessenen Durchbiegungen qualitativ gut wieder. Bei geringeren Unterflanschtemperaturen stimmen die Ergebnisse der drei Programme besser überein als bei höheren Temperaturen. Weiterhin sind die Übereinstimmungen der drei Programme mit den Messergebnissen bei geringeren Lasten besser als bei höheren Lasten. Die Versagenstemperatur des Unterflansches wird gut wiedergeben. Dabei ergeben die Simulationen mit *Vulcan* [61] geringere Durchbiegungen als mit *Safir* [40] und die *Safir* [40] Simulationen geringere Durchbiegungen als die *Abaqus* [2] Simulationen. Die Unterschiede bei den Ergebnissen der Simulationen haben unterschiedliche Gründe. Hierbei haben die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen von Beton, die Zeitintegration in der FEM, der Gleichungslöser, der unbekannte Temperaturgradient der Decke und die Modellierung Einfluss. Insbesondere bei der Modellierung in *Abaqus* [2] werden Schubverformungen berücksichtigt, die höhere Verformungen als bei einer Modellierung der Stahlträger mit Bernoulli-Balkenelementen begründen. Insgesamt sind alle Programme gut geeignet, um einen Verbundträger im Brandfall zu simulieren.

Darüber hinaus wird der Zugbereich der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton bei Simulationen mit *Abaqus* [2] variiert. Es wird zum einen ein fiktives Fließen des Betons bei Erreichen der Zugfestigkeit und zum anderen die Spannungs-Dehnungs-Beziehung von *Vulcan* [61] berücksichtigt (siehe Abbildung 6.3 auf Seite 180). Hierbei

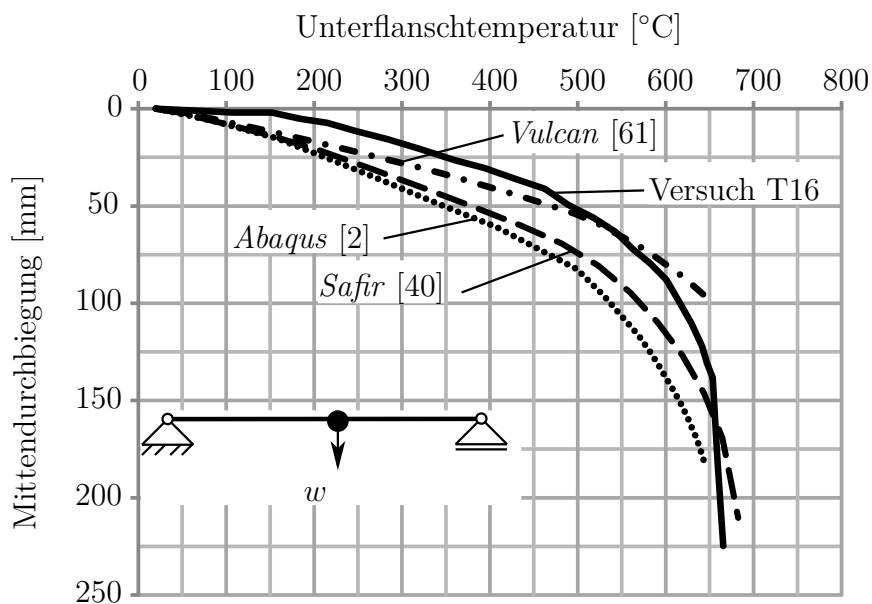


Abbildung 6.16: Gemessene und berechnete Durchbiegungen des Versuches T16

ergeben sich keine nennenswerten Änderungen der Durchbiegungen, daher werden die Ergebnisse der Berechnungen nicht näher präsentiert. Dass eine Änderung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung im Zugbereich bei diesen Simulationen einen geringen Einfluss hat, ist begründet. Der Stahlträger stellt bei einem Ingenieur-Modell die Zugkomponente dar, während der Beton die Druckkomponente einnimmt. Da hier der Stahl und somit die Zugkomponente schneller erwärmt wird und die Tragfähigkeit schneller abnimmt als bei der Druckkomponente, wird die Zugkomponente maßgebend. Somit ist eine Variation des Zugverhaltens des Betons von untergeordneter Bedeutung, da der Beton auf Druck belastet wird.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass in diesem Abschnitt mit drei unterschiedlichen Programmen zwei unterschiedliche Versuche zu Verbundträgern im Brandfall simuliert wurden. Dabei konnten mit den drei Programmen die Versuchsergebnisse in ausreichender Genauigkeit wiedergegeben werden. Es stellten sich je nach Programm Abweichungen zu den Versuchsergebnissen und auch zwischen den Programmen ein. Insgesamt sind alle drei Programme geeignet, einen Verbundträger im Brandfall zu simulieren. Somit sind die Grundlagen für die numerische Simulation von Deckensystemen unter Membrantragwirkung gelegt. Eine Anwendung aller drei Programme auf ein Verbunddeckenträgersystem unter Membrantragwirkung in Brandfall findet in nächsten Abschnitt statt.

6.5 Simulation eines Brandversuches an einem Verbunddeckenträgersystem

Das Prinzip der Membrantragwirkung von Deckensystemen im Brandfall wurde bereits von Bailey in [10, 11, 12, 13, 14] beschrieben. Dabei wird bei den mechanischen Betrachtungen von einem einfeldrigen System ausgegangen. Weiterhin wird angenommen, dass die Membrantragwirkung der Decke keinen Einfluss auf die Randträger hat. Dabei ergibt sich zwangsläufig die Frage, wie das Verformungsverhalten von zwei aneinandergrenzenden Deckenfeldern ist, die einen Membrantragzustand erreichen können. Hier ist insbesondere das Verhalten des Stützbereiches zwischen den beiden Deckenfeldern zu beachten. Bereits in den Fracof-Versuchen (siehe Zhao u. a. [126]) und den Versuchen von Mokrsko (siehe Wald u. a. [122]) wurde dies untersucht. Jedoch konnten aufgrund des Versuchsaufbaus oder eines frühzeitigen Versagens der Versuchskörper nur bedingt Informationen gesammelt werden. Bei den Brandversuchen in Dachau (siehe Mensinger u. a. [81]) wurde explizit ein Versuchsaufbau gewählt, der diese Fragestellung abbildet. Daher wird im weiteren Verlauf dieses Abschnittes einer der Dachau-Versuche (siehe Mensinger u. a. [81]) genutzt, um die Eignung der Programme *Vulcan* [61], *Safir* [40] und *Abaqus* [2], ein solches Problem zu simulieren, zu zeigen. Bisher konnten alle drei Programme nur anhand einfeldriger Versuche oder Versuchen, bei denen nur ein Feld beflammt wurde, validiert werden. In Stadler [111] wurde der Juli-Versuch von Dachau mit vereinfachten Betrachtungen numerisch simuliert.

Weiterhin ist unklar, woher die hohen Durchbiegungen für die Membrantragwirkung resultieren. Hierfür sind prinzipiell zwei Faktoren von Bedeutung. Zum einen kann die Steifigkeitsabnahme der Bauteile durch die Erwärmung von Bedeutung sein, zum anderen kann der thermische Gradient die großen Verformungen verursachen. Hat die thermische Dehnung einen maßgeblicher Anteil an der Durchbiegung, hätte dies zur Folge, dass eventuelle Durchbiegungsbegrenzungen konstruktiv nur schwer einzuhalten wären.

Insbesondere mit der Simulation des Juli-Versuches von Dachau (siehe Mensinger u. a. [81]) soll auch auf die Belastung der Kopfbolzendübel im Brandfall eingegangen werden. Hierbei wird untersucht, ob thermische Dehnungen der Bauteile einen maßgeblichen Einfluss auf ein Abscheren der Kopfbolzendübel haben. Damit ist ebenfalls die Frage verbunden, ob ein Zusammenfassen der Kopfbolzendübelsteifigkeiten eine

geeignete Möglichkeit bei einer numerischen Simulation ist.

Um den aufgezeigten Problemen und Fragestellungen nachzugehen, wird sowohl in *Vulcan* [61] als auch in *Safir* [40] und in *Abaqus* [2] ein numerisches Modell zu dem Juli-Versuch von Dachau (siehe Mensinger u. a. [81]) aufgebaut. Dabei werden die Modellierungsansätze aus Abschnitt 6.1 und Abschnitt 6.3 genutzt. Weiterhin wird kurz auf das statische System und die Lasten eingegangen. Anschließend werden Parameterstudien durchgeführt.

Die Materialkennwerte für die numerischen Simulationen stammen zum Teil aus Materialprüfungen und zum Teil aus Regelwerken. Die Werte der Regelwerke werden genutzt, wenn keine Materialprüfung durchgeführt wurde.

- Beton (aus Materialprüfung):
 - Druckfestigkeit: 50 N/mm^2
 - Zugfestigkeit: 4 N/mm^2
 - Elastizitätsmodul: 33.000 N/mm^2 . Dies deckt sich mit Gleichung (6.21) auf Seite 181.
- Baustahl (aus Materialprüfung):
 - Fließgrenze: 300 N/mm^2
 - Elastizitätsmodul: 200.000 N/mm^2
- Bewehrungsstahl (normative Werte):
 - Fließgrenze: 500 N/mm^2
 - Elastizitätsmodul: 210.000 N/mm^2
- Kopfbolzendübel (aus Zulassung):
 - Streckgrenze: 350 N/mm^2
 - Bolzendurchmesser: 16 mm
 - Bolzenhöhe: 100 mm
 - Die Bolzen sind nicht äquidistant angeordnet (siehe Mensinger u. a. [81]).

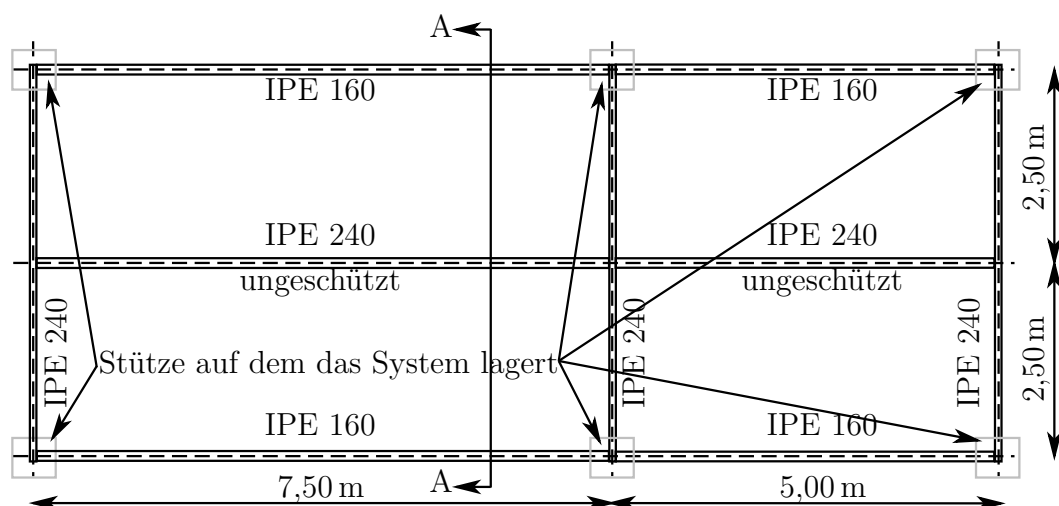


Abbildung 6.17: Draufsicht auf das Deckensystem des Juli-Versuches von Dachau nach [81]

Das betrachtete System ist in Abbildung 6.17 dargestellt. Die Randträger und der Mittelträger sind gegen Brandeinwirkung geschützt. Dabei wird ein reaktives Brandschutzsystem mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner genutzt. Die innen liegenden Träger werden ungeschützt ausgeführt. Sie werden im Brandfall aufgrund der hohen Temperaturen nur geringfügig am Lastabtrag beteiligt sein. Dadurch kann sich die Membrantragwirkung des Verbunddeckenträgersystems ausbilden.

Der Aufbau der Betondecke ist in Abbildung 6.18 auf der nächsten Seite zu sehen. Die in Abbildung 6.18 angegebene Bewehrung wird in den Simulationen angesetzt. Weiterhin sind in der Betondecke Gitterträger und Stoßbewehrung enthalten. Diese können bei einer Diskretisierung mit Schalenelementen nicht berücksichtigt werden. Als mechanische Lasten werden das Eigengewicht und die im Versuch wirkende Ballastierung von $2,1 \text{ kN/m}^2$ aufgebracht. Die thermische Einwirkung ist ein Naturbrand. Dieser Naturbrand wird bereits in Abschnitt 4.3 auf Seite 113 genutzt, um thermische Analysen durchzuführen.

Die Stützen, auf denen das Deckensystem aufliegt, werden in den mechanischen Analysen als Randbedingungen modelliert. Dabei wird eine statisch bestimmte Lagerung genutzt, da sich das Deckensystem im Versuch horizontal frei auf den Stützen verschieben konnte.

Die Temperaturen der Stahlträger und Betondecke wurden während des Versuches gemessen (siehe Abbildung 6.19 auf Seite 208). Dabei fallen zwischen der 12. Minute und der 32. Minute horizontale Verläufe der Temperaturen bei einigen Kurven auf.

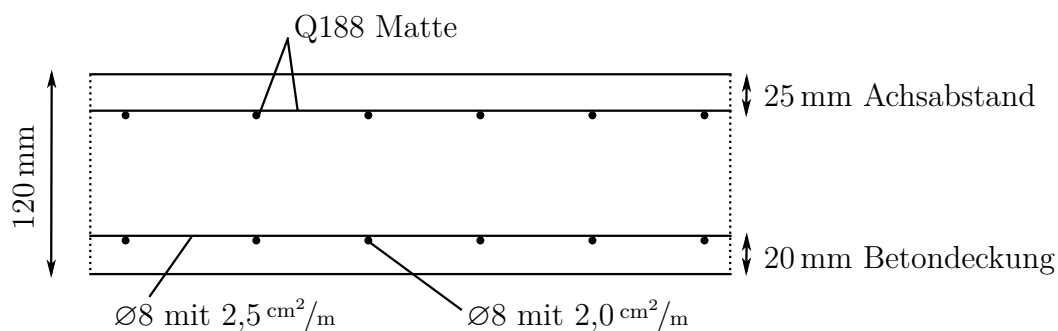


Abbildung 6.18: Betondecke im Schnitt A-A

Bedingt durch die Art der Einbringung der Temperaturfühler konnte Wasserdampf des umliegenden Betons diese Messstellen auf 100 °C kühlen. Dieser Einfluss wird nicht berücksichtigt und stattdessen ein horizontaler Verlauf angenommen. Für die numerischen Analysen werden die gemessenen und korrigierten Temperaturverläufe mit einem gleitenden Intervall geglättet. Dies wurde bereits bei den thermischen Analysen in Abschnitt 4.3 und Abschnitt 4.5 für die geschützten und ungeschützten Träger durchgeführt. Der geglättete Temperatur-Zeit-Verlauf der Messpunkte in der Decke ist in Abbildung 6.19 auf der nächsten Seite zu sehen. Für die Kopfbolzendübel wird die Oberflächtemperatur der Träger angesetzt. Die Oberflächtemperatur wurde im Versuch an der Wurzel der Kopfbolzendübel gemessen, sodass die Temperatur auch näherungsweise für den Kopfbolzendübel gilt.

Die numerischen Modelle in *Vulcan* [61], *Safir* [40] und *Abaqus* [2] zu dem Deckensystem sind in Abbildung 6.20 bis Abbildung 6.22 dargestellt. Bei den Studien zur Netzdicke können die Ergebnisse aus Abschnitt 6.4 bestätigt werden. Sie werden daher nicht genauer beschrieben.

Bei der mechanischen Analyse wird bis zur 50. Brandminute gerechnet. In den Berechnungen werden Materialkennwerte genutzt, die für die Aufheizphase gelten. Mit diesen Materialkennwerten kann auch der anfängliche Bereich des Abkühlens der Bauteile berechnet werden, jedoch nicht die gesamte Abkühlphase. Ab der 50. Brandminute sinken die Temperaturen bei zwei Messpunkten in der Decke, die Temperaturen der unbedeckten Stahlträger sinkt ebenfalls und die gemessenen Durchbiegungen des großen Deckenfeldes reduzieren sich. Daher wird angenommen, dass ab diesem Zeitpunkt die Materialkennwerte nicht mehr gelten und somit die numerisch mechanischen Analysen hinfällig sind.

In Abbildung 6.23 bis Abbildung 6.25 werden Durchbiegungen vom Juli-Versuch

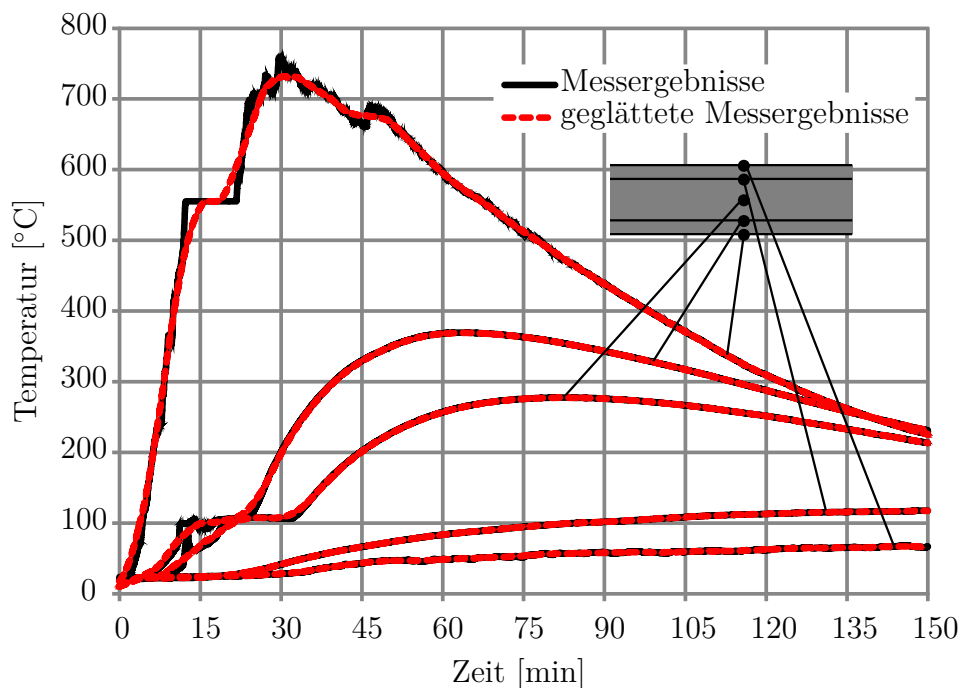


Abbildung 6.19: Gemessene und geglättete Temperaturen in der Betondecke vom Juli-Versuch in Dachau [81]

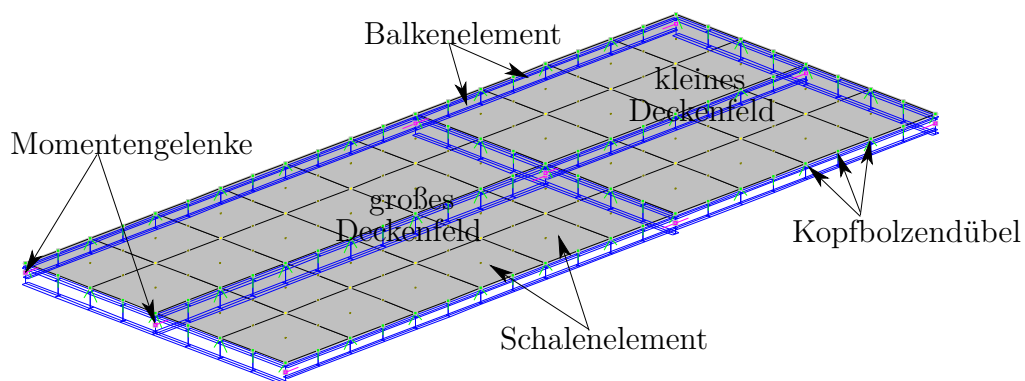


Abbildung 6.20: Numerisches Modell des Juli-Versuches von Dachau [81] in der Software *Vulcan* [61] (gerenderte Darstellung)

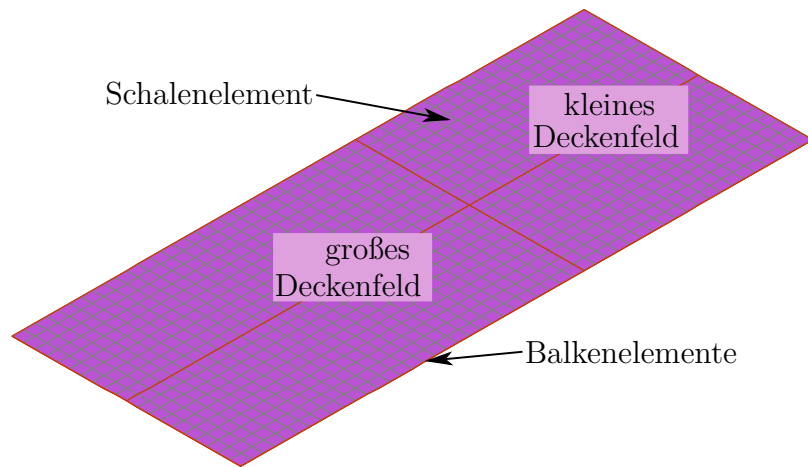


Abbildung 6.21: Numerisches Modell des Juli-Versuches von Dachau [81] in der Software *Safir* [40]

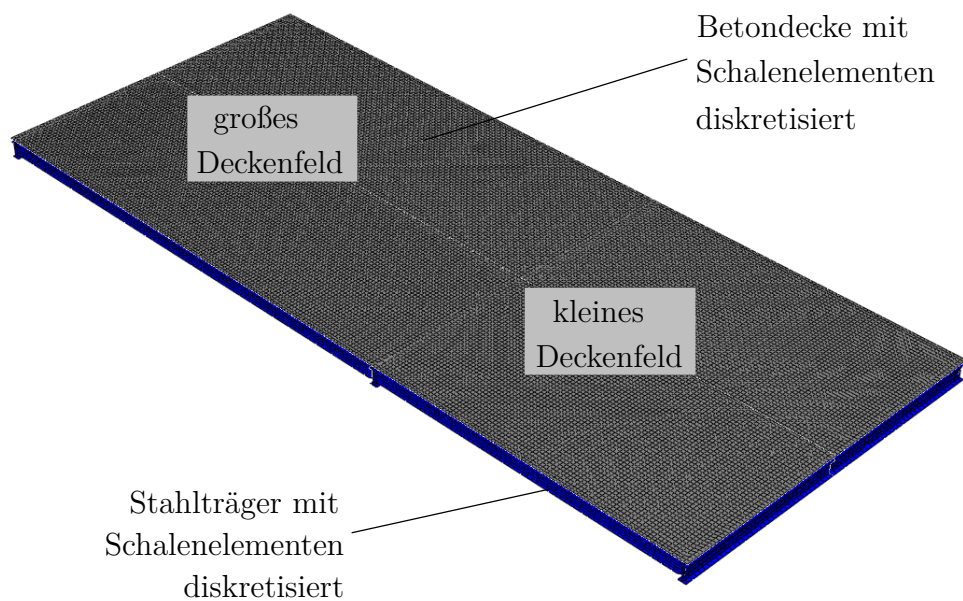


Abbildung 6.22: Numerisches Modell des Juli-Versuches von Dachau [81] in der Software *Abaqus* [2]

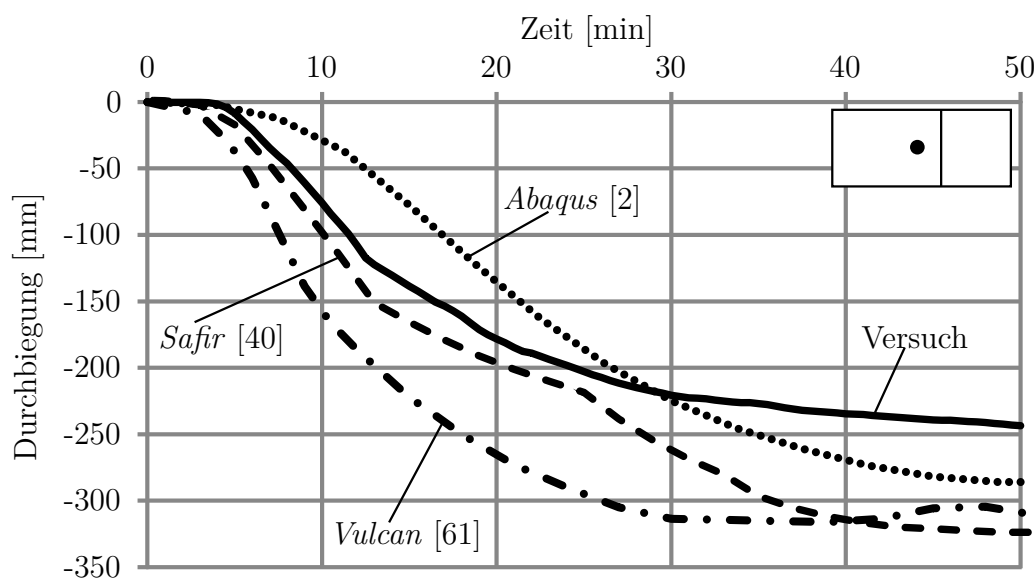


Abbildung 6.23: Vergleich der numerisch berechneten Durchbiegungen des großen Deckenfeldes im Drittelspunkt mit den Messungen des Juli-Versuches [81]

in Dachau (siehe Mensinger u. a. [81]) mit den berechneten Durchbiegungen von *Vulcan* [61], *Safir* [40] und *Abaqus* [2] verglichen. In Abbildung 6.23 werden die Durchbiegungen im Drittelspunkt des großen Deckenfeldes, in Abbildung 6.24 auf der nächsten Seite werden die Durchbiegungen in der Mitte des kleinen Deckenfeldes, während in Abbildung 6.25 auf der nächsten Seite die Durchbiegungen in der Mitte des mittleren Verbundträgers verglichen werden. Alle drei Programme geben den Verlauf der Durchbiegungen über die Zeit und somit auch das Verhalten des Systems wieder. Dabei wird in Abbildung 6.23 sowohl bei den Berechnungen mit *Vulcan* [61] und *Safir* [40] die Durchbiegung im Vergleich zum Versuch überschätzt, während die Ergebnisse der *Abaqus* [2] Berechnung teilweise über und teilweise unter den gemessenen Durchbiegungen liegen.

Weiterhin ist in Abbildung 6.24 auf der nächsten Seite auffällig, dass die Durchbiegungen der *Abaqus* [2] Simulation die gemessenen Durchbiegungen unterschätzen und leicht oszillieren. Durch die Oszillation wird die Durchbiegung unterschätzt. Dies ist der explizit dynamischen Berechnungsweise geschuldet. Durch Belastungen, die über die Zeit nicht kontinuierlich aufgebracht werden, kann das System schwingen. Wie aus Abbildung 6.19 bekannt, sind einige Temperatur-Zeit-Kurven nicht kontinuierlich und verursachen je nach Steifigkeit des Systems ein Oszillieren der Systemantwort. Die

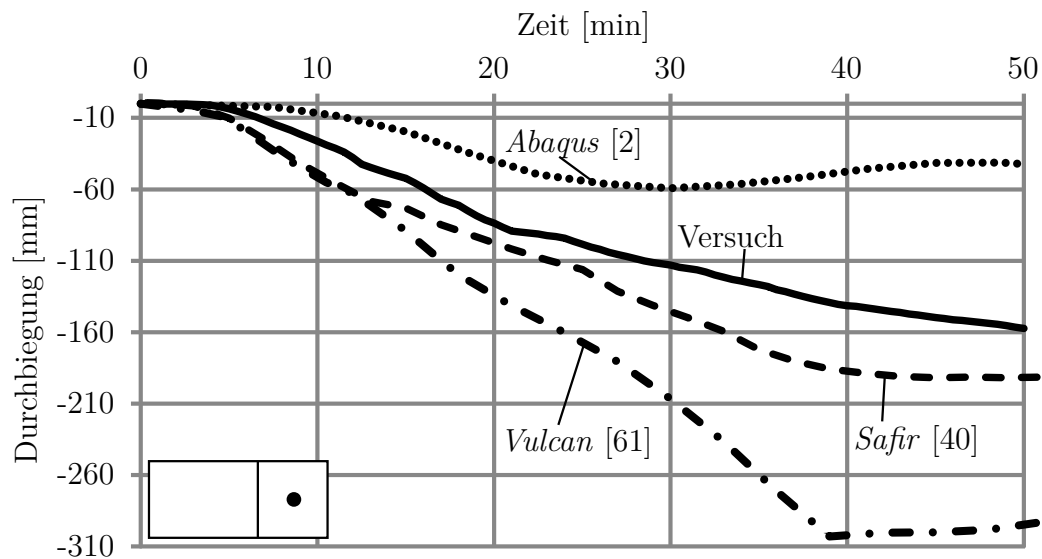


Abbildung 6.24: Vergleich der numerisch berechneten Durchbiegungen des kleinen Deckenfeldes mit den Messungen des Juli-Versuches [81]

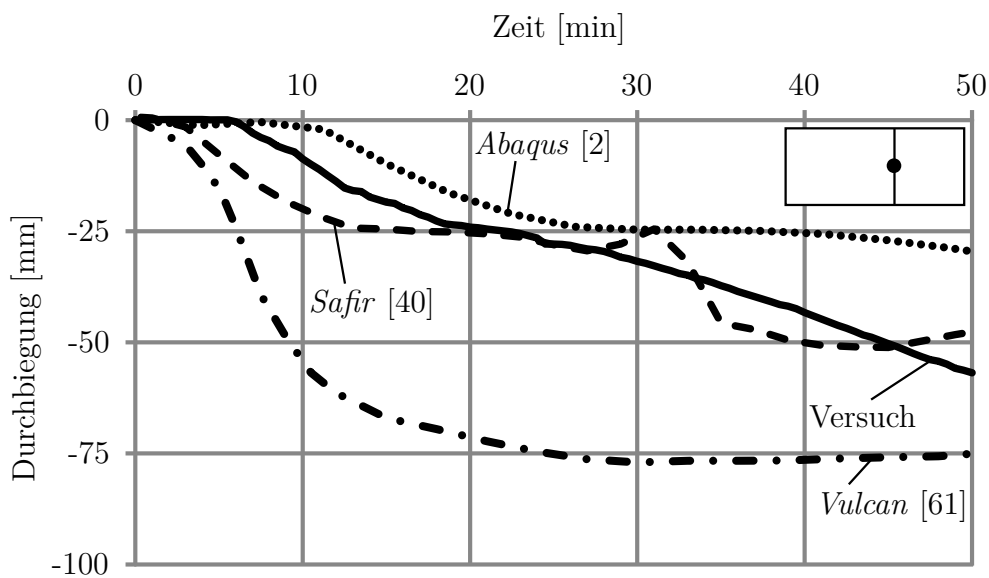


Abbildung 6.25: Vergleich der numerisch berechneten Durchbiegungen des Mittelträgers (mitte) mit den Messungen des Juli-Versuches [81]

mit *Safir* [40] berechneten Durchbiegungen für das kleine Deckenfeld werden leicht überschätzt, während die Durchbiegungen, die mit *Vulcan* [61] berechnet werden, eine starke Überschätzung der gemessenen Durchbiegungen darstellt. Auf die leicht oszillierenden Ergebnisse der *Abaqus* [2] Berechnung wird in Abschnitt 6.5.1 näher eingegangen.

In Abbildung 6.25 auf der vorherigen Seite wird die Durchbiegung in der Mitte des mittleren, kurzen Verbundträgers über die Zeit dargestellt. Die von *Vulcan* [61] berechneten Durchbiegungen ergeben im Vergleich zu den gemessenen Durchbiegungen zu hohe Werte. Die Durchbiegungen der *Safir* [40] Simulation sind nicht kontinuierlich, dies kann auf numerische Probleme hindeuten. Bei weiteren Berechnungen mit kleineren Zeitschritten ergeben sich die gleichen Verläufe wie vorher. Die *Abaqus* [2] Berechnung ergibt geringere Durchbiegungen als die *Vulcan* [61] und *Safir* [40] Berechnungen. Es ist auffällig, dass zwischen der 25. Brandminute und der 40. Brandminute kaum ein Durchbiegungszuwachs vorhanden ist. Dies ist der gleichen Ursache wie bei dem kleinen Deckenfeld geschuldet: einem Oszillieren der Lösung. In diesem Fall ist das System stark gedämpft.

Bei einem Vergleich der Berechnungsergebnisse der drei Programme untereinander ist zu berücksichtigen, dass bei allen Programmen die gleichen Lasten, Temperaturen und Materialfestigkeiten genutzt werden. Die Berechnungen unterscheiden sich hauptsächlich durch die Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton und der zeitlichen Diskretisierung. Unterschiede, die durch die Modellierung entstehen, werden als nicht entscheidend angesehen. Dies wird insbesondere an den Ergebnissen aus Abschnitt 6.4 deutlich. Bei den Verbundträgern aus Abschnitt 6.4 sind die Ergebnisse der drei Programme ähnlich. Bei der Simulation des mittleren, kurzen Verbundträgers von dem Juli-Versuch von Dachau [81] in diesem Abschnitt treten Unterschiede zwischen den drei Programmen bezüglich der Durchbiegungen auf. Zwei wesentliche Unterschiede zwischen dem Verbundträger aus Abschnitt 6.4 und diesem Abschnitt sind der Stützbereich mit Beton und Zug und die Ergänzung zum Deckensystem. Wird weiterhin auch betrachtet, dass die berechneten Durchbiegungen zwischen *Safir* [40] und *Vulcan* [61] bei fast identischer Modellierung in Abbildung 6.23 auf Seite 210 unterschiedlich sind, lässt sich schlussfolgern, dass das Zugtragverhalten von Beton im Brandfall genauer erforscht werden muss. Die genannten Simulationen unterscheiden sich vorwiegend in der Definition der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton im Zugbereich. Dieses Materialverhalten hat insbesondere Einfluss auf den Stützbereich zwischen den beiden Deckenfeldern bei diesen Simulationen und

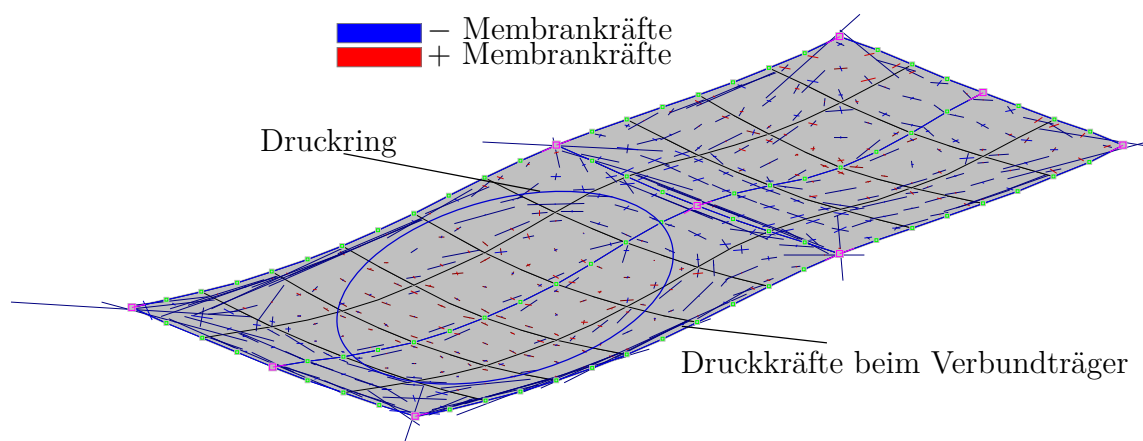


Abbildung 6.26: Membrankräfte bei der Simulation des Juli-Versuches von Dachau [81] mit *Vulcan* [61] in der 50. Minute des Brandes

dieser wiederum auf das Verformungsverhalten des kleinen Deckenfeldes.

Weiterhin wird an den Vergleichsrechnungen zwischen *Abaqus* [2], *Safir* [40] und *Vulcan* [61] deutlich, dass die numerische Abbildung der Kopfbolzendübel von untergeordneter Bedeutung bezüglich der Verformungen des Deckensystems ist. Die Ergebnisse der Berechnungen mit *Safir* [40] sind näher an den Messungen als die Ergebnisse der *Vulcan* [61] Simulationen. Bei den *Safir* [40] Berechnungen wird ein starrer Schubverbund angenommen, während bei den *Vulcan* [61] Berechnungen eine Nachgiebigkeit der Kopfbolzendübel berücksichtigt wird. Dies ist der wesentliche Unterschied der beiden Modelle in der Modellierung. Auch hier wird der Unterschied der Spannungs-Dehnungs-Beziehung als wesentlicher Grund für Abweichungen in den Ergebnissen der beiden Programme angesehen. Für einen Vergleich innerhalb des gleichen Programms hat die Berücksichtigung beziehungsweise die Vernachlässigung der Nachgiebigkeit der Kopfbolzendübel einen Einfluss auf die Berechnungsergebnisse, wie in Huang u. a. [60] gezeigt wird.

Trotz der Unterschiede innerhalb der genutzten Programme kann der Verlauf der Verformungen mit allen Programmen abgebildet werden. Ebenfalls wird die Membrantragwirkung in allen Programmen berücksichtigt. Dies ist in Abbildung 6.26 bis Abbildung 6.28 deutlich erkennbar. Bei allen Programmen werden die Zugmembran und der Druckring ausgebildet. Weiterhin wird der Druckring zum Teil mit Druckkräften aus der Verbundträgerwirkung überlagert.

Zusammenfassend ist zu sagen, dass mit allen Programmen die Membrantragwirkung abgebildet werden kann. Hierbei ist insbesondere die Spannungs-Dehnungs-Beziehung

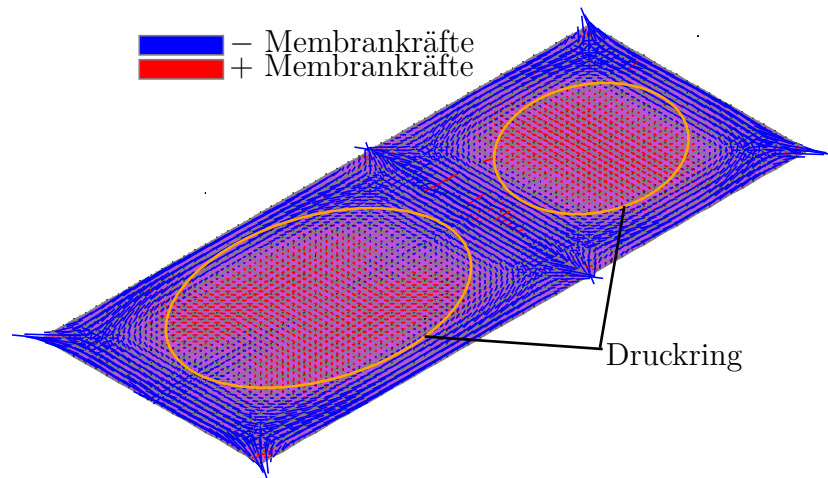


Abbildung 6.27: Membrankräfte bei der Simulation des Juli-Versuches von Dachau [81] mit *Safir* [40] in der 50. Minute des Brandes

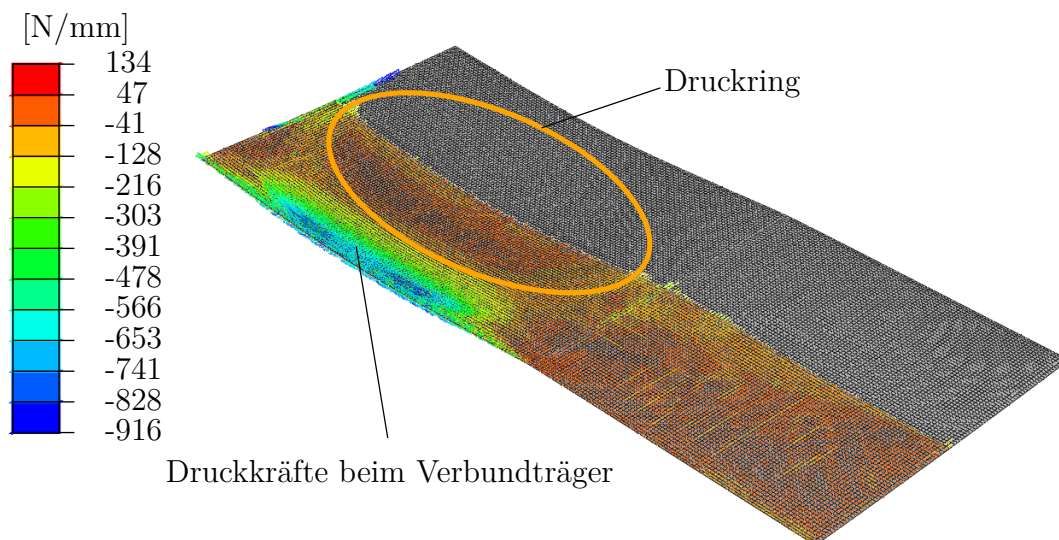


Abbildung 6.28: Membrankräfte bei der Simulation des Juli-Versuches von Dachau [81] mit *Abaqus* [2] in der 50. Minute des Brandes (Darstellung der Membrankräfte am Halbsystem)

von Beton im Zugbereich von Bedeutung. Weiterhin kann bei einer Modellierung mit Balkenelementen eine Überschätzung der Durchbiegung im Vergleich zu den Messergebnissen festgestellt werden. Bei der Modellierung mit Schalenelementen ist grundsätzlich eine bessere Übereinstimmung mit den Versuchen zu erkennen, dies kann jedoch durch eine oszillierende Lösung einer expliziten Rechnung wieder relativiert werden.

6.5.1 Einfluss der thermischen Dehnung auf die Durchbiegung

In diesem Abschnitt wird der Einfluss der thermischen Dehnung auf das Verformungsverhalten des Deckensystems des Juli-Versuches in Dachau [81] untersucht. Hierbei wird zum einen betrachtet, wie hoch der Anteil der thermischen Verformung an der Gesamtverformung ist und zum anderen eine zu DIN EN 1994-1-2 [143] abweichende Definition der thermischen Dehnungen angewendet.

Wie bereits in Abschnitt 5.6 gezeigt, hat die thermische Dehnung einen großen Anteil an der Gesamtverformung des Systems. Dies gilt solange, bis das System beginnt, mechanisch zu versagen. Dann dominieren die mechanischen Verformungen. Da in Abschnitt 5.6 jedoch nur vereinfachte Betrachtungen durchgeführt werden, wird hier der Anteil der thermischen Verformung an der Gesamtverformung anhand des Modells des Juli-Versuches in Dachau [81] mittels der FEM betrachtet. Da bei den FEM-Programmen eine getrennte Ausgabe der mechanischen und der thermischen Durchbiegung nicht möglich ist, werden zwei getrennte Simulationen durchgeführt. Eine Simulation berücksichtigt die thermische Dehnung des Materials, während in der zweiten Simulation die thermische Dehnung des Materials unberücksichtigt bleibt. Anschließend werden die berechneten Durchbiegungen verglichen. Dabei entsteht natürlich ein Fehler. Die thermischen Dehnungen können Eigenspannungen und Zwangsschnittgrößen erzeugen, die ein Reißen des Betons und damit verbunden geringere Steifigkeiten und größere Durchbiegungen bewirken. Somit sind die Berechnungen ohne thermische Dehnungen als akademische Näherung zu verstehen.

Eine Berechnung ohne thermische Dehnung ist nur bei den Programmen *Abaqus* [2] und *Safir* [40] möglich. Weiterhin wird für eine bessere Übersicht nur die Durchbiegung im Drittelspunkt des großen Deckenfeldes betrachtet. Die berechneten Durchbiegungen der *Abaqus* [2] und *Safir* [40] Simulation sind in Abbildung 6.29 zu sehen. Dabei wird deutlich, dass der mechanische Anteil aus Last und der Steifigkeitsverlust aus

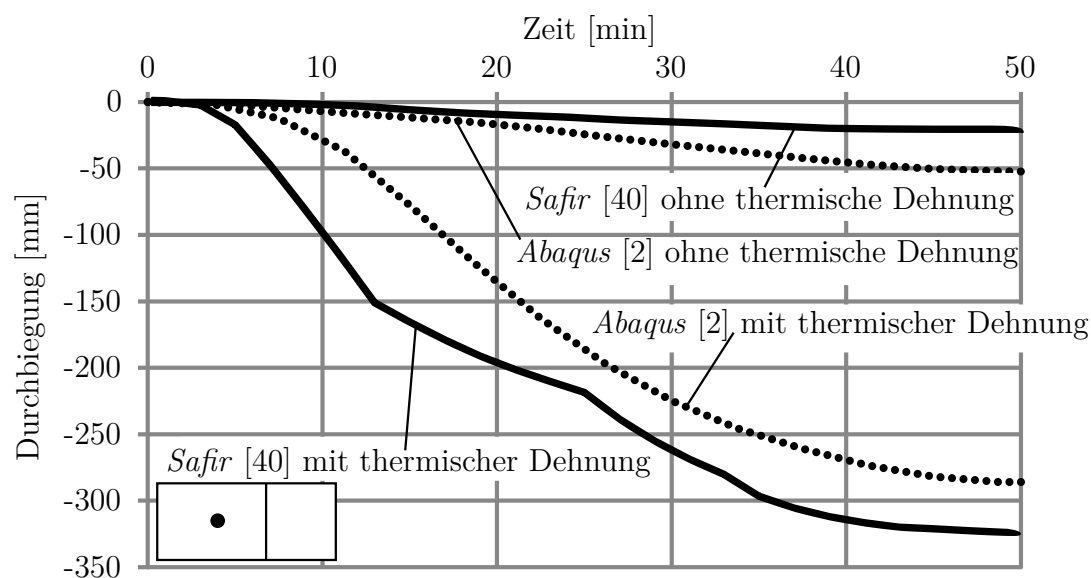


Abbildung 6.29: Vergleich der numerisch berechneten Durchbiegungen des großen Deckenfeldes mit und ohne Berücksichtigung der thermischen Dehnung

Temperaturanstieg im Vergleich zu der thermischen und mechanischen Durchbiegung gering ist. Somit wird deutlich, dass die Durchbiegung aus der thermischen Dehnung den überwiegenden Anteil an der Gesamtdurchbiegung darstellt. Damit ergeben sich Konsequenzen, die im Folgenden näher erörtert werden. Bei der Ausbildung der Membrantragwirkung im Brandfall sind große Durchbiegungen notwendig. Diese großen Durchbiegungen entstehen hauptsächlich durch thermische Dehnungen. Somit sind die Durchbiegungen aus thermischer Dehnung essenziell für die Ausbildung der Membrantragwirkung, die eine Steigerung der Tragfähigkeit des Systems bewirkt. Die Membrantragwirkung ist von der Durchbiegung aus thermischer Dehnung abhängig. Damit ist die Membrantragwirkung auch von der Erwärmung der Bauteile abhängig. Ein großer Temperaturgradient bewirkt eher eine Membrantragwirkung der Decke als ein geringer Temperaturgradient. Bisher wurde die Membrantragwirkung experimentell bei einem Brand nach ETK oder einem Naturbrand mit Temperaturverläufen ähnlich der ETK getestet. Es sind jedoch auch Naturbrände vorstellbar, die bei geringen Temperaturen und dafür länger brennen, sodass die Decke eher homogen durchwärmt, als dass sich ein Temperaturgradient aufbaut. Somit wird sich die Membrantragwirkung erst später oder auch gar nicht einstellen. Das Tragverhalten der Decke wäre somit nicht eindeutig bestimmbar und ihr Versagensverhalten auch

nicht.

Weiterhin gibt es aktuell Überlegungen zu Durchbiegungsbegrenzungen im Brandfall. Sie können analog zu den Durchbiegungsbegrenzungen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit verstanden werden. Im Brandfall geht es jedoch weniger um den Erhalt der Gebrauchstauglichkeit als um den Funktionserhalt anderer Elemente wie Sprinklern oder Türen. Das Einhalten von Durchbiegungsbegrenzungen im Brandfall kann ein Ausschlusskriterium für die Anwendung der Membrantragwirkung im Brandfall werden, wenn die Grenzdurchbiegung gering ist. Zum einen werden hohe Durchbiegungen für die Membrantragwirkung benötigt. Zum anderen entstehen die hohen Durchbiegungen durch die thermische Dehnung der Materialien. Damit diese Durchbiegungen reduziert werden, können steifere statische Randbedingungen konstruiert werden. Dies wäre mit höheren thermischen Zwangsschnittgrößen verbunden, wodurch der Beton der Decke eher reißt, seine Steifigkeit verliert und die Wirkung der steiferen statischen Randbedingungen aufgehoben wird. Folglich wäre es effektiver die thermischen Dehnungen im Material zu reduzieren. Dies wäre mit Brandschutzbekleidungen möglich. Diese sind wiederum mit Arbeits- und Materialkosten verbunden, die den wirtschaftlichen Nutzen der Membrantragwirkung aufzehren. Weiterhin ist auch unklar, ob sich eine Membranwirkung bei einer bekleideten Decke im Brandfall ausbilden kann.

Neben dem Anteil der thermischen Dehnung an der Gesamtdurchbiegung wird in diesem Abschnitt auch der Einfluss des Wärmeausdehnungskoeffizienten auf die numerischen Simulationen betrachtet. Es wird zum einen die thermische Dehnung von Beton nach DIN EN 1994-1-2 [143] angesetzt und zum anderen ein temperaturabhängiger Wärmeausdehnungskoeffizient für Beton von $6 \cdot 10^{-6} 1/K$ bezogen auf $20^\circ C$ nach Hong und Varma [56] angesetzt. Beide Möglichkeiten werden in der Forschung genutzt und sind anerkannt. Die Untersuchungen werden mit der Software *Abaqus* [2] durchgeführt, da hier eine solche Änderung der thermischen Dehnung möglich ist.

In Abbildung 6.30 auf der nächsten Seite ist die Durchbiegung im Drittelpunkt des großen Deckenfeldes des Juli-Versuches von Dachau (siehe Mensinger u. a. [81]) bei unterschiedlicher thermische Dehnung von Beton zu sehen. Die Ergebnisse sind annähernd gleich. Die Abweichungen liegen unter 10 %. In Abbildung 6.31 sind die Durchbiegungen in der Mitte des kleinen Deckenfeldes bei unterschiedlicher thermischer Dehnung von Beton dargestellt. Es wird deutlich, dass bei einer thermischen Dehnung von Beton nach DIN EN 1994-1-2 [143] die Berechnungsergebnisse

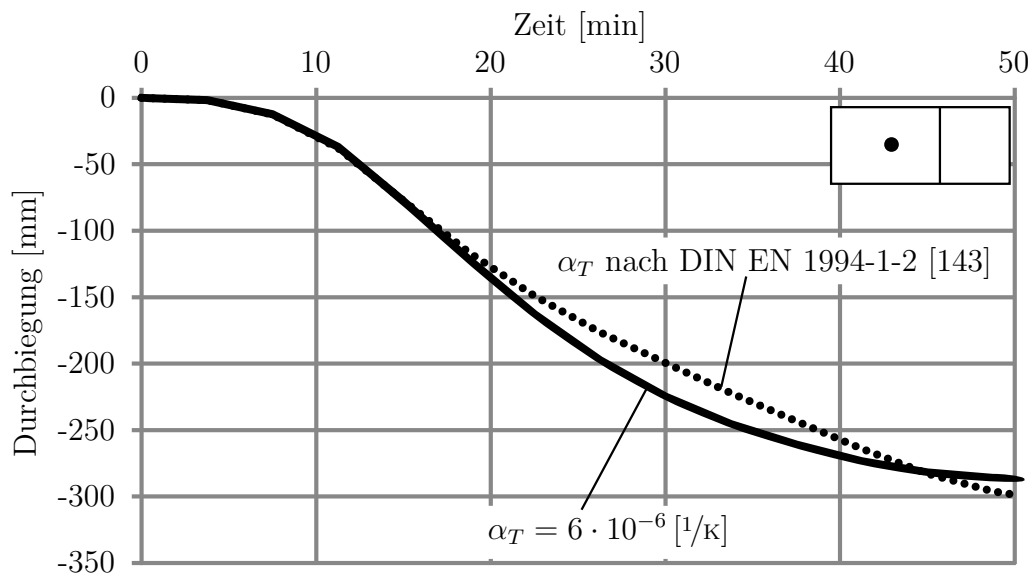


Abbildung 6.30: Vergleich der numerisch berechneten Durchbiegungen des großen Deckenfeldes bei unterschiedlichen thermischen Dehnungen

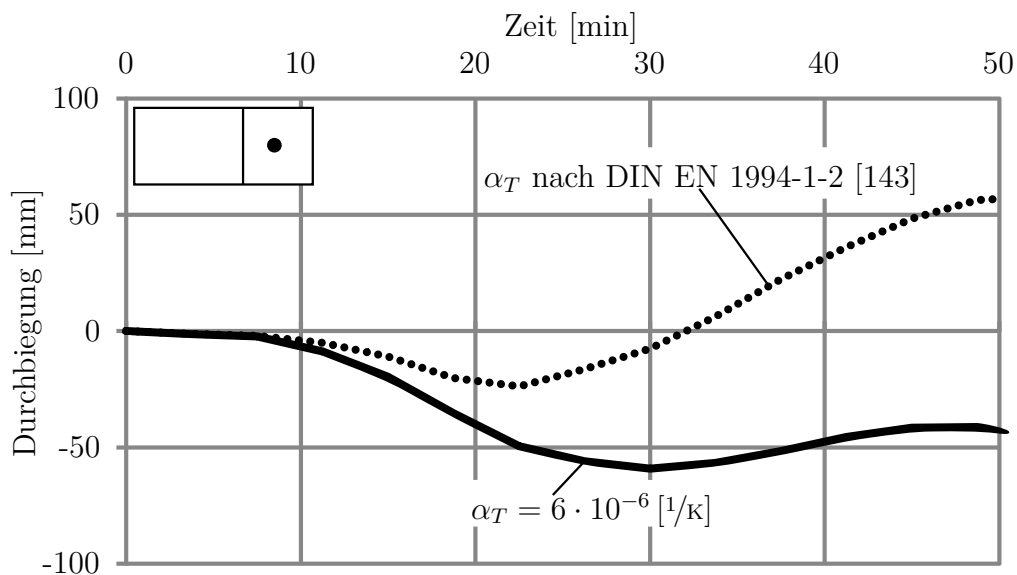


Abbildung 6.31: Vergleich der numerisch berechneten Durchbiegungen des kleinen Deckenfeldes bei unterschiedlichen thermischen Dehnungen

unrealistisch werden. Dies liegt jedoch nicht daran, dass die Materialkennwerte aus DIN EN 1994-1-2 [143] falsch sind. Ursächlich sind Beschleunigungen aus Durchbiegungen, die aus thermischen Dehnungen resultieren. Ab einer Zeit von 15 Minuten sind drei Temperatur-Zeit-Kurven der Decke nicht monoton (siehe Abbildung 6.19). Diese Diskontinuitäten werden durch die thermischen Dehnungen nach DIN EN 1994-1-2 [143] verstärkt, da sie höher und im Vergleich zu den thermischen Dehnungen nach Hong und Varma [56] nichtlinear sind. Dadurch wird das kleine Deckenfeld numerisch angeregt, sich nach oben zu biegen, um der Verformung des großen Deckenfeldes zu folgen. Dieser Effekt wird durch die geringeren thermischen Dehnungen nach Hong und Varma [56] verringert. Um dieses numerische Schwingen zu verhindern, wären glattere Temperatur-Zeit-Kurven oder die Berücksichtigung einer Dämpfung des Systems von Interesse. Ein stärkeres Glätten der Temperatur-Zeit-Kurven als in Abbildung 6.19 auf Seite 208 wird nicht durchgeführt, da sonst zu stark von den Messergebnissen abgewichen wird. Daher wird noch die Option einer Dämpfung des Systems betrachtet. Es wird die *Rayleigh*-Dämpfung genutzt. In Mey und von Wolffersdorff [83] sind Werte für eine *Rayleigh*-Dämpfung zur Simulation eines Staudamms gegeben: $\alpha = 0,5353$ und $\beta = 0,0032$. Diese Werte können als Anhaltswerte für die Dämpfung bei der Betonplatte verstanden werden. Mit diesen Anhaltswerten ergibt sich keine Änderung der Berechnungsergebnisse. Auch bei $\alpha = 4$ sind die Ergebnisse identisch zu denen ohne Dämpfung. Es kann daher festgehalten werden, dass die Schwingungen resultierend aus der thermischen Dehnung nicht durch eine Dämpfung beeinflusst werden können. Für eine optimale numerische Berechnung wären somit monotone Temperaturkurven notwendig. Diese werden jedoch aufgrund der Abweichung zu den Messungen abgelehnt. Somit sind Abweichungen bei dem kleinen Deckenfeld zwischen den Ergebnissen der Simulation in *Abaqus* [2] und den Versuchsergebnissen vorhanden. Trotz dieser Abweichungen wird der Verlauf der Durchbiegung bei dem kleinen Deckenfeld in der Simulation mit einer thermischen Dehnung nach Hong und Varma [56] wiedergegeben. Daher wird diese thermische Dehnung im weiteren Verlauf bei den Berechnungen mit *Abaqus* [2] genutzt.

In diesem Abschnitt wurde auf den Einfluss der thermischen Dehnung bei der Bauteilsimulation im Brandfall eingegangen. Dabei konnte die Aussage von Abschnitt 5.6 bestätigt werden, dass die Durchbiegung durch thermische Dehnung den Großteil der Gesamtdurchbiegung ausmacht. Dies gilt natürlich nur bis vor den Beginn des mechanischen Bauteilversagens. Weiterhin kann gezeigt werden, dass unterschiedliche, anerkannte Definitionen der thermischen Dehnung auf das große Deckenfeld des

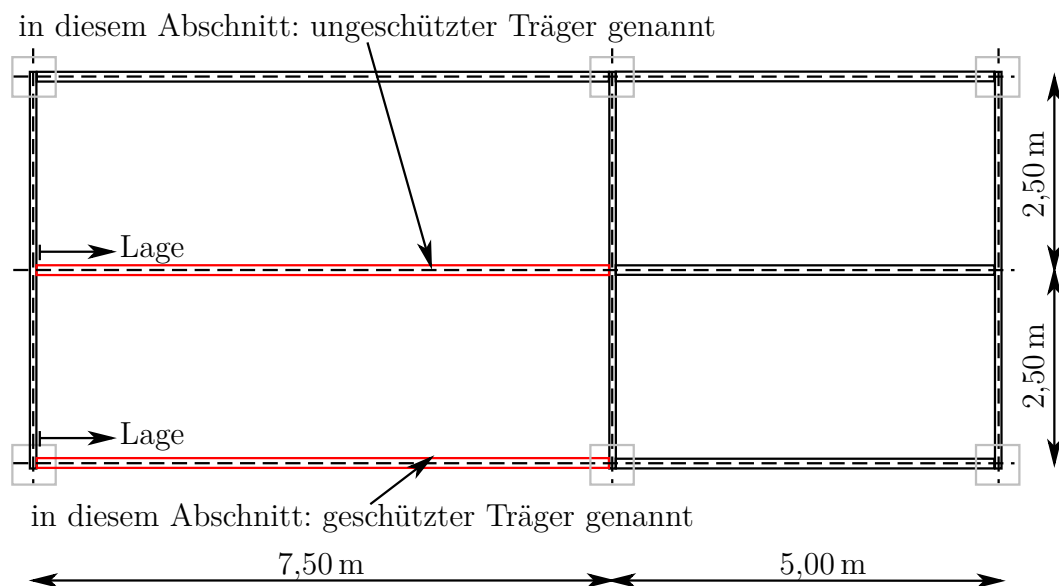


Abbildung 6.32: Verbundträger, bei denen der Schlupf zwischen Betonplatte und Stahlträger betrachtet wird, sowie Definition des Ursprunges der Lage der Kopfbolzendübel

Juli-Versuches in Dachau [81] kaum Einfluss auf die Gesamtdurchbiegungen haben. Bei dem kleinen Deckenfeld ist ein merklicher Unterschied der Durchbiegungen bei unterschiedlicher thermischer Dehnung zu verzeichnen. Dies wurde erörtert und letztendlich die Forderung nach monotonen Temperatur-Zeit-Verläufen genannt.

6.5.2 Untersuchungen zum Schlupf von Kopfbolzendübel

In diesem Abschnitt wird auf die Verformungen der Kopfbolzendübel und somit auf die Einwirkung der Kopfbolzendübel eingegangen. Dafür wird der Schlupf der Kopfbolzendübel von zwei Trägern des großen Deckenfeldes des ersten Dachau-Versuches (siehe Mensinger u. a. [81]) betrachtet. Die Auswertung wird anhand des numerischen Modells in *Abaqus* [2] durchgeführt, da bei diesem Modell alle Kopfbolzendübel einzeln abgebildet wurden und keine Fehler durch ein Zusammenfassen der Kopfbolzendübel entstehen.

Die beiden betrachteten Träger sind in Abbildung 6.32 zu sehen. Es wird ein Träger betrachtet, der gegen eine Brandeinwirkung geschützt ausgeführt wurde (geschützter Träger). Als zweiter Träger wird ein Träger analysiert, der ungeschützt ausgeführt wurde (ungeschützter Träger). Beide Träger sind identisch lang.

Eine direkte Ausgabe des Schlupfes der *Connector*-Elemente (siehe Abbildung 6.10) ist in *Abaqus* [2] nicht möglich. Daher werden die Verschiebungen der *Connector*-Elementknoten ausgewertet. Um den Schlupf zu bestimmen, werden die Knotenverschiebungen subtrahiert. Dabei wird die Verschiebung des Knotens, der dichter am Stahlträger liegt, von der Verschiebung des Knotens, der dichter an der Betondecke liegt, abgezogen:

$$\gamma_i = u_{i,Decke} - u_{i,Balken} \quad (6.50)$$

Der Gesamtschlupf wird gebildet, indem die einzelnen Komponenten des Schlupfes quadriert, addiert und radiziert werden:

$$\gamma_{\text{ges}} = \sqrt{\gamma_1^2 + \gamma_2^2} \quad (6.51)$$

In Abbildung 6.33 ist der Schlupf parallel zur Trägerachse des ungeschützten Trägers über die Zeit dargestellt. Zu einem früheren Zeitpunkt des Brandes ist der Schlupf

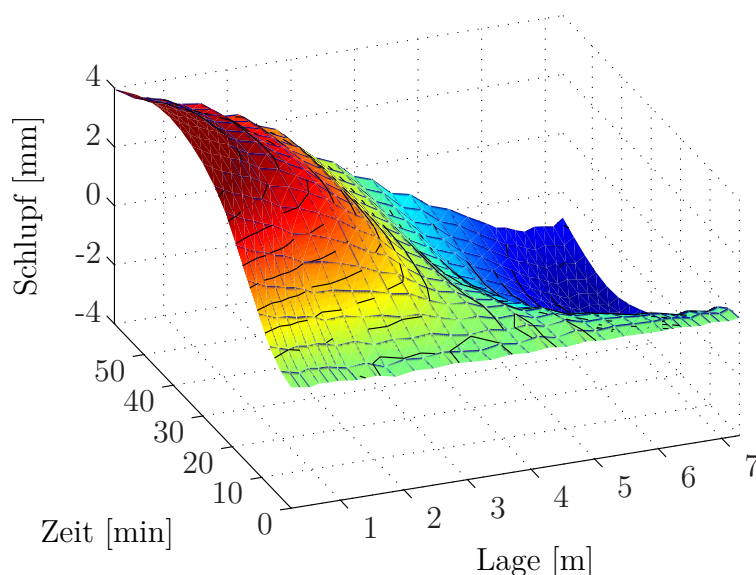


Abbildung 6.33: Numerisch berechneter Schlupf der Kopfbolzendübel parallel zur Trägerachse des ungeschützten Trägers während des Brandes

parallel zur Trägerachse ungefähr null. Mit zunehmender Branddauer stellt sich ein Schlupf ein, der dem Querkraftverlauf des Balkens folgt. Dieses Verhalten hängt mit der sinkenden Tragfähigkeit und zunehmenden Durchbiegung bei fortschreitender Branddauer zusammen. Der Verlauf des Schlupfes über die Trägerachse ist jedoch ab 20 Minuten Branddauer nichtlinear, wie es der Querkraftverlauf ist. Dies ist

insbesondere mit den Kraft-Verformungs-Beziehungen der Kopfbolzendübel begründet. In Abbildung 6.7 wird deutlich, dass ab 2 mm Schlupf die Kopfbolzendübel ein nichtlineares Verhalten zeigen.

Der Schlupf senkrecht zur Trägerachse des ungeschützten Trägers ist während des gesamten betrachteten Zeitraums ungefähr null und trägt somit kaum zu dem Gesamtschlupf bei. Dies wird bei einem Vergleich der Absolutwerte von Abbildung 6.33 und Abbildung 6.34 deutlich. Die Absolutwerte bei der gleichen Zeit und der gleichen

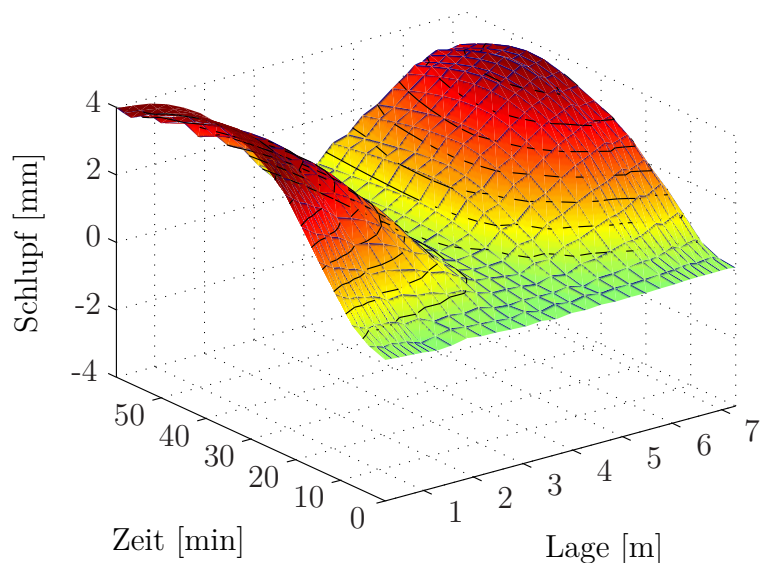


Abbildung 6.34: Numerisch berechneter Gesamtschlupf der Kopfbolzendübel des ungeschützten Trägers während des Brandes

Lage sind fast identisch. Dies ist nur möglich, wenn der Schlupf in eine Richtung vernachlässigbar ist und keine Durchlaufwirkung vorliegt.

Weiterhin wird der Schlupfverlauf über die Länge des Trägers bei dem geschützten Träger betrachtet. In Abbildung 6.35 auf der nächsten Seite ist der Schlupf parallel zur Trägerachse der Kopfbolzendübel des geschützten Trägers über den betrachteten Brandverlauf dargestellt. Es wird deutlich, dass sich der Schlupf über die Zeit kaum verändert, relativ gering und somit vernachlässigbar ist. Weiterhin ist der Schlupf über die Trägerlänge zu jedem Zeitpunkt des Brandes nahezu konstant. Dieses Verhalten war zu erwarten. Da der betrachtete Träger gegen eine Brandeinwirkung geschützt ist, reduziert sich seine Tragfähigkeit bei den betrachteten Zeitpunkten nicht und er biegt sich lediglich gering durch. Somit entspricht der geschützte Träger während des Brandverlaufes prinzipiell dem ungeschützten Träger am Anfang des Brandes, allerdings mit der etwa der halben mechanischen Last. Die leichte Zunahme

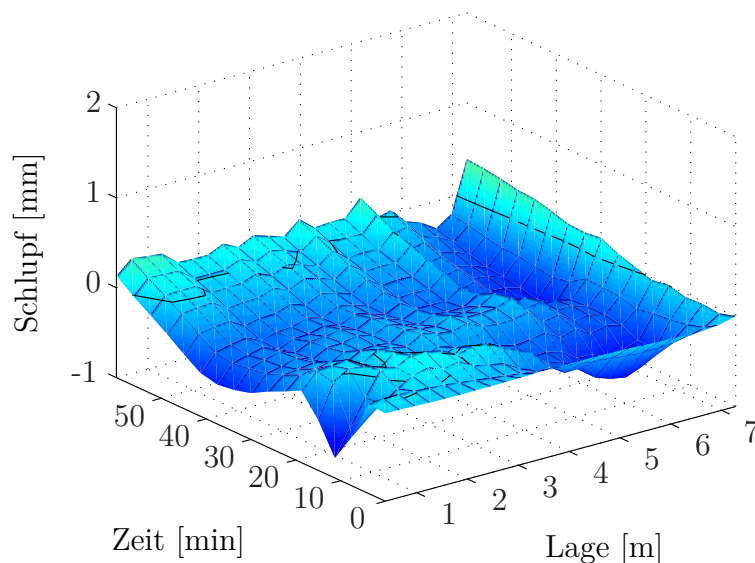


Abbildung 6.35: Numerisch berechneter Schlupf parallel zur Trägerachse der Kopfbolzendübel des geschützten Trägers während des Brandes

des Schlupfes parallel zur Trägerachse des geschützten Trägers über die Zeit ist mit den unterschiedlichen thermischen Dehnungen der Betonplatte und des Stahlträgers zu begründen.

Wird nun der Schlupf der Kopfbolzendübel senkrecht zur Trägerachse des geschützten Trägers betrachtet (siehe Abbildung 6.36 auf der nächsten Seite), ist dieser Schlupf nicht vernachlässigbar wie beim ungeschützten Träger (siehe Abbildung 6.35). Der Schlupf senkrecht zur Trägerachse des geschützten Trägers stellt sogar die dominante Komponente des Gesamtschlupfes dar. Über den zeitlichen Verlauf ist es so, dass an den Enden des Trägers der Schlupf senkrecht zur Trägerachse nahezu unverändert bleibt, während der Schlupf in der Mitte des Trägers zunimmt. Dieses Verhalten lässt sich mit der thermischen Dehnung der Betonplatte erklären. In der Betonplatte werden thermische Dehnungen induziert. An den Enden des geschützten Trägers wird die thermische Dehnung der Betonplatte durch weitere Randträger aufgenommen, daher ist in diesen Bereichen eine geringe Änderung des Schlupfs festzustellen. Bei der halben Länge des ungeschützten Trägers wirkt die thermische Dehnung der Betonplatte am stärksten. Somit verschiebt sich die Betonplatte relativ zum Träger. Diese Ergebnisse lassen Schlussfolgerungen auf die FEM-Modellierung und die Bemessung solcher Decken zu. Da der Schlupf senkrecht zu der Trägerachse nicht vernachlässigt werden kann und der Versuchsaufbau bei der Bestimmung der Kraft-Verformungs-Beziehung von Kopfbolzendübeln einen Gesamtschlupf zugrunde legt,

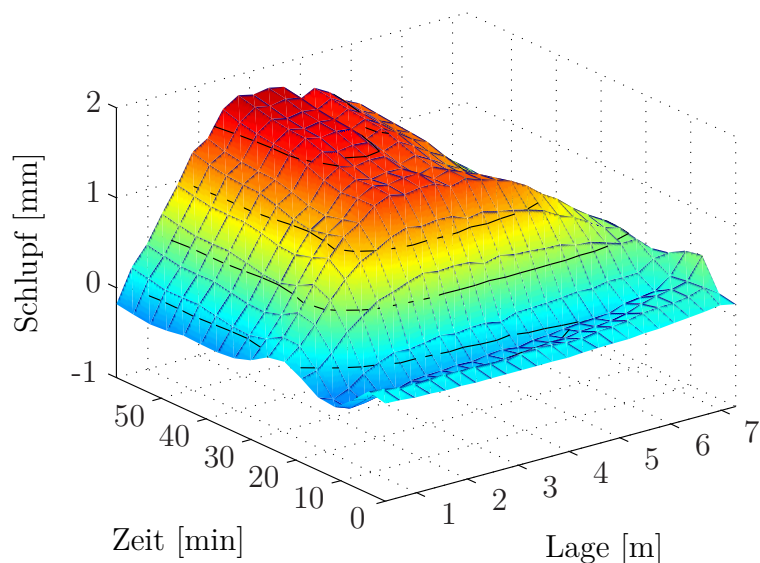


Abbildung 6.36: Numerisch berechneter Schlupf senkrecht zur Trägerachse der Kopfbolzendübel des geschützten Trägers während des Brandes

muss in dem numerischen Modell ebenfalls der Gesamtschlupf berücksichtigt werden. Eine getrennte Betrachtung von Schlupf senkrecht und parallel zur Trägerachse kann zu einem zu geringen Schlupf der Kopfbolzendübel führen. Die Kopfbolzendübel hätten dann eine zu hohe rechnerische Tragfähigkeit. Die Interaktion des Schlupfs senkrecht und parallel zur Trägerachse wird durch die Tatsache kompensiert, dass der maximale Schlupf senkrecht zur Trägerachse mit dem minimalen Schlupf parallel zur Trägerachse zusammenfällt und vice versa. Dies sollte eine eventuelle Überschätzung der Tragfähigkeit abmildern.

Ein Zusammenfassen mehrerer Kopfbolzendübel in einem numerischen Modell sollte nicht genutzt werden. Bereits bei einem linearen Verlauf des Schlupfes ergeben sich dabei falsche Kräfte auf die Kopfbolzendübel. Weiterhin ist ein Zusammenfassen der Kopfbolzendübel kritisch zu sehen aufgrund der nichtlinearen Kraft-Verformungs-Beziehung der Kopfbolzendübel. Ein Kopfbolzendübel, der bei einer geometrisch korrekten Positionierung in den Fließbereich kommt, kann sich bei einem Zusammenfassen der Dübel noch linear verhalten und umgekehrt.

Für die Kopfbolzendübel stellt die thermische Dehnung der Betondecke eine Einwirkung dar. Bei der Ausbildung der Membranwirkung ist die Durchbiegung der Betondecken, verursacht durch die thermische Dehnung des Materials, eher als Widerstandsgröße zu verstehen (siehe Abschnitt 6.5.1). Somit stellt die thermische Dehnung des Materials sowohl Einwirkung als auch Widerstand dar. Sollte von den

jetzigen Teilsicherheitsbeiwerten von 1,0 im Brandfall bei dem semiprobabilistischen Sicherheitskonzept abgewichen werden, ergibt sich damit eine Problematik. Ein erster Ansatz wäre, zwei getrennte Rechnungen durchzuführen. In denen wird die thermische Dehnung des Materials zum einen als Einwirkung und zum anderen als Widerstand betrachtet wird. Aus diesen Rechnungen sind dann je nach zu bemessendem Bauteil die ungünstigsten Kräfte zu nutzen. Ein solches Vorgehen wäre bei Bedarf zu prüfen. In diesem Abschnitt wird auf die Beanspruchung der Kopfbolzendübel eines partiell geschützten Verbunddeckenträgersystems im Brandfall eingegangen. Es kann dabei gezeigt werden, dass neben dem Schlupf parallel zur Trägerachse auch ein Schlupf senkrecht zur Trägerachse entsteht. Letzterer ist nicht vernachlässigbar und sollte in einer Bemessung berücksichtigt werden. Weiterhin lässt sich schlussfolgern, dass ein Zusammenfassen von Kopfbolzendübeln in numerischen Simulationen nicht durchgeführt werden sollte, ebenso wie eine entkoppelte Betrachtung der beiden Schlupfrichtungen nicht stattfinden sollte.

6.5.3 Umsetzbarkeit einer Vereinfachung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton

In Abschnitt 5.5 auf Seite 159 und Abschnitt 5.6 auf Seite 161 wird darauf eingegangen, dass die Durchbiegungen verursacht durch die thermische Dehnung des Materials den Großteil der Gesamtdurchbiegung ausmachen. Weiterhin wird in Abschnitt 5.4 auf Seite 157 gezeigt, dass eine vereinfachte analytische Lösung mit linear elastischem Material gute Übereinstimmungen mit den Messungen liefert. Dies legt die Vermutung nahe, dass eine linear elastische oder eine weniger starke Vereinfachung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton ausreichend ist, um das Problem eines Verbunddeckenträgersystems unter Membrantragwirkung in der FEM abzubilden. Eine Vereinfachung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton birgt den Vorteil, dass aufgrund geringerer Nichtlinearität weniger Rechenzeit benötigt wird und dass das Problem der negativen Tangentialmatrix nicht entsteht (siehe Abschnitt 6.2 auf Seite 186). Weiterhin könnte das Verbunddeckenträgersystem unter Membrantragwirkung im Brandfall dann mit gebräuchlichen Statik-Programmen simuliert werden (vergleiche Stadler [111]). Durch eine Vereinfachung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung ist es jedoch nicht mehr möglich, das Versagen der Bauteile zu simulieren. Unter der Voraussetzung, dass bei einer Simulation die korrekten Verformungen bei

korrekter Last und modifizierter Spannungs-Dehnungs-Beziehung berechnet werden, kann davon ausgegangen werden, dass die Schnittgrößen korrekt berechnet werden. Diese Schnittgrößen können dann Grenzschnittgrößen gegenübergestellt werden. Diese Grenzschnittgrößen müssten vorher mittels Versuchen oder geeigneten Simulationen, zum Beispiel nach Plastizitätstheorie, bestimmt werden.

Um die Anwendbarkeit einer Vereinfachung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton zu prüfen, wird im Folgenden sukzessiv die Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton vereinfacht. Nach jeder Vereinfachung wird das Deckensystem des Juli-Versuches in Dachau [81] berechnet und mit den Ergebnissen der ersten Berechnung dieses Kapitels und den Messungen verglichen. Ist die Abweichung der Ergebnisse zu groß, wird die sukzessive Vereinfachung abgebrochen.

Da die Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton im Zugbereich die Rechenzeit und die Stabilität der Berechnung am stärksten beeinflusst, wird die Spannungs-Dehnungs-Beziehung im Zugbereich als Erstes modifiziert. Statt einer Entfestigung des Materials wird ein Fließen des Materials vorgesehen. Es wird ein Fließen des Materials bei 4 N/mm^2 auf Zug vorgesehen. Dies gilt für den gesamten, betrachteten Temperaturbereich. Der Elastizitätsmodul wird weiterhin temperaturabhängig angenommen, die Spannungs-Dehnungs-Beziehung im Druckbereich bleibt unverändert. Die Durchbiegung des Drittpunktes des großen Deckenfeldes ist in Abbildung 6.37 auf der nächsten Seite dargestellt, während in Abbildung 6.38 auf der nächsten Seite die Durchbiegung des Mittelpunktes des kleinen Deckenfeldes zu sehen ist. In Abbildung 6.37 auf der nächsten Seite wird deutlich, dass die Durchbiegungen der Rechnung mit der modifizierten Spannungs-Dehnungs-Beziehung im Vergleich zu der ursprünglichen Berechnung und der Messung akzeptabel sind. In Abbildung 6.38 auf der nächsten Seite ist die Abweichung der Ergebnisse der Rechnung mit modifizierter Spannungs-Dehnungs-Beziehung zu den Messungen schon erheblich, während die Abweichung zu den Ergebnissen der ursprünglichen Rechnung groß ist. Durch die modifizierte Spannungs-Dehnungs-Beziehung wird der Stützbereich über dem Mittelträger zu steif abgebildet und durch die Durchbiegung des großen Feldes wird das kleine Deckenfeld nach oben verformt. Für das betrachtete System mit zwei interagierenden Deckenfeldern ist eine Vereinfachung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton nicht möglich, da die Durchbiegung des kleinen Deckenfeldes nicht korrekt abgebildet wird. Daher wird die sukzessive Vereinfachung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton abgebrochen.

Der Einfluss des kleinen Deckenfeldes auf das große Deckenfeld bezüglich der Durch-

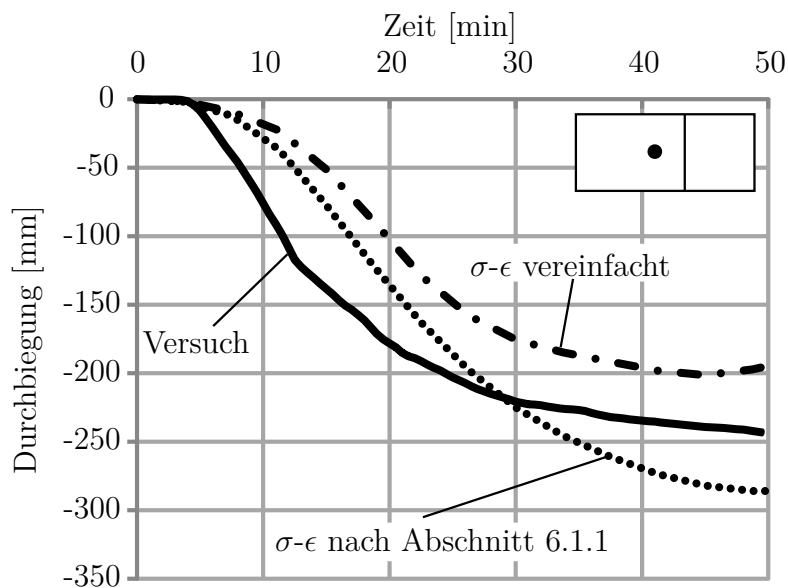


Abbildung 6.37: Durchbiegung des großen Deckenfeldes im Drittpunkt bei unterschiedlichen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen und beim Versuch

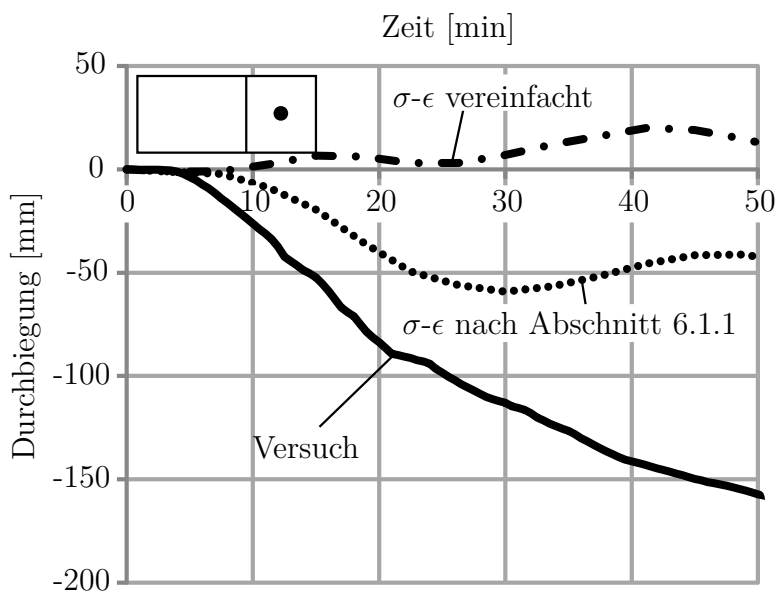


Abbildung 6.38: Durchbiegung des kleinen Deckenfeldes in der Mitte bei unterschiedlichen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen und beim Versuch

biegung ist gering. Daher kann aus den Verformungen des großen Deckenfeldes geschlossen werden, dass mit einem vereinfachten Ansatz der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton gute Ergebnisse bezüglich der Verformungen erzielt werden können. Dies gilt, wenn das betrachtete Deckenfeld möglichst nicht mit anderen Deckenfeldern interagiert. Trotz modifizierter Spannungs-Dehnungs-Beziehung lässt sich die gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Simulation mit dem großen Anteil der Durchbiegung aus thermischer Dehnung des Materials an der Gesamtdurchbiegung erklären (siehe Abschnitt 5.6 auf Seite 161 und Abschnitt 6.5.1 auf Seite 215). Dies erklärt auch die gute Übereinstimmung zwischen Messungen und Ergebnissen der vereinfachten analytischen Lösung in Abschnitt 5.4 auf Seite 157. Bei einer Simulation mit vereinfachter Spannungs-Dehnungs-Beziehung ist jedoch, wie bereits am Anfang dieses Abschnittes genannt, die Definition des Versagens zu klären. Ebenso ist zu prüfen, ob es richtig ist, wenn die äußeren Lasten und die Verformungen korrekt abgebildet sind, auch die inneren Kräfte korrekt abgebildet werden. Insbesondere bei der Membrantragwirkung von Decken nehmen die Durchbiegungen aus thermischer Dehnung des Materials einen großen Anteil an der Gesamtdurchbiegung ein. Diese Durchbiegungen erzeugen kaum innere Kräfte bei einem statisch bestimmt gelagerten System, während die mechanische Last innere Kräfte erzeugt, jedoch kaum an der Gesamtdurchbiegung beteiligt ist. Somit kann es bei einer Simulation mit vereinfachter Spannungs-Dehnungs-Beziehung zu realistischen Durchbiegungen kommen, jedoch zu falschen Schnittgrößen. Insbesondere daher ist die vereinfachte analytische Lösung aus Kapitel 5 auf Seite 141 als Möglichkeit zum besseren Verständnis der prinzipiellen Vorgänge bei der Seiltragwirkung oder Membrantragwirkung zu verstehen und nicht als vereinfachtes Bemessungsverfahren. Weiterhin wird bei der Simulation mit der vereinfachten Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton deutlich, dass der Zugbereich dieser Beziehung einen erheblichen Einfluss auf die Simulationsergebnisse hat. Insbesondere im Brandfall ist der Zugbereich bei Beton nicht ausreichend definiert. Da mit der Einführung der Eurocodes auch die allgemeinen Berechnungsmethoden eingeführt wurden, wäre es wünschenswert, den Zugbereich der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton normativ zu regeln. Hierfür wäre es zielführend, eine Definition bei Raumtemperatur zu finden, die eine Entfestigung vorsieht, um dann die Überführung in den Brandfall zu schaffen.

In diesem Abschnitt wird die Möglichkeit einer Vereinfachung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton zugunsten numerischer Vorteile betrachtet. Da sich

eine Vereinfachung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton im Zugbereich numerisch besonders günstig auswirkt, wird diese näher betrachtet. Um eine Vereinfachung zu finden, wird die Spannungs-Dehnungs-Beziehung aus Abschnitt 6.1.1 sukzessiv vereinfacht. Bereits bei dem ersten Schritt der sukzessiven Vereinfachung sind bereits erhebliche Abweichungen der Durchbiegung des kleinen Deckenfeldes in der Mitte zu den Messungen des Juli-Versuches von Dachau (siehe Mensinger u. a. [81]) zu verzeichnen, sodass eine Vereinfachung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton bei diesem Deckensystem nicht möglich ist. Anhand der Simulationsergebnisse für das große Deckenfeld kann gefolgert werden, dass bei einfeldrigen Decken eine Vereinfachung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton möglich ist. Weiterhin wird die Forderung nach einer einheitlichen Definition des Zugbereiches der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton gestellt.

6.6 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wird auf die Struktursimulation von Verbunddeckenträgersystemen unter Membrantragwirkung im Brandfall eingegangen. Hierfür werden zu Beginn die benötigten Materialkennwerte von Baustahl, Bewehrungsstahl und Beton genannt. Dabei werden auch Besonderheiten bei der Eingabe dieser Materialkennwerte in *Abaqus* [2] erläutert. Weiterhin wird auf die Kraft-Verformungs-Beziehung von Kopfbolzendübeln eingegangen, da in der späteren numerischen Modellierung die Beziehung vergleichbar mit Materialkennwerten ist.

Anschließend wird auf die Beschreibung der Membrantragwirkung in FEM-Programmen eingegangen. Hierfür wird die Integration von Differenzialgleichungen in der FEM diskutiert und auf Vorteile und Nachteile eingegangen. Ebenso werden Modellierungsmöglichkeiten eines Verbunddeckenträgersystems genannt. Dabei wird im Detail auf eine Modellierung, die ausschließlich auf Schalenelementen basiert, eingegangen.

Darauf folgend werden zwei Verbundträger im Brandfall mit den drei Programmen *Safir* [40], *Vulcan* [61] und *Abaqus* [2] als Vorstufe zu einem Verbunddeckenträgersystem simuliert. Es kann gezeigt werden, dass alle drei Programme für solche Simulationen geeignet sind.

Abschließend wird mit den drei Programmen *Safir* [40], *Vulcan* [61] und *Abaqus* [2] ein Verbunddeckenträgersystem unter Membrantragwirkung im Brandfall simuliert. Hierfür wird der Juli-Versuch von Dachau [81] genutzt, da hier explizit ein Versuchsaufbau

mit zwei interagierenden Deckenfeldern genutzt wird. Mit allen drei Programmen kann das Verhalten des Deckensystems abgebildet werden. Mit den numerischen Modellen werden im Anschluss Studien zu dem Einfluss der thermischen Dehnung auf die Verformungen des Systems und die Beanspruchung der Kopfbolzendübel durchgeführt, ebenso wie eine mögliche Vereinfachung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton angestrebt wird, um die numerischen Berechnungen effizienter zu gestalten und eine Berechnung mit in der Praxis gängigen FEM-Programmen zu ermöglichen. Wichtige Erkenntnisse dabei sind, dass die Durchbiegung maßgeblich von der thermischen Dehnung des Materials bestimmt wird, dass die Kopfbolzendübel auch senkrecht zu der Trägerachse belastet werden und dass eine Vereinfachung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton am ehesten durchgeführt werden kann, wenn kein Stützbereich bei der Betonplatte vorhanden ist.

7 Ansatz zur Simulation von Rissen in Deckenplatten zum Nachweis des Raumabschlusskriteriums

Decken stellen im Allgemeinen raumabschließende Bauteile dar. Somit müssen sie nach normativen Forderungen (zum Beispiel DIN 4102-2 [131]) im Brandfall den Raumabschluss sicherstellen, eine wärmeisolierende Wirkung aufweisen und tragfähig sein. Insbesondere die raumabschließende und isolierende Wirkung soll eine Brandweiterleitung verhindern. Außerhalb des normativen Kontextes werden diese beiden Kriterien oft als „raumabschließende Wirkung“ zusammengefasst. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit werden das Raumabschlusskriterium und das Isolationskriterium entsprechend der DIN 4102-2 [131] einzeln betrachtet.

Ein numerischer Nachweis für das Raumabschlusskriterium im Brandfall ist zurzeit nicht bekannt. Es wird im Allgemeinen vom Erfüllen des Raumabschlusskriteriums ausgegangen, wenn das Tragfähigkeitskriterium und Isolationskriterium eingehalten sind.

Wie bei dem Juli-Versuch von Dachau [81] zu erkennen war, ist die Einhaltung des Raumabschlusskriteriums nicht zwangsläufig bei Einhaltung des Tragfähigkeitskriteriums und Isolationskriteriums gegeben. Bei dem Versuch war das Verbunddeckenträgersystem während der gesamten Versuchsdauer tragfähig und die brandabgewandte Seite der Decke war kühler als 140°C . Dennoch trat ein Riss auf, durch den das Raumabschlusskriterium nicht mehr eingehalten war (siehe Abbildung 7.1 auf der nächsten Seite). Daher wäre ein numerisches Nachweisverfahren für das Raumabschlusskriterium wünschenswert.

In den letzten Jahren wurde die FEM weiterentwickelt, sodass es mittlerweile möglich ist, nicht nur Aussagen zu einem möglichen Risswachstum bei einem Anriss des Materials zu treffen, sondern auch das Anreißen des Materials sowie das eigentliche Risswachstum zu simulieren. Diese Simulationsmöglichkeit ist bei der XFEM gegeben. Ziel dieses Kapitels ist es, die Möglichkeiten der XFEM zur Rissimulation in Deckenplatten zum Nachweis des Raumabschlusskriteriums aufzuzeigen. Hierfür wird



Abbildung 7.1: Versagen des Raumabschlusskriteriums trotz Einhaltung des Tragfähigkeitskriteriums und Isolationskriteriums beim Juli-Versuch in Dachau [81]

zu Beginn das Raumabschlusskriterium über Grenzrissbreiten definiert. Anschließend wird auf die XFEM und die benötigten Materialkennwerte eingegangen und eine Validierung der XFEM vorgenommen. Abschließend erfolgt eine kurze Vorstellung der Submodelltechnik, um das Verformungsverhalten des Schalenmodells aus Kapitel 6 in der XFEM zu berücksichtigen.

7.1 Definition des Raumabschlusskriteriums über Grenzrissbreiten

Das Raumabschlusskriterium kann nur von Bauteilen wie Wänden und Decken erfüllt werden. Um eine Brandweiterleitung zu verhindern, muss sichergestellt werden, dass keine Flammen durch das entsprechende Bauteil schlagen. Weiterhin darf sich die brandabgewandte Seite des Bauteils nicht zu stark erwärmen, um ein Entzünden von Objekten zu vermeiden. Eine genaue Definition des Raumabschlusskriteriums ist in DIN 4102-2 [131] nicht gegeben. Diese Lücke wird von DIN EN 1363-1 [134] geschlossen. Hier heißt es: „Raumabschluss: Dies ist die Dauer,..., für die der

Probekörper während der Prüfung seine raumabschließende Funktion beibehält, ohne entweder:

- die Entzündung eines ... angehaltenen Wattebauschs zu bewirken oder
- das Durchdringen einer Spaltlehre ... zu ermöglichen oder
- anhaltende Flammenbildung aufzuweisen.“

Weiterhin wird in DIN EN 1363-1 [134] genannt, dass das Raumabschlusskriterium und das Isolationskriterium automatisch nicht erfüllt sind, wenn das Tragfähigkeitskriterium nicht erfüllt ist. Ebenso ist das Isolationskriterium nicht erfüllt, wenn das Raumabschlusskriterium nicht erfüllt ist.

Ein Wattebausch entzündet sich bei ungefähr 320 °C (siehe Hageböling [47]). Somit ist das Isolationskriterium (Temperaturerhöhung im Mittel maximal 140 °C und maximal 180 °C) bezüglich der Temperatur enger gefasst als das Raumabschlusskriterium. Dies spiegelt sich auch in der Aussage wieder, dass das Isolationskriterium nicht erfüllt ist, wenn das Raumabschlusskriterium nicht erfüllt ist. Da in dieser Arbeit davon ausgegangen wird, dass das Isolationskriterium ebenfalls zu erfüllen ist, ist der Wattebauschtest beim Raumabschlusskriterium von untergeordneter Bedeutung und wird nicht nachgewiesen.

Unter „anhaltender Flammenbildung“ ist eine kontinuierliche Flammenbildung über eine Zeitspanne von mehr als zehn Sekunden zu verstehen. Für die numerische Simulation einer Flamme ist eine vollständige Kopplung zwischen einer Struktursimulation und einem Feldmodell erforderlich. Nur bei einem Feldmodell kann eine Flammenbildung simuliert werden. Die teilweise Kopplung zwischen Struktursimulation und Feldmodell wird aktuell in der Forschung angestrebt (siehe Tondini u. a. [116]). Eine vollständige Kopplung wird allerdings noch als zu komplex und nicht zielführend angesehen. Somit ist ein direkter numerischer Nachweis dieser Anforderung noch nicht möglich. Bei den in dieser Arbeit betrachteten Deckensystemen können Flammen nur auftreten, wenn die Temperatur an der brandabgewandten Seite des Bauteils zu hoch wird oder Risse entstehen, durch die Flammen schlagen. Eine zu hohe Temperatur als Zündquelle kann ausgeschlossen werden, da das Isolationskriterium eingehalten wird. Somit ist bei dieser Forderung die Rissbildung relevant. Es wird angenommen, dass bei Rissen, die kein Durchdringen der Spaltlehre zulassen, auch keine anhaltende Flammenbildung entsteht.

Ein Durchdringen der Spaltlehre wird in DIN EN 1363-1 [134] spezifiziert: Es sind

„abwechselnd und ohne übermäßigen Kraftaufwand zwei Spaltlehren zu benutzen, um festzustellen, ob

- a) die 6 mm-Spaltlehre so durch den Probekörper geführt werden kann, dass sie in den Prüfofen hineinragt und über eine Länge von 150 mm im Spalt entlanggeführt werden kann, oder
- b) die 25 mm-Spaltlehre so durch den Probekörper geführt werden kann, dass sie in den Prüfofen hineinragt“

Diese Spezifizierung des Durchdringens der Spaltlehre wird in dieser Arbeit als Definition für die maximale Rissweite genutzt. Demzufolge wird ein Riss mit einer Breite unter 6 mm als nicht kritisch angesehen. Ein Riss mit einer Breite unter 25 mm und einer Länge unter 150 mm ist ebenfalls unkritisch. Alle weiteren Risse werden als kritisch bewertet.

In diesem Abschnitt gelingt es, anhand aktueller Normen eine Rissbreite und Risslänge zum Nachweis des Raumabschlusskriteriums zu definieren.

7.2 Numerische Beschreibung von Rissen

Mit der Weiterentwicklung der FEM wurde auch der Frage nach der Modellierung von Rissen nachgegangen. Hier haben sich im Laufe der Zeit unterschiedliche Methoden entwickelt. Einige beziehen sich auf ein reines Postprocessing, andere versuchen die Rissbildung im Materialverhalten zu berücksichtigen und wieder andere nutzen spezielle Elemente. Zudem ist es bei der Modellierung von entscheidender Bedeutung, ob ein Anriss im Material vorhanden ist oder nicht, ob es sich um ein sprödes oder duktilen Versagen handelt und wie die Auswertung erfolgen soll. In Nasdala [86] werden ein allgemeiner Überblick über die genannten Kriterien und eine geeignete Modellierungsmethode für die Software *Abaqus* [2] gegeben. Dieser Überblick ist in Abbildung 7.2 auf der nächsten Seite wiedergegeben. Da eine diskrete Rissberechnung angestrebt wird, die auch Einfluss auf das Verformungsverhalten des Deckensystems hat, ist die klassische Bruchmechanik ungeeignet. Sie liefert lediglich Informationen über ein mögliches Risswachstum.

Ein Materialversagen oder Elementversagen wird für die Modellierung des Risses

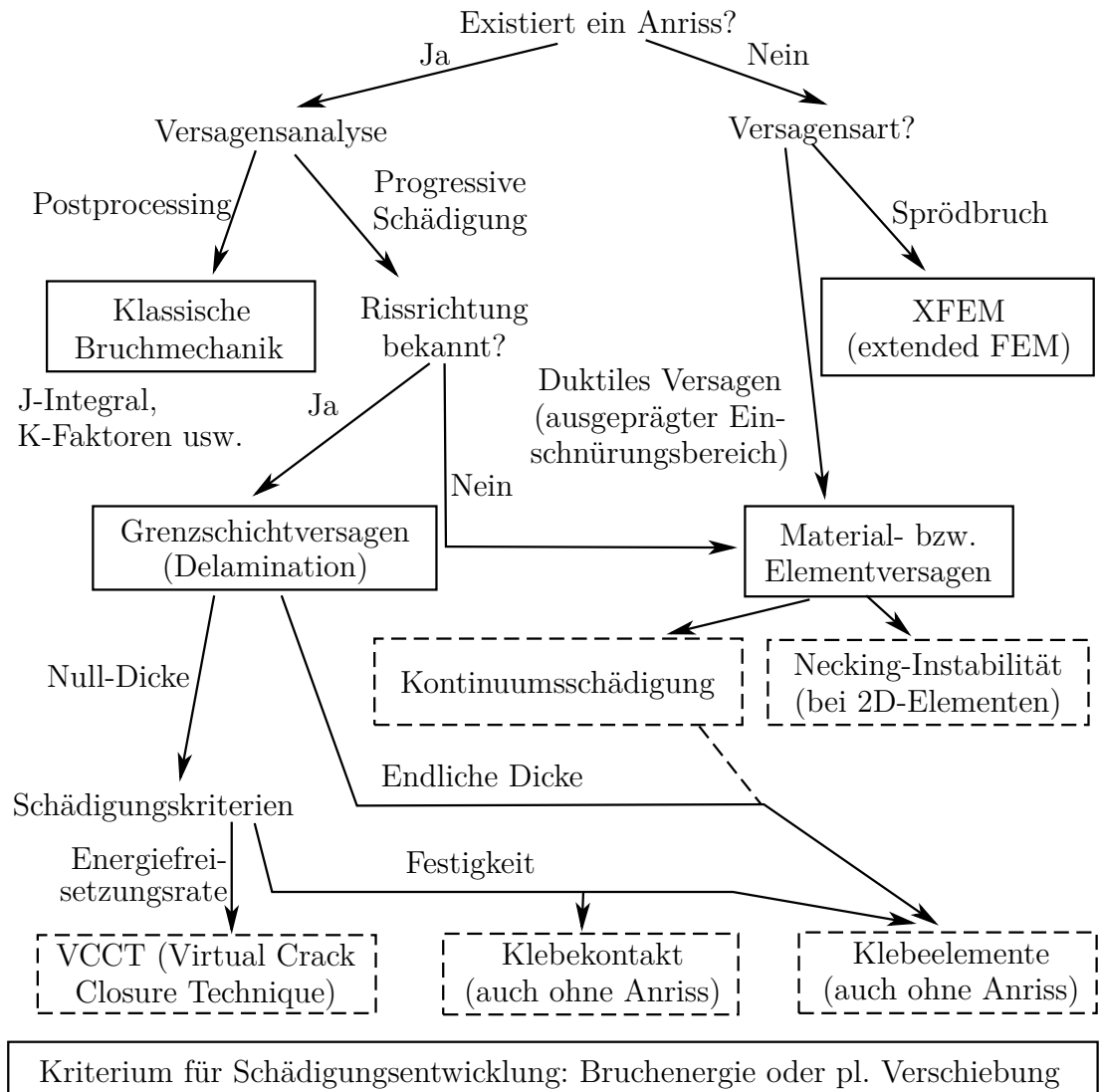
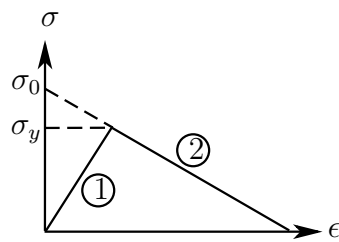


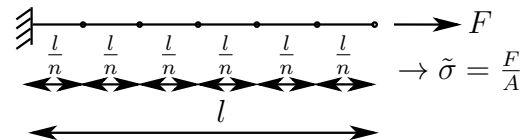
Abbildung 7.2: Modellierung von Schädigung und Versagen nach Nasdala [86]

in der Betonplatte ebenfalls als ungeeignet angesehen. Zum einen ist diese Versagensmodellierung nicht für ein sprödes Versagen geeignet und zum Zweiten ist die Modellierung von der Diskretisierung des Systems abhängig. Dies wird bei folgendem Beispiel deutlich. Ein mit n Elementen diskretisierter Kragarm ist auf Zug belastet (siehe Abbildung 7.3b). Für die Elemente wird die Spannungs-Dehnungs-Beziehung aus Abbildung 7.3a angenommen, wobei

- für den Bereich 1 $\sigma = E \cdot \epsilon$ beziehungsweise $\epsilon = \frac{\sigma}{E}$ mit $E > 0$ gilt und
- für den Bereich 2 $\sigma = H \cdot \epsilon + \sigma_0$ beziehungsweise $\epsilon = \frac{\sigma - \sigma_0}{H}$ mit $H < 0$ gilt.



(a) Spannungs-Dehnungs-Beziehung



(b) Statisches System

Abbildung 7.3: Fiktives Beispiel zum Materialversagen

Die Last $\tilde{\sigma}$ wird von null an gesteigert. Ein Element wird aus numerische Gründen als erstes den Entfestigungsbereich der Spannungs-Dehnungs-Beziehung (Bereich 2) erreicht. Da dieses Element entfestigt, werden die anderen Elemente nie den Bereich 2 beschreiten. Nun wird die Verschiebung des freien Endes des Kragarms berechnet:

$$u_P = \sum \epsilon \cdot \frac{l}{n} \quad (7.1)$$

$$= \left((n-1) \cdot \frac{\tilde{\sigma}}{E} + \frac{\tilde{\sigma} - \sigma_0}{H} \right) \cdot \frac{l}{n} \quad (7.2)$$

Wird nun der in der FEM angestrebte Grenzübergang $n \rightarrow \infty$ durchgeführt, so ergibt sich die Gleichung:

$$u_P = \frac{\tilde{\sigma}}{E} \cdot l \quad (7.3)$$

Somit hat das Element, das entfestigt, keinen Einfluss mehr auf die Verschiebung. Dies ist jedoch nicht korrekt, da insbesondere das entfestigende Element die Gesamtverschiebung erhöhen muss. Ein ähnliches Verhalten ist bei einem Elementversagen

vorzufinden.

Eine Modellierung von Grenzschichtversagen ist bei dem hier betrachteten Problem nicht möglich. Es müsste hierfür eine Schicht bekannt sein, die versagen könnte. Bei der betrachteten Betondecke ist nicht einmal der genaue Anriss bekannt. Daher gibt es auch keine Grenzschicht für ein Versagen.

Die XFEM ist geeignet, um ein Reißen von sprödem Material abzubilden (siehe Abbildung 7.2 auf Seite 235). Zudem sind die Ergebnisse nicht vom FEM-Netz abhängig. Durch das Erzeugen neuer FEM-Knoten liegt der Riss immer zwischen zwei Elementen und eine Entfestigung tritt lediglich an der Rissspitze auf. Ebenso ist es nicht notwendig, Elemente zu löschen und so je nach Elementgröße mehr oder weniger Energie aus dem System zu entfernen. Der Riss hat ferner Einfluss auf das Verformungsverhalten des Systems. Es ist jedoch zu berücksichtigen, dass die XFEM lediglich bei Volumenelementen und eingeschränkt bei Schalenelementen genutzt werden kann. Ein Reißen über die Dicke der Schalenelemente kann nicht berücksichtigt werden. Eine Lösung dieses Problems wird im Laufe dieses Kapitels noch dargelegt. Insgesamt wird daher die XFEM als einzige Möglichkeit angesehen, einen Riss in der Betonplatte zu modellieren, der eine Gefährdung des Raumabschlusskriteriums darstellt.

In diesem Abschnitt werden die Möglichkeiten einer Rissmodellierung vorgestellt. Dabei wird auf ihre Stärken und Schwächen eingegangen. Letztendlich wird sich für die XFEM für die Modellierung des Risses in der Betonplatte entschieden. Sie ist die einzige Möglichkeit bei einem spröden Material, ein Riss und sein Wachstum zu simulieren, wenn kein Anriss der Geometrie berücksichtigt werden kann.

7.3 Prinzip der extended Finite Elemente Methode

Die XFEM ist eine Erweiterung der klassischen FEM. Insbesondere die Arbeiten von Belytschko [16, 28, 109] gelten dabei als Grundlage. In diesem Abschnitt wird auf die wesentliche Erweiterung der XFEM im Vergleich zur FEM eingegangen. Der wesentliche Unterschied der XFEM in Vergleich zur FEM ist die angereicherte Ansatzfunktion (siehe *Abaqus* [2]):

$$u(\mathbf{x}) = \sum_{I \in N} N_I(\mathbf{x}) \cdot \left(u_I + H(\mathbf{x}) \cdot a_I + \sum_{\alpha=1}^4 F_{\alpha}(\mathbf{x}) \cdot b_{I \text{ und } \alpha} \right) \quad (7.4)$$

mit: $u(\mathbf{x})$	Verschiebung bei dem Punkt \mathbf{x}
N_I	klassische Ansatzfunktion der FEM
u_I	Freiheitsgrade der FEM
$H(\mathbf{x})$	Sprungfunktion um Riss abzubilden
a_i	zusätzliche Freiheitsgrade um Riss abzubilden
$F_\alpha(\mathbf{x})$	Ansätze für die Riss Spitze nach der linearen Bruchmechanik
b_I und α	zusätzliche Freiheitsgrade für die Riss Spitze

Dabei ist zu erwähnen, dass der zweite Summand nur bei Elementen mit Riss und der dritte Summand nur bei Elementen mit Riss Spitze aktiv ist. Der erste Summand ist bei allen Elementen aktiv. Da in einer numerischen Analyse häufig nur wenige Elemente von einem Riss betroffen sind und nur bei diesen Elementen zusätzliche Freiheitsgrade genutzt werden, ist lediglich ein geringer zusätzlicher Rechenaufwand zur Riss simulation notwendig.

Basierend auf der angereicherten Ansatzfunktion ergeben sich folgende Fragen, die für die Implementierung relevant sind:

- Wie ist die Sprungfunktion definiert?
- Was sind die Ansätze bei der Riss Spitze?
- Wie sieht ein Element mit einem Riss, der das Element durchtrennt, aus?

Diese Fragen werden kurz erörtert, dabei wird zur besseren Übersicht der zweidimensionalen Fall betrachtet, ohne eine Verallgemeinerung auf den dreidimensionalen Fall auszuschließen.

Zunächst wird die Situation auf der linken Seite von Abbildung 7.4 auf der nächsten Seite betrachtet. Der entstandene Riss hat das betrachtete FEM-Element zerteilt. Somit ist eine Definition der Sprungfunktion notwendig:

$$H(\mathbf{x}) = \begin{cases} 1 & \text{wenn } (\mathbf{x} - \hat{\mathbf{x}}) \geq 0 \\ -1 & \text{sonst} \end{cases} \quad (7.5)$$

Weiterhin werden an der Riss Spitze (Abbildung 7.4 auf der nächsten Seite, rechte Seite) die folgenden Funktionen genutzt:

$$F_\alpha = \left(\sqrt{r} \cdot \sin \frac{\theta}{2}; \sqrt{r} \cdot \cos \frac{\theta}{2}; \sqrt{r} \cdot \sin \theta \cdot \sin \frac{\theta}{2}; \sqrt{r} \cdot \sin \theta \cdot \cos \frac{\theta}{2} \right) \quad (7.6)$$

\mathbf{x}_i ist ein Integrationspunkt.
 $\hat{\mathbf{x}}$ ist der nächste Punkt zu \mathbf{x}_i , der auf dem Riss liegt.

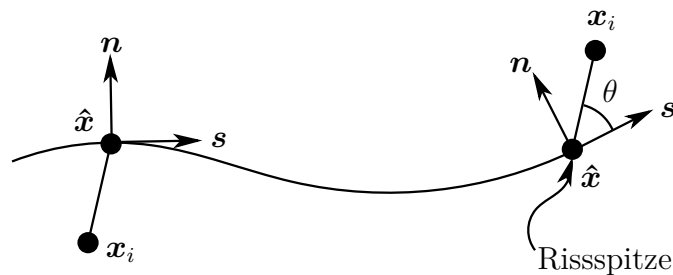


Abbildung 7.4: Skizze zu den Definitionen bei einem Riss

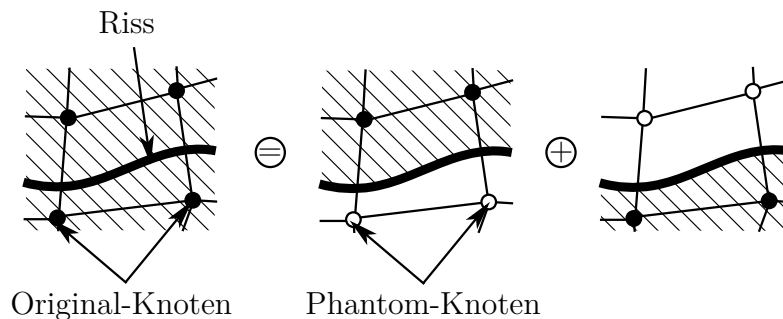


Abbildung 7.5: Prinzipdarstellung zu den Originalknoten und Phantomknoten in der XFEM

Dabei wird, wie in der linearen Bruchmechanik üblich, ein polares Koordinatensystem (r und θ) genutzt. Ein Vergleich der Funktionen an der Risspitze mit Funktionen bei der linearen Bruchmechanik (z. B. Gross und Seelig [46]) ergibt, dass sie nahezu identisch sind. Die Definition des Risses an der Spitze entspricht somit der klassischen linearen Bruchmechanik.

Durch ein Zerreißen eines Elementes besteht prinzipiell die Gefahr, dass innerhalb dieses Elementes nicht mehr interpoliert und integriert werden kann, da nicht mehr alle benötigten FEM-Knoten vorhanden sind. Diesem Problem wird dadurch begegnet, dass sogenannte Phantom-Knoten genutzt werden. Diese Phantom-Knoten werden erst dann aktiv, wenn ein Riss ein Element teilt. Das prinzipielle Vorgehen ist in Abbildung 7.5 zu sehen. Ein Element mit den Original-Knoten wird durch einen Riss geteilt. Es entstehen dann zwei Elemente aus Original-Knoten und Phantom-Knoten. Dabei können sich die Phantom-Knoten und Original-Knoten mit den ursprünglich identischen Koordinaten getrennt voneinander bewegen.

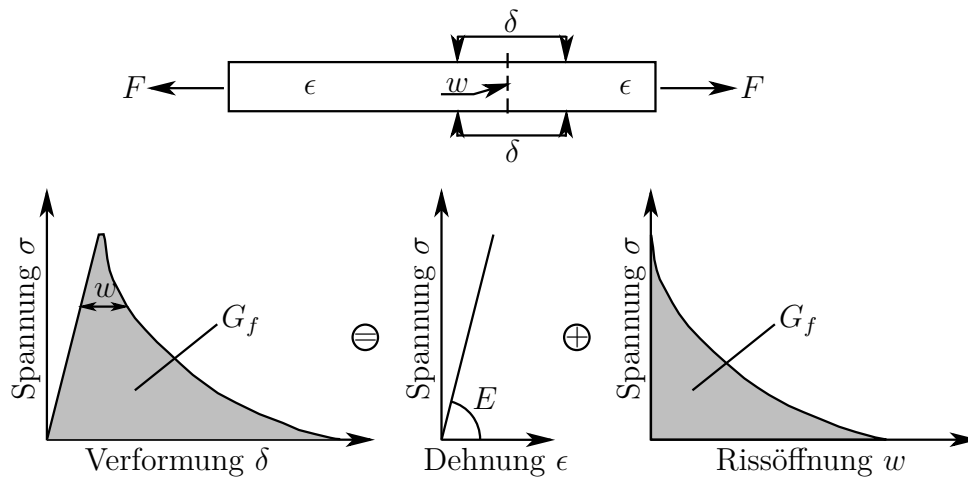


Abbildung 7.6: Beschreibung des Verformungsverhaltens von Beton im Zugbereich mittels der Bruchenergie G_f (vergleiche Hordijk [57])

Da die XFEM auch ohne einen Anriss des Modells genutzt werden kann, muss ein Kriterium definiert werden, dass eine Initiierung des Risses beschreibt. Dafür gibt es unterschiedliche Definitionen, die *Abaqus* [2] entnommen werden können. Da im weiteren Verlauf dieser Arbeit das Kriterium der maximalen Hauptspannung genutzt wird, folgt eine kurze Erläuterung hierzu. Die formale Beschreibung des Kriteriums ist:

$$f = \frac{\langle \sigma_{\max} \rangle}{\sigma_{\max}^0} \quad (7.7)$$

- mit: σ_{\max} vorhandene Hauptspannung
- σ_{\max}^0 maximal zulässige Hauptspannung
- $\langle \dots \rangle$ Macauley-Klammern: $\dots \leq 0 \rightarrow \langle \dots \rangle = 0$, sonst $\langle \dots \rangle = \dots$

Der Riss wird initiiert, wenn $1 \leq f \leq 1 + \text{Toleranz}$ ist. Die Toleranz muss aus numerischen Gründen berücksichtigt werden.

Das Wachstum des Risses wird über die Bruchenergie beschrieben. Die Bruchenergie ist das Integral der Spannung über die Rissöffnung (siehe unter anderem Lubliner u. a. [73]) und ist bei Beton abhängig von vielen Faktoren wie Betonfestigkeit, Größtkorndurchmesser, w/z-Wert und Bauteilgröße. Der Zusammenhang zwischen Spannungen und Rissöffnung ist exemplarisch in Abbildung 7.6 dargestellt. Der XFEM müssen zur genauen Beschreibung des Risswachstums der Wert der Bruchenergie und als Zweites der Verlauf der Spannung über die Rissöffnung vorgegeben werden. Letztendlich

entspricht das Vorgehen an der Riss Spitze dem fiktiven Rissmodell nach Hillerborg u. a. [54]. Für den Verlauf der Spannung über die Rissöffnung sind unterschiedliche Funktionen denkbar. Da die Bruchenergie aktuell noch Gegenstand der Forschung ist (siehe Bahr [8]), wird in dieser Arbeit ein einfacher Verlauf der Spannungen über die Rissöffnung genutzt. Dies wird in Abschnitt 7.4 auf der nächsten Seite genauer beschrieben.

Aktuell stellt *Abaqus* [2] das einzige kommerzielle Programm dar, dass die XFEM anbietet. Bereits an diesem Sachverhalt ist zu erkennen, dass die XFEM eine neuartige numerische Methode darstellt. Einige Bereiche dieser Methode sind noch nicht getestet oder sie befinden sich in der Entwicklung. Daher gibt es laut *Abaqus* [2] folgende Einschränkungen bei der Nutzung:

- Mehr als ein Riss in einem Element kann nicht abgebildet werden.
- Es wird ein isotropes Material wegen der linearen Bruchmechanik vorausgesetzt.
- Die Riss Spitze kann sich bei der Simulation nicht mehr als 90° drehen.
- Während der Simulation muss eine künstliche Dämpfung genutzt werden, da das Reißen ein hoch dynamischer Vorgang ist und die XFEM nur beim impliziten Gleichungslöser (Newton-Raphson-Verfahren) genutzt werden kann.
- Die XFEM kann nur bei Volumenelementen und bei Schalenelementen, die nicht über die Dicke reißen, genutzt werden.
- Es können nur Elemente mit einem linearen Verschiebungsansatz bei der XFEM genutzt werden.

Eine Abbildung von Beton als isotropes Material in der FEM ist möglich. Ebenso ist davon auszugehen, dass die Riss Spitze nicht mehr als 90° dreht.

Einen Anhaltswert für die benötigte Dämpfung existiert nicht. Daher wird ein Vorgehen in Abschnitt 7.5 gezeigt, wie dieser Dämpfungsparameter bestimmt werden kann.

Die Verwendung des Schalenmodells aus Abschnitt 6.5 auf Seite 204 ist nicht möglich, da hierbei die Schalenelemente über die Dicke reißen müssten. Daher wird ein sogenanntes Submodell aus Volumenelementen erstellt. Hier ist die Anwendung der XFEM möglich. Die Erstellung eines Submodells wird in Abschnitt 7.6 auf Seite 252 vorgestellt.

In diesem Abschnitt wird die XFEM im Vergleich zur FEM vorgestellt. Dabei wird auf die Ansatzfunktion der XFEM und notwendige zusätzliche Werte und Definitionen eingegangen. Weiterhin wird die Risspitze näher betrachtet, dabei wird die Rissinitiierung und das Risswachstum kurz erläutert. Abschließend wird auf Einschränkungen der XFEM eingegangen und die Konsequenzen für die Anwendung der XFEM auf das Schalenmodell aus Abschnitt 6.5 auf Seite 204 aufgezeigt und mögliche Lösungswege beschrieben.

7.4 Materialkennwerte und numerische Beschreibung

Bei der Verwendung der XFEM in numerischen Analysen muss das Verhalten des Materials nach Erreichen des Rissinitiierungskriteriums beschrieben werden. Hierfür wird eine Spannungs-Rissöffnungs-Beziehung genutzt (siehe Abbildung 7.6 auf Seite 240). Diese Beziehung wird mit den zwei Eingangsparametern Bruchenergie (G_f) und dem Funktionsverlauf der Spannung über die Rissöffnung beschrieben. Diese beiden Eingangsparameter werden in diesem Abschnitt näher betrachtet.

Der Wert der Bruchenergie ist von unterschiedlichen Faktoren abhängig (siehe Abschnitt 7.3 auf Seite 237), weshalb dieser Wert teils erheblich schwankt. Dies spiegelt sich auch in den Bestimmungsansätzen der Bruchenergie wieder. Während Rammel [97] für die Bruchenergie folgende Formel angibt:

$$G_f = 0,065 \text{ [N/m]} \cdot \ln \left(1 + \frac{f_{ck}}{f_{cmo}} \right) \quad (7.8)$$

$$\approx 0,0307 \text{ [mm]} \cdot f_{ct} \quad (7.9)$$

wird im Model Code 90 [1]:

$$G_f = G_{F_{o,1}} \cdot \left(\frac{f_{cm}}{f_{cmo}} \right)^{0,7} \quad (7.10)$$

genutzt. In Müller [85] werden gleichzeitig drei Formeln angegeben, wobei eine Formel Gleichung (7.8) ähnelt:

$$G_f = G_{Fo,2} \cdot \ln \left(1 + \frac{f_{cm}}{f_{cmo}} \right) \quad (7.11)$$

$$G_f = G_{Fo,3} \cdot \left(1 - 0,77 \cdot \frac{f_{cmo}}{f_{cm}} \right) \quad (7.12)$$

$$G_f = G_{Fo,4} \cdot \left(\frac{f_{cm}}{f_{cmo}} \right)^{0,18} \quad (7.13)$$

mit: f_{ck} charakteristischer Wert der Betondruckfestigkeit
 f_{ct} maximale Betonfestigkeit unter zentrischer Zugbeanspruchung
 $f_{cmo} = f_{ck} + \Delta f$, hier $\Delta f = 8$ [N/mm²]
 $G_{Fo,1} = 0,03$ [N/mm]
 $G_{Fo,2} = 0,065$ [N/mm]
 $G_{Fo,3} = 0,18$ [N/mm]
 $G_{Fo,4} = 0,11$ [N/mm]
 $f_{cmo} = 10$ [N/mm²]

In Tabelle 7.1 werden alle genannten Formeln der Bruchenergie exemplarisch für einen Beton der Güte C35/45 ausgewertet. Es wird deutlich, dass die Werte stark variieren. Bei der Betrachtung der Definition der Bruchenergie als Integral der Span-

Tabelle 7.1: Auswertung der unterschiedlichen Formeln der Bruchenergie für einen Beton der Güte C35/45

Gleichung	Bruchenergie G_f [N/mm]
(7.8)	0,09777
(7.9)	0,09824
(7.10)	0,08328
(7.10)	0,08328
(7.11)	0,10840
(7.12)	0,14776
(7.13)	0,14302

nungen über die Rissöffnung wird jedoch klar, dass diese Änderungen lediglich geringe Änderungen der Spannungen oder Rissöffnungen zur Folge haben. Ein eventueller Fehler im Wert der Bruchenergie wird über alle Werte der Rissöffnung aufgeteilt, sodass der Fehler bei jedem einzelnen Wert der Rissöffnung wiederum gering ist. Unter diesem Aspekt sind alle Werte aus Tabelle 7.1 als geeignet zu beurteilen. Im

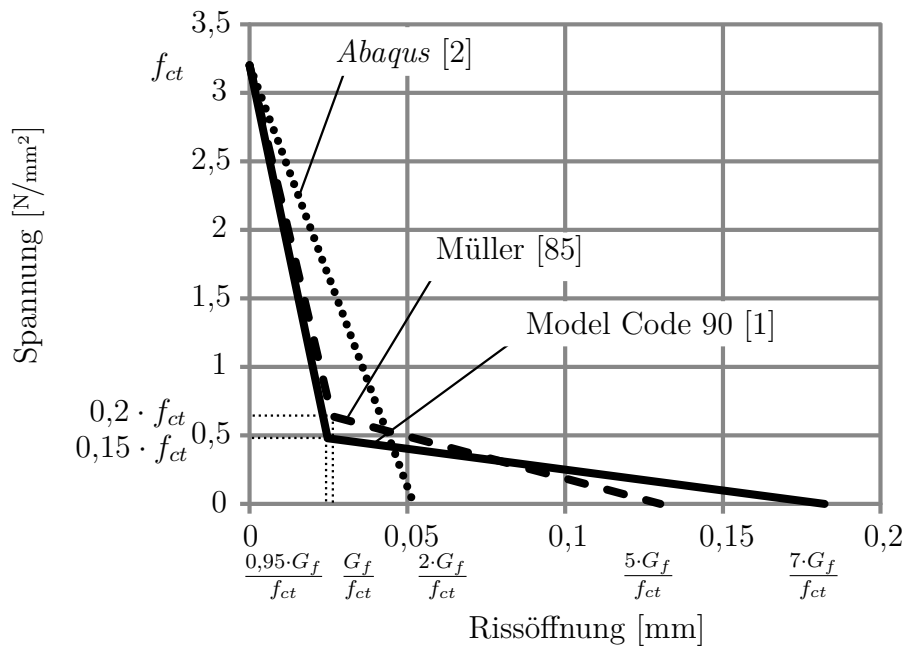


Abbildung 7.7: Spannungs-Rissöffnungs-Beziehungen für einen Beton der Güte C35/45

weiteren Verlauf dieser Arbeit wird Gleichung (7.10) genutzt, um die Bruchenergie zu bestimmen.

Die bisherigen Formeln dienen zur Bestimmung der Bruchenergie bei Raumtemperatur. Das temperaturabhängige Verhalten der Bruchenergie ist, wie bereits genannt, aktuell Gegenstand der Forschung (siehe Bahr [8]). In Watanabe u. a. [123] wird ersichtlich, dass die Bruchenergie eines unbewehrten Prüfkörpers kaum von seiner Temperatur abhängt, während Bahr [8] eine lineare Reduzierung der Bruchenergie von 100% bei Raumtemperatur auf 10% bei 1000 °C annimmt. Der eindeutige Verlauf der Bruchenergie über die Temperatur des Bauteils ist somit unklar. In dieser Arbeit wird eine temperaturunabhängige Bruchenergie angenommen. Eventuelle Temperaturabhängigkeiten sollen durch den relativ geringen Wert der angesetzten Bruchenergie abgedeckt sein.

Bei dem Verhalten der Spannungen über die Rissöffnung sind unterschiedliche Verläufe denkbar. Paliga [89] gibt hierzu einen Überblick. Es werden lineare, bilineare und nichtlineare Funktionen genutzt. Sowohl im Model Code 90 [1] als auch in Müller [85] wird ein bilinearer Ansatz verfolgt. Die markanten Punkte dieses bilinearen Ansatzes werden jedoch unterschiedlich definiert, was in Abbildung 7.7 zu sehen ist. Die Definition der Spannungs-Rissöffnungs-Beziehung in *Abaqus* [2] erfolgt über eine

Definition einer Schädigungs-Verformungs-Beziehung. Mittels der Schädigung wird dann die Spannung berechnet, sodass wieder eine Spannungs-Verformungs-Beziehung vorliegt. Die Spannungs-Verformungs-Beziehung ist äquivalent zu der Spannungs-Rissöffnungs-Beziehung (siehe Abbildung 7.6 auf Seite 240). Dieser vermeintliche Umweg ist darin begründet, dass in *Abaqus* [2] bei duktilen Materialien ein ähnlicher Weg beschrieben ist und so eine einheitliche Linie vorhanden ist. Der Zusammenhang zwischen Spannungen und Schädigung ist wie folgt:

$$\sigma = (1 - d) \cdot \tilde{\sigma} \quad (7.14)$$

mit: σ Spannung am betrachteten (Integrations-)Punkt
 d Schädigung des Materials bei einer bestimmten Verschiebung
 $\tilde{\sigma}$ Spannung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung ohne Schädigung

Diese Beziehung gilt nur für Zugkräfte, da bei Druckkräften keine Schädigung angenommen wird. Die Spannungs-Dehnungs-Beziehung ohne Schädigung ist vom Softwarenutzer einzugeben. In dieser Arbeit wird bei der Spannungs-Dehnungs-Beziehung ohne Schädigung der linear elastische Bereich im Zugbereich über die Zugfestigkeit hinaus angenommen. Durch die Definition der Schädigung bei der XFEM wird die zu hohe linear elastische Spannung auf den korrekten Wert reduziert. Bei der Definition der Schädigungs-Verformungs-Beziehung gibt es in *Abaqus* [2] grundsätzlich zwei Möglichkeiten. Die Schädigungs-Verformungs-Beziehung kann direkt angegeben werden oder es kann die Bruchenergie angegeben werden. Da bei der ersten Möglichkeit nicht sichergestellt werden kann, dass der Wert der Bruchenergie eingehalten wird, erfolgt die Definition der Schädigungs-Verformungs-Beziehung in dieser Arbeit nach der zweiten Variante. Bei der Definition der Schädigungs-Verformungs-Beziehung wird ein linearer Verlauf der Schädigung über die Verformung angenommen (siehe *Abaqus* [2]):

$$d = \frac{\delta_f \cdot (\delta_{\max} - \delta_0)}{\delta_{\max} \cdot (\delta_f - \delta_0)} \quad (7.15)$$

mit: d Schädigung des Materials bei einer Verschiebung
 $\delta_f = \frac{2 \cdot G_f}{f_{ct}}$
 δ_0 Verschiebung bei der Initiierung des Risses
 δ_{\max} maximale Verschiebung in der Lastgeschichte

Diese Schädigungs-Verformungs-Beziehung ist in Abbildung 7.7 auf Seite 244 in eine Spannungs-Rissöffnungs-Beziehung umgerechnet und den Beziehungen aus Model Code 90 [1] und Müller [85] gegenübergestellt. Es wird deutlich, dass die Spannungs-Rissöffnungs-Beziehung, die in *Abaqus* [2] genutzt wird, einfacher ist als die zuvor Genannten. Die Spannungs-Rissöffnungs-Beziehung aus *Abaqus* [2] stellt letztendlich die einfachste Möglichkeit dar. In dem anfänglichen Bereich der Spannungs-Rissöffnungs-Beziehung verlaufen alle drei Beziehungen ähnlich. Erst im Bereich großer Rissöffnungen sind Abweichungen vorhanden. Dies resultiert daraus, dass die Spannungs-Rissöffnungs-Beziehung nach Gleichung (7.15) in diesem Bereich nicht definiert ist. Die Spannungs-Rissöffnungs-Beziehung resultierend aus Gleichung (7.15) wird in dieser Arbeit angesetzt. Dies basiert auf der unbekanntem Temperaturabhängigkeit der Beziehung und dem früheren Durchreißen eines Betonbauteils bei der Vernachlässigung des hinteren Bereiches. Weiterhin ist der lineare Verlauf einer Spannungs-Rissöffnungs-Beziehung gleichermaßen anerkannt wie die nichtlinearen Verläufe.

In diesem Abschnitt wurden verschiedene Ansätze zur Bestimmung der Bruchenergie vorgestellt, ebenso wie mögliche Spannungs-Rissöffnungs-Beziehungen. Weiterhin wurde auf die Software *Abaqus* [2] in Hinblick auf die Definition der Spannungs-Rissöffnungs-Beziehung bei der XFEM eingegangen. Abschließend ist festzuhalten, dass die Bruchenergie eine immer stärkere Rolle bei der numerischen Simulation von Beton unter Zugbeanspruchung einnimmt. Es fehlen jedoch einheitlich Definitionen von Formeln zur Abschätzung der Bruchenergie und auch eine einheitliche Spannungs-Rissöffnungs-Beziehung. Dies liegt insbesondere daran, dass dieses Themengebiet noch nicht ausreichend erforscht ist.

7.5 Validierung mittels Versuchsergebnissen

Die mit der XFEM abgebildeten Vorgänge sind an sich hoch dynamisch. Dies kann bei numerischen Analysen zu Konvergenzproblemen führen. Weiterhin gibt es kaum Erfahrungen zu der Anwendung der XFEM in *Abaqus* [2] bei Beton. Daher wird die XFEM in *Abaqus* [2] anhand eines Zugversuches an einem Betonprisma validiert. Hordijk [57] hat mehrere Betonprismen bezüglich der Bruchenergie bei Zugbeanspruchung untersucht. Die Versuche sind umfassend dokumentiert und enthalten Angaben

bezüglich der Bruchenergie, Betonzugfestigkeit und der Spannungs-Verformungs-Beziehung. Daher wird ein Versuch aus Hordijk [57] zur Validierung der XFEM genutzt. Das betrachtete Betonprisma wird auf Zug belastet und hat folgende Kennwerte:

- Länge/ Breite/ Höhe = 500/50/50 mm
- Zugfestigkeit: $f_{ct} = 3,2 \text{ N/mm}^2$
- Bruchenergie: $G_f = 0,0997 \text{ N/mm}$

Hinsichtlich der numerischen Simulation ist aus Nasdala [86] bekannt, dass eine künstliche, rein numerisch motivierte Viskosität genutzt werden kann, um eine konvergierende Berechnung zu erhalten. Bezüglich dieser Viskosität wird noch ergänzt, dass diese groß genug sein muss, damit die Berechnung konvergiert. Demgegenüber muss diese aber klein genug sein, um die Berechnung nicht zu stark zu beeinflussen beziehungsweise zu stark zu dämpfen. Für die Bestimmung der Viskosität gibt es keine geregelte Vorgehensweise. Da Schröder [108] ebenfalls Entfestigungsprobleme untersucht hat und währenddessen ein Vorgehen entwickelte für die Bestimmung solcher Viskositätsparameter, wird dieses Vorgehen übernommen. Das Material des Zugstabes muss dabei die gleiche Festigkeit aufweisen wie das Material des später simulierten Versuches. Die Dimensionen des Stabes sind dabei von untergeordneter Bedeutung. Der Viskositätsparameter wird dann so lange variiert, bis die aufgebrachte Kraft dividiert durch die Querschnittsfläche der Zugfestigkeit des Materials entspricht. Aus numerischen Gründen muss die Simulation des Zugstabes weggesteuert erfolgen. Der Verlauf der Entfestigung ist hierbei nicht relevant, da lediglich der Beginn der Entfestigung von Bedeutung ist. Aus den gleichen Gründen ist das Materialmodell von untergeordneter Bedeutung. Daher wird ein Zugstab mit der Materialfestigkeit $f_{ct} = 3,2 \text{ N/mm}^2$, den Dimensionen Länge/ Breite/ Höhe = 500/50/50 mm und einem linear elastischen Material betrachtet um den Viskositätsparameter zu bestimmen. Das numerische Modell ist in Abbildung 7.8 auf der nächsten Seite zu sehen. Dabei werden die beiden Enden des Stabes an Referenzknoten gekoppelt, um die Verschiebung aufzubringen. Diese Kopplung bewirkt eine Unterdrückung der Querkontraktion im Endbereich, sodass Zwängungen entstehen. Dadurch würde der Stab als Erstes in diesem Bereich versagen, wenn kein Anriss vorgegeben wird. Dieses Verhalten entspricht nicht dem realen Verhalten solcher Versuche. Daher wird ein Anriss in der Mitte des Zugstabes vorgegeben. Dies ist an sich bei der XFEM nicht notwendig und

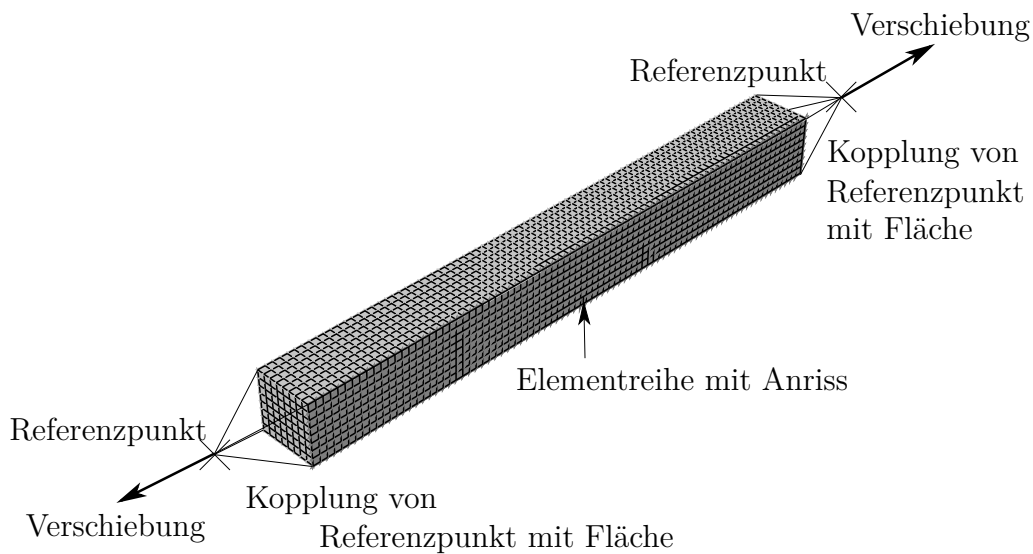


Abbildung 7.8: Numerisches Modell zur Bestimmung des Viskositätsparameters

bewirkt in diesem Fall eine definierte Lokalisierung des Anrisses. In Abbildung 7.8 ist ebenfalls zu erkennen, dass der Anriss keinen Einfluss auf die Diskretisierung hat, da das strukturierte FE-Netz erhalten bleibt.

In Abbildung 7.9 auf der nächsten Seite ist die aufgebrachte Kraft dividiert durch die Querschnittsfläche in Abhängigkeit des Viskositätsparameters aufgetragen. Dabei wird deutlich, dass bei steigendem Viskositätsparameter der Probekörper numerisch eine größere Kraft abtragen kann. Weiterhin wird aus Abbildung 7.9 auf der nächsten Seite deutlich, dass ein Viskositätsparameter von 0,002 benötigt wird, um die Zugfestigkeit von $f_{ct} = 3,2 \text{ N/mm}^2$ numerisch abzubilden. Der Viskositätsparameter hat die Einheit der Zeit. Da die Parameterstudie in einer fiktiven Zeit von null bis eins durchgeführt wurde, ist der Viskositätsparameter mit t zu multiplizieren, wenn bei weiteren Rechnungen der Zeitbereich null bis t betrachtet wird. Dies kann ebenfalls mit Vergleichsrechnungen gezeigt werden. Die Ergebnisse sind bis auf den Faktor t identisch und werden daher nicht näher aufgeführt.

Da der Viskositätsparameter nun als bekannt vorausgesetzt werden kann, wird der Entfestigungsbereich näher betrachtet. Dabei wird bei den numerischen Berechnungen eine Bruchenergie von $G_f = 0,0997 \text{ N/mm}$ angesetzt, wie sie in Hordijk [57] bestimmt wurde. Die in *Abaqus* [2] genutzte Spannungs-Rissöffnungs-Beziehung ist in Abbildung 7.7 auf Seite 244 zu sehen. Die Zugfestigkeit des Materials wird leicht erhöht, sodass sichergestellt ist, dass in der Berechnung an der Risspitze kein

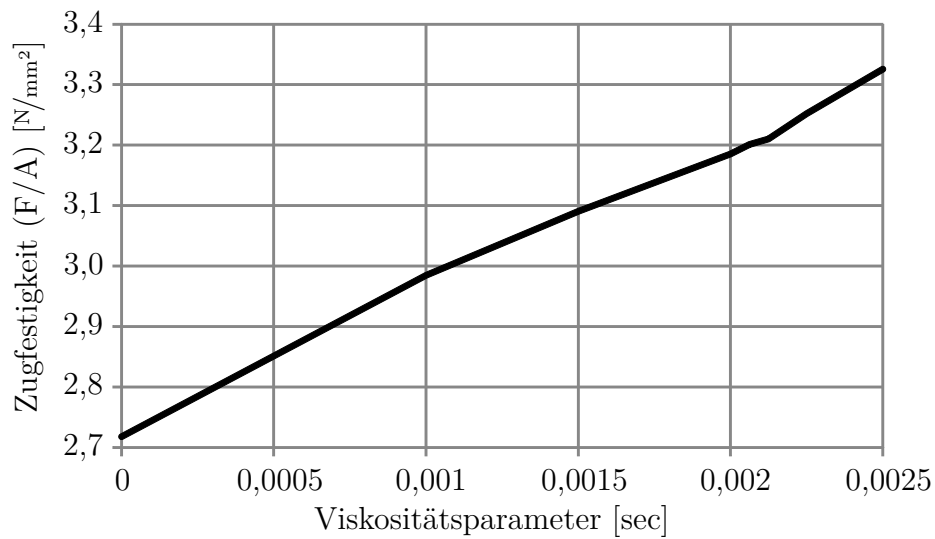


Abbildung 7.9: Zugfestigkeit des Betons in Abhängigkeit des Viskositätsparameters

Entfestigen aus der Materialdefinition stattfindet, sondern nur eine Entfestigung aus dem XFEM-Ansatz (siehe Gleichung (7.4) auf Seite 237). Die XFEM basiert auf der linear elastischen Bruchmechanik, daher würde eine Entfestigung an der Rissspitze aus der Materialdefinition zu numerischen Komplikationen führen. Die Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Betons wird nach Abschnitt 6.1.1 auf Seite 176 genutzt.

Die Auswertung der Simulation erfolgt analog zu Hordijk [57] und ist in Abbildung 7.10 auf der nächsten Seite zu sehen. Aus Abbildung 7.10 wird deutlich, dass der aufsteigende Ast der Spannungs-Deformations-Beziehung gut wiedergegeben wird. Ebenso wird auch die Spannung, bei der die Rissbildung beginnt, gut abgebildet. Der Entfestigungsbereich wird in der numerischen Simulation überschätzt. Um dieses Verhalten genauer zu untersuchen, wird der Viskositätsparameter, die Bruchenergie, und das Materialmodell variiert. Bei der Variation des Viskositätsparameters und der Bruchenergie sowie bei einer Nutzung eines linear elastischen Materialmodells ergeben sich lediglich geringfügige Änderungen an dem Verlauf der berechneten Spannungs-Deformations-Beziehung in Abbildung 7.10 auf der nächsten Seite. Die Abweichungen zwischen den berechneten und gemessenen Spannungs-Deformations-Beziehungen in Abbildung 7.10 sind in der Berechnung des Risses bei der XFEM begründet. Bei der Berechnung wird von einem linear elastischen Verhalten an der Rissspitze ausgegangen. Hierbei sind die Spannungen an der Rissspitze zum Teil deutlich höher als die eigentliche Zugfestigkeit des Materials. Somit wird das Material an der Rissspitze zu

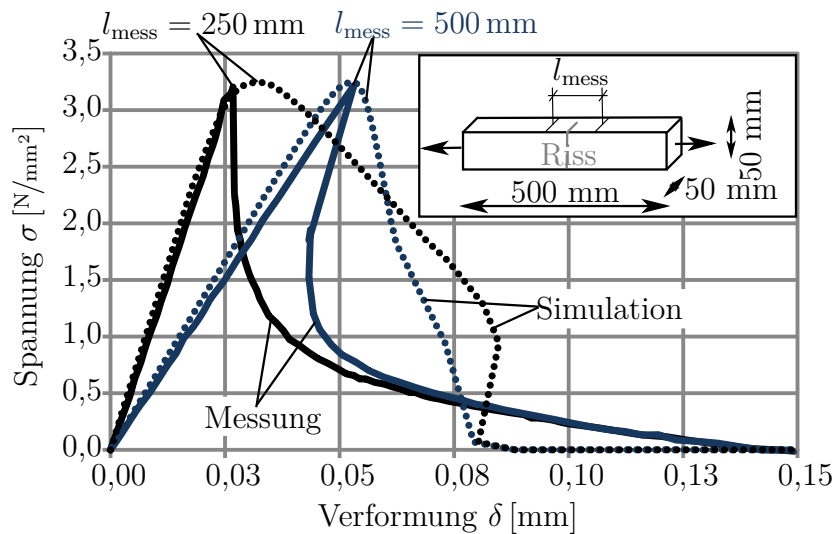
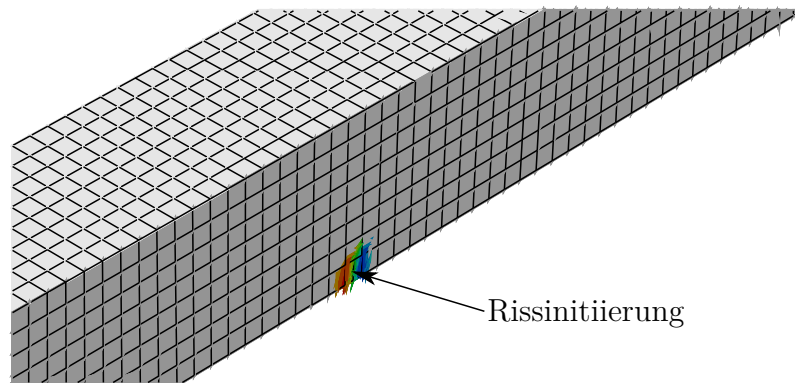


Abbildung 7.10: Spannungs-Verformungs-Beziehung aus Versuchen von Hordijk [57] und numerische Simulation

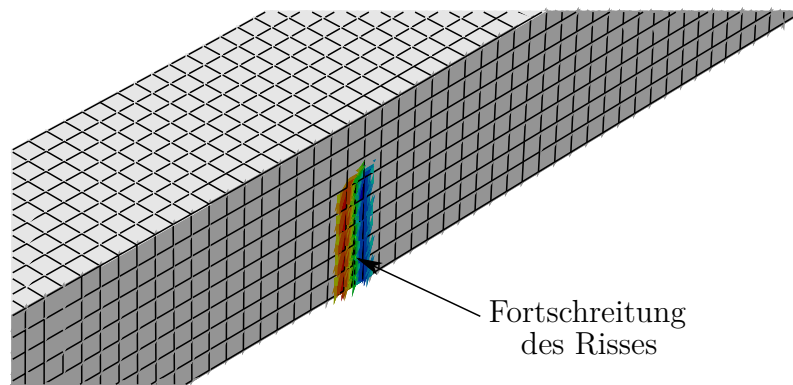
steif abgebildet. Eine Definition der Materialmodelle, die ein nichtlineares Verhalten des Materials an der Risspitze berücksichtigen, führen zu Konvergenzproblemen bei der Rechnung, da sie außerhalb des eigentlichen Anwendungsbereiches der XFEM liegen. Für eine bessere Abbildung des Entfestigungsbereiches von Beton mit der XFEM ist letztendlich noch Entwicklungsarbeit bei der XFEM notwendig. In Abbildung 7.10 wird weiterhin deutlich, dass bei der Simulation eine geringere Verformung notwendig ist, um den Probekörper zu zerteilen. Dies ist insbesondere in dem linearen Spannungs-Rissöffnungs-Zusammenhang in Abbildung 7.7 auf Seite 244 begründet. Trotz der schlechten Abbildung des Entfestigungsbereiches ist es möglich, mit der XFEM ein Risswachstum im Probekörper bis zum Durchreißen des Probekörpers zu simulieren (siehe Abbildung 7.11 auf der nächsten Seite). Dies ist mit anderen Verfahren in der FEM bislang nicht möglich.

Weiterhin wird durch die konservativen Annahmen bei der Spannungs-Rissöffnungs-Beziehung in der XFEM ein komplettes Zerreißen des Probekörpers verursacht. Da bei der letztendlichen Simulation des Verbunddeckenträgersystems bezüglich des Raumabschlusskriteriums dem Modell Verformungen übergeben werden, werden die erzielten Rechenergebnisse mit der XFEM als verwendbar angesehen.

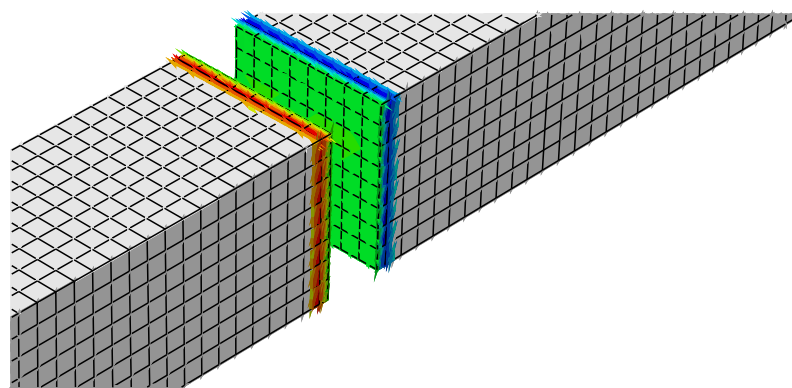
In diesem Abschnitt wurde ein Zugversuch an einem Betonprisma aus Hordijk [57] mit der XFEM simuliert. Dabei wurde eine Möglichkeit aufgezeigt, um den numerisch motivierten Viskositätsparameter zu bestimmen. Weiterhin wurde deutlich, dass die



(a) 0 mm gegenseitige Verschiebung der Prismenenden



(b) 0,0494 mm gegenseitige Verschiebung der Prismenenden



(c) 0,18 mm gegenseitige Verschiebung der Prismenenden

Abbildung 7.11: Entwicklung des Risses im Betonprisma bei der numerischen Simulation (100fach überhöhte Verformung)

XFEM durch die Ansätze der linearen Bruchmechanik Defizite bei der Abbildung des Entfestigungsbereiches von Beton aufweist. Dies führte zu der Forderung nach einer Verbesserung der Bruchmechanikansätze bei der XFEM.

Letztendlich wird die XFEM im weiteren Verlauf dieser Arbeit genutzt. Bei der späteren, weiterführenden Anwendung der XFEM werden Verformungen vorgegeben, sodass durch die Annahmen bei der Spannungs-Rissöffnungs-Beziehung ein früheres Aufreißen des Betons trotz der schlechten Abbildung der Entfestigung, zu erwarten ist.

7.6 Submodelltechnik

Eine Abbildung von Rissen mit der XFEM ist bei Schalenelementen nur bedingt möglich. Der Riss darf bei Schalenelementen nicht in der Dickenrichtung der Schale entstehen. Tritt dieses dennoch auf, muss der Bereich mit Volumenelementen abgebildet werden. Dieses wäre bei dem Deckenmodell aus Abschnitt 6.5 auf Seite 204 mit einer exponentiellen Erhöhung der Rechenzeit verbunden. Um die XFEM bei einer geringen Rechenzeit dennoch anzuwenden, wird hier die Submodelltechnik genutzt. Mit einem Submodell kann ein Bereich eines großen Modells (globales Modell) genauer betrachtet werden. Das globale Modell kann dabei Vereinfachungen enthalten, die bei dem Submodell im Detail abgebildet werden. Zu berücksichtigen ist dabei, dass es keine Rückkopplung des Submodells auf das globale Modell gibt. Daher darf das Submodell nur einen vernachlässigbaren Einfluss auf das globale Modell haben. Für das Modell aus Abschnitt 6.5 auf Seite 204 ist davon auszugehen, da das globale Modell die Verschiebungen des Versuches gut abbildet. Somit sollten auch die Verformungen durch die auftretenden Risse enthalten sein.

An den Rändern des Submodells zum globalen Modell werden die entsprechenden Spannungen oder Verschiebungen des globalen Modells aufgebracht. Weiterhin müssen bei dem Submodell eventuell vorhandene Lasten und Lagerungen berücksichtigt werden.

In dieser Arbeit werden ein Submodell mit Volumenelementen und ein globales Modell mit Schalenelementen angestrebt. Dabei gibt es in *Abaqus* [2] nur die Möglichkeit, Verformungen von dem globalen Modell auf das Submodell zu übertragen. Eine Übertragung von Temperaturen ist nicht möglich. Hierfür muss eine gesonderte thermische Analyse am Submodell durchgeführt werden. Der prinzipielle Weg vom

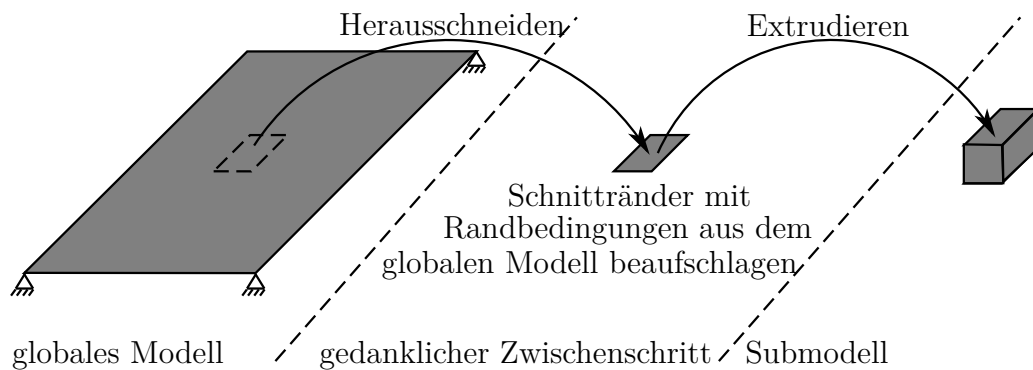


Abbildung 7.12: Prinzipdarstellung des Wegs vom globalen Modell zum Submodell

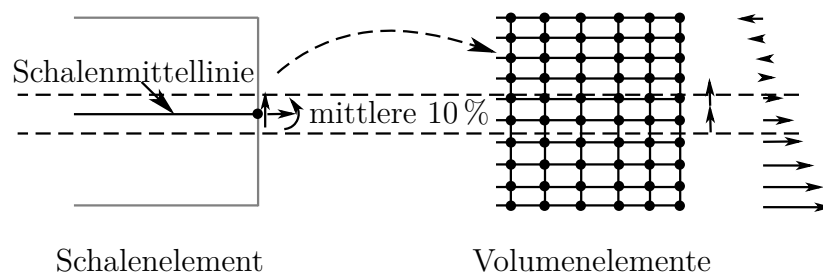


Abbildung 7.13: Transformation der Verschiebungsrandbedingungen vom globalen Schalenmodell zum Submodell mit Volumenelementen

globalen Schalenmodell zum Submodell mit Volumenelementen ist in Abbildung 7.12 zu sehen.

Bei der Übergabe der Verformungen vom globalen Modell zum Submodell wird, wie es die Annahmen bei Schalenelementen vorsehen, von einem ebenen Querschnitt ausgegangen. Somit können die Verdrehungen des Schalenmodells in Verschiebungen des Submodells mit Volumenelementen transformiert werden. Dabei werden Vereinfachungen bezüglich der vertikalen Verformungen getroffen. Die vertikalen Verformungen aus dem Schalenmodell werden auf die mittleren 10% der Volumenelemente übertragen (siehe Abbildung 7.13). Diese mittleren 10% der Volumenelemente verschieben die restlichen 90% der Elemente mit. Detailliertere Informationen zu den unterschiedlichen Möglichkeiten der Submodelle (weitere als Schalenelementmodell zu Volumenelementmodell) sind *Abaqus* [2] zu entnehmen.

Innerhalb dieses Abschnittes wird kurz auf die Submodelltechnik eingegangen. Es wird dabei ein Bereich eines globalen Modells detaillierter modelliert. Dieses Submodell wird an den Rändern zu dem globalen Modell mit dessen Verformungen oder

Spannungen beaufschlagt. Je nach genutztem Elementtyp in dem globalen Modell und Submodell sind ergänzende Annahmen notwendig, um die Verformungen oder Spannungen zu übertragen.

7.7 Anwendung der extended Finite Elemente Methode zum Nachweis des Raumabschlusskriteriums

In diesem Abschnitt werden die Erkenntnisse der vorigen Abschnitte zusammengeführt und auf das Verbunddeckenträgersystem aus dem Juli-Versuch von Dachau (siehe Mensinger u. a. [81]) angewendet. Ziel ist die Anwendung der XFEM bei einer diskreten Abbildung von Rissen, die eine Gefährdung des Raumabschlusses darstellen. Hier für wird ein Submodell für das Schalenmodell aus Abschnitt 6.5 auf Seite 204 in *Abaqus* [2] aufgebaut und Risse mit der XFEM simuliert.

In einem ersten Schritt wird der Viskositätsparameter für eine numerisch stabile XFEM-Rechnung bestimmt. Hierfür wird analog zu Abschnitt 7.5 ein Betonprisma auf Zug belastet. Dies wird für unterschiedliche Temperaturen durchgeführt. Dabei ergeben sich temperaturabhängige Viskositätsparameter, wobei in dem Temperaturbereich von 20 °C bis 200 °C der Viskositätsparameter konstant ist. In *Abaqus* [2] ist aktuell ein temperaturunabhängiger Viskositätsparameter vorgesehen, daher muss hier eine Einschränkung getroffen werden. Es wird der Viskositätsparameter bei 200 °C mit 0,002 für alle Temperaturbereiche genutzt. Da ein Reißen des Betons auf der Oberseite der Platte zu erwarten ist und dieser Bereich über den Brandverlauf nie eine Temperatur über 200 °C erreicht, wird das Anreißen des Betons korrekt abgebildet. Weiterhin sinkt der Viskositätsparameter mit der Temperatur. Das bedeutet, dass die Zugfestigkeit bei höheren Betontemperaturen überschätzt wird. Dies ist insbesondere bei brandzugewandten Schichten der Betondecke der Fall. Da hier jedoch die Betonzugfestigkeit relativ gering ist, ist der absolute Wert der Abweichung auch gering. Die weiteren Materialkennwerte für das Submodell entsprechen den Materialkennwerten aus Abschnitt 6.5 auf Seite 204. Die Bruchenergie wird nach Abschnitt 7.4 bestimmt.

Als Weiteres wird die Geometrie des Submodells aufgebaut. In einem ersten Schritt wird der Bereich von dem Mittelträger an der Stütze betrachtet. In weiteren Schritten

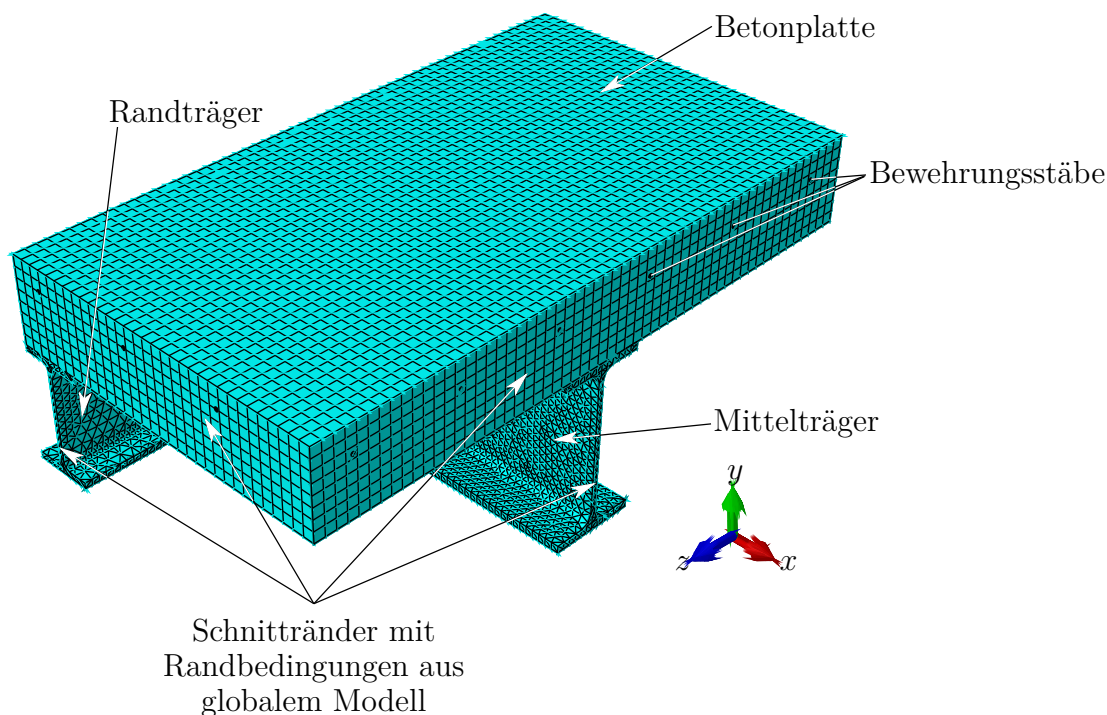


Abbildung 7.14: Diskretisiertes Submodell des globalen Schalenmodells von Abschnitt 6.5

können auch andere Bereiche genauer untersucht werden. Bei dem Submodell werden die Betondecke und die Stahlträger des globalen Modells aus Abschnitt 6.5 auf Seite 204 modelliert. Die Kopfbolzendübel bleiben in der Geometrie des Submodells unberücksichtigt. Dies hat einen positiven Einfluss auf die Konvergenz der Rechnung. Weiterhin ist die Wirkung der Kopfbolzendübel implizit in den Verformungen des globalen Modells enthalten. Die Bewehrung wird mittels eingebetteter Elemente modelliert. Dies hat den Vorteil, dass die Betondecke und die Bewehrungsstäbe unabhängig voneinander vernetzt werden können. Die Verschiebungen der unterschiedlichen Netze werden von *Abaqus* [2] automatisch gekoppelt. Es wird dabei von einem starren Schubverbund zwischen Bewehrung und Betondecke ausgegangen. Das Submodell ist in Abbildung 7.14 dargestellt. Mit diesem Submodell wird eine thermische Analyse durchgeführt. Dabei werden die gemessenen Temperaturen aus dem Versuch auf das Modell übertragen. Für die folgenden Berechnungen wird kein Anriss des Betons vorgegeben.

Zuerst wird der Stützbereich ohne Bewehrung modelliert. Hierbei ergibt sich ein Riss über dem Betonträger (siehe Abbildung 7.15a auf Seite 257). Nach einem Ergänzen

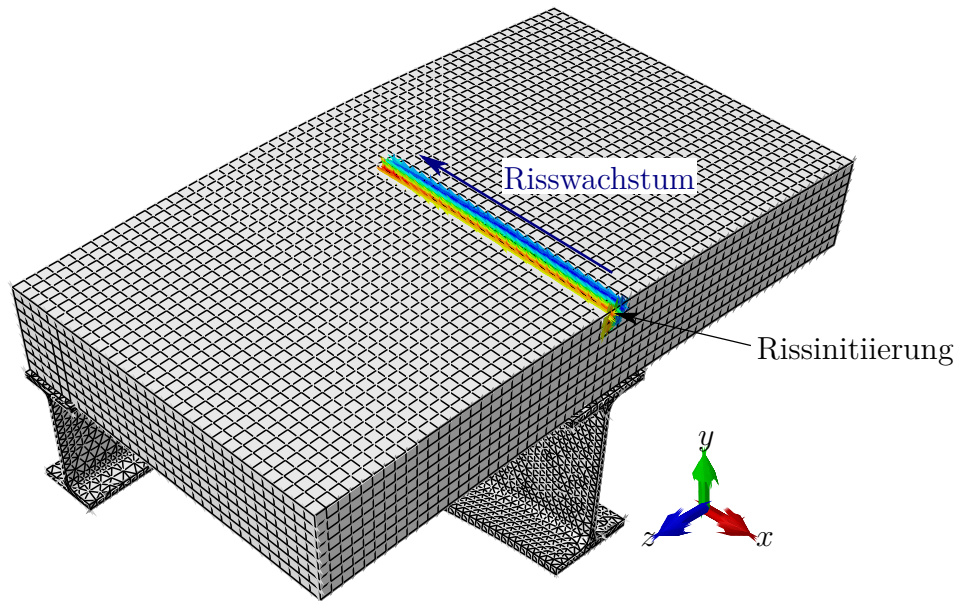
des Submodells um die Bewehrung entsteht der Riss unterhalb der Bewehrung (siehe Abbildung 7.15b auf der nächsten Seite).

Bei einer Variation der Lage der Bewehrung treten die Risse weiterhin unter der Bewehrung auf. Die Ergebnisse sind abhängig von der geometrischen Lage der Bewehrung in der Betonplatte. Dies lässt sich mit den unterschiedlichen Steifigkeiten und Festigkeiten von Beton und Bewehrung erklären. Innerhalb des numerischen Modells entstehen dadurch Spannungskonzentrationen, die zu einem Erfüllen des Anrisskriteriums führen. Somit reißt der Beton numerisch immer in der Nähe der Bewehrung. Der genaue Ort des Anrisses ist von der Lage der Integrationspunkte der FEM-Elemente von der Bewehrung und Betondecke abhängig. Sobald ein Anriss vorhanden ist, stellt dies die schwächste Stelle im Querschnitt dar, die weiter reißen wird. Ein neuer Riss entsteht nicht. Dieses Verhalten stellt sich auch in der numerischen Simulation ein. Daher kann der Riss, der im Versuch zu einem Versagen des Verbundträgerdeckensystems bezüglich des Raumabschlusses geführt hat, nicht simuliert werden. Eine Modellierung eines steiferen Bereiches um die Bewehrung würde das Problem lediglich verlagern.

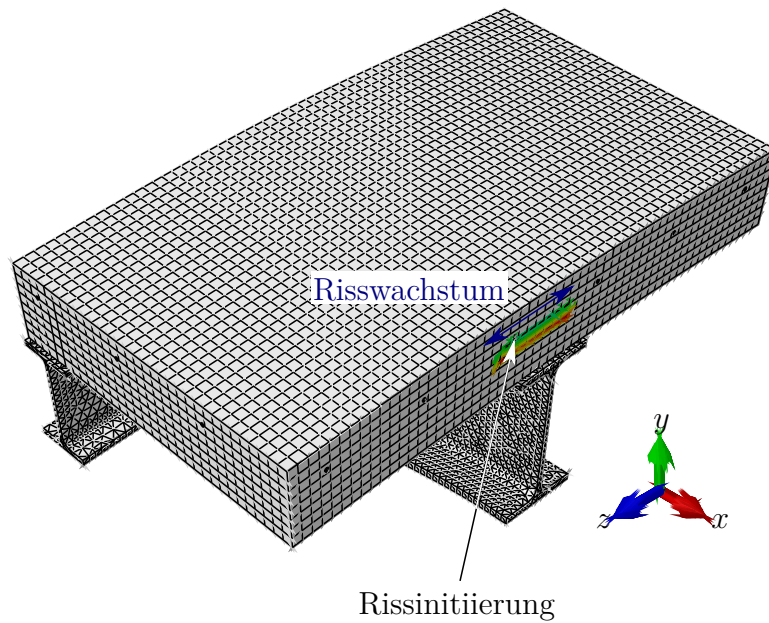
Die XFEM stellt somit grundsätzlich eine Möglichkeit zur Simulation von Rissen in Betondecken dar. Sie ist jedoch ein relativ neues numerisches Verfahren und muss noch weiterentwickelt werden. Im aktuellen Stand der Entwicklung ist es mit der XFEM noch nicht möglich, einen Trennriss in einer bewehrten Betondecke unter Membrantragwirkung zu simulieren.

7.8 Zusammenfassung

Innerhalb dieses Kapitels wird das Raumabschlusskriterium für Decken im Brandfall näher betrachtet. Hierfür wird auf die normative Definition des Raumabschlusses eingegangen. Dabei kann das Raumabschlusskriterium anhand von Rissbreiten definiert werden. Anschließend wird die numerische Berechnung von Rissen betrachtet. Dabei zeigt sich, dass eine diskrete Rissabbildung bei Beton letztendlich nur mit der XFEM möglich ist. Daraufaufgehend werden die theoretische Grundlage und aktuellen Einschränkungen der XFEM in *Abaqus* [2] vorgestellt und die zusätzlich benötigten Materialkennwerte diskutiert. Bei der Diskussion der Materialkennwerte wird deutlich, dass noch Forschungsbedarf besteht, um die Materialkennwerte genau zu beschreiben. Anhand von Literaturwerten zu einem Betonprisma wird die XFEM



(a) ohne Bewehrung



(b) mit Bewehrung

Abbildung 7.15: Rissentstehung und Rissentwicklung in der Betonplatte bei Vernachlässigung und Berücksichtigung der Bewehrung, 10% der Last im Brandfall und 100facher Überhöhung der Verformungen

validiert. Hierbei zeigen sich Defizite der XFEM bei der Abbildung des Verhaltens von Beton im Entfestigungsbereich. Diese Defizite lassen sich auf die linearen Bruchmechanikansätze der XFEM zurückführen.

Für eine Anwendung der XFEM auf die Simulationen aus Abschnitt 6.5 muss ein dreidimensionales FEM-Modell aufgebaut werden. Um Rechenzeit zu gewinnen, wird die Submodelltechnik genutzt. Dafür wird ein Submodell aufgebaut, in das Verformungen eines globalen Modells übertragen werden. Anhand einer Parameterstudie am Submodell wird deutlich, dass die Rissbildung im Beton bei der numerischen Simulation von der Lage der Bewehrung abhängig ist. Dies ist auf Spannungskonzentrationen um den Bewehrungsstab zurückzuführen. Aufgrund der genannten Probleme ist ein Nachweis des Raumabschlusses mit der XFEM im aktuellen Entwicklungsstadium nicht möglich. Es muss noch Entwicklungsarbeit bei der XFEM geleistet werden. Hier sollte als Erstes die korrekte Abbildung des Entfestigungsverhaltens von Beton verfolgt werden.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit numerischen Untersuchungen zum strukturellen Verhalten von Verbunddeckenträgersystemen im Brandfall. Es werden sowohl Problemstellungen der thermischen Analyse betrachtet als auch auf die mechanische Simulation der Verbunddeckenträgersysteme unter Berücksichtigung der Membrantragwirkung eingegangen.

In einem ersten Schritt wird der Stand der Forschung und Technik wiedergegeben. Hierfür werden die gesetzlichen Grundlagen in Deutschland bei der brandschutztechnischen Bemessung geschildert. Diese geben ein gedankliches Heraustrennen der Tragstruktur in einzelne Bauteile vor, sodass die positive Membrantragwirkung nicht berücksichtigt werden kann. Wird von diesem gedanklichen Zerlegen abgewichen, können allgemeine Berechnungsverfahren im Sinne der Eurocodes genutzt werden. Weiterhin wird im Literaturstudium auf den Wärmetransport eingegangen. Sowohl die Herleitung der Differenzialgleichung des Wärmetransports als auch die numerische Behandlung der Differenzialgleichung werden beschrieben. Es werden damit Grundlagen gelegt, die für den weiteren Verlauf der Arbeit essentiell sind. Ebenso wird ein aktueller Wissensstand zu reaktiven Brandschutzsystemen mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner wiedergegeben. Diese reaktiven Brandschutzsysteme werden in jüngerer Zeit immer häufiger verwendet, jedoch fehlen Materialkennwerte für eine numerische Simulation. Zum Abschluss des Kapitels wird auf die Membrantragwirkung von Verbunddeckenträgersystemen eingegangen. Hierfür werden Versuche, Bemessungsansätze und numerische Modelle beschrieben. Dabei wird deutlich, dass die Membrantragwirkung nachgewiesen ist, jedoch sind viele Details unbekannt und bedürfen weiterer Forschung.

Da thermische Materialkennwerte von reaktiven Brandschutzsystemen mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner nicht existieren, werden im zweiten Kapitel dieser Arbeit eigene Untersuchungen zu diesen Brandschutzsystemen durchgeführt. Mittels Thermogravimetrie und Differential Scanning Calometrie werden die spezifische Wärmekapazität, die latente Wärme und die Massenabnahme eines reaktiven Brandschutzsystems in Abhängigkeit von der Temperatur ermittelt. Unter Annahme eines Porositätsmodells werden die temperaturabhängige Dichte und Wärmeleitfähigkeit

des reaktiven Brandschutzsystems bestimmt. Bereits anhand der Messungen wird deutlich, dass die wärmeisolierende Wirkung des Brandschutzsystems durch eine temperaturabhängige Verringerung der Wärmeleitfähigkeit entsteht.

In dem vierten Kapitel dieser Arbeit werden numerische, thermische Analysen von Bauteilen durchgeführt. Die transienten Temperaturfelder der Bauteile sind die Grundlagen für die Struktursimulation im Brandfall. Bei den thermischen Analysen werden Konvektion in Hohlräumen, Konfigurationsfaktoren beziehungsweise Einstrahlzahlen bei der Radiation, temperaturabhängige Emissivitäten von verzinkten Blechen und reaktive Brandschutzsysteme behandelt. Konvektion in Hohlräumen sollte insbesondere bei hohen Temperaturunterschieden im Hohlraum berücksichtigt werden. Die Einstrahlzahl kann bei numerischen Analysen als Ersatz für den Konfigurationsfaktor bei vereinfachten Rechnungen genutzt werden. Weiterhin sollte der Konfigurationsfaktor in Verbindung mit temperaturabhängigen Emissivitäten bei hinterschnittenen Verbunddecken mit verzinkten Trapezprofilen angewendet werden. Hierbei sollte in dem Bereich der Hinterschneidung auch eine reduzierte Konvektion angenommen werden. Eine numerische Simulation von reaktiven Brandschutzsystemen mit den thermischen Materialkennwerten aus dieser Arbeit ist möglich und ergibt gute Übereinstimmungen beim Vergleich von Messungen mit Simulationsergebnissen.

In Vorbereitung auf die numerischen Struktursimulationen im Brandfall werden analytische Untersuchungen durchgeführt. Dafür wird mittels des *Ritz'schen* Verfahrens eine Lösung für die Seiltragwirkung von Balken im Brandfall bestimmt. Die Seiltragwirkung stellt dabei den zweidimensionalen Fall der Membrantragwirkung dar. Bei weiteren Untersuchungen mit der analytischen Lösung wird gezeigt, dass die Durchbiegung aus thermischer Dehnung des Materials einen Großteil der Gesamtdurchbiegung ausmacht. Weiterhin wird erarbeitet, dass bei den Dehnungen eines Stabes ein nichtlinearer Zusammenhang genutzt werden muss, während bei den Verdrehungen die Annahme von kleinen Verdrehungen ausreichend ist. Ebenso wird bei der Validierung deutlich, dass bereits bei Ansatz linear elastischen Materialverhaltens von Betons gute Übereinstimmungen zwischen den Ergebnissen der Berechnung und den Messungen von Versuchen erzielt werden.

Zu Beginn des Kapitels der numerisch, mechanischen Analysen werden die mechanischen Materialkennwerte von Baustahl, Bewehrungsstahl und Beton vorgestellt. Weiterhin werden die unterschiedlichen Möglichkeiten bei der numerischen Integration vorgestellt und diskutiert. Ebenso wird auf Möglichkeiten der Modellierung

der Verbundfuge und der Trägeranschlüsse eingegangen. Dabei wird zwischen unterschiedlichen Modellierungsansätzen differenziert. Die numerischen Untersuchungen werden mit den Programmen *Vulcan* [61], *Safir* [40] und *Abaqus* [2] durchgeführt. In diesem Zusammenhang werden sowohl Verbundträger als auch Verbunddeckenträgersysteme im Brandfall untersucht. In *Vulcan* [61] und *Safir* [40] werden die Träger mit Balkenelementen abgebildet. Aufgrund dieser Modellierung werden die Verbundfuge und die Anschlüsse vereinfacht abgebildet. In *Abaqus* [2] werden die Träger mit Schalenelementen modelliert. Hier erfolgt eine detaillierte, numerische Abbildung der Verbundfuge. Die numerischen Modelle werden anhand von Versuchsdaten validiert. Mit den validierten Modellen werden Parameterstudien zu den thermischen Dehnungen, dem Schlupf der Kopfbolzendübel und einer Vereinfachung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton durchgeführt. Dabei wird gezeigt, dass die Vereinfachungen bei den thermischen Dehnungen von Beton möglich sind. Ebenso können Ergebnisse der analytischen Lösung bezüglich des Anteils der thermischen Durchbiegung an der Gesamtdurchbiegung bestätigt werden. Weiterhin wird gezeigt, dass durch die thermischen Dehnungen der Betonplatte Schubkräfte in den Kopfbolzendübeln entstehen. Diese sollten bei einer Bemessung berücksichtigt werden, da sie nicht vernachlässigbar sind. Eine Vereinfachung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton ist bei Betrachtungen von einfeldrigen Verbunddeckenträgersystemen im Brandfall möglich. Dabei sind lediglich Aussagen zu dem Verformungsverhalten vor dem Erreichen der Tragfähigkeit möglich.

Zum Abschluss der Arbeit erfolgen Betrachtungen zum Raumabschlusskriterium von Verbunddeckenträgersystemen im Brandfall. Das Raumabschlusskriterium wird im Allgemeinen als erfüllt angesehen, wenn Isolationskriterium und Tragfähigkeitskriterium eingehalten sind. Der Juli-Versuch von Dachau [81] zeigt allerdings ein davon abweichendes Ergebnis. Für die Bearbeitung dieser Problemstellung wird auf Grundlage aktueller Normen eine maximale Rissbreite des Betons definiert, mit der das Raumabschlusskriterium eingehalten ist. Anschließend wird die diskrete Rissmodellierung in der FEM diskutiert und letztendlich die XFEM als einzige Möglichkeit angesehen, um die Rissentstehung und Rissentwicklung numerisch abzubilden. Daraufhin erfolgt die Anwendung der XFEM an einfachen Versuchen aus der Literatur. Hierbei zeigen sich Schwächen der XFEM bei der Abbildung des Entfestigungsbereiches des Betons, die in der linearen Bruchmechanik begründet sind. Bei der letztendlichen Anwendung der XFEM auf den Juli-Versuch von Dachau [81] ergeben sich weitere numerische Probleme durch Spannungsspitzen im Beton, die

durch die Bewehrung induziert werden. Alles in Allem ist die XFEM im aktuellen Entwicklungsstadium noch nicht geeignet, das Raumabschlusskriterium zu simulieren. Sie bietet jedoch Potential dafür.

Ausblickend ist festzustellen, dass in unterschiedlichen Bereichen noch Forschungsbedarf besteht. Die thermischen Materialkennwerte von reaktiven Brandschutzsystemen mit reaktiver Komponente Dämmschichtbildner sind abzusichern und zu prüfen. Da hier ausschließlich ein Produkt untersucht wurde, ist noch offen, ob sich andere Produkte ähnlich verhalten. Weiterhin wurden begründete Annahmen bei der Wärmeleitfähigkeit getroffen, die jedoch noch nicht über Versuche abgesichert sind. Daher sollte die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit beim Aufschäumen des reaktiven Brandschutzsystems weiter untersucht werden. Ebenso sind die Poren im Brandschutzsystem von Bedeutung beim thermischen Verhalten. Hierzu liegen kaum Informationen vor, sodass auch dieses untersucht werden sollte.

Auf der Basis der vorliegenden numerischen Simulation des reaktiven Brandschutzsystems kann auch das Aufschäumen des Brandschutzsystems simuliert werden. Ist dies möglich, sind sichere Prognosen zum gehinderten Aufschäumen des Brandschutzsystems möglich. Das gehinderte Aufschäumen ist bei Leitungsinstallationen an Stahlbauteilen oder auch bei Stahlbauteilen, die an der Gebäudehülle stehen, gegeben.

Die numerische Abbildung der Konvektion in Hohlräumen von Bauteilen ist anhand von Versuchen zu prüfen. Weiterhin sollten bei der Simulation die Strömungsgeschwindigkeit und die Strömungsrichtung der Luft berücksichtigt werden. Der Einfluss von Wasserdampf oder anderen Verunreinigungen der Luft auf die Konvektion ist gleichermaßen von Interesse.

Auch bei dem strukturmechanischen Verhalten von Bauteilen im Brandfall gibt es zahlreiche offene Fragestellungen. So ist eine Begrenzung der maximal zulässigen Durchbiegung im Brandfall von Bedeutung. Dabei sollte vorerst festgestellt werden, welche Durchbiegungen im Brandfall aktuell durch die normativen Regelungen akzeptiert werden.

Ferner ist die Membrantragwirkung von Verbunddeckenträgersystemen im Brandfall eingehender zu untersuchen. Sie bildet sich durch die großen vertikalen Verformungen der Decke aus. Hierbei ist der thermische Anteil der Durchbiegung erheblich. Somit ist es denkbar, dass ein Brand entsteht, der eine geringe thermische Durchbiegung

des Systems verursacht, jedoch dessen Tragfähigkeit reduziert. Das Deckensystem könnte daher bereits vor der Ausbildung der Membrantragwirkung versagen. Anhand von numerischen Untersuchungen mit den hier vorgestellten, validierten Modellen können Studien zu möglichen Strukturantworten auf Naturbrände ermittelt werden. Das Verhalten der Kopfbolzendübel bei der Ausbildung der Membrantragwirkung im Brandfall ist kaum erforscht. Wie in dieser Arbeit gezeigt, werden sie durch die thermische Dehnung der Decke zusätzlich belastet. In den aktuellen Bemessungsvorschriften werden jedoch nur mechanische Beanspruchungen durch die Verbundwirkung berücksichtigt. Somit sollte anhand realistischer Versuche geprüft werden, ob die thermisch induzierte Verformung der Decke die Kopfbolzendübel maßgeblich belasten. Nicht zuletzt sollte das Raumabschlusskriterium genauer betrachtet werden. Hier ist zum einen von Bedeutung, unter welchen Bedingungen das Raumabschlusskriterium bei der Ausbildung der Membrantragwirkung im Brandfall gefährdet ist. Zum anderen ist die numerische Simulation des Raumabschlusskriteriums wichtig. Hierbei können die Grundlagen dieser Arbeit genutzt werden. Für eine solche Simulation ist letztendlich eine Weiterentwicklung der XFEM notwendig.

Literatur

Monographien, Handbücher und Aufsätze

- [1] *CEB-FIP Model Code 1990*. London : Telford, 1993 (Bulletin d'information / Comité Euro-International du Béton 213/214). – ISBN 0727716964
- [2] ABAQUS: *Abaqus/Standard Version 6.10*. Pawtucket: Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc. 2011
- [3] ABU, Anthony K.: *Behaviour of Composite Floor Systems in Fire*, University of Sheffield - Department of Civil & Structural Engineering, Dissertation, 2009
- [4] ANDERBERG, Yngve ; THELANDERSSON, Sven: *Stress and deformation characteristics of concrete at high temperatures*. Lund : Inst. of Technology, 1973 (Bulletin / Division of Structural Mechanics and Concrete Construction ...)
- [5] ANDERBERG, Yngve ; THELANDERSSON, Sven: *Experimental investigation and material behaviour model*. Lund : Inst. of Technology, 1976 (Bulletin / Lund Institute of Technology, Lund, Sweden. Division of Structural Mechanics and Concrete Construction 54)
- [6] ANDREA, Rézné Kovács: *Bestimmung effektiver Strahlungseigenschaften der Oberflächen von Faserbauteilen*, Technischen Universität Bergakademie Freiberg, Dissertation, 2003
- [7] BAEHR, Hans D. ; STEPHAN, Karl: *Wärme- und Stoffübertragung*. 7., neu bearb. Aufl. Berlin [u.a.] : Springer, 2010. – ISBN 9783642055003
- [8] BAHR, Oliver: *Numerical and Experimental Investigations on Unbraced Composite Frames in Fire*, Leibniz Universität Hannover, Institut für Stahlbau, Shaker-Verlag, Dissertation, 2011

- [9] BAILEY, C. G. ; LENNON, T. ; MOORE, D. B.: The behaviour of full-scale steel-framed buildings subjected to compartment fires. In: *The Structural Engineer* Bd. 77. The Institution of Structural Engineers, April 1999, S. 15–21
- [10] BAILEY, Colin G.: Membrane action of unrestrained lightly reinforced concrete slabs at large displacements. In: *Engineering Structures*. Elsevier, 2001 (23), S. 470–483
- [11] BAILEY, Colin G.: Efficient arrangement of reinforcement for membrane behaviour of composite floor slabs in fire conditions. In: *Journal of Constructional Steel Research*. Elsevier, 2003 (59), S. 931–949
- [12] BAILEY, Colin G.: Membrane action of slab/beam composite floor systems in fire. In: *Engineering Structures*. Elsevier, 2004 (26), S. 1691–1703
- [13] BAILEY, Colin G. ; TOH, Wee S.: Small-scale concrete slab tests at ambient and elevated temperatures. In: *Engineering Structures*. Elsevier, 2007 (29), S. 2775–2791
- [14] BAILEY, Colin G. ; WHITE, D. S. ; MOORE, D. B.: The tensile membrane action of unrestrained composite slabs simulated under fire conditions. In: *Engineering Structures*. Elsevier, 2000 (22), S. 1583–1595
- [15] BATHE, Klaus-Jürgen ; ZIMMERMANN, Peter (Hrsg.): *Finite-Elemente-Methoden*. 2., vollst. neu bearb. und erw. Aufl. Berlin [u.a.] : Springer, 2002. – ISBN 9783540668060
- [16] BELYTSCHKO, T. ; BLACK, T.: Elastic crack growth in finite elements with minimal remeshing. In: *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 45 (1999), S. 601–620
- [17] BERMES, Burghard ; HÖLEMANN, Hans: Simulation der Wirkungsweise von im Brandfall aufschäumenden Materialien. In: *vfdB-Zeitschrift*. Stuttgart : W. Kohlhammer GmbH, 2008
- [18] BERMES, Burkhard: *Simulation der Gasblasenentwicklung von im Brandfall aufschäumenden Materialien*. Wuppertal, Bergische Universität Wuppertal, Dissertation, 2006

-
- [19] BOTH, Cornelis: *The Fire Resistance of Composite Steel-Concrete Slabs*. Delft, TU Delft, Dissertation, 1998
- [20] BRANDT, Fritz: *Wärmeübertragung in Dampferzeugern und Wärmeaustauschern*. 2. Aufl. Essen : Vulkan-Verl., 1995 (FDBR-Fachbuchreihe 2). – ISBN 3802725352
- [21] BRUGGEMANN, A. D. G.: Berechnung verschiedener physikalischer Konstanten von heterogenen Substanzen – I. Dielektrizitätskonstanten und Leitfähigkeiten von Mischkörpern aus isotropen Substanzen. In: *Annalen der Physik* Bd. 24. Wiley-Verlag, 1935, S. 636–679
- [22] BUTLER, Kathryn M.: Physical Modeling of Intumescent Fire Retardant Polymers. In: *Proceedings of the American Chemical Society Symposium*, 1997 (669), S. 214–230
- [23] BUTLER, Kathryn M.: *A Numerical Model for Combustion of Bubbling Thermoplastic Materials in Microgravity*. August 2002
- [24] BUTLER, Kathryn M. ; BAUM, Howard R. ; KASHIWAGI, Takashi: Three-dimensional Modeling of Intumescent Behavior in Fire. In: *Fire Safety Science Proceedings of the 5th International Symposium*, 1997, S. 523–534
- [25] CADORIN, J.F. ; PINTEA, D. ; FRANSEN, Jean M.: The Design Fire Tool Ozone V2.0 - Theoretical Description and Validation On Experimental Fire Tests / University of Liege, Belgium. 2001. – Forschungsbericht
- [26] CAMERON, Neil J. K. ; USMANI, A. S.: New design method to determine the membrane capacity of laterally restrained composite floor slabs in fire. Part 1: Theory and method. In: *The Structural Engineer*. Elsevier, 2005 (83), S. 28–33
- [27] CEB (Hrsg.): *Fire design of concrete structures*. Lausanne : CEB, 1991. (Bulletin d'information / Comité Euro-International du Béton 208). – ISBN 2883940134
- [28] CHESSA, J. ; SMOLINSKI, P. ; BELYTSCHKO, T.: The extended finite element method (XFEM) for solidification problems. In: *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 53 (2002), S. 1959–1977

- [29] CHOI, J. Y. ; JANG, Hyun M. ; CHUN, Chaemin: Thermal Characteristics Measurements of an Inorganic Intumescent Coating System. In: WALD, F. (Hrsg.) ; KALLEROVÁ,, P. (Hrsg.) ; CHLOUBA, J. (Hrsg.): *Applications of Structural Fire Engineering*, Pražská technika, Januar 2009, S. 128–133
- [30] DHARMA, R. B. ; H., Tan K.: Experimental and Numerical Investigation on Ductility of Composite Beams in the Hogging Moment Regions under Fire Conditions. In: *JOURNAL OF STRUCTURAL ENGINEERING*. ASCE, 2008, S. 1837–1886
- [31] DOBRINSKI, Paul ; KRAKAU, Gunter ; VOGEL, Anselm: *Physik für Ingenieure*. 12., aktualisierte Aufl. Wiesbaden : Vieweg + Teubner, 2010. – ISBN 9783834805805
- [32] DÖG, Andrea: *Minimierung der strukturbedingten Wärmeverluste von Industrieöfen*. Freiberg (Sachsen), Technischen Universität Bergakademie Freiberg, Dissertation, 2004. – URL http://webdoc.sub.gwdg.de/ebook/serien/aa/Freiburger_Diss_Online/213.pdf
- [33] DORN, Thomas: Rechnerische Simulation der Wirkung von dämmschichtbildender Beschichtung bei der brandschutztechnischen Auslegung von Stahlbauteilen. In: *Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dietmar Hosser – Brandschutz und mehr ...*, iBMB, 2003 (Heft 173)
- [34] EHM, Christian: *Versuche zur Festigkeit und Verformung von Beton unter zweiaxialer Beanspruchung und hohen Temperaturen*. Braunschweig, TU Braunschweig - Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Dissertation, 1986
- [35] ELGHAZOULI, A. Y. ; IZZUDDIN, B. A. ; RICHARDSON, A. J.: Numerical modelling of the structural fire behaviour of composite Buildings. In: *Fire Safety Journal* 35 (2000), S. 279–297
- [36] FISCHER, Sabine: *Charakterisierung von exothermen Zersetzungsreaktionen mit thermoanalytischen und numerischen Methoden*. Der Andere Verlag, 2008
- [37] FOSTER, S.J. ; BAILEY, Colin G. ; BURGESS, Ian W. ; PLANK, Roger J.: Experimental behaviour of concrete floor slabs at large displacements. In: *Engineering Structures*. Elsevier, 2004 (26), S. 1231–1247

-
- [38] FOUAD, Nabil A. (Hrsg.): *Bauphysik-Kalender 2010*. Berlin : Ernst & Sohn, 2011. – ISBN 9783433029381
- [39] FRANSSEN, Jean-Marc: Heat transfer by radiation in internal cavities with a complex shape. In: *Proceedings of the SEISFPE Conference on Designing structures for fire*, DEStech Publ. Inc., 2003, S. 33–42
- [40] FRANSSEN, Jean M.: A Thermal/Structural Program Modelling Structures under Fire. In: *Engineering Journal, A.I.S.C.* 42 (2005), Nr. 3, S. 143–158
- [41] FRANSSEN, Jean M. ; ZAHARIA, Raul: *Design of Steel Structures subjected to Fire - Background and Design Guide to Eurocode 3*. Les Éditions de l'Université de Liège, 2005
- [42] GABBOTT, Paul (Hrsg.): *Principles and applications of thermal analysis*. 1. ed. Oxford [u.a.] : Blackwell Publ., 2008. – ISBN 9781405131711
- [43] GAROFALO, Frank: *Fundamentals of creep and creep-rupture in metals*. New York [u.a.] : MacMillan Comp. [u.a.], 1965 (MacMillan series in materials science)
- [44] GEBHARDT, Heinrich: *Finite Element Konzepte für schubelastische Schalen mit endlichen Drehungen*. Karlsruhe, Universität Fridericana Karlsruhe, Dissertation, 1990
- [45] GELLER, Wolfgang: *Thermodynamik für Maschinenbauer*. 4., erw. Aufl. Berlin [u.a.] : Springer, 2006 (Springer-Lehrbuch). – ISBN 9783540323198
- [46] GROSS, Dietmar ; SEELIG, Thomas: *Bruchmechanik*. 5., erw. Aufl. Berlin [u.a.] : Springer, 2011. – ISBN 9783642101953
- [47] HAGEBÖLLING, Dirk (Hrsg.): *Taschenbuch Betrieblicher Brandschutz*. Essen : Vulkan-Verl., 1999. – ISBN 3802731484
- [48] HAMERLINCK, Alphonse F.: *The behaviour of fire-exposed composite steel/concrete slabs*. Eindhoven : TU Eindhoven, 1991. – ISBN 9038600313
- [49] HEISE, Alexander: *Anschlüsse von Stahlbauteilen an Brandwände*. Aachen : Shaker, 2005 (Schriftenreihe des Instituts für Stahlbau der Universität Hannover 23). – ISBN 3832240314

- [50] HERING, Ekbert ; MARTIN, Rolf ; STOHRER, Martin: *Physik für Ingenieure*. 8. Aufl. Berlin [u.a.] : Springer, 2002 (Springer-Lehrbuch). – ISBN 3540429646
- [51] HERMANN, Martin: *Numerik gewöhnlicher Differentialgleichungen: Anfangs- und Randwertprobleme*. Oldenbourg, 2004. – ISBN 3486276069
- [52] HERWIG, Heinz ; MOSCHALLSKI, Andreas: *Wärmeübertragung*. 2., überarb. und erw. Aufl. Wiesbaden : Vieweg + Teubner, 2009 (Studium). – ISBN 9783834807557
- [53] HETNARSKI, Richard B. ; ESLAMI, M. R.: *Thermal stresses - advanced theory and applications*. [Dordrecht] : Springer, 2009 (Solid mechanics and its applications 158). – ISBN 9781402092466
- [54] HILLERBORG, A. ; MODEER, M. ; PETERSSON, P. E.: Analysis of formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. In: *Cement and Concrete Research* 6 (1976), S. 773–782
- [55] HOLLMANN, Dirk W.: *Grundlagen und Ingenieurmodell für den Nachweis von Holzbauteilen mit Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen*. Braunschweig : Technische Universität Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, 2011 (Schriftenreihe des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig 215). – ISBN 9783892881995
- [56] HONG, S. ; VARMA, A. H.: Analytical Modeling of the Standard Fire Behavior of Loaded CFT Columns. In: *Journal of Constructional Steel Research* Bd. 65. Elsevier, 2009, S. 54–69
- [57] HORDIJK, Dirk R.: *Local approach to fatigue of concrete*. Delft, TU Delft, Dissertation, 1991
- [58] HOSSER, Dietmar ; NAUSE, Peter ; ROHLING, Annette ; DORN, Thomas ; EL-NESR, Osama: *Abschlussbericht – Weiterführende Untersuchungen zum Brandverhalten von gusseisernen Stützen*. Ministerium für Bauen und Wohnen des Landes Nordrhein-Westfalen, 1994

-
- [59] HOTHAN, Sascha: *Zur dreidimensionalen Simulation von Deckentragwerken im Brandfall*. Aachen : Shaker, 2004 (Schriftenreihe des Instituts für Stahlbau der Universität Hannover 21). – ISBN 3832227806
- [60] HUANG, Zhaohui ; BURGESS, Ian W. ; PLANK, Roger J.: The influence of shear connectors on the behaviour of composite steel-framed buildings in fire. In: *Journal of Constructional Steel Research*. Elsevier, 1999 (51), S. 219–237
- [61] HUANG, Zhaohui ; BURGESS, Ian W. ; PLANK, Roger J.: Modeling Membrane Action of Concrete Slabs in Composite Buildings in Fire. I: Theoretical Development. In: *Journal of Structural Engineering*. ASCE, August 2003, S. 1093–1102
- [62] HUANG, Zhaohui ; BURGESS, Ian W. ; PLANK, Roger J.: Modeling Membrane Action of Concrete Slabs in Composite Buildings in Fire. II: Validations. In: *Journal of Structural Engineering*. ASCE, August 2003, S. 1103–1112
- [63] IBMB, Amtliche Materialprüfanstalt für das Bauwesen: *Prüfzeugnis Nr. 3536/3257 -Dn/Rm-*. April 1989. – Prüfung von vier Stahlstützen und vier Stahlstützenabschnitten (offene Profile) mit einer kastenförmigen Bekleidung aus Ridurit-Platten auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977
- [64] KABELAC, Stephan (Hrsg.): *VDI-Wärmeatlas*. 10., bearb. und erw. Aufl. Berlin [u.a.] : Springer, 2006. – ISBN 3540297162
- [65] KHOURY, Gabriel A. (Hrsg.): *Fire design of concrete structures*. 1. publ. Lausanne : Internat. Federation for Structural Concrete, 2007 (Bulletin / International Federation for Structural Concrete 38). – ISBN 9782883940789
- [66] KLEIN, Bernd: *FEM: Grundlagen und Anwendung der Finite-Elemente-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau*. 9. Aufl. 2012. Wiesbaden : Vieweg+Teubner Verlag, 2012. – ISBN 9783834821348
- [67] KNOTHE, Klaus ; WESSELS, Heribert: *Finite Elemente: eine Einführung für Ingenieure*. 4., erw. Aufl. Berlin [u.a.] : Springer, 2008. – ISBN 9783540721888

- [68] KOVÁCS, Andrea R.: *Bestimmung effektiver Strahlungseigenschaften der Oberflächen von Faserbauteilen*. Freiberg (Sachsen), Technische Universität Bergakademie Freiberg, Dissertation, 2004. – URL http://webdoc.sub.gwdg.de/ebook/serien/aa/Freiburger_Diss_Online/186.pdf
- [69] KRUPPA, J. ; ZHAO, B. ; EUROPEAN COMMISSION ECSC (Hrsg.): *Final Report: Fire Resistance of Composite Slabs with Profiled Steel Sheet and of Composite Steel Concrete Beams Part 2 : Composite Beams*. CTICM, 1995
- [70] KUSTERLE, Wolfgang (Hrsg.): *Brandbeständigkeit von Faser-, Stahl- und Spannbeton*. Wien : österr. Forschungsgemeinschaft Straße und Verkehr, 2004 (Straßenforschung / Bundesministerium für Verkehr, Innovation und Technologie, Wien 544)
- [71] LI, Guo-Qiang ; GUOA, Shi-Xiong ; ZHOUA, Hao-Sheng: Modeling of membrane action in floor slabs subjected to fire. In: *Engineering Structures*. Elsevier, 2007 (29), S. 880–887
- [72] LONGDON, P. J. ; HOUYOUX, C. ; ZHAO, B. ; B., Chico ; EUROPEAN COMMISSION DIRECTORATE-GENERAL FOR RESEARCH (Hrsg.): *Development of alternative technologies for off-site applied intumescent coatings*. EUROPEAN COMMISSION Directorate-General for Research, 2005
- [73] LUBLINER, J. ; OLIVER, J. ; OLLER, S. ; OÑATE, E.: A Plastic-Damage Model for Concrete. In: *International Journal Solids Structures* 25 (1989), Nr. 3, S. 299–326
- [74] MA, Jizhong: *Modellbildung zur Berechnung der Rißbreite und Verformung von Stahlbetonbauteilen unter Berücksichtigung der 'Strain-Softening'-Wirkung*. Hannover, Universität Hannover, Dissertation, 2001
- [75] MAREK, Rudi ; NITSCHKE, Klaus: *Praxis der Wärmeübertragung*. 2., aktualisierte und erw. Aufl. München : Fachbuchverl. Leipzig im Carl-Hanser-Verl., 2010. – ISBN 9783446425101
- [76] MARTIN, D. M. (Hrsg.): *Behaviour of a multi-storey, steel framed building subjected to natural fire effects*. Luxembourg : Off. for Off. Publ. of the Europ. Communities, 2001 (EUR 20029). – ISBN 9289418311

- [77] MENSINGER, Martin ; SCHAUMANN, Peter ; KRAUS, Peter ; TABELING, Florian: Optimierter Einsatz intumeszenter Anstriche im Stahlbau (noch nicht veröffentlicht) / Deutscher Ausschuß für Stahlbau e.V. (DASt). 2012. – Forschungsbericht
- [78] MENSINGER, Martin ; SCHAUMANN, Peter ; STADLER, Martin ; SOTHMANN, Jörg: Membranwirkung von Verbunddecken bei Brand - Stand der Technik. In: *Stahlbau* 79 (2010), S. 298ff
- [79] MENSINGER, Martin ; SCHAUMANN, Peter ; STADLER, Martin ; SOTHMANN, Jörg: Membranwirkung von Verbunddecken bei Brand - Experimentelle Untersuchungen. In: *Stahlbau* 80 (2011), S. 561–565
- [80] MENSINGER, Martin ; SCHAUMANN, Peter ; STADLER, Martin ; SOTHMANN, Jörg: Munich Fire Test on Membrane Action of Composite Slabs in Fire: Test Result and Recent Findings. In: *Proceedings of International Conference Applications of Structural Fire Engineering*. Prag, 2011, S. 177–182
- [81] MENSINGER, Martin ; SCHAUMANN, Peter ; STADLER, Martin ; SOTHMANN, Jörg: Nutzung der Membranwirkung von Verbundträger-Decken-Systemen im Brandfall; IGF-Vorhaben 16142N / Deutscher Ausschuß für Stahlbau e.V. (DASt). 2011. – Forschungsbericht
- [82] MERZIGER, Gerhard ; WIRTH, Thomas: *Repetitorium höhere Mathematik*. 6. Aufl. Barsinghausen : Binomi-Verl., 2010. – ISBN 9783923923342
- [83] MEY, Andrej ; VON WOLFFERSDORFF, Peter-Andreas: Standsicherheitsnachweise für Staudämme bei Erdbebenbeanspruchung mit der Finite-Elemente-Methode. In: *6. Kolloquium Bauen in Boden und Fels* Technische Akademie Esslingen (Veranst.), H. Schad, 2008, S. 133–146
- [84] MODEST, Michael F.: *Radiative heat transfer*. 2. ed. Amsterdam [u.a.] : Academic Press, 2003. – ISBN 9780125031639
- [85] MÜLLER, Harald S. (Hrsg.): *Constitutive modelling of high strength/high performance concrete*. Lausanne : fib, 2008 (Bulletin / International Federation for Structural Concrete 42). – ISBN 9782883940826

- [86] NASDALA, Lutz: *FEM-Formelsammlung Statik und Dynamik*. 2., aktualisierte Aufl. Wiesbaden : Springer Vieweg, 2012 (Studium). – ISBN 9783834818416
- [87] NEWMAN, Gerald M. ; ROBINSON, Jef T. ; BAILEY, Colin G.: *Fire safe design*. 2. ed. Ascot : Steel Construction Inst., 2006 (SCI publication 288). – ISBN 1859421695
- [88] O´CALLAGHAN, D. J. ; O´CONNER, M. A.: Comparison of Finite Element Models of Composite Steel Framed Buildings Behaviour in Fire. In: *SiF´01 - First International Workshop on Structures in Fire*, 2000
- [89] PALIGA, Karen: *Entstehung und Vermeidung von Betonabplatzungen bei extremer Brandeinwirkung*, Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Dissertation, 2003
- [90] PARDEY, Andreas: *Physikalisch nichtlineare Berechnung von Stahlbetonplatten im Vergleich zur Bruchlinientheorie*. Berlin [u.a.], Univ., Diss.–Hannover, 1993., Dissertation, 1994
- [91] PERISKIC, Goran: *Entwicklung eines 3D thermo-hygro-mechanischen Modells für Beton unter Brandbeanspruchung und Anwendung auf Befestigungen unter Zuglasten*, Universität Stuttgart, Dissertation, 2009
- [92] PETERSEN, Christian: *Statik und Stabilität der Baukonstruktionen*. 2., durchges. Aufl., Nachdr. Braunschweig [u.a.] : Vieweg, 1992. – ISBN 3528186631
- [93] PFLÜGER, Alf: *Stabilitätsprobleme der Elastostatik*. 3., neubearb. Aufl. Berlin : Springer, 1975. – ISBN 0387066934
- [94] PICK, Tobias: *Natürliche Elementkoordinaten auf Polyedern*. 1. Aufl. München : Verl. Dr. Hut, 2007 (Bauinformatik). – ISBN 9783899635102
- [95] PITKA, R. ; BOHRMANN, S. ; STÖCKER, H. ; TERLECKI, G.: *Physik – Der Grundkurs*. Verlag Harri Deutsch, 2002
- [96] RAVEGLIA, Elio: *Grundlagen der Bemessung von intumeszierenden Brandschutzsystemen im Stahlbau*. Zürich, ETH Zürich, Dissertation, 2008

- [97] REMMEL, Gerd: *Zum Zug- und Schubtragverhalten von Bauteilen aus hochfestem Beton*. Berlin [u.a.] : Beuth, 1994 (Deutscher Ausschuß für Stahlbeton 444). – ISBN 3410656448
- [98] ROSSMANITH, Hans-Peter (Hrsg.): *Finite Elemente in der Bruchmechanik*. Wien [u.a.] : Springer, 1982. – ISBN 0387817247
- [99] ROTHERT, Heinrich ; GENSICHEN, Volker: *Nichtlineare Stabstatik*. Berlin [u.a.] : Springer, 1987. – ISBN 0387170219
- [100] RUST, Wilhelm: *Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen*. 2., überarb. und erw. Aufl. Wiesbaden : Vieweg + Teubner, 2011 (Maschinenelemente). – ISBN 9783834814913
- [101] SCHÄFER, Alexander: *Gasphasenaktive phosphacyclische Flammenschutzmittel und deren Wirkmechanismen*. Heidelberg, Ruprecht-Karls-Universität Heidelberg, Dissertation, 2008
- [102] SCHAUMANN, Peter: *Zur Berechnung stählerner Bauteile und Rahmentragwerke unter Brandbeanspruchung*. Bochum, Ruhr-Universität Bochum, Dissertation, 1984
- [103] SCHAUMANN, Peter ; HAMME, U.: Rechnerische Analyse von Walzeigenspannungen. In: *Stahlbau*. Berlin : Ernst & Sohn, 1987 (56), S. 328–334
- [104] SCHAUMANN, Peter ; MENSINGER, Martin ; SOTHMANN, Jörg ; STADLER, Martin: Membranwirkung von Verbunddecken bei Brand - Numerische Untersuchungen. In: *Stahlbau* 80 (2011), S. 911–915
- [105] SCHAUMANN, Peter ; SOTHMANN, Jörg: Tragwerksbemessung im Brandfall nach Eurocodes – Chancen und Grenzen. In: *Braunschweiger Brandschutztag 2011 Tagungsband*, 2011
- [106] SCHNEIDER, Ulrich: *Ein Beitrag zur Frage des Kriechens und der Relaxation von Beton unter hohen Temperaturen*. Braunschweig : Techn. Univ, 1979 (Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig 42)

- [107] SCHNEIDER, Ulrich ; FRANSSEN, Jean M. ; LEBEDA, Christian: *Baulicher Brandschutz*. 2., aktualis. und erw. Aufl. Berlin : Bauwerk, 2008. – ISBN 9783899320862
- [108] SCHRÖDER, Kai-Uwe: *Zur nichtlinearen Berechnung von Stahlbeton- und Verbundbauteilen*. Hannover, Universität Hannover, Dissertation, 2007
- [109] SONG, J.-H. ; AREIAS, P. ; BELYTSCHKO, T.: A method for dynamic crack and shear band propagation with phantom nodes. In: *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 67 (2006), S. 868–893
- [110] SPITZNER, Martin H.: *Untersuchungen zur Wärmeleitfähigkeit geschäumter Massen*. Stuttgart : Fraunhofer IRB Verlag, 2001. – ISBN 3816747345
- [111] STADLER, Martin: *Design of composite slab systems in case of fire using simplified finite element analyses*. München, Technische Universität München, Dissertation, 2012
- [112] STAGGS, J. E. J.: Thermal conductivity estimates of intumescent chars by direct numerical simulation. In: *Fire Safety Journal*. Elsevier, 2010, S. 228–237
- [113] STIESS, Matthias: *Mechanische Verfahrenstechnik - Partikeltechnologie 1*. 3., vollst. neu bearb. Aufl. Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2009 (Springer-Lehrbuch). – URL <http://dx.doi.org/10.1007/978/3-540-32552-9>. – ISBN 9783540325529
- [114] TAERWE, Luc (Hrsg.) ; HOJ, Niels Peter (Hrsg.): *Fire design of concrete structures - structural behaviour and assessment*. Lausanne : fib, 2008 (Bulletin / International Federation for Structural Concrete 46). – ISBN 9782883940864
- [115] TESAR, Can N.: *Zum Tragverhalten von Verbunddeckensystemen im Brandfall*. Zürich, ETH Zürich, Dissertation, 2007
- [116] TONDINI, Nicola ; VASSART, Olivier ; FRANSSEN, Jean-Marc: Development of an Interface between CFD and FE Software. In: *Structures in fire - SIF2012 - Proceedings of the 7th International Conference on Structures in Fire*, 2012
- [117] UPMEYER, Jens: *Nachweis der Brandsicherheit von kammerbetonierten Verbundbauteilen über Grenzbrandlasten*. Aachen : Shaker, 2001 (Schriftenreihe des Instituts für Stahlbau der Universität Hannover 19). – ISBN 382658922X

- [118] VASSART, Olivier ; BAILEY, C. G. ; HAWES, M.I ; NADJAI, Ali ; SIMMS, W. I. ; ZHAO, Bin ; GERNAY, Thomas ; FRANSSEN, Jean-Marc: Large-scale fire test of unprotected cellular beam acting in membrane action. In: KODUR, Venkatesh (Hrsg.) ; FRANSSEN, Jean-Marc (Hrsg.): *Proceedings of the Sixth International Conference Structures in Fire*, DEStech Publications, Inc, Juni 2010, S. 398–406
- [119] VASSART, Olivier ; ZHAO, Bin: *Fire resistance assessment of partially protected composite floors (FRACOF): Engineering Background*. erhältlich unter <http://fire.fsv.cvut.cz> (11.11.2012)
- [120] VULCU, Cristian ; GERNAY, Thomas ; ZAHARIA, Raul ; FRANSSEN, Jean-Marc: Numerical modelling of membrane action of composite slabs in fire situation. In: KODUR, Venkatesh (Hrsg.) ; FRANSSEN, Jean-Marc (Hrsg.): *Proceedings of the Sixth International Conference Structures in Fire*, DEStech Publications, Inc, Juni 2010, S. 474–483
- [121] WAINMAN, D. E. ; KIRBY, B. R.: *Compendium of UK Standard Fire Test Data Unprotected Structural Steel – 1 / British Steel Corporation – Swinden Laboratories*. Rotherham, 1988 (RS/RSC/S10328/1/87/B). – Forschungsbericht
- [122] WALD, F. ; KALLEROVÁ, P. ; CHLOUBA, P. ; SOKOL, Z. ; STREJČEK, M. ; POSPÍŠIL, J. ; ŠTRONER, M. ; KŘEMEN, T. ; SMÍTKA, V.: *Fire Test on an Administrative Building in Mokrsko – Summary of the Results from the Fire Experiment*. Printing house Česká technika, Czech Technical University in Prague, 2010
- [123] WATANABE, Kazuo ; BANGI, Mugume Rodgers ; Horiguchi, Takashi: Effect of Elevated Temperatures on Flexural Behaviour of Hybrid Fibre Reinforced High Strength Concrete. In: *Journal of Structural Fire Engineering* 1 (2010), Nr. 1, S. 17–27
- [124] WATHLING, K.-D.: Umsetzung der europäischen Brandschutznormen im bauaufsichtlichen Verfahren. In: *Braunschweiger Brandschutztag 2010 Tagungsband*, 2010
- [125] WRIGGERS, Peter: *Nonlinear finite element methods*. Berlin [u.a.] : Springer, 2008. – ISBN 9783540710004

- [126] ZHAO, Bin ; ROSEFID, M. ; VASSART, Olivier: Full scale test of a steel and concrete composite floor exposed to ISO fire. In: *Proceedings of the 5th Structures in Fire Workshop SIF08*, 2008, S. 539–550

Normen und Richtlinien

- [127] NBauO: *Niedersächsische Bauordnung*. Gesetzverköndungsblatt, Oktober 2008
- [128] BAUMINISTERKONFERENZ (Hrsg.): *MBO: Musterbauordnung*. IS-ARGEBAU, Oktober 2008
- [129] BAUMINISTERKONFERENZ (Hrsg.): *Musterliste der Technischen Baubestimmungen*. IS-ARGEBAU, Dezember 2011
- [130] BAUTECHNIK, Deutsches I. für (Hrsg.): *Mitteilungen DIBt: Bauregelliste A, Bauregelliste B und Liste C*. Deutsches Institut für Bautechnik, Oktober 2012
- [131] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V. (DIN) (Hrsg.): *DIN 4102-2: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen; Bauteile, Begriffe, Anforderungen und Prüfungen*. Berlin : Beuth Verlag GmbH, September 1977
- [132] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V. (DIN) (Hrsg.): *DIN 4102-4: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen; Zusammenstellung und Anwendung klassifizierter Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile*. Berlin : Beuth Verlag GmbH, März 1994
- [133] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V. (DIN) (Hrsg.): *DIN 4133: Schornsteine aus Stahl*. Berlin : Beuth Verlag GmbH, 1994
- [134] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V. (DIN) (Hrsg.): *DIN EN 1363-1: Feuerwiderstandsprüfungen - Teil 1: Allgemeine Anforderungen Deutsche Fassung EN 1363-1: 1999*. Berlin : Beuth Verlag GmbH, Oktober 1999
- [135] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V. (DIN) (Hrsg.): *DIN 18230: Baulicher Brandschutz im Industriebau. Teil 3: Rechenwerte*. Berlin : Beuth Verlag GmbH, August 2002

- [136] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V. (DIN) (Hrsg.): *DIN 4102-4/A1: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen - Teil 4; Zusammenstellung und Anwendung klassifizierter Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile; Änderung A1*. Berlin : Beuth Verlag GmbH, November 2004
- [137] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V. (DIN) (Hrsg.): *DIN 1045-1: Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton, Teil 1: Bemessung und Konstruktion*. Berlin : Beuth Verlag GmbH, August 2008
- [138] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V. (DIN) (Hrsg.): *DIN EN ISO 11357-1: Kunststoffe - Dynamische Differenz-Thermoanalyse (DSC) - Teil 1: Allgemeine Grundlagen*. Berlin : Beuth Verlag GmbH, Oktober 2009
- [139] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V. (DIN) (Hrsg.): *DIN EN 13501-2: Klassifizierung von Bauprodukten und Bauarten zu ihrem Brandverhalten. Teil 2: Klassifizierung mit den Ergebnissen aus den Feuerwiderstandsprüfungen, mit Ausnahme von Lüftungsanlagen; Deutsche Fassung EN 13501-2:2007+A1:2009*. Berlin : Beuth Verlag GmbH, Februar 2010
- [140] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V. (DIN) (Hrsg.): *Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke. Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen, Brandeinwirkung auf Tragwerke; (DIN EN 1991-1-2)*. Berlin : Beuth Verlag GmbH, Dezember 2010
- [141] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V. (DIN) (Hrsg.): *Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken. Teil 1-2: Allgemeine Regeln, Tragwerksbemessung für den Brandfall; (DIN EN 1992-1-2)*. Berlin : Beuth Verlag GmbH, Dezember 2010
- [142] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V. (DIN) (Hrsg.): *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten. Teil 1-2: Allgemeine Regeln, Tragwerksbemessung für den Brandfall; (DIN EN 1993-1-2)*. Berlin : Beuth Verlag GmbH, Dezember 2010
- [143] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V. (DIN) (Hrsg.): *Eurocode 4: Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton. Teil 1-2: Allgemeine Regeln, Tragwerksbemessung für den Brandfall; (DIN EN 1994-1-2)*. Berlin : Beuth Verlag GmbH, Dezember 2010

- [144] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V. (DIN) (Hrsg.): *Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter- Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke. Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen, Brandeinwirkungen auf Tragwerke; (DIN EN 1991-1-2 NA)*. Berlin : Beuth Verlag GmbH, Dezember 2010
- [145] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V. (DIN) (Hrsg.): *Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter- Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken. Teil 1-2: Allgemeine Regeln, Tragwerksbemessung für den Brandfall; (DIN EN 1992-1-2 NA)*. Berlin : Beuth Verlag GmbH, Dezember 2010
- [146] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V. (DIN) (Hrsg.): *Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter- Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten. Teil 1-2: Allgemeine Regeln, Tragwerksbemessung für den Brandfall; (DIN EN 1993-1-2 NA)*. Berlin : Beuth Verlag GmbH, Dezember 2010
- [147] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V. (DIN) (Hrsg.): *Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter- Eurocode 4: Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton. Teil 1-2: Allgemeine Regeln, Tragwerksbemessung für den Brandfall; (DIN EN 1994-1-2 NA)*. Berlin : Beuth Verlag GmbH, Dezember 2010
- [148] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V. (DIN) (Hrsg.): *Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter- Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken. Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau; (DIN EN 1992-1-1 NA)*. Berlin : Beuth Verlag GmbH, Januar 2011
- [149] DIBT (Hrsg.): *Zulassungsgrundsätze für reaktive Brandschutzsysteme auf Stahlbauteilen*. Berlin : DIBt, November 1997

Studien- und Diplomarbeiten

Im Rahmen dieser Dissertation sind folgende Diplom- und Studienarbeiten betreut worden (Nachweis: Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover):

- [150] HASSAN, Aziz: *Kalibrierung der rechnerischen Materialkennwerte eines Dämmschichtbildners durch Versuche*. Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Studienarbeit, 2011
- [151] KIBLER, Sergej: *FEM-Simulation des Membrangrenztragzustandes eines Verbunddeckensystems mit diskreter Rissbildung*. Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Studienarbeit, 2010
- [152] KIBLER, Sergej: *Numerische Simulation von Verbundbauteilen unter Berücksichtigung nichtlinearen Materialverhaltens und Brandbeanspruchung*. Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Diplomarbeit, 2011
- [153] KLEIBÖMER, Inka Colleen: *Brandverhalten von Spannbetonhohlplatten*. Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Studienarbeit, 2011
- [154] KLEIBÖMER, Inka Colleen: *Design of composite slab systems taking into account membrane action in case of fire*. Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Diplomarbeit, 2011
- [155] REICHERT, Waldemar: *Tragfähigkeit stabilitätsgefährdeter Stahlträger im Brandfall*. Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Diplomarbeit, 2010
- [156] ROTHE, Georg Martin: *Bemessung von Verbunddeckensystemen im Brandfall unter Berücksichtigung der Membranwirkung*. Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Diplomarbeit, 2011
- [157] THOMY, Julia: *Interaktion zwischen den Deckenfeldern bei der Nutzung der Membranwirkung im Brandfall*. Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Bachelorarbeit, 2011
- [158] WEFER, Timo: *Untersuchung zur Stabilität von offenen Stahlquerschnitten bei erhöhten Temperaturen*. Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Studienarbeit, 2009
- [159] WENNING, Markus: *Der schubsteife Balken unter Gleichstreckenlast und starker thermischer Beanspruchung*. Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Studienarbeit, 2010

- [160] WIGGER, Monika: *Numerische Simulation von Dämmschichtbildnern*. Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Diplomarbeit, 2010
- [161] WISNIEWSKI, Szymon: *Abschätzung der Brandtemperaturen in einem Deckensystem*. Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Studienarbeit, 2011

Abbildungsverzeichnis

1.1	Schnitt durch ein Verbunddeckenträgersystem (aus [119])	2
2.1	Zusammenhang zwischen Zeit und Gasgastemperatur bei der Einheits- Temperaturzeitkurve	9
2.2	Temperaturverlauf im Fluid bei Konvektion	15
2.3	Wärmestrahlung an der Oberfläche eines Körpers (nach Herwig und Moschallski [52])	16
2.4	Wärmestromdichten über die Oberfläche eines infinitesimalen Volu- menelementes	20
2.5	Faktoren bezogen auf die Eigenschaften bei Raumtemperatur für die Materialkennwerte von reaktiven Brandschutzsystemen in Abhängig- keit der Brandschutzsystemtemperatur nach Hosser u. a. [58] und Choi u. a. [29]	26
2.6	Faktoren bezogen auf die Eigenschaften bei Raumtemperatur für die Materialkennwerte von reaktiven Brandschutzsystemen in Abhängig- keit der Brandschutzsystemtemperatur nach Hollmann [55]	29
2.7	Versuchsgebäude in Cardington (aus Newman u. a. [87])	32
2.8	Probekörper nach Versuch (aus Bailey und Toh [13])	33
2.9	Probekörper mit Belastung durch Eigengewicht, links Ansicht von oben, rechts von unten (aus Abu [3])	33
2.10	Versuchsaufbau FRACOF (aus Mensinger u. a. [81])	34
2.11	Versuchsaufbau Mokrsko (aus Wald u. a. [122])	35
2.12	Versuchsaufbau Belfast	36
2.13	Aufbau des September-Versuchs in Dachau	36
2.14	Versagensmodi bei ungeschützten und geschützten Randträgern (aus Mensinger u. a. [78])	37
2.15	Membranwirkung eines Deckenfeldes (aus Mensinger u. a. [78])	38
2.16	Gleichgewichtsbetrachtungen entlang der Bruchlinien (aus Mensinger u. a. [78])	39

2.17	Mechanismus zur Ausbildung der Membrantragwirkung nach Li u. a. [71]	40
3.1	Prinzipskizze des Messaufbaus der dynamischen Wärmestrom-Differenzkalometrie (nach [138])	52
3.2	Prinzipskizze zur Volumenarbeit am Beispiel eines Kolbens in einem Zylinder	55
3.3	Bestandteile des NETZSCH STA 409 PC/PG	58
3.4	Ofen des NETZSCH STA 409 PC/PG	58
3.5	Masse der drei Proben des reaktiven Brandschutzsystems in Abhängigkeit der Temperatur des Brandschutzsystems bezogen auf die jeweilige Ausgangsmasse	59
3.6	DSC-Signal $\left(\frac{1}{m} \cdot \frac{dQ}{dt}\right)$ der drei Proben des reaktiven Brandschutzsystems in Abhängigkeit der Temperatur des Brandschutzsystems	59
3.7	TG- und DSC-Signal der 5,3 mg Probe des reaktiven Brandschutzsystems in Abhängigkeit der Temperatur des Brandschutzsystems	61
3.8	Wärmeleitfähigkeit des aufschäumenden reaktiven Brandschutzsystems und der Luft (Konduktion und Radiation) in Abhängigkeit der Materialtemperatur	67
3.9	Gesamtwärmekapazität der drei Proben in Abhängigkeit der Proben-temperatur	68
3.10	Von der Proben-temperatur abhängige, gemittelte Gesamtwärmekapazität der drei Proben und Ausgleichspolynom	69
3.11	Gesamtwärmekapazität in Abhängigkeit der Temperatur des reaktiven Brandschutzsystems und unter Berücksichtigung von Massen- und Volumenänderung	70
3.12	Porositätsverlauf in Abhängigkeit der Proportionalitätskonstanten γ und der Temperatur des reaktiven Brandschutzsystems	74
4.1	Prinzip des Verlaufs der spezifischen Wärmekapazität von Beton in Abhängigkeit der Betontemperatur mit der Ergänzung für die Feuchtigkeit nach DIN EN 1992-1-2 [141] und DIN EN 1994-1-2 [143]	77
4.2	Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit der Luft	79
4.3	Temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität der Luft	80
4.4	Temperaturabhängige Dichte der Luft	82

4.5	Für die Simulation aufgearbeitete, temperaturabhängige Gesamtwärme- kapazität des reaktiven Brandschutzsystems	90
4.6	Für die Simulation aufgearbeitete, temperaturabhängige Wärmeleit- fähigkeit des reaktiven Brandschutzsystems	90
4.7	Schädigungen am reaktiven Brandschutzsystem während der Brand- versuche in Dachau [81]	92
4.8	Fehlende Angaben und Annahmen bei Konstruktion der Geometrie des komplett aufgeschäumten reaktiven Brandschutzsystem auf Dämm- schichtbildnerbasis	93
4.9	Konvektion in einem Hohlraum	97
4.10	Querschnitte der betrachteten Spannbetonhohldielensegmente (nicht maßstäblich)	103
4.11	Temperaturverteilung am Hohlraumrand bei neunzig-minütiger Brand- einwirkung (ETK)	106
4.12	Einfluss der Hohlraummodellierung auf die Temperaturverteilung am Hohlraumrand bei neunzig-minütiger Brandeinwirkung (ETK)	107
4.13	Geometrie des bekleideten Profils und Temperaturmesspunkte (3 bis 7)	109
4.14	Temperaturverläufe über die Zeit des Messpunktes 6 beim HE 180 B- Profil bei variierendem Wärmeübergangskoeffizienten und ohne Be- rücksichtigung der Radiation im Hohlraum (ETK-Beflammung)	111
4.15	Temperaturverläufe über die Zeit des Messpunktes 6 beim HE 180 B- Profil bei variierender Modellierung des Wärmetransports im Hohl- raum (ETK-Beflammung)	112
4.16	Strahlungsaustausch zwischen zwei Flächenelementen mit Definition der Einstrahlwinkel β_1 und β_2 , des Abstandes r und der Punkte A bis D für die <i>Regel der gekreuzten Fäden</i>	114
4.17	Einstrahlzahlen bei einem Doppel-T-Profil bei dreiseitiger oder vier- seitiger Beflammung	116
4.18	Wärmestromdichten aus Radiation in einer Kammer	117
4.19	k_{SH} -Faktoren und gemittelte Einstrahlzahlen in Abhängigkeit des Profilmfaktors	119
4.20	Vergleich der berechneten Temperaturen mit und ohne Berücksichti- gung der Einstrahlzahl und den Messergebnissen des Juli-Versuches in Dachau [81]	121

4.21	Vergleich der gemittelten Temperatur der numerischen Simulation mit der Temperatur nach Gleichung (4.25) aus DIN EN 1993-1-2 [142] für den Juli-Versuch in Dachau [81]	123
4.22	Vergleich der gemittelten Temperatur der numerischen Simulation mit der Temperatur nach Gleichung (4.25) aus DIN EN 1993-1-2 [142] für den Juli-Versuch in Dachau [81] bis 20 Minuten Branddauer	124
4.23	Temperaturabhängige Emissivität und die Ableitung der Emissivität nach der Temperatur von verzinktem Blech	127
4.24	Querschnitt der betrachteten Verbunddecke mit Temperaturmesspunkten	128
4.25	Vergleich zwischen gemessener und berechneter Temperatur bei unterschiedlicher Emissivität der Oberfläche des September-Versuches in Dachau [81]	129
4.26	Vergleich zwischen gemessener und berechneter Temperatur bei unterschiedlichen Wärmübergangsbedingungen des September-Versuches in Dachau [81]	131
4.27	Numerische Modelle für die thermische Analyse von Verbundträgern beschichtet mit reaktivem Brandschutzsystem	133
4.28	Vergleich der Temperaturen der Messung und der Simulation mit den Materialkennwerten nach Hosser u. a. [58] für ein IPE 240-Profil . . .	134
4.29	Vergleich der Temperaturen der Messung und der Simulation mit den Materialkennwerten nach Abschnitt 3.3 auf Seite 62 für ein IPE 240-Profil	135
4.30	Vergleich der Temperaturen der Messung und der Simulation mit den Materialkennwerten nach Abschnitt 3.3 auf Seite 62 für ein IPE 160-Profil	136
4.31	Temperatur-Zeit-Verläufe bei variierender Wärmeleitfähigkeit des unaufgeschäumten reaktiven Brandschutzsystems am Beispiel des IPE 160-Profiles	139
5.1	Vereinfachtes, statisches System mit Lasten	143
5.2	Zusammenhang zwischen dem nichtlinearen und linearen Temperaturgradienten	143
5.3	Gesamtsystem mit horizontal verschieblichem rechten Lager	147
5.4	Vergleich der Lösungen nach linearer Biegetheorie und der Lösung nach Energiemethode	152
5.5	Normalkraft und Verschiebung in Stablängsrichtung bei der Lösung nach der Energiemethode	153

5.6	Moment und Normalkraft in Abhängigkeit der Lasterhöhung beziehungsweise der Reduktion des Elastizitätsmoduls	155
5.7	Einfluss des Temperaturgradienten auf die Schnittgrößen bei der Lösung nach der Energiemethode	156
5.8	Vergleich von gemessenen und berechneten Durchbiegungen	158
5.9	Berechnete Schnittgrößen des Juli-Versuches [81] bei der Lösung nach der Energiemethode für unterschiedlichen Verzerrungs-Verformungs-Beziehung	160
5.10	Zusammensetzung der berechneten Gesamtdurchbiegung aus thermischer und mechanischer Durchbiegung beim Juli-Versuch von Dachau	162
5.11	Anteil der mechanischen Durchbiegung an der berechneten Gesamtdurchbiegung in Abhängigkeit der Last und des Temperaturgradienten als Isolinien	165
5.12	Temperaturänderung bei der Einheits-Temperaturzeitkurve mit und ohne Abweichungen im Vergleich zu kritischen Temperaturänderungen bezüglich der Durchbiegungsgeschwindigkeit	169
6.1	Prinzip der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton	177
6.2	Darstellung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung (Druck) von Beton der Güte C20/25 und Raumtemperatur in verschiedenen Programmen	179
6.3	Spannungs-Dehnungs-Beziehung (Zug) von Beton mit einer Zugfestigkeit von $2^{\text{N/mm}^2}$ und Raumtemperatur bei unterschiedlichen Programmen	180
6.4	Betontemperaturabhängige Bruchgrenzkurven von Normalbeton nach Ehm [34]	182
6.5	Betontemperaturabhängiges Verhältnis von einaxialer zu biaxialer Betondruckfestigkeit	183
6.6	Temperaturabhängige Kraft-Verformungs-Beziehung von Kopfbolzendübeln in <i>Vulcan</i> [61] für einen Bolzenschaftdurchmesser von 16 mm und eine Streckgrenze des Bolzenmaterials von $350^{\text{N/mm}^2}$	185
6.7	Temperaturabhängige Kraft-Verformungs-Beziehung von Kopfbolzendübeln nach Kruppa und Zhao [69] für einen Bolzenschaftdurchmesser von 16 mm und eine Streckgrenze des Bolzenmaterials von $350^{\text{N/mm}^2}$.	185
6.8	Prinzip des <i>Newton-Raphson</i> -Verfahrens	191
6.9	Modellierung der Verbundfuge in <i>Vulcan</i> [61]	195
6.10	Modellierung der Verbundfuge in <i>Abaqus</i> [2]	196

6.11 Kraft-Verformungs-Beziehung eines <i>Connector</i> -Elementes für einen Kopfbolzendübel mit einem Bolzendurchmesser von 16 mm und einer Streckgrenze des Bolzenmaterials von 350 N/mm^2 bei $20 \text{ }^\circ\text{C}$	197
6.12 Modellierung des Anschlusses	198
6.13 Versuchsträger T15 und T16	199
6.14 Gemessene Temperaturen und bei der numerischen Simulation genutzte Temperaturen der Versuche T15 und T16	201
6.15 Gemessene und berechnete Durchbiegungen des Versuches T15	202
6.16 Gemessene und berechnete Durchbiegungen des Versuches T16	203
6.17 Draufsicht auf das Deckensystem des Juli-Versuches von Dachau nach [81]	206
6.18 Betondecke im Schnitt A-A	207
6.19 Gemessene und geglättete Temperaturen in der Betondecke vom Juli-Versuch in Dachau [81]	208
6.20 Numerisches Modell des Juli-Versuches von Dachau [81] in der Software <i>Vulcan</i> [61] (gerenderte Darstellung)	208
6.21 Numerisches Modell des Juli-Versuches von Dachau [81] in der Software <i>Safir</i> [40]	209
6.22 Numerisches Modell des Juli-Versuches von Dachau [81] in der Software <i>Abaqus</i> [2]	209
6.23 Vergleich der numerisch berechneten Durchbiegungen des großen Deckenfeldes im Drittelpunkt mit den Messungen des Juli-Versuches [81]	210
6.24 Vergleich der numerisch berechneten Durchbiegungen des kleinen Deckenfeldes mit den Messungen des Juli-Versuches [81]	211
6.25 Vergleich der numerisch berechneten Durchbiegungen des Mittelträgers (mitte) mit den Messungen des Juli-Versuches [81]	211
6.26 Membrankräfte bei der Simulation des Juli-Versuches von Dachau [81] mit <i>Vulcan</i> [61] in der 50. Minute des Brandes	213
6.27 Membrankräfte bei der Simulation des Juli-Versuches von Dachau [81] mit <i>Safir</i> [40] in der 50. Minute des Brandes	214
6.28 Membrankräfte bei der Simulation des Juli-Versuches von Dachau [81] mit <i>Abaqus</i> [2] in der 50. Minute des Brandes (Darstellung der Membrankräfte am Halbsystem)	214

6.29	Vergleich der numerisch berechneten Durchbiegungen des großen Deckenfeldes mit und ohne Berücksichtigung der thermischen Dehnung	216
6.30	Vergleich der numerisch berechneten Durchbiegungen des großen Deckenfeldes bei unterschiedlichen thermischen Dehnungen	218
6.31	Vergleich der numerisch berechneten Durchbiegungen des kleinen Deckenfeldes bei unterschiedlichen thermischen Dehnungen	218
6.32	Verbundträger, bei denen der Schlupf zwischen Betonplatte und Stahlträger betrachtet wird, sowie Definition des Ursprunges der Lage der Kopfbolzendübel	220
6.33	Numerisch berechneter Schlupf der Kopfbolzendübel parallel zur Trägerachse des ungeschützten Trägers während des Brandes	221
6.34	Numerisch berechneter Gesamtschlupf der Kopfbolzendübel des ungeschützten Trägers während des Brandes	222
6.35	Numerisch berechneter Schlupf parallel zur Trägerachse der Kopfbolzendübel des geschützten Trägers während des Brandes	223
6.36	Numerisch berechneter Schlupf senkrecht zur Trägerachse der Kopfbolzendübel des geschützten Trägers während des Brandes	224
6.37	Durchbiegung des großen Deckenfeldes im Drittelpunkt bei unterschiedlichen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen und beim Versuch	227
6.38	Durchbiegung des kleinen Deckenfeldes in der Mitte bei unterschiedlichen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen und beim Versuch	227
7.1	Versagen des Raumabschlusskriteriums trotz Einhaltung des Tragfähigkeitskriteriums und Isolationskriteriums beim Juli-Versuch in Dachau [81]	232
7.2	Modellierung von Schädigung und Versagen nach Nasdala [86]	235
7.3	Fiktives Beispiel zum Materialversagen	236
7.4	Skizze zu den Definitionen bei einem Riss	239
7.5	Prinzipdarstellung zu den Originalknoten und Phantomknoten in der XFEM	239
7.6	Beschreibung des Verformungsverhaltens von Beton im Zugbereich mittels der Bruchenergie G_f (vergleiche Hordijk [57])	240
7.7	Spannungs-Rissöffnungs-Beziehungen für einen Beton der Güte C35/45244	
7.8	Numerisches Modell zur Bestimmung des Viskositätsparameters	248
7.9	Zugfestigkeit des Betons in Abhängigkeit des Viskositätsparameters	249

7.10	Spannungs-Verformungs-Beziehung aus Versuchen von Hordijk [57] und numerische Simulation	250
7.11	Entwicklung des Risses im Betonprisma bei der numerischen Simula- tion (100fach überhöhte Verformung)	251
7.12	Prinzipdarstellung des Wegs vom globalen Modell zum Submodell . .	253
7.13	Transformation der Verschiebungsrandbedingungen vom globalen Scha- lenmodell zum Submodell mit Volumenelementen	253
7.14	Diskretisiertes Submodell des globalen Schalenmodells von Abschnitt 6.5	255
7.15	Rissentstehung und Rissentwicklung in der Betonplatte bei Vernach- lässigung und Berücksichtigung der Bewehrung, 10% der Last im Brandfall und 100facher Überhöhung der Verformungen	257

Tabellenverzeichnis

2.1	Ausdrücke aus Bauordnungen und Richtlinie bezüglich der Feuerwiderstandsdauer und ihre normative Bedeutung nach DIN 4102-2 [131] und DIN EN 13501-2 [139]	9
3.1	Latente Wärme der drei Proben des reaktiven Brandschutzsystems bei unterschiedlichen chemischen oder physikalischen Prozessen . . .	62
3.2	Koeffizienten des Ausgleichspolynoms für die Gesamtwärmekapazität	70
4.1	Peak- beziehungsweise Plateauwert der latenten Wärme nach DIN EN 1992-1-2 [141] und DIN EN 1994-1-2 [143]	77
4.2	Vergleich der latenten Wärme berechnet aus DIN EN 1992-1-2 [141] und DIN EN 1994-1-2 [143] sowie nach Dobrinski u. a. [31]	78
4.3	Vorschlag zum Peak- beziehungsweise Plateauwert der latenten Wärme für DIN EN 1992-1-2 [141] und DIN EN 1994-1-2 [143]	78
4.4	Gauss-Punkte, Stützstellen und Wichtungsfaktoren bei der numerischen Integration im Hohlraum	101
4.5	Mittelwert und Standardabweichung des Verhältnisses k_{SH} -Faktor zur gemittelten Einstrahlzahl	118
4.6	Gemessene Trockenschichtdicke des reaktiven Brandschutzsystems bei unterschiedlichen Profilen	134
7.1	Auswertung der unterschiedlichen Formeln der Bruchenergie für einen Beton der Güte C35/45	243

A Element zur Berücksichtigung der Konvektion in einem Hohlraum ohne die Wärmespeicherfähigkeit der Luft

```
0  !DEC$ FREEFORM
   ! Die Datei-Endung f steht fuer Fortran77 und es ist eine spaltenkonforme schreibweise
   ! zu nutzen. Dies ist sehr muhsam. F90-Dateien muessen dies nicht. Will mann nun
   ! spatunabhaengig programmieren, muss dieses bei f-Dateien dem Compiler mitgeteilt
   ! werden; dafuer ist die erste Zeile.
5
   SUBROUTINE UEL(RHS,AMATRX,SVARS,ENERGY,NDOFEL,NRHS,NSVARS,&
        PROPS,NPROPS,COORDS,MCRD,NNODE,U,DU,V,A,JTYPE,&
        TIME,DTIME,KSTEP,KINC,JELEM,PARAMS,NDLOAD,&
10        JDLTYP,ADLMAG,PREDEF,NPREDF,LFLAGS,MLVARX,&
        DDLMAG,MDLOAD,PNEWDT,JPROPS,NJPROP,PERIOD)

        INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'

        DIMENSION RHS(MLVARX,*),AMATRX(NDOFEL,NDOFEL),PROPS(*),&
15        SVARS(*),ENERGY(8),COORDS(MCRD,NNODE),U(NDOFEL),&
        DU(MLVARX,*),V(NDOFEL),A(NDOFEL),TIME(2),&
        PARAMS(*),JDLTYP(MDLOAD,*),ADLMAG(MDLOAD,*),&
        DDLMAG(MDLOAD,*),PREDEF(2,NPREDF,NNODE),&
        LFLAGS(*),JPROPS(*)
20
        REAL*8 GesL,N1X1,N1X2,N2X1,N2X2,T1,T2,A1,A2,DADT1,DADT2
        INTEGER K1,K2,I
        REAL*8, DIMENSION(NNODE):: Li
25
        PARAMETER (ZERO=0.D0,ONEOVERROOTTHREE=0.57735026918962D0)

        !
        !Ein Element fuer n Knoten: Es ist bei 2D-thermischen Analysen geeignet.
30        !Das Element stellt einen luftgeuellten Hohlraum dar. Die umgebenden
        !Elemente geben ueber Konvektion Waerme an den Hohlraum ab bzw. nehmen auf.
        !Die Strahlung im Hohlraum wird nicht beruecksichtigt, hierzu ist die Cavity
        !Modellierung in Abaqus zu nutzen.
        !Es wird angenommen, dass die Luft keine Waerme speichern kann.
35        !Zwischen zwei Knoten wird ein linearer Temperaturverlauf angenommen
        !
```

```

!Anmerkung: NDOFEL muss gleich NNODE sein, da jeder Knoten nur einen DOF
!hat!!! Der Hohlraum ist geschlossen und somit ein geschlossenen Polygon
!Sollte eine Kante zwischen zwei Knoten nicht beruecksichtigt werden, ist
40 !dieses unter JPROPS einzutragen. Es wird davon ausgegangen, dass der erste
!Knoten zwischen dem ersten und zweitem Knoten liegt usw. In JPROPS werden
!somit die Kantennummern angegeben, die nicht beruecksichtigt werden sollen.
!Eine Luecke zwischen Knoten n und 1 geht nicht.
!
45 !SVARS hat per default eine Laenge von 1
!

!
50 !Bedeutung der Variablen
!
!Li      :      Feld mit den Laengen zwischen den einzelnen Knoten
!SVARS(1) :      Die Hohlraumtemperatur wird hierdrunter gespeichert
!GesL    :      Umfang des Hohlraums
55 !

!
60 !
! Initialisierung (Wichtig: NRHS=1!!!)
!

65 DO K1 = 1, NDOFEL
    RHS(K1,NRHS) = ZERO
    DO K2 = 1, NDOFEL
        AMATRIX(K2,K1) = ZERO
    END DO
70 END DO

!
!Es wird die Massenmatrix (dF/du{..}) verlangt.
!Da thermische Analyse ist die Matrix null
75 !
IF (LFLAGS(3).EQ.4) RETURN

!
!Wenn thermische Analyse, dann Element nutzbar!!!
80 !
IF (LFLAGS(1).EQ.31.OR.LFLAGS(1).EQ.32.OR.LFLAGS(1).EQ.33) THEN
    !31 Heat transfer, steady-state
    !32 Heat transfer, transient, fixed time increments
    !33 Heat transfer, transient, maximum allowable nodal
85 ! temperature change given

!
!Bestimmung der Hohlraumtemperatur
!
```

```

90      GesL = ZERO
        SVARS(1) = ZERO
        DO K1=1,NNODE-1
            K2=K1+1
            ! Nur 2D geeignet!!!!
95      Li(K1) = SQRT((COORDS(1,K1)-COORDS(1,K2))*(COORDS(1,K1)-&
                    COORDS(1,K2))+ &
                    (COORDS(2,K1)-COORDS(2,K2))*(COORDS(2,K1)-&
                    COORDS(2,K2)))
            SVARS(1) = SVARS(1) + (U(K1)+U(K2))*Li(K1)
100     GesL = GesL + Li(K1)
        END DO
        !Diese zusätzlichen Zeilen koennten auch in der Do-Schleife stehen,
        !es waere jedoch eine if-Anweisung notwendig.
        !Die wird hiermit gespart -> etwas schneller
105     Li(NNODE) = SQRT((COORDS(1,NNODE)-COORDS(1,1))*&
                    (COORDS(1,NNODE)-COORDS(1,1))+ &
                    (COORDS(2,NNODE)-COORDS(2,1))* &
                    (COORDS(2,NNODE)-COORDS(2,1)))
        SVARS(1) = SVARS(1) + (U(NNODE)+U(1))*Li(NNODE)
110     GesL = GesL + Li(NNODE)
        !
        !Kanten, die nicht beruecksichtigt werden sollen
        !
        DO I = 1, NJPROP
115         K1=JPROPS(I)
            K2=K1+1
            SVARS(1) = SVARS(1) - (U(K1)+U(K2))*Li(K1)
            GesL = GesL - Li(K1)
        END DO
120
        SVARS(1) = SVARS(1)/GesL*0.5

        !
        !Berechnung der AMATRIX (Steifigkeitsmatrix) durch num. Integration
125     !Berechnung der Rechten Seite (RHS) durch num. Integration
        !Es wird ein Newton-Verfahren zur Loesungsiteration genutzt:
        !AMATRIX*T=RHS
        !

130     !Auswertung der Ansatzfunktionen an den Gausspunkten
        !NiXj steht fuer Ansatzfunktion Ni ausgewertet am Punkt Xj
        !N1= 1/2*(1-xi)
        !N2= 1/2*(1+xi)
        !Als Gausspunkte werden genutzt:
135     !GP1 = 1/(3^0.5) mit Wichtung 1.0
        !GP2 = -1/(3^0.5) mit Wichtung 1.0
        N1X1=0.21132486540519D0 !0.5*(1-ONEOVERROOTTHREE)
        N1X2=0.78867513459480D0 !0.5*(1+ONEOVERROOTTHREE)
        N2X1=N1X2
140     N2X2=N1X1
        !Wichtungsfaktoren
        !WF1=1.D0
    
```

```

!WF2=1.D0
!-> um Multiplikationen zu sparen, werden sie nicht weiter genutzt
145
DO K1=1,NNODE-1 !Schleife ueber alle Teillaengen des Hohlraums
    K2=K1+1

    !Bestimmung der Waermeuebergangskoeffizienten und der Ableitung bei den
    !Gausspunkten. Dafuer wird zuerst die Temperatur an den Gausspunkten
    !bestimmt. Es gilt:  $T(xi)=N1(xi)*T1+N2(xi)*T2$ 
    T1=N1X1*U(K1)+N2X1*U(K2)
    T2=N1X2*U(K1)+N2X2*U(K2)
    !Auswertung alpha(T) und dalpha/dT
    155 CALL KALPHA(T1,A1,DADT1)
    CALL KALPHA(T2,A2,DADT2)

    !Hilfswerte:
    !Es wird berechnet:  $dalpha/dT*(T-T\_Hohlraum)+alpha$ 
    160 !DADT1 und DADT2 werden nur in dieser Rechnung benoetigt und
    !werden danach als Hilfsspeicher genutzt. Es koennen somit zwei
    !Real-Speicherplaetze gespart werden.
    DADT1= DADT1*(T1-SVARS(1))+A1
    DADT2= DADT2*(T2-SVARS(1))+A2
    165

    ! Steifigkeitsmatix
    !Es gilt zu berechnen:  $Int(N*N^t*(dalpha/dT*(T-T\_Hohlraum)+alpha))$ 
    !Das Integral gilt ueber den ganzen Hohlraum. Das Integral wird in
    !Teilstrecken aufgeteilt .
    170 !Somit gilt nur noch:  $Int(N*N^t*(dalpha/dT*(T-T\_Hohlraum)+alpha))$ 
    !von 0 bis Li (Laenge der Teilstrecke)
    ! $Int(N*N^t*(dalpha/dT*(T-T\_Hohlraum)+alpha))$  von 0 bis Li ist gleich
    ! $Int(N*N^t*(dalpha/dT*(T-T\_Hohlraum)+alpha)*Li/2)$  von -1 bis +1
    !ist gleich  $Int(f(xi)*Li/2)$  von -1 bis +1
    175 !ist ungefaehr  $f(xi1)*WF1*Li/2+f(xi2)*WF2*Li/2$ 
    !mit  $WF1=WF2=1$  gilt:  $(f(xi1)+f(xi2))*Li/2$ 
    !
    ! $N*N^t=[N1*N1 N1*N2]$ 
    !       $[N2*N1 N2*N2]$ 
    180 !
    !
    AMATRX(K1,K1)=AMATRX(K1,K1)+(N1X1*N1X1*DADT1+N1X2*&
        N1X2*DADT2)*Li(K1)*0.5
    AMATRX(K1,K2)=AMATRX(K1,K2)+(N1X1*N2X1*DADT1+N1X2*&
        N2X2*DADT2)*Li(K1)*0.5
    185 AMATRX(K2,K1)=AMATRX(K2,K1)+(N2X1*N1X1*DADT1+N2X2*&
        N1X2*DADT2)*Li(K1)*0.5
    AMATRX(K2,K2)=AMATRX(K2,K2)+(N2X1*N2X1*DADT1+N2X2*&
        N2X2*DADT2)*Li(K1)*0.5
    190

    !Hilfswerte:
    !Es wird berechnet:  $alpha*(T-T\_Hohlraum)$ 
    DADT1=A1*(T1-SVARS(1))
    DADT2=A2*(T2-SVARS(1))
    195
    
```

```

!Rechte Seite
!Es gilt zu berechnen: Int(N*alpha*(T-T_Hohlraum))
!Das Integral gilt ueber den ganzen Hohlraum. Das Integral wird in
!Teilstrecken aufgeteilt .
200 !Somit gilt nur noch: Int(N*alpha*(T-T_Hohlraum)) von 0 bis Li
!(Laenge der Teilstrecke)
!Int(N*alpha*(T-T_Hohlraum)) von 0 bis Li ist gleich
!Int(N*alpha*(T-T_Hohlraum)*Li/2) von -1 bis +1
!ist gleich Int(f(xi)*Li/2) von -1 bis +1
205 !ist ungefaehr f(xi1)*WF1*Li/2+f(xi2)*WF2*Li/2
!mit WF1=WF2=1 gilt: (f(xi1)+f(xi2))*Li/2
!
!N=[N1 N2]^t
!
210 RHS(K1,NRHS)=RHS(K1,NRHS)-(N1X1*DADT1+N1X2*DADT2)*&
Li(K1)*0.5
RHS(K2,NRHS)=RHS(K2,NRHS)-(N2X1*DADT1+N2X2*DADT2)*&
Li(K1)*0.5

END DO
215 !siehe vorige Do-Schleife fuer Erlaeuterungen
!Diese zusaetzlichen Zeilen koennten auch in der Do-Schleife stehen,
!es waere jedoch eine if-Anweisung notwendig.
!Die wird hiermit gespart -> etwas schneller
T1=N1X1*U(NNODE)+N2X1*U(1)
220 T2=N1X2*U(NNODE)+N2X2*U(1)

CALL KALPHA(T1,A1,DADT1)
CALL KALPHA(T2,A2,DADT2)

225 DADT1= DADT1*(T1-SVARS(1))+A1
DADT2= DADT2*(T2-SVARS(1))+A2

AMATRX(NNODE,NNODE)=AMATRX(NNODE,NNODE)+(N1X1*N1X1*&
DADT1+N1X2*N1X2*DADT2)*Li(K1)*0.5
230 AMATRX(NNODE, 1)=AMATRX(NNODE, 1)+(N1X1*N2X1*&
DADT1+N1X2*N2X2*DADT2)*Li(K1)*0.5
AMATRX( 1,NNODE)=AMATRX( 1,NNODE)+(N2X1*N1X1*&
DADT1+N2X2*N1X2*DADT2)*Li(K1)*0.5
AMATRX(1 , 1)=AMATRX(1 , 1)+(N2X1*N2X1*
235 DADT1+N2X2*N2X2*DADT2)*Li(K1)*0.5

DADT1=A1*(T1-SVARS(1))
DADT2=A2*(T2-SVARS(1))

240 RHS(NNODE,NRHS)=RHS(NNODE,NRHS)-(N1X1*DADT1+N1X2*&
DADT2)*Li(K1)*0.5
RHS(1 ,NRHS)=RHS(1 ,NRHS)-(N2X1*DADT1+N2X2*&
DADT2)*Li(K1)*0.5

245 !
!Kanten, die nicht beruecksichtigt werden sollen
!
DO I = 1, NJPROP

```

```

250      K1=JPROPS(I)
        K2=K1+1

        T1=N1X1*U(K1)+N2X1*U(K2)
        T2=N1X2*U(K1)+N2X2*U(K2)

255      CALL KALPHA(T1,A1,DADT1)
        CALL KALPHA(T2,A2,DADT2)

        DADT1= DADT1*(T1-SVARS(1))+A1
        DADT2= DADT2*(T2-SVARS(1))+A2

260      AMATRX(K1,K1)=AMATRX(K1,K1)-(N1X1*N1X1*DADT1+N1X2*&
        N1X2*DADT2)*Li(K1)*0.5
        AMATRX(K1,K2)=AMATRX(K1,K2)-(N1X1*N2X1*DADT1+N1X2*&
        N2X2*DADT2)*Li(K1)*0.5
265      AMATRX(K2,K1)=AMATRX(K2,K1)-(N2X1*N1X1*DADT1+N2X2*&
        N1X2*DADT2)*Li(K1)*0.5
        AMATRX(K2,K2)=AMATRX(K2,K2)-(N2X1*N2X1*DADT1+N2X2*&
        N2X2*DADT2)*Li(K1)*0.5

270      DADT1=A1*(T1-SVARS(1))
        DADT2=A2*(T2-SVARS(1))

        RHS(K1,NRHS)=RHS(K1,NRHS)+(N1X1*DADT1+N1X2*&
        DADT2)*Li(K1)*0.5
275      RHS(K2,NRHS)=RHS(K2,NRHS)+(N2X1*DADT1+N2X2*&
        DADT2)*Li(K1)*0.5

        END DO

        RETURN
280      ELSE
        CALL STDB_ABQERR(-3,&
        'UEL: Das Element wird bei keiner thermischen Analyse genutzt.'&
        ,0,0,0, ' ')
        END IF

285      RETURN
END

290 SUBROUTINE KALPHA(T,A,DADT)
        !Ermittelt den Waermeuebergangskoeffizienten (A) in abhaengigkeit der
        !Oberflaechentemperatur. Ermittelt die Ableitung des
        !Waermeuebergangskoeffizienten nach der Temperatur (DADT)
        !in abhaengigkeit der Oberflaechentemperatur

295      INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'
        REAL*8 T,A,DADT
        REAL*8 A1,A2,DT,DA,TL1,TL2
        INTEGER K1

300      PARAMETER (ZERO=0.D0)

```



```
INTEGER,PARAMETER:: N=2 !Anzahl der Wertepaare

DIMENSION TABLE(2,N)
305 !TABLE(1,N): Koeffizient
!TABLE(2,N): Temperatur
DATA TABLE/0.009,20.D0,0.025,300.D0/

310
A=0.009
DADT=ZERO

315 !ersten Wert nutzen, wenn Temperatur kleiner als in Tabelle
!IF (T.LT.TABLE(2,1)) THEN
!   A=TABLE(1,1)
!   DADT=ZERO
!   RETURN
320 !END IF

!letzten Wert nutzen, wenn Temperatur groesser als in Tabelle
!IF (T.GT.TABLE(2,N)) THEN
325 !   A=TABLE(1,N)
!   DADT=ZERO
!   RETURN
!END IF

330 !Werte interpolieren
!DO K1=1,N-1
!   TL1=TABLE(2,K1)
!   TL2=TABLE(2,K1+1)
!   IF(T.GE.TL1.AND.T.LE.TL2) THEN
335 !       DT=TL2-TL1
!       A1=TABLE(1,K1)
!       A2=TABLE(1,K1+1)
!       DA=A2-A1
!       DADT=DA/DT
340 !       A=DADT*(T-TL1)+A1
!       EXIT
!   ENDIF
!END DO
RETURN
345 END
```


B Element zur Berücksichtigung der Konvektion in einem Hohlraum mit Wärmespeicherung der Luft

```
0  !DEC$ FREEFORM
   ! Die Datei-Endung f steht fuer Fortran77 und es ist eine spaltenkonforme Schreibweise
   ! zu nutzen. Dies ist sehr muhsam. F90-Dateien muessen dies nicht. Will mann nun
   ! spatunabhaengig programmieren, muss dieses bei f-Dateien dem Compiler mitgeteilt
   ! werden; dafuer ist die erste Zeile.

5
  SUBROUTINE UEL(RHS,AMATRX,SVARS,ENERGY,NDOFEL,NRHS,NSVARS,&
                PROPS,NPROPS,COORDS,MCRD,NNODE,U,DU,V,A,JTYPE,&
                TIME,DTIME,KSTEP,KINC,JELEM,PARAMS,NDLOAD,&
                JDLTYP,ADLMAG,PREFDEF,NPREFD,LFLAGS,MLVARX,&
10                DDLMAG,MDLOAD,PNEWDT,JPROPS,NJPROP,PERIOD)

      INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'

      DIMENSION RHS(MLVARX,*),AMATRX(NDOFEL,NDOFEL),PROPS(*),&
15                SVARS(*),ENERGY(8),COORDS(MCRD,NNODE),U(NDOFEL),&
                DU(MLVARX,*),V(NDOFEL),A(NDOFEL),TIME(2),&
                PARAMS(*),JDLTYP(MDLOAD,*),ADLMAG(MDLOAD,*),&
                DDLMAG(MDLOAD,*),PREFDEF(2,NPREFD,NNODE),&
                LFLAGS(*),JPROPS(*)

20
      REAL*8 GesL,N1X1,N1X2,N2X1,N2X2,T1,T2,A1,A2,DADT1,DADT2
      REAL*8 Talt,Vluft,MatLuft,qLuft,qaus
      INTEGER K1,K2,I
      REAL*8, DIMENSION(NNODE):: Li,F1,F2

25
      PARAMETER (ZERO=0.D0,ONEOVERROOTTHREE=0.57735026918962D0)

      !
30      !Ein Element fuer n Knoten: Es ist bei 2D-thermischen Analysen geeignet.
      !Das Element stellt einen luftgefuellten Hohlraum dar. Die umgebenden
      !Elemente geben ueber Konvektion Waerme an den Hohlraum ab bzw. nehmen auf.
      !Die Strahlung im Hohlraum wird nicht beruecksichtigt, hierzu ist die Cavity
      !Modellierung in Abaqus zu nutzen.
35      !Es wird angenommen, dass die Luft Waerme speichern kann.
      ! q_ein + q_aus = q_luft
      ! q_ein + q_aus = a * q_aus mit a = q_Luft/q_aus
      ! q_ein + (1-a)*q_aus = 0
      ! Vereinfachend wird jeder q_aus um (1-a) reduziert
```

Kapitel B Element zur Berücksichtigung der Konvektion in einem Hohlraum mit Wärmespeicherung der Luft

```
40      ! Theoretisch könnte auch q_ein reduziert werden, aber dann würde sich das
      ! umgebende Material zu stark aufheizen: Material gibt Wärme an Luft, Luft
      ! speichert und gibt Rest ab
      ! Zwischen zwei Knoten wird ein linearer Temperaturverlauf angenommen
      !
45      !Anmerkung: NDOFEL muss gleich NNODE sein, da jeder Knoten nur einen DOF
      !hat!!! Der Hohlraum ist geschlossen und somit ein geschlossenes Polygon
      !Sollte eine Kante zwischen zwei Knoten nicht berücksichtigt werden, ist
      !dieses unter JPROPS einzutragen. Es wird davon ausgegangen, dass der erste
      !Knoten zwischen dem ersten und zweitem Knoten liegt usw. In JPROPS werden
50      !somit die Kantennummern angegeben, die nicht berücksichtigt werden sollen.
      !Eine Lücke zwischen Knoten n und 1 geht nicht.
      !
      !SVARS hat per default eine Länge von 1
      !
55
      !
      !Bedeutung der Variablen
      !
60      !Li           :      Feld mit den Längen zwischen den einzelnen Knoten
      !SVARS(1)      :      Die Hohlraumtemperatur wird hierdrunter gespeichert
      !GesL          :      Umfang des Hohlraums
      !Talt          :      Hohlraumtemperatur im vorigen Schritt
      !Vluft         :      Volumen des Hohlraums (Fläche in 2D)
65      !MatLuft     :      Produkt von Dichte und spez. Wärmekapazität der Luft
      !qLuft         :      Wärmestrom der an die Luft abgegeben wird
      !qaus          :      Wärmestrom der aus dem Hohlraum abfließt
      !
70
      !
75      ! Initialisierung (Wichtig: NRHS=1!!!)
      !
      DO K1 = 1, NDOFEL
          RHS(K1,NRHS) = ZERO
80      DO K2 = 1, NDOFEL
          AMATRIX(K2,K1) = ZERO
      END DO
      END DO
      !
85      !
      !Es wird die Massenmatrix (dF/du^{..}) verlangt.
      !Da thermische Analyse ist die Matrix null
      !
      IF (LFLAGS(3).EQ.4) RETURN
90      !
      !Wenn thermische Analyse, dann Element nutzbar!!!
```

```

!
IF (LFLAGS(1).EQ.31.OR.LFLAGS(1).EQ.32.OR.LFLAGS(1).EQ.33) THEN
95      !31 Heat transfer, steady-state
      !32 Heat transfer, transient, fixed time increments
      !33 Heat transfer, transient, maximum allowable nodal
      ! temperature change given

100     !
      !Bestimmung der Hohlraumtemperatur
      !
      GesL = ZERO
      SVARS(1) = ZERO
105     Talt = ZERO
      Vluft = ZERO
      DO K1=1,NNODE-1
          K2=K1+1
          ! Nur 2D geeignet!!!
110     Li(K1) = SQRT((COORDS(1,K1)-COORDS(1,K2))*(COORDS(1,K1)-&
                    COORDS(1,K2))+ &
                    (COORDS(2,K1)-COORDS(2,K2))*(COORDS(2,K1)-&
                    COORDS(2,K2)))
          SVARS(1) = SVARS(1) + (U(K1)+U(K2))*Li(K1)
115     Vluft = Vluft + (COORDS(1,K1)+COORDS(1,K2))*(COORDS(2,K2)-&
                    COORDS(2,K1))
          Talt = Talt + (U(K1)-DU(K1,1)+U(K2)-DU(K2,1))*Li(K1)
          GesL = GesL + Li(K1)
      END DO
120     !Diese zusaetzlichen Zeilen koennten auch in der Do-Schleife stehen, es waere
      !jedoch eine if-Anweisung notwendig.
      !Die wird hiermit gespart -> etwas schneller
      Li(NNODE) = SQRT((COORDS(1,NNODE)-COORDS(1,1))*&
                    (COORDS(1,NNODE)-COORDS(1,1))+ &
125     (COORDS(2,NNODE)-COORDS(2,1))* &
                    (COORDS(2,NNODE)-COORDS(2,1)))
      SVARS(1) = SVARS(1) + (U(NNODE)+U(1))*Li(NNODE)
      Vluft = Vluft + (COORDS(1,NNODE)+COORDS(1,1))*&
                    (COORDS(2,1)-COORDS(2,NNODE))
130     Talt = Talt + (U(NNODE)-DU(NNODE,1)+U(1)-&
                    DU(1,1))*Li(NNODE)
      GesL = GesL + Li(NNODE)
      !
      !Kanten, die nicht beruecksichtigt werden sollen
135     !
      DO I = 1, NJPROP
          K1=JPROPS(I)
          K2=K1+1
          SVARS(1) = SVARS(1) - (U(K1)+U(K2))*Li(K1)
140     Talt = Talt + (U(K1)-DU(K1,1)+U(K2)-DU(K2,1))*Li(K1)
          !Bei der Flaechen des Hohlraums duerfen die fehlenden Kanten
          !nicht beruecksichtigt werden
          GesL = GesL - Li(K1)
      END DO
145
    
```

```

SVARS(1) = SVARS(1)/GesL*0.5
Vluft = ABS(Vluft)*0.5
Talt = Talt /GesL*0.5

150      !Berechnung des Waermestroms der von der Luft aufgenommen wird:
      ! Materialkennwerte nutzen bei der gemittelten Temperatur
      ! qLuft = rho*cp*Volumen/Flaeche*dTheta_luft/dt
      ! qLuft = int (rho*cp)/DelteTheta*Volumen/Flaeche*dTheta_luft/dt
      ! Annahme Temperatur verhält sich linear über die Zeit.
155      ! Mit numerischer Integration:
      ! q Luft = 0.5*Volumen/Flaeche*dTheta_luft/dt*(rho(T1)*cp(T1)+rho(T2)*cp(T2))
      ! Mit  $T_i = 1/2*(1-xi)*Ta + 1/2*(1+xi)*Tb$ 

      !Bedeutung der Werte siehe spaeter
160      N1X1=0.21132486540519D0 !0.5*(1-ONEOVERROOTTHREE)
      N1X2=0.78867513459480D0 !0.5*(1+ONEOVERROOTTHREE)
      T1 = N1X1*Talt+N2X1*SVARS(1)
      T2 = N1X2*Talt+N2X2*SVARS(1)

165      CALL KLUFTMAT(T1,MatLuft)
      qLuft = MatLuft
      CALL KLUFTMAT(T2,MatLuft)
      qLuft = qLuft+MatLuft
      qLuft = qLuft*0.5

170      !MatLuft hat hier die Einheit J/(m**3*K)
      !Dies muss evtl noch angepasst werden!!
      ! Bei der Einheit mm wird mJ/(mm**3*K) benoetigt
      qLuft = qLuft *1.0D-6

175      qLuft = qLuft*Vluft/GesL*(SVARS(1)-Talt)/DTIME

      !Bestimmen von q_aus
      !Bedeutung der Werte siehe spaeter
180      N2X1=N1X2
      N2X2=N1X1
      qaus = ZERO
      F1 = ZERO
      F2 = ZERO
185      DO K1=1,NNODE-1 !Schleife ueber alle Teillaengen des Hohlraums
          K2=K1+1
          !Bestimmung der Waermeuebergangskoeffizienten und der Ableitung bei den
          !Gausspunkten. Dafuer wird zuerst die Temperatur an den Gausspunkten
          !bestimmt. Es gilt:  $T(xi)=N1(xi)*T1+N2(xi)*T2$ 
190          T1=N1X1*U(K1)+N2X1*U(K2)
          T2=N1X2*U(K1)+N2X2*U(K2)

          IF (T1.LT.SVARS(1)) THEN
              !Auswertung alpha(T) und dalpha/dT
195              CALL KALPHA(T1,A1,DADT1)
              qaus = qaus + ABS(A1*(T1-SVARS(1)))
              F1(K1)=1.0
          ENDIF
    
```

```

200      IF (T2.LT.SVARS(1)) THEN
          !Auswertung alpha(T) und dalpha/dT
          CALL KALPHA(T2,A2,DADT2)
          qaus = qaus + ABS(A2*(T2-SVARS(1)))
          F2(K1)=1.0
205      ENDIF

END DO
!siehe vorige Do-Schleife fuer Erlaeuterungen
!Diese zusaetzlichen Zeilen koennten auch in der Do-Schleife stehen, es waere
210 !jedoch eine if-Anweisung notwendig.
!Die wird hiermit gespart -> etwas schneller
T1=N1X1*U(NNODE)+N2X1*U(1)
T2=N1X2*U(NNODE)+N2X2*U(1)
IF (T1.LT.SVARS(1)) THEN
215      !Auswertung alpha(T) und dalpha/dT
          CALL KALPHA(T1,A1,DADT1)
          qaus = qaus + ABS(A1*(T1-SVARS(1)))
          F1(K1)=1.0
ENDIF
220
IF (T2.LT.SVARS(1)) THEN
          !Auswertung alpha(T) und dalpha/dT
          CALL KALPHA(T2,A2,DADT2)
          qaus = qaus + ABS(A2*(T2-SVARS(1)))
225      F2(K1)=1.0
ENDIF

!Es wird das Verhaeltnis von qLuft zu q aus berechnet
!MatLuft wird als Zwischenspeicher missbraucht
230 MatLuft = qLuft/qaus

!Annahme: Luft zieht keine Waerme
IF (MatLuft.GT.1.0) THEN
          MatLuft = 1.0
235 ENDIF

F1 = F1 * MatLuft
F2 = F2 * MatLuft

240
!
!Berechnung der AMATRIX (Steifigkeitsmatrix) durch num. Integration
!Berechnung der Rechten Seite (RHS) durch num. Integration
!Es wird ein Newton-Verfahren zur Loesungiteration genutzt:
245 !AMATRIX*T=RHS
!
!Auswertung der Ansatzfunktionen an den Gausspunkten
!NiXj steht fuer Ansatzfunktion Ni ausgewertet am Punkt Xj
250 !N1= 1/2*(1-xi)
!N2= 1/2*(1+xi)

```

```

!Als Gausspunkte werden genutzt:
!GP1 = 1/(3^0.5) mit Wichtung 1.0
!GP2 = -1/(3^0.5) mit Wichtung 1.0
255 !N1X1=0.21132486540519D0 !0.5*(1-ONEOVERROOTTHREE)
!N1X2=0.78867513459480D0 !0.5*(1+ONEOVERROOTTHREE)
!N2X1=N1X2
!N2X2=N1X1
!Wichtungsfaktoren
260 !WF1=1.D0
!WF2=1.D0
!-> um Multiplikationen zu sparen, werden sie nicht weiter genutzt

DO K1=1,NNODE-1 !Schleife ueber alle Teillaengen des Hohlraums
265 K2=K1+1

!Bestimmung der Waermeuebergangskoeffizienten und der Ableitung bei den
!Gausspunkten. Dafuer wird zuerst die Temperatur an den Gausspunkten
!bestimmt. Es gilt: T(xi)=N1(xi)*T1+N2(xi)*T2
270 T1=N1X1*U(K1)+N2X1*U(K2)
T2=N1X2*U(K1)+N2X2*U(K2)
!Auswertung alpha(T) und dalpha/dT
CALL KALPHA(T1,A1,DADT1)
CALL KALPHA(T2,A2,DADT2)

275

!Hilfswerte:
!Es wird berechnet: dalpha/dT*(T-T_Hohlraum)+alpha
!DADT1 und DADT2 werden nur in dieser Rechnung benoetigt und
!werden danach als Hilfsspeicher genutzt. Es koennen somit zwei
280 !Real-Speicherplaetze gespart werden.
DADT1= (1-F1(K1))*(DADT1*(T1-SVARS(1))+A1)
DADT2= (1-F2(K1))*(DADT2*(T2-SVARS(1))+A2)

! Steifigkeitsmatix
285 !Es gilt zu berechnen: Int(N*N^t*(dalpha/dT*(T-T_Hohlraum)+alpha ))
!Das Integral gilt ueber den ganzen Hohlraum. Das Integral wird in
!Teilstrecken aufgeteilt .
!Somit gilt nur noch: Int(N*N^t*(dalpha/dT*(T-T_Hohlraum)+alpha ))
!von 0 bis Li (Laenge der Teilstrecke)
290 !Int(N*N^t*(dalpha/dT*(T-T_Hohlraum)+alpha )) von 0 bis Li ist gleich
!Int(N*N^t*(dalpha/dT*(T-T_Hohlraum)+alpha )*Li/2) von -1 bis +1
!ist gleich Int(f(xi)*Li/2) von -1 bis +1
!ist ungefaehr f(xi1)*WF1*Li/2+f(xi2)*WF2*Li/2
!mit WF1=WF2=1 gilt: (f(xi1)+f(xi2))*Li/2
295 !
!N*N^t=[N1*N1 N1*N2]
! [N2*N1 N2*N2]
!
!
300 AMATRX(K1,K1)=AMATRX(K1,K1)+(N1X1*N1X1*DADT1+N1X2*&
N1X2*DADT2)*Li(K1)*0.5
AMATRX(K1,K2)=AMATRX(K1,K2)+(N1X1*N2X1*DADT1+N1X2*&
N2X2*DADT2)*Li(K1)*0.5
AMATRX(K2,K1)=AMATRX(K2,K1)+(N2X1*N1X1*DADT1+N2X2*&

```



```

305          N1X2*DADT2)*Li(K1)*0.5
          AMATRX(K2,K2)=AMATRX(K2,K2)+(N2X1*N2X1*DADT1+N2X2*&
          N2X2*DADT2)*Li(K1)*0.5

          !Hilfswerte:
310          !Es wird berechnet: alpha*(T-T_Hohlraum)
          DADT1=(1-F1(K1))*(A1*(T1-SVARS(1)))
          DADT2=(1-F2(K1))*(A2*(T2-SVARS(1)))

          !Rechte Seite
315          !Es gilt zu berechnen: Int(N*alpha*(T-T_Hohlraum))
          !Das Integral gilt ueber den ganzen Hohlraum. Das Integral wird in
          !Teilstrecken aufgeteilt .
          !Somit gilt nur noch: Int(N*alpha*(T-T_Hohlraum)) von 0 bis Li
          !(Laenge der Teilstrecke)
320          !Int(N*alpha*(T-T_Hohlraum)) von 0 bis Li ist gleich
          !Int(N*alpha*(T-T_Hohlraum)*Li/2) von -1 bis +1
          !ist gleich Int(f(xi)*Li/2) von -1 bis +1
          !ist ungefaehr f(xi1)*WF1*Li/2+f(xi2)*WF2*Li/2
          !mit WF1=WF2=1 gilt: (f(xi1)+f(xi2))*Li/2
325          !
          !N=[N1 N2]^t
          !
          RHS(K1,NRHS)=RHS(K1,NRHS)-(N1X1*DADT1+N1X2*DADT2)*&
          Li(K1)*0.5
330          RHS(K2,NRHS)=RHS(K2,NRHS)-(N2X1*DADT1+N2X2*DADT2)*&
          Li(K1)*0.5

END DO
          !siehe vorige Do-Schleife fuer Erlaeuterungen
          !Diese zusaetzlichen Zeilen koenntnen auch in der Do-Schleife stehen,
335          !es waere jedoch eine if-Anweisung notwendig.
          !Die wird hiermit gespart -> etwas schneller
          T1=N1X1*U(NNODE)+N2X1*U(1)
          T2=N1X2*U(NNODE)+N2X2*U(1)

340          CALL KALPHA(T1,A1,DADT1)
          CALL KALPHA(T2,A2,DADT2)

          DADT1= (1-F1(NNODE))*(DADT1*(T1-SVARS(1))+A1)
          DADT2= (1-F2(NNODE))*(DADT2*(T2-SVARS(1))+A2)

345          AMATRX(NNODE,NNODE)=AMATRX(NNODE,NNODE)+(N1X1*N1X1*&
          DADT1+N1X2*N1X2*DADT2)*Li(K1)*0.5
          AMATRX(NNODE, 1)=AMATRX(NNODE, 1)+(N1X1*N2X1*&
          DADT1+N1X2*N2X2*DADT2)*Li(K1)*0.5
350          AMATRX( 1,NNODE)=AMATRX( 1,NNODE)+(N2X1*N1X1*&
          DADT1+N2X2*N1X2*DADT2)*Li(K1)*0.5
          AMATRX(1, 1)=AMATRX(1, 1)+(N2X1*N2X1*
          DADT1+N2X2*N2X2*DADT2)*Li(K1)*0.5

355          DADT1=(1-F1(NNODE))*(A1*(T1-SVARS(1)))
          DADT2=(1-F2(NNODE))*(A2*(T2-SVARS(1)))

```

```

RHS(NNODE,NRHS)=RHS(NNODE,NRHS)-(N1X1*DADT1+N1X2*&
      DADT2)*Li(K1)*0.5
360 RHS(1 ,NRHS)=RHS(1 ,NRHS)-(N2X1*DADT1+N2X2*&
      DADT2)*Li(K1)*0.5

!
!Kanten, die nicht beruecksichtigt werden sollen
!
365 DO I = 1, NJPROP
      K1=JPROPS(I)
      K2=K1+1

370      T1=N1X1*U(K1)+N2X1*U(K2)
      T2=N1X2*U(K1)+N2X2*U(K2)

      CALL KALPHA(T1,A1,DADT1)
      CALL KALPHA(T2,A2,DADT2)

375      DADT1= (1-F1(K1))*(DADT1*(T1-SVARS(1))+A1)
      DADT2= (1-F2(K1))*(DADT2*(T2-SVARS(1))+A2)

      AMATRX(K1,K1)=AMATRX(K1,K1)-(N1X1*N1X1*DADT1+N1X2*&
380      N1X2*DADT2)*Li(K1)*0.5
      AMATRX(K1,K2)=AMATRX(K1,K2)-(N1X1*N2X1*DADT1+N1X2*&
      N2X2*DADT2)*Li(K1)*0.5
      AMATRX(K2,K1)=AMATRX(K2,K1)-(N2X1*N1X1*DADT1+N2X2*&
      N1X2*DADT2)*Li(K1)*0.5
385      AMATRX(K2,K2)=AMATRX(K2,K2)-(N2X1*N2X1*DADT1+N2X2*&
      N2X2*DADT2)*Li(K1)*0.5

      DADT1=(1-F1(K1))*(A1*(T1-SVARS(1)))
      DADT2=(1-F2(K1))*(A2*(T2-SVARS(1)))

390      RHS(K1,NRHS)=RHS(K1,NRHS)+(N1X1*DADT1+N1X2*&
      DADT2)*Li(K1)*0.5
      RHS(K2,NRHS)=RHS(K2,NRHS)+(N2X1*DADT1+N2X2*&
      DADT2)*Li(K1)*0.5

395      END DO

      RETURN
ELSE
      CALL STDB _ABQERR(-3,&
400      'UEL: Das Element wird bei keiner thermischen Analyse genutzt.'&
      ,0,0.0, ' ')
END IF

      RETURN
405 END

SUBROUTINE KALPHA(T,A,DADT)
      !Ermittelt den Waermeuebergangskoeffizienten (A) in abhaengigkeit der
410      !Oberflaechentemperatur. Ermittelt die Ableitung des

```

```
!Waermeuebergangskoeffizienten nach der Temperatur (DADT)
!in abhaengigkeit der Oberflaechentemperatur

INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'
415 REAL*8 T,A,DADT
    REAL*8 A1,A2,DT,DA,TL1,TL2
    INTEGER K1

PARAMETER (ZERO=0.D0)
420 INTEGER,PARAMETER:: N=2 !Anzahl der Wertepaare

DIMENSION TABLE(2,N)
!TABLE(1,N): Koeffizient
!TABLE(2,N): Temperatur
425 DATA TABLE/0.009,20.D0,0.025,300.D0/

A=0.009
430 DADT=ZERO

!ersten Wert nutzen, wenn Temperatur kleiner als in Tabelle
!IF (T.LT.TABLE(2,1)) THEN
435 !   A=TABLE(1,1)
!   DADT=ZERO
!   RETURN
!END IF

440 !letzten Wert nutzen, wenn Temperatur groesser als in Tabelle
!IF (T.GT.TABLE(2,N)) THEN
!   A=TABLE(1,N)
!   DADT=ZERO
445 !   RETURN
!END IF

!Werte interpolieren
!DO K1=1,N-1
450 !   TL1=TABLE(2,K1)
!   TL2=TABLE(2,K1+1)
!   IF(T.GE.TL1.AND.T.LE.TL2) THEN
!     DT=TL2- TL1
!     A1=TABLE(1,K1)
455 !     A2=TABLE(1,K1+1)
!     DA=A2- A1
!     DADT=DA/DT
!     A=DADT*(T- TL1)+A1
!     EXIT
460 !   ENDIF
!END DO
RETURN
END
```

```
465  SUBROUTINE KLUFTMAT(T,RHOCP)
      !EINHEITEN: J/(kg*K)*kg/m**3 = J/(m**3*K)
      !T in °C
      !Die Materialkennwerte rho und cp (als Produkt) von Luft
      !in Abhängigkeit der Temperatur

470  INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'

      REAL*8 T,RHOCP,RHO,CP

475  !Ausgleichskurve aus VDI Waermeatlas wird genutzt [J/(kg*K)]
      CP=1006.737588-1.5607D-2*T+6.84427D-4*T*T-&
          7.4945D-7*T*T*T+2.58624D-10*T*T*T*T
      !Annahme: Ideales Gasgesetz [kg/m**3]
      RHO=(101325/(287.12*(T+273.15)))

480  RHOCP=CP*RHO

      END
```

C Berücksichtigung einer temperaturabhängigen Emissivität

```
0  !DEC$ FREEFORM
   ! Die Datei-Endung f steht fuer Fortran77 und es ist eine spaltenkonforme
   ! schreibweise zu nutzen. Dies ist sehr muehsam. F90-Dateien muessen dies nicht.
   ! Will mann nun spatunabhaengig programmieren, muss dieses bei f-Dateien
   ! dem Compiler mitgeteilt werden; dafuer ist die erste Zeile.
5
   SUBROUTINE DFLUX(FLUX,SOL,KSTEP,KINC,TIME,NOEL,NPT,COORDS,&
                   JLTYP,TEMP,PRESS,SNAME)
       INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'
       DIMENSION FLUX(2), TIME(2), COORDS(3)
10      CHARACTER*80 SNAME
       REAL*8 TEM,ZEIT,EZ AHL, EPSILON, DEDT, FEUER, MYTEMP
       REAL*8, PARAMETER :: STEBOLZ = 5.6704D-11,&
                           ABSNULL = -273.15D0, EPSILONGAS=1.0D0
       !Diese Subroutine berechnet den Waermestrom in Folge von Strahlung
15      !mit veraenderlicher Emissivitaet.
       !Es werden die Einheiten mm, mJ, sec, °C, genutzt
       !User subroutine DFLUX:
       ! * can be used to define a nonuniform distributed flux as a function of
       !   position, time, temperature, element number, integration point number,
20      !   etc. in a heat transfer or mass diffusion analysis;
       ! * will be called at each flux integration point for each element-based or
       !   surface-based (heat transfer only) nonuniform distributed flux definition
       !   in the analysis;
       ! * ignores any amplitude references that may appear with the associated
25      !   nonuniform distributed flux definition; and
       ! * uses the nodes for first-order heat transfer and mass diffusion elements as
       !   flux integration points.
       ! Der Waermestrom aus Strahlung wird wie folgt definiert:
       !  $q = -\text{Einstrahlzahl} * \epsilon_{\text{ges}} * \text{Stefan-Bolzmann} * (\theta_{\text{Mat}}^4 -$ 
30      !    $\theta_{\text{Feuer}}^4)$ 
       !  $dq/d\theta = -\text{Einstrahlzahl} * \text{Stefan-Bolzmann} * [\epsilon_{\text{ges}}/d\theta *$ 
       !    $(\theta_{\text{Mat}}^4 - \theta_{\text{Feuer}}^4) + 4 * \epsilon_{\text{ges}} * \theta_{\text{Mat}}^3]$ 
       ! hierbei sind alle  $\theta$  in K angegeben, da in °C gerechnet wird, ist
       !  $\theta_{\text{rechnen}} = \theta - \text{ABSNULL}$ 
35
       ! Die Einstrahlzahl wird von dem Nutzer als Magnitude bei dem Aufruf
       ! dieser Subroutine vorgegeben. Sie wird in diese Subroutine ueber
       ! den anfaenglichen Wert von FLUX(1) uebergeben.
       EZ AHL=FLUX(1)
40
       ! TEMP hat bei thermischen Analysen KEINEN Wert!
       ! Die Temperatur des Materials wird ueber SOL uebergeben!
```

```

TEM=SOL

45  ! TIME(1) ist die Step-Zeit
    ! TIME(2) ist die Gesamt-Zeit
    ZEIT=TIME(2)

    ! FLUX(1) ist der Waermestrom q
50  ! FLUX(2) ist die Ableitung des Waermestroms dq/dtheta

IF (JLTYP.EQ.0) then
    !KEPSILON wird mit °C aufgerufen!!!!
55  call KEPSILON(TEM,EPSILON,DEDT)
    TEM=TEM-ABSNULL
    call KFEUER(ZEIT,FEUER)
    FEUER=FEUER-ABSNULL
    MYTEMP=EZAHL*STEBOLZ*EPSILONGAS*(TEM*TEM*TEM*TEM-&
60  FEUER*FEUER*FEUER*FEUER)
    FLUX(1)= -EPSILON*MYTEMP
    FLUX(2)= -DEDT*MYTEMP-EZAHL*STEBOLZ*EPSILONGAS*&
        EPSILON*4.0D0*TEM*TEM*TEM
ELSE
65  CALL STDB_ABQERR(-3,'DFLUX: Die User-Subroutine wird &
        bei keiner thermischen Oberflaechenlast genutzt.'&
        ,0,0.0, ' ')
END IF

70  RETURN
END

SUBROUTINE KEPSILON(T,E,DEDT)
    !Ermittelt die Emissivitaet (E) in abhaengigkeit der Oberflaechentemperatur
75  !Ermittelt die Ableitung der Emissivitaet nach der Temperatur (DEDT)
    !in abhaengigkeit der Oberflaechentemperatur

    INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'
    REAL*8 T,E,DEDT
80  REAL*8 E1,E2,DT,DE,TL1,TL2
    INTEGER K1

    PARAMETER (ZERO=0.D0)
    INTEGER, PARAMETER:: N=5 !Anzahl der Wertepaare

85  DIMENSION TABLE(2,N)
    !TABLE(1,N): Emissivitaet
    !TABLE(2,N): Temperatur
    DATA TABLE/0.115,160.0,0.15,400.0,0.66,450.0,0.7,&
90  600.0,0.7,700.0/
    !DATA TABLE/0.7,500.0,0.7,600.0/
    !Ergebnisse sind identisch mit denen aus ABAQUS

    !ersten Wert nutzen, wenn Temperatur kleiner als in Tabelle
95  IF (T.LT.TABLE(2,1)) THEN

```

```

        E=TABLE(1,1)
        DEDT=ZERO
        RETURN
    END IF
100
    !letzten Wert nutzen, wenn Temperatur groesser als in Tabelle
    IF (T.GT.TABLE(2,N)) THEN
        E=TABLE(1,N)
        DEDT=ZERO
105        RETURN
    END IF

    !Werte interpolieren
    DO K1=1,N-1
110        TL1=TABLE(2,K1)
        TL2=TABLE(2,K1+1)
        IF(T.GE.TL1.AND.T.LE.TL2) THEN
            DT=TL2-TL1
            E1=TABLE(1,K1)
115            E2=TABLE(1,K1+1)
            DE=E2-E1
            DEDT=DE/DT
            E=DEDT*(T-TL1)+E1
            EXIT
120        ENDIF
    END DO
    RETURN
END

125 SUBROUTINE KFEUER(T,TEMP)
    !Ermittelt die Temperatur eines Brandes(TEMP) in abhaengigkeit der Zeit (T)
    INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'
    REAL*8 T,TEMP
    REAL*8 E1,E2,DT,DE,TL1,TL2
130    INTEGER K1

    PARAMETER (ZERO=0.D0)
    INTEGER, PARAMETER:: N=7201 !Anzahl der Wertepaare

135    DIMENSION TABLE(2,N)
    !TABLE(1,N): Zeit
    !TABLE(2,N): Brandtemperatur

    !Ueber diesen Include-Befehl ist es relativ einfach unterschiedliche
140    !Brandkurven einzubinden.
    !Der Aufbau der Brandraumtemperatur.txt-Datei muss wie folgt sein:
    !DATA TABLE/t1,Temp1,...,tN,TempN/
    !Dabei ist N noch bei dem Parameter N einzutragen
    INCLUDE 'Brandraumtemperatur.txt'

145
    !ersten Wert nutzen, wenn Zeit kleiner als in Tabelle
    IF (T.LT.TABLE(1,1)) THEN
        TEMP=TABLE(2,1)

```

```

      RETURN
150  END IF

      !letzten Wert nutzen, wenn Zeit groesser als in Tabelle
      IF (T.GT.TABLE(1,N)) THEN
        TEMP=TABLE(2,N)
155  RETURN
      END IF

      !Werte interpolieren
      DO K1=1,N-1
160  TL1=TABLE(1,K1)
        TL2=TABLE(1,K1+1)
        IF(T.GE.TL1.AND.T.LE.TL2) THEN
          DT=TL2-TL1
          E1=TABLE(2,K1)
165  E2=TABLE(2,K1+1)
          TEMP=(E2-E1)/DT*(T-TL1)+E1
          EXIT
        ENDIF
      END DO
170  RETURN
END
```


Lebenslauf

Name: Jörg Sothmann
Geburtsdatum: 27.09.1982
Geburtsort: Kiel
Nationalität: deutsch
Familienstatuts: verheiratet



Ausbildung

1993 – 1999 Realschule Schönberg
1999 – 2002 Fachgymnasium Preetz
2002 – 2003 Wehrdienst
2003 – 2008 Studium des Bauingenieurwesens
an der Leibniz Universität Hannover
2008 Diplom-Ingenieur

Tätigkeiten

2008 – 2012 wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Stahlbau
der Leibniz Universität Hannover
2013 Mitarbeiter im Ingenieurbüro hhpberlin

