Zum Hochtemperaturverhalten dämmschichtbildender Brandschutzsysteme auf Stahlbauteilen

Von der
Fakultät für Bauingenieurwesen und Geodäsie
der Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften

- Dr.-Ing. -

genehmigte Dissertation
von

Florian Tabeling
geboren am 26.05.1983 in Cloppenburg

2014

Promotionskommission:

Hauptberichter:	Prof. Dr.-Ing. Peter Schaumann
Korreferent:	Prof. Dr.-Ing. Jochen Zehfuß
Kommissionsmitglied:	Prof. Dr.-Ing. Nabil A. Fouad
Vorsitz:	Prof. Dr.-Ing. Ludger Lohaus

Tag der Promotion: 04. Juli 2014

Kurzfassung

Im Bestreben nach architektonisch ansprechenden und schlanken Stahlhochbaukonstruktionen finden dämmschichtbildende Brandschutzsysteme stetig zunehmende Anwendung. Sie ermöglichen es, eine filigrane Bauweise aufrecht zu erhalten und gleichzeitig Anforderungen an den baulichen Brandschutz zu erfüllen. Ein vertieftes Verständnis für das Hochtemperaturverhalten dieser Brandschutzsysteme bekommt somit zunehmend Bedeutung, was bis heute jedoch nicht in letzter Konsequenz vorhanden ist.

In der vorliegenden Arbeit werden experimentelle und numerische Untersuchungen zur Bewertung des Hochtemperaturverhaltens dämmschichtbildender Brandschutzsysteme (DSBBS) bzw. Dämmschichtbildner (DSB) für die Erlangung einer Feuerwiderstandsklasse F30 vorgestellt.

In Kleinversuchen wird das Hochtemperaturverhalten von DSB untersucht, um das Aufschäumverhalten und die Ausbildung der thermischen Schutzwirkung im Detail zu bewerten. Dabei werden jeweils wasserbasierte und lösemittelhaltige Beschichtungen zweier Produkthersteller sowie eine epoxidharzbasierte Beschichtung untersucht, um ihre thermische Schutzwirkung vergleichen und ggf. Unterschiede im Hochtemperaturverhalten aufzeigen zu können. So wird zunächst die Wärmespeicherkapazität und das Aufschäumverhalten von DSB im Detail analysiert. Dabei erfolgen speziell letztere Untersuchungen sowohl bei Temperaturbeanspruchung nach Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) als auch bei Temperatureinwirkungen mit unterschiedlichen, konstanten Aufheizgeschwindigkeiten, um das Aufschäumverhalten bei von der ETK abweichenden Bedingungen zu beurteilen. Ferner wird in mikroskopischen Untersuchungen die Porengestalt sowie -größenverteilung im DSB analysiert. In weiteren Kleinversuchen wird die Temperaturverteilung und -entwicklung in der aufgeschäumten Schaumschicht gemessen, um neue Erkenntnisse hinsichtlich der Ausbildung der thermischen Schutzwirkung im Brandfall zu erlangen. Diese Kleinversuche dienen ferner als Grundlage für die Formulierung von Materialkennwerten zur numerischen Simulation des Erwärmungsverhaltens beschichteter Stahlbauteile im Brandfall. Da DSBBS im üblichen Anwendungsfall zum Schutz von offenen Profilen vor hohen Temperaturen eingesetzt werden und dabei oftmals direkt an eine Gebäudehülle angrenzen, wird in Brandversuchen das Erwärmungsverhalten von DSB auf

I-Profilen sowie auf I-Profilen mit angrenzenden Trapezprofilen untersucht.
In numerischen Untersuchungen werden auf Grundlage neu entwickelter Materialkennwerte für DSB Temperaturfeldberechnungen beschichteter Stahlbauteile mit Abaqus durchgeführt. Dabei findet der Aufschäumvorgang des DSB explizit Berücksichtigung. Zudem liefern Erweiterungen der entwickelten Materialkennwerte erste Ansätze zur numerischen Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSB bei Naturbrandbeanspruchung. Eine Validierung der numerischen Modelle erfolgt durch den Vergleich mit Versuchsergebnissen. Anhand der validierten Modelle werden in Detailbetrachtungen spezielle Verhaltensweisen von DSB bei hohen Temperaturen, wie z.B. die sukzessive Entwicklung der aufgeschäumten Schichtdicke studiert und aufgezeigt, die auf experimenteller Ebene messtechnisch nur schwer erfassbar sind. Ferner lässt sich durch die explizite Berücksichtigung des Aufschäumvorgangs ein gehindertes Aufschäumen des DSB simulieren. So belegen numerische Simulationen des Erwärmungsverhaltens beschichteter I-Profile mit und ohne angrenzende Trapezprofile durch eine Gegenüberstellung der Temperaturfelder, dass ein angrenzendes Trapezprofil in signifikant höheren Stahltemperaturen der I-Profile resultiert.
Die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit liefern neue Erkenntnisse zum Hochtemperaturverhalten von DSB. So wird deutlich, dass unterschiedliche Beschichtungen ein vergleichbares Hochtemperaturverhalten bei einer Temperatureinwirkung nach ETK aufweisen. Dabei entwickeln sie ihre thermische Schutzwirkung stets durch ausgeprägte Dämmeigenschaften, wobei sich in der aufgeschäumten Schaumstruktur neben einer Vielzahl von Poren zusätzlich unregelmäßig angeordnete Gaseinschlüsse ausbilden. Zudem wird dargelegt, dass mit Ausnahme von lösemittelhaltigen Beschichtungen auch bei einer von der ETK abweichenden Temperaturbeanspruchung eine gute thermische Schutzwirkung ausgebildet wird. Erstmals wird auch der Einfluss einer gehinderten Aufschäumung auf das Erwärmungsverhalten von beschichteten Stahlbauteilen auf experimenteller Ebene untersucht. Numerische Simulationen des Hochtemperaturverhaltens von DSB unter expliziter Berücksichtigung des Aufschäumverhaltens auf Grundlage neuer Materialkennwerte erlauben darüber hinaus erstmals, die Temperaturentwicklung von beschichteten Stahlbauteilen realitätsnah zu prognostizieren. Zudem wird die numerische Simulation beschichteter Stahlbauteile bei Naturbrandeinwirkung ermöglicht und es werden Methoden entwickelt, um eine gehinderte Aufschäumung explizit zu berücksichtigen.

Stichworte: Dämmschichtbildner, numerische Simulation, experimentelle Untersuchungen, Brandschutz, beschichtete Stahlbauteile, Materialeigenschaften

Abstract

In the pursuit of designing architecturally attractive and filigree steel constructions, intumescent coatings (IC) gain increasing importance. The usage of intumescent coatings combines the opportunity of keeping the architecturally attractive steel construction visible and fulfilling the fire resistance requirements. For practical use it is important to have an in-depth knowledge of the behaviour of IC at high temperatures. To date the behaviour of IC is not known in detail.
In this thesis experimental and numerical investigations are performed to evaluate the behaviour of IC for an achievement of a fire resistance class R30 at high temperatures. First, the high-temperature behaviour of IC is investigated in tests on small specimen in detail. These tests aim in the evaluation of the development of the thermal protection effect. In this context, water- and solvent-borne coatings of two manufacturers, as well as an epoxy resin-based coating, are investigated to compare the thermal protection effect to one another. In doing so, the heat capacity and the expansion behaviour at high temperatures of these IC are determined initially in tests on small specimen. Furthermore, the expansion behaviour is investigated for a thermal load according to ISO-standard fire as well as for thermal loads with varying constant heating rates to evaluate the expansion behaviour under different conditions. Furthermore, microscopical investigations regarding the size, shape and distribution of pores within the intumescent foam are performed. Additional tests aim in the evaluation of the temperature-distribution and -development within the intumescent foam to get an in-depth understanding of the development of the thermal protection effect of IC. These tests on small specimen serve as a basis of the formulation of material parameters for numerical simulations of IC at high temperatures on steel elements. As IC are commonly used for fire protection of I-section profiles, which might be located adjacent to space enclosing elements in practical usage, the fire behaviour of IC on I-section profiles with and without an adjacent trapezoidal steel sheet is investigated.
In numerical investigations temperature field calculations of coated steel elements are performed with Abaqus based on the previously developed material parameters. In these simulations the expansion process of the IC is considered explicitly. An extension of the developed material model allows the simulation under natural fire

conditions besides the simulation of the high temperature behaviour of IC under ISO-standard fire conditions. A validation of the numerical model is performed by comparing the calculated data to test results. Based on the validated numerical model, some characteristics of IC at high temperatures, e. g. the gradual development of the intumescent foam, which are difficult to measure in experimental tests, are investigated in detail. Due to the consideration of the expansion process of IC in numerical simulations, the effect of a restrained thermal expansion can be taken into account explicitly. Numerical simulations of the heating behaviour of coated I-section profiles with and without adjacent trapezoidal steel sheets are performed, whereas a comparative analysis shows that an adjacent trapezoidal steel sheet results in higher steel temperatures of coated I-section profiles.

The investigations in the scope of this thesis deliver new findings concerning the high temperature behaviour of IC. A decisive finding is that different coatings show a comparable high temperature behaviour and an equivalent thermal protection effect for a thermal loading according to ISO-standard fire. Furthermore, the investigations demonstrate, that in addition to common pores, some irregular arranged gas-inclusions arise during the expansion process of IC. Moreover it is shown, that a good thermal protection effect is developed by IC for ISO-standard fire conditions and with the exception of solvent-based coatings as well for thermal loadings according to natural fires. For the first time, the effect and the influence of a restrained thermal expansion of IC on the high temperature behaviour is investigated. Based on newly developed numerical methods and material parameters addressing the simulation of the high temperature behaviour of IC by taking into account the expansion process explicitly, the opportunity to predict the temperatures of coated steel elements realistically now exists. Even, the numerical simulation of coated steel elements considering the behaviour by a thermal loading according to a natural fire is enabled. Moreover methods are developed to take into account the effect of restrained thermal expansion of IC.

Keywords: intumescent coating, numerical simulations, experimental investigations, fire protection, coated steel elements, material properties

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Stahlbau der Leibniz Universität Hannover.
Mein ganz besonderer Dank gilt meinem Hauptberichter, meinem Doktorvater Herrn Professor Dr.-Ing. Peter Schaumann, der mir die Möglichkeit zur Promotion eröffnet und mich bei der Ausarbeitung dieser Arbeit fortwährend unterstützt hat. Seine gezielte Förderung, sein Vertrauen in mein wissenschaftliches Potential und in meine Forschungsideen haben entscheidend zum Gelingen dieses Promotionsverfahrens beigetragen.
Des Weiteren gilt mein herzlicher Dank Herrn Professor Dr.-Ing. Jochen Zehfuß für die Übernahme des Korreferats. Sein Interesse an meinen Forschungsarbeiten hat mich sehr gefreut. Zudem möchte ich mich ganz herzlich für die fruchtbare Zusammenarbeit mit der Materialprüfanstalt für das Bauwesen Braunschweig bedanken.
Bei Herrn Professor Dr.-Ing. Nabil A. Fouad möchte ich mich herzlich für die wissenschaftliche Begleitung als Mitglied des Promotionskollegiums bedanken.
Mein Dank gilt auch Herrn Professor Dr.-Ing. Ludger Lohaus für die Übernahme des Vorsitzes im Prüfungsausschuss und sein großes Interesse an meiner Arbeit.
Ein ganz besonderes Dankeschön gilt Herrn Professor Dr.-Ing. Günther Bahr, der mich bereits während meines Studiums förderte, mir durch seine Kontakte zu Herrn Professor Dr.-Ing. Peter Schaumann den Weg zur Promotion ebnete und auch während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in zahlreichen fachlichen und persönlichen Gesprächen stets ein offenes Ohr für mich hatte.
Ferner möchte ich ein herzliches Dankeschön an den Arbeitsausschuss Brandschutz des Deutschen Stahlbau-Verbandes (DSTV) für die anregenden Diskussionen im Rahmen meiner Forschungsaktivitäten richten. Zudem möchte ich in diesem Zusammenhang ganz besonders der Firma Goldbeck für die konstruktive Begleitung danken.
Mein gebührender Dank gilt auch meinen Kolleginnen und Kollegen des Instituts für Stahlbau für die stetige Diskussionsbereitschaft und wertvollen Anregungen. Die gute und kollegiale Zusammenarbeit war mir stets eine große Hilfe. Zudem möchte ich mich bei allen wissenschaftlichen Hilfskräften des Instituts für Stahlbau sowie bei den Studierenden, deren Arbeiten für mich im Rahmen von Studien-, Bachelor-,

Master- und Diplomarbeiten von Bedeutung waren, bedanken.
Ganz besonders möchte ich an dieser Stelle die Arbeiten von Herrn Dipl.-Ing. Waldemar Weisheim hervorheben, der im Rahmen seiner Tätigkeiten als wissenschaftliche Hilfskraft meine Ideen mit viel Engagement und hoher Präzision umsetzte und maßgeblich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen hat.
Bei meinen Kollegen der Brandschutzabteilung des Instituts für Stahlbau Herrn Dr.-Ing. Jörg Sothmann, Herrn Dr.-Ing. Thomas Kirsch, Frau Dipl.-Ing. Inka Colleen Kleibömer und Herrn Dipl.-Ing. Waldemar Weisheim möchte ich mich ferner für die unzähligen Diskussionen, Anregungen und die kritische Durchsicht dieser Arbeit bedanken.
Ferner möchte ich ein herzliches Dankeschön an meine Familie richten, die mir auch in schweren Zeiten stets ein großer Rückhalt war und mir immer großes Verständnis entgegenbrachte. Meiner Schwester Mareike möchte ich zudem für die Korrektur der Erstfassung dieser Arbeit danken.
Nicht zuletzt gilt mein herzlicher Dank meiner lieben Ehefrau Melanie, die mir während der Ausarbeitung dieser Arbeit stets den nötigen Freiraum gewährte, viel Geduld zeigte und mich stets an meiner Seite unterstützte.

Florian Tabeling

Inhaltsverzeichnis

Bezeichnungen **XIII**

1 Einleitung **1**
1.1 Problemstellung 1
1.2 Zielsetzung 3
1.3 Vorgehensweise 4

2 Stand der Normung und Forschung **7**
2.1 Einleitung 7
2.2 Dämmschichtbildende Brandschutzsysteme 7
2.2.1 Allgemeines 7
2.2.2 Chemische Vorgänge bei hohen Temperaturen 10
2.2.3 Physikalische Vorgänge bei hohen Temperaturen 16
2.3 Stand der Normung 18
2.3.1 Brandschutztechnische Anforderungen an Bauteile 18
2.3.2 Bemessung von Stahlbauteilen im Brandfall 19
2.3.3 Zulassungsverfahren für dämmschichtbildende Brandschutzsysteme 22
2.4 Stand der Forschung 24
2.5 Zusammenfassung und Schlussfolgerung 43

3 Prinzipien und numerische Behandlung des Wärmetransports **45**
3.1 Einleitung 45
3.2 Die Energieerhaltung in der Thermodynamik 45
3.3 Arten der Wärmeübertragung 47
3.3.1 Wärmeleitung 47
3.3.2 Konvektion 51
3.3.3 Wärmestrahlung 52
3.4 Differentialgleichung der Wärmeleitung für Körper mit starker Volumenänderung 58
3.5 Numerische Behandlung von Wärmetransportproblemen 60
3.6 Zusammenfassung und Schlussfolgerung 63

4 Ermittlung charakteristischer Aufheizgeschwindigkeiten von Naturbrandszenarien 65
4.1 Einleitung . . . 65
4.2 Simulation der Brandgastemperatur und Ermittlung der Aufheizgeschwindigkeiten . . . 66
4.3 Brandbestimmende Einflussgrößen und untersuchte Parameter . . . 72
4.3.1 Einleitung . . . 72
4.3.2 Brandraumgeometrie und Umfassungsbauteile . . . 73
4.3.3 Brandlast und Brandentwicklungsgeschwindigkeit . . . 74
4.3.4 Ventilationsbedingungen . . . 75
4.3.5 Zusammenstellung der untersuchten Parameter . . . 76
4.4 Validierung der Methoden zur Simulation der Brandgastemperatur . . 77
4.5 Ergebnisse . . . 82
4.6 Zusammenfassung und Schlussfolgerung . . . 85

5 Experimentelle Untersuchungen 87
5.1 Einleitung . . . 87
5.2 Untersuchung charakteristischer Größen der Wärmespeicherkapazität 90
5.2.1 Einleitung . . . 90
5.2.2 Grundlegende Messprinzipien . . . 91
5.2.3 Messeinrichtung und -durchführung . . . 95
5.2.4 Ergebnisse . . . 97
5.2.5 Zusammenfassung . . . 102
5.3 Analyse des Aufschäumverhaltens . . . 104
5.3.1 Einleitung . . . 104
5.3.2 Versuchsaufbau und -durchführung . . . 105
5.3.3 Ergebnisse . . . 111
5.3.4 Aufschäumverhalten bei unterschiedlichen, konstanten Aufheizgeschwindigkeiten . . . 117
5.3.5 Aufschäumverhalten im Bereich der Walzausrundung von I-Profilen . . . 125
5.3.6 Verhalten bei gehinderter Aufschäumung . . . 129
5.3.7 Zusammenfassung . . . 134
5.4 Identifizierung der Porengestalt und -größenverteilung . . . 136
5.4.1 Einleitung . . . 136
5.4.2 Messeinrichtung und -durchführung . . . 137

5.4.3 Ergebnisse . . . 143
5.4.4 Zusammenfassung . . . 153
5.5 Temperaturverteilung und -entwicklung in Dämmschichtbildnern und Bewertung ihrer thermischen Schutzwirkung . . . 155
5.5.1 Einleitung . . . 155
5.5.2 Versuchsaufbau und -durchführung . . . 156
5.5.3 Ergebnisse . . . 162
5.5.4 Thermische Schutzwirkung bei einer Temperaturbeanspruchung entsprechend eines Naturbrandszenarios . . . 175
5.5.5 Zusammenfassung . . . 182
5.6 Einfluss raumabschließender Bauteile auf das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile . . . 185
5.6.1 Einleitung . . . 185
5.6.2 Versuchsaufbau und -bedingungen . . . 187
5.6.3 Versuchskörper . . . 191
5.6.4 Ergebnisse . . . 194
5.6.5 Zusammenfassung . . . 205
5.7 Zusammenfassung und Schlussfolgerung . . . 207

6 Numerische Untersuchungen 213
6.1 Einleitung . . . 213
6.2 Methoden und numerische Umsetzung . . . 215
6.3 Formulierung von Materialkennwerten zur Simulation des Erwärmungsverhaltens von Dämmschichtbildnern . . . 220
6.3.1 Einleitung . . . 220
6.3.2 Aufschäumfaktor bzw. thermischer Ausdehnungskoeffizient . . . 222
6.3.3 Spezifische Wärmekapazität und Materialdichte . . . 224
6.3.4 Wärmeleitfähigkeit . . . 229
6.3.5 E-Modul . . . 236
6.3.6 Erweiterung des Materialmodells zur Anwendbarkeit bei Naturbrandszenarien . . . 238
6.3.7 Zusammenfassung . . . 244
6.4 Thermische Simulation beschichteter Stahlplatten . . . 246
6.4.1 Einleitung . . . 246
6.4.2 Modellbildung . . . 247
6.4.3 Validierung und Ergebnisse . . . 248

6.4.4 Validierung des Modells zur Simulation des Erwärmungsverhaltens bei Naturbrandbeanspruchung . . . 258
6.4.5 Detailbetrachtungen zum Hochtemperaturverhalten von Dämmschichtbildnern . . . 261
6.4.6 Sensitivitäts- und Parameterstudien . . . 270
6.4.7 Zusammenfassung . . . 276
6.5 Thermische Simulationen zum Einfluss raumabschließender Bauteile auf das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile . . . 278
6.5.1 Einleitung . . . 278
6.5.2 Modellbildung beschichteter I-Profile . . . 280
6.5.3 Modellbildung beschichteter I-Profile mit angrenzenden Trapezprofilen . . . 281
6.5.4 Vergleich mit Versuchsergebnissen . . . 287
6.5.5 Quantifizierung des Einflusses eines angrenzenden Trapezprofils auf das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile . . . 294
6.5.6 Sensitivitätsstudien . . . 298
6.5.7 Zusammenfassung . . . 300
6.6 Zusammenfassung und Schlussfolgerung . . . 302

7 Zusammenfassung, Schlussfolgerung und Ausblick 307
7.1 Zusammenfassung und Schlussfolgerung . . . 307
7.2 Ausblick . . . 312

Literatur XIX

Abbildungsverzeichnis XXXIII

Tabellenverzeichnis XLIX

A Aufschäumverläufe der untersuchten Beschichtungen bei einer Temperaturbeanspruchung mit unterschiedlichen, konstanten Aufheizgeschwindigkeiten LI

B Aufschäumverhalten von Dämmschichtbildnern im Bereich der Walzausrundung von I-Profilen und bei gehinderter Aufschäumung LXI

C Mikroskopische Struktur der untersuchten Beschichtungen in unterschiedlichen Reaktionsphasen LXV

D Temperaturverteilung und -entwicklung in den untersuchten Dämmschichtbildnern bei Temperaturbeanspruchung nach ETK LXXI

E Gegenüberstellung der gemessenen und simulierten Temperaturentwicklungen in Dämmschichtbildnern auf Stahlplatten LXXXI

Bezeichnungen

Abkürzungen

AiF	Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen
ep	epoxidharzbasiert
lö	lösemittelhaltig
wa	wasserbasiert
AbZ	Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung
APP	Ammoniumpolyphosphat
DIBt	Deutsches Institut für Bautechnik
DSB	Dämmschichtbildner
DSBBS	Dämmschichtbildendes Brandschutzsystem
DSC	Differential Scanning Calorimetry
ETK	Einheits-Temperaturzeitkurve
ETA	European Technical Approval
FEM	Finite Elemente Methode
FTIR	Fourier-Transformations-Infrarotspektroskopie
HLB	Hochleistungsbrandschutzbeschichtung
LBO	Landesbauordnung
MBO	Musterbauordnung
RHR	Energiefreisetzungsgrate (Rate of Heat Release)
TC	Technical Committee
TG	Thermogravimetrie

Lateinische Bezeichnungen

a,b,c	Konstanten
a_T	Temperaturleitzahl
b_W	Wärmeeindringzahl
c_1,c_2	Strahlungskonstanten

c_p	spezifische Wärmekapazität
d	Schichtdicke eines Dämmschichtbildners
d_0	Schichtdicke zum Zeitpunkt t = 0 bzw. Ausgangskonfiguration
d_{akt}	Aktuelle Schichtdicke
$\mathrm{d}H$	Enthalpieänderung
d_j	Dicke der Umfassungsbauteile eines Brandraumes
$\mathrm{d}m$	Änderung der Masse
$\mathrm{d}t$	Änderung der Zeit
$\mathrm{d}U$	Änderung der inneren Energie
$\mathrm{d}V$	differentielles Volumen (Ausgangskonfiguration)
$\mathrm{d}v$	differentielles Volumen (Momentankonfiguration)
$\mathrm{d}W$	am System verrichtete Arbeit
$\mathrm{d}W_V$	am System verrichtete differentielle Volumenänderungsarbeit
$\mathrm{d}Q$	übertragene Wärmemenge
$\mathrm{d}X$,$\mathrm{d}Y$,$\mathrm{d}Z$	Volumenabmessungen (Ausgangskonfiguration)
$\mathrm{d}x$,$\mathrm{d}y$,$\mathrm{d}z$	Volumenabmessungen (Momentankonfiguration)
$\dot{h}_c$	durch Verbrennung und Brandnebenerscheinungen freigesetzte Energie
$\dot{h}_l$	durch Gaswechsel abströmende Energie der Rauchgase
$\dot{h}_o$	durch Fensterstrahlung entzogene Energie
$\dot{h}_w$	durch Konvektion und Strahlung abgegebene Energie an die Umfassungsbauteile
$\dot{h}_g$	im Brandraum gespeicherte Energie der Rauchgase, welche die Brandgastemperatur bestimmt
$\dot{h}_s$	sonstige „verlorene“ Energieanteile
l	Länge
l_0	ursprüngliche Länge
$\dot{m}_g$	die aus dem Brandraum strömende Rauchgasmenge
$\dot{m}_l$	die in den Brandraum einströmende Frischluftmenge
n	Anzahl
p	Druck
q	Brandlastdichte
$\dot{q}_0$	Wärmestromdichte in der Ausgangskonfiguration
$\dot{q}_0^*$	innere Wärmequelle
$\dot{q}_S$	Wärmestrom auf der Oberfläche eines Körpers
s	Weg

s_g	zu erwartende Anzahl der genauen Stellen in der Lösung
t	Zeit
t_α	Brandentwicklungsgeschwindigkeit
t_{krit}	kritische Zeit
t_g	Anzahl der im Rechner darstellbaren Stellen
Δu	Verschiebungsinkrement
x,y,z	Koordinaten
A	Fläche
A_i	Oberfläche i
A_j	innere Umschließungsfläche eines Brandraumes
AM	äußerer mittlerer Messbereich
AO	äußerer oberer Messbereich
AU	äußerer unterer Messbereich
A_w	Öffnungsfläche eines Brandraumes
A/V	Verhältnis der beflammten Oberfläche eines Bauteils zum Bauteilvolumen
C	Wärmespeicherkapazität
C2D4T	thermomechanische bilineare 4 Knoten-Schalenelemente
C3D8T	thermomechanische trilineare 8 Knoten-Volumenelemente
D	Durchmesser eines Brandes
$E_{fi,d,t}$	Bemessungswert der Einwirkung im Brandfall zum Zeitpunkt t
ΔH_c	Netto-Verbrennungswärme
F	Kraft
F30	feuerhemmend
IM	innerer mittlerer Messbereich
IO	innerer oberer Messbereich
IU	innerer unterer Messbereich
K	Kalibrierungsfaktor
K_{uu}	mechanische Tangentenmatrix
$K_{\theta\theta}$	thermische Tangentenmatrix
K_S	Systemsteifigkeitsmatrix
$K_{u\theta}$,$K_{\theta u}$	thermomechanische Kopplungsmatrizen
M	Masse eines Körpers
M_{Schw}	Strahlungsintensität eines schwarzen Strahlers
N	Naturbrand

O	Öffnungsfaktor
$\dot{Q}$	Wärmestrom bzw. Energiefreisetzungsrate
$\dot{Q}_K$	konvektiver Anteil der Energiefreisetzungsrate
$\dot{R}_B$	umgesetzte Brandlast, welche die Energiefreisetzung bestimmt
$R_{fi,d,t}$	Bemessungswert des Bauteilwiderstands im Brandfall zum Zeitpunkt t
R_u,R_θ	Residuen des mechanischen bzw. thermischen Feldes
S_q	vorgegebener Wärmestrom auf der Oberfläche eines Körpers
S_θ	vorgegebene Oberflächentemperatur eines Körpers
T	Thermoelement
TP	Trapezprofil
V	Volumen eines Körpers
Zustand I-III	Reaktionsphasen eines DSB

Griechische Bezeichnungen

α	Aufschäumfaktor oder Absorptionsgrad
α_K	Wärmeübergangskoeffizient
α_T	thermischer Ausdehnungskoeffizient
χ	Verbrennungseffektivität
$\Delta\theta$	Temperaturinkrement
ϵ	Dehnung oder Emissionsgrad
φ	dimensionslose Einstrahlzahl
Φ	Konfigurationsfaktor
η	Testfunktion
κ	Anpassungsfaktor
λ	Wärmeleitfähigkeit
λ_W	Wellenlänge
θ	Temperatur
ρ	Dichte
ψ	Porosität
ρ	Reflexionsgrad
σ	Spannung oder Stefan-Boltzmann-Konstante

τ	Transmissionsgrad
υ	Aufheizgeschwindigkeit

Indizes

0	Bezogen auf die Ausgangkonfiguration bzw. Ausgangszeitpunkt
1,2	Zeitpunkt oder Situation 1,2
20	bei Raumtemperatur (20 °C)
a	Stahl
akt	aktuelle Schichtdicke bzw. aktueller Zeitpunkt
äq	äquivalent
fi	Brandfall
i	Zählindex
$inkr.$	inkrementell
$krit$	kritisch
m	Material
n	normal zu einer Fläche
max	Maximum
nom	nominell
p	Druck
$wahr$	mit Bezug auf die Momentankonfiguration
A	Anfang
DSB	Dämmschichtbildner
$Festkörper$	im Festkörper
$Fluid$	im Fluid
G	Gas
K	Konvektion
M	Mittelwert
$P+G$	Poren und Gaseinschlüsse
RT	Raumtemperatur
S	Oberfläche
$Schw$	Schwarzer Strahler
U	Umgebung

v	Aufheizgeschwindigkeit
V	Volumen
W	Wellenlänge

Operanden

∂	partielles Differenzial
Δ	Differenz
$\frac{\partial \dots}{\partial \alpha}$	partielle Ableitung nach α
$cond(A)$	Konditionszahl einer Matrix $A = A \cdot A^{-1}$
div ...	$= \sum_i \frac{\partial \dots}{\partial i}$
Grad ...	Differentialoperator: $\left(\frac{\partial \dots}{\partial X} \quad \frac{\partial \dots}{\partial Y} \quad \frac{\partial \dots}{\partial Z}\right)$ (Ausgangskonfiguration)
grad ...	Differentialoperator: $\left(\frac{\partial \dots}{\partial x} \quad \frac{\partial \dots}{\partial y} \quad \frac{\partial \dots}{\partial z}\right)$ (Momentankonfiguration)
$^{-1}$	invertiert
^{T}	transponiert

1 Einleitung

1.1 Problemstellung

Der Stahlhochbau ist besonders durch seine filigrane und schlanke Bauweise geprägt. Aufgrund der hohen Festigkeit von Stahl lassen sich im Stahlbau trotz schlanker Bauteile große Tragfähigkeiten erreichen. Daher finden Stahlbauteile vermehrt im architektonischen Leichtbau Anwendung, wo sie darüber hinaus als gestalterische Elemente fungieren.
Die filigrane und optisch leichte Bauweise des Stahlbaus geht jedoch unweigerlich mit einer geringen Massigkeit der Bauteile einher. Ferner besitzt Stahl gute wärmeleitende Eigenschaften. Im Brandfall erwärmen sich Stahlbauteile daher sehr schnell und verlieren dabei ihre Tragfähigkeit. Aus diesem Grund sind Stahlbauteile vor hohen Temperaturen zu schützen. Herkömmliche Brandschutzmaßnahmen sind z. B. Bekleidungen mit Brandschutzplatten oder die Applikation von Putzen. In den letzten Jahren finden darüber hinaus vermehrt reaktive Brandschutzsysteme Anwendung. Reaktive Brandschutzsysteme sind Beschichtungen, die in der Regel aus einer Grundierung bzw. Haftvermittler, einer reaktiven Komponente und ggf. einem Decklack bestehen. Das besondere an diesen Systemen ist, dass sie ihre thermische Schutzwirkung erst bei Temperatureinfluss ausbilden und schützend auf ein Stahlbauteil wirken. Dabei kann die reaktive Komponente eine Ablationsbeschichtung, eine Sublimationsbeschichtung oder ein Dämmschichtbildner sein. Bei Ablations- und Sublimationsbeschichtungen finden bei hoher Temperatureinwirkung endotherme Reaktionen statt, die eine Erwärmung der Bauteile zeitlich verzögern. Demgegenüber bilden dämmschichtbildende Brandschutzsysteme bei hohen Temperaturen eine wärmedämmende Schicht aus. Die anfängliche Schichtdicke, die kaum von üblichen Korrosionsschutzanstrichen zu unterscheiden ist, obliegt dabei einer starken Volumenvergrößerung. Ablations- und Sublimationsbeschichtungen verändern ihr Volumen hingegen bei der Reaktion nicht. Insbesondere Brandschutzsysteme mit der reaktiven Komponente Dämmschichtbildner ermöglichen es aufgrund der geringen applizierten Schichtdicken einerseits, die filigrane Stahlkonstruktion erkennbar zu lassen und andererseits den Stahl im Brandfall vor hohen Temperaturen zu schützen.

Das Hochtemperaturverhalten dämmschichtbildender Brandschutzsysteme ist bisher eher phänomenologisch bekannt und die Schutzwirkung wird in der Regel auf Grundlage von Brandprüfungen nachgewiesen. Belastbare Angaben hinsichtlich des Verhaltens dieser Schutzsysteme im Brandfall liegen derzeit nur vereinzelt vor. Die Temperaturentwicklung von Stahlbauteilen mit dämmschichtbildenden Brandschutzsystemen lässt sich daher derzeit nicht verlässlich prognostizieren. Für Temperaturfeldberechnungen mit numerischen Simulationsverfahren fehlen bisher sowohl Modellierungsansätze als auch eindeutig formulierte Materialkennwerte. Diese sind weder für Normbrandbeanspruchung noch bei natürlicher Brandbeanspruchung in letzter Konsequenz vorhanden. Besonders zum Hochtemperaturverhalten bei natürlicher Brandeinwirkung liegen international bis heute kaum belastbare Untersuchungen vor. Dabei finden auf nationaler und internationaler Ebene derzeit vermehrt Ingenieurmethoden Anwendung, um die Schutzziele im Brandfall abweichend von normativen Anforderungen leistungsorientiert zu erreichen. Im Rahmen dieser schutzzielorientierten Betrachtung kann unter Einwirkung von natürlichen Bränden ein realitätsnahes Tragverhalten einer Konstruktion berechnet werden. Mit der bauaufsichtlichen Einführung der Eurocodes und der Neufassung der Musterliste der Technischen Baubestimmungen [88] wird die Anwendbarkeit von Naturbrandmodellen auch in Deutschland ermöglicht (vgl. Wathling [82]).
Darüber hinaus gibt es bis heute keine Untersuchungen dazu, wie sich dämmschichtbildende Brandschutzsysteme bei einem gehinderten Aufschäumen verhalten. Im Brandfall schäumt die reaktive Komponente Dämmschichtbildner auf und vergrößert sein Volumen um ein Vielfaches. Dies ist essentiell für die Ausbildung der thermischen Schutzwirkung. Sofern dieser Aufschäumvorgang durch angrenzende Bauteile wie Trapezprofile (vgl. Abbildung 1.1) oder Installationsleitungen ganz oder partiell gehindert wird, kann sich an diesen Stellen keine Dämmschicht ausbilden. Der Einfluss einer gehinderten Aufschäumung und der Einfluss auf die thermische Schutzwirkung des dämmschichtbildenden Brandschutzsystems bzw. auf das Temperaturfeld des Stahlbauteils ist bislang nicht quantifizierbar.
Es wird deutlich, dass das Verhalten von dämmschichtbildenden Brandschutzsystemen auf Stahlbauteilen im Brandfall bis heute nicht eindeutig bekannt ist und sich nicht verlässlich prognostizieren lässt. Insbesondere sind bisher keine Materialkennwerte für numerische Simulationsverfahren formuliert und es fehlen zuverlässige Modellierungsansätze. Weiterhin wird die Schutzwirkung von dämmschichtbildenden Brandschutzsystemen bislang in der Regel auf Grundlage einer Brandeinwirkung, die dem Verlauf der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) folgt, beurteilt. Das Ver-

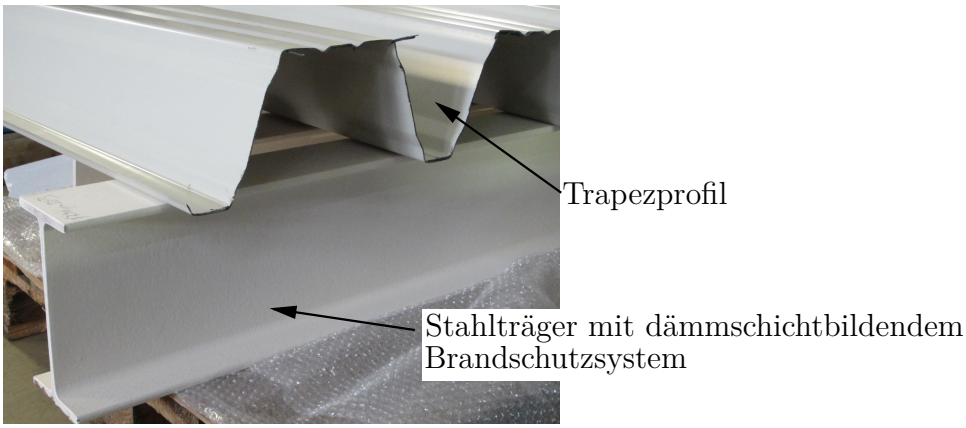


Abbildung 1.1: Stahlträger mit DSBBS und angrenzendem Trapezprofil

halten bei natürlicher Brandbeanspruchung wird in der Regel nicht untersucht und bewertet. Ferner lassen sich lokale Effekte, wie ein gehindertes Aufschäumen des dämmschichtbildenden Brandschutzsystems und die Einflüsse auf das Temperaturfeld des Stahlbauteils derzeit nicht im Detail beurteilen.

1.2 Zielsetzung

Ziel der Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit ist es zunächst, das Hochtemperaturverhalten von dämmschichtbildenden Brandschutzsystemen bzw. speziell des Dämmschichtbildners auf experimenteller Ebene zu bewerten und daraus ein vertieftes Verständnis für die Wirkungsweise und die Ausbildung der thermischen Schutzwirkung dieser Brandschutzsysteme zu erlangen. Wird dabei von „dämmschichtbildenden Brandschutzsystemen“ (DSBBS) gesprochen, so ist das Brandschutzsystem in seiner Gesamtheit gemeint. Mit „dämmschichtbildende Brandschutzbeschichtung“ oder „Dämmschichtbildner“ (DSB) wird hingegen die reaktive Komponente Dämmschichtbildner selbst angesprochen. Neben einer Temperatureinwirkung nach ETK wird dabei speziell auch das Verhalten bei Naturbrandbedingungen betrachtet. Ferner werden die Verhaltensweisen von DSB bei einer gehinderten Aufschäumung im Detail analysiert und die Schutzwirkung von DSB bei diesen Bedingungen bewertet.
Darüber hinaus werden auf Grundlage der Erkenntnisse aus den experimentellen Untersuchungen numerische Methoden und Modelle entwickelt, die es ermöglichen, den Aufschäumvorgang von DSB auf Stahlbauteilen gezielt zu simulieren und das

Erwärmungsverhalten des Stahlbauteils zu prognostizieren. Zudem werden Materialkennwerte zur numerischen Simulation von DSB im Brandfall formuliert. Diese Kennwerte gelten dabei zunächst für eine Temperatureinwirkung nach ETK. Ferner werden Methoden zur Simulation des Verhaltens von DSB bei Naturbrandbeanspruchung entwickelt. Die entwickelten Materialkennwerte zur Beschreibung des Hochtemperaturverhaltens des DSB werden in diesem Zusammenhang gezielt erweitert. Darüber hinaus werden in den numerischen Modellen lokale Effekte wie ein gehindertes Aufschäumen des DSB durch raumabschließende Bauteile und die daraus entstehenden Einflüsse auf die thermische Schutzwirkung und letztlich auf das Temperaturfeld des beschichteten Stahlbauteils berücksichtigt.

1.3 Vorgehensweise

Im Rahmen dieser Arbeit werden zunächst allgemeine Grundlagen zu DSBBS vorgestellt und die chemischen und physikalischen Prozesse im DSB während des Aufschäumvorgangs erläutert. Im Anschluss erfolgt eine Zusammenstellung des Standes von Normung und Forschung zu DSBBS. Dabei werden zunächst die derzeit gültigen technischen Regeln vorgestellt und im Anschluss internationale Forschungsaktivitäten zu DSBBS zusammengestellt.
Weiterhin wird ein Überblick über die Grundlagen der Wärmeübertragung und der numerischen Behandlung von Wärmetransportproblemen gegeben. Dabei werden wesentliche Aspekte, die für das Verständnis dieser Arbeit von grundlegender Bedeutung sind, besonders herausgestellt.
Im weiteren Verlauf werden Temperaturzeitkurven von Naturbrandszenarien für unterschiedliche Eingangsparameter rechnerisch ermittelt. Diese Untersuchungen dienen insbesondere dem Erkenntnisgewinn, welchen Aufheizgeschwindigkeiten DSBBS bei Naturbrandbeanspruchung ausgesetzt sein können. Dies ist vor allem für die experimentellen Untersuchungen bei Naturbrandbeanspruchung von zentraler Bedeutung.
In den experimentellen Untersuchungen werden Klein- und Bauteilversuche zum Hochtemperaturverhalten von DSB durchgeführt. Die Kleinversuche dienen dabei der Untersuchung des Materialverhaltens von DSB bei hohen Temperaturen und zur Entwicklung eines vertieften Verständnisses für die Ausbildung der thermischen Schutzwirkung von DSB. Zudem liegt der Fokus auf der Bestimmung der thermischen Materialkennwerte wie der Dichte ρ, der spezifischen Wärmekapazität c_p und der

Wärmeleitfähigkeit λ sowie auf der Analyse des Aufschäumverhaltens, um das Erwärmungsverhalten von DSB später mit numerischen Methoden simulieren zu können. So wird zunächst die Wärmespeicherkapazität und das Aufschäumverhalten von DSB untersucht. Das Aufschäumverhalten von DSB wird dabei bei ETK-Beanspruchung sowie bei Temperaturbeanspruchungen, die für Naturbrandszenarien repräsentativ sind, untersucht. Ergänzend werden weitere Kleinversuche durchgeführt, in denen das Verhalten von DSB bei einem gehinderten Aufschäumen sowie weitere lokale Effekte wie das Aufschäumverhalten im Bereich der Walzausrundung von I-Profilen analysiert werden. Des Weiteren wird die Porengestalt und -größenverteilung sowie die Schaumstruktur von DSB mit einem Digitalmikroskop analysiert, da diese für die Ausbildung der thermischen Schutzwirkung bzw. für die Wärmeleitfähigkeit von DSB von elementarer Bedeutung sind. Zur weiteren Bewertung der thermischen Schutzwirkung von DSB wird die Temperaturverteilung und -entwicklung in der aufgeschäumten Schaumschicht im Detail untersucht. In diesem Zusammenhang wird zudem die Schutzwirkung von DSB bei Temperaturbeanspruchungen entsprechend eines Naturbrandszenarios analysiert. Da DSBBS im üblichen Anwendungsfall zum Schutz von offenen Stahlprofilen vor hohen Temperaturen eingesetzt werden, die häufig direkt an eine Gebäudehülle angrenzen, erfolgen ferner Brandversuche zum Einfluss dieser raumabschließenden Bauteile auf das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile. Dabei wird speziell der Einfluss eines angrenzenden Trapezprofils auf das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile im Brandfall untersucht.
Darüber hinaus werden numerische Methoden und Modelle erarbeitet, mit denen das Erwärmungsverhalten von Stahlbauteilen mit DSBBS simuliert werden kann. Nach der Formulierung der Materialkennwerte für DSB werden Temperaturfeldberechnungen beschichteter Stahlplatten durchgeführt. Der Aufschäumvorgang wird dabei explizit berücksichtigt und das Erwärmungsverhalten sowohl bei ETK- als auch bei Naturbrandbedingungen simuliert. Die Validierung der Modelle erfolgt durch den Vergleich mit Versuchsergebnissen aus Zulassungsversuchen sowie anhand der experimentellen Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit. Mit dem validierten Modell erfolgen zudem Detailbetrachtungen zu speziellen Verhaltensweisen von DSB im Hochtemperaturbereich, die auf experimenteller Ebene messtechnisch nur schwer erfassbar sind, jedoch mit den numerischen Modellen gezielt aufgezeigt werden können. Ferner werden Parameterstudien an beschichteten Stahlplatten durchgeführt, um unterschiedliche Einflüsse auf das Erwärmungs- und Aufschäumverhalten von DSB darzustellen. Auf dieser Grundlage erfolgt sukzessiv der Aufbau dreidimensionaler Modelle entsprechend der Versuchskörper der zuvor beschriebenen Brandversuche

an beschichteten I-Profilen mit raumabschließenden Bauteilen. Mit diesen Modellen wird der Einfluss einer partiell gehinderten Aufschäumung des DSB durch ein Trapezprofil im Detail aufgezeigt. Im Zuge der schrittweisen Entwicklung des Modells werden Effekte wie das Aufschäumverhalten im Bereich des Profilradius oder ein gehindertes Aufschäumen auf numerischer Ebene zunächst gesondert untersucht. In den dreidimensionalen Modellen finden diese Effekte schlussendlich ganzheitlich Berücksichtigung. Die oben beschriebenen Brandversuche dienen dabei der Validierung des Modells.
Abschließend werden die wesentlichen Punkte dieser Arbeit zusammengefasst und Schlussfolgerungen gezogen. Ferner werden Anregungen für weitere Forschungsarbeiten gegeben.

Tabelle 1.1: Übersicht der untersuchten DSB-Beschichtungen

Produkt	Abkürzung	Beschichtung
1	DSB1-wa	wasserbasierend
2	DSB1-lö	lösemittelhaltig
3	DSB1-ep	epoxidharzbasierend
4	DSB2-wa	wasserbasierend
5	DSB2-lö	lösemittelhaltig

Im Rahmen dieser Arbeit werden ausschließlich Brandschutzsysteme mit der reaktiven Komponente DSB zur Erlangung einer Feuerwiderstandsklasse F30 untersucht. Dabei werden wasserbasierende (wa) und lösemittelhaltige (lö) Beschichtungen von zwei Produktherstellern sowie eine epoxidharzbasierende (ep) Beschichtung eines Produktherstellers untersucht. Die unterschiedlichen Produkte werden dabei mit „DSB1“ und „DSB2“ sowie einem Zusatz für den DSB-Typ bezeichnet. Daraus ergeben sich für die untersuchten Produkte die in Tabelle 1.1 aufgeführten Abkürzungen. Es sei angemerkt, dass sich die im Rahmen dieser Arbeit erzielten Erkenntnisse nicht zwangsläufig auf dämmschichtbildende Brandschutzsysteme anderer Produkthersteller übertragen lassen. Jedoch lassen sich diese mit den vorgestellten Methoden erarbeiten.
Darüber hinaus wird darauf hingewiesen, dass in der vorliegenden Arbeit inhaltliche Überschneidungen mit AiF-Bericht 17200N [60] vorliegen, die vom Verfasser dieser Arbeit geschrieben wurden und zum Teil wortgleich sind.

2 Stand der Normung und Forschung

2.1 Einleitung

In diesem Kapitel werden allgemeine Informationen zu DSBBS zusammengestellt sowie die chemischen und physikalischen Vorgänge während des Aufschäumvorgangs im DSB dargelegt. Darüber hinaus wird ein Überblick zum Stand der Normung und Forschung gegeben. Dabei werden neben den bauordnungsrechtlichen Anforderungen normativ geregelte Bemessungsvorschriften für bekleidete Stahlbauteile zusammengestellt und die gültigen Zulassungsverfahren für DSBBS erläutert. Bei der Zusammenstellung der Forschungsarbeiten wird insbesondere auf Untersuchungen hinsichtlich der Bestimmung der Materialeigenschaften von DSB und des Aufschäumverhaltens eingegangen. Abschließend erfolgt eine Zusammenfassung zum aktuellen Stand der Normung und Forschung zu DSBBS.

2.2 Dämmschichtbildende Brandschutzsysteme

2.2.1 Allgemeines

Dämmschichtbildende Brandschutzsysteme sind Beschichtungssysteme des baulichen Brandschutzes zur Erhöhung der Feuerwiderstandsdauer von Bauteilen. Diese Beschichtungssysteme bestehen in der Regel aus drei Komponenten: einer Grundierung oder einem Haftvermittler, dem Dämmschichtbildner und einem Decklack. Den grundsätzlichen Aufbau eines DSBBS veranschaulicht Abbildung 2.1.
Die Grundierung wird direkt auf das Bauteil aufgetragen und dient in erster Linie als Korrosionsschutz bzw. Haftvermittler. Der Haftvermittler muss dabei nicht nur die Haftung des DSB bei Raumtemperatur sicherstellen, sondern auch bei erhöhten Temperaturen während und nach dem Aufschäumen des DSB wirksam bleiben. Übliche Schichtdicken für Grundierungen liegen im Bereich von $40 - 60\,\mu$m. Dämmschichtbildner sind phosphorhaltige Beschichtungen, die im Allgemeinen auf

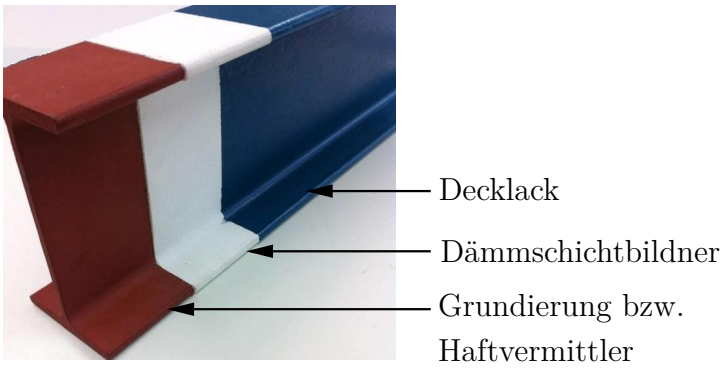


Abbildung 2.1: Aufbau eines dämmschichtbildenden Brandschutzsystems

Ammoniumpolyphosphaten (APP) basieren (vgl. Bermes [10]). Dabei sind grundsätzlich wasserbasierte, lösungsmittelhaltige und epoxidharzbasierte Beschichtungen zu unterscheiden. Ein DSB schäumt ab einer Temperatur von $250 - 300\,°C$ auf und bildet eine wärmedämmende Schicht um das zu schützende Bauteil. Die Erwärmung des Bauteils wird zeitlich verzögert und die Tragfähigkeit bleibt länger erhalten. Der Aufschäumvorgang und die Schaumstruktur der aufgeschäumten Dämmschicht sind dabei zur Erzielung der Schutzwirkung von entscheidender Bedeutung. Darüber hinaus werden neben diesen Beschichtungen seit jüngerer Zeit vermehrt epoxidharzbasierte Beschichtungen eingesetzt. Sie stellen eine Weiterentwicklung der Beschichtungen auf Basis von Ammoniumpolyphosphaten dar und bieten einen vergleichsweise hohen Widerstand gegen mechanische und chemische Abnutzung. Die Trockenschichtdicken nach dem Auftragen von DSB betragen $250 - 3000\,\mu m$. Ein Decklack bildet in der Regel den Abschluss des Brandschutzsystems. Gebräuchliche Anstrichdicken des Decklacks liegen im Bereich von $40 - 60\,\mu m$. Neben gestalterischen Gesichtspunkten stellt dieser Deckanstrich einen Schutz für den DSB gegen äußere Einflüsse (z. B. Witterungseinflüsse) dar. Auf eine Applikation des Deckanstriches kann daher insbesondere bei innenliegenden Bauteilen oftmals verzichtet werden, sofern es die gestalterischen Gesichtspunkte zulassen. Ferner sei erwähnt, dass DSB auf Epoxidharzbasis aufgrund ihrer hohen Widerstandsfähigkeit als integrierter Korrosionsschutz dienen können. In diesem Fall würde das DSBBS nunmehr aus zwei Komponenten oder sogar nur einer Komponente bestehen. Zusammen bilden die Komponenten eines DSBBS ein ganzheitliches System, dass die Stahlbauteile im Brandfall vor hohen Temperaturen schützt. Dabei muss dieses System stets in seiner Gesamtheit funktionsfähig sein. Das bedeutet, dass jede Komponente in diesem System seine Funktionsfähigkeit entfalten können muss, ohne dass sie durch eine andere Komponente beeinflusst wird. Die

Verträglichkeit der einzelnen Komponenten ist also von grundlegender Bedeutung. Grundsätzlich sind derzeit also drei verschiedene Beschichtungen auf dem Markt erhältlich. Die deutschen Marktanteile der im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Produkte sind nach Informationen der Hersteller, die Fachgesprächen entstammen, in Tabelle 2.1 zusammengestellt.

Tabelle 2.1: Marktanteile der unterschiedlichen DSB-Beschichtungen

Dämmschichtbildner	Marktanteil
Wasserbasierte Beschichtungen	40%
Lösemittelhaltige Beschichtungen	50%
Epoxidharzbasierende Beschichtungen	10%

Im Allgemeinen werden DSBBS häufig auch als „intumeszierende Anstriche“ bezeichnet. Seinen Ursprung trägt das Wort „intumeszierend“ im Lateinischen und bedeutet anschwellend (lat. intumescere - anschwellen). Die Anwendungsgebiete von DSBBS liegen neben dem Stahlhochbau in erster Linie im Holzbau, wo sie bereits seit vielen Jahren eingesetzt werden (vgl. Abschnitt 2.4). Die Erkenntnisse und Erfahrungen zu DSBBS aus dem Holzbau sind jedoch nicht uneingeschränkt auf die Schutzsysteme im Stahlbau übertragbar. Im Holzbau zielen diese Beschichtungen darauf ab, die Temperatur im Bauteil unterhalb der Entzündungstemperatur von Holz (ca. 200 °C) zu halten (vgl. Hollmann [42]). Demgegenüber müssen DSBBS im Stahlbau die Bauteiltemperatur unterhalb einer Temperatur von ca. 500 °C sicherstellen. Diese Temperatur kennzeichnet die *kritische Temperatur* im Stahlbau, bei der die Festigkeit und Steifigkeit des Stahls bereits maßgeblich reduziert ist.
Die Anwendung von DSBBS basiert bislang ausschließlich auf allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen (AbZ). Die Anstriche werden dabei Brandprüfungen unterzogen, die eine Anwendung des Brandschutzsystems auf Grundlage experimenteller Methoden ermöglichen. Jedes Produkt erhält eine eigene AbZ, die bei Anwendung des Produktes zu beachten ist und die Grundlage für die Ermittlung der erforderlichen Trockenschichtdicken darstellt. Weiterführende Ausführungen sind in Abschnitt 2.3.3 dargelegt.
Die Applikation von DSBBS setzt eine trockene, staub- und fettfreie Bauteiloberfläche voraus. Die drei Komponenten des Brandschutzsystems (Grundierung, DSB und Decklack) können gestrichen, gerollt oder gespritzt werden. Mit Hilfe des Spritzverfahrens ist die höchste Auftragsmenge pro Arbeitsgang und die größte Gleichmäßigkeit zu erreichen. „Streichen“ ist bei kleinen Flächen als Auftragsverfahren zu empfehlen. „Rollen“ findet hingegen aufgrund der verbleibenden unebenen Oberflächenstruktur

nur selten Anwendung.

2.2.2 Chemische Vorgänge bei hohen Temperaturen

Grundlage für das Aufschäumen eines DSB im Brandfall sind chemische Reaktionen, die durch eine thermische Einwirkung ausgelöst werden. Im Folgenden werden die grundlegenden chemischen Abläufe in einem DSB bei erhöhten Temperaturen zusammenfassend dargestellt. Ausführliche Darstellungen sind in Anderson et al. [2], Bermes [10], Vandersall [79], Gu et al. [38] und Gomez-Marez et al. [37] dokumentiert. Dabei ist anzumerken, dass die chemische Zusammensetzung je nach Produkt und Hersteller variieren kann. Im Wesentlichen bestehen DSB jedoch aus den folgenden Basiskomponenten:

- Anorganische Säure oder säurebildendes Material (z. B. Ammoniumpolyphosphat)
- Kohlenstoffhaltiges Material (z. B. Polyol)
- Bindemittel (z. B. Acrylat)
- Treibmittel (z. B. Melamin)
- Additive (z. B. Salze)

Zum besseren Verständnis werden die einzelnen Bestandteile eines DSB nachfolgend zunächst im Detail vorgestellt. Im Anschluss werden die chemischen Abläufe bei Erwärmung des DSB beschrieben sowie die Funktionen und Zusammenhänge der einzelnen Komponenten bei der Aufschäumung erläutert.

Anorganische Säure

Die Hauptkomponente eines DSB stellt ein säurebildendes Material oder eine anorganische Säure dar. Hier wird häufig Ammoniumpolyphosphat (APP) $(NH_4PO_3)_n$ verwendet, das sich bei einer Temperatur von ca. 250 °C zu Ammoniak (NH_3) und Methaphosphorsäure (HPO_3) zersetzt. In der Folgereaktion setzen diese Komponenten mit dem kohlenstoffhaltigen Material Kohlenstoff frei. Neben APP werden seit jüngerer Zeit auch Phosphorsäure oder Börsäure als anorganische Säure verwendet.

Kohlenstoffhaltiges Material

Zur Ausbildung einer porösen Schaumstruktur sind kohlenstoffreiche Verbindungen in einem DSB vorhanden. Dabei werden als Kohlenstoffquelle in der Regel Polyalkohole wie z. B. Pentaerythrit ($C_5\ H_{12}\ O_4$), das auch als Polyol bekannt ist, eingesetzt. Die Kohlenstoffquelle wird durch die Reaktion mit einer Säure verestert und stellt eine bedeutsame Grundlage zur Ausbildung der Schaumstruktur von DSB dar.

Bindemittel

Das Bindemittel eines DSB hat zunächst die Funktion, während des Trocknungsprozesses (nach der Applikation), bei dem sich u. a. Lösemittelanteile wie Wasser, Xylol oder Decanol verflüchtigen, eine feste und zusammenhängende Bindemittelmatrix zu bilden. Des Weiteren ist das Bindemittel bestimmend für die Haftfähigkeit auf dem Untergrund (Stahloberfläche). Gu et al. [38] beschreiben in diesem Zusammenhang, dass sich das Bindemittel zudem positiv auf die Entwicklung der Schaumstruktur auswirkt. Experimentelle Untersuchungen von DSB mit und ohne Bindemittel belegen, dass sich die Gasfreisetzung durch das Bindemittel regulieren lässt. Während DSB mit Bindemittel einer gleichmäßigen Gasfreisetzung unterliegen, läuft die Gasfreisetzung bei einem DSB mit fehlendem Bindemittel sehr unkontrolliert ab, was zu einer ungleichmäßigen Anordnung von Poren führt.
Bei DSB auf Wasserbasis werden nach Olcese et al. [66] häufig Vinyl-Polymere wie z. B. Polyvinylacetat oder Polyvinylalkohol eingesetzt. Bei lösemittelhaltigen DSB werden nach Olcese et al. [66] sowie nach Longdon et al. [57] häufig Acrylate verwendet. Als weiteres mögliches Bindemittel lässt sich nach Bermes [10] Polypropylen einsetzen. Ferner ist Polyethylen nach Wang et al. [80] als Bindemittel von DSB gut geeignet, da es eine gute mechanische Dauerhaftigkeit und eine hohe chemische Widerstandsfähigkeit aufweist. Bei DSB auf Epoxidharzbasis setzt sich das Bindemittel in der Regel aus den Komponenten Epoxidharz und Aminhärter zusammen. Dieses Grundgerüst stellt eine sehr widerstandsfähige Struktur gegen mechanische Abnutzung dar. Bei epoxidharzbasierten DSB handelt es sich in der Regel um lösemittelfreie Zusammensetzungen (vgl. Gomez-Marez et al. [37]).

Treibmittel

Zur Ausbildung der porösen Schaumstruktur sind Treibmittel (Gasbildner) im DSB enthalten, die bei erhöhten Temperaturen unter Freisetzung von Gasen chemisch umgesetzt werden. Dabei wird in erster Linie Melamin (C_3 H_6 N_6) als Gasbildner eingesetzt. Darüber hinaus wird insbesondere in Wang et al. [80] Melaminphosphat als Gasbildner vorgeschlagen. Während der Umsetzungsprozess von Melamin in einem Temperaturbereich von $250 - 370\,°C$ erfolgt, findet die Zersetzung von Melaminphosphat erst im Bereich von $330 - 650\,°C$ statt. Bei der Verwendung von Melaminphosphat vollzieht sich die Gasfreisetzung also in einem merklich breiteren Temperaturbereich, was in einer zeitlich ausgedehnteren Aufschäumphase resultiert.

Additive

Unter Additiven sind chemische Zusatzstoffe zu verstehen, die für die eigentliche Reaktion des DSB nicht zwingend erforderlich sind, jedoch zur gezielten Verbesserung der chemischen und physikalischen Reaktionen eingesetzt werden können. So können zusätzlich zu den beschriebenen Basiskomponenten Amine oder Salze im DSB enthalten sein. Amine beeinflussen die Veresterung und wirken als Katalysator. Die Hauptaufgabe des organischen Amines ist die Freisetzung von Gas (CO_2, NH_3). Bei Verwendung einer phosphorhaltigen Säure wirkt das Amin zudem unterstützend bei der Dehydrierung des Polyalkohols zu einem kohlenstoffhaltigen Rückstand. Demgegenüber ist insbesondere bei wässrigen Dispersionen Wasser in Form von hydrierten Salzen enthalten.
Durch endotherme Reaktionen wird im Brandfall Wasserdampf freigesetzt, der ergänzend zum Melamin als Treibmittel zur Gasblasenbildung beiträgt. Die chemischen Abläufe während der Reaktion eines DSB sind in Abbildung 2.2 im Detail dargestellt. Diese Darstellung gibt einen zusammenfassenden Überblick der Untersuchungen von Bermes [10], Gomez-Marez et al. [37], Simon [75], Liang et al. [55], Gu et al. [38] sowie von Bodzay et al. [11] und Jiminez et al. [47]. Dabei sind die chemischen Abläufe in Abhängigkeit der DSB-Temperatur dargestellt. Zusätzlich belegen Ergebnisse einer TG-FTIR-Messung von Gomez-Marez et al. [37] die emittierten Gase während des Aufschäumens, was Rückschlüsse auf die ablaufenden chemischen Reaktionen im DSB zulässt. Bei diesem Messverfahren erfolgt eine Kopplung der Thermogravimetrie (TG) mit der Fourier-Transformations-Infrarotspektroskopie (FTIR). Während eine thermogravimetrische Analyse letztlich eine Methode zur Bestimmung der tem-

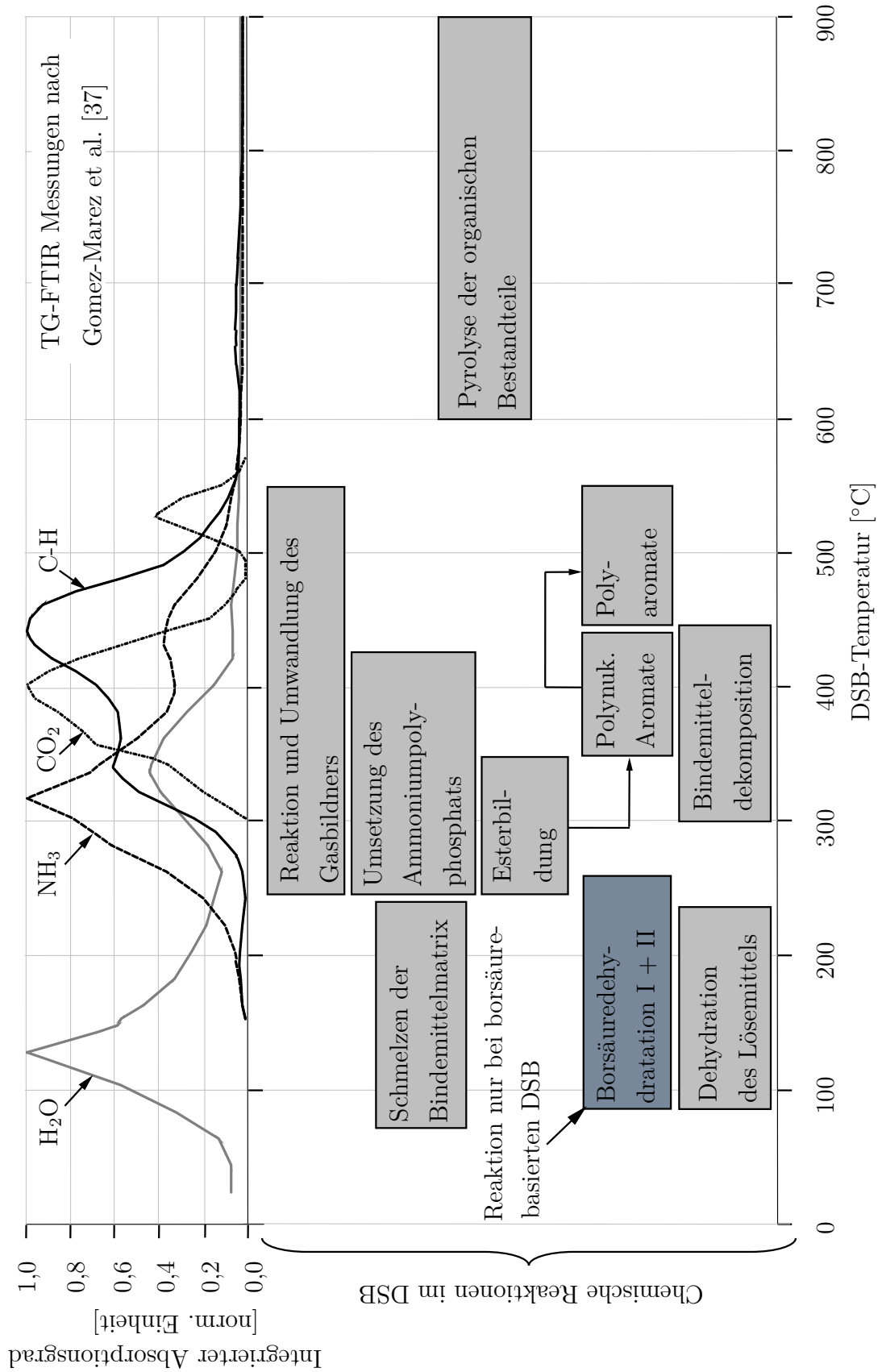


Abbildung 2.2: Chemische Vorgänge beim Aufschäumen eines Dämmschichtbildners

peraturabhängigen Massenänderung einer Probe dargestellt, lassen sich durch die Kopplung mit der FTIR Phasenumwandlungsprozesse messen sowie Schmelz- und Kristallisationsprozesse detektieren. Ferner lassen sich einzelne Bestandteile, die während der Reaktion des DSB emittiert werden (z. B. NH_3, H_2O, CO_2 oder C-H), identifizieren. Dieses Messverfahren beruht auf dem Absorptionsvermögen einfallender elektromagnetischer Strahlung einzelner Molekülverbindungen. Aufgrund des unterschiedlichen Absorptionsvermögens der Molekülverbindungen lassen sich so einzelne Bestandteile nachweisen. Die emittierten Bestandteile des DSB während der Reaktion stellen sich daher in Abbildung 2.2 als integraler Absorptionsgrad dar. Weiterführende Informationen sind in Gomez-Marez et al. [37], Liang et al. [55] und Bodzay et al. [11] enthalten.

Die eigentliche Reaktion des DSB wird nach Gu et al. [38] durch das Schmelzen der Bindemittelmatrix eingeleitet. Der Schmelzpunkt der Polymere bzw. Harze liegt aufgrund der unterschiedlichen Polymerisationsgrade bei $70 - 230\,°C$. Ab einer Temperatur von ca. $90\,°C$ erfolgt zusätzlich die Freisetzung und Verflüchtigung von Lösemittelanteilen. Sofern im DSB ergänzend zu APP als anorganische Säure auch Borsäure eingesetzt wird, berichten Jiminez et al. [47] über eine zweistufige Dehydratation der Borsäure in einem Temperaturbereich von $90 - 260\,°C$. Das während dieser Reaktion freigesetzte Wasser lässt sich in den Ergebnissen der TG-FTIR-Messungen von Gomez-Marez et al. [37] deutlich erkennen.

Mit fortschreitender Erwärmung des DSB wird der Aufschäumprozess durch die chemische Umsetzung von APP in einem Temperaturbereich von $250 - 420\,°C$ eingeleitet. Dabei geht Bermes [10] davon aus, dass APP unter Freisetzung von Wasser (H_2O) und Ammoniak (NH_3) zu Ultraphosphat umgesetzt wird. Dafür spricht auch die erhöhte Konzentration von Wasser in den TG-FTIR-Messungen in diesem Temperaturbereich. Demgegenüber berichtet Simon [75], dass das APP zunächst zu Methaphosphorsäure und Ammoniak aufgespalten wird. Anschließend wird das Polyol verestert, wobei zwei Formen der Esterbildung möglich sind.

So gehen Bermes [10] und Bodzay et al. [11] davon aus, dass APP eine Esterbildung ohne Zersetzung eingehen kann und dabei zu gleichgroßen Anteilen Wasser und Ammoniak abgespalten werden. Dabei werden in einem Temperaturbereich von $250 - 560\,°C$ kohlenstoffreiche Strukturen (kohlenstoffhaltiges Produkt) in der Dämmschichtbildnermatrix gebildet, die als polynukleare Aromate bzw. Polyaromate bezeichnet werden. Simon [75] hingegen beschreibt die Esterbildung als Reaktion zwischen Methaphosphorsäure, die bei der Umsetzung von APP entsteht, und dem Polyol. Die entstehende Säure verestert das Polyol unter Bildung von Wasser zu einer

gesättigten Kohlenwasserstoffverbindung und Phosphorsäureester. Daraus bildet sich in der Folge ein kohlenstoffhaltiges Produkt. Die Ausbildung von Kohlenwasserstoffverbindungen im Temperaturbereich von $250 - 560\,°C$ lässt sich dabei durch die TG-FTIR-Messungen von Gomez-Marez et al. [37] bestätigen.
Parallel zur Umsetzung des APP und der Veresterung findet die chemische Umwandlung des Gasbildners statt. Das Melamin reagiert dabei unter Freisetzung von Ammoniak (NH_3) zu Melam ($C_6\ H_9\ N_{11}$), das wiederum unter Abspaltung von Ammoniak zu Melem ($C_6\ H_6\ N_{10}$) und Melon ($C_6\ H_3\ N_9$) reagiert. Diese Reaktion lässt sich unter Betrachtung von Abbildung 2.2 durch das emittierte Ammoniak (NH_3) in einem Temperaturbereich von $150 - 600\,°C$ sowie des ausgeprägten Peaks bei ca. $320\,°C$ belegen. Ferner gibt Simon [75] in diesem Zusammenhang an, dass sich bei diesen Reaktionen zusätzlich Wasserdampf, Kohlenstoffdioxide und Stickstoff bilden, die das Aufschäumen des DSB begünstigen. Dabei kann insbesondere die Entstehung von Kohlenstoffdioxid bisher keiner Reaktion des DSB zugeordnet werden, obwohl die Freisetzung von CO_2 nach den TG-FTIR-Messungen eindeutig erkennbar ist. Ferner berichten Gao et al. [34], dass die Ausbildung der Schaumstruktur einsetzen muss, bevor die Bindemittelmatrix einer thermischen Dekomposition unterliegt, um eine stabile Übergangsphase zwischen des Schmelzprozesses und der vollständigen Ausbildung der Schaumstruktur zu gewährleisten.
Durch die Pyrolyse der organischen Inhaltsstoffe des DSB zersetzt sich die aufgeschäumte Schicht ab $600\,°C$ allmählich und verliert seine optimale thermische Schutzwirkung. Dieser Vorgang äußert sich dabei durch ein augenscheinliches Schrumpfen der aufgeschäumten Schichtdicke, wie die experimentellen Untersuchungen in Kapitel 5 noch zeigen werden.
Die grundsätzlichen Abläufe während der Reaktion eines DSB lassen sich in Abbildung 2.3 zusammenfassend darstellen. Grundlegender Bestandteil eines DSB ist ein säurebildendes Material oder eine anorganische Säure. Hier wird häufig APP verwendet, das zur Veresterung eines kohlenstoffhaltigen Materials dient. Als Kohlenstoffquelle werden in der Regel Polyalkohole genutzt. Das APP zersetzt sich bei Erwärmung zu Phosphorsäure und gasförmigem Ammoniak. Die entstehende Säure verestert den Polyalkohol unter Bildung von Wasser und einem Phosphorsäureester. Dabei bildet sich aus dem Gemisch aus APP und Polyalkohol vor oder während der Veresterung eine Schmelze. Unter dieser Voraussetzung zersetzt sich der Phosphorsäureester und bildet unter Dehydratation ein anorganisches, kohlenstoffhaltiges Produkt. Durch die Freisetzung von Gasen durch Melamin, das in der Regel als Treibmittel fungiert, schäumt das kohlenstoffhaltige Produkt auf. Das Bindemittel bildet bei

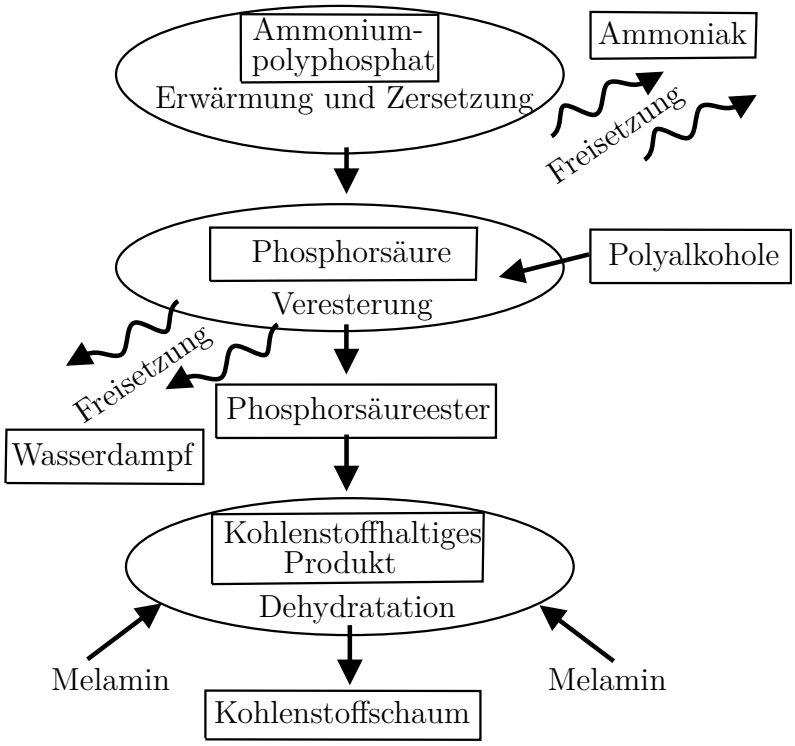


Abbildung 2.3: Chemische Vorgänge beim Aufschäumen eines Dämmschichtbildners

Erwärmung eine Matrix und gewährleistet dabei eine kontinuierliche und einheitliche Schaumstruktur im DSB. Es entsteht eine voluminöse und wärmedämmende Schicht. Durch die Pyrolyse der Inhaltsstoffe bei weiter steigenden Temperaturen zersetzt sich die Schicht allmählich und verliert seine optimale thermische Schutzwirkung.

2.2.3 Physikalische Vorgänge bei hohen Temperaturen

Bei Temperaturen von $200 - 300\,°C$ werden im Dämmschichtbildner chemische Reaktionen ausgelöst, die letztlich zum Aufschäumen der Brandschutzbeschichtung führen. In diesem Zusammenhang finden eine Vielzahl an physikalischen Vorgängen statt, die an dieser Stelle erläutert werden.
Abbildung 2.4 veranschaulicht exemplarisch den Aufschäumvorgang. Vor der Temperatureinwirkung befindet sich das DSBBS bzw. der DSB im Ausgangszustand, d.h. in der unaufgeschäumten bzw. unreagierten Konfiguration. Durch eine Temperatureinwirkung an der brandbeanspruchten Oberfläche erwärmt sich das Brandschutzsystem

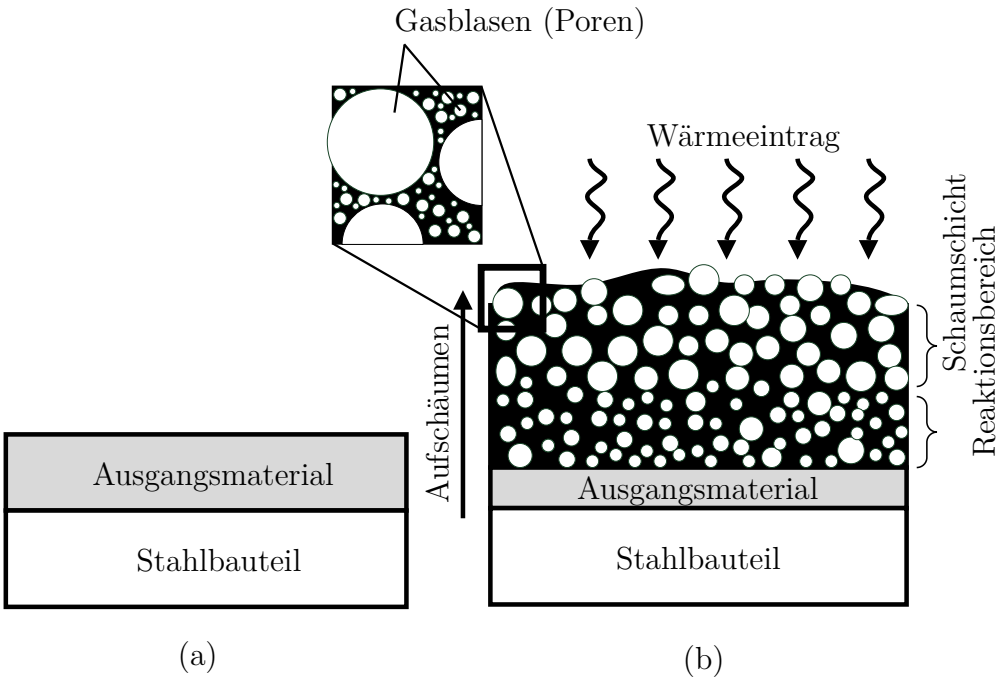


Abbildung 2.4: Veranschaulichung des Aufschäumvorgangs: (a) unaufgeschäumte Koniguration (b) aufgeschäumte Konfiguration (vgl. Bermes [10])

und beginnt zu schmelzen. Dabei bildet sich ein Flüssigkeitsfilm aus. Bermes [10] berichtet in diesem Zusammenhang von Enthalpieänderungen während dieses Prozesses, die makroskopisch jedoch kaum wahrnehmbar sind, da die chemischen Reaktionen deutlich stärker ausgeprägt sind. Mit steigender Temperatur werden Viskosität und Oberflächenspannung des Materials herabgesetzt. Das Treibmittel im DSB zersetzt sich und es wird ein Gas freigesetzt, das zum Großteil in der umgebenen Schmelze Gasblasen ausbildet. Ein Teil des Gases verflüchtigt sich, wodurch das Material an Masse verliert. Die Gasblasen vergrößern ihr Volumen und der DSB schäumt auf. Dabei spielt das Zusammenwirken von physikalischen und chemischen Vorgängen im richtigen Temperaturbereich eine entscheidende Rolle. Di Blasi [24] berichtet, dass die Viskosität bei Beginn der Aufschäumung entscheidend ist. Ist die Viskosität bei Beginn der chemischen Reaktion zu hoch, kann das Material gar nicht erst aufschäumen. Ist sie demgegenüber zu gering, bilden sich zu große und instabile Blasen.

Während des Aufschäumvorgangs bilden sich eine Vielzahl zufällig angeordneter Gasblasen mit Einschlüssen aus Gas und Luft, die als Poren bezeichnet werden. So entsteht ein poröses Kohlenstoffgerüst, das entscheidend für die optimale Wirkungs-

weise des DSB ist. Letztlich stellt diese Zusammensetzung eine wärmedämmende, schaumartige Schutzschicht dar. Mit weiter zunehmender Temperatur verliert das Kohlenstoffgerüst an Volumen und die aufgeschäumte Dämmschicht beginnt augenscheinlich zu schrumpfen. Dabei verliert der DSB $20 - 40\,\%$ seines maximalen Volumens. Dieser Prozess ist unweigerlich mit einer Degradation der wärmedämmenden Eigenschaften des DSB verbunden und ist auf die Pyrolyse der organischen Bestandteile des DSB zurückzuführen. Zurück bleibt eine offenporige Struktur aus anorganischen Bestandteilen.

2.3 Stand der Normung

2.3.1 Brandschutztechnische Anforderungen an Bauteile

Bauwerke werden bauordnungsrechtlich in „bauliche Anlagen“ und „bauliche Anlagen besonderer Art und Nutzung“ unterteilt. Die grundsätzlichen bauaufsichtlichen Anforderungen sind in der Musterbauordnung (MBO) [113] und den jeweiligen Landesbauordnungen (LBO) in Verbindung mit den dazugehörigen Sonderbauvorschriften festgeschrieben. Im Folgenden werden die wesentlichen Anforderungen an diese Bauwerke zusammengestellt.
Als übergeordnetes Schutzziel nach MBO [113] gilt der Schutz von Personen, Tieren und Sachwerten. Dazu sind in der MBO [113] Feuerwiderstandsfähigkeiten in Abhängigkeit der Gebäudehöhe und Gebäudenutzung definiert. Für Sonderbauten sind die Anforderungen in weiteren nutzungsspezifischen Verordnungen geregelt. Die Anforderungen an die Feuerwiderstandsfähigkeit werden dabei im Wesentlichen in *feuerbeständig*, *hochfeuerhemmend* und *feuerhemmend* unterschieden. Die Feuerwiderstandsfähigkeit bezieht sich bei tragenden und aussteifenden Bauteilen auf die Standsicherheit im Brandfall und bei raumabschließenden Bauteilen auf den Widerstand gegen Brandausbreitung.
Eine Zuordnung, welche Feuerwiderstandsdauer ein Bauteil aufweisen muss, um nach gesetzlicher Definition eine bestimmte Feuerwiderstandsfähigkeit zu erfüllen, ist in der MBO [113] nicht enthalten. Diese Zuordnung erfolgt über Anlage 0 der Bauregelliste A [87]. Darin sind die gesetzlichen Vorschriften einer definierten Feuerwiderstandsdauer nach DIN 4102-2 [106] oder DIN EN 13501-2 [107] zugeordnet.

Danach ist beispielsweise für tragende Bauteile, die eine Feuerwiderstandsfähigkeit *feuerbeständig*, *hochfeuerhemmend* oder *feuerhemmend* aufweisen sollen, die Feuerwiderstandsdauer von 90 min, 60 min oder 30 min nachzuweisen.
Industriebauten sind entsprechend der MBO [113] „Bauliche Anlagen besonderer Art und Nutzung“. Für diese Sonderbauten gelten besondere Brandschutzanforderungen, die in der Muster-Industriebaurichtlinie [112] dokumentiert sind. Für den Nachweis der Brandsicherheit wird grundsätzlich ein Verfahren ohne Brandlastermittlung und ein Verfahren mit Brandlastermittlung auf Grundlage von DIN 18230-1 [105] bereitgestellt. Ferner dürfen nach Muster-Industriebaurichtlinie [112] anstelle der zuvor genannten Verfahren auch Methoden des Brandschutzingenieurwesens angewendet werden. Dabei fällt das Bemessungsergebnis umso konservativer aus, je einfacher das gewählte Nachweisverfahren ist.
Weitere Sonderbauten sind u. a. Verkaufsstätten, Versammlungsstätten und Büro- bzw. Verwaltungsgebäude. Für diese Gebäude liegen im Allgemeinen nutzungsspezifische Richtlinien vor, die die Anforderungen der Bauordnung in Abhängigkeit der Nutzung konkretisieren. Demgegenüber gibt es eine Vielzahl von Gebäuden, für die die Anforderungen an den baulichen Brandschutz nicht eindeutig geregelt sind. Zu diesen Gebäuden gehören z. B. Messehallen oder große Atrien. Für diese Bauwerke werden in der Regel individuelle Brandsicherheitskonzepte aufgestellt, in denen u. a. die Anforderungen an die Bauteile definiert sind.
Ein Nachweis der Tragsicherheit eines Bauteils im Brandfall erfolgt durch eine Einordnung in die geforderte Feuerwiderstandsklasse entsprechend der Forderung nach Bauordnung bzw. Sonderbauordnung. Zur Einordnung in Feuerwiderstandsklassen muss ein Bauteil unter einer definierten mechanischen Einwirkung dem Temperaturverlauf der ETK (vgl. DIN EN 1991-1-2 [92]) je nach geforderter Feuerwiderstandsklasse für eine bestimmte Zeitdauer tragfähig sein.

2.3.2 Bemessung von Stahlbauteilen im Brandfall

Im Folgenden wird ein Überblick über die normativ geregelten Bemessungsvorschriften für Stahlbauteile im Brandfall gegeben. Dabei werden insbesondere die Grenzen bezüglich der Anwendbarkeit für Stahlbauteile mit DSBBS aufgezeigt.
Bis zum Jahr 2012 erfolgte die Bauteilbemessung für den Brandfall in der Regel auf Grundlage der DIN 4102-4 [100]. Diese Norm umfasste eine Vielzahl klassifizierter Bauteile für den Brandfall. Die Bauteilprüfung erfolgte dabei im Allgemeinen durch

Normbrandversuche. Die Bauteile wurden unter definierten mechanischen Lasten einer Temperatureinwirkung entsprechend der ETK ausgesetzt. Je nachdem zu welcher Zeit die Bauteile ihre Tragfähigkeit verloren, erfolgte entsprechend eine Einordnung in Feuerwiderstandsklassen. Dieser Katalog von Bauteilen umfasste für den Stahlbau u.a. Träger und Stützen. Eine Klassifizierung erfolgte tabellarisch unter Einhaltung vorgegebener Bauteilgeometrien bzw. Brandschutzbekleidungen.
Seit 2012 stellt die DIN EN 1993-1-2 [94] die Grundlage für die Bemessung von Stahlbauteilen im Brandfall dar. Das Nachweiskonzept basiert dabei auf Grenzzuständen der Tragfähigkeit. Es ist nachzuweisen, dass der Bemessungswert der Einwirkung im Brandfall $E_{fi,d,t}$ den Bemessungswert der Beanspruchbarkeit $R_{fi,d,t}$ nicht überschreitet:

$$E_{fi,d,t} \leq R_{fi,d,t} \tag{2.1}$$

Für den brandschutztechnischen Nachweis sind grundsätzlich thermische und mechanische Einwirkungen zu berücksichtigen. Thermische Einwirkungen resultieren aus dem Brandereignis, während mechanische Einwirkungen infolge äußerer Belastungen wie Eigengewicht, Verkehrslasten und ggf. Zwangskräften aus thermischer Ausdehnung resultieren.
Im Allgemeinen sind in den Eurocodes zum Nachweis des Feuerwiderstands neben der Durchführung eines Brandversuchs folgende Nachweisebenen vorgesehen:

- Ebene 1: Nachweis mit Hilfe von Tabellen
- Ebene 2: Nachweis mit vereinfachten Berechnungsverfahren
- Ebene 3: Nachweis mit allgemeinen Berechnungsverfahren

Dabei steigt der Berechnungsaufwand von Ebene 1 zu Ebene 3 und fällt umso konservativer aus, je einfacher das gewählte Nachweisverfahren ist. Nach DIN EN 1993-1-2 [94] ist ein Nachweis auf Grundlage von Tabellen nicht vorgesehen. Dies liegt darin begründet, dass Brandschutzbekleidungen und Brandschutzbeschichtungen für Stahlbauteile durch die Produkthersteller über eine AbZ in den Markt eingeführt werden und deshalb in der Regel nicht genormt sind.
Zum Nachweis der Standsicherheit von Tragwerken aus Stahl ist nach DIN EN 1993-1-2 [94] ein Nachweis mit vereinfachten Berechnungsverfahren bzw. mit allgemeinen Berechnungsverfahren vorgesehen. Dabei kann ein Nachweis mit den folgenden Verfahren erfolgen:

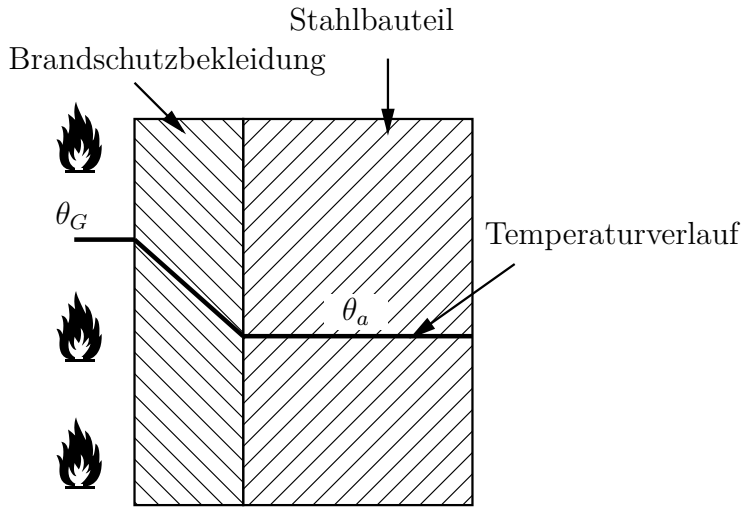


Abbildung 2.5: Vereinfachter Ansatz zur Temperaturermittlung für bekleidete Stahlbauteile nach DIN EN 1993-1-2 [94]

- Zeitebene ($t_{fi,d} \geq t_{fi,Rd}$)
- Tragfähigkeitsebene ($R_{fi,d} \geq E_{fi,Rd}$)
- Temperaturebene ($\theta_{krit} \geq \theta_{max}$)

Die vereinfachten Berechnungsverfahren in DIN EN 1993-1-2 [94] zielen auf die Einhaltung der kritischen Stahltemperatur (Temperaturebene) und den Nachweis der Tragfähigkeit (Tragfähigkeitsebene) ab. Diese rechnerischen Verfahren basieren dabei auf der Ermittlung der Bauteiltemperaturen im Brandfall. In diesem Zusammenhang sind in DIN EN 1993-1-2 [94] Gleichungen zur Temperaturermittlung für bekleidete und unbekleidete Stahlbauteile angegeben. Eine homogene Temperaturverteilung im Querschnitt ist insbesondere bei Stahlbauteilen mit DSBBS und angrenzenden raumabschließenden Bauteilen (z. B. Trapezprofile) nicht zu erwarten. Des Weiteren ist zu ergänzen, dass die Gleichungen für bekleidete Stahlbauteile unter Annahme eines linearen Temperaturgradienten in der Brandschutzbekleidung abgeleitet sind (vgl. Abbildung 2.5). Die Annahme eines linearen Temperaturgradienten über die Schichtdicke ist bei DSB grundsätzlich in Frage zu stellen. Eine Anwendung dieser vereinfachten Gleichung für beschichtete Stahlbauteile ist ferner aufgrund der fehlenden Materialkennwerte für DSB bislang nicht möglich.
Weiterhin lässt sich nach DIN EN 1993-1-2 [94] eine ungleichmäßige Temperaturverteilung entlang der Stabachse für biegebeanspruchte Bauteile näherungsweise berücksichtigen. Dazu ist die Biegetragfähigkeit im Brandfall mit einem Faktor κ_2

anzupassen. Ob sich eine ungleichmäßige Temperaturverteilung, die beispielsweise bei Stahlbauteilen mit DSBBS und einem angeschlossenen Trapezprofil auftreten, auf diese Weise berücksichtigen lässt, ist ungewiss.
Die allgemeinen Berechnungsverfahren werden auf Grundlage von numerischen Simulationen geführt. Unter Anwendung dieser Verfahren lassen sich bei Kenntnis von temperaturabhängigen Materialkennwerten inhomogene Temperaturfelder berechnen. Aufgrund des hohen Informationsgehaltes dieser Verfahren kann ein Nachweis auf Zeit-, Tragfähigkeits- oder Temperaturebene erfolgen. Zur Berechnung von Stahlbauteilen mit DSBBS sind bisher allerdings keine zuverlässigen Angaben zum Materialverhalten bzw. Materialkennwerte von DSB bei hohen Temperaturen bekannt.
Es wird deutlich, dass in DIN EN 1993-1-2 [94] keine Methoden oder Berechnungsverfahren bereitgestellt werden, mit denen Stahlbauteile mit DSBBS im Brandfall nachgewiesen werden können.

2.3.3 Zulassungsverfahren für dämmschichtbildende Brandschutzsysteme

Dämmschichtbildende Brandschutzsysteme sind keine normativ geregelten Bauprodukte. Diese speziellen Produkte werden über bauaufsichtliche Zulassungsverfahren in den Markt eingeführt. Dies kann derzeit grundsätzlich durch drei gültige Zulassungsverfahren erfolgen. So bedarf es für die Anwendung von DSBBS in Deutschland nach Müller et al. [64] gegenwärtig

- einer **A**llgemeinen **b**auaufsichtlichen **Z**ulassung (AbZ) auf Grundlage der Zulassungsgrundsätze für reaktive Brandschutzsysteme auf Stahlbauteilen [108],
- einer europäisch technischen Zulassung (ETA) (engl.: **E**uropean **T**echnical **A**pproval) auf Basis der Leitlinien für europäisch technische Zulassungen ETAG 018 Teile 1 [110] und 2 [111] in Verbindung mit einer allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung oder
- einer Zustimmung im Einzelfall.

Eine AbZ wird dabei vom Deutschen Institut für Bautechnik (DIBt) auf Antrag eines Herstellers erteilt. Darin sind entsprechende Vorgaben zur Anwendung des Produkts definiert, die dies zur Anwendung qualifizieren. Im Rahmen der Zulassungsprüfungen

werden Stahlbauteile mit DSBBS umfangreichen Brandprüfungen nach den Vorgaben der o. g. Zulassungsgrundsätze unterzogen. Darin ist u. a. dokumentiert, wie der Ablauf der Brandprüfung zu erfolgen hat und unter welchen Bedingungen ein Prüfzeugnis für eine bestimmte Feuerwiderstandsklasse erteilt wird. Diese Brandprüfungen erfolgen unter einer Brandeinwirkung, die dem Temperaturverlauf der ETK folgt (Abschnitt 2.3.1). Nach Erteilung einer AbZ wird das entsprechende Produkt dem Markt zugänglich gemacht.
Eine Klassifizierung in den europäischen technischen Zulassungen geschieht auf Grundlage von DIN 13501-2 [107] in Verbindung mit DIN EN 13381-8 [90]. In der letztgenannten Norm sind Angaben zur Durchführung von Prüfungen sowie folgende Beurteilungsverfahren verankert:

- Analyse mit Differentialgleichung (variabler λ-Ansatz)
- Analyse mit Differentialgleichung (konstanter λ-Ansatz)
- Numerische Regressionsanalyse
- Graphisches Verfahren

Mit diesen Beurteilungsverfahren können auf Grundlage von Brandprüfungen Vorgaben für erforderliche Trockenschichtdicken von DSB für Stahlbauteile mit unterschiedlichen $\frac{A}{V}$-Verhältnissen ermittelt werden. Die DIN EN 13381-8 [90] entstammt dabei der Überarbeitung von DIN V ENV 13381-4 [104]. Die Anwendung dieser Vornorm hat in den vergangenen Jahren gezeigt, dass die ermittelten Trockenschichtdicken teilweise sehr konservativ sind. Im Rahmen der Überarbeitung wurde der Anwendungsbereich in DIN EN 13381-4 [89] und DIN EN 13381-8 [90] aufgeteilt. In der erstgenannten Norm werden nunmehr passive Ummantelungen von Stahlbauteilen und in DIN EN 13381-8 [90] reaktive Ummantelungen von Stahlbauteilen behandelt. Die DIN EN 13381-8 [90] unterscheidet sich in vielen Punkten grundlegend von der Vornorm. Durch die Änderung von Akzeptanzkriterien und eine flexiblere Auswahl des Bereichs der Bemessungstemperaturen können sich nunmehr geringere Mindesttrockenschichtdicken ergeben als bisher.
Eine Zustimmung im Einzelfall ist im Allgemeinen nur dann erforderlich, wenn wesentliche Abweichungen von dem in den Zulassungen deklarierten Anwendungsbereichen vorliegen.
Derzeit gibt es für die Hersteller von DSBBS also grundsätzlich die Möglichkeit ihre Produkte auf Grundlage einer AbZ, einer europäisch technischen Zulassung oder

einer Zustimmung im Einzelfall in den Markt einzuführen.

2.4 Stand der Forschung

Bereits in den frühen fünfziger Jahren begannen erste Entwicklungen von dämmschichtbildenden Brandschutzsystemen. Diese Brandschutzsysteme waren zunächst wenig zuverlässig und in damaliger Zeit lediglich in der Lage, den Feuerwiderstand des zu schützenden Bauteils um wenige Minuten zu erhöhen. Vorrangiges Anwendungsgebiet war damals der Schutz von Holzbauteilen. Erst durch die Weiterentwicklung Anfang der siebziger Jahre konnten die Eigenschaften von DSBBS bzw. von DSB signifikant verbessert werden und somit höhere Feuerwiderstandsdauern erzielt werden. So konnten die thermischen Schutzeigenschaften von DSB durch den Zusatz von Ammoniumpolyphosphat und Melamin deutlich verbessert werden. Diese Stoffe bilden auch in der heutigen Zeit immer noch grundlegende Bestandteile von DSB (vgl. Abschnitt 2.2.2). Vandersall [79] gibt in diesem Zusammenhang einen Überblick über die Entwicklung von DSBBS in der Zeit bis 1971. Die chemischen Zusammensetzungen von DSB in der damaligen Zeit werden darin dargestellt und diskutiert.
Aufbauend auf diesen Untersuchungen wurde im Jahr 1985 ein experimentelles Prüfprogramm zur Bewertung von DSB mit unterschiedlichen Zusammensetzungen von Anderson et al. [2] erarbeitet. Darin wird ein vereinfachtes mathematisches Modell zur Beschreibung des Temperaturzeit-Verhaltens von DSB aus Versuchen abgeleitet, um ein besseres Verständnis für die Vorgänge im DSB zu erhalten. Die wesentliche Annahme dieses Modells ist, dass alle physikalischen Vorgänge bei der Reaktion ausschließlich in einem sehr dünnen Bereich stattfinden und sich von der Oberfläche des DSB ins Innere fortbewegen. Die wesentlichen Feststellungen dieser Forschungsarbeiten sind, dass die Auswahl des Bindemittels eine entscheidende Rolle für die thermische Leistungsfähigkeit von DSB hat. Ein weiterer wesentlicher Erkenntnisgewinn ist, dass sehr große aufgeschäumte Schichtdicken nicht zwingend vorteilhaft sind und dass sie die Stabilität der Schaumschicht erheblich beeinflussen können.
Im Rahmen weiterer Studien von Anderson et al. [3] wurden diese Überlegungen aufgegriffen. Im Zuge dieser Untersuchungen erwies sich die von Anderson et al. [2] entwickelte mathematische Formulierung als nützliches Modell, um die Vorgänge

während der Reaktion des DSB zu verstehen. Jedoch basiert dieses Modell weiterhin auf den o. g. Vereinfachungen. Darüber hinaus werden weitere Anstrengungen unternommen, die Leistungsfähigkeit von DSB durch neue Rezepturen zu verbessern. Unterstützt werden diese Bemühungen von DSC-Analysen (engl.: Differential Scanning Calorimetry) und TG-Messungen (Thermogravimetrie-Messungen). Weiterhin werden auch erste einfache Ansätze zur Beschreibung der Wärmeleitfähigkeit von DSB entwickelt. Dabei wird von einem linearen Temperaturgradienten über die Schichtdicke des DSB ausgegangen.
In Arbeiten von Hosser et al. [45] wurden wärmetechnische Kennwerte für gusseiserne Stützen mit DSBBS ermittelt. Auf Grundlage von Erwärmungsversuchen an Stützenabschnitten werden durch umfangreiche Vergleichsrechnungen die Dichte, die spezifische Wärmekapazität und die Wärmeleitfähigkeit abgeleitet. Die thermische Schutzwirkung des dämmschichtbildenden Brandschutzsystems wird in diesen Untersuchungen primär der spezifischen Wärmekapazität zugeschrieben. Auf diesem Weg wird eine näherungsweise Berücksichtigung des DSBBS bei der Berechnung der Querschnittstemperaturen für Gusseisen ermöglicht. Die Materialkennwerte von DSB bei Raumtemperatur werden darin wie folgt angegeben:

$$\lambda = 18 \, \frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m \cdot K}}$$

$$\rho = 1800 \, \frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{m^3}}$$

$$c_p = 1558{,}8 \, \frac{\mathrm{J}}{\mathrm{kg \cdot K}}$$

Der Verlauf der Materialkennwerte in Abhängigkeit der Temperatur ist in Abbildung 2.6 dargestellt. Dabei wird jeweils ein Faktor bezogen auf die Materialeigenschaften bei Raumtemperatur angegeben. Ein Vergleich der simulierten Temperaturentwicklungen mit den gemessenen Temperaturen zeigt eine gute Übereinstimmung, obwohl die thermische Schutzwirkung des DSB nicht auf die geringe Wärmeleitfähigkeit zurückgeführt wird, sondern auf eine signifikante Erhöhung der spezifischen Wärmekapazität. Diese Annahme korreliert anschaulich nicht mit dem tatsächlichen Verhalten von DSB.
Von Butler [14], [15], [16] wurden im Zeitraum von 1997 bis 2002 Modelle zur Simulation der Prozesse während des Aufschäumvorgangs im DSB erarbeitet und dargestellt. Der Aufschäumvorgang wird mittels eines Modells beschrieben, mit dem das aufschäumende System als eine hochviskose, inkompressible Flüssigkeit idealisiert wird, die eine große Anzahl an unendlich kleinen Blasen beinhaltet. Diese

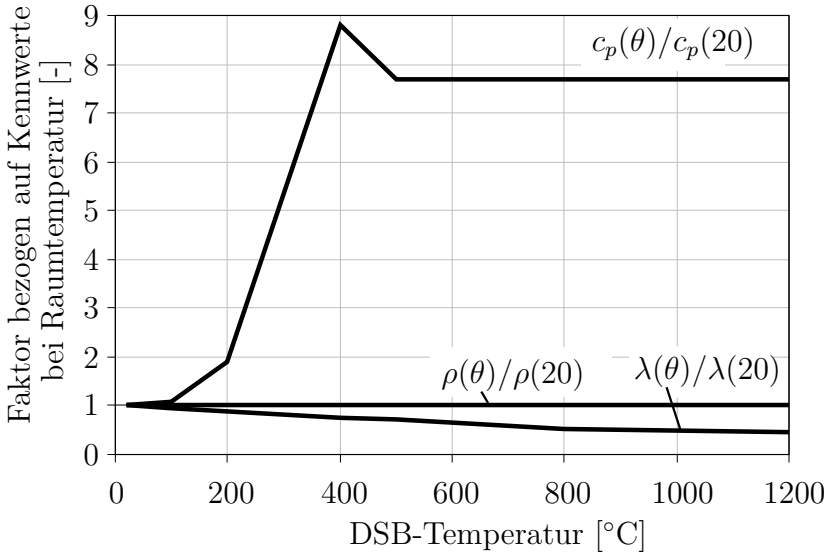


Abbildung 2.6: Materialkennwerte für DSB nach Hosser et al. [45]

Blasen expandieren dabei mit zunehmenden Temperaturen. Um das Problem dreidimensional beschreiben zu können, werden drei Untermodelle (hydrodynamisches Untermodell, Untermodell zur Beschreibung der Wachstumsrate und ein Submodell zur Beschreibung des Wärmetransports) verwendet. Diese Submodelle werden am Ende zu einem Gesamtmodell gekoppelt und die Anwendung dargestellt. Explizite Angaben zu Materialeigenschaften von DSB sind nicht vorhanden. Ein Vergleich dieses Ansatzes mit Versuchsergebnissen erfolgt im Rahmen dieser Untersuchungen ebenfalls nicht.

Weitere bedeutsame Arbeiten zum Verhalten von DSB wurden im Jahr 2001 von di Blasi [25] durchgeführt. Darin wird ein mathematisches Modell zur Beschreibung der Vorgänge im DSB während der Reaktion für ein System mit variablem Volumen entwickelt. Grundsätzlich basiert das Modell auf der Annahme der Ausbildung drei markanter Schichten: dem unreagierten DSB, einem Reaktionsbereich und der Schaumschicht. Allerdings erfordert die Anwendung dieses Modells empirischer Parameter wie z. B. eines Expansionsfaktors. Im Rahmen dieser Untersuchungen werden diese Parameter angenommen bzw. geschätzt. Aus diesem Grund empfiehlt di Blasi [25] die Durchführung weiterer Studien und vor allem experimentelle Untersuchungen. Darüber hinaus leitet di Blasi [25] einen Ansatz zur Beschreibung der Wärmeleitfähigkeit von DSB ab. Dieser Ansatz basiert auf dem Porenanteil (Porosität) des DSB

und ist wie folgt definiert:

$$\lambda_{äq} = \psi \cdot \lambda_G + (1 - \psi) \cdot \lambda_{DSB} \tag{2.2}$$

mit:	$\lambda_{äq}$	Äquivalente Wärmeleitfähigkeit
	ψ	Porosität
	λ_G	Wärmeleitfähigkeit des Gases innerhalb der Poren
	λ_{DSB}	Wärmeleitfähigkeit des Grundmaterials des DSB

Darin wird unterstellt, dass sich DSB grundsätzlich aus dem Grundmaterial des DSB und Gaseinschlüssen innerhalb der Poren, die während des Aufschäumvorgangs entstehen, zusammensetzt. Dieser einfache lineare Ansatz wird als *Mixture-Rule* bezeichnet.

Mit der Entwicklung neuartiger Zusammensetzungen für dämmschichtbildende Brandschutzsysteme beschäftigten sich Longdon et al. [57]. Da DSBBS vor allem den Nachteil besitzen, sehr weich und empfindlich zu sein, werden alternative Technologien in der Zusammensetzung entwickelt, die diese ungünstigen Eigenschaften kompensieren. Ferner werden weitere Vorzüge der Brandschutzsysteme erarbeitet, sodass sich beispielsweise eine deutlich geringere Trocknungszeit ergibt. Diese Aspekte haben insbesondere Einfluss auf eine werksseitige Beschichtung (engl.: off-site coating), da diese Vorgehensweise den Nachteil besitzt, dass das DSBBS sowohl beim Transport als auch während der Errichtung der Konstruktion fortlaufend der Gefahr einer Beschädigung ausgesetzt ist. In diesem Zusammenhang wird ein Bauvorhaben mit off-site coating von der Applikation des DSBBS bis zur Fertigstellung des Gebäudes begleitet. Dabei wird insbesondere das Be- bzw. Entladen der beschichteten Stahlbauteile und die Errichtung als Gefahrenquelle für Beschädigungen identifiziert.

Weiterhin wurden Untersuchungen zur Beständigkeit von DSBBS durchgeführt. Dazu wurden handelsübliche DSBBS für einen Zeitraum von bis zu neun Monaten unterschiedlichen Umgebungseinflüssen ausgesetzt und anschließend im Brandofen getestet. Diese Untersuchungen ergeben, dass die getesteten Brandschutzsysteme unter Einfluss verschiedener Umwelteinflüsse unterschiedlich reagieren. Dies äußert sich vor allem in der Ausbildung der aufgeschäumten Schichtdicke. Während ein untersuchtes Beschichtungssystem nach wie vor zuverlässig, und wie erwartet, reagierte und aufschäumte, entwickelte ein zweites eine deutlich kleinere aufgeschäumte Schichtdicke.

Im Jahr 2003 wurden die theoretischen Überlegungen von Hosser et al. [45] zur Weiterentwicklung von Dorn [28] aufgegriffen. Die Grundlagen sowie die Vorgehens-

weise bei der rechnerischen Auslegung von Stahlbauteilen mit dämmschichtbildenden Brandschutzsystemen werden darin zunächst aufgezeigt. Die Materialkennwerte aus Hosser et al. [45] werden zudem in der Form modifiziert, dass die Wärmeleitfähigkeit der Dämmschicht ab 450 °C gleich der Wärmeleitfähigkeit von Stahl gesetzt wird. Dadurch soll ein eventueller Ausfall der Dämmwirkung berücksichtigt werden und sicherstellen, dass keine zu optimistischen Annahmen vorherrschen. Weiterhin werden an zwei Anwendungsbeispielen Temperaturfeldberechnungen an unterschiedlichen Stahlbauteilen mit DSBBS durchgeführt. Die berechneten Temperaturen liegen zum Zeitpunkt der vorgesehenen Feuerwiderstandsdauer teilweise deutlich unter 500 °C. Darüber hinaus wird verdeutlicht, dass sich wirtschaftliche Ergebnisse erzielen lassen, wenn eine Auslegung der Bauteile auf der Basis von Naturbrandszenarien erfolgt. Die Modifikation der Materialkennwerte von DSB von Dorn [28] trägt zu keiner realitätsnäheren Modellierung von DSB im Brandfall bei. Das Modell basiert weiterhin auf der Annahme, dass die thermische Schutzwirkung des DSB auf eine Erhöhung der Wärmekapazität während des Aufschäumens zurückzuführen ist. Darüber hinaus wird der Aufschäumvorgang in den Simulationen nicht explizit berücksichtigt.
Im selben Jahr publizierten Bartholmai et al. [7] Untersuchungen zum Einfluss des Wärmestroms und der Trockenschichtdicke auf die Wärmedämmeigenschaften von DSB. In dieser Forschungsarbeit wird eine Methode entwickelt, mit dem die zeitabhängige Wärmeleitfähigkeit von DSB bestimmt werden kann. Dazu wurden experimentelle Untersuchungen im Cone-Kalorimeter an beschichteten Stahlplatten mit unterschiedlichen Trockenschichtdicken und einwirkenden konstanten Wärmeströmen durchgeführt. Unter Ansatz der *Fourier'schen Differentialgleichung* wird die Wärmeleitfähigkeit des DSB systematisch variiert, bis die berechneten Temperaturen mit den gemessenen Temperaturen im Stahl übereinstimmen, während die Dichte und spezifische Wärmekapazität des DSB als konstant angenommen werden. Die Anwendbarkeit dieses Modells auf Stahlbauteile mit DSB bei einer Temperaturbeanspruchung nach ETK bzw. anderen Brandeinwirkungen mit einem zeitlich veränderlichen Wärmestrom bleibt fraglich.
Im Jahr 2006 wurde von Bermes [10] sowie Bermes und Hölemann [9] ein mathematisches Modell entwickelt, mit dem der Aufschäumvorgang und insbesondere die Gasblasenbildung von im Brandfall aufschäumenden Materialien nachgebildet werden kann. In diesem Modell werden Vorgänge, wie das Gasblasenwachstum, die Wärmeleitung oder die chemische Reaktionskinetik, die im Inneren von aufschäumenden Materialien stattfinden, weitestgehend auf Grundlage von mathematischen Formulierungen beschrieben. Die Kenntnis einiger grundlegender Eigenschaften des

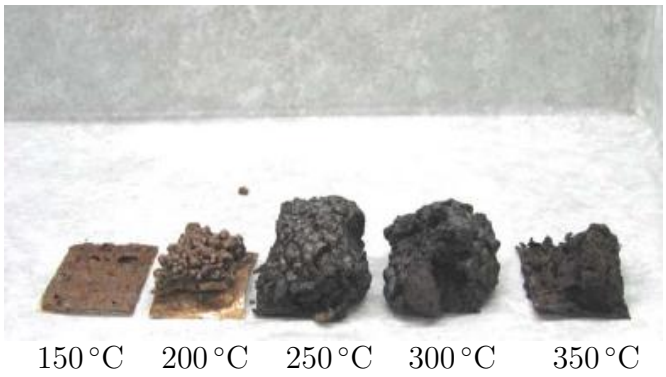


Abbildung 2.7: DSB im aufgeschäumten Zustand nach unterschiedlichen Temperaturbeanspruchungen nach Bábelová [4]

aufschäumenden Materials wird jedoch vorausgesetzt und in experimentellen Untersuchungen bestimmt. In diesem Zusammenhang sind vor allem thermogravimetrische Messungen, DSC-Analysen und Viskositätsmessungen zu nennen. Weiterhin wird das Aufschäumverhalten analysiert. Nach dem Vergleich mit Versuchen lässt sich mit diesem Modell prognostizieren, ob ein Material aufschäumt oder nicht. Des Weiteren lässt sich die Massenabnahme aufschäumender Materialien in sehr guter Übereinstimmung wiedergeben. Allerdings wird der Aufschäumzeitpunkt bzw. die Aufschäumtemperatur deutlich unterschätzt und die aufgeschäumte Schichtdicke zu groß prognostiziert.

In Arbeiten von Bábelová [4] wurde das Verhalten von DSB im gealterten Zustand untersucht. Um den Erhalt der Funktion und die damit verbundenen Schutzeigenschaften von dämmschichtbildenden Brandschutzsystemen eingehender zu ergründen, setzte Bábelová [4] verschiedene Proben einer feuchten bzw. radioaktiven Umwelt aus. Die radioaktive Bestrahlung sollte eine beschleunigte Alterung von fünf Jahren simulieren. Die Versuchskörper wurden im Anschluss in einem Elektroofen, der auf unterschiedliche, konstante Temperaturen vorgeheizt wurde, erhitzt und die Schichtdicken der aufgeschäumten Probekörper dokumentiert. Die Untersuchungen ergaben, dass DSB, die einer radioaktiven oder feuchten Umgebung ausgesetzt sind, geringer aufschäumen und höhere Massenverluste aufweisen als Proben, die keinen angreifenden Umwelteinflüssen ausgesetzt sind. Dennoch wurde auch für diese DSB ein Funktionserhalt des Aufschäumens nachgewiesen. Abbildung 2.7 zeigt beispielhaft aufgeschäumte Proben für unterschiedliche Temperaturen. Angaben zu Materialkennwerten von DSB sind nicht vorhanden.

Weitere experimentelle und numerische Untersuchungen zu DSBBS führte Rave-

glia [69] im Jahr 2008 durch. Ziel dieser Untersuchungen war es zunächst, die zu damaliger Zeit gültigen Auswertungs- und Dimensionierungsverfahren für DSBBS zu beurteilen. Dazu werden Daten aus bestehenden Brandversuchen systematisch analysiert, mit verschiedenen Verfahren ausgewertet (vgl. Abschnitt 2.3.3) und gegenübergestellt. Die Versuchsdaten entstammen einem internen Bericht und sind nicht öffentlich zugänglich. Die Gegenüberstellung der Methoden zeigt, dass die Anwendung der verschiedenen Auswertungsmethoden teilweise zu stark unterschiedlichen Ergebnissen führen. In diesem Zusammenhang entwickelt Raveglia [69] ein Verfahren auf Grundlage der *Analyse mit Differentialgleichung* (konstanter λ-Ansatz) und führt einen zusätzlichen Term zur Berücksichtigung des Profilfaktors $\frac{A}{V}$ ein. Die Anwendung dieser Methode erzielt bis zu 50% geringere Trockenschichtdicken im Vergleich zu den vorherigen Methoden.
Darüber hinaus wurden von Raveglia [69] zahlreiche eigene Versuche durchgeführt. Ziel war es dabei, die Wirkungsweise von DSBBS auf geschlossenen Profilen und auf Stahlplatten mit Fehlstellen im DSBBS zu bewerten. Dabei kommt Raveglia [69] zu der Erkenntnis, dass DSBBS auf geschlossenen Profilen ein deutlich schlechteres Verhalten aufweisen als auf offenen Profilen. Dies wird vor allem der begrenzten Fähigkeit von DSB zurückgeführt, in zwei Richtungen aufzuschäumen. Geschlossene Profile besitzen in der Regel größere, konvexe Ausrundungsradien als offene Profile, sodass in diesen Fällen Risse in der aufgeschäumten Beschichtung entstehen (vgl. Abbildung 2.8). Diese Risse werden von Raveglia auch in Brandversuchen beobachtet. Im Rahmen dieser Untersuchungen stellt Raveglia weiterhin fest, dass die Massigkeit von Stahlprofilen einen großen Einfluss auf die zu erwartende aufgeschäumte Schichtdicke hat. In einer weiteren Versuchsreihe wurde der Einfluss von Fehlflächen im DSBBS unterschiedlicher Größe und Form auf das Erwärmungsverhalten von Stahlplatten im Brandfall untersucht. Dabei wiesen die DSB eine begrenzte Fähigkeit auf, Fehlstellen während des Aufschäumens wieder zu verschließen. Eine signifikante Beeinflussung des Temperaturanstieges im Stahlbauteil war dabei ab einer Größe der Fehlstellen von ca. 4000 mm^2 zu beobachten.
Ergänzend werden in Raveglia [69] numerische Untersuchungen zum Einfluss von Fehlstellen im DSBBS auf das Tragverhalten von Stahlbauteilen durchgeführt. Der Aufschäumvorgang des DSB wird in diesen Berechnungen nicht simuliert, sondern in der bereits aufgeschäumten Konfiguration modelliert. Hinsichtlich der Materialkennwerte zur numerischen Simulation des DSB werden folgende Materialkennwerte zugrunde gelegt:

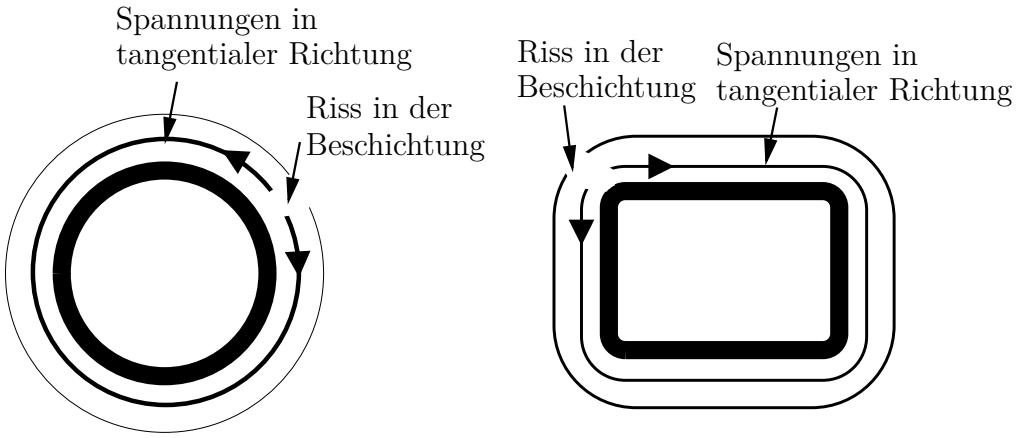


Abbildung 2.8: Spannungen und Risse im DSB auf geschlossenen Profilen (vgl. Raveglia [69])

λ = keine explizite Angabe

$\rho = 10\,\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{m}^3}$

$c_p = 1000\,\frac{\mathrm{J}}{\mathrm{kg \cdot K}}$

Die spezifische Wärmekapazität c_p und Dichte ρ werden als konstant und unabhängig von der DSB-Temperatur angenommen. Dabei ist besonders die Annahme der sehr geringen Dichte fragwürdig. Die Wärmeleitfähigkeit λ zur numerischen Simulation von DSB wird dementsprechend variiert, bis die Temperaturverläufe aus Simulation und Versuch gute Übereinstimmungen zeigten. Da der Aufschäumvorgang des DSB in den Simulationen nicht berücksichtigt wird, lässt sich ein Verschließen der Fehlstellen im DSBBS während des Aufschäumens mit diesem Modell nicht abbilden. Ebenso wird der Einfluss der Massigkeit der Stahlbauteile auf das Aufschäumverhalten und somit auf das Temperaturfeld nicht erfasst.
Von Choi et al. [22] wurden Ansätze zur Bestimmung der thermischen Schutzeigenschaften von DSB publiziert. In Modellversuchen wurden Materialeigenschaften wie Dichte, Wärmekapazität sowie die Temperaturleitzahl von DSB in diskreten zeitlichen Abständen aufgezeichnet. Anhand der mathematischen Beziehung zur Bestimmung der Temperaturleitzahl wird auf die Wärmeleitfähigkeit geschlossen. Jedoch wird sich in dieser Studie auf einen produktspezifischen DSB beschränkt und die Materialeigenschaften mittels kleiner Laborversuche ermittelt. Inwieweit diese stellvertretend für ein gesamtes System sind, bleibt offen.
Ebenfalls auf Kleinversuchen basierten Untersuchungen von Mesquita et al. [62]. Ziel

dieser Forschungsarbeiten war die Entwicklung eines mathematischen Ansatzes zur Beschreibung des thermischen Verhaltens von DSB. Dazu wurden Versuche im Cone-Kalorimeter von DSB auf Stahlplatten durchgeführt. Auf Grundlage dieser Versuche wird eine mathematische Formulierung entwickelt, die sowohl den Aufschäumvorgang und die Schutzwirkung, als auch Schrumpfungsprozesse des aufgeschäumten DSB bei hohen Temperaturen, die aus Pyrolyseprozessen resultieren, berücksichtigt. Die Formulierung basiert im Wesentlichen auf der Annahme, dass die Schrumpfung des DSB bei einer definierten Temperatur eintritt und zur Berücksichtigung des Aufschäumvorgangs die Schichtdicke des DSB in einen aufgeschäumten und einen unaufgeschäumten Bereich unterteilt wird. Beide Bereiche werden durch eine dünne Schicht voneinander getrennt. Des Weiteren sind Eingangsparameter wie z. B. der Masseverlust von DSB erforderlich. Ein Vergleich der prognostizierten Temperaturen mit den gemessenen Temperaturen zeigte eine gute Übereinstimmung. Allerdings sind die Berechnungsergebnisse sehr empfindlich gegenüber den Eingangsparametern. Hier bedarf es noch weiterer Untersuchungen.
In Forschungsarbeiten von Jiminez et al. [47] wurde insbesondere die Schrumpfung bzw. die thermische Degradation von DSB untersucht, die bedingt durch die Pyrolyse der organischen Bestandteile eintritt. Diese Untersuchungen basierten dabei im Wesentlichen auf TG-Messungen. Zudem wird eine Methode zur numerischen Simulation des Pyrolyseverhaltens entwickelt. Dem beschreibenden Materialmodell liegen dabei insgesamt vier Degradationsstufen im Temperaturbereich von $20 - 600\,°C$ zugrunde, wobei sich der Massenverlust mit zunehmender Temperatur sukzessive erhöht. Der maximale Massenverlust der DSB liegt dabei im Temperaturbereich von $300 - 400\,°C$. Der Vergleich der simulierten thermischen Degradation mit den TG-Messungen zeigt eine gute Übereinstimmung. Jiminez et al. [47] sehen diese Entwicklungen als ersten Ansatz zur Beschreibung des thermischen Degradationsverhaltens. Eine Weiterentwicklung dieses Modellansatzes wird angestrebt.
Staggs [78] entwickelte im Jahr 2010 ein numerisches Modell zur Beschreibung der effektiven Wärmeleitfähigkeit von DSB in der aufgeschäumten Konfiguration. Dabei wird besonderes Augenmerk auf die Bestimmung des Porenanteils von DSB gelegt. Die Häufigkeitsverteilung und Form der Poren, die sich während des Aufschäumvorgangs bilden, werden dazu mit digitalen Fotoaufnahmen dokumentiert und in ein Finite-Elemente-Modell überführt. Jeder Pixel der digitalen Aufnahme entspricht dabei einem Element im Modell. Unter der Annahme kugelförmiger Poren wird so die zweidimensionale Verteilung der Poren auf den dreidimensionalen Fall der Aufschäumung übertragen. Auf dieser Grundlage wird eine effektive Wärmeleitfähigkeit

bestimmt. Trotz vereinfachender Annahmen hinsichtlich der Porenzahl, -geometrie und -verteilung, erzielt das numerische Modell sehr gute Übereinstimmungen mit experimentellen Ergebnissen. Allerdings wird in diesem Modell die Wärmespeicherkapazität vernachlässigt und die Wärmeleitfähigkeit erst in der aufgeschäumten Konfiguration ab einer Temperatur im DSB von 300 °C definiert.
Hollmann [42] beschäftigte sich mit DSBBS für Holzbauteile. Diese Beschichtungssysteme wurden als Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen (HLB) bezeichnet und als Entzündungsschutz für Holzbauteile entwickelt. Im Rahmen seiner Arbeit führte Hollmann [42] sowohl experimentelle Untersuchungen in Form von Kleinversuchen zur Ermittlung der Materialeigenschaften als auch numerische Simulationen durch. Die experimentellen Untersuchungen dienen dabei der Ableitung der Materialkennwerte wie Dichte, Wärmeleitfähigkeit und spezifische Wärmekapazität zur numerischen Simulation. Eine Berücksichtigung des Aufschäumvorgangs in der numerischen Simulation erfolgt nicht. Die Materialkennwerte werden aus den Kleinversuchen bis zu einer Materialtemperatur von 500 °C bestimmt. Ergänzend dazu wird für die Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit ein analytischer Ansatz von Spitzner [77] genutzt. Mit diesem Ansatz lässt sich die aus den Kleinversuchen ermittelte Wärmeleitfähigkeit in guter Übereinstimmung berechnen und auch für Bereiche oberhalb einer Materialtemperatur von 500 °C bestimmen. Allerdings erfordert das Modell die Angabe eines Porendurchmessers und der Porosität. Diese Größen werden von Hollmann [42] abgeschätzt. Ebenso werden hinsichtlich der spezifischen Wärmekapazität und der Dichte oberhalb von 500 °C Annahmen getroffen. Den Verlauf der Materialparameter zur numerischen Simulation von DSB in Abhängigkeit der Temperatur gibt Abbildung 2.9 wieder. Der Verlauf der Dichte und insbesondere der Peak bei 200 °C erscheint unrealistisch und wird nicht begründet. Ebenso ist die kontinuierliche Zunahme der spezifischen Wärmekapazität aus physikalischer Sicht fraglich. Erst ab ca. 600 °C beginnen die organischen Bestandteile im DSB zu verbrennen, was einem energiezehrenden Prozess entspricht, sodass die spezifische Wärmekapazität zunehmen kann. Des Weiteren sind die Annahmen zur analytischen Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit in Frage zu stellen. In Hollmann [42] wird dazu ein Ansatz von Spitzner [77] verwendet, der jedoch ausschließlich für große Porositäten $> 85\%$ Gültigkeit besitzt. Die Wärmeleitfähigkeit von DSB in der unaufgeschäumten Konfiguration lässt sich damit nicht beschreiben. Außerdem wird der Porendurchmesser mit einer Größe von bis zu 30 mm abgeschätzt. Dieser Wert erscheint unrealistisch hoch. Eine Verallgemeinerung dieses Ansatzes auf andere DSBBS bleibt offen.
In Bodzay et al. [11] wurden Messungen des mechanischen Widerstandes eines DSB

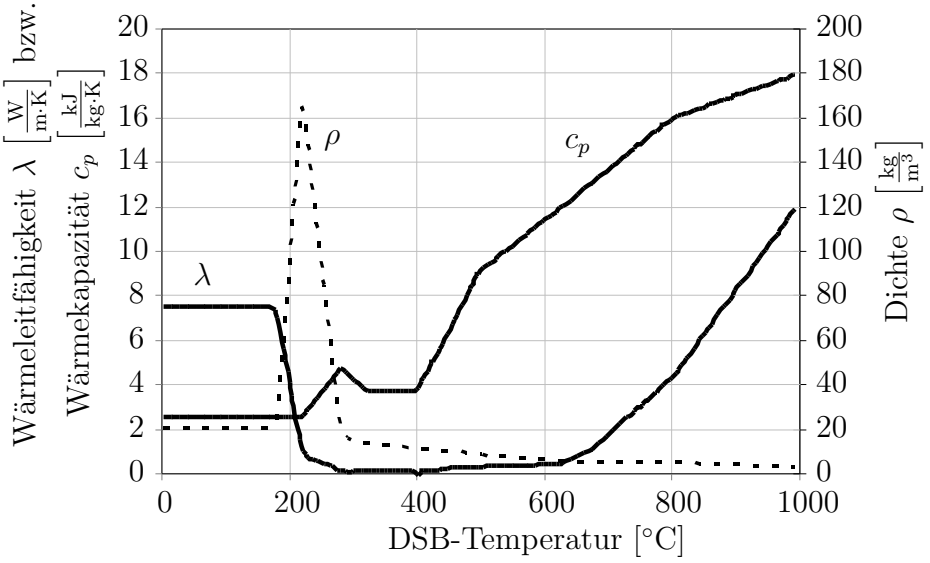


Abbildung 2.9: Materialkennwerte von DSB nach Hollmann [42]

im aufgeschäumten Zustand sowie Messungen des Expansionsdrucks durchgeführt. Dazu erfolgten experimentelle Untersuchungen mit einem Rheometer. Ein Rheometer ist ein Messgerät zur Bestimmung des Deformations- und Fließverhaltens von Materialien. Dabei wird das zu untersuchende Material in ein Zwei-Platten-Messsystem eingefasst. Das Kraft-Verformungsverhalten lässt sich so mit einer Kraftmessdose ermitteln. Eine Umfassung der Proben mit einer Ofeneinheit ermöglicht die Messung bei erhöhten Temperaturen.

Zur Ermittlung des mechanischen Widerstands von DSB wurde die Ofenkammer zunächst auf eine Zieltemperatur von 500 °C erhitzt und der Probekörper auf der unteren Platte positioniert. Die Probekörper wiesen dabei einen Durchmesser von 25 mm sowie eine Trockenschichtdicke von 1,0 mm auf. Die obere Platte hatte dabei zunächst einen ausreichend großen Abstand zur unteren Platte, so dass sich der Aufschäumvorgang des DSB ungehindert vollziehen konnte. Im Anschluss wurde die obere Platte mit einer Geschwindigkeit von 30 $\frac{\mu\mathrm{m}}{\mathrm{s}}$ nach unten verfahren und die Reaktionskraft infolge des mechanischen Widerstands des DSB gemessen. Daraus erhielten Bodzay et al. [11] die in Abbildung 2.10 angegebene Kraft-Verformungs-Beziehung.

Dieser Verlauf stellt den Mittelwert aus jeweils drei Messungen an vier unterschiedlichen DSB-Beschichtungen dar. Dabei ergibt sich insgesamt eine nahezu exponentielle Kraft-Verformungs-Beziehung. Auf Grundlage dieser Messungen lässt sich ein mechanischer Widerstand des DSB von 1,3 $\cdot 10^{-3} \frac{\mathrm{N}}{\mathrm{mm^2}}$ bei einer Deformation von 50 % sowie

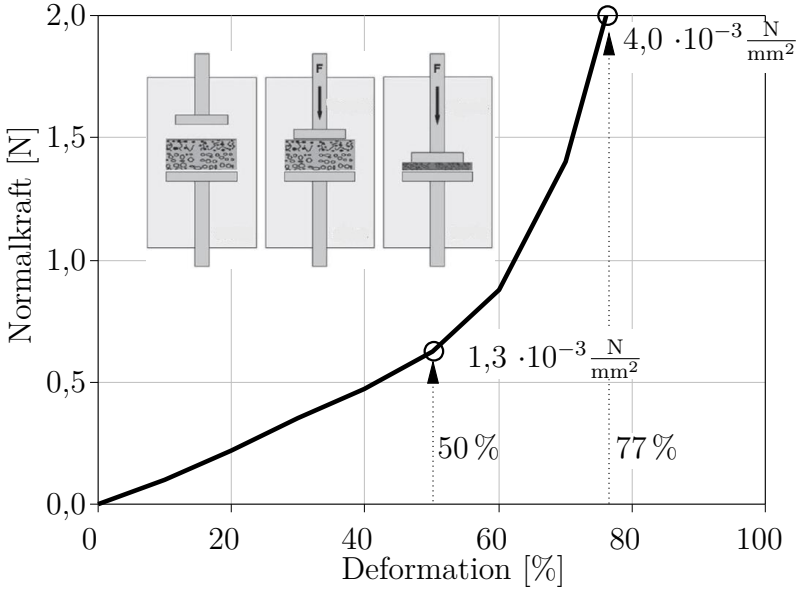


Abbildung 2.10: Gemittelter Verlauf des mechanischen Widerstandes eines DSB infolge einer Druckbelastung nach Bodzay et al. [11]

eine maximal aufnehmbare Druckspannung von $4{,}0 \cdot 10^{-3} \frac{\mathrm{N}}{\mathrm{mm}^2}$ bestimmen.
Zur Bestimmung des Aufschäumdruckes des DSB wurden Proben mit einer Trockenschichtdicke von 1,0 mm auf der untere Platte des Rheometers positioniert. Die Stahlplatten wurden in eine feste Position mit einem Abstand von 1,0 mm zueinander verfahren, so dass die Platten bereits in Kontakt zur Probe standen. Die Proben wurden mit einer Aufheizgeschwindigkeit von $10 \frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ bis zu einer Zieltemperatur von 500 °C aufgeheizt und der Expansionsdruck kontinuierlich gemessen. Die Ergebnisse dieser Messungen sind in Abbildung 2.11 enthalten. Darin wird deutlich, dass ein DSB in unterschiedlichen Phasen des Aufschäumvorgangs jeweils einen unterschiedlich großen Aufschäumdruck entwickelt. Dabei lassen sich diese unterschiedlichen Phasen Reaktionen im DSB zuordnen (vgl. Abschnitt 2.2.2). So entwickelt ein DSB nach Bodzay et al. [11] bei einer Temperatur von ca. 450 °C einen maximalen Expansionsdruck von ca. $2{,}3 \cdot 10^{-2} \frac{\mathrm{N}}{\mathrm{mm}^2}$.
In jüngeren Forschungsarbeiten von Wang et al. [86] aus dem Jahr 2012 wurde ein mathematisches Modell zur Beschreibung des Verhaltens von DSB entwickelt. Dieses Modell basiert im Wesentlichen auf Arbeiten von di Blasi [25]. Jedoch wird das Modell dahingehend erweitert, dass der Aufschäumvorgang des DSB in Abhängigkeit der Aufheizgeschwindigkeit berücksichtigt und die aufgeschäumte Schichtdicke im Modell explizit berechnet wird. Darüber hinaus werden in diesem Modell Schrumpfungspro-

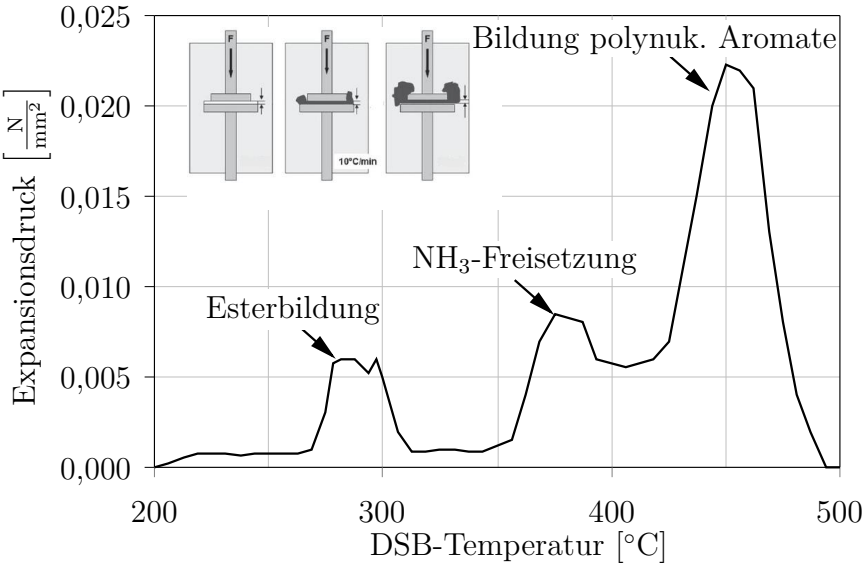


Abbildung 2.11: Gemittelter Verlauf des Aufschäumdrucks eines DSB in Abhängigkeit der Temperatur nach Bodzay et al. [11]

zesse des DSB infolge der Pyrolyse der organischen Bestandteile berücksichtigt. Die aufgeschäumte Schichtdicke muss dabei nicht direkt vorgegeben werden, sondern wird in der Berechnung explizit ermittelt. Zur mathematischen Formulierung dieses Verhaltens werden Anstrengungen unternommen, das Gasblasenwachstum und das Ende dieses Wachstums im DSB zu beschreiben. Dazu wird eine treibende Kraft definiert, die bei der Gasblasenbildung auf das umgebene Grundmaterial des DSB ausgeübt wird. Diese Kraft steht mit einer Gegenkraft, die durch Viskosität und Zugspannung im Grundmaterial des DSB gebildet wird, im Gleichgewicht. Sofern diese Gleichgewichtsbedingung verletzt wird, wird angenommen, dass die Gasblasen in dieser Größe verbleiben und der Aufschäumvorgang abgeschlossen ist. Darüber hinaus erfordert das Modell die Angabe, wie viel von dem ausströmenden Gas des Gasbildners auch wirklich in Gasblasen resultiert. Dazu wird eine empirische Beziehung eingeführt, die via *trial and error* bestimmt wird. Zudem enthält diese Gleichung abermals einen Kalibrierungsfaktor, der vom DSB-Typ abhängig ist. Dieser Faktor besitzt keine physikalische Bedeutung und wird aus späteren Versuchen im Cone-Kalorimeter abgeleitet. Weiterhin werden zur Ermittlung der zahlreichen Parameter des mathematischen Modells weitere experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Dabei dienen Thermogravimetrie-Messungen zunächst der Bestimmung von chemisch-kinetischen Eigenschaften von DSB bei hohen Temperaturen bis 1000 °C und unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten. Auf Grundlage dieser Untersuchungen wird die Berech-

nung des Masseverlustes des DSB in Abhängigkeit der Temperatur ermöglicht. Die Materialparameter wie spezifische Wärmekapazität, Dichte und Wärmeleitfähigkeit werden nach di Blasi [25] angesetzt. Einzig der maximale Porendurchmesser wird zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit abgeändert und zu 3,5 mm gewählt.
In den besagten Kleinversuchen von DSB auf Stahlplatten bei verschiedenen Wärmeströmen im Cone-Kalorimeter wurden sowohl die Aufschäumung als auch die Temperaturen im Stahl in Abhängigkeit der Zeit gemessen. Der Vergleich des mathematischen Ansatzes mit den Versuchen zeigt eine akzeptable Übereinstimmung. Sensitivitätsstudien hinsichtlich des Porendurchmessers und des o. g. Kalibrierungsfaktors zeigen jedoch, dass insbesondere die berechneten Aufschäumdicken sensibel auf Änderungen des Kalibrierungsfaktors reagieren. Die Stahltemperaturen reagieren hingegen weniger sensibel.
Mit diesem Ansatz von Wang et al. [86] lässt sich der Aufschäumvorgang von DSB simulieren und die Schichtdicke augenscheinlich voraussagen, ohne die maximale aufgeschäumte Schichtdicke vorzugeben. Doch dies geschieht in diesem Modell indirekt über die Angabe der Materialparameter für die Zugfestigkeit und Viskosität bei hohen Temperaturen. Diese Materialparameter sind für DSB insbesondere bei hohen Temperaturen nicht bekannt, so dass Annahmen getroffen werden müssen. Des Weiteren lassen sich mit diesem Modell die Aufheizgeschwindigkeiten und Schrumpfungsprozesse im DSB berücksichtigen. Allerdings bedarf dies eines sehr detaillierten mathematischen Modells mit einer Vielzahl von Parametern. Trotz dieser Vielzahl an Parametern ist eine weitere Kalibrierung an zusätzlichen Versuchen notwendig. Zudem wird dieses Modells ausschließlich auf eine DSB-Beschichtung unter idealen Bedingungen in einem Elektroofen angewendet. Inwiefern eine Anwendung auf weitere DSB-Typen bei offener Flamme übertragbar ist, bleibt offen.
Von Zhang [85] wurden im selben Jahr Zuverlässigkeitsanalysen von Stahlbauteilen mit DSBBS unter Naturbrandbedingungen durchgeführt. Dabei fanden auch Alterungseffekte des DSB Berücksichtigung, die zuvor von Wang et al. [81] untersucht wurden. DSBBS wurden ähnlich wie bei Bábelová [4] unterschiedlichen Umwelteinflüssen wie z. B. Luftfeuchtigkeit konzentriert und zyklisch ausgesetzt, um in kurzer Zeit eine reale Alterung zu simulieren. Zudem wurden von Zhang [85] Kleinversuche an beschichteten Stahlplatten durchgeführt (vgl. Abbildung 2.12). Bei diesen Versuchen wurde jeweils die ETK als Temperatureinwirkung genutzt. Auf Grundlage von Temperaturmessungen in den Stahlbauteilen wurden mit einfachen analytischen Gleichungen effektive Wärmeleitwiderstände berechnet. Die spezifische Wärmekapazität und Dichte des DSB werden darin implizit berücksichtigt und brau-

Abbildung 2.12: Versuchsaufbau in Zhang [85] zur Ermittlung der thermischen Eigenschaften von DSB

chen somit nicht explizit angegeben werden. Mit diesen Wärmeleitwiderständen, die bei ETK-Bedingungen ermittelt wurden, führte Zhang [85] Zuverlässigkeitsanalysen an beschichteten Stahlbauteilen bei Naturbrandbeanspruchung durch. Dabei wird unterstellt, dass DSB unabhängig von der Brandeinwirkung stets das gleiche Verhalten aufweisen. Die Zuverlässigkeitsanalysen ergaben, dass die Alterungseffekte die Zuverlässigkeit des DSBBS negativ beeinflussen.
Die Arbeit von Zhang [85] lässt eine klare Tendenz erkennen, dass Alterungseffekte den Wärmeleitwiderstand von DSB beeinflussen. Allerdings basieren diese Untersuchungen auf vereinfachten Modellen. Des Weiteren ist in Frage zu stellen, inwieweit die Versuche der beschleunigten Alterung repräsentativ für wirkliche Alterungsprozesse sind.
In Gomez-Marez et al. [37] wird zunächst ähnlich wie in Gu et al. [38], Liang et al. [55] und Simon [75] eine detaillierte Darstellung der chemischen Komponenten eines DSB und der emittierten Bestandteile während des Aufschäumvorgangs gegeben (vgl. Abschnitt 2.2.2). Darüber hinaus wurden in Gomez-Marez et al. [37] Untersuchungen zum Aufschäumverhalten und zur Wärmeleitfähigkeit von epoxidharzbasierten DSB durchgeführt. Dabei wurde das Aufschäumverhalten speziell an kreisrunden DSB-Proben in einem Stahlrohr untersucht, um ein eindimensionales Aufschäumen des DSB sicherzustellen. Dabei wurden die Proben in einem Ofen mit einer konstanten Aufheizgeschwindigkeit von 10 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ aufgeheizt. Dabei war lediglich ein maximaler Aufschäumfaktor von fünf zu verzeichnen, was eher untypisch

für das Aufschäumverhalten von DSB ist. Zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit wurden zunächst kleinformatige plattenartige DSB-Proben bis zum Erreichen einer gewünschten Zieltemperatur mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 10 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ aufgeheizt. Nach erfolgter Abkühlung wurde die Wärmeleitfähigkeit an diesen Proben mit der Transient Plane Source-Method ermittelt. Bei diesem Messverfahren wird ein Sensor von dem zu untersuchenden Material eingefasst und dieser aufgeheizt. Über die abgegebene Wärmemenge des Sensors wird auf die Wärmeleitfähigkeit des Materials geschlossen (vgl. Log et al. [56]). Ferner wird ein numerisches Modell zur Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSB entwickelt. Die Materialkennwerte werden dabei im Wesentlichen auf Grundlage der experimentellen Untersuchungen abgeleitet. So wird insbesondere eine Funktion für den Aufschäumverlauf entwickelt. Ferner wird neben den Messungen der Wärmeleitfähigkeit ein analytischer Ansatz entwickelt, der auf der *Mixture-Rule* von di Blasi [25] basiert. Eine Gegenüberstellung von Versuchsergebnissen und Simulation zeigt dabei eine gute Übereinstimmung.
In diesen Untersuchungen werden ausschließlich Kleinversuche an DSB bei einer konstanten Aufheizgeschwindigkeit von 10 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ durchgeführt. Dabei ist hinsichtlich des Aufschäumverhaltens des DSB ein maximaler Aufschäumfaktor von fünf als ungewöhnlich zu bewerten. Ferner ist ungewiss, ob sich die erzielten Ergebnisse und speziell die Materialkennwerte auch zur Simulation weiterer DSB-Beschichtungen anwenden lassen. Darüber hinaus bleibt fraglich, inwieweit diese Materialkennwerte bei abweichenden Aufheizgeschwindigkeiten oder großmaßstäblichen Bauteilen Gültigkeit besitzen.
Von Sothmann [76] und Kirsch [49] wurden in Forschungsarbeiten zu Membrandeckenkonstruktionen bzw. Anschlusskonstruktionen ebenfalls DSBBS untersucht. Sothmann [76] leitete insbesondere die spezifische Wärmekapazität von DSB aus DSC-Messungen ab. Weiterhin wird aus TG-Messungen in Verbindung mit theoretischen Überlegungen zur Volumenänderung die Dichte von DSB ermittelt. Auf Grundlage des Ansatzes von di Blasi [25] wird zudem die Wärmeleitfähigkeit von DSB ermittelt. Die Porosität wird dabei anhand theoretischer Ansätze abgeleitet und der Porendurchmesser in Anlehnung an Arbeiten von Staggs [78] zu 1,0 mm gewählt. Eine Visualisierung der spezifischen Wärmekapazität und der Wärmeleitfähigkeit ist in Abbildung 2.13 dargestellt. Die Dichte wird als konstant zu 1300 $\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{m}^3}$ angesetzt. Die Änderung der Dichte in Abhängigkeit der Temperatur infolge der Volumen- und Massenänderung wird bereits im Verlauf der spezifischen Wärmekapazität berücksichtigt. Aus dem Verlauf der Kurven lassen sich insbesondere die Reaktion des DSB ablesen. Im Bereich von 300 °C nimmt die Wärmeleitfähigkeit signifikant ab und

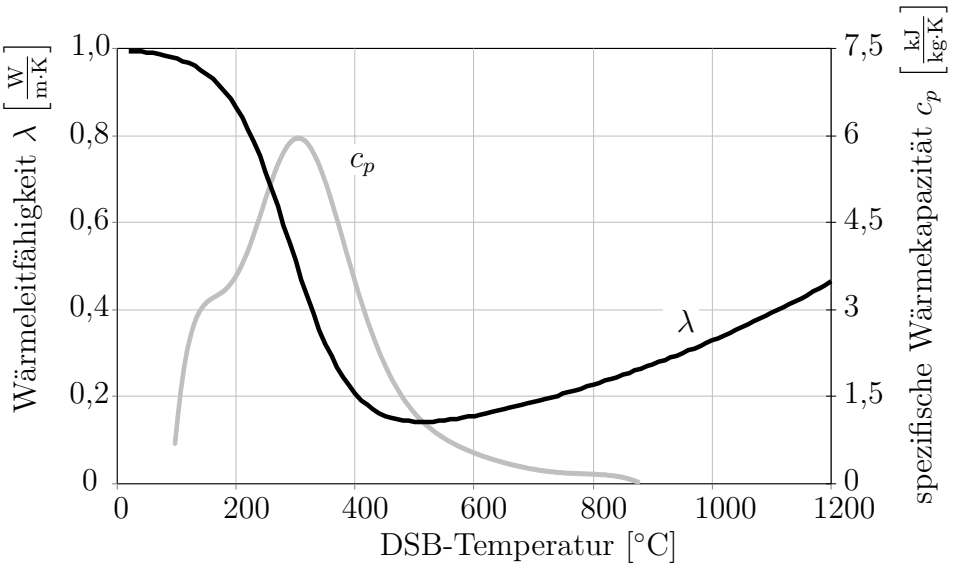


Abbildung 2.13: Wärmeleitfähigkeit und Gesamtwärmekapazität von DSB in Abhängigkeit der Temperatur unter Berücksichtigung von Massen- und Volumenänderung nach Sothmann [76]

die Wärmekapazität steigt an. Letzteres ist der endothermen Reaktion des DSB zuzuschreiben.

Im Rahmen der numerischen Simulationen wird das DSBBS bzw. der DSB in der bereits aufgeschäumten Konfiguration mit einer von der Temperatur unabhängigen Schichtdicke modelliert. Der Aufschäumvorgang wird indirekt über eine Modifizierung der Materialkennwerte berücksichtigt. Schrumpfungsprozesse des DSB werden nicht berücksichtigt. Eine Gegenüberstellung der simulierten Temperaturen mit Versuchsergebnissen aus Mensinger et al. [61] zeigt eine gute Übereinstimmung.

Ähnliche Ansätze wurden von Kirsch [49] verfolgt. Die Materialkennwerte werden dabei allerdings ausschließlich aus theoretischen Überlegungen entwickelt. Zur Beschreibung der spezifischen Wärmekapazität wird auf die *Mixture-Rule* zurückgegriffen und die Materialeigenschaften der Luft Literaturangaben entnommen. Hinsichtlich der numerischen Simulation wird analog zu Sothmann [76] vorgegangen und der DSB in der bereits aufgeschäumten Konfiguration modelliert. Allerdings wird hier hinsichtlich des Porendurchmessers deutlich von Sothmann [76] abgewichen und dieser zu 2,5 mm gewählt. Darüber hinaus wurden experimentelle Untersuchungen zu Anschlusskonstruktionen im Stahl- und Stahlverbundbau durchgeführt. Die Anschlusskonstruktionen waren dabei jeweils mit einem DSBBS beschichtet. Den Versuchsaufbau der Stahlanschlusskonstruktion zeigt Abbildung 2.14 mit einem DSB im bereits aufgeschäumten Zustand. Im Rahmen dieser Untersuchungen wurden die

Abbildung 2.14: Anschlusskonstruktion mit DSB aus Kirsch [49]

Stahltemperaturen sowie die Schichtdicke des DSB während des Versuchs an vereinzelten Punkten mittels kleiner Pegelstäbe gemessen, die auf den Stahl aufgeschweißt waren. Die Auswertung erfolgte anhand einer Videoanalyse. Die numerischen Modelle wurden entsprechend der gemessenen Schichtdicken angepasst. Die Temperaturverläufe im Stahl wurden mit diesem numerischen Modell in guter Übereinstimmung mit Versuchsergebnissen prognostiziert.
Diese Untersuchungen auf experimenteller und numerischer Ebene stellen gute Ansätze zur Beschreibung von DSB dar. Insbesondere die Materialkennwerte, die im Rahmen dieser Arbeiten abgeleitet werden. Allerdings sind insbesondere die Annahmen hinsichtlich der Bestimmung der Materialkennwerte abzusichern. Zudem wird der DSB in den numerischen Untersuchungen im bereits aufgeschäumten Zustand simuliert und der Aufschäumvorgang nicht explizit berücksichtigt. Effekte wie ein gehindertes Aufschäumen lassen sich mit diesem Ansatz nicht berücksichtigen.
In jüngsten Untersuchungen befassten sich Mensinger und Schaumann et al., AiF-Bericht 17200N [60] mit dem Verhalten von DSBBS auf Stahlbauteilen, an die raumabschließende Elemente direkt angeschlossen sind. Dabei wurden als raumabschließende Bauteile übliche Fassadenelemente wie Trapez-, Kassetten- und Sandwichprofile untersucht. Abbildung 1.1 zeigt in diesem Zusammenhang ein Stahlprofil mit angrenzendem Trapezprofil. Im Bereich der Tiefsicken kann der DSB nicht aufschäumen und keine thermische Schutzwirkung ausbilden. Übergeordnetes Ziel dieser Forschungsarbeiten war es, den Einfluss dieser raumabschließenden Elemente auf das Erwärmungsverhalten der beschichteten Stahlbauteile zu beurteilen. Dazu wurde

eine umfassende Versuchsreihe durchgeführt, in der belastete und unbelastete Träger sowie unbelastete Stützen untersucht wurden. Unterstützt wurden diese Versuchsreihen durch Kleinversuche zur Ermittlung der Materialeigenschaften von DSB. Ferner werden numerische Modelle entwickelt, mit denen es möglich ist, das Erwärmungsverhalten von Stahlbauteilen mit DSB unter Berücksichtigung des Aufschäumvorgangs zu prognostizieren. Im Ergebnis zeigt sich, dass raumabschließende Bauteile einen signifikanten Einfluss auf das Temperaturfeld beschichteter Stahlbauteile haben. Ferner zeigt der Vergleich des numerischen Modells mit Versuchsergebnissen eine sehr gute Übereinstimmung. Da die vorliegende Arbeit im Rahmen dieses Forschungsprojektes entstanden ist, wird an dieser Stelle auf eine Darstellung der darin entwickelten Materialeigenschaften verzichtet. Vielmehr bleiben diese Kapitel 6 vorbehalten.
In den aufgeführten Forschungsarbeiten werden zur Beschreibung des Hochtemperaturverhaltens von DSB meist vereinfachte Ansätze gewählt, die an Kleinversuchen kalibriert sind. Der Temperaturverlauf über die Schichtdicke des DSB wird oftmals vereinfachend als linear dargestellt. Hinsichtlich der Materialkennwerte zur numerischen Simulation von DSB bleibt zu erwähnen, dass diese zum Teil frei gewählt oder so angepasst sind, dass die Temperaturen im Stahl aus Versuch und Simulation eine gute Übereinstimmung zeigen. Letzteres Vorgehen wurde auch von Raveglia [69] gewählt. Darin sind zudem zahlreiche Versuche an Stahlbauteilen mit DSBBS enthalten, wobei ein wesentlicher Bestandteil der Untersuchungen der Auswirkung von Fehlstellen im DSB auf das Temperaturfeld dient. In diesen Forschungsarbeiten, wie auch im Rahmen der übrigen bisherigen Forschungsarbeiten, wird der DSB vereinfacht im bereits aufgeschäumten Zustand modelliert. Einzig in Wang et al. [86] wird mit einem mathematischen Ansatz der Aufschäumvorgang und auch Schrumpfungsprozesse des DSB im Brandfall berücksichtigt. Dieser mathematische Ansatz bedarf jedoch einer Vielzahl empirisch zu ermittelnder Parameter wie der Zugfestigkeit und der Viskosität des DSB bei hohen Temperaturen. Die Betrachtung eines gehinderten Aufschäumens des DSB an großmaßstäblichen Bauteilen sowie die Finite-Elemente-Simulation von DSB unter Berücksichtigung des Aufschäumvorgangs erfolgt erstmals durch den Verfasser dieser Arbeit in AiF-Bericht 17200N [60].

2.5 Zusammenfassung und Schlussfolgerung

In diesem Kapitel werden zunächst wesentliche Information zu dämmschichtbildenden Brandschutzsystemen dargelegt und der grundsätzliche Aufbau dieser Systeme vorgestellt. Darüber hinaus wird auf verschiedene Beschichtungen eingegangen und die Applikation dieser Brandschutzsysteme erläutert. Die ausführliche Beschreibung der physikalischen und chemischen Vorgänge während des Aufschäumvorgangs trägt zum besseren Verständnis der Reaktionsmechanismen bei. Darin werden die wesentlichen Bestandteile von Dämmschichtbildnern zusammengetragen und die Reaktionsabläufe veranschaulicht. Grundlegend ist dabei, dass spezielle chemische und physikalische Vorgänge wie das Ausgasen des Treibmittels und der Ausbildung eines Flüssigkeitsfilms zeitlich zusammentreffen müssen, damit sich eine stabile Schaumstruktur ausbilden kann. Weiterhin werden die brandschutztechnischen Anforderungen an Bauteile nach den Bauordnungen erläutert und ein Überblick über die derzeit gültigen Bemessungsverfahren für Stahlbauteile im Brandfall gegeben. Dabei wird insbesondere erörtert, dass sich die Gleichungen aus DIN EN 1993-1-2 [94] nicht uneingeschränkt für die Temperaturermittlung von Stahlbauteilen mit DSB anwenden lassen. So wird bei bekleideten Stahlbauteilen ein linearer Temperaturgradient in der Brandschutzbekleidung unterstellt. Ferner lässt sich eine ungleichmäßige Temperaturverteilung in Stablängsrichtung bei der Temperaturfeldbestimmung nicht berücksichtigen. Diese ist insbesondere bei beschichteten Stahlbauteilen mit einem angrenzenden Trapezprofil zu erwarten. Des Weiteren werden die derzeit gültigen Zulassungsverfahren, auf denen die Anwendbarkeit von DSB aktuell in Deutschland basiert, vorgestellt und die Beurteilungsverfahren zusammengefasst. Normative Regelungen zur Anwendung von DSB existieren nicht. Zum Abschluss des Kapitels wird ein umfassender Überblick zum Stand der Forschung hinsichtlich DSBBS gegeben. Bei der Mehrzahl der bis heute bekannten Forschungsarbeiten werden zur Beschreibung von DSB vereinfachte Annahmen genutzt. So wird meist ein linearer Temperaturgradient im DSB unterstellt und die Materialkennwerte oftmals angenommen und so angepasst, dass die Temperaturen im Stahl aus Versuch und Simulation übereinstimmen. Ferner sind insbesondere die Arbeiten von Raveglia [69] und Wang et al. [86] hinsichtlich der Beschreibung von DSB besonders hervorzuheben. In Raveglia [69] sind zahlreiche Versuche an Stahlbauteilen mit DSB dokumentiert, die durch numerische Simulationen unterstützt werden. Dabei werden insbesondere auch Fehlstellen im DSB untersucht und die Auswirkungen auf das Temperaturfeld quantifiziert. In Wang et al. [86] wird ein mathematisches Modell vorgestellt, in dem der Aufschäumvorgang und

auch Schrumpfungsprozesse im DSB bei hohen Temperaturen berücksichtigt werden. Darüber hinaus wird der Aufschäumverlauf mit diesem Modell über die Bildung von Gasblasen vorausberechnet und muss nicht direkt vorgegeben werden. Dies geschieht jedoch indirekt über die Angabe der Materialparameter für die Zugfestigkeit und Viskosität bei hohen Temperaturen. Da diese Materialparameter messtechnisch nur schwer erfassbar sind, werden diese auf Grundlage von Annahmen festgelegt.
Belastbare Angaben hinsichtlich der Materialkennwerte fehlen jedoch weiterhin. Ebenso ist es bisher nicht gelungen, den Aufschäumvorgang in numerischen FEM-Simulationen zu berücksichtigen und das Erwärmungsverhalten von beschichteten Stahlbauteilen zuverlässig zu prognostizieren, um auch Effekte wie eine gehinderte Aufschäumung numerisch abzubilden.

3 Prinzipien und numerische Behandlung des Wärmetransports

3.1 Einleitung

Im vorliegenden Kapitel werden die Grundgleichungen zur physikalischen Beschreibung des Wärmetransports zusammenfassend dargestellt. Dabei wird insbesondere auf die numerische Umsetzung von Wärmetransportproblemen eingegangen, da dies die Grundlage für Temperaturfeldberechnungen auf Basis der Finite Elemente Methode (FEM) dargestellt. Zudem trägt dies zum besseren Verständnis der numerischen Simulationen von Stahlbauteilen mit DSBBS in Kapitel 6 bei. Dazu werden zunächst die grundlegenden Prinzipien der Thermodynamik erläutert und die Arten des Wärmetransports aufgezeigt. In diesem Zusammenhang wird die Differentialgleichung der Wärmeleitung hergeleitet und insbesondere auf die Anwendbarkeit für dämmschichtbildende Brandschutzsysteme eingegangen. Abschließend erfolgt die Ableitung der schwachen Form der Differentialgleichung der Wärmeleitung sowie eine Erläuterung der Randbedingungen. Für ausführliche Darstellungen wird auf Bathe [8], Polifke et al. [68] oder Baehr et al. [5] verwiesen.

3.2 Die Energieerhaltung in der Thermodynamik

Als fundamentale Gleichung für Wärmetransportprobleme gilt der *1. Hauptsatz der Thermodynamik*. Dieser besagt, dass die Änderung der inneren Energie eines geschlossenen Systems gleich der zugeführten Wärme zuzüglich der Arbeit, die am System verrichtet wird, ist. Dabei wird von einem *geschlossenem System* gesprochen, wenn zwar ein Energieaustausch, jedoch kein Massenaustausch mit der Umgebung stattfindet. Das bedeutet, dass ein geschlossenes System immer aus denselben Materieteilchen besteht. Darüber hinaus muss bei einer Deformation des Systems stets die Massenidentität bewahrt bleiben (vgl. Geller [35], Doering et al. [27] oder Giancoli et al. [36]). Für ein geschlossenes System lässt sich der erste Hauptsatz der

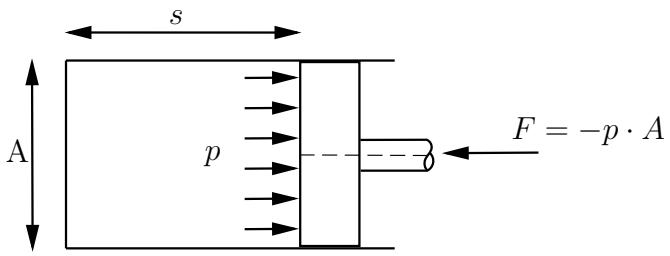


Abbildung 3.1: Veranschaulichung der Volumenänderungsarbeit am Beispiel eines Kolbens in einem Zylinder

Thermodynamik wie folgt angeben:

$$\mathrm{d}U = \mathrm{d}Q + \mathrm{d}W \tag{3.1}$$

mit: $\mathrm{d}U$ Änderung der inneren Energie
$\mathrm{d}Q$ Übertragene Wärme
$\mathrm{d}W$ Am System verrichtete Arbeit

Zur Veranschaulichung der am System verrichteten Arbeit wird ein zylindrischer Gasbehälter betrachtet (vgl. Abbildung 3.1). Wird unterstellt, dass ein konstanter Druck vorherrscht und nur Volumenänderungsarbeit geleistet wird, so lässt sich die verrichtete Arbeit formulieren zu:

$$\mathrm{d}W_V = -p \cdot A\,\mathrm{d}s = -p \cdot A \cdot \frac{\mathrm{d}V}{A} = -p\,\mathrm{d}V \tag{3.2}$$

mit: $\mathrm{d}W_V$ Am System verrichtete differentielle Volumenänderungsarbeit
p Druck
$\mathrm{d}V$ Differentielle Volumenänderung ($\mathrm{d}V = A \cdot \mathrm{d}s$)

Dabei ist die Vorzeichendefinition so gewählt, dass bei einer Kompression des Gasvolumens die Arbeit positiv ist, da dem System Arbeit zugeführt wird. Die auf dem Weg $\mathrm{d}s$ geleistete Volumenänderungsarbeit lässt sich durch Integration von Gleichung (3.2) ermitteln:

$$W_V = -\int_{V_1}^{V_2} p\,\mathrm{d}V \tag{3.3}$$

Wird die differentielle Volumenänderungsarbeit nun in Gleichung (3.1) eingesetzt und die Gleichung nach dQ aufgelöst, ergibt sich:

$$\mathrm{d}Q = \mathrm{d}U + p \cdot \mathrm{d}V \tag{3.4}$$

In diesem Sonderfall wird dQ als *Enthalpieänderung* dH bezeichnet. Diese drückt diejenige Wärmemenge aus, die von einem geschlossenen System aufgenommen wird, wenn neben der Volumenänderungsarbeit keine weitere Arbeit geleistet wird. Anhand dieser Darstellungen wird verdeutlicht, dass bei Systemen mit starken Volumenänderungen die Änderung der inneren Energie nicht gleich der zugeführten Wärmemenge ist, sondern ein Teil dieser Energie als Volumenarbeit mit der Umgebung ausgetauscht wird.

3.3 Arten der Wärmeübertragung

Wärmeenergie kann grundsätzlich durch *Wärmeleitung*, *Konvektion* und *Wärmestrahlung* übertragen werden. Dabei findet Wärmeübertragung überall dort statt, wo ein Temperaturunterschied zwischen einem wärmedurchlässigen System und seiner Umgebung existiert. Der Wärmestrom ist dabei stets in Richtung der niedrigeren Temperatur gerichtet. Die Gesetzmäßigkeiten dieser Wärmeübertragungsmechanismen werden im Folgenden dargestellt.

3.3.1 Wärmeleitung

Wärmetransport durch Wärmeleitung tritt in einem Material zwischen benachbarten Molekülen infolge eines Temperaturgefälles ein. In festen Körpern findet der Wärmetransport allein durch Wärmeleitung statt. Beim Wärmetransport in Gasen und Flüssigkeiten überlagern sich Konvektion und Wärmestrahlung mit der Wärmeleitung.
Wird das Temperaturgefälle bzw. der Temperaturgradient im Material als Ursache des Wärmetransports angesehen, lässt sich mit dem *Fourier'schen Gesetz der Wärmeleitung* eine Proportionalität zwischen Ursache und Wirkung aufstellen:

$$\dot{q}_0 \quad = \quad -\lambda_0 \cdot \mathrm{Grad}\,\theta \tag{3.5}$$

mit: $\dot{q}_0$ Wärmestromdichte
λ_0 Wärmeleitfähigkeit des Materials in der Ausgangskonfiguration
θ Materialtemperatur
Grad Differentialoperator: $\left(\frac{\partial}{\partial X} \quad \frac{\partial}{\partial Y} \quad \frac{\partial}{\partial Z}\right)^T$

Dabei ist zu beachten, dass bei der Ableitung dieses Gesetzes von einem unverformten Zustand (*Ausgangskonfiguration*) des Festkörpers ausgegangen wird (vgl. Abbildung 3.2). Der Bezug auf die Ausgangskonfiguration wird im weiteren Verlauf dieser Arbeit durch Großbuchstaben bzw. durch den Index Null gekennzeichnet. Weiterhin berücksichtigt das negative Vorzeichen, dass der Wärmestrom in Richtung des Körpers mit der niedrigeren Temperatur stattfindet. Die Proportionalitätskonstante ist die Wärmeleitfähigkeit λ_0. Auf Grundlage dieser Überlegungen wird im Folgenden die *Fourier'sche Differentialgleichung der Wärmeleitung* hergeleitet. Dazu wird die Wärmestrombilanz am infinitesimalen Volumenelement in der Ausgangskonfiguration nach Abbildung 3.2 aufgestellt. Wird dabei unterstellt, dass keine Volumenänderungsarbeit am System geleistet wird, ergibt sich aus Gleichung (3.4), dass

$$\mathrm{d}U = \mathrm{d}Q \tag{3.6}$$

ist und die Änderung der inneren Energie ausschließlich durch Wärmeübertragung erfolgt. Daraus lässt sich für einen Festkörper die Änderung der inneren Energie nach Baehr et al. [5] beschreiben zu:

$$\mathrm{d}U = M \cdot c_p \cdot \mathrm{d}\theta = \rho_0 \cdot V \cdot c_p \cdot \mathrm{d}\theta = \mathrm{d}Q \tag{3.7}$$

mit: $\mathrm{d}U$ Änderung der inneren Energie
M Masse des Körpers
c_p Spezifische Wärmekapazität des Körpers
$\mathrm{d}\theta$ Temperaturänderung im Körper
ρ_0 Dichte des Körpers
V Volumen des Körpers

Aus Gleichung (3.7) entsteht für die zeitliche Änderung der inneren Energie im betrachteten Körper:

$$\frac{\mathrm{d}U}{\mathrm{d}t_0} = M \cdot c_p \cdot \frac{\mathrm{d}\theta}{\mathrm{d}t_0} = \rho_0 \cdot V \cdot c_p \cdot \frac{\mathrm{d}\theta}{\mathrm{d}t_0} \tag{3.8}$$

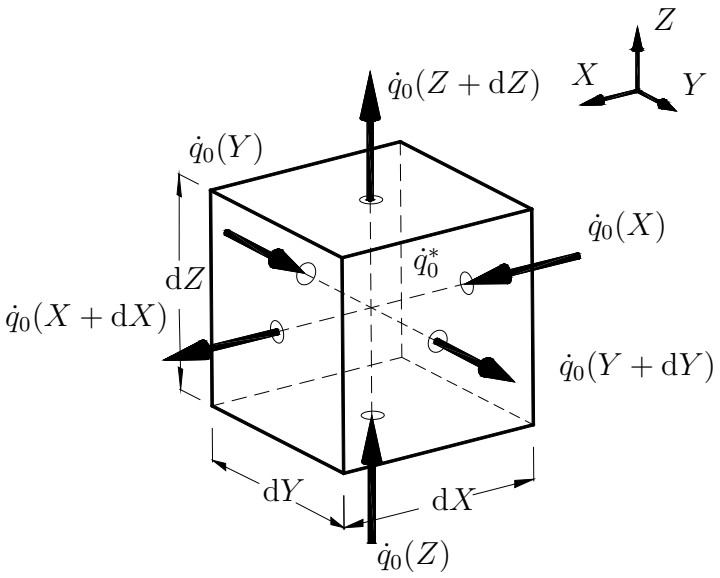


Abbildung 3.2: Wärmestrom am infinitesimalen Volumenenlement in der Ausgangskonfiguration

Für ein infinitesimales Volumenelement wie in Abbildung 3.2 gezeigt, lässt sich die Wärmestrombilanz in Anlehnung an den *1. Hauptsatz der Thermodynamik* ableiten. Demnach ist die Zunahme der inneren Energie gleich der Energiezufuhr durch innere Wärmequellen abzüglich der Wärmeströme durch die Oberflächen des Volumenelementes:

$$\begin{aligned} \rho_0 \cdot \mathrm{d}V \cdot c_p \cdot \frac{\mathrm{d}\theta}{\mathrm{d}t_0} &= \dot{q}_0^* \cdot \mathrm{d}X \cdot \mathrm{d}Y \cdot \mathrm{d}Z \\ &+ [\dot{q}_X(X) - \dot{q}_X(X+\mathrm{d}X)] \cdot \mathrm{d}Y \cdot \mathrm{d}Z \\ &+ [\dot{q}_Y(Y) - \dot{q}_Y(Y+\mathrm{d}Y)] \cdot \mathrm{d}X \cdot \mathrm{d}Z \\ &+ [\dot{q}_Z(Z) - \dot{q}_Z(Z+\mathrm{d}Z)] \cdot \mathrm{d}X \cdot \mathrm{d}Y \end{aligned} \tag{3.9}$$

mit:	$\dot{q}_0$	Wärmestromdichten
	$\dot{q}_0^*$	Wärmequellen im Festkörper
	$\mathrm{d}V$	Elementvolumen in der Ausgangskonfiguration ($= \mathrm{d}X \cdot \mathrm{d}Y \cdot \mathrm{d}Z$)
	$\mathrm{d}X$,$\mathrm{d}Y$,$\mathrm{d}Z$	Volumenabmessungen in der Ausgangskonfiguration

Mit Hilfe der Reihenentwicklung nach *Taylor* lassen sich die Wärmestromdichten

linearisieren. Danach ergibt sich z.B. für:

$$\dot{q}_0(X + \mathrm{d}X) \;=\; \dot{q}_0(X) + \frac{\partial \dot{q}_0(X)}{\partial X} \cdot \mathrm{d}X + \ldots \tag{3.10}$$

Nach Einsetzen von Gleichung (3.10) in Gleichung (3.9) ergibt sich nach Elimination von dV die *Fourier'sche Differentialgleichung der Wärmeleitung*:

$$\underbrace{\rho_0 \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t_0}}_{\text{Wärmespeicherung}} \;=\; \underbrace{\dot{q}_0^*}_{\text{innere Wärmequelle}} \; \underbrace{- \left[\frac{\partial \dot{q}_0(X)}{\partial X} + \frac{\partial \dot{q}_0(Y)}{\partial Y} + \frac{\partial \dot{q}_0(Z)}{\partial Z} \right]}_{\text{Wärmeleitung}} \tag{3.11}$$

In dieser Gleichung werden die Wärmespeicherung und Freisetzung von Energie durch innere Wärmequellen im unverformten Elementvolumen sowie der Wärmetransport über die Systemgrenze durch Wärmeleitung bilanziert. Die *Fourier'sche Differentialgleichung der Wärmeleitung* ist grundlegend für das Verständnis von Transportvorgängen thermischer Energie.
Wird Gleichung (3.5) als konstitutive Beziehung eingesetzt und wird ferner für die Wärmeleitfähigkeit λ_0 eine Unabhängigkeit vom Ort unterstellt, ergibt sich aus Gleichung (3.11) die Fourier'sche Differentialgleichung für temperaturabhängige Materialkennwerte:

$$\rho_0(\theta) \cdot c_p(\theta) \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t_0} \;=\; \dot{q}_0^* + \lambda_0(\theta) \frac{\partial^2 \theta}{\partial X^2} + \lambda_0(\theta) \frac{\partial^2 \theta}{\partial Y^2} + \lambda_0(\theta) \frac{\partial^2 \theta}{\partial Z^2} \tag{3.12}$$

In der Literatur werden die spezifische Wärmekapazität, die Dichte und die Wärmeleitfähigkeit in Gleichung (3.12) häufig in einem Wert zusammengefasst:

$$a_T(\theta) = \frac{\lambda_0(\theta)}{c_p(\theta) \cdot \rho_0(\theta)} \tag{3.13}$$

Dieser Wert wird als Temperaturleitzahl a_T bezeichnet und kennzeichnet ein Maß für die Geschwindigkeit einer Temperaturänderung. Eine Temperaturänderung vollzieht sich demnach umso schneller, je größer die Wärmeleitfähigkeit und je kleiner die Wärmekapazität eines Materials ist.

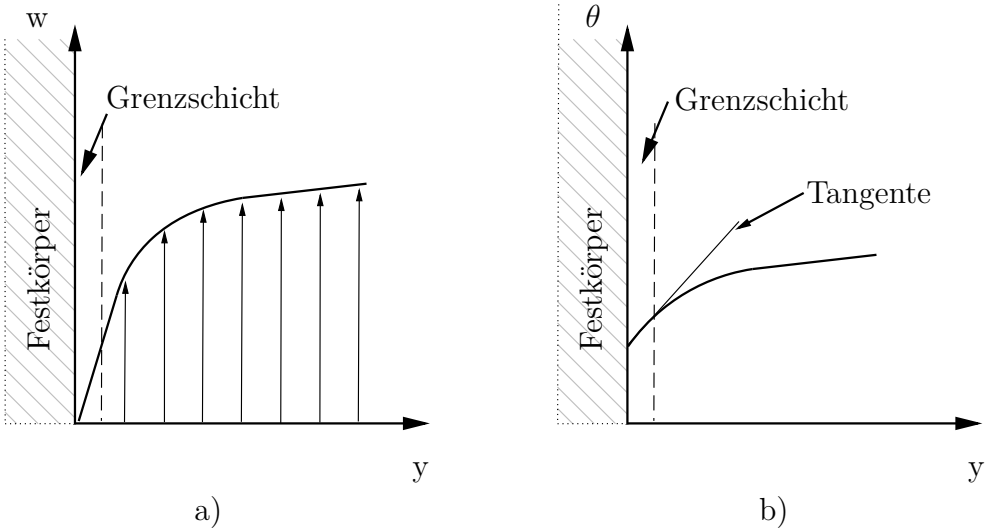


Abbildung 3.3: Verlauf der a) Strömungsgeschwindigkeit w und der b) Temperatur θ als Funktion des Abstandes zum Festkörper nach Baehr et al. [5]

3.3.2 Konvektion

Bei der Wärmeübertragung durch Konvektion wird Energie durch die makroskopische Bewegung eines Fluids transportiert. Besonderes Interesse kommt dabei dem Wärmeübergang zwischen dem strömenden Fluid und einem Festkörper zu. Bestimmend für den konvektiven Wärmeübergang ist die Fluidschicht unmittelbar vor dem Festkörper. Sie wird als *Grenzschicht* bezeichnet. In dieser Grenzschicht nähert sich die parallel zum Festkörper gerichtete Komponente der Strömungsgeschwindigkeit unmittelbar vor dem Festkörper dem Wert Null an (vgl. Abbildung 3.3). Auch die Temperatur ändert sich in dieser Grenzschicht signifikant. Die auftretende Wärmestromdichte $\dot{q}_K$ ist von unterschiedlichen Faktoren, wie dem Temperatur- und Geschwindigkeitsfeld des Fluids sowie der Oberflächenbeschaffenheit des Festkörpers abhängig und in seiner Beschreibung sehr komplex. Daher wird diese vereinfacht beschrieben mit:

$$\dot{q}_K \quad = \quad \alpha_K \cdot (\theta_{Fluid} - \theta_{Festkörper}) \tag{3.14}$$

mit:	α_K	Wärmeübergangskoeffizient
	$\theta_{Festkörper}$	Temperatur im Festkörper
	θ_{Fluid}	Fluidtemperatur in der Grenzschicht

Die zuvor genannten Faktoren finden im Wärmeübergangskoeffizienten Berücksich-

tigung. Die Ermittlung dieses Wertes erfolgt im Allgemeinen auf Grundlage von Versuchen. Im eindimensionalen Fall wäre eine theoretische Erfassung durch Einsetzen von Gleichung (3.5) in Gleichung (3.14) grundsätzlich möglich. Bei Betrachtung der unmittelbaren Nähe des Fluids zum Festkörper ($y \to 0$) lässt sich ein ruhendes Fluid unterstellen und ein Wärmetransport erfolgt nur durch Wärmeleitung, wonach Gleichung (3.5) an dieser Stelle Gültigkeit hat. Nach Umformung ergibt sich eine Definitionsgleichung für den Wärmeübergangskoeffizienten:

$$\alpha_K = -\lambda \cdot \frac{\frac{\partial \theta}{\partial y}_{Festkörper}}{\theta_{Festkörper} - \theta_{Fluid}} \tag{3.15}$$

Daraus wir klar, dass der Wärmeübergangskoeffizient bei dieser Betrachtung insbesondere durch die Steigung des Temperaturprofils am Übergang zum Festkörper bestimmt wird. Demzufolge ist die Kenntnis des Temperaturfeldes im Fluid erforderlich, das vor allem bei freier Konvektion inhomogen und in der Regel nur schwer zu bestimmen ist. Der Wärmeübergangskoeffizient ist letztlich von der Temperaturdifferenz zwischen Festkörper und Fluid sowie den Strömungsverhältnissen abhängig. Für Temperaturfeldberechnungen im Bauwesen sind Rechenwerte für den Wärmeübergangskoeffizienten in DIN EN 1991-1-2 [92] festgeschrieben.

3.3.3 Wärmestrahlung

Jeder Körper mit einer Temperatur oberhalb des absoluten Temperaturnullpunktes (0 K) gibt kontinuierlich Energie in Form elektromagnetischer Wellen an seine Umgebung ab. Diese Art der Energieübertragung wird als Wärmestrahlung bezeichnet. Die auf einen Körper mit der Temperatur θ auftreffende Wärmestrahlung einer Wellenlänge λ_W wird zum Teil reflektiert und absorbiert (vgl. Abbildung 3.4). Bei für Wärmestrahlung durchlässigen Körpern können Strahlungsanteile auch transmittiert werden und treten auf der Rückseite des Körpers wieder aus. Zu welchen Anteilen die auftreffende Strahlung absorbiert, reflektiert oder transmittiert wird, hängt vom jeweiligen Material ab. Wird die gesamte auftreffende Strahlungsleistung mit eins angenommen, so ergibt sich nach Fouad et al. [31] folgender Zusammenhang:

$$\alpha(\lambda_W) + \rho(\lambda_W) + \tau(\lambda_W) = 1 \tag{3.16}$$

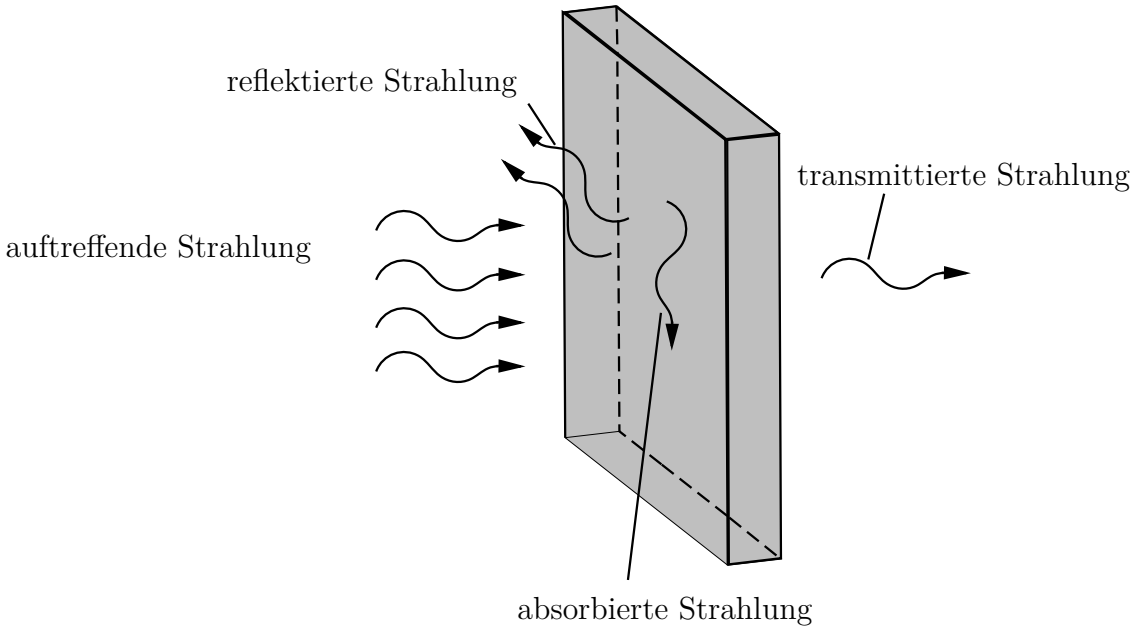


Abbildung 3.4: Strahlungsanteile bei einen Festkörper aus Fouad et al. [31]

mit: $\alpha(\lambda_W)$ Absorptionsgrad
$\rho(\lambda_W)$ Reflektionsgrad
$\tau(\lambda_W)$ Transmissionsgrad

Ferner verhält sich nach dem *Kirchhoff'schen Strahlungsgesetz* der Emissionsgrad ϵ bei jeder Temperatur und für jede Wellenlänge λ_W gleich dem entsprechenden Absorptionsgrad α. Somit kann Gleichung (3.16) ausgedrückt werden als:

$$\epsilon(\lambda_W) + \rho(\lambda_W) + \tau(\lambda_W) = 1 \tag{3.17}$$

mit: $\epsilon(\lambda_W)$ Emissionsgrad
$\rho(\lambda_W)$ Reflektionsgrad
$\tau(\lambda_W)$ Transmissionsgrad

Ein ideal schwarzer Körper zeichnet sich durch eine vollständige Absorption ($\alpha = 1$) der auftreffenden Wärmestrahlung aus. Des Weiteren emittiert ein schwarzer Körper den Höchstwert an Wärmestrahlung ($\epsilon = 1$). Diese kann von keinem anderen Körper gleicher Temperatur übertroffen werden. Die Strahlungsintensität eines ideal schwarzen Strahlers in Abhängigkeit der Wellenlänge und der Temperatur wird im *Planck'schen Strahlungsgesetz* angegeben. Für umfassende Ausführungen wird in

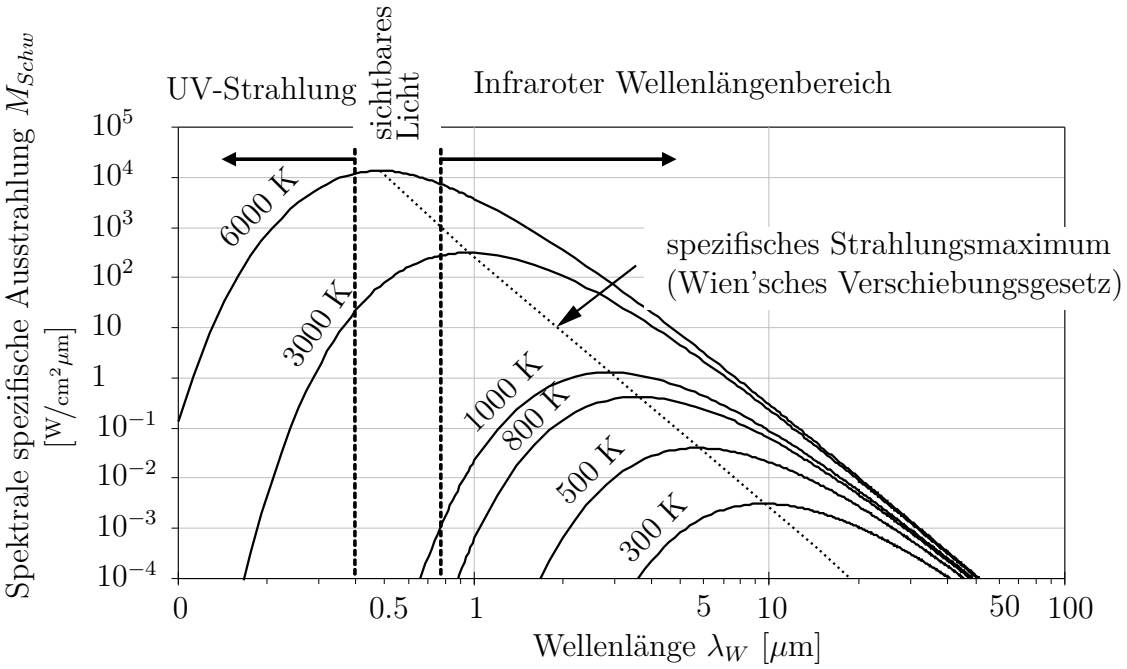


Abbildung 3.5: Verteilung der Strahlungsintensität eines schwarzen Körpers nach dem *Planck'schen Strahlungsgesetz* (vgl. Baehr et al. [5])

diesem Zusammenhang auf Baehr et al. [5] oder Polifke et al. [68] verwiesen. Darin ist dies beschrieben zu:

$$M_{Schw}(\lambda_W,\theta) \;=\; \frac{c_1}{\lambda_W^5 \cdot [e^{(c_2/(\lambda_W \cdot \theta))}] - 1} \tag{3.18}$$

mit:

M_{Schw}	Strahlungsintensität eines schwarzen Strahlers
c_1, c_2	Strahlungskonstanten
λ_W	Wellenlänge
θ	Oberflächentemperatur

Die Strahlungskonstanten c_1 und c_2 basieren auf Naturkonstanten und werden an dieser Stelle nicht aufgeführt. Beispielhafte Verläufe von Gleichung (3.18) sind in Abbildung 3.5 für verschiedene Temperaturen dargestellt. Darin kennzeichnet der Bereich von 0,38 μm bis 0,78 μm sichtbares Licht. Nur bei ausreichend hohen Temperaturen wird ein für das menschliche Auge wahrnehmbarer Anteil an Wärmestrahlung in diesem Wellenlängenbereich emittiert. Der Wellenlängenbereich unterhalb der Grenze des sichtbaren Lichts wird als UV-Strahlung bezeichnet. Die Strahlungsmaxima von Körpern mit sehr hohen Temperaturen befinden sich im Bereich geringer Wellenlängen. Die meisten Körper senden Wärmestrahlung im infraroten Wellenlängenbereich

aus, der durch Wellenlängen oberhalb des sichtbaren Lichts gekennzeichnet ist. In diesem Bereich nimmt die maximale Strahlungsintensität mit sinkender Temperatur merklich ab. Einen analytischen Zusammenhang über die spezifischen Strahlungsmaxima gibt das *Wien'sches Verschiebungsgesetz* an. Es beschreibt eine lineare Funktion und ist definiert zu:

$$\lambda_{W,\mathrm{Max}} \cdot \theta \quad = \quad 2898\,\mu m\,K \tag{3.19}$$

Danach lässt sich ermitteln, bei welcher Wellenlänge $\lambda_{W,\mathrm{Max}}$ die Strahlungsintensität M_{Schw} eines schwarzen Körpers mit der Temperatur θ maximal wird. Die spezifischen Strahlungsmaxima sind ebenfalls in Abbildung 3.5 dargestellt.
Auf Grundlage von Gleichung (3.18) lässt sich die gesamte emittierte Strahlungsleistung eines ideal schwarzen Körpers ermitteln. Durch Integration über alle Wellenlängen lässt sich angeben:

$$M_{Schw}(\theta) \quad = \quad \int_0^\infty \frac{c_1}{\lambda_W^5 \cdot \left[e^{(c_2/(\lambda_W \cdot \theta))}\right] - 1}\,\mathrm{d}\lambda_W = \sigma \cdot \theta^4 \tag{3.20}$$

mit:

M_{Schw}	Gesamtemission eines schwarzen Körpers bei der Temperatur θ
σ	Stefan-Boltzmann-Konstante ($= 5{,}67 \cdot 10^{-8}$ $\mathrm{W/m^2K^4}$)
θ	Oberflächentemperatur

Gleichung (3.20) kennzeichnet die maximal mögliche Aussendung an Wärmestrahlung eines Körpers und ist im Allgemeinen als Gesetz nach *Stefan* und *Boltzmann* bekannt. Reale Strahler senden im Vergleich zu ideal schwarzen Strahlern weniger Wärmestrahlung aus. Das Verhältnis der emittierten Wärmestrahlung eines realen Körpers zu der eines schwarzen Strahlers wird durch den Emissionsgrad beschrieben. Ist das Emissionsverhalten von der Wellenlänge abhängig, wird im Allgemeinen von *selektiven Strahlern* gesprochen. Diese Abhängigkeit von der Wellenlänge kann häufig nicht im Detail berücksichtigt werden. Daher wird ein sogenannter *grauer Strahler* eingeführt. Dieser beschreibt einen konstanten Faktor für die Abweichung der Emission eines realen Körpers von der eines schwarzen Strahlers bei gleicher Temperatur. Das Emissionsvermögen eines grauen Strahlers ist also unabhängig von der Wellenlänge. Unter dieser Annahme kann ein konstanter Faktor für den Emissionsgrad über den gesamten Wellenlängenbereich angegeben werden:

$$M_W(\theta) \quad = \quad \epsilon(\theta) \cdot \sigma \cdot \theta^4 \tag{3.21}$$

Dabei kennzeichnet $M_w(\theta)$ die Wärmestrahlung eines wirklichen Körpers und $\epsilon(\theta)$ den Emissionsgrad des Körpers. Der Emissionsgrad ist eine Materialeigenschaft und kann Werte $\epsilon(\theta) \in \{0 \ldots 1\}$ annehmen.
Ein Wärmetransport infolge Strahlung erfolgt durch Übertragung von Wärmeenergie des Körpers mit der höheren Temperatur zum kälteren Körper. Aber auch der Körper mit der kälteren Temperatur überträgt Energie zum wärmeren Körper. Daher wird im Allgemeinen von einem Strahlungsaustausch gesprochen (vgl. Baehr et al. [5]). Dieser ist im Gegensatz zum Wärmetransport durch Konvektion an keine Materie gebunden. Von Interesse ist dabei letztlich der Wärmestrom, der netto vom Körper mit der höheren Temperatur auf den Körper mit der niedrigeren Temperatur übergeht. Zur Veranschaulichung wird die Strahlungsaustauschbeziehung für einen Sonderfall abgeleitet. Dazu wird ein konvexer Strahler mit der Temperatur θ in einer schwarzen Umgebung mit den Temperatur θ_U betrachtet (vgl. Abbildung 3.6). Darin beträgt der vom Strahler emittierte spezifische Wärmestrom:

$$\dot{Q}_{Emittiert} = A \cdot \epsilon(\theta) \cdot \sigma \cdot \theta^4 \tag{3.22}$$

Dieser wird von der schwarzen Umgebung vollständig absorbiert ($\alpha = 1$). Die von der Umgebung ausgehende Strahlung wird vom Strahler mit der Temperatur θ nur teilweise absorbiert. Ein Teil wird reflektiert, fällt auf die schwarze Umgebung zurück und wird dort absorbiert. Der vom Strahler absorbierte Wärmestrom ist:

$$\dot{Q}_{Absorbiert} = A \cdot \alpha(\theta) \cdot \sigma \cdot \theta_U^4 \tag{3.23}$$

Unter Beachtung des *Kirchhoff'schen Strahlungsgesetzes* ist damit der netto übertragene spezifische Wärmestrom des grauen Strahlers in einer schwarzen Umgebung:

$$\dot{Q} = \dot{Q}_{Emittiert} - \dot{Q}_{Absorbiert} = A \cdot \epsilon(\theta) \cdot \sigma \cdot (\theta^4 - \theta_U^4) \tag{3.24}$$

In diesem Sonderfall wird der Strahlungsaustausch von der Temperaturdifferenz in der vierten Potenz von Strahlungsquelle und Strahlungsempfänger bestimmt. Nach allgemeiner Definition aus Hering et al. [40] ist der Strahlungsaustausch zwischen einem Körper 1 mit einer höheren Temperatur und einem Körper 2 mit einer niedrigeren

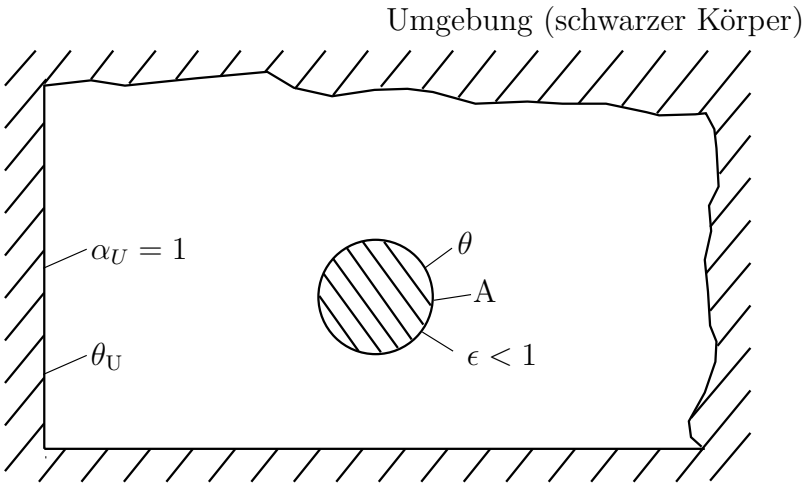


Abbildung 3.6: Strahlungsaustausch eines Körpers mit einer schwarzen Umgebung (vgl. Baehr et al. [5])

Temperatur definiert zu:

$$\dot{Q}_{12} = C_{12} \cdot A_1 \cdot (\theta_1^4 - \theta_2^4) \tag{3.25}$$

Darin kennzeichnet C_{12} den Strahlungsaustauschkoeffizienten. Dieser lässt sich für den Strahlungsaustausch zwischen zwei grauen Körpern unterschiedlicher Temperatur angeben zu:

$$C_{12} = \frac{\epsilon_1 \cdot \epsilon_2 \cdot \sigma \cdot \varphi_{12}}{1 - (1 - \epsilon_1)\,(1 - \epsilon_2) \cdot \frac{A_1}{A_2} \cdot \varphi_{12}^2} \tag{3.26}$$

mit: ϵ_i Emissionsgrad der Oberfläche i
φ_{12} dimensionslose Einstrahlzahl
A_i Oberfläche i

Die Einstrahlzahl φ_{12} berücksichtigt dabei die geometrische Lage der Flächen A_i zueinander. Für einen konvexen Strahler in einem geschlossenen Raum nach Abbildung 3.6 wird $\varphi_{12} = 1$. Unter der Annahme eines ideal schwarzen Strahlers für Körper 2 lässt sich Gleichung (3.25) mit $\epsilon_2 = 1$ in Gleichung (3.24) überführen.
In DIN EN 1991-1-2 [92] wird von einem Emissionsgrad der Beflammung von $\epsilon_2 = 1$ ausgegangen, was einem schwarzen Strahler entspricht. Daraus ergibt sich aus Glei-

chung (3.25):

$$\frac{\dot{Q}}{A} = \dot{q} = \Phi \cdot \epsilon_m \cdot \epsilon_f \cdot \sigma \cdot (\theta_f^4 - \theta_m^4) \tag{3.27}$$

mit: Φ Konfigurationsfaktor
ϵ_m Emissionsgrad der Bauteiloberfläche
ϵ_f Emissionsgrad des Brandes ($\epsilon_f = 1$)
θ_m Temperatur der Bauteiloberfläche
θ_f Temperatur der Flamme

Darin ist der Konfigurationsfaktor Φ mit der Einstrahlzahl φ vergleichbar und berücksichtigt weitere Effekte wie Strahlungsabschirmungen (Abschattungseffekte). Weitere Informationen diesbezüglich sind in Hering et al. [40] bzw. in DIN EN 1991-1-2 [92] enthalten.

3.4 Differentialgleichung der Wärmeleitung für Körper mit starker Volumenänderung

In der Entwicklung der *Fourier'schen Differentialgleichung der Wärmeleitung* in der allgemeinen Form nach Gleichung (3.12) wird unterstellt, dass nur geringe bzw. vernachlässigbare Volumenänderungen des betrachteten Körpers auftreten. Bei der Berechnung klassischer Wärmetransportprobleme wird dementsprechend unterstellt, dass die Deformationen während des Wärmetransports so gering sind, dass eine Formulierung der Wärmestrombilanz für den unverformten Zustand ausreichend genau ist.
Sind demgegenüber große Deformationen des betrachteten Körpers zu erwarten, ist die Bilanzierung des Wärmestroms in der augenblicklichen und deformierten Lage zum Zeitpunkt t (*Momentankonfiguration*) erforderlich (vgl. Abbildung 3.7). Von großen Deformationen kann dabei gesprochen werden, wenn das Ingenieurdehnmaß $\epsilon_{nom} = \Delta l / l_0$ seine Gültigkeit verliert und Dehnungen von $\epsilon_{nom} >> 1$ auftreten (vgl. Wriggers [83]). Hinsichtlich der Temperaturfeldberechnung von DSB ist eine Volumenzunahme zu erwarten, die dieses Maß deutlich überschreitet. Demnach ist es erforderlich, die Wärmestrombilanz auf das augenblickliche Volumen im jeweiligen Verformungszustand zu beziehen. Den Bezug auf die Momentankonfiguration stellen

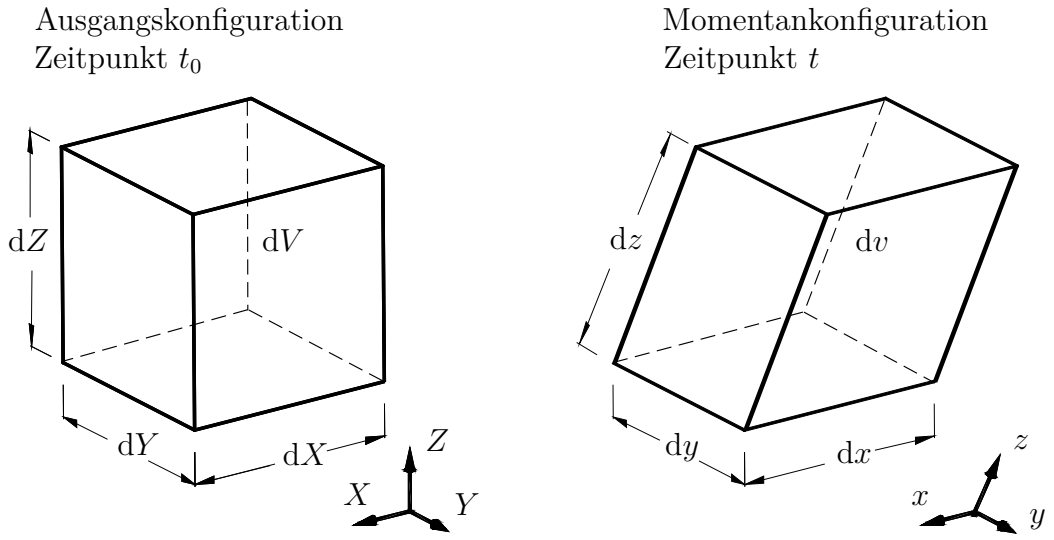


Abbildung 3.7: Infinitesimale Volumina in der Ausgangs- und Momentankonfiguration

im weiteren Verlauf bei der Wärmestrombilanzierung Kleinbuchstaben dar. Dabei ist das augenblickliche Volumen $\mathrm{d}v$ zunächst unbekannt und ergibt sich erst während der Berechnung.
In weiterer Konsequenz kann die Hypothese, dass keine Volumenänderungsarbeit am System verrichtet wird, aufgrund der erheblichen Volumenänderung im Brandfall nicht aufrecht erhalten werden. Somit kann in der Herleitung nicht unterstellt werden, dass die Änderung der inneren Energie der zugeführten Wärmemenge entspricht. Vielmehr ist von Gleichung (3.4) auszugehen. Wird die *Fourier'sche Differentialgleichung der Wärmeleitung* ausgehend von dieser Formulierung entwickelt, ergibt sich zunächst:

$$\mathrm{d}U = \rho \cdot c_p \cdot \mathrm{d}\theta \, \mathrm{d}v - p \, \mathrm{d}v \tag{3.28}$$

Wird die zeitliche Änderung der inneren Energie gebildet, folgt weiterhin:

$$\frac{\partial U}{\partial t} = \rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} \, \mathrm{d}v - p \cdot \frac{1}{\partial t} \, \mathrm{d}v \tag{3.29}$$

In weiterer Konsequenz ist die Wärmestrombilanz abweichend von Gleichung (3.11) mit Bezug auf die Momentankonfiguration zu entwickeln. Dies führt letztlich auf Gleichung (3.30). Dabei ist zu beachten, dass die Materialparameter c_p, ρ und λ ebenfalls in der Momentankonfiguration definiert sind. Diese lassen sich aus der Ausgangskonfiguration in die Momentankonfiguration transformieren. Eine umfassende Herleitung

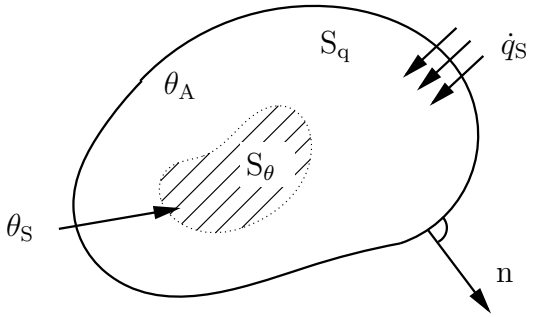
von Gleichung (3.30) und eine Darstellung der Transformationsbeziehungen ist in Parisch [67] enthalten.

$$\begin{aligned} \rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} - p \cdot \frac{1}{\partial t} &= \dot{q}^* - \left[\frac{\partial \dot{q}_x}{\partial x} + \frac{\partial \dot{q}_y}{\partial y} + \frac{\partial \dot{q}_z}{\partial z} \right] \\ &= \dot{q}^* - \operatorname{div} \dot{q} \end{aligned} \tag{3.30}$$

In dieser Formulierung kommt neben dem Bezug auf die Momentankonfiguration im Vergleich zur allgemeinen Form der *Fourier'schen Differentialgleichung der Wärmeleitung* der Ausdruck $-p \cdot \frac{1}{\partial t}$ hinzu. Diesem Term ist demnach für Materialien, die einer starken Volumenänderung obliegen, besondere Beachtung zu schenken. Soll ein dämmschichtbildendes Brandschutzsystem also in einem numerischen Simulationsprogramm wie Abaqus [1] als Festkörper modelliert werden, ist dieser Term neben der Formulierung der Wärmestrombilanz in der Momentankonfiguration grundsätzlich zu berücksichtigen. In handelsüblichen Simulationsprogrammen für Temperaturfeldberechnungen wird im Allgemeinen von Gleichung (3.12) ausgegangen und eine Berücksichtigung des zusätzlichen Terms $-p \cdot \frac{1}{\partial t}$ ist in der Regel nicht möglich. Um den Einfluss dieses Terms auf das Temperaturfeld beschichteter Stahlbauteile dennoch erkennbar zu machen, ist in Abschnitt 6.4 eine Möglichkeit aufgezeigt, diesen in dem Simulationsprogramm Abaqus [1] zu berücksichtigen.
Eine Abschätzung des Einflusses dieses Ausdrucks wird auch von Sothmann [76] mit einer einfachen Handrechnung gezeigt. Darin wird der Ausdruck $-p \cdot \frac{1}{\partial t}$ als vernachlässigbar eingestuft.

3.5 Numerische Behandlung von Wärmetransportproblemen

Die Grundlage zur Berechnung von Temperaturfeldern mit numerischen Methoden stellt Gleichung (3.11) bzw. Gleichung (3.30) dar. Diese unterscheiden sich vor allem in ihrer Bezugskonfiguration und werden als *starke Form* des Gleichgewichts bezeichnet. Die starke Form des Gleichgewichts lässt sich für vergleichsweise einfache Geometrien geschlossen lösen. Im Allgemeinen wird sich jedoch einer numerischen Näherungslösung bedient, um auch komplexere Geometrien zu berücksichtigen. Diese wird als *schwache Form* des Gleichgewichts bezeichnet. Danach muss das Gleichgewicht im gewichteten integralen Mittel erfüllt sein. Im Folgenden werden die



Vorgeschriebene Temperatur θ_S auf S_θ
Vorgeschriebener Wärmestrom $\dot{q}_S$ auf S_q
Anfangstemperatur (Anfangsbedingung) θ_A

Abbildung 3.8: Wärmeübertragung an einem Körper

Grundgleichungen in der schwachen Form hergeleitet, da diese die Grundlage für die FEM darstellen und zum besseren Verständnis hinsichtlich numerischer Simulationen im Verlauf dieser Arbeit beitragen. Dabei bauen die nachfolgenden Ausführungen auf die Formulierung in der Momentankonfiguration auf.
Ausgehend von Gleichung (3.30) erfolgt zunächst die Multiplikation mit einer beliebigen, aber geometrisch zulässigen und stetig differenzierbaren Testfunktion η. Nach Integration über das Volumen dv, entsprechend des Verfahrens von *Galerkin*, folgt für einen beliebigen Körper wie in Abbildung 3.8:

$$\int_v \eta \left(\rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t}\right) \mathrm{d}v - \int_v \eta \left(p \cdot \frac{1}{\partial t}\right) \mathrm{d}v = \int_v \eta \cdot \dot{q}^* \,\mathrm{d}v + \int_v \eta \cdot \operatorname{div}(\lambda \cdot \operatorname{grad}\theta)\,\mathrm{d}v \quad (3.31)$$

Darin ist das *Fourier'sche Gesetz der Wärmeleitung* entsprechend Gleichung (3.5) bereits eingesetzt. Durch partielle Integration des Divergenzterms entsprechend

$$\int_v \eta \operatorname{div}(\lambda \cdot \operatorname{grad}\theta)\,\mathrm{d}v = \int_v \operatorname{div}(\eta \cdot \lambda \cdot \operatorname{grad}\theta)\,\mathrm{d}v - \int_v \operatorname{grad}\eta \cdot \lambda \cdot \operatorname{grad}\theta \,\mathrm{d}v \quad (3.32)$$

und Anwendung des *Gauß'schen Integralsatzes*

$$\int_v \operatorname{div}(\eta \cdot \lambda \cdot \operatorname{grad}\theta)\,\mathrm{d}v = \int_s \eta \cdot \lambda \cdot \operatorname{grad}\theta \cdot n \,\mathrm{d}s \quad (3.33)$$

entsteht für die schwache Form des Gleichgewichts in der Momentankonfiguration:

$$\int_v \eta \left(\rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t}\right) \mathrm{d}v - \int_v \eta \left(p \cdot \frac{1}{\partial t}\right) \mathrm{d}v = \int_v \eta \cdot \dot{q}^* \,\mathrm{d}v + \int_s \eta \cdot \underbrace{\lambda \cdot \operatorname{grad}\theta \cdot n}_{\dot{q}_S} \,\mathrm{d}s - \int_v \operatorname{grad}\eta \cdot \lambda \cdot \operatorname{grad}\theta \,\mathrm{d}v \quad (3.34)$$

An dieser Stelle wird bereits klar, dass die Wärmeleitfähigkeit λ, die spezifische Wärmekapazität c_p und die Dichte ρ in verschiedenen Integralen auftreten. Eine Formulierung von Materialkennwerten zur numerischen Simulation von DSB in einem „integralen“ Wert wie in Gleichung (3.13) ist daher nicht möglich. Vielmehr würden Temperaturfeldberechnungen, denen annähernd gleiche Verläufe für die Temperaturleitzahl a_T zugrunde liegen, welche jedoch auf unterschiedlichen Verläufen für Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität und Dichte basieren, zu unterschiedlichen Ergebnissen führen. Dies wird auch von Hothan [46] gezeigt.
Zur vollständigen Beschreibung des Temperaturfeldes im Inneren des Körpers sind in Gleichung (3.34) Randbedingungen an den Rändern (Oberflächen) und Anfangsbedingungen im Körper vorzuschreiben. In Abbildung 3.8 sind die Randbedingungen und Anfangsbedingung an einem beliebigen Körper schematisch dargestellt. Dabei ist n ein normal auf der Oberfläche des Körpers ausgerichteter Vektor, $\dot{q}_S$ ist der vorgegebene Wärmestrom auf der Oberfläche S_q, der in den Körper eintritt und θ_S eine vorgegebene Oberflächentemperatur auf S_θ. Letztere Randbedingung ist in der Literatur als *Dirichlet'sche Randbedingung* bekannt. Die Anfangsbedingung ist eine zeitliche Bedingung und schreibt bei instationären Wärmetransportproblemen die Temperatur an jeder Stelle des Körpers in der Regel zum Zeitpunkt $\mathrm{t} = 0$ vor.
Der eintretende Wärmestrom $\dot{q}_S$ wird auch *Neumann'sche Randbedingung* genannt. Hier werden die Wärmeströme infolge Konvektion und Wärmestrahlung angesetzt (vgl. Abschnitt 3.3). Die Konvektionsrandbedingung lässt sich daraus spezifizieren zu:

$$\dot{q}_{S,Konvektion} = \alpha_K \cdot (\theta_U - \theta_{Festkörper}) \quad (3.35)$$

mit: α Wärmeübergangskoeffizient
θ_U Umgebungstemperatur
$\theta_{Festkörper}$ Oberflächentemperatur des Körpers

Die Konvektionsrandbedingung wird auch als *Robin'sche Randbedingung* bezeich-

net. Erfolgt zusätzlich eine Wärmeübertragung durch Strahlung, lässt sich für die Randbedingung infolge Wärmestrahlung schreiben:

$$\dot{q}_{S,Wärmestrahlung} = \epsilon_{Res} \cdot \sigma \left(\theta_U^4 - \theta_{Festkörper}^4\right) \tag{3.36}$$

mit:
- ϵ_{Res} resultierender Emissionsgrad $\epsilon_{Res} = \epsilon_m \cdot \epsilon_f$
- σ Stefan-Boltzmann-Konstante
- θ_U Umgebungstemperatur
- $\theta_{Festkörper}$ Oberflächentemperatur des Körpers

Die Umgebungstemperatur θ_U kennzeichnet dabei die Brandgastemperatur und wird als bekannt vorausgesetzt. Die angegebenen Randbedingungen sind in Gleichung (3.34) einzusetzen. Auf eine ausführliche Darstellung der schwachen Form des Gleichgewichts unter Berücksichtigung aller Randbedingungen sowie eine Diskretisierung von Gleichung (3.34) wird an dieser Stelle verzichtet und auf Bathe [8], Parisch et al. [67] und Baehr et al. [5] verwiesen.

3.6 Zusammenfassung und Schlussfolgerung

Im Rahmen dieses Kapitels werden zunächst die fundamentalen Gleichungen der Energieerhaltung in der Thermodynamik zusammengetragen. Dabei wird insbesondere auf die Energieänderung von Systemen, die einer starken Volumenänderung (z. B. DSB) unterliegen, eingegangen. Darüber hinaus werden die grundsätzlichen Arten der Wärmeübertragung vorgestellt. Dabei wird für die Wärmeübertragung infolge Wärmeleitung die Wärmestrombilanz aufgestellt und die *Fourier'sche Differentialgleichung der Wärmeleitung* zunächst in der üblichen Form mit Bezug auf die unverformte Konfiguration (*Ausgangskonfiguration*) hergeleitet. Ferner werden die Mechanismen bei der Wärmeübertragung durch Konvektion aufgezeigt und die theoretischen Grundlagen der Wärmestrahlung beschrieben. Dabei wird insbesondere gezeigt, in welchen Wellenlängenbereichen die Wärmestrahlung bei schwarzen Körpern unterschiedlicher Temperatur maximal wird. Zudem wird auf die Strahlungsaustauschbeziehungen realer Körper eingegangen. Weiterhin wird im Hinblick auf Temperaturfeldberechnungen von Stahlbauteilen mit dämmschichtbildenden Brandschutzsystemen aufgezeigt, auf welche Weise sich starke Volumenänderungen auf die Gültigkeit der *Fourier'schen Differentialgleichung der Wärmeleitung* auswirken und wie diese zu berücksichtigen sind. In diesem Zusammenhang erfolgt die Bilanzierung des Wärmestroms an einem

Volumenelement in der augenblicklichen und deformierten Lage (*Momentankonfiguration*), um Volumenänderungen und die Auswirkungen auf das Temperaturfeld zu erfassen. Auf Grundlage dieser starken Form des Gleichgewichts erfolgt abschließend die Entwicklung der schwachen Formulierung des Gleichgewichts im Hinblick auf numerische Simulationen auf Basis der Finite-Elemente-Methode.
Durch die Ableitung dieser theoretischen Grundgleichungen werden Aspekte erörtert, die für spätere Temperaturfeldberechnungen von elementarer Bedeutung sind. Ferner wird der Bezug zur Momentankonfiguration bei Wärmeübertragungsproblemen hergestellt. Für die numerische Simulation von DSB unter Berücksichtigung des Aufschäumvorgangs und folglich großer Volumenänderungen ist dies unumgänglich. Darüber hinaus wird gezeigt, dass sich die Materialkennwerte wie Wärmeleitfähigkeit λ, spezifische Wärmekapazität c_p und Dichte ρ von dämmschichtbildenden Brandschutzbeschichtungen nicht in einem Wert in Form einer Temperaturleitzahl a_T zusammenfassen lassen. Sie treten in der schwachen Form des Gleichgewichts nach Gleichung (3.34) in unterschiedlichen Integralen auf. Zur numerischen Simulation von DSB bzw. DSBBS ist die jeweilige Kenntnis von λ_{DSB}, $c_{p\,DSB}$ und ρ_{DSB} daher unabdingbar.

4 Ermittlung charakteristischer Aufheizgeschwindigkeiten von Naturbrandszenarien

4.1 Einleitung

Das Hochtemperaturverhalten von DSBBS wird in der Regel bei ETK-Beanspruchung untersucht. Die Schutzwirkung von DSB bei dieser thermischen Einwirkung wird im Zuge jedes bauaufsichtlichen Zulassungsverfahrens anhand von Brandversuchen nachgewiesen und ist hinlänglich bekannt (vgl. Abschnitt 2.3.3). Der Temperaturzeitverlauf der ETK zeichnet sich dabei insbesondere durch einen stetigen Zuwachs der Temperaturen und große Aufheizgeschwindigkeiten zu Beginn des Brandes aus. Es ist jedoch zu beachten, dass das Verhalten und insbesondere die Wirkungsweise von DSB für Brandszenarien, die sich signifikant von der Charakteristik der ETK unterscheiden, bisher nicht im Detail bekannt sind. In diesem Zusammenhang ist vor allem ungewiss, ob DSB auch bei Naturbrandeinwirkung eine vergleichbare Schutzwirkung wie bei ETK-Brandbeanspruchung entwickeln. Dabei kommt der Aufheizgeschwindigkeit der Brandgastemperatur eine besondere Bedeutung zu. Die Ausbildung der Schaumstruktur ist ein komplexes Zusammenspiel chemischer und physikalischer Vorgänge im DSB, wobei diese vor allem zeitlich zusammentreffen müssen (vgl. Abschnitt 5.3.4). Da Naturbrandszenarien im Allgemeinen gebäudespezifische Ereignisse darstellen, lässt sich nicht ohne Weiteres eingrenzen, welchen Brandgastemperaturen und Aufheizgeschwindigkeiten DSBBS im Brandfall ausgesetzt werden.
Ziel der Untersuchungen im Rahmen dieses Kapitels ist es, im Vorgriff auf experimentelle Untersuchungen an DSB in Kapitel 5 zu identifizieren, welche Aufheizgeschwindigkeiten für Naturbrandszenarien im Temperaturbereich des Aufschäumens charakteristisch bzw. repräsentativ sind. Dabei wird der Fokus auf Naturbrandszenarien gelegt, die im Vergleich zur ETK geringere Aufheizgeschwindigkeiten aufweisen, da die Funktionsfähigkeit von DSB bei ETK-Bedingungen bereits vielfach erprobt

ist.
Zur Ermittlung repräsentativer Aufheizgeschwindigkeiten werden Brandgastemperaturen von unterschiedlichen Naturbrandszenarien simuliert und die Aufheizgeschwindigkeiten dieser Brände in einem definierten Temperaturbereich ermittelt. Dabei werden Simulationen von Vollbrandszenarien mit dem Zonenmodell „OZone“ [20] durchgeführt sowie Temperaturzeitverläufe von lokalen Bränden nach einem Ansatz aus DIN EN 1991-1-2 [92] bestimmt. Weiterhin wird eine Übersicht über die maßgebenden Parameter für die Brandentwicklung gegeben und die zuvor genannten Verfahren zur Berechnung der Brandgastemperatur validiert. Auf dieser Grundlage werden Temperaturzeitkurven für Brände in Gebäuden, die typisch für die Anwendung von Stahlbauteilen mit DSBBS sind, berechnet und die zugehörigen Aufheizgeschwindigkeiten in einem definierten Temperaturbereich ermittelt. Abschließend werden die berechneten Aufheizgeschwindigkeiten hinsichtlich ihrer auftretenden Häufigkeit bewertet.

4.2 Simulation der Brandgastemperatur und Ermittlung der Aufheizgeschwindigkeiten

Naturbrandszenarien sind im Allgemeinen gebäudespezifische Ereignisse. Der Temperaturzeitverlauf und die Aufheizgeschwindigkeit der Brandgastemperatur hängen von den gegebenen Randbedingungen wie der Brandraumgeometrie, der Brandlast oder den Ventilationsbedingungen innerhalb eines Gebäudes ab. Daher sind eine Vielzahl möglicher Temperaturzeitverläufe in Abhängigkeit der örtlichen und zeitlichen Gegebenheiten denkbar. So können DSBBS einer Vielzahl unterschiedlicher Temperaturzeitverläufe und Aufheizgeschwindigkeiten ausgesetzt sein, die teils deutlich von der Charakteristik der ETK abweichen. Dabei können in Abhängigkeit der Brandraumgeometrie, der Art der Nutzung und Zu- bzw. Abluftbedingungen Vollbrandszenarien oder lokale Brände auftreten. Im Rahmen dieser Untersuchungen werden zur Simulation der Brandgastemperatur eines Vollbrandszenarios ein Zonenmodell sowie zur Ermittlung der Brandgastemperatur eines lokalen Brandes ein Ansatz aus DIN EN 1991-1-2 [92] verwendet. Die grundlegenden Prinzipien der verwendeten Methoden zur Simulation der Brandgastemperatur werden nachfolgend vorgestellt. Weiterhin wird die Vorgehensweise zur Ermittlung der Aufheizgeschwindigkeiten aus Temperaturzeitverläufen erläutert.

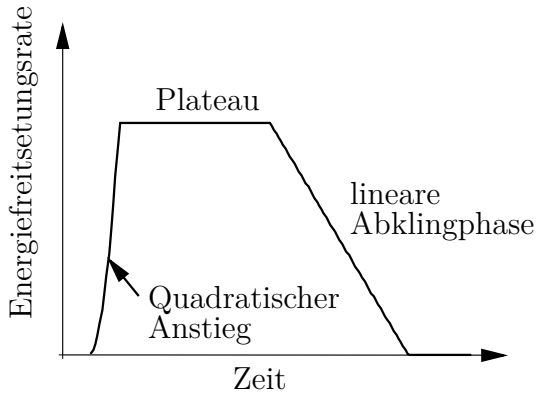


Abbildung 4.1: Verlauf der Energiefreisetzungsrate (schematisch)

Bei der Beschreibung eines Brandes hat es sich als zweckmäßig erwiesen, diesen mit der Energiefreisetzungsrate (engl. Rate of Heat Release, kurz RHR) zu beschreiben. Der international anerkannte Verlauf der RHR eines natürlichen Brandes ist in Abbildung 4.1 schematisch dargestellt. Dabei wird die Brandentstehungsphase üblicherweise mit dem t^2-Ansatz beschrieben. In der Vollbrandphase wird der Verlauf der Energiefreisetzungsrate als konstant angenommen, bis 70 % der Brandlast verbrannt sind. In der Abklingphase des Brandes wird eine lineare Abnahme unterstellt. Weitere Informationen sind z. B. Zehfuß [84] zu entnehmen.
Mit Zonenmodellen lässt sich die Ausdehnung der Heißgasschicht und die zugehörige Gastemperatur numerisch berechnen. Der betrachtete Brandraum wird gedanklich in einzelne Zonen mit variablem Volumen eingeteilt. Für jede dieser Zonen wird die Energie- und Massenbilanz aufgestellt und in jedem Zeitinkrement (z. B. 1 s) berechnet. Dabei wird im Allgemeinen unterstellt, dass sich ein oder zwei signifikante Heißgaszonen in einem Brandraum ausbilden, die jeweils durch eine einheitliche Temperatur beschrieben werden. Zur Veranschaulichung des Wärmebilanzmodells sind in Abbildung 4.2 die Energie- und Massenströme für einen Brandraum mit einer vertikalen Öffnung dargestellt. Die Öffnungsfläche ist dabei mit A_w und die innere Umschließungsfläche mit A_j bzw. die Dicke der Umfassungsbauteile mit d_j bezeichnet. Wird der Brandraum als einheitlicher Reaktionsraum aufgefasst, so ergibt sich nach Schneider et al. [74] für die Energiebilanz:

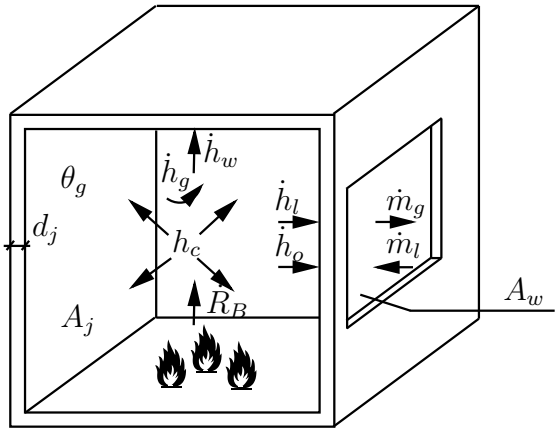


Abbildung 4.2: Brandraumgeometrie, Wärme- und Massenströme nach Schneider et al. [74]

$$\dot{h}_c - \left(\dot{h}_l + \dot{h}_o + \dot{h}_w + \dot{h}_g + \dot{h}_s\right) = 0 \tag{4.1}$$

mit: $\dot{h}_c$ durch Verbrennung und Brandnebenerscheinungen freigesetzte Energie je Zeiteinheit

$\dot{h}_l$ durch Gaswechsel abströmende Energie der Rauchgase je Zeiteinheit

$\dot{h}_o$ durch Fensterstrahlung entzogene Energie je Zeiteinheit

$\dot{h}_w$ durch Konvektion und Strahlung abgegebene Energie an die Umfassungsbauteile je Zeiteinheit

$\dot{h}_g$ im Brandraum gespeicherte Energie der Rauchgase, welche die Brandgastemperatur bestimmt

$\dot{h}_s$ sonstige verlorene Energieanteile je Zeiteinheit (z. B. Speicherenergie von Einbauten)

Weiterhin ist die Massenbilanz definiert zu:

$$\dot{m}_g - \left(\dot{m}_l + \dot{R}_B\right) = 0 \tag{4.2}$$

mit: $\dot{m}_g$ die aus dem Brandraum strömende Rauchgasmenge je Zeiteinheit

$\dot{m}_l$ die in den Brandraum einströmende Frischluftmenge je Zeiteinheit

$\dot{R}_B$ umgesetzte Brandlast je Zeiteinheit, welche die Energiefreisetzung bestimmt

Zur Lösung von Gleichung (4.1) und Gleichung (4.2) wird im Rahmen dieser Arbeit das international anerkannte Zonenmodell „OZone“ [20] genutzt. Die angegebenen

Gleichungen sind darin bereits implementiert. Zudem ist zu beachten, dass mit Zonenmodellen keine Informationen zu Gasströmungen im Brandraum ermitteln lassen. Für weitere Informationen und theoretisches Hintergrundwissen von Zonenmodellen wird an dieser Stelle auf Schneider et al. [74] verwiesen.
Sofern sich ein Brand nur örtlich begrenzt entwickelt, ist von einem lokalen Brand auszugehen. Dabei können im Vergleich zu Vollbrandszenarien höhere Brandgastemperaturen entstehen und sich schnellere Aufheizgeschwindigkeiten entwickeln. Zur Berechnung des Temperaturzeitverlaufs lokaler Brände sind in der Literatur eine Vielzahl von Plumemodellen (z. B. *McCaffrey-Plume*, *Heskestad-Plume* oder *Thomas-Plume*) angegeben. In dieser Arbeit wird zur Berechnung der Brandgastemperatur von lokalen Bränden ein Ansatz aus DIN EN 1991-1-2 [92] verwendet, der auf Untersuchungen von Heskestad [41] beruht. Dieser ist definiert zu:

$$\begin{aligned} \theta(z) &= 20 + 0{,}25 \cdot \dot{Q}_K^{2/3} \cdot (z - z_0)^{-5/3} \leq 900 \text{ [°C]} \\ z_0 &= -1{,}05 \cdot D + 0{,}00524 \cdot \dot{Q}^{2/5} \text{ [m]} \end{aligned} \tag{4.3}$$

mit:

$\theta(z)$	Brandgastemperatur [°C]
D	Durchmesser des Brandes [m]
$\dot{Q}$	Energiefreisetzungsrate [W]
$\dot{Q}_K$	konvektiver Anteil der Energiefreisetzungsrate ($\dot{Q}_K = 0{,}8 \cdot \dot{Q}$) [W]
z	Höhe entlang der Flammenachse [m]

Dieser Ansatz ist insbesondere zur Ermittlung der Brandgastemperaturen von lokalen Bränden mit ausreichender Ventilation geeignet. Weiterhin wird in diesem Modell unterstellt, dass die Flamme die Deckenhöhe des Brandraumes nicht erreicht.
Auf Grundlage der berechneten Temperaturzeitverläufe werden in einem definierten Temperaturbereich des Brandgases in der Brandentwicklungsphase repräsentative Aufheizgeschwindigkeiten für Naturbrandszenarien ermittelt. Dabei wird unterstellt, dass bei der Mehrzahl aller Naturbrandszenarien ein Aufschäumen des DSBBS bzw. DSB in einem Temperaturbereich des Brandgases von $300 - 600\,°C$ stattfindet. Die chemischen und physikalischen Reaktionen im DSB, die letztlich zum Aufschäumen führen, setzen in der Regel erst bei DSB-Temperaturen von $250 - 300\,°C$ ein. Der Zeitpunkt bis zum Erreichen dieser Temperaturen im DSB wird dabei neben der Trockenschichtdicke und der Massigkeit des zu schützenden Stahlbauteils von der Aufheizgeschwindigkeit des Brandes beeinflusst. Die vorhandenen Brandgastemperaturen können die Temperaturen im DSB zum Zeitpunkt des Aufschäumens also

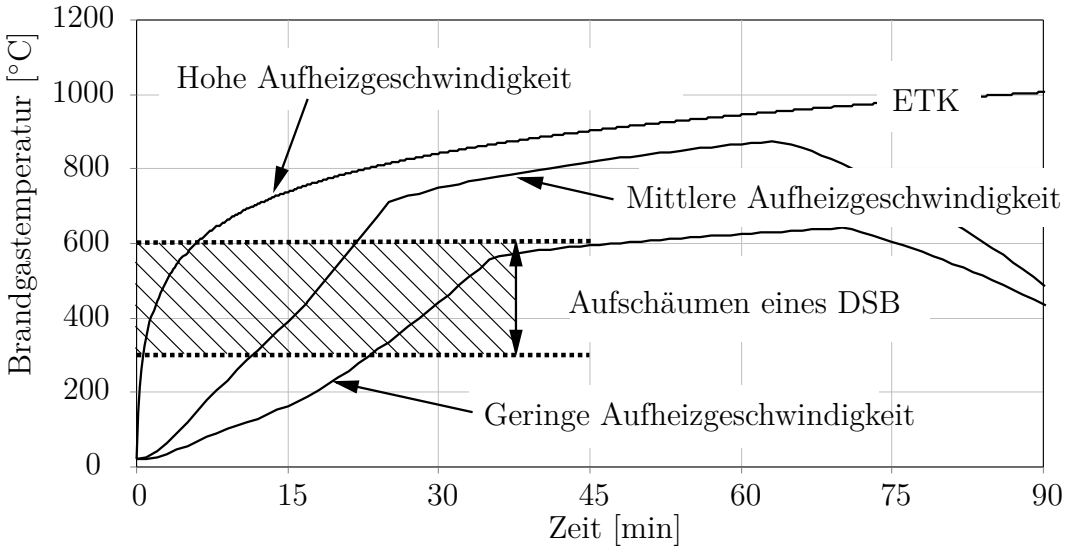


Abbildung 4.3: Verschiedene Brandgas-Temperaturzeitkurven mit unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten

deutlich überschreiten. Der Unterschied zwischen Brandgastemperatur und der Temperatur des Stahlbauteils bzw. des DSB ist dabei umso geringer, je langsamer die Brandgastemperaturen ansteigen und je dünner die Beschichtungsdicke bzw. geringer die Massigkeit des Stahlbauteils ist.
Es wird darauf hingewiesen, dass insbesondere bei Bränden mit sehr hohen Aufheizgeschwindigkeiten während des Aufschäumens des DSB bereits Brandgastemperaturen oberhalb von 600 °C vorliegen können. Derartige Brandszenarien kommen dem Verlauf der ETK in der Entwicklungsphase tendenziell sehr nahe. Da insbesondere die Funktionsfähigkeit von DSBBS bzw. DSB bei Naturbrandszenarien untersucht werden soll, die sich signifikant vom Verlauf der ETK unterscheiden und eine langsamere Brandentwicklung aufweisen, wird der Temperaturbereich von $300 - 600\,°C$, in dem die Aufheizgeschwindigkeiten der Brandgastemperaturen ermittelt werden, bewusst gewählt. Dies impliziert die Annahme, dass die Brandgastemperatur zum Zeitpunkt des Aufschäumens des DSB in diesem Temperaturbereich liegt (vgl. Abbildung 4.3). Sofern im Rahmen der hier durchgeführten Untersuchungen Brände simuliert werden, die eine sehr schnelle Brandentwicklung zeigen und deren Brandgastemperatur zum Zeitpunkt des Aufschäumens Temperaturen von 600 °C überschreiten, wird die Aufheizgeschwindigkeit dennoch im Temperaturbereich von $300 - 600\,°C$ ausgewertet und später in der Häufigkeitsverteilung erfasst. Diese Brände sind in der Verteilung folglich durch sehr hohe Aufheizgeschwindigkeiten identifizierbar. Die geringe Auftre-

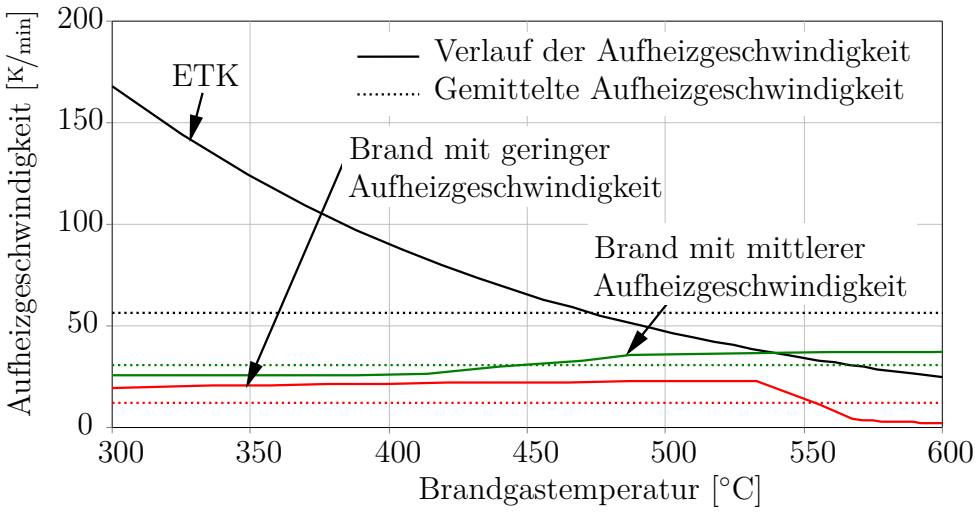


Abbildung 4.4: Vergleich der Aufheizgeschwindigkeiten der ETK und einem Brand mit mittlerer bzw. geringer Aufheizgeschwindigkeit in einem Temperaturbereich von $300 - 600°C$

tenshäufigkeit von Bränden mit einer sehr schnellen Brandentwicklung belegt dabei die Annahme der Ermittlung der Aufheizgeschwindigkeit in einem Temperaturbereich von $300 - 600\,°C$ (vgl. Abschnitt 4.5).
Zur Bestimmung der gemittelten Aufheizgeschwindigkeit werden zunächst die Aufheizgeschwindigkeiten zu definierten Zeitpunkten i gleichen Abstands im betrachteten Temperaturbereich ermittelt, woraus sich die Gesamtanzahl von n Stützstellen ergibt. Die gemittelte Aufheizgeschwindigkeit ergibt sich aus dem Mittelwert der n Aufheizgeschwindigkeiten im betrachteten Temperaturbereich des Brandgases. Dies lässt sich formulieren zu:

$$\frac{\mathrm{d}\theta}{\mathrm{d}t}_{Mittel,300-600} = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}\left(\frac{\mathrm{d}\theta}{\mathrm{d}t}\right)_i \approx \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}\left(\frac{\theta_{i+1}-\theta_i}{t_{i+1}-t_i}\right) \tag{4.4}$$

mit:

$\frac{\mathrm{d}\theta}{\mathrm{d}t}_{Mittel,300-600}$	gemittelte Aufheizgeschwindigkeit der Brandgastemperatur im Bereich von $300 - 600\,°C$
θ_i,θ_{i+1}	Brandgastemperatur zum Zeitpunkt i bzw. i+1
t_i,t_{i+1}	Zeitpunkt i bzw. i+1
n	Anzahl der ermittelten Aufheizgeschwindigkeiten

Unter Anwendung von Gleichung (4.4) lässt sich aus einem Temperaturzeitverlauf auf einfache Weise eine gemittelte Aufheizgeschwindigkeit berechnen und eine abweichende Charakteristik von Naturbrandszenarien zur Charakteristik der ETK

aufzeigen. Der Verlauf der Aufheizgeschwindigkeit der ETK sowie eines Brandes mit mittlerer und geringer Aufheizgeschwindigkeit entsprechend Abbildung 4.3 in einem Temperaturbereich von $300 - 600\,°C$ ist in Abbildung 4.4 dargestellt. Darüber hinaus ist die Auswertung von Gleichung (4.4) für die jeweiligen Verläufe abgebildet. Es ist erkennbar, dass die ETK im betrachteten Temperaturbereich zunächst von sehr hohen Aufheizgeschwindigkeiten geprägt ist, die mit zunehmender Brandgastemperatur überproportional abnehmen. Daraus lässt sich nach Gleichung (4.4) eine gemittelte Aufheizgeschwindigkeit von ca. $60\,\frac{K}{min}$ ermitteln. Für einen Brand mit mittlerer bzw. geringer Aufheizgeschwindigkeit ergeben sich für dieses Beispiel im Gegensatz zur ETK deutlich gleichmäßigere und geringere Aufheizgeschwindigkeiten ($31\,\frac{K}{min}$ bzw. $12\,\frac{K}{min}$). Die Unregelmäßigkeiten im Verlauf resultieren aus dem Übergang der Erwärmungsphase zur Vollbrandphase. Inwiefern sich diese abweichenden Verhältnisse auf das Aufschäumverhalten und die Schutzwirkung von DSB auswirken, wird in Kapitel 5 untersucht.

4.3 Brandbestimmende Einflussgrößen und untersuchte Parameter

4.3.1 Einleitung

Ein natürlicher Brand lässt sich in verschiedene Brandphasen unterteilen. Dabei ist grundsätzlich zwischen der *Entstehungsphase* eines Brandes und dem *voll entwickelten Brand* zu unterscheiden. Die *Entstehungsphase* eines Brandes wird durch eine *Zünd-* und eine *Schwelbrandphase* charakterisiert. Die Temperaturen und die Aufheizgeschwindigkeiten sind in dieser Phase relativ gering. Ein *voll entwickelter Brand* lässt sich in die *Erwärmungsphase* und *Abklingphase* unterteilen. Die Zeitdauer der einzelnen Brandphasen sowie die Temperaturentwicklung und Aufheizgeschwindigkeit wird durch eine Vielzahl von Einflussgrößen bestimmt. Diese Einflussgrößen hängen insbesondere von der Art und Nutzung des Gebäudes sowie vom Gebäudetyp ab.
Zum vorrangigen Anwendungsgebiet von DSBBS liegen derzeit keine belastbaren statistischen Daten in der Literatur vor. Aus Gesprächen mit DSB-Herstellern konnte jedoch identifiziert werden, dass DSBBS häufig in Gebäuden wie Messehallen, Bürogebäuden, Sportarenen und Atrien, aber auch Lagerhallen bzw. Industriegebäuden eingesetzt werden. Daher wird an dieser Stelle angenommen, dass DSBBS vorrangig

in den zuvor genannten Gebäuden zum Einsatz kommen. Da sich das Anwendungsgebiet auf dieser Grundlage nicht auf bestimmte Gebäudetypen eingrenzen lässt, wird angestrebt, einen möglichst umfassenden und repräsentativen Parameterbereich zu untersuchen. Dabei werden im Speziellen die Brandraumgeometrie und die Umfassungsbauteile der Gebäude, die Brandlast und die Brandentwicklungsgeschwindigkeit sowie die Ventilationsbedingungen untersucht. Die Parameter werden dabei unter Beachtung der Angaben aus DIN EN 1991-1-2 [92], Brandlasterhebungen von Klein [50] für Industriebauten sowie Angaben von Zehfuß [84] gewählt. Auf dieser Datengrundlage wird ein Parameterbereich identifiziert, der für die o.g. Gebäude charakteristisch ist. Die Parameter werden deterministisch angesetzt und in dem gewählten Parameterbereich variiert, um eine repräsentative Bewertung der Naturbrandszenarien für die gewählten Gebäudetypen zu erhalten.

4.3.2 Brandraumgeometrie und Umfassungsbauteile

Die Brandentwicklung in einem Brandraum hängt entscheidend von seiner Geometrie ab. In großen und hohen Brandräumen werden bei gleicher Brandlast und vergleichbaren Ventilationsbedingungen im Allgemeinen geringere Brandgastemperaturen erreicht als in Räumen mit kleiner Grundfläche und geringer Raumhöhe. Im Rahmen dieser Untersuchungen werden Brandraumgeometrien mit einer Grundfläche von 50, 200 und 400 m^2 betrachtet. Diese Raumgrößen sind vergleichbar mit üblichen Raumgrößen von Bürogebäuden. Nach Klein [50] sind dies aber auch übliche Brandraumgrößen in Lagerhallen. Dabei werden Raumhöhen von 3,0 m und 5,0 m untersucht, die mit Angaben von Klein [50] oder Zehfuß [84] korrelieren. Zudem wird durch die Wahl dieser Parameter ein Brand mit schneller Aufheizgeschwindigkeit (50 m^2), mit mittlerer Aufheizgeschwindigkeit (200 m^2) und langsamer Aufheizgeschwindigkeit (400 m^2) erzeugt.
Für Brände, die in Gebäuden mit einer großen Grundfläche, wie z. B. Messehallen auftreten, werden die Brandgastemperaturen durch einen lokalen Brand bestimmt. Im Rahmen dieser Untersuchungen wird eine Brandausbreitung des lokalen Brandes auf 10, 35 und 75 m^2 untersucht. Darüber hinaus wird vereinfachend davon ausgegangen, dass die Flamme die Decke nicht erreicht. Die Brandgastemperatur wird dabei in einer Höhe über dem Brandherd von $z = 1{,}0$; 2,0; 3,0; 4,0 und 5,0 m ausgewertet.
Neben den Abmessungen des Brandraumes haben insbesondere die Umfassungsbauteile einen Einfluss auf die Temperaturentwicklung. Der Wärmeabfluss durch

die Umfassungsbauteile wird mit der *Wärmeeindringzahl* b_W beschrieben. In einem Brandraum mit Umfassungsbauteilen mit niedrigem Wärmeabfluss werden höhere Brandgastemperaturen erreicht als in Brandräumen mit Umfassungsbauteilen mit einem hohen Wärmeabfluss. Die charakteristischen Eigenschaften der Umfassungsbauteile werden je nach Art und Nutzung eines Gebäudes gewählt. Im Rahmen dieser Untersuchungen werden Bauteile mit geringem Wärmeabfluss ($b_W = 500\,\frac{\mathrm{J}}{\mathrm{m^2 s^{0,5} K}}$) und Bauteile mit hohem Wärmeabfluss ($b_W = 2500\,\frac{\mathrm{J}}{\mathrm{m^2 s^{0,5} K}}$) betrachtet.

4.3.3 Brandlast und Brandentwicklungsgeschwindigkeit

Als Brandlast wird die gesamte Verbrennungswärme aller in einem Raum befindlichen brennbaren Stoffe bezeichnet. Dabei ist die Verbrennungswärme die Energiemenge, die bei der Verbrennung dieser Stoffe freigesetzt wird. Sowohl die Brandlast als auch die entstehende Verbrennungswärme hängen von der Art der Nutzung des Gebäudes, der Beschaffenheit und der chemischen Zusammensetzung der Stoffe ab (vgl. Zehfuß [84]). Wird die gesamte Brandlast auf die Grundfläche des Brandraumes bezogen, ergibt sich die Brandlastdichte q.
Der zeitliche Verlauf der freigesetzten Energie während eines Brandes lässt sich dabei mit der RHR beschreiben (vgl. Abschnitt 4.2):

$$RHR(t) = \left(\frac{t}{t_\alpha}\right)^2 \tag{4.5}$$

mit: $RHR(t)$ Energiefreisetzungsrate
t Zeit
t_α Brandentwicklungszeit

In dieser Phase steigt die Energiefreisetzungsrate in Abhängigkeit der Zeit t quadratisch an. Hinzu kommt ein Faktor, der die Brandentwicklungszeit berücksichtigt. Dieser ist definiert als die Zeitdauer, die erforderlich ist, bis eine Energiefreisetzungsrate von 1 MW erreicht wird. Ferner wird darauf hingewiesen, dass auf einen Ansatz einer sprunghaften Zunahme der RHR zur Berücksichtigung eines Flashovers verzichtet wird, da dieser nach Zehfuß [84] ohnehin erst ab Brandgastemperaturen von $500 - 600\,^\circ\mathrm{C}$ und nicht zwingend bei jedem Brandereignis auftritt.
Im Rahmen dieser Arbeit werden Berechnungen mit den Brandlastdichten 250 und $1000\,\frac{\mathrm{MJ}}{\mathrm{m^2}}$ durchgeführt. In Abhängigkeit der Art und Nutzung der Gebäude unterliegen die Brandlastdichten starken Streuungen. Dies lässt sich sowohl den Angaben aus

DIN EN 1991-1-2 [92] als auch den Brandlasterhebungen von Klein [50] entnehmen. Dennoch lässt sich mit den gewählten Brandlastdichten ein gewisser Streubereich repräsentieren und die auftretenden Aufheizgeschwindigkeiten in Brandräumen mit geringer und relativ hoher Brandlast qualitativ bewerten. Für die maximale Energiefreisetzungsrate werden Werte von 250 und 500 $\frac{\mathrm{kW}}{\mathrm{m}^2}$ und für die Brandentwicklungszeit 75, 150, 300 und 600 s untersucht. Eine Zuordnung dieser Zeitdauern zu typischen Gebäudenutzungen gibt Tabelle 4.1 wieder.

Tabelle 4.1: Zuordnung der Brandentwicklungsgeschwindigkeiten zu typischen Gebäudenutzungen (vgl. DIN EN 1991-1-2 [92] und Klein [50])

Brandentwicklungszeit	t_α $(\mathrm{s}/\mathrm{MW})^{0,5}$	Gebäudenutzung
langsam	600	Lagerhalle mit Materialien geringer Entzündlichkeit
mittel	300	Bürogebäude, Lagerhalle (z.B. Baumwolllager)
schnell	150	Bibliothek, Einkaufszentrum
sehr schnell	75	Chemiefabrik, Lagerhalle (Polstermöbel, Alkohol)

Es ist erkennbar, dass sich beispielsweise in einer Lagerhalle sowohl langsame und mittlere, aber auch sehr schnelle Brandentwicklungszeiten ergeben können. Mit den gewählten Parametern lassen sich sowohl Brände mit schneller und langsamer Brandentwicklung bei hoher und niedriger Energiefreisetzung abbilden und hinsichtlich ihrer Aufheizgeschwindigkeiten bewerten. Es ergibt sich ein ausreichendes Spektrum an Parametern, um eine qualitative Bewertung der Aufheizgeschwindigkeiten zu vollziehen.

4.3.4 Ventilationsbedingungen

Sofern in einem Brandraum ein ausreichendes Angebot an Sauerstoff vorliegt, ist die Dauer und Intensität des Brandes durch die Brandlast begrenzt *(brandlastgesteuerter Brand)*. Ist die Verbrennung demgegenüber durch das Sauerstoffangebot begrenzt, wird von einem *ventilationsgesteuerten Brand* gesprochen. Daher sind die Ventilationsbedingungen für die Temperaturentwicklung und die Aufheizgeschwindigkeiten eines Brandes bedeutsam. Die Ventilationsbedingungen in einem Brandraum werden dabei durch die vorhandenen Ventilationsöffnungen, z. B. Fenster bestimmt. Der Anteil der Ventilationsöffnungen in Bezug auf die Gebäudehülle lässt sich mit dem *Öffnungsfaktor* O beschreiben (vgl. DIN EN 1991-1-2 [92]). Zur Untersuchung der

Aufheizgeschwindigkeiten der Brandgastemperatur bei natürlichen Bränden wird in Anlehnung an Klein [50] ein Parameterbereich von $O = 0{,}02$ bis $0{,}12\,m^{0,5}$ betrachtet. In diesem Bereich liegen übliche Öffnungsfaktoren der betrachteten Gebäude. Zudem liegt in diesem Bereich ein signifikanter Anteil der Öffnungsfaktoren bei Lagerhallen (vgl. Klein [50]). Für die durchschnittliche Öffnungshöhe werden 2,0 m angenommen. Weiterhin wird davon ausgegangen, dass die Öffnungsflächen kontinuierlich offen sind.
Bei den Temperaturberechnungen infolge lokaler Brände wird zudem stets davon ausgegangen, dass ein ausreichendes Sauerstoffangebot vorliegt.

4.3.5 Zusammenstellung der untersuchten Parameter

In den vorausgegangenen Ausführungen sind die brandbestimmenden Einflussgrößen zusammenfassend beschrieben. Dabei wird der Parameterbereich, für den die Untersuchungen durchgeführt werden, eingegrenzt. Zur besseren Übersicht werden die gewählten Parameter in nachstehender Auflistung zusammengetragen. Für die Betrachtungen eines Vollbrandszenarios werden folgende Parameter untersucht:

- Grundfläche des Brandraums: 50, 200 und $400\,m^2$
- Höhe des Brandraums: 3,0 und 5,0 m
- Brandlastdichte: 250 und 1000 $\frac{MJ}{m^2}$
- Maximale Energiefreisetzungsrate: 250 und 500 $\frac{MW}{m^2}$
- Brandentwicklungszeit: 75, 150, 300 und 600 s
- Öffnungsfaktoren: 0,02, 0,08 und $0{,}12\,m^{0,5}$
- Umfassungsbauteile: 500 und 2500 $\frac{J}{m^2 s^{0,5} K}$

Den Untersuchungen mit einer lokalen Brandbeanspruchung liegen demgegenüber folgende Parameter zugrunde:

- Grundfläche des Brandes: 10, 35 und $75\,m^2$
- Ausreichendes Sauerstoffangebot $\rightarrow$ Brandlastgesteuerter Brand
- Brandlastdichte: 250 und 1000 $\frac{MJ}{m^2}$

- Maximale Energiefreisetzungsrate: 250 und 500 $\frac{\mathrm{MW}}{\mathrm{m}^2}$
- Brandentwicklungszeit: 75, 150, 300 und 600 s
- Höhe über dem Brandherd: z = 1,0; 2,0; 3,0; 4,0 und 5,0 m

Auf dieser Grundlage lassen sich eine Vielzahl an Temperaturzeitverläufen mit unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten generieren und markante Aufheizgeschwindigkeiten identifizieren.

4.4 Validierung der Methoden zur Simulation der Brandgastemperatur

Zur Brandgassimulation von Vollbrandszenarien wird das Zonenmodell „OZone“ [20] verwendet. Eine umfangreiche Validierung dieses Programms erfolgte bereits in Bahr [6]. Darin werden die Brandgastemperaturen von 54 Brandversuchen aus Cardington aus dem Jahr 1993 den berechneten Temperaturen gegenübergestellt. Dieser Vergleich zeigt eine gute Übereinstimmung mit maximalen Abweichungen von weniger als 15 %. Des Weiteren wird in Bahr [6] ein weiterer Brandversuch aus Cardington (2003) simuliert. Dabei wurde ein Brandraum mit einer Grundfläche von 11 m x 7 m und einer Raumhöhe von 4,19 m sowie einer Öffnungsfläche von ca. 11 m^2 betrachtet.
Der Brandraum war mit drei Lagen Gipskartonplatten mit einer Wärmeleitfähigkeit von $0{,}19 - 0{,}24\ \frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m \cdot K}}$ eingefasst. Als Brandlast waren 32 Holzkrippen mit einer jeweiligen Höhe von 50 cm im Brandraum angeordnet. Da die Energiefreisetzung während des Brandversuchs nicht gemessen wurde, wird in Bahr [6] eine Parameterstudie zum Verlauf der RHR durchgeführt. Dazu wurden Temperaturverläufe mit einer maximalen RHR = 150, 200 und 250 $\frac{\mathrm{kW}}{\mathrm{m}^2}$ ermittelt. Der Vergleich mit den gemessenen Temperaturen zeigt für eine RHR = 250 $\frac{\mathrm{kW}}{\mathrm{m}^2}$ eine gute Übereinstimmung. Auch die berechnete Aufheizgeschwindigkeit stimmt mit der gemessenen gut überein. Aufgrund dieser zahlreichen Untersuchungen hinsichtlich der Validierung von „OZone“ erfolgt an dieser Stelle keine weitere Validierung.
Hinsichtlich der Berechnung der Brandgastemperatur von lokalen Bränden wird der Ansatz aus DIN EN 1991-1-2 [92] verwendet. Eine Validierung dieses Ansatzes ist beispielsweise in Byström et al. [19] enthalten.
Darin wurden drei Versuche zu lokalen Bränden durchgeführt und die gemessenen

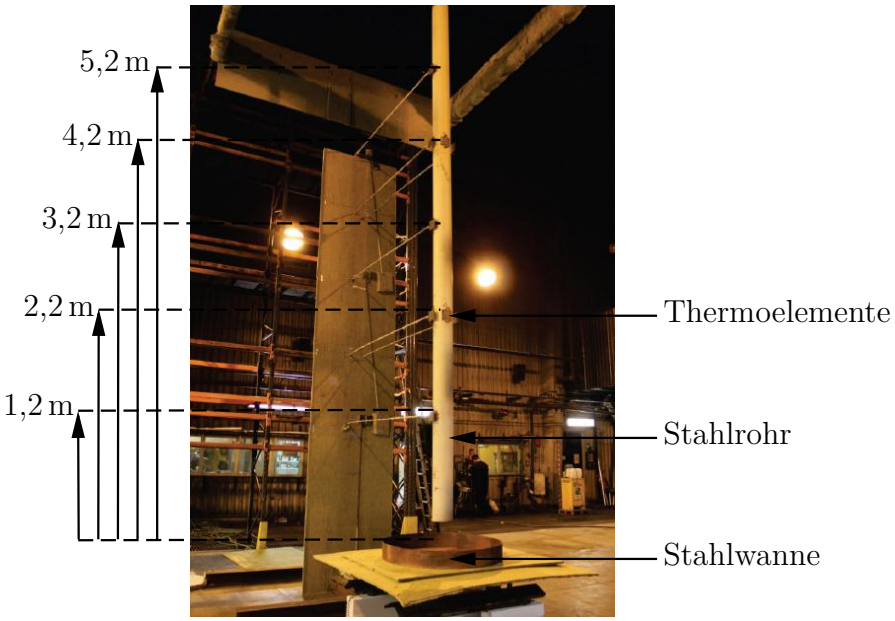


Abbildung 4.5: Versuchsaufbau zur Untersuchung der Brandgastemperaturen bei lokalen Bränden aus Byström et al. [17]

Brandgastemperaturen den berechneten Temperaturen gegenübergestellt. Dabei lag der Fokus insbesondere auf der Validierung der maximalen Brandgastemperaturen und weniger auf der Validierung der Aufheizgeschwindigkeiten. In den Brandversuchen aus Byström et al. [19] wurden Stahlwannen mit einem Durchmesser von 1,1 m bzw. 1,9 m unter einem Stahlrohr angeordnet, mit Diesel oder Heptan gefüllt und entzündet. Die Unterkante des vertikal angeordneten Stahlrohrs war in einem Abstand von 200 mm zur Stahlwanne ausgerichtet und an dem oberen Ende an einem Stahlträger befestigt. Das Stahlrohr diente dabei ausschließlich zur Befestigung von Thermoelementen, die in einer Höhe von 1,2 m bis 5,2 m in Abständen von 1,0 m befestigt waren (vgl. Abbildung 4.5). Während des Versuchs wurde die Massenabnahme des Diesels bzw. Heptans gemessen, um unter Verwendung von Gleichung (4.6) auf die RHR zu schließen. Die Flammenhöhe während des Versuchs betrug durchgängig mindestens 4,0 m.

Zur Validierung des Ansatzes von Heskestad [41] hinsichtlich der Aufheizgeschwindigkeiten bei lokalen Brandszenarien wird im Folgenden der Brandversuch aus Byström et al. [19] mit Diesel als Brandlast und einem Durchmesser der Stahlwanne von 1,9 m ($A_{\text{Diesel}} = 2{,}84\,\text{m}^2$) betrachtet. Die Netto-Verbrennungswärme ist in Byström et al.

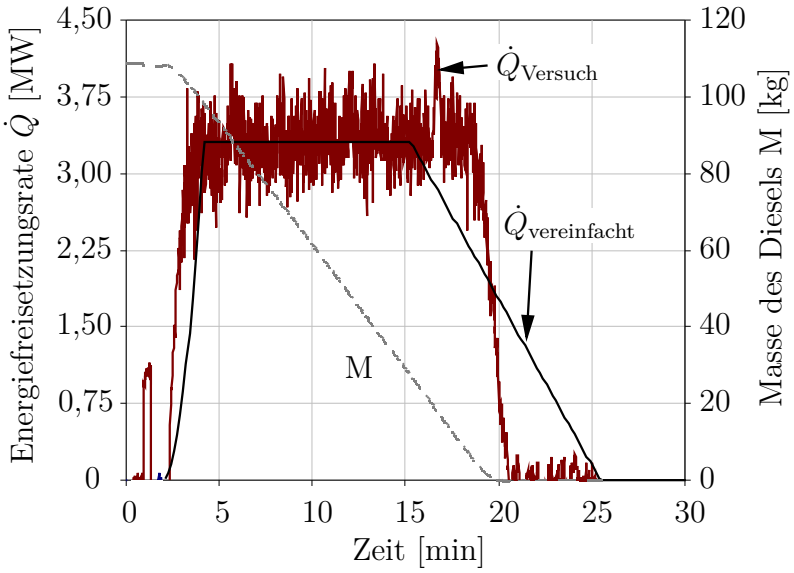


Abbildung 4.6: Energiefreisetzungsrate und Massenverlauf des Brandversuches aus Byström et al. [19] mit Diesel als Brandlast und einem Durchmesser der Stahlwanne von 1,9 m

[19] zu 44,4 $\frac{\text{MJ}}{\text{kg}}$ angegeben. Der Verlauf der RHR lässt sich ermitteln zu:

$$Q = \frac{\mathrm{d}M}{\mathrm{d}t} \cdot \Delta H_c \cdot \chi \tag{4.6}$$

mit:

Q	Energiefreisetzung
$\mathrm{d}M$	Änderung der Masse
$\mathrm{d}t$	Änderung der Zeit
ΔH_c	Netto-Verbrennungswärme
χ	Verbrennungseffektivität

Unter Verwendung von Gleichung (4.6) lässt sich aus dem gemessenen Masseverlust des Diesels während des Brandes die RHR ermitteln. Der Verlauf der Dieselmasse während des Brandes und die daraus ermittelte Energiefreisetzungsrate ist in Abbildung 4.6 dargestellt. Dabei ist zu beachten, dass für die RHR aufgrund eines stark oszillierenden Verhaltens im Versuch jeweils der Mittelwert der RHR für eine Zeitspanne von 20 s dargestellt ist. Der Massenverlust nimmt nach Beginn des Brandes einen nahezu linearen Verlauf an. Weiterhin wird von Byström et al. [19] die Verbrennungseffektivität mit $\chi = 0{,}7$ vorgeschlagen, woraus sich der Verlauf der RHR ergibt. Dabei ist zu beachten, dass die Brandlast ca. zwei Minuten nach

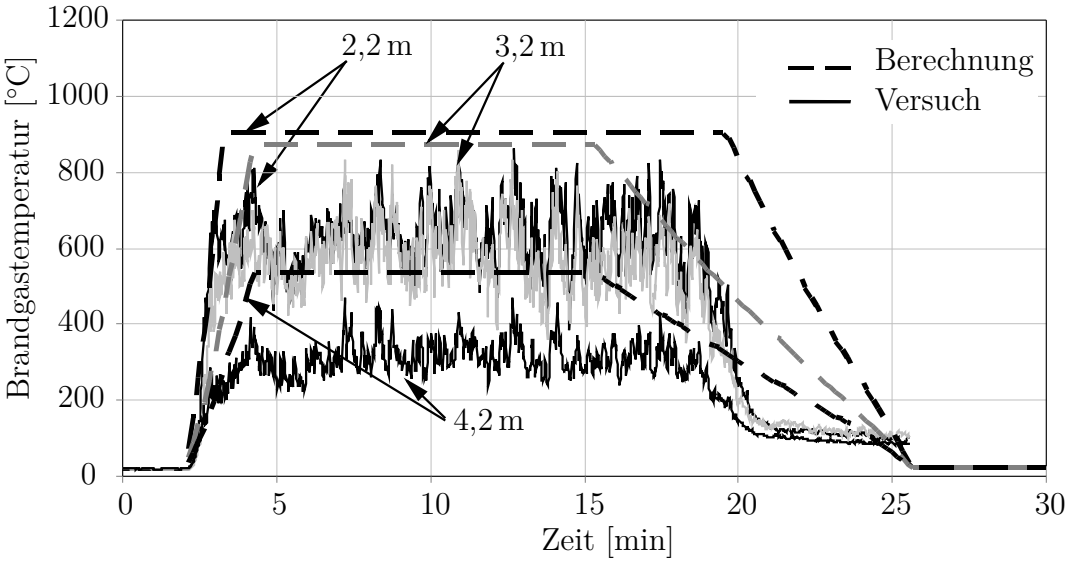


Abbildung 4.7: Vergleich der Temperaturverläufe zwischen Berechnung und Versuch eines lokalen Dieselbrandes (vgl. Byström et al. [18])

Beginn der Messung entzündet worden ist, woraus sich die zeitliche Verschiebung in Abbildung 4.6 ergibt. Zur Validierung des Ansatzes von Heskestad [41] wird die gemessene RHR vereinfacht und ist ebenfalls in Abbildung 4.6 dargestellt. Zur Berechnung der Brandentwicklungsphase werden Vorgaben aus DIN EN 1991-1-2 [92] genutzt. Dies soll insbesondere die Richtigkeit des Ansatzes von Heskestad [41] unter Verwendung der Vorgaben aus DIN EN 1991-1-2 [92] zeigen, da diese später im Rahmen der Parameterstudie verwendet werden. Bei einem Dieselbrand ist von einer sehr schnellen Brandentwicklung auszugehen. Danach ist eine Zeitdauer $t_\alpha = 75\,\mathrm{s}$ bis zum Erreichen einer Energiefreisetzung von 1,0 MW anzusetzen (vgl. Abschnitt Abschnitt 4.3.3). Der gemessene bzw. rechnerisch ermittelte Verlauf der RHR wird mit dieser Vereinfachung gut approximiert. Insbesondere die Steigung der RHR wird gut abgebildet. Für den Bereich nach der Brandentwicklungsphase wird der Massenverlust von Byström et al. [19] mit $6{,}4\,\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{min}}$ angegeben. Unter Verwendung dieser Angabe ergibt sich die maximale RHR zu 3,3 MW, die bis zur abklingenden Phase des Brandes konstant verläuft. Der gemessene Verlauf der RHR wird damit in guter Übereinstimmung angenähert. Die RHR in der abklingenden Phase des Brandes wird als linear angenommen. Die Abweichungen in diesem Bereich sind tolerierbar, da der Fokus dieser Validierung auf den Brandgastemperaturen in der Brandentwicklungsphase liegt.

Auf Grundlage der RHR lassen sich die Brandgastemperaturen mit Gleichung (4.3)

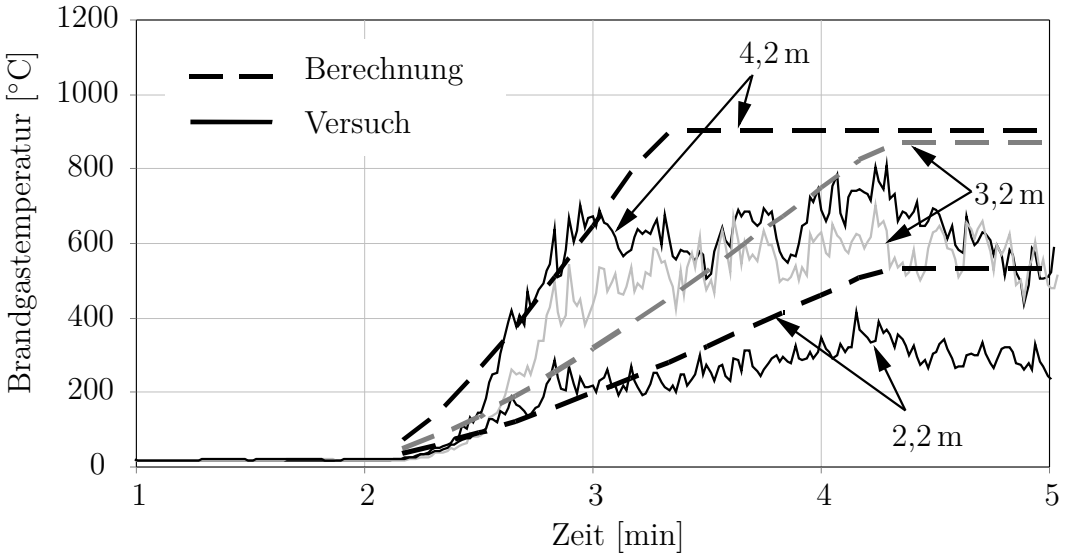


Abbildung 4.8: Vergleich der Temperaturverläufe zwischen Versuch und Berechnung zu Beginn eines lokalen Dieselbrandes (vgl. Byström et al. [18])

auf einfache Weise berechnen. Die ermittelten Brandgastemperaturen sind in Abbildung 4.7 den gemessene Brandgastemperaturen aus Byström et al. [19] für die Höhen 2,2 m, 3,2 m und 4,2 m gegenübergestellt. Die dargestellte Brandgastemperatur kennzeichnet dabei den Mittelwert aus den gemessenen Brandgastemperaturen in der jeweiligen Höhe.

Die maximalen Brandgastemperaturen werden zwar insbesondere im Bereich der Vollbrandphase überschätzt, der qualitative Verlauf wird jedoch in guter Übereinstimmung wiedergegeben. Dies gilt besonders für die Brandentwicklungsphase. Zur besseren Vergleichbarkeit wird dieser Bereich in Abbildung 4.8 gesondert herausgestellt. In dieser Darstellung wird besonders deutlich, dass sich der Temperaturanstieg in der Brandentwicklungsphase mit dem Berechnungsansatz von Heskestad [41] sowie der oben beschriebenen Vereinfachung für die RHR in guter Übereinstimmung prognostizieren lässt. Besonders die gute Abbildung der qualitativen Entwicklung des Temperaturanstiegs im Bereich unterhalb von 700 °C ist auffällig. Zwar werden die gemessenen Temperaturen beispielsweise in der Höhe von 3,2 m teilweise in der Berechnung unterschätzt, jedoch wird der Temperaturanstieg und damit auch die Aufheizgeschwindigkeit in der Brandentwicklungsphase in guter Genauigkeit wiedergegeben. Der tatsächliche Verlauf der Brandgastemperaturen lässt sich mit dem Ansatz von Heskestad [41] mit der beschriebenen Vereinfachung in akzeptabler Genauigkeit beschreiben.

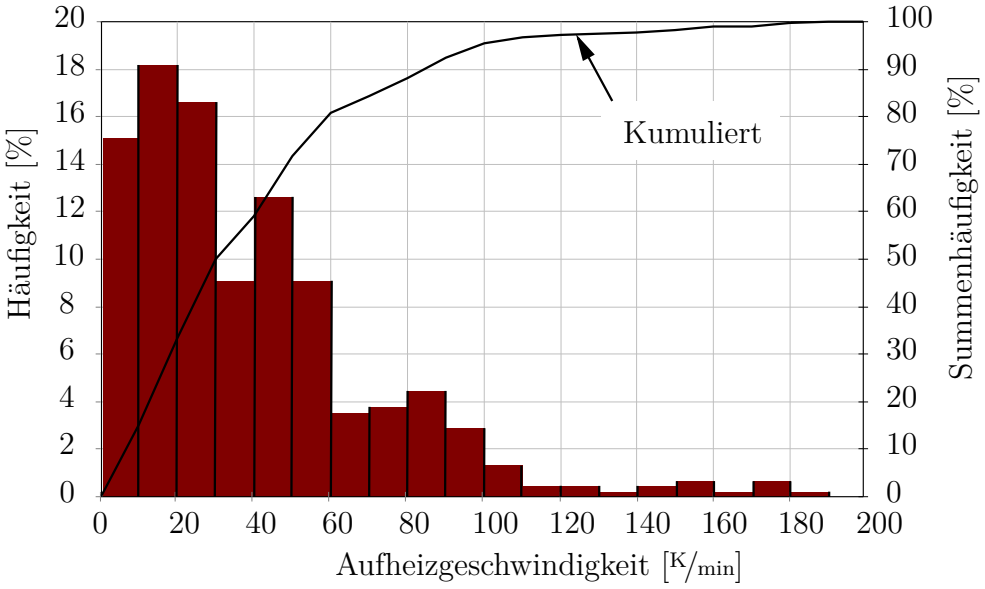


Abbildung 4.9: Häufigkeitsverteilung der mittleren Aufheizgeschwindigkeiten bei einem Vollbrand in einem Temperaturbereich von $300 - 600\,°C$

Die Temperaturzeitverläufe und insbesondere auch die Brandentwicklungsphase von natürlichen Bränden lässt sich für Vollbrandszenarien mit „OZone“ [20] und für lokale Brände mit dem Ansatz von Heskestad [41] in guter Übereinstimmung berechnen und die Aufheizgeschwindigkeiten realitätsnah prognostizieren.

4.5 Ergebnisse

Aus den berechneten Brandgas-Temperaturzeitkurven werden in der oben beschriebenen Vorgehensweise und nach Gleichung (4.4) gemittelte Aufheizgeschwindigkeiten bestimmt. Diese Aufheizgeschwindigkeiten geben in ihrer Häufigkeitsverteilung Aufschluss darüber, welche Aufheizgeschwindigkeiten bei natürlichen Brandszenarien auftreten. Zur anschaulichen Darstellung der auftretenden Aufheizgeschwindigkeiten bei Naturbrandszenarien werden diese in Klassen eingeteilt. In diesem Zusammenhang sind in Maniak [58] Empfehlungen zur Klasseneinteilung (Klassenbreite und Klassenanzahl) gegeben, die in der Regel vom Stichprobenumfang abhängen. Den Untersuchungen mit einem Vollbrandszenario liegen ca. 460 Rechnungen und den Untersuchungen mit lokaler Brandbeanspruchung ca. 260 Rechnungen zugrunde. Dies ergibt sich aus der Anzahl der untersuchten Parameter für ein Vollbrandszenario

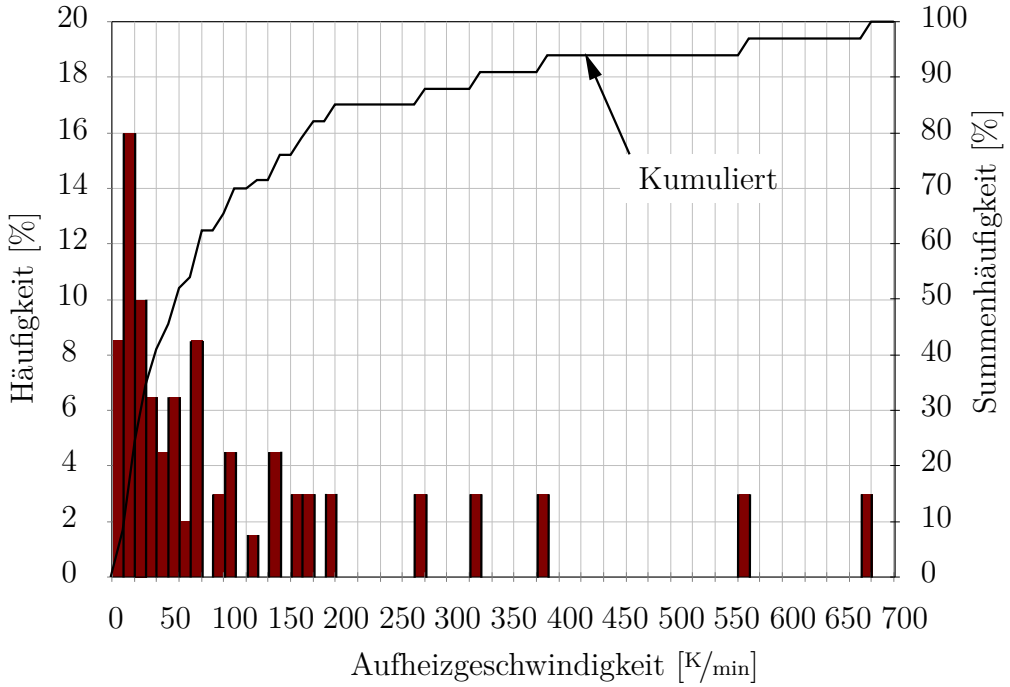


Abbildung 4.10: Häufigkeitsverteilung der mittleren Aufheizgeschwindigkeiten bei einem lokalen Brand in einem Temperaturbereich von $300 - 600\,°C$

bzw. für eine lokale Brandbeanspruchung. Demnach werden für diese Untersuchungen unterschiedliche Klassenbreiten empfohlen. Von diesen Empfehlungen wird an dieser Stelle zur besseren Vergleichbarkeit bewusst abgewichen und eine konstante Klassenbreite von $10\,\frac{K}{min}$ gewählt. Auf Grundlage dieser Klasseneinteilung lässt sich eine Verteilung der Aufheizgeschwindigkeiten anschaulich darstellen. Die Darstellung der jeweiligen Häufigkeitsverteilungen der Aufheizgeschwindigkeiten erfolgt dabei als Histogramm. Dabei ist zu beachten, dass die relative Häufigkeit jeweils der Ordinate einer Klasse entspricht. Zusätzlich wird zur Verdeutlichung der Häufigkeitsverteilung die kumulierte Häufigkeit in den Diagrammen aufgeführt.
Die Aufheizgeschwindigkeiten bei einem Vollbrandszenario in dem in Abschnitt 4.3.5 gewählten Parameterbereich ist in Abbildung 4.9 dargestellt. Dabei lässt sich zunächst feststellen, dass bei diesen Untersuchungen ausschließlich Aufheizgeschwindigkeiten $\leq 200\,\frac{K}{min}$ auftreten. Zudem ist deutlich zu erkennen, dass sich die auftretenden Aufheizgeschwindigkeiten bei Vollbrandszenarien in einem Bereich $0 - 60\,\frac{K}{min}$ konzentrieren. Über 80 % aller Werte befinden sich in diesem Bereich. Dabei liegt die größte relative Häufigkeit bei einer Aufheizgeschwindigkeit von $10 - 20\,\frac{K}{min}$. Oberhalb eines Wertes von $60\,\frac{K}{min}$ sind die Aufheizgeschwindigkeiten in ihrer Häufigkeit ungleichmäßig verteilt. Insgesamt nimmt die Häufigkeit mit zunehmender Aufheizgeschwindigkeit

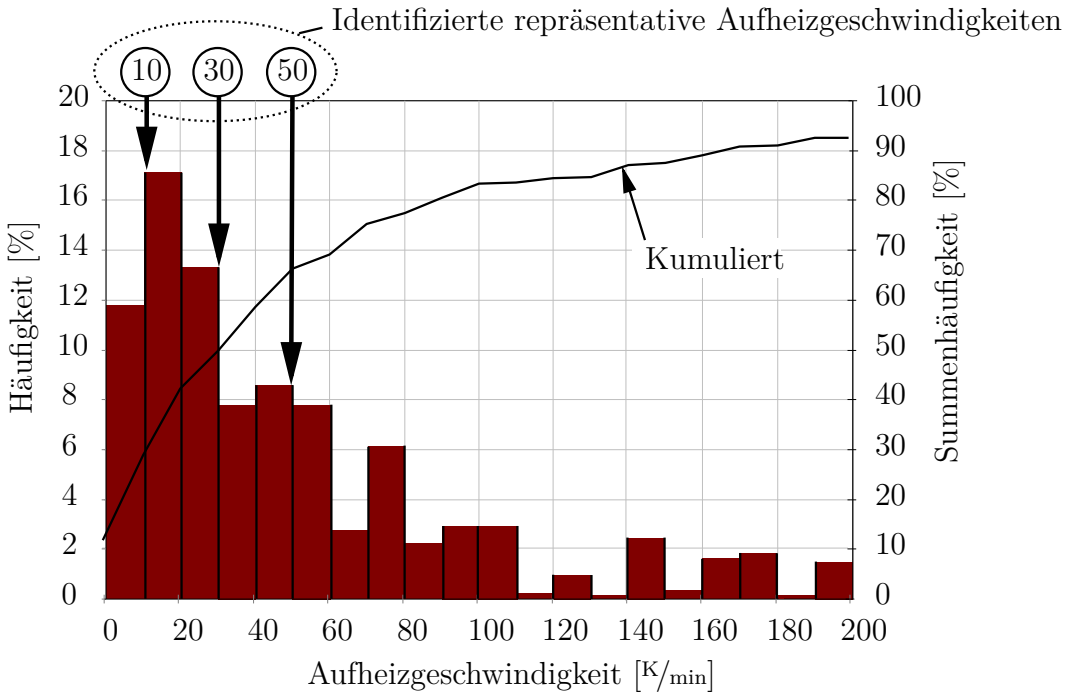


Abbildung 4.11: Häufigkeitsverteilung der mittleren Aufheizgeschwindigkeiten im Temperaturbereich von $300 - 600\,°C$ (Vollbrand und lokaler Brand)

merklich ab.

Unter Betrachtung der Häufigkeitsverteilung der Aufheizgeschwindigkeiten bei lokaler Brandbeanspruchung in Abbildung 4.10 ist zunächst auffällig, dass eine deutlich größere Bandbreite der Aufheizgeschwindigkeiten auftritt. Dabei sind Aufheizgeschwindigkeiten von über $700\,\frac{K}{min}$ in einer Höhe über dem Brandherd von $z = 1{,}0\,m$ zu verzeichnen. Diese Werte werden als unrealistisch hoch eingestuft und haben nur theoretischen Charakter. Zudem treten diese Werte nur vereinzelt auf. Daher erfolgt die Darstellung der Häufigkeitsverteilung bis zu einer oberen Grenze von $700\,\frac{K}{min}$. In dieser Bandbreite befinden sich ca. $80\,\%$ aller Aufheizgeschwindigkeiten in einem Bereich von $0 - 170\,\frac{K}{min}$. Dabei liegt auch hier die größte relative Häufigkeit der Aufheizgeschwindigkeiten in einem Bereich von $10 - 20\,\frac{K}{min}$. Um eindeutig zu identifizieren, welche markanten Aufheizgeschwindigkeiten für die Untersuchungen zum Verhalten von DSB bei Naturbrandbeanspruchung heranzuziehen sind, sind in Abbildung 4.11 die relativen Häufigkeiten der Aufheizgeschwindigkeiten der Vollbrandszenarien und der lokalen Brandbeanspruchung zusammengefasst. Dabei wird der Bereich der Aufheizgeschwindigkeiten von $0 - 200\,\frac{K}{min}$ herausgestellt, da sich in diesem Bereich jeweils die größten relativen Häufigkeiten befinden. Es ist erkennbar,

dass sich die größten relativen Häufigkeiten weiterhin in einem Bereich von $0 - 60\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ konzentrieren. Ferner liegen ca. 70 % der auftretenden Aufheizgeschwindigkeiten der untersuchten Brandszenarien in diesem Bereich. Die größte relative Häufigkeit ist dabei einer Aufheizgeschwindigkeit von $10 - 20\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ zuzuschreiben.
Letztlich lässt sich auf Grundlage dieser Untersuchungen ein Bereich von $0 - 60\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ identifizieren, der zur Untersuchung des Verhaltens von DSB bei natürlicher Brandbeanspruchung repräsentativ ist. Eine Aufheizgeschwindigkeit von $10\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ wird dabei als untere Grenze identifiziert. Geringere Aufheizgeschwindigkeiten treten in merklich geringerer Häufigkeit auf. Mit den markanten Aufheizgeschwindigkeiten von 10, 30 und $50\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ lässt sich die als charakteristisch identifizierte Bandbreite in guter Näherung darstellen. Diese Werte werden für experimentelle Untersuchungen in Kapitel 5 herangezogen.

4.6 Zusammenfassung und Schlussfolgerung

Die Untersuchungen in diesem Kapitel zielen darauf ab, markante Aufheizgeschwindigkeiten von natürlichen Brandszenarien anhand ihrer Auftretenshäufigkeiten zu identifizieren. Sie dienen im weiteren Verlauf dieser Arbeit als Grundlage für experimentelle Untersuchungen. Bei der Ermittlung der maßgebenden Aufheizgeschwindigkeiten finden Vollbrandszenarien und lokale Brandereignisse Berücksichtigung. Zur Berechnung der Brandgastemperatur bei Vollbrandszenarien wird dabei das international anerkannte Zonenmodell „OZone“ [20] verwendet. Die Berechnungen der Brandgastemperatur von lokalen Bränden erfolgt nach dem Ansatz von Heskestad [41]. Auf dieser Grundlage werden zunächst prägnante Charakteristika der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) und der berechneten Temperaturzeitkurven von Naturbrandszenarien hinsichtlich der Aufheizgeschwindigkeiten herausgestellt. Dabei wird ein Temperaturbereich von $300 - 600\,^{\circ}\mathrm{C}$ betrachtet, da unterstellt wird, dass DSB bei Naturbrandbeanspruchungen, die sich im Temperaturverlauf signifikant von der ETK unterscheiden und häufig eine langsamere Brandentwicklung zeigen, vorrangig in diesem Temperaturbereich aufschäumen. Die Richtigkeit der Annahme dieses Temperaturbereichs wird in den Häufigkeitsverteilungen bestätigt. Der Temperaturverlauf und die Aufheizgeschwindigkeit sind in diesem Bereich entscheidend für die Ausbildung der Schaumstruktur und folglich für die thermische Schutzwirkung von DSB.

Weiterhin werden in diesem Kapitel als Grundlage für die Berechnungen die brandbestimmenden Einflussgrößen vorgestellt und die Parameter zur Untersuchung der Aufheizgeschwindigkeiten bei Naturbrandszenarien zusammengestellt. Zum Anwendungsgebiet von DSBBS liegen derzeit keine belastbaren statistischen Daten in der Literatur vor. Aus Gesprächen mit DSB-Herstellern konnte jedoch identifiziert werden, dass DSB häufig in Gebäuden wie Messehallen, Bürogebäuden, Sportarenen und Atrien aber auch Lagerhallen bzw. Industriegebäuden eingesetzt werden. Diese Gebäude werden als vorrangiges Anwendungsgebiet von DSBBS angenommen. Dabei werden die Parameter dementsprechend gewählt, dass diese repräsentativ für diese Gebäudetypen sind. Die Parameter werden ausschließlich deterministisch angesetzt. Auf dieser Grundlage werden in diesem Parameterbereich zahlreiche Brandgastemperaturverläufe berechnet und gemittelte Aufheizgeschwindigkeiten in einem Temperaturbereich von $300 - 600\,°\mathrm{C}$ als Häufigkeitsverteilung aufgetragen. Unter Berücksichtigung von Vollbrandszenarien und lokalen Brandszenarien lässt sich in der Häufigkeitsverteilung identifizieren, dass sich über $70\,\%$ aller Aufheizgeschwindigkeiten in einem Bereich von $0 - 60\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ konzentrieren. Ferner lassen sich daraus markante Aufheizgeschwindigkeiten von 10, 30 und $50\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ ableiten, die diesen Bereich in guter Näherung repräsentieren und die Grundlage für experimentelle Untersuchungen zum Verhalten von DSB bei natürlicher Brandbeanspruchung bilden.
Mit den Untersuchungen in diesem Kapitel lässt sich eingrenzen, welche Aufheizgeschwindigkeiten bei Naturbrandszenarien zu erwarten sind. Ferner wird aufgezeigt, dass die Aufheizgeschwindigkeit der ETK merklich über der Mehrzahl der Aufheizgeschwindigkeiten liegt, die bei natürlichen Brandszenarien zu verzeichnen sind. Dabei ist anzumerken, dass DSBBS bisher ausschließlich über bauaufsichtliche Zulassungen in den Markt eingeführt werden, bei denen als Brandbeanspruchung die ETK zugrunde gelegt wird. Daher ist anzunehmen, dass DSB bei der Produktentwicklung gezielt so konzipiert werden, um diese Zulassungsprüfungen zu bestehen. Die abweichende Charakteristik der Aufheizgeschwindigkeit der ETK zu Naturbrandszenarien kann jedoch einen bedeutsamen Einfluss auf das Aufschäumverhalten von DSB haben. Insbesondere das zeitliche Zusammentreffen der chemischen und physikalischen Vorgänge kann somit beeinflusst werden, was sich in Konsequenz maßgeblich auf die Ausbildung der Schutzwirkung auswirken kann. Untersuchungen hierzu sind Gegenstand der Ausführungen in Kapitel 5.

5 Experimentelle Untersuchungen

5.1 Einleitung

Die thermische Schutzwirkung von DSBBS wird maßgeblich durch das Hochtemperaturverhalten des DSB bestimmt. Die Grundierung bzw. der Haftvermittler und der Decklack sind hinsichtlich der thermischen Schutzwirkung von untergeordneter Bedeutung. Die Ausbildung einer formstabilen Schaumstruktur während des Aufschäumvorgangs ist für eine optimale Schutzwirkung des DSB entscheidend. Dabei entwickeln sich die wärmedämmenden Eigenschaften eines DSB erst während des Aufschäumvorgangs. Ferner wird der Temperatureintrag in das Stahlbauteil durch endotherme bzw. exotherme Reaktionen im DSB während des Aufschäumens beeinflusst. In diesem Zusammenhang ist bisher vor allem unbekannt, ob unterschiedliche Beschichtungen (wasserbasierend, lösemittelhaltig oder epoxidharzbasierend) ihre thermischen Schutzeigenschaften in der gleichen Wirkungsweise entwickeln und vergleichbare Materialeigenschaften aufweisen.
Das grundlegende Verhalten von DSBBS bzw. DSB und die wärmedämmende Wirkung sind aus Brandversuchen hinreichend bekannt (z. B. im Rahmen von bauaufsichtlichen Zulassungsprüfungen). Allerdings lassen sich aus diesen Brandversuchen kaum Rückschlüsse auf Materialeigenschaften ziehen, die z. B. zu numerischen Simulationen von DSB erforderlich sind (vgl. Kapitel 3). Für die Beschreibung des Wärmetransports ist die Formulierung der Wärmeleitfähigkeit λ, der spezifischen Wärmekapazität c_p und der Materialdichte ρ sowie der aufgeschäumten Schichtdicke bzw. des Aufschäumfaktors α notwendig.
Zudem lässt sich das Hochtemperaturverhalten von DSB bei einem gehinderten Aufschäumen bisher nicht genau spezifizieren. Sofern das Aufschäumen des DSB mechanisch unterbunden wird, ist davon auszugehen, dass dies einen signifikanten Einfluss auf die thermischen Schutzeigenschaften des DSB hat. Ein gehindertes Aufschäumen des DSB ist z. B. bei einem beschichteten Stahlträger mit einem angrenzenden Trapezprofil zu erwarten. Der DSB kann speziell im Bereich der Tiefsicken partiell nicht aufschäumen (vgl. Abbildung 5.1) und dort seine thermische Schutzwirkung nicht ausbilden.

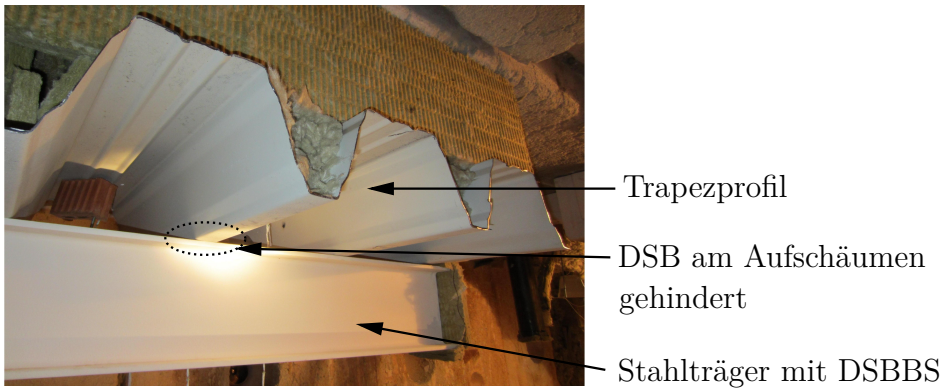


Abbildung 5.1: Beschichteter Stahlträger mit angrenzendem Trapezprofil

Des Weiteren werden DSBBS bisher fast ausnahmslos im Rahmen von Brandprüfungen bei ETK-Beanspruchung getestet. Es ist somit davon auszugehen, dass die chemische Zusammensetzung eines DSB gezielt darauf ausgerichtet ist, eine optimale Wirkungsweise bei ETK-Bedingungen zu entwickeln, um folglich diese Brandprüfungen zu bestehen. Das Verhalten von DSBBS bei Naturbrandbeanspruchung wird demgegenüber nicht untersucht. Dabei ist die Charakteristik der ETK besonders zu Beginn des Brandes von sehr schnellen Aufheizgeschwindigkeiten geprägt. Dies ist bei Naturbrandszenarien in der Regel nicht zu verzeichnen (vgl. Kapitel 4). Sofern sich das Aufschäumverhalten von DSB bei Naturbrandbeanspruchung signifikant vom Verhalten bei ETK-Einwirkung unterscheidet, kann dies von essentieller Bedeutung für die Entwicklung der thermischen Schutzwirkung eines DSB sein. Dies kann nicht zuletzt von der chemischen Zusammensetzung des DSB abhängen.
Das primäre Ziel der experimentellen Untersuchungen im Rahmen dieses Kapitels ist es, das Verhalten von DSB bei hohen Temperaturen zu beurteilen und die Wirkungsweisen hinsichtlich der thermischen Schutzeigenschaften zu identifizieren. Dabei wird das Hochtemperaturverhalten der DSB sowohl bei ETK-Bedingungen als auch bei Temperaturbeanspruchung entsprechend einer Naturbrandeinwirkung betrachtet und die thermische Schutzwirkung untersucht. Ferner werden Brandversuche an Stahlbauteilen mit DSBBS bzw. DSB sowie mit und ohne angrenzende raumabschließende Bauteile durchgeführt. In diesen Versuchen wird der Einfluss eines raumabschließenden Bauteils auf das Erwärmungsverhaltens beschichteter I-Profile bewertet und das Verhalten des DSB bei einem gehinderten Aufschäumen untersucht.
Zur Bewertung des Hochtemperaturverhaltens von DSB werden zunächst bestimmende Größen der Wärmespeicherkapazität aus DSC-Analysen (engl. Differential

Scanning Calorimetry) abgeleitet, die zudem der Identifizierung endothermer bzw. exothermer Reaktionen des DSB während des Aufschäumens dienen. Auf Grundlage dieser Messungen lässt sich im Hinblick auf die Formulierung von Materialkennwerten zur numerischen Simulation von DSB die spezifische Wärmekapazität c_p ableiten. Des Weiteren wird parallel in TG-Messungen (Thermogravimetrie) die Massenänderung von DSB in Abhängigkeit der Temperatur bestimmt. Ferner wird die Materialdichte ρ von DSB bei Raumtemperatur bestimmt. Dazu wird die Masse geometrisch definierter Proben durch Wägung ermittelt und so auf die Materialdichte geschlossen. Diese Messungen stellen in Kombination mit den TG-Messungen die Grundlage für die Bestimmung der Materialdichte ρ in Abhängigkeit der DSB-Temperatur dar.
Zur Analyse des Aufschäumverhaltens von DSB werden Kleinversuche in einem Hochtemperaturofen durchgeführt. Das Hochtemperaturverhalten und die Aufschäumcharakteristik von DSB werden dabei im Detail analysiert. Im Zuge dieser Untersuchungen wird ein Verlauf für die aufgeschäumte Schichtdicke bzw. für den Aufschäumfaktor α in Abhängigkeit der DSB-Temperatur ermittelt. Der Aufschäumfaktor kennzeichnet dabei das Verhältnis der aufgeschäumten Schichtdicke des DSB zur Trockenschichtdicke. Der Aufschäumfortschritt des DSB wird kontinuierlich dokumentiert und der korrelierenden DSB-Temperatur zum jeweiligen Zeitpunkt zugewiesen. Des Weiteren wird das Verhalten von DSB bei unterschiedlichen, konstanten Temperatureinwirkungen untersucht. Signifikante Unterschiede zur Aufschäumcharakteristik eines DSB bei ETK-Beanspruchung werden dabei herausgearbeitet. Zudem wird aus diesen Versuchen die Volumenänderung in Abhängigkeit der DSB-Temperatur bestimmt. Im Hinblick auf die Formulierung von Materialkennwerten zur numerischen Simulation lässt sich in Kombination mit den gemessenen Massenänderungen aus den o. g. TG-Messungen eine temperaturabhängige Materialdichte ρ angeben. Darüber hinaus wird das Aufschäumverhalten von DSB bei gehinderter Aufschäumung sowie im Bereich der Walzausrundung von I-Profilen untersucht.
Um ein vertieftes Verständnis für die Vorgänge im DSB hinsichtlich der Ausbildung der aufgeschäumten, porösen Schutzschicht zu entwickeln, werden digitalmikroskopische Untersuchungen an DSB in verschiedenen Stadien des Aufschäumvorgangs durchgeführt. Dabei werden im Speziellen der Schmelzvorgang, die maximal aufgeschäumte Schichtdicke und der Zustand nach der Pyrolyse der organischen Bestandteile des DSB als markante Zustände betrachtet. Der Fokus dieser Untersuchungen liegt auf der Analyse der Gestalt und Größenverteilung der Poren im DSB. Die Ausbildung der Poren in der aufgeschäumten Schichtdicke ist von grundlegender Bedeutung für die thermische Schutzwirkung des DSB und für die Formulierung der Wärmeleitfähigkeit

λ des DSB.
Zur Bewertung der Entwicklung der thermischen Schutzwirkung in den unterschiedlichen Teilbereichen (*Teilschichten*) der aufgeschäumten Schaumstruktur von DSB werden weitere Kleinversuche an beschichteten Stahlplatten im Hochtemperaturofen durchgeführt und die DSB-Temperaturen innerhalb der aufgeschäumten Schaumschicht an diskreten Punkten gemessen. Aus diesen Messungen wird ein Temperaturverlauf über die aufgeschäumte Schichtdicke bestimmt und die Temperaturverteilung und -entwicklung im DSB aufgezeigt. Die thermische Schutzwirkung einzelner Teilschichten der aufgeschäumten Schaumschicht wird so im Detail identifiziert.
Ferner wird die thermische Schutzwirkung von DSB bei Temperaturbeanspruchungen, die Naturbrandszenarien charakterisieren, untersucht. Dazu werden beschichtete Stahlplatten im Hochtemperaturofen Temperaturzeit-Verläufen ausgewählter Naturbrandszenarien ausgesetzt und die thermischen Schutzeigenschaften untersucht.
Abschließend werden Brandversuche an Stahlbauteilen mit DSBBS durchgeführt. Dabei wird zunächst ein beschichtetes I-Profil ohne angrenzendes raumabschließendes Bauteil sowie zwei beschichtete I-Profile mit einem angrenzenden Trapezprofil untersucht, um den Einfluss des raumabschließenden Bauteils auf das Erwärmungsverhalten des I-Profils zu bewerten.
An dieser Stelle wird darauf hingewiesen, dass der Großteil der experimentellen Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit in einem Hochtemperaturofen mit elektrischer Strahlungsaufheizung erfolgt. Auf diese Weise lässt sich das Hochtemperaturverhalten von DSB detailliert untersuchen und Einflüsse wie Turbulenzen im Brandraum, die bei einem Brand mit offener Flamme entstehen können, kontrolliert ausschließen. Um Einflüsse wie ein Abwehen oder punktuelles Abfallen des DSB während des Aufschäumens bei einem Brand mit offener Flamme zu beurteilen, werden die beschriebenen Brandversuche durchgeführt.

5.2 Untersuchung charakteristischer Größen der Wärmespeicherkapazität

5.2.1 Einleitung

Die thermische Schutzwirkung von DSB beruht auf der Ausbildung einer porösen Schutzschicht im Brandfall, die eine Erwärmung der Stahlbauteile zeitlich verzögert.

Dabei sind die Schutzeigenschaften eines DSB auf eine ausgeprägte Dämmwirkung der porösen Schaumstruktur des DSB zurückzuführen. Die Wärmespeicherkapazität des DSB ist augenscheinlich von untergeordneter Bedeutung. Dies ergibt sich bereits aus der Anschauung. Dennoch kann die eingetragene Wärmemenge in das Stahlbauteil insbesondere durch chemische und physikalische Vorgänge während des Aufschäumens signifikant beeinflusst werden. So kann während des Aufschäumvorgangs eines DSB sowohl Wärmeenergie an die Umgebung abgegeben (*exotherme Reaktion*) als auch aufgenommen werden (*endotherme Reaktion*).
Die Untersuchungen dieses Abschnitts dienen der Bestimmung charakteristischer Größen der Wärmespeicherkapazität von DSB sowie der Identifizierung exothermer und endothermer Reaktionen während des Aufschäumens, um Erkenntnisse hinsichtlich des Hochtemperaturverhaltens von DSB während der Reaktion zu gewinnen. Die Wärmespeicherkapazität eines Stoffes wird durch die spezifische Wärmekapazität und die Materialdichte bestimmt. Die spezifische Wärmekapazität wird im Rahmen dieser Untersuchungen aus DSC-Analysen ermittelt. In parallelen TG-Messungen erfolgt zudem die Bestimmung des Massenverlustes des DSB während der Reaktion. Darüber hinaus werden Messungen zur Materialdichte von DSB bei Raumtemperatur durch geometrische Messungen und Wägung durchgeführt. Unter Berücksichtigung des Aufschäumverhaltens bzw. der Volumenänderung des DSB während der Reaktion (vgl. Abschnitt 5.3) lässt sich später eine temperaturabhängige Materialdichte ermitteln. Da insbesondere das Messprinzip der DSC-Analyse zur Ergebnisinterpretation eines erweiterten theoretischen Hintergrundwissens bedarf, werden diese im Folgenden beschrieben. Anschließend erfolgt eine umfassende Beschreibung der Messeinrichtung bzw. -durchführung sowie eine Ergebnisdarstellung und -interpretation.

5.2.2 Grundlegende Messprinzipien

Unter einer DSC-Analyse ist eine thermische Analyse zur Ermittlung der abgegebenen bzw. aufgenommenen Wärmemenge eines Stoffes bei hohen Temperaturen zu verstehen. Dieses Verfahren ist besonders im Bereich der Kunststofftechnik verbreitet und dient vor allem der Qualitätssicherung. Das Prinzip einer DSC-Analyse beruht auf der Messung von Wärmestromdifferenzen ($\frac{\mathrm{d}Q}{\mathrm{d}t}$) (vgl. Frick et al. [32]). Der prinzipielle Aufbau einer DSC-Analyse ist in Abbildung 5.2 dargestellt. Darin werden eine Probe und eine Referenz zeitgleich einem Temperaturzeit-Verlauf ausgesetzt und die Temperaturen der Tiegel bzw. die Materialtemperaturen gemessen. Die

Referenz stellt dabei ein Tiegel ohne Inhalt dar. Der Probentiegel und die Referenz werden symmetrisch auf einer Scheibe mit guten wärmeleitenden Eigenschaften in einem Ofen angeordnet. Dies soll eine einheitliche Erwärmung bzw. Temperatur von Probe und Referenz sicherstellen. Zur Messung der Temperaturen von Probe und Referenz sind an der Position der Tiegel Thermoelemente in der Scheibe integriert. So werden im Verlauf der DSC-Analyse die Temperaturen beider Tiegel kontinuierlich gemessen. Dabei kann der gesamte Ofenraum während der Messung gezielt mit einem Gas gefüllt werden. Oftmals wird Stickstoff, Sauerstoff oder Luft verwendet. Der Gasdruck bleibt während der gesamten Messung konstant. Sofern während einer Messung chemische oder physikalische Umwandlungsprozesse in der Probe auftreten, lässt sich eine Temperaturdifferenz zwischen Probe und Referenz feststellen. Die Temperaturdifferenz ist dabei proportional zur Differenz der Wärmeströme zwischen Probe und Referenz (vgl. Sothmann [76]):

$$\frac{\mathrm{d}Q}{\mathrm{d}t} = \dot{Q}_{\mathrm{Probe}} - \dot{Q}_{\mathrm{Referenz}} = -K \cdot \Delta\theta \tag{5.1}$$

mit: $\dot{Q}_i$ Wärmestrom
K Kalibrierungsfaktor des verwendeten Messgerätes
$\Delta\theta$ Temperaturdifferenz zwischen Probe und Referenz

Die Wärmestromdifferenz lässt sich daraus als Funktion der Zeit oder der Temperatur ableiten. Dabei sollte idealerweise die Probentemperatur als Bezugstemperatur herangezogen werden. Allerdings ist diese von den auftretenden Umwandlungsprozessen abhängig. Daher wird in der Regel die Referenztemperatur als Bezugsgröße verwendet. Aus den gemessenen Wärmestromdifferenzen lässt sich zunächst identifizieren, ob die Reaktionen im DSB endotherm oder exotherm verlaufen. Ferner kann auf die spezifische Wärmekapazität c_p geschlossen werden. Dazu wird Gleichung (3.7) zunächst umgeformt:

$$\begin{aligned} c_p &= \frac{1}{M} \cdot \frac{\mathrm{d}Q}{\mathrm{d}\theta} \\ &= \frac{1}{M} \cdot \frac{\partial Q}{\partial \theta} \end{aligned} \tag{5.2}$$

Mit der Kettenregel ergibt sich daraus:

$$c_p = \frac{1}{M} \cdot \frac{\partial Q}{\partial t} \cdot \frac{\partial t}{\partial \theta} \tag{5.3}$$

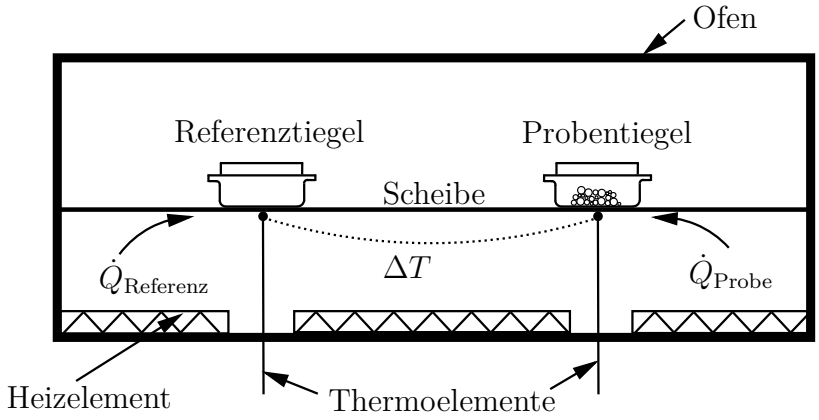


Abbildung 5.2: Prinzip einer DSC-Analyse nach Frick et al. [32]

mit: c_p Spezifische Wärmekapazität der Probe
M Masse der Probe
θ Probentemperatur

Die Ableitung $\frac{\partial t}{\partial \theta}$ entspricht der reziproken Aufheizgeschwindigkeit der Probe. Sofern in der DSC-Analyse eine konstante Aufheizgeschwindigkeit v gewählt wird, lässt sich Gleichung (5.3) umschreiben zu:

$$\begin{aligned} c_p &= \frac{1}{M} \cdot \frac{\partial Q}{\partial t} \cdot \frac{1}{v} \\ &= \frac{1}{M} \cdot \frac{\mathrm{d}Q}{\mathrm{d}t} \cdot \frac{1}{v} \end{aligned} \tag{5.4}$$

Mit dieser Beziehung lässt sich die spezifische Wärmekapazität c_p aus der Temperatur- bzw. Wärmestromdifferenz zwischen Probe und Referenz im Rahmen der DSC-Analyse bestimmen. Dabei kennzeichnet der Ausdruck $\frac{1}{M} \cdot \frac{\mathrm{d}Q}{\mathrm{d}t}$ das DSC-Signal, das im Rahmen der Messung vom Messgerät ausgegeben wird. Es ist jedoch zu beachten, dass dieses Verfahren mit Messunsicherheiten behaftet ist. So ist das Messgerät zur Bestimmung der Wärmeströme von z. B. Materialien in der Kunststofftechnik kalibriert und gut geeignet. Eine Anwendbarkeit des Kalibrierungsfaktors zur Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität von DSB ist nicht erwiesen. Des Weiteren werden bei der DSC-Analyse sehr geringe Probenmengen untersucht. Somit können bereits kleine Unregelmäßigkeiten in der Materialzusammensetzung (z. B. Einschlüsse oder Verunreinigungen) große Einflüsse auf das Messergebnis haben. Die Messungen würden somit ihren repräsentativen Charakter verlieren. Ferner ist bei der Ableitung von Gleichung (5.3) unterstellt, dass stets ein geschlossenes System vorliegt (vgl.

Kapitel 3). Das bedeutet, dass ein Massenaustausch der Probe mit seiner Umgebung und über die Systemgrenze hinweg ausgeschlossen wird. Bei der Reaktion eines DSB ist von einem Massenverlust während des Aufschäumens auszugehen. Es wird also offensichtlich Masse mit der Umgebung ausgetauscht. Daher müssten streng genommen auch die Massenströme gemessen werden, um die spezifische Wärmekapazität entsprechend für ein offenes System zu erhalten. Für weitere Ausführungen wird an dieser Stelle auf Sothmann [76] verwiesen.
Zur Reduzierung der Messunsicherheiten aufgrund des Kalibrierungsfaktors wird ein Messgerät verwendet, das für zehn unterschiedliche Materialien kalibriert ist. Ferner wird stets darauf geachtet, dass die Probekörper unterschiedlichen Beschichtungsvorgängen entstammen, um die Messunsicherheit aufgrund von Unregelmäßigkeiten in der Materialzusammensetzung zu minimieren. Einzig die Hypothese eines geschlossenen Systems muss toleriert werden, da entsprechende Messvorrichtungen zur Erfassung von Strömungen am verwendeten Messgerät nicht vorhanden sind. Gleichwohl ist die Ermittlung der spezifischen Wärmekapazität mit diesem Verfahren als gute Näherung zu bewerten.
Die Thermogravimetrie ist ebenfalls eine thermische Analyse und dient der Untersuchung des Massenverlustes von Materialien in Abhängigkeit von Temperatur und Zeit. Die TG findet dabei häufig in Kombination mit einer DSC-Analyse Anwendung und wird zeitgleich durchgeführt. Durch diese Kombination lässt sich ein erhöhter Informationsgehalt zum Verhalten des untersuchten Materials erzielen. So kann ein signifikanter Massenverlust speziell auf eine chemische oder physikalische Reaktion des DSB hindeuten, da während der Reaktion des DSB in der Regel Gase und andere chemische Bestandteile umgesetzt werden, die sich dabei zum Teil verflüchtigen. Zur Messung des Massenverlustes sind die Probentiegel aus Abbildung 5.2 an eine Mikrowaage gekoppelt mit der die Probenmasse unter Temperatureinwirkung kontinuierlich gewogen und aufgezeichnet wird. Im Hinblick auf die Ermittlung der Materialdichte von DSB in Abhängigkeit der Temperatur ist die TG von grundlegender Bedeutung, wie Gleichung (5.5) verdeutlicht:

$$\rho_{DSB}(\theta) \quad = \quad \frac{M(\theta)}{V(\theta)} = \frac{M_0 \cdot \Delta M(\theta)}{V_0 \cdot \Delta V(\theta)} = \rho_0 \cdot \frac{\Delta M(\theta)}{\Delta V(\theta)} \tag{5.5}$$

mit:	$\rho_{DSB}(\theta)$	Dichte des DSB in Abhängigkeit der Temperatur
	$M(\theta)$	Masse des DSB in Abhängigkeit der Temperatur
	$V(\theta)$	Volumen des DSB in Abhängigkeit der Temperatur
	Index 0	Materialgröße im unreagierten Zustand (Raumtemperatur)
	$\Delta M(\theta)$	Funktion der Massenänderung in Abhängigkeit der Temperatur
	$\Delta V(\theta)$	Funktion der Volumenänderung in Abhängigkeit der Temperatur

Mit der Beziehung aus Gleichung (5.5) lässt sich die Materialdichte von DSB in Abhängigkeit der Temperatur angeben. Dabei wird der Verlauf die Massenänderung $\Delta M(\theta)$ im Rahmen der TG-Messungen ermittelt. Die Ermittlung der temperaturabhängigen Volumenänderung des DSB $\Delta V(\theta)$ ist Gegenstand der Untersuchungen in Abschnitt 5.3. Ferner wird deutlich, dass zur Bestimmung einer temperaturabhängigen Materialdichte neben der Masse- und Volumenänderung vor allem die Materialdichte des DSB bei Raumtemperaturbedingungen zu bestimmen ist.

5.2.3 Messeinrichtung und -durchführung

Die DSC-Analysen und die TG-Messungen wurden unter Verwendung des Messgerätes STA 409 PC/PG der Firma NETZSCH (vgl. Abbildung 5.3) vom Institut für Anorganische Chemie der Leibniz Universität Hannover durchgeführt . Dieses Messgerät ermöglichte die zeitgleiche Durchführung dieser Messungen. Während der Messungen wurde der Ofenraum mit Sauerstoff evakuiert, um im Rahmen der Versuchsreihe einheitliche Messbedingungen zu schaffen.
Im Rahmen der Messungen wurden Kleinproben der in Tabelle 1.1 auf Seite 6 aufgeführten DSB-Beschichtungen in den Messtiegel gegeben und mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 10 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ aufgeheizt. Die Wahl einer konstanten Aufheizgeschwindigkeit implizierte dabei die Annahme, dass die Reaktionen im DSB unabhängig von der Aufheizgeschwindigkeit ablaufen und ausschließlich von der DSB-Temperatur abhängen. Dies ist auf Grundlage der Ausführungen in Abschnitt 2.2.2 zu erwarten. Dass sich unterschiedliche Aufheizgeschwindigkeiten in einigen Fällen gleichwohl auf die Höhe der aufgeschäumten Schichtdicke auswirken können, wird in den Untersuchungen aus Abschnitt 5.3 noch gezeigt.
Je Beschichtung wurden drei Messungen durchgeführt, woraus sich insgesamt 15 Messungen ergaben. Die Probengröße und insbesondere die Trockenschichtdicke wurden dabei entsprechend der Tiegelgröße so gewählt, dass die untersuchten Proben planmäßig ungehindert aufschäumen konnten. Zur Herstellung der Proben wurden die

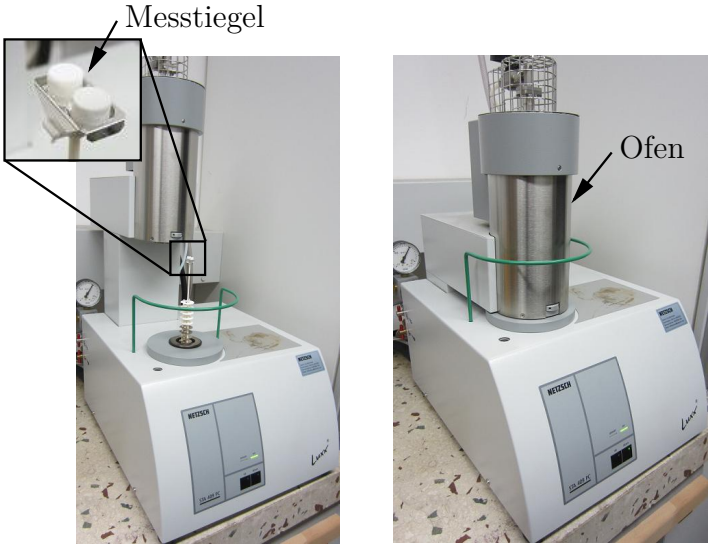
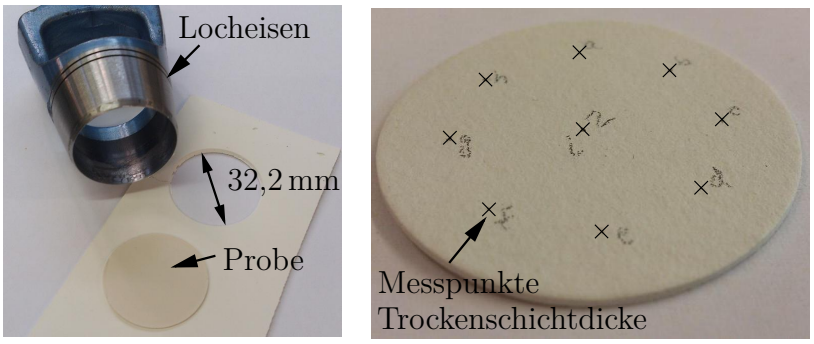


Abbildung 5.3: Messgerät des Typs STA 409 PC/PG der Firma NETZSCH bei a) geöffnetem und b) geschlossenem Ofen

unterschiedlichen Beschichtungen zunächst jeweils flächig auf eine Folie aufgetragen und diese im getrockneten Zustand von der Folie abgelöst. Diese getrockneten Proben werden im Folgenden als *Trockenmuster* bezeichnet. Nach einer Trocknungszeit von ca. 4 Wochen wurden aus den Trockenmustern Kleinproben (ca. $3 - 6$ mg) zur DSC-Analyse bzw. TG-Messung entnommen. Eine detaillierte Übersicht der untersuchten Probenmassen ist in AiF-Bericht 17200N [60] enthalten.
Zur Untersuchung der Materialdichte von DSB bei Raumtemperaturbedingungen wurden zunächst Trockenmuster analog zur Probenherstellung für die DSC- bzw. TG-Analysen erstellt. Dabei wurde eine gleichmäßige Nassschichtdicke von 1200 μm in hoher Maßgenauigkeit appliziert, um später ein definiertes Probenvolumen zu erhalten. Die hohe Maßgenauigkeit wurde dabei durch das Ebnen der jeweils aufgetragenen Beschichtung mit Präzisionslehren erreicht.
Nach einer Trocknungszeit von ca. 4 Wochen wurden mit einem Locheisen kreisförmige Proben mit einem Durchmesser von 32,2 mm aus den Trockenmustern ausgestanzt (vgl. Abbildung 5.4 (a)). Die Messung der Trockenschichtdicke erfolgte mit einem magnetischen Schichtdickenmessgerät (Messgenauigkeit $\pm$ 5 μm) an jeweils neun Messstellen (vgl. Abbildung 5.4 (b)). Insgesamt wurden so für jede Beschichtung 16 Proben erstellt. Durch die gewählte Nassschichtdicke wiesen die Proben im getrockneten Zustand eine ausreichend hohe Masse von $800 - 1200$ mg auf, um die Probenmassen



(a) (b)

Abbildung 5.4: Probe zur Messung der Materialdichte: (a) nach Ausstanzen (b) mit Kennzeichnung der Messstellen zur Ermittlung der Trockenschichtdicke

mit der verwendeten Präzisionswaage in hoher Genauigkeit bestimmen zu können. Die Ablesegenauigkeit dieser Waage betrug $1 \cdot 10^{-3}$ g. Unter Berücksichtigung der Messungenauigkeit der Waage von 0,055 % lag die zu erwartende Ungenauigkeit der Probenmassen (ca. $800 - 1000$ mg) im Bereich von $1\,\text{mg} / 800\,\text{mg} + 0{,}055 = 0{,}19\,\%$.

5.2.4 Ergebnisse

Zum besseren Verständnis und Interpretation der Ergebnisse werden das DSC-Signal und der Verlauf der Massenänderung der Messreihe zum DSB mit der Beschichtung DSB2-lö zunächst im Detail ausgewertet. Anschließend werden die Verläufe aller untersuchter Beschichtungen gegenübergestellt, um das Hochtemperaturverhalten der unterschiedlichen Beschichtungen zu vergleichen.
Das gemessene DSC-Signal bzw. der Verlauf der Massenänderung der Beschichtung DSB2-lö ist in Abbildung 5.5 in Abhängigkeit der DSB-Temperatur dargestellt. Dabei ist der Mittelwert der Verläufe aus drei Einzelmessungen dargestellt. Die Diskontinuitäten des DSC-Signals kennzeichnen dabei endotherme bzw. exotherme Reaktionen. Liegt die Diskontinuität dabei unterhalb eines gedanklich fortgeführten kontinuierlichen Verlaufs, handelt es sich um eine exotherme Reaktion. Demgegenüber liegt eine endotherme Reaktion oberhalb dieses gedanklichen Verlaufs. Die Art der Reaktion gibt die Orientierung des Pfeils für eine exotherme Reaktion in Abbildung 5.5 an.
Eine erste signifikante Masseänderung des DSB ist bei einer Temperatur ab 200 °C festzustellen. In dieser Phase bildet der DSB eine Schmelze aus, wobei der DSB insbe-

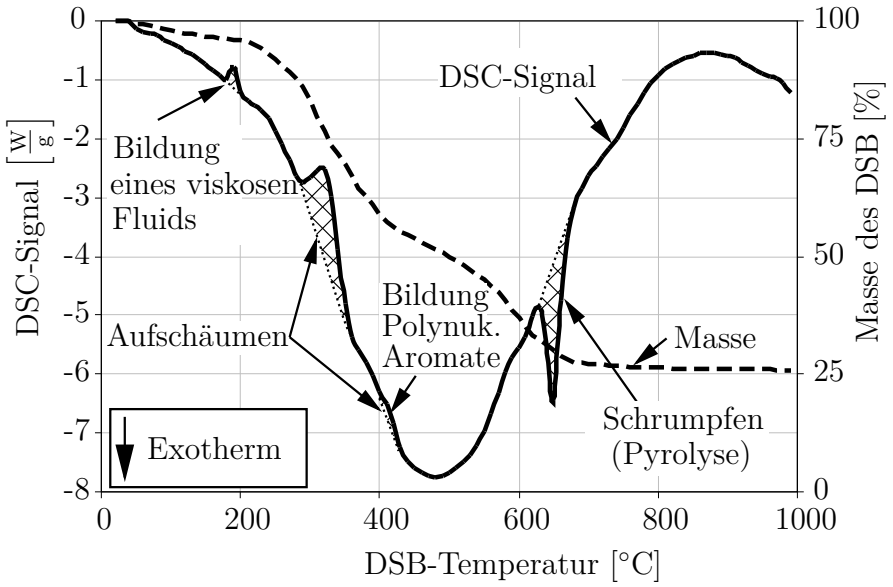


Abbildung 5.5: Verlauf des DSC- Signals bzw. Massenänderung der Beschichtung DSB2-lö (gemittelt aus drei Messungen)

sondere durch Verflüchtigungen von Wasser an Masse verliert (vgl. Abschnitt 2.2.2). Ab ca. 280 °C wird die Massenänderung von einer ausgeprägten Diskontinuität im Verlauf des DSC-Signals begleitet. In dieser Phase wird das APP im DSB umgesetzt und der DSB schäumt auf. Bei ca. 400 °C ist das APP nahezu vollständig umgesetzt. Dieser Vorgang verläuft erwartungsgemäß endotherm. Zudem ist bei 400 °C eine weitere, wenn auch geringer ausgeprägte Diskontinuität zu verzeichnen, die der Ausbildung polynuklearer Aromate zugeschrieben wird und ebenfalls endotherm verläuft. Der DSB hat bei dieser Materialtemperatur bereits mehr als 40 % seiner Masse verloren (vgl. Abbildung 5.5).
Bei ca. 480 °C erreicht das DSC-Signal sein Minimum und die spezifische Wärmekapazität des DSB somit sein Maximum. Sofern die Temperatur im DSB 600 °C überschreitet, ist eine starke exotherme Reaktion zu verzeichnen. In dieser Phase findet eine Pyrolyse der organischen Bestandteile des DSB statt. Der aufgeschäumte DSB beginnt dabei augenscheinlich zu schrumpfen. Dieser Prozess geht mit einem weiteren signifikanten Massenverlust einher. Bei einer Temperatur von ca. 690 °C ist die Pyrolyse offenbar abgeschlossen. Der DSB hat in diesem Zustand ca. 70 % seiner ursprünglichen Masse verloren. Dabei ist auffällig, dass die Pyrolyse nur einen unwesentlichen Anteil am Massenverlust des DSB aufweist. Bei Temperaturen oberhalb von 700 °C nimmt das DSC-Signal wieder Größenordnungen an, die vergleichbar mit denen vor der Aufschäumung des DSB sind. Da ab dieser Temperatur keine

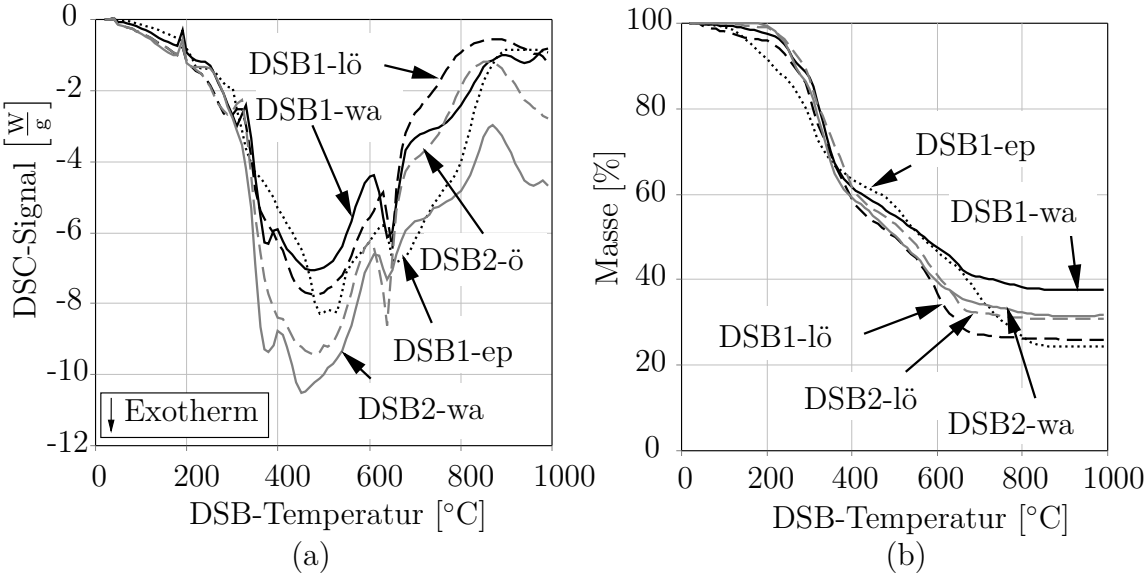


Abbildung 5.6: Gemittelte Verläufe der (a) DSC-Signale und (b) TG-Messungen der untersuchten Beschichtungen in Abhängigkeit der Temperatur (aus jeweils drei Messungen gemittelt)

weitere signifikante Massenänderung bzw. Diskontinuität im Verlauf des DSC-Signals festzustellen ist, ist davon auszugehen, dass keine weiteren Reaktionen im DSB stattfinden.
Es lassen sich drei charakteristische Reaktionen eines DSB im Hochtemperaturbereich identifizieren:

- Bildung einer viskosen Fluidschicht (endotherme Reaktion)
- Aufschäumen des DSB (endotherme Reaktion)
- Pyrolyse des DSB (exotherme Reaktion)

Dabei sind die Reaktionen des Aufschäumvorgangs und der Pyrolyse am stärksten ausgeprägt. Die gemittelten Verläufe der DSC-Signale aus jeweils drei Messungen aller untersuchter DSB-Beschichtungen sind in Abbildung 5.6 dargestellt. Die Ergebnisse der jeweiligen Einzelmessungen können AiF-Bericht 17200N [60] entnommen werden.

Es ist erkennbar, dass die unterschiedlichen DSB-Beschichtungen (wasserbasierend, lösemittelhaltig und epoxidharzbasierend) ein vergleichbares Hochtemperaturverhalten aufweisen, was sich durch sehr ähnliche Verläufe des DSC-Signals bzw. der Massenentwicklung ausdrückt. Nennenswerte Unterschiede in den Verläufen treten

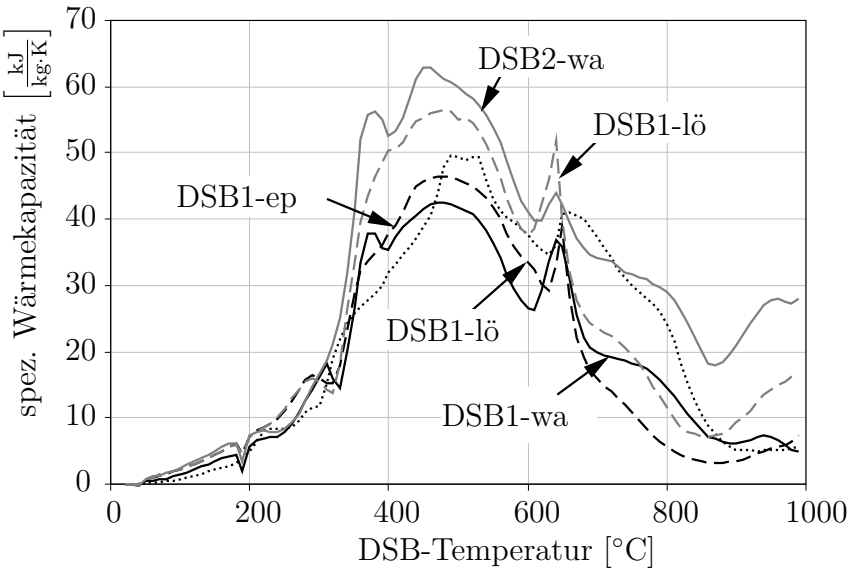


Abbildung 5.7: Verläufe der spezifischen Wärmekapazität der untersuchten Beschichtungen (gemittelt aus jeweils drei Messungen)

erst während bzw. nach dem Aufschäumen des DSB auf. Ferner lassen sich die Diskontinuitäten im Verlauf des DSC-Signals in allen Verläufen eindeutig identifizieren. Dabei sind diese zum Teil unterschiedlich stark ausgeprägt oder liegen in Bezug auf die DSB-Temperatur leicht versetzt. Bei allen Beschichtungen ist ein Schmelzen des DSB bei ca. 200 °C zu verzeichnen. Weiterhin kann ein Aufschäumen jeweils in einem Temperaturbereich von $280 - 370\,°C$ identifiziert werden. Die Ausbildung der Schaumstruktur spiegelt sich insbesondere bei den wasserbasierten Dispersionen (DSB1-wa und DSB2-wa) deutlich stärker im Verlauf des DSC-Signals wieder als bei den übrigen Beschichtungen. Das bedeutet, dass bei diesen Beschichtungen ein höherer Energiebedarf zur Ausbildung der Schaumstruktur erforderlich ist. Dieser Umstand wird darauf zurückgeführt, dass bei wasserbasierten Dispersionen häufig ein Polyvinylacetat anstelle eines Acrylats als Bindemittel verwendet wird (vgl. Abschnitt 2.2.2). Die Minima des DSC-Signals treten bei allen Beschichtungen in einem annähernd gleichen Temperaturbereich um 500 °C auf. Zudem ist auffällig, dass die Pyrolyse jeweils im Temperaturbereich von ca. 600 °C einsetzt. Lediglich bei der Beschichtung DSB1-ep setzt die Pyrolyse erst bei ca. 650 °C ein. Wird nun unter Verwendung von Gleichung (5.5) aus den gemessenen DSC-Signalen die spezifische Wärmekapazität ermittelt, ergeben sich für die unterschiedlichen Beschichtungen die Verläufe nach Abbildung 5.7. Die Affinität zu den Verläufen der DSC-Signale ist folgerichtig klar erkennbar. Dabei ist auffällig, dass die spezifische Wärmekapazität

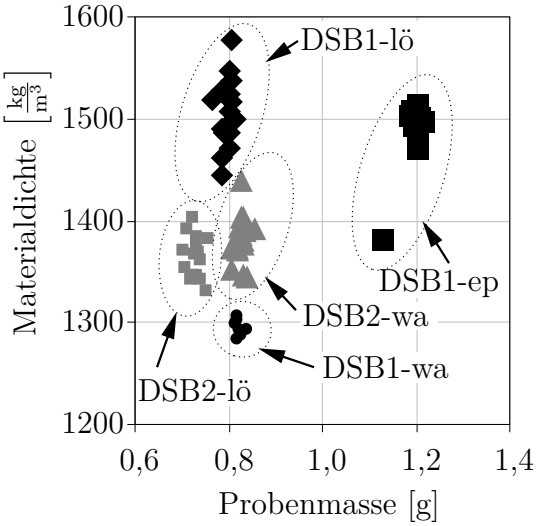


Abbildung 5.8: Materialdichten der untersuchten DSB-Beschichtungen in Abhängigkeit der Probenmasse bei Raumtemperatur

von DSB vergleichsweise stark ausgeprägt ist und sogar die Kennwerte von z. B. Stahl übersteigt. Es zeigt sich zudem, dass sich die spezifische Wärmekapazität der unterschiedlichen Beschichtungen jeweils sehr ähnlich zueinander entwickelt, wobei diese in einem Temperaturbereich um 500 °C am stärksten ausgeprägt ist.
Unter Betrachtung des gemessenen Massenverlustes der Beschichtungen ist ferner festzustellen, dass sich diese sehr ähnlich zueinander entwickeln. Die beschriebenen Reaktionen des DSB, die in einem Massenverlust resultieren, sind dabei deutlich erkennbar. Bei allen Beschichtungen ist vor allem das Aufschäumen bestimmend für den Massenverlust. Die Pyrolyse der organischen Bestandteile im DSB hat demgegenüber jeweils einen geringen Einfluss auf den Massenverlust.
Die Ergebnisse zur Messung der Materialdichte von DSB sind in Abbildung 5.8 dargestellt. Die Materialdichten sind darin in Abhängigkeit der jeweiligen Probenmasse aufgetragen. Dabei ist auffällig, dass die Proben der Beschichtung DSB1-ep eine merklich höhere Masse aufweisen, jedoch bei allen Messungen Materialdichten in der gleichen Größenordnung vorliegen. Dies ist auf das zugehörige Materialvolumen zurückzuführen. Die Trockenschichtdicken der wasserbasierten und lösemittelhaltigen Beschichtungen lagen bei $700 - 800\,\mu$m und zeigten im Vergleich zur applizierten Nassschichtdicke von $1200\,\mu$m eine deutliche Reduzierung. Dies ist der Verflüchtigung von Wasser und Lösungsmitteln während des Trocknungsvorgangs geschuldet. Die Reduzierung der Schichtdicke war bei der Beschichtung DSB1-ep weniger stark ausgeprägt, was dem Bindemittel der Beschichtung zuzuschreiben ist (vgl. Abschnitt 2.2.2).

Die zunächst höhere Probenmasse wird also in der Materialdichte durch das entsprechend höhere Volumen kompensiert. Die gemessenen Trockenschichtdicken der Beschichtung DSB1-ep lagen dabei im Bereich um 1000 μm. Eine detaillierte Übersicht der gemessenen Trockenschichtdicken und der zugehörigen Massen ist in AiF-Bericht 17200N [60] enthalten. Unter Betrachtung von Abbildung 5.8 wird ferner deutlich, dass die Materialdichten der unterschiedlichen Beschichtungen in einem Bereich von ca. $1290 - 1590\,\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{m}^3}$ variieren. Die Beschichtungen DSB1-lö und DSB1-ep weisen dabei mit ca. $1500\,\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{m}^3}$ im Mittel die größte Materialdichte auf. Die mittleren Materialdichten der Beschichtungen DSB2-wa und DSB2-lö liegen bei ca. $1400\,\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{m}^3}$. Dabei ist an dieser Stelle zu erwähnen, dass die Materialdichte der Proben mit der Beschichtung DSB1-wa nur aus sieben Messungen bestimmt werden konnte. Die übrigen Proben wurden während des Ausstanzens beschädigt oder konnten aufgrund von Rissbildungen während des Ausstanzens nicht ausgewertet werden. Dennoch lässt sich auf Grundlage der sieben Proben eine belastbare Angabe zur Materialdichte dieser Beschichtung bei Raumtemperatur vornehmen, die im Mittel bei ca. $1300\,\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{m}^3}$ lag.
Die Untersuchungen ergeben, dass sich die untersuchten Beschichtungen hinsichtlich der Entwicklung der spezifischen Wärmekapazität, der Masse sowie der Materialdichte bei Raumtemperatur vergleichbar verhalten. Dabei ist insbesondere die spezifische Wärmekapazität im Vergleich zu anderen Baustoffen (z. B. Stahl, $\mathrm{c_a} \approx 600\,\frac{\mathrm{J}}{\mathrm{kg \cdot K}}$, vgl. DIN EN 1993-1-2 [94]) stark ausgeprägt. Auch die Messungen der Materialdichte von DSB bei Raumtemperatur liefern vergleichsweise hohe Werte. Da DSB jedoch in sehr geringen Trockenschichtdicken appliziert werden, weisen diese im Anwendungsfall eine vergleichsweise geringe Masse auf, wonach eine geringe Wärmespeicherkapazität von DSB zu erwarten ist. Zudem sind starke Reduktionen der Materialdichte von DSB bei hohen Temperaturen aufgrund der Volumenvergrößerung und des hohen Massenverlustes zu erwarten.

5.2.5 Zusammenfassung

Die experimentellen Untersuchungen dieses Abschnitts dienen der Bewertung charakteristischer Größen der Wärmespeicherkapazität von DSB. Ferner wird das Hochtemperaturverhalten hinsichtlich endothermer und exothermer Prozesse untersucht, um ein vertieftes Verständnis für die Vorgänge und Mechanismen im DSB unter Temperatureinwirkung zu gewinnen. Darüber hinaus dienen diese Untersuchungen als

Grundlage für die Formulierung von Materialkennwerten zur numerischen Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSB im Brandfall.
Da die Wärmespeicherkapazität sowohl durch die spezifische Wärmekapazität als auch durch die Materialdichte bestimmt wird, erfolgt zunächst die Untersuchung der spezifischen Wärmekapazität mit DSC-Analysen (engl. Differential Scanning Calorimetry). Parallel werden TG-Messungen (Thermogravimetrie) zur Ermittlung des Massenverlustes von DSB im Hochtemperaturbereich durchgeführt. Des Weiteren wird die Materialdichte von DSB bei Raumtemperaturbedingungen bestimmt. Diese dient dabei zusammen mit den TG-Messungen als Grundlage zur Ermittlung einer temperaturabhängigen Materialdichte von DSB. Die untersuchten DSB zeigen im Hochtemperaturverhalten im Wesentlichen drei Reaktionen: Die Ausbildung einer Schmelze unter einer endothermen Reaktion, den Aufschäumvorgang unter einer ausgeprägten endothermen Reaktion sowie Pyrolyseprozesse der aufgeschäumten Dämmschicht in Verbindung mit einer exothermen Reaktion. Diese Vorgänge werden jeweils von einem Massenverlust des DSB begleitet, wobei dieser während des Aufschäumvorgangs am stärksten ausgeprägt ist. Insgesamt werden fünf unterschiedliche DSB-Beschichtungen untersucht. Dabei zeigen alle DSC-Signale einen qualitativ ähnlichen Verlauf, wobei die identifizierten Reaktionen jeweils in einem annähernd gleichen Temperaturbereich stattfinden. Die spezifische Wärmekapazität wird unmittelbar aus den DSC-Signalen abgeleitet und stellt sich folgerichtig affin zu den Verläufen der DSC-Signale dar. Dabei weist die spezifische Wärmekapazität der untersuchten Beschichtungen in einem Temperaturbereich um 500 °C ihr Maximum auf und ist im Vergleich zu anderen Baustoffen (z. B. Stahl) vergleichsweise groß.
Darüber hinaus werden Untersuchungen zur Bestimmung der Materialdichte von DSB bei Raumtemperatur beschrieben. Diese erfolgen durch geometrische Messungen und Wägung von DSB-Proben definierter Größen. Die Messung der Materialdichte wird insgesamt an fünf Beschichtungen durchgeführt. Die ermittelten Materialdichten der unterschiedlichen Beschichtungen zeigen eine annähernd gleichförmige Verteilung und variieren in einem Bereich von $1290 - 1590\ \frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{m}^3}$.
Auf Grundlage dieser Untersuchungen werden Informationen zum Hochtemperaturverhalten und den Reaktionen von DSB gewonnen. So lässt sich nunmehr belegen, dass die Reaktionen eines DSB mit endothermen bzw. exothermen Reaktionen einhergehen, die insgesamt in einem deutlichen Massenverlust des DSB resultieren. Zudem zeigen die Ergebnisse, dass die unterschiedlichen DSB-Beschichtungen ein vergleichbares Hochtemperaturverhalten aufweisen. Diese Messungen sind im Hinblick auf die Formulierung von Materialkennwerten für die Wärmespeicherkapazität von DSB sehr

bedeutsam. So zeigt sich, das die spezifische Wärmekapazität von DSB im Vergleich zu anderen Baustoffen (z. B. Stahl) stark ausgeprägt ist und auch Messungen zur Materialdichte von DSB bei Raumtemperatur vergleichsweise hohe Werte liefern. Dabei ist jedoch zu erwarten, dass sich die Materialdichte bei hohen Temperaturen aufgrund von Massenverlusten und besonders aufgrund der großen Volumenzunahme des DSB stark reduziert. Da DSB ferner in sehr geringen Trockenschichtdicken appliziert werden, weisen diese im Anwendungsfall eine vergleichsweise geringe Masse auf, wonach lediglich eine geringe Wärmespeicherkapazität von DSB im Brandfall zu erwarten ist.

5.3 Analyse des Aufschäumverhaltens

5.3.1 Einleitung

Die Entwicklung der thermischen Schutzwirkung von DSBBS wird maßgeblich durch das Aufschäumverhalten und die Schutzeigenschaften des DSB bestimmt. Erst durch die Ausbildung einer porösen Schaumstruktur entwickelt sich im Brandfall eine wärmedämmende Schutzschicht um das Stahlbauteil, die die Erwärmung des Stahls zeitlich verzögert. Die Kenntnis der Aufschäumcharakteristik von DSB bei hohen Temperaturen ist dabei zur Bewertung und zum Verständnis der Wirkungsweise von DSB von grundlegender Bedeutung.
In den experimentellen Untersuchungen dieses Abschnitts wird das Aufschäumverhalten von DSB bei hohen Temperaturen im Detail untersucht. Ziel ist es, ein vertieftes Verständnis für die Entwicklung und Vorgänge bei der Ausbildung der Schaumstruktur von DSB zu erhalten und die Aufschäumcharakteristik zu bewerten. Zur Untersuchung des Aufschäumverhaltens werden zunächst Versuche an kleinformatigen beschichteten Stahlplättchen im Hochtemperaturofen bei Temperaturbeanspruchung nach ETK durchgeführt. Der Aufschäumvorgang wird dabei mit einer Endoskopkamera aufgezeichnet und die Schichtdicke kontinuierlich gemessen. Parallel dazu wird die Materialtemperatur des DSB gemessen. So lässt sich dem jeweiligen Aufschäumfortschritt eine korrelierende Materialtemperatur zuweisen und daraus im Hinblick auf eine spätere Formulierung von Materialkennwerten für numerische Simulationen ein Verlauf für die aufgeschäumte Schichtdicke bzw. ein Aufschäumfaktor α bestimmen. Ferner lassen sich die Volumenänderung und die Porosität des DSB

bei hohen Temperaturen ermitteln sowie unter Berücksichtigung der Ergebnisse aus Abschnitt 5.2 eine temperaturabhängige Materialdichte ableiten.
Des Weiteren erfolgen Untersuchungen zum Aufschäumverhalten von DSB bei Temperatureinwirkungen mit unterschiedlichen, konstanten Aufheizgeschwindigkeiten. Ziel ist es dabei, den Einfluss von Temperaturbeanspruchungen, die im Vergleich zur ETK abweichende Aufheizgeschwindigkeiten aufweisen, auf das Aufschäumverhalten zu bewerten und wesentliche Unterschiede in der Aufschäumcharakteristik im Vergleich zur Temperaturbeanspruchung nach ETK zu identifizieren. Diese Untersuchungen dienen ferner als Grundlage für die Formulierung von Materialkennwerten zur numerischen Simulation von beschichteten Stahlbauteilen bei Naturbrandbeanspruchung.
In abschließenden Untersuchungen dieses Abschnitts wird speziell das Aufschäumverhalten von DSB bei gehinderter Aufschäumung durch eine Profilsicke eines Trapezprofils sowie im Radiusbereich von I-Profilen analysiert. Dazu wird das Aufschäumverhalten des DSB in diesen Teilbereichen in Versuchen im Detail untersucht und das Hochtemperaturverhalten des DSB bewertet.

5.3.2 Versuchsaufbau und -durchführung

Zur Untersuchung des Aufschäumverhaltens von DSB wurden Kleinversuche an beschichteten Stahlplättchen (normalfester Baustahl) in einem Hochtemperaturofen durchgeführt. Dazu wurden kleinformatige beschichtete Stahlplättchen in der Ofenkammer positioniert und so ausgerichtet, dass der Aufschäumvorgang des DSB durch ein Schauloch in der Ofentür mit einer Endoskopkamera im Detail dokumentiert werden konnte. Dabei wurde insbesondere darauf geachtet, dass die Endoskopkamera in einer Ebene mit dem beschichteten Stahlplättchen fixiert wurde, um perspektivische Einflüsse im Hinblick auf die Messung der aufgeschäumten Schichtdicke zu minimieren. Der grundsätzliche Versuchsaufbau ist Abbildung 5.9 zu entnehmen. Darin wird neben der Anordnung der Endoskopkamera insbesondere die Messvorrichtung zur Bestimmung der aufgeschäumten Schichtdicke und DSB-Temperatur dargestellt. Die Endoskopkamera wurde dabei während des gesamten Versuchs mit Druckluft gekühlt, um diese vor hohen Temperaturen zu schützen (vgl. Abbildung 5.10). Zur Bestimmung des Aufschäumfortschritts und besseren Interpretation des Aufschäumverhaltens wurde zudem eine Messskala neben den beschichteten Stahlplättchen angeordnet. Die Messskalen wurden mit einer Einteilung von $\frac{5}{10}$ mm auf eine Pappe gedruckt und auf einem Stahlelement mit Abmessungen von ca. l / b / h = 30 / 5 / 5 mm

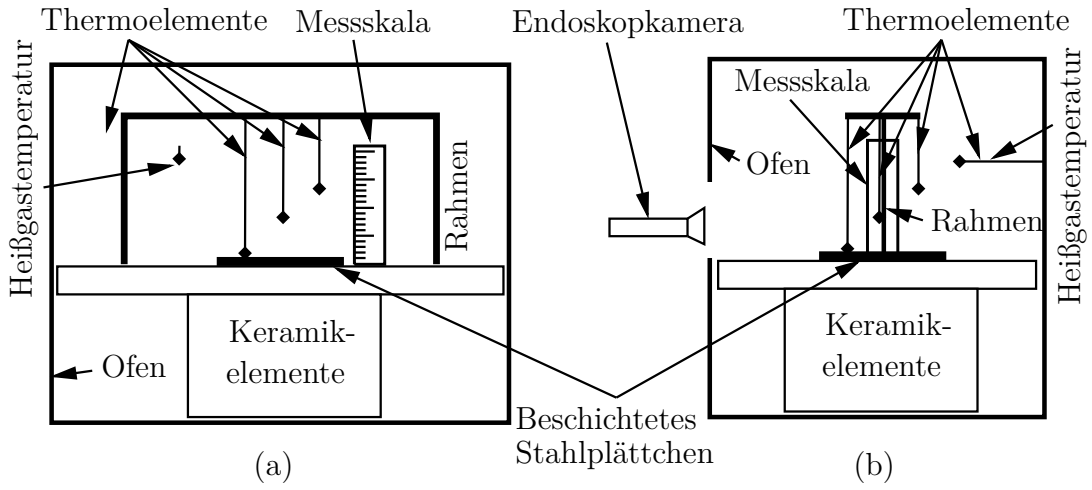


Abbildung 5.9: Versuchsaufbau zur Bewertung des Aufschäumverhaltens von DSB in (a) Front- und (b) Seitenansicht

befestigt. Die Messskala wurde dabei im Versuchsaufbau orthogonal zur Oberfläche der beschichteten Stahlplättchen ausgerichtet. Das Aufschäumverhalten bzw. der Aufschäumfortschritt des DSB wurde in einer Videoanalyse im Nachgang zum Versuch ausgewertet. Die Messskalen wurden dabei in der Videoanalyse bei Raumtemperatur digitalisiert. Zu diesem Zeitpunkt des Versuches waren die Messskalen in der Videoanalyse noch klar erkennbar. Im Verlauf des Versuchs verbrannten diese dann aufgrund der zunehmenden Heißgastemperaturen. Da sich die Position der beschichteten Stahlplättchen während des gesamten Versuchs planmäßig nicht veränderte, konnte der Verlauf der aufgeschäumten Schichtdicke auf Grundlage der digitalisierten Messskala ermittelt werden.

Bei der Auswertung des Aufschäumverlaufs bzw. des Aufschäumfortschritts wurden Zeitschrittweiten von 30 s gewählt, da die Entwicklung der Schichtdicke mit diesem Zeitintervall in guter Genauigkeit darstellbar war. Ferner wurde angestrebt, eine möglichst homogene Temperaturverteilung im DSB zu provozieren, um den jeweiligen Aufschäumfortschritt einer definierten DSB-Temperatur zum jeweiligen Zeitpunkt zuordnen zu können. Die Ausbildung eines Temperaturgradienten im DSB, durch den sich üblicherweise die thermische Schutzwirkung des DSB kennzeichnet, wird so minimiert. Dazu wurden zunächst Stahlplättchen mit möglichst geringen Kantenabmessungen und einer geringen Stahldicke hergestellt, um den Einfluss der Wärmespeicherkapazität des Stahls auf das Erwärmungsverhalten zu minimieren. Dabei mussten die Abmessungen der Stahlplättchen und die Trockenschichtdicke des DSB jedoch so gewählt werden, dass die DSB ein übliches Aufschäumverhal-

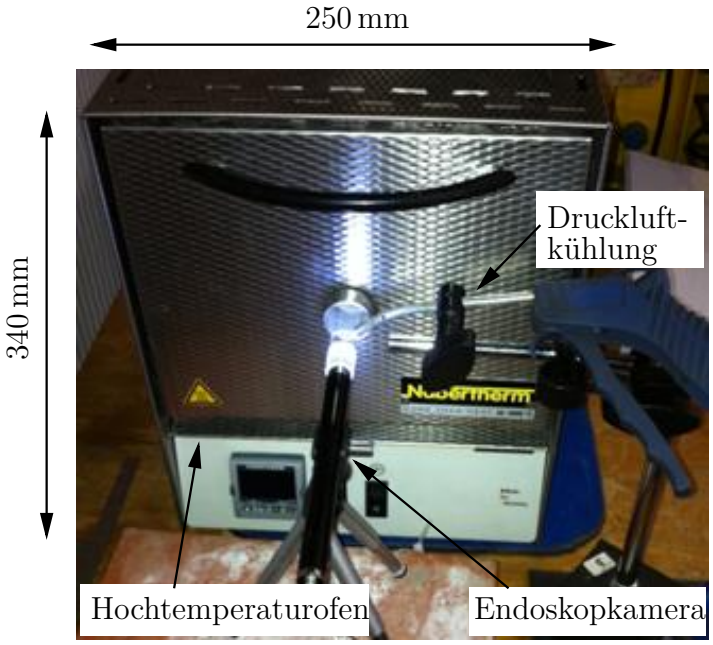


Abbildung 5.10: Hochtemperaturofen mit Endoskopkamera im Versuchsaufbau

ten zeigten. Untersuchungen von Raveglia [69], Zhang [85] oder Kirsch [49] haben gezeigt, dass ein DSB üblicherweise eine aufgeschäumte Schichtdicke im Bereich des $30 - 40$-fachen der Trockenschichtdicke aufweisen. Zur Bestimmung der Versuchskörperabmessungen wurden daher Vorversuche durchgeführt. Darin wurden unterschiedlich große Flächen einer Stahlplatte mit unterschiedlichen DSB in einer Trockenschichtdicke von 200 μm beschichtet und einer Temperaturbeanspruchung nach ETK ausgesetzt. Dabei entwickelten die DSB auf beschichteten Stahlflächen von 20×20 mm eine aufgeschäumte Schichtdicke von ca. 7 mm was im Bereich eines üblichen Aufschäumfaktors lag. Die DSB mit einer geringeren Beschichtungsfläche entwickelten demgegenüber merklich geringere Schichtdicken, was darauf zurückgeführt wurde, dass der Gasbildner aufgrund der geringen Beschichtungsfläche keine Gasblasen in der Schmelze ausbilden konnte, sondern zum Großteil in die Umgebung freigesetzt wurde. Weiterführende Informationen zu den Vorversuchen sind in AiF-Bericht 17200N [60] enthalten. Für die Untersuchung des Aufschäumverhaltens wurden somit als Versuchskörper quadratische Stahlplättchen mit Kantenlängen von 20 mm und einer Dicke von 1,0 mm sowie eine Ziel-Trockenschichtdicke von 200 μm gewählt.

Die Messung der Heißgas- und DSB-Temperaturen erfolgte im Rahmen der Versuche mit Typ K Thermoelementen. Diese bestanden aus zwei 0,51 mm dicken Leitern (Ni-

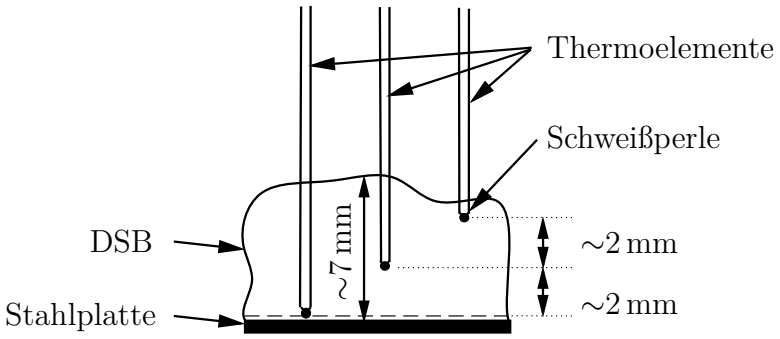


Abbildung 5.11: Anordnung der Thermoelemente zur Messung der Temperaturen im DSB

ckel / Chrom-Nickel) und einer Ummantelung aus einem Hochtemperatur-Glasgeflecht. Zur Messung der Temperaturen wurden die Leiterenden an der gewünschten Messposition verschweißt. Die Temperaturmessung erfolgte an der Position der Schweißstelle (Schweißperle). Zur Messung der Materialtemperatur des DSB wurden jeweils drei Thermoelemente oberhalb der beschichteten Stahlplättchen in einem kleinen Stahlrahmen fixiert und orthogonal zur Oberfläche ausgerichtet. Dabei wurden die Schweißperlen der Thermoelemente in unterschiedlichen Abständen zur beschichteten Stahlplatte angeordnet, um die Materialtemperatur im unteren, mittleren und oberen Bereich der aufgeschäumten Schicht zu erfassen. Während des Aufschäumens wurden die Thermoelemente vom DSB umschlossen und so die DSB-Temperaturen explizit gemessen. Um den Aufschäumvorgang des DSB dabei durch die Thermoelemente so wenig wie möglich zu beeinflussen, wurden die Thermoelemente in Bezug auf die beschichteten Stahlplättchen diagonal angeordnet und das Hochtemperatur-Glasgeflecht der Thermoelemente bis zur Höhe der zu erwartenden aufgeschäumten Schichtdicke entfernt. Der vertikale Abstand der Thermoelemente untereinander wurde auf 2 mm festgelegt. Mit der gewählten Trockenschichtdicke von 200 μm ist eine aufgeschäumte Schichtdicke von ca. 7 mm zu erwarten. Somit wurde eine Messung der Materialtemperatur innerhalb der aufgeschäumten Schichtdicke in unterschiedlichen Teilbereichen ermöglicht (vgl. Abbildung 5.11). Die Messung der Heißgastemperatur erfolgte durch die Anordnung eines zusätzlichen Thermoelements in der Mitte der Ofenkammer.
Zur Ermittlung des Aufschäumverlaufs bzw. des Aufschäumfaktors α ist von zentraler Bedeutung, dass sich die Position des Versuchskörpers während der Versuchsdurchführung nicht verändert. Diese kann insbesondere durch die thermische Materialdehnung der Keramikelemente (Dicke: 30 mm), auf denen die Versuchskörper positioniert wurden, beeinflusst werden. Der Wärmeausdehnungskoeffizient von

keramischen Werkstoffen liegt im Bereich von $5 \cdot 10^{-6}$ bis $11 \cdot 10^{-6}\,\mathrm{K}^{-1}$ (vgl. Kollenberg [51]). Bei einer maximal aufgeschäumten Schichtdicke von ca. 0,2 mm · 35 = 7 mm und eines gemittelten Wärmeausdehnungskoeffizienten der Keramikplatte von $8 \cdot 10^{-6}\,\mathrm{K}^{-1}$ ergibt sich bei einer Temperatur von z. B. 500 °C ein Messfehler von $8 \cdot 10^{-6}\,\mathrm{K}^{-1} \cdot 500\,°\mathrm{C} \cdot 30\,\mathrm{mm} / 7\,\mathrm{mm} = 0{,}02 = 2\,\%$. Diese Messungenauigkeit liegt in einer vernachlässigbaren Größenordnung, da die zu erwartenden Unregelmäßigkeiten der aufgeschäumten Schichtdicke als deutlich größer einzustufen sind. Hier können sich im DSB vereinzelt größere Gasblasen im oberen Bereich der aufgeschäumten Schichtdicke ausbilden und so die abgelesene Schichtdicke beeinflussen bzw. verfälschen. Die Beeinflussung der aufgeschäumten Schichtdicke durch die thermische Dehnungen der Stahlplättchen ist zudem aufgrund der geringen Stahlplättchendicke von 1,0 mm vernachlässigbar gering. Ferner sind Ungenauigkeiten bei der Ablesung der Schichtdicke auf der Messskala zu erwarten. So würde eine Ableseungenauigkeit von 0,5 mm bei einer aufgeschäumten Schichtdicke von 7 mm zu einem Messfehler von $0{,}5 / 7\,\mathrm{mm} = 0{,}07 = 7\,\%$ führen. Um diesen Einflüssen entgegenzuwirken, wurden je Beschichtung fünf Versuche durchgeführt.
Bei der Herstellung der Versuchskörper wurde eine möglichst gleichmäßige und ebene Trockenschichtdicke des DSB angestrebt. Dies wurde durch das Ebnen des applizierten DSB mit Präzisionslehren unmittelbar nach dem Auftragen erreicht. Die Trockenschichtdicken der einzelnen Versuchskörper wurden in jeder Ecke und in der Mitte der beschichteten Fläche mit einem Schichtdickenmessgerät gemessen. Eine Übersicht der gemessenen mittleren Trockenschichtdicken ist in Tabelle 5.1 enthalten, wobei vier Versuche aus später genannten Gründen nicht ausgewertet wurden. Die angestrebte Ziel-Trockenschichtdicke wurde im Maximum um 100 μm überschritten, was dem unterschiedlichen Trocknungsverhalten der verschiedenen Beschichtungen zuzuschreiben ist.

Tabelle 5.1: Gemittelte DSB-Trockenschichtdicken der einzelnen Versuchskörper

Beschichtung	Mittlere gemessene Trockenschichtdicke [μm]				
	Versuch 1	Versuch 2	Versuch 3	Versuch 4	Versuch 5
DSB1-wa	210	210	210	-	-
DSB1-lö	150	160	170	180	210
DSB1-ep	210	230	270	280	290
DSB2-wa	230	270	300	-	-
DSB2-lö	150	150	160	160	160

Im Rahmen der Versuchsdurchführung erfolgte eine Temperaturbeanspruchung nach

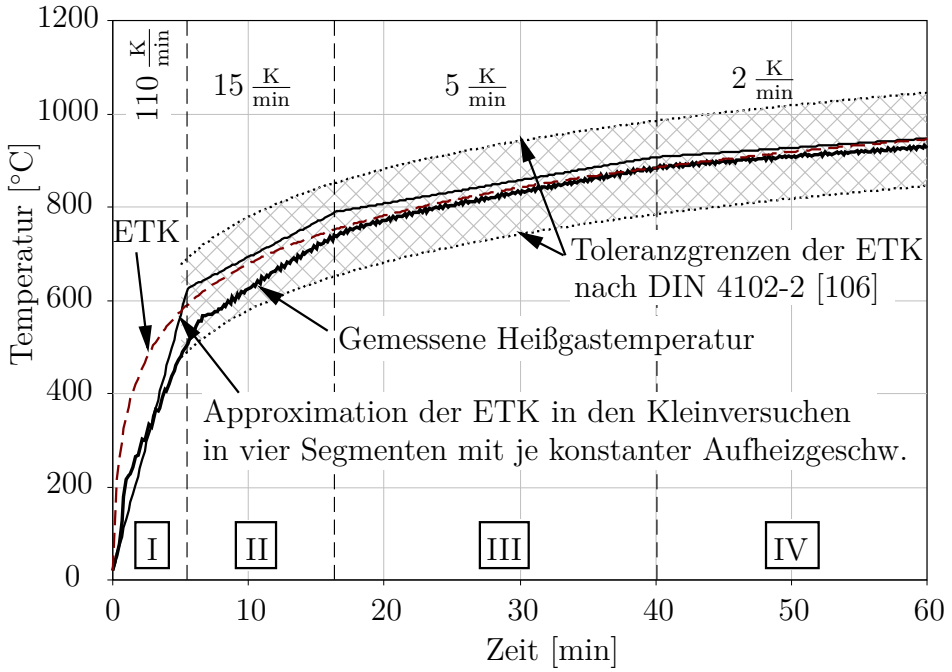


Abbildung 5.12: Approximierter und gemessener Verlauf der Heißgastemperatur aus Versuch 3 (DSB1-wa) sowie Toleranzgrenzen der ETK

ETK bis 60 min. Der Verlauf der ETK ist insbesondere zu Beginn der Temperaturbeanspruchung durch sehr hohe Aufheizgeschwindigkeiten geprägt. Mit dem verwendeten Hochtemperatur-Elektroofen war eine maximale Aufheizgeschwindigkeit von 110 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ darstellbar sowie die Programmierung einer Temperaturzeitkurve mit insgesamt vier Abschnitten (Segmente I – IV) möglich. Innerhalb dieser Segmente konnte jeweils eine individuelle Aufheizgeschwindigkeit definiert werden. So ließ sich die ETK durch diese multilineare Temperaturzeitkurve approximieren (vgl. Abbildung 5.12).

Die Approximation der ETK unterschreitet die Temperatur der ETK in Segment I zunächst planmäßig. Erst nach 5 min erreicht die approximierte ETK die Heißgastemperatur der nominellen ETK und überschreitet diese auch in den folgenden Segmenten kontinuierlich. Die Heißgastemperaturen im Versuch müssen dabei innerhalb definierter Grenzabweichungen zur ETK liegen, um eine Temperatureinwirkung nach ETK zu gewährleisten. Die ETK und ihre Grenzabweichungen sind auf nationaler Ebene in DIN 4102-2 [106] definiert. Darin ist vorgeschrieben, dass die Abweichungen der gemessenen Heißgastemperaturen nach den ersten 5 min nicht mehr als ± 100 K von den Temperaturen der ETK abweichen dürfen. Ferner darf das Kurvenintegral A der gemessenen Heißgastemperatur in den Grenzen von 5 min bis 30 min maximal um

10 % und in den Grenzen von 5 min bis 60 min maximal um 5 % vom Kurvenintegral der ETK abweichen. Diese Abweichungen beziehen sich dabei jeweils auf den Sollwert der ETK am Ende der Temperatureinwirkung. Mit der bauaufsichtlichen Einführung der Eurocodes sind die Grenzabweichungen der ETK auf europäischer Ebene in DIN 1363-1 [103] definiert. Die Toleranzkriterien unterscheiden sich dabei von der Definition nach DIN 4102-2 [106]. So darf die gemessene Heißgastemperatur nach den ersten 10 min nicht mehr als ± 100 K von der Temperatur der ETK abweichen. Ferner darf die prozentuale Abweichung der Kurvenfläche der gemessenen Heißgastemperatur z. B. in den Grenzen von 5 min bis 10 min nicht mehr als 15 % von der ETK abweichen. Dabei sind diese Grenzen zu jedem Zeitpunkt einzuhalten.
Die Definition der Grenzabweichung der ETK nach DIN 4102-2 [106] ist seit vielen Jahren im Bereich des baulichen Brandschutzes etabliert und hat sich bewährt. Nationale Brandprüfungen werden bis heute auf Grundlage dieser Grenzabweichungen durchgeführt. Zur Durchführung der Versuche unter definierten ETK-Bedingungen werden daher die Toleranzgrenzen nach DIN 4102-2 [106] angesetzt.

5.3.3 Ergebnisse

Exemplarisch ist die gemessene Heißgastemperatur des Versuchs 3 mit der Beschichtung DSB1-wa der ETK und die Toleranzgrenzen nach DIN 4102-2 [106] in Abbildung 5.12 gegenübergestellt. Der Verlauf der gemessenen Heißgastemperatur ist in seiner Charakteristik repräsentativ für die übrigen gemessenen Heißgastemperaturen im Zuge dieser Untersuchungen. Darin wird deutlich, dass die gemessenen Heißgastemperaturen die Temperaturen der ETK erwartungsgemäß zu Beginn des Versuchs unterschreiten. Die gemessenen Temperaturen weichen insbesondere bis zum Zeitpunkt von 5 min signifikant von der ETK ab, liegen jedoch innerhalb der Toleranzgrenze von ± 100 K. Mit fortschreitender Versuchsdauer werden die Abweichungen deutlich geringer. Die Abweichung der Kurvenintegrale $A_{\text{Heißgastemp,30}}$ zu $A_{\text{ETK,30}}$ bei 30 min beträgt bei diesem Versuch 6 % und ist somit < 10 %. Ferner liegt die Abweichung zum Zeitpunkt 60 min bei 2 % und ist somit < 5 %. Die Rahmenbedingungen für eine Temperaturbeanspruchung nach ETK sind daher eingehalten. Bei vier Versuchen waren Unregelmäßigkeiten im Verlauf der Heißgastemperatur zu verzeichnen, die sich in einer Überschreitung der Grenzabweichungen im Bereich von $5 - 7$ min äußerten. In Konsequenz blieben diese Versuche bei der Ergebnisauswertung unberücksichtigt. Alle weiteren gemessenen Temperaturen im Rahmen dieser

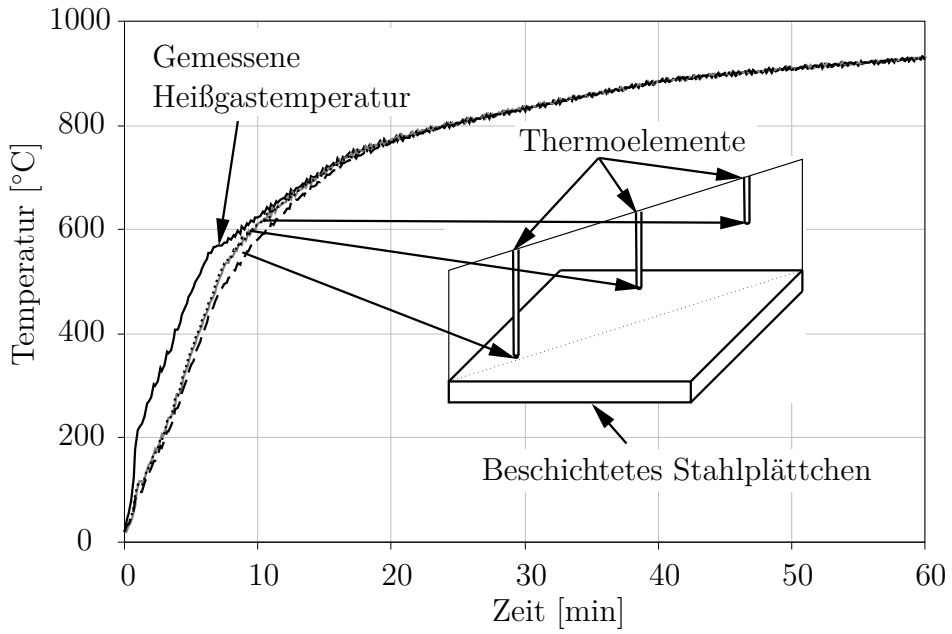


Abbildung 5.13: Gemessene Heißgas- und Materialtemperatur in Versuch 3 (DSB1-wa)

Versuche sind im Detail in AiF-Bericht 17200N [60] dokumentiert.
Die gemessenen Materialtemperaturen des DSB aus Versuch 3 (DSB1-wa) an den drei Messstellen ist in Abbildung 5.13 dargestellt. Die gemessene Heißgastemperatur und die Materialtemperaturen des DSB verlaufen sehr ähnlich zueinander. Lediglich in den ersten 5 min weichen die Kurven erkennbar voneinander ab.
Die Abweichungen lassen sich dabei insbesondere dadurch begründen, dass die Messung der Heißgastemperatur in der Mitte der Ofenkammer erfolgte und das Thermoelement einer direkten und beidseitigen Aufheizung durch die Heizspiralen unterlag. Demgegenüber waren die Thermoelemente zur Bestimmung der Materialtemperatur des DSB unmittelbar über dem beschichteten Stahlplättchen angeordnet. In dieser Position wurden die Thermoelemente durch die Messskala und den Rahmen zur Positionierung der Thermoelemente von der Wärmeeinwirkung abgeschirmt. Demzufolge war insbesondere bei einer Temperatureinwirkung mit sehr schneller Aufheizgeschwindigkeit $> 100\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ eine zeitliche Verzögerung der Erwärmung zu verzeichnen. Erst bei langsameren Aufheizgeschwindigkeiten im weiteren Verlauf der Versuche waren keine nennenswerten Abweichungen im Temperaturverlauf der Heißgastemperatur und Materialtemperatur mehr feststellbar.
Zudem ist in Abbildung 5.13 klar erkennbar, dass die gemessenen Materialtemperaturen im DSB an den einzelnen Messstellen nahezu identisch verlaufen. Ein

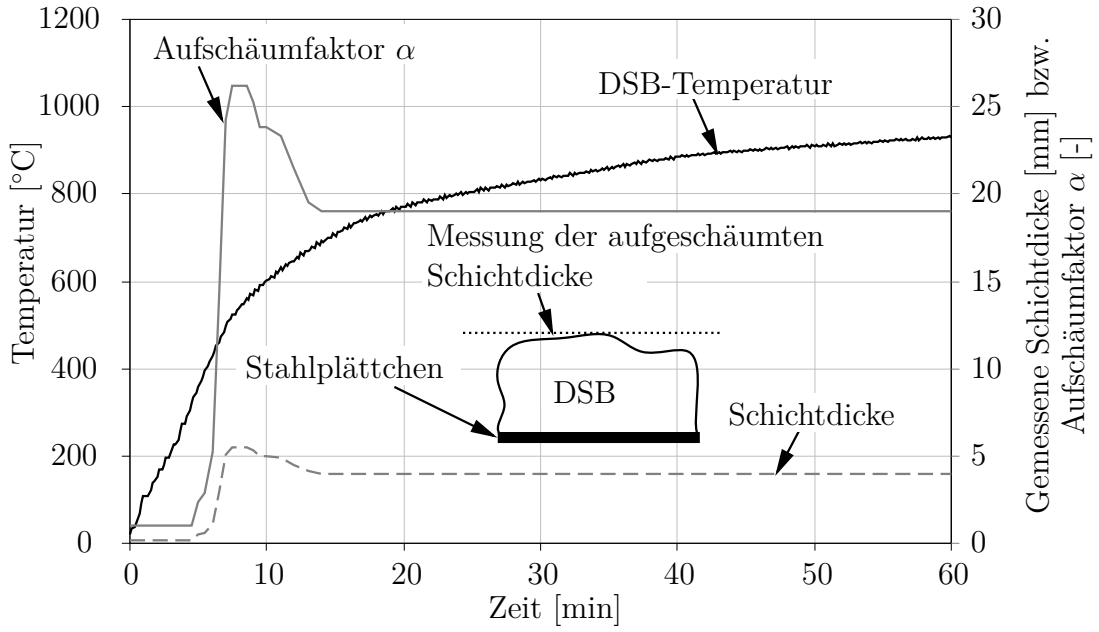


Abbildung 5.14: DSB-Temperatur und Aufschäumverlauf des DSB in Versuch 3 (DSB1-wa) in Abhängigkeit der Versuchsdauer - Trockenschichtdicke DSB: 210 μm

Temperaturgradient im DSB ist also nicht erkennbar. Vielmehr liegt eine nahezu homogene Temperaturverteilung im DSB vor, die durch die Konzipierung des Versuchskörpers bewusst provoziert wurde. So konnte der Aufschäumfortschritt zum jeweiligen Zeitpunkt einer definierten Materialtemperatur zugeordnet werden. Aufgrund der gleichförmigen Entwicklung der Materialtemperaturen im DSB wird für die weiterführenden Darstellungen jeweils die gemittelte Materialtemperatur angegeben. Die gemittelte Materialtemperatur der Beschichtung DSB1-wa aus Versuch 3 sowie der gemessene Verlauf der aufgeschäumten Schichtdicke ist in Abbildung 5.14 in Abhängigkeit der Versuchsdauer dargestellt. Dabei kennzeichnet der Verlauf der Schichtdicke die jeweils maximale Aufschäumung des DSB zum entsprechenden Zeitpunkt. Es ist erkennbar, dass der DSB nach ca. 5 min bzw. einer Materialtemperatur von ca. 300 °C reagiert und aufschäumt. Dabei vollzieht sich dieser Vorgang sehr rasch. Die maximal aufgeschäumte Schichtdicke wird bereits nach ca. 8 min erreicht. In einem zeitlichen Versatz beginnt die aufgeschäumte Schichtdicke dann bereits augenscheinlich zu schrumpfen, was durch die Pyrolyse der organischen Bestandteile des DSB verursacht wird (vgl. Abschnitt 2.2.2). Detaillierte mikroskopische Untersuchungen zum Erscheinungsbild des DSB nach erfolgter Pyrolyse der organischen Bestandteile sind in Abschnitt 5.4 dargelegt. Die Schrumpfungsprozesse sind offenbar

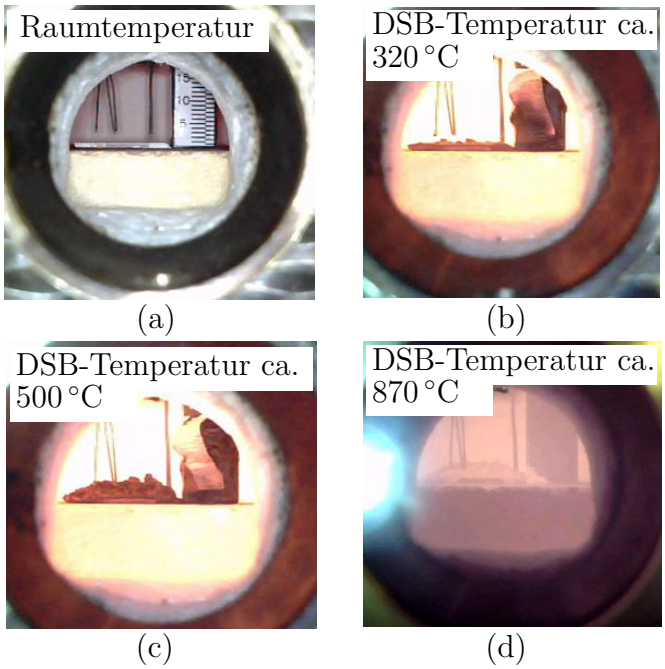


Abbildung 5.15: Zustand des DSB aus Versuch 3: (a) zu Beginn des Versuchs (b) zu Beginn des Aufschäumens (c) im maximal aufgeschäumten Zustand (d) nach der Pyrolyse

nach ca. 15 min abgeschlossen, da die Schichtdicke des DSB bis zum Versuchsende unverändert bleibt.

Aus dem gemessenen Verlauf der aufgeschäumten Schichtdicke lässt sich unter Berücksichtigung der Trockenschichtdicke des Versuchskörpers (hier 210 μm) ein Aufschäumfaktor α bestimmen. Dieser Faktor nimmt qualitativ folgerichtig den gleichen Verlauf wie die gemessene aufgeschäumte Schichtdicke an. Der maximale Aufschäumfaktor stellt sich dabei in diesem konkreten Fall zu ca. 27 ein. Die ursprüngliche Schichtdicke des DSB hat ihr Volumen entsprechend im Faktor vergrößert. Die einzelnen Zustände des DSB während des Aufschäumvorgangs sind dabei in Abbildung 5.15 veranschaulicht. In Abbildung 5.15 (a) ist der Versuchskörper zunächst bei Raumtemperaturbedingungen dargestellt. Darin ist zudem die Messskala zur Messung der aufgeschäumten Schichtdicke sowie die Thermoelemente zur Temperaturmessung erkennbar. In Abbildung 5.15 (b) zeigt sich eine erste Blasenbildung an der DSB-Oberfläche. Die Messskala ist in diesem Zustand bereits nicht mehr erkennbar. Bei ca. 500 °C hat der DSB seine maximal aufgeschäumte Schichtdicke erreicht (vgl. Abbildung 5.15 (c)). Der Zustand des DSB nach 60 min ETK-Beanspruchung ist in Abbildung 5.15 (d) veranschaulicht. In diesem Zustand hat der DSB aufgrund der

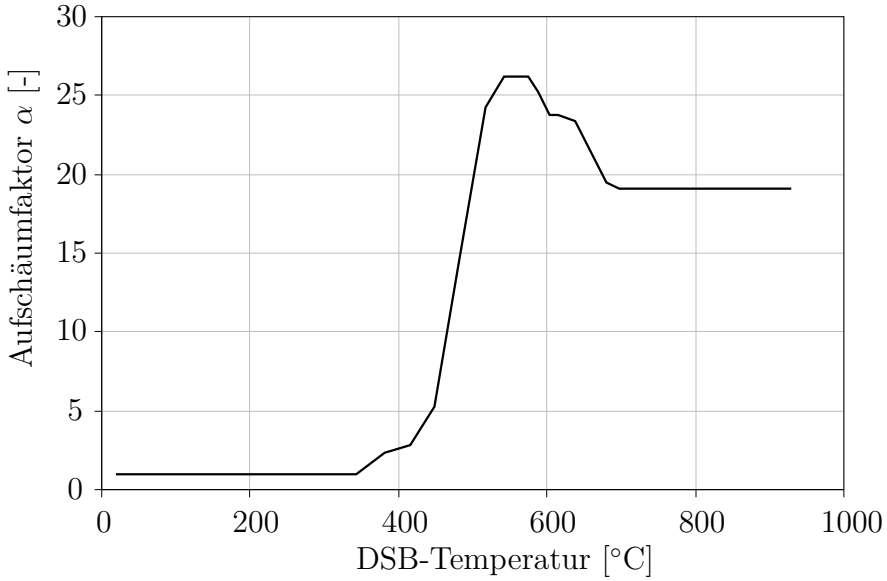


Abbildung 5.16: Aufschäumverlauf in Abhängigkeit der DSB-Temperatur aus Versuch 3 (DSB1-wa)

Pyrolyseprozesse eine helle Färbung angenommen.
Unter Berücksichtigung der gemessenen Materialtemperatur lässt sich der ermittelte Aufschäumfaktor α nun in Abhängigkeit der DSB-Temperatur darstellen (vgl. Abbildung 5.16). Ein Aufschäumen des DSB findet in diesem Fall ab einer DSB-Temperatur von ca. 320 °C statt. Die maximal aufgeschäumte Schichtdicke wird bei ca. 500 °C erreicht und reduziert sich im Anschluss signifikant. Diese Reduktion der Schichtdicke stellt sich augenscheinlich als ein Schrumpfen der aufgeschäumten Schaumschicht dar und ist auf die Pyrolyse der organischen Bestandteile des DSB zurückzuführen (vgl. Abschnitt 5.4). Bei ca. 700 °C ist dieser Schrumpfungsprozess abgeschlossen. Ferner ist zu erwähnen, dass im Rahmen dieser Untersuchungen stets ein Aufschäumen des DSB orthogonal zur beschichteten Oberfläche beobachtet wurde. Eine nennenswerte Ausdehnung des DSB quer zur primären Aufschäumrichtung (orthogonal zur beschichteten Oberfläche) des DSB wurde nicht festgestellt.
Die ermittelten Verläufe des Aufschäumfaktors α für alle untersuchten Beschichtungen aus Tabelle 1.1 sind in Abbildung 5.17 dargestellt. Es ist ersichtlich, dass alle Beschichtungen qualitativ einen ähnlichen Aufschäumverlauf bzw. Aufschäumfaktor α aufweisen. Insbesondere lässt sich bei allen Beschichtungen ein Aufschäumen in einem annähernd gleichen Temperaturbereich identifizieren. Die Beschichtung DSB1-ep beginnt bereits bei einer Materialtemperatur von ca. 280 °C aufzuschäumen, wohingegen die Beschichtung DSB1-lö erst im Bereich von 380 °C erkennbar aufschäumt. Weiter-

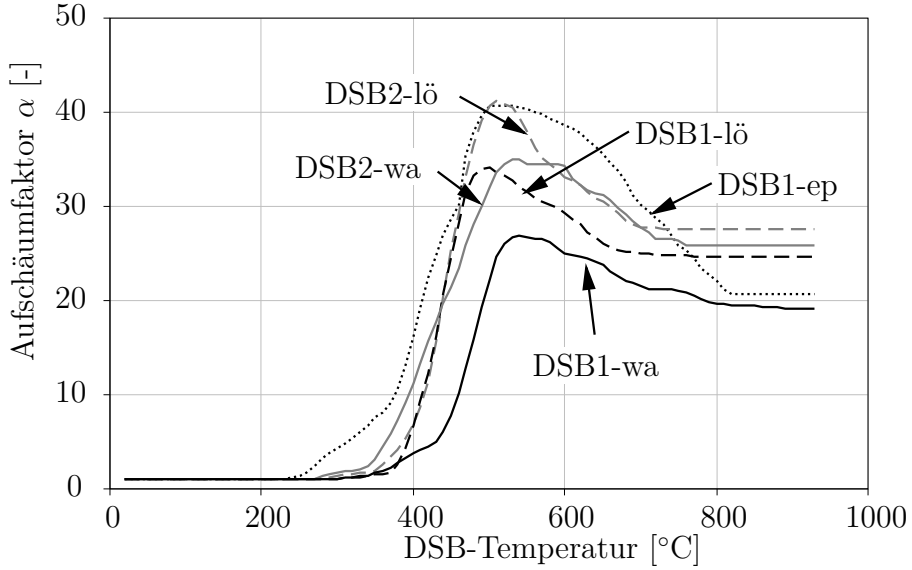


Abbildung 5.17: Gemittelte Aufschäumverläufe der untersuchten Beschichtungen in Abhängigkeit der DSB-Temperatur bei ETK-Beanspruchung

hin ist auffällig, dass sich bei allen untersuchten Beschichtungen im Aufschäumverlauf eine gleiche Charakteristik zeigt. Dies lässt sich insbesondere durch den Aufschäumverlauf bis zum Erreichen des Aufschäummaximums belegen. Dieses Maximum wird bei allen Beschichtungen in einem Temperaturbereich von $480 - 510\,°C$ erreicht, wobei die Aufschäumfaktoren α im Bereich von ca. 27 (DSB1-wa) bis ca. 40 (DSB1-ep und DSB2-lö) liegen. Die Pyrolyse der organischen Bestandteile der DSB äußert sich bei allen Beschichtungen durch ein augenscheinliches Schrumpfen der aufgeschäumten Schichtdicke. Auch in dieser Phase zeigen die Aufschäumverläufe untereinander eine vergleichbare Steigung. Ab einer DSB-Temperatur von $750 - 820\,°C$ ist ein Schrumpfen des aufgeschäumten DSB nicht mehr wahrnehmbar. Es wird an dieser Stelle angemerkt, dass die gemittelten Aufschäumverläufe in Abbildung 5.17 lediglich bis zu einer Materialtemperatur von ca. $930\,°C$ angegeben sind, da die Versuche ausschließlich bei Temperaturbeanspruchung nach ETK bis 60 min durchgeführt wurden. Zu diesem Zeitpunkt weist die ETK die genannte Temperatur auf.
Anhand dieser Untersuchungen lässt sich erstmals eine definierte Entwicklung der Schichtdicke von DSB in Abhängigkeit der DSB-Temperatur darstellen sowie die Aufschäumcharakteristik quantifizieren. Es wird deutlich, dass DSB bei ETK-Beanspruchung ihre Schichtdicke innerhalb eines kurzen Zeitraums entwickeln und die maximale Schichtdicke nur kurzzeitig Bestand hat, da direkt anschließende Pyrolyseprozesse im DSB in einem augenscheinlichen Schrumpfen der aufgeschäumten

Schichtdicke resultieren. Zudem zeigen diese Untersuchungen deutlich, dass sich auch die Schichtdicken unterschiedlicher Beschichtungen annähernd gleich entwickeln. Somit werden bedeutende Grundlagen für die Formulierung eines einheitlichen Aufschäumfaktors α für die numerische Simulation von DSB gelegt.

5.3.4 Aufschäumverhalten bei unterschiedlichen, konstanten Aufheizgeschwindigkeiten

In den bisherigen Ausführungen dieses Abschnitts wird das Aufschäumverhalten unterschiedlicher DSB-Beschichtungen bei Temperaturbeanspruchung nach ETK analysiert. Das Aufschäumverhalten der untersuchten Beschichtungen ist dabei insbesondere durch eine rasche Zunahme der Schichtdicke während des Aufschäumvorgangs sowie eine sich daran anschließende Reduzierung der Schichtdicke in der Phase des augenscheinlichen Schrumpfens des aufgeschäumten DSB geprägt.
Eine Temperaturbeanspruchung nach ETK ist durch eine im Verlauf stetig zunehmende Temperatur sowie durch sehr hohe Aufheizgeschwindigkeiten zu Beginn des Temperaturverlaufs geprägt. Bislang werden DSBBS üblicherweise auf Grundlage einer Temperaturbeanspruchung nach ETK getestet. Im Rahmen der Produktentwicklung von DSBBS ist daher anzunehmen, dass DSB gezielt so konzipiert werden, dass sich die optimale thermische Schutzwirkung bei einer Temperaturbeanspruchung nach ETK ausbildet. Bei Naturbrandszenarien können jedoch merklich von der ETK abweichende Temperaturzeitverläufe und Aufheizgeschwindigkeiten auftreten. Dies belegen die rechnerisch ermittelten Temperaturzeitverläufe aus Kapitel 4. Insbesondere die hohen Aufheizgeschwindigkeiten zu Beginn des Temperaturzeitverlaufs der ETK treten bei Naturbrandszenarien selten auf. In diesem Zusammenhang ist ungewiss, ob DSB auch bei Temperaturbeanspruchungen, die sich signifikant vom Verlauf der ETK unterscheiden, ein vergleichbares Aufschäumverhalten zeigen.
In diesem Abschnitt wird daher gezielt der Einfluss unterschiedlicher, konstanter Aufheizgeschwindigkeiten auf das Aufschäumverhalten von DSB untersucht und beurteilt. Dabei werden wesentliche Unterschiede im Aufschäumverhalten der DSB-Beschichtungen im Vergleich zum Aufschäumverhalten bei Temperaturbeanspruchung nach ETK aufgezeigt und erörtert. Dazu werden experimentelle Untersuchungen durchgeführt, wobei der Versuchsaufbau und die -durchführung sowie die Versuchskörper analog zu Abschnitt 5.3.2 ausgeführt werden. Als Temperaturbeanspruchung dienen jedoch Temperaturzeitverläufe, die für Aufheizgeschwindigkeiten

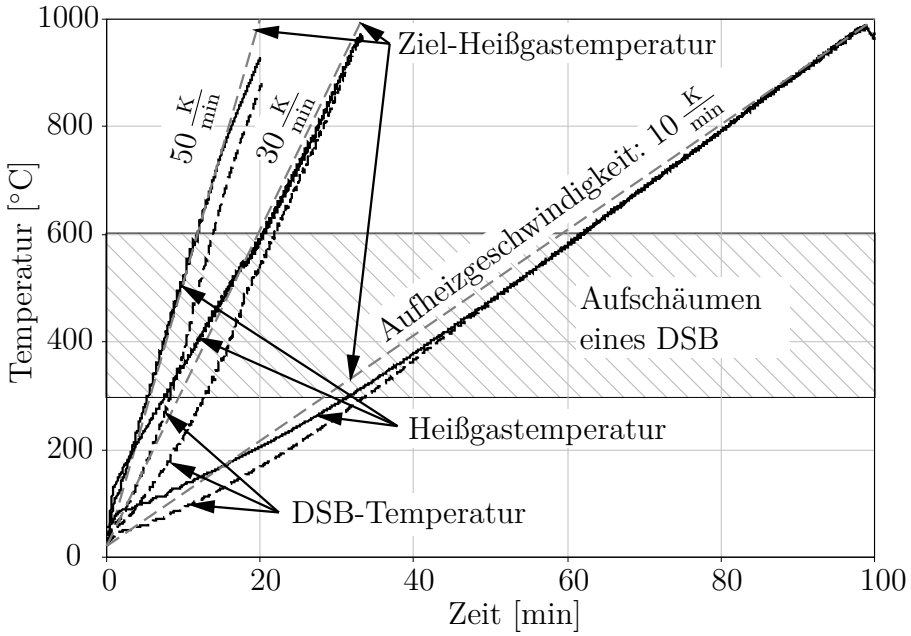


Abbildung 5.18: Exemplarische Verläufe der Heißgas- und DSB-Temperaturen bei unterschiedlichen, konstanten Aufheizgeschwindigkeiten im Rahmen der Versuchsreihe

von Naturbrandszenarien charakteristisch sind (vgl. Kapitel 4). Danach sind Temperaturzeitverläufe mit den Aufheizgeschwindigkeiten von 50 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$, 30 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ und 10 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ zu berücksichtigen. In diesem Zusammenhang stellt Abbildung 5.18 exemplarisch drei im Rahmen der Versuche gemessene Temperaturzeitverläufe mit den genannten Aufheizgeschwindigkeiten dar.

Neben den drei exemplarischen Verläufen für die Ziel-Heißgastemperaturen sind darin auch beispielhaft die gemessenen Heißgas- und DSB-Temperaturen der jeweiligen Versuche enthalten. Da sich die Temperaturzeitverläufe im Rahmen der Versuchsreihe jeweils affin zu den exemplarischen Verläufen aus Abbildung 5.18 entwickelten, werden diese nicht einzeln im Detail dargestellt. Dabei ist zunächst ersichtlich, dass die gemessenen Heißgastemperaturen sehr gut mit den Ziel-Heißgastemperaturen übereinstimmen. Demgegenüber weichen die gemessenen Materialtemperaturen der DSB der Versuche mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 50 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ und 30 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ erkennbar vom Verlauf der Heißgastemperatur ab. Diese Abweichungen sind dabei ähnlich wie bereits bei einer Temperaturbeanspruchung nach ETK unmittelbar nach Beginn des jeweiligen Versuchs zu verzeichnen, wonach die Erwärmung der Thermoelemente zur Messung der DSB-Temperatur bei einer Temperaturbeanspruchung mit einer hohen Aufheizgeschwindigkeit in einem zeitlichen Versatz erfolgt. Im Temperatur-

bereich von $300 - 600\,°C$, in dem DSB bei Naturbrandbeanspruchung üblicherweise aufschäumen, stimmen die Aufheizgeschwindigkeiten der Ziel-Heißgastemperatur und der DSB-Temperatur jedoch annähernd überein. Im Temperaturbereich, in dem die Reaktion des DSB erfolgt, unterlagen die untersuchten DSB im Rahmen der Versuche also annähernd den definierten Aufheizgeschwindigkeiten der Heißgastemperatur von $50\,\frac{K}{min}$, $30\,\frac{K}{min}$ und $10\,\frac{K}{min}$. Dies ist besonders im Hinblick auf die Formulierung von Materialkennwerten zur numerischen Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSB bei Naturbrandbeanspruchung bedeutsam. Um dabei einheitliche Versuchsbedingungen zu schaffen, wurden die Versuche unter Zugrundelegung der entsprechenden Aufheizgeschwindigkeiten jeweils nach Erreichen des rechnerischen Zeitpunkts der Ziel-Heißgastemperatur von $1000\,°C$ abgebrochen. Die gemessenen Heißgastemperaturen lagen zu diesem Zeitpunkt im Bereich von $850 - 1000\,°C$. Da in diesen Temperaturbereichen jedoch keine signifikante Änderung der Schichtdicke der DSB mehr zu erwarten war, ist dies für die Messergebnisse der aufgeschäumten Schichtdicke unerheblich.

Zur Untersuchung des Aufschäumverhaltens von DSB bei Temperaturbeanspruchungen mit unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten wurden Versuchskörper analog zu Abschnitt 5.3.2 erstellt und beschichtet. Für jede DSB-Beschichtung wurden dabei jeweils drei Versuche bei einer Temperaturbeanspruchung mit den Aufheizgeschwindigkeiten $50\,\frac{K}{min}$, $30\,\frac{K}{min}$ und $10\,\frac{K}{min}$ durchgeführt. Dabei wurde eine Ziel-Trockenschichtdicke des DSB von $200\,\mu m$ angestrebt. Die Trockenschichtdicken wurde jeweils nach einer Trocknungszeit von ca. 4 Wochen, unmittelbar vor der Durchführung des jeweiligen Versuchs an fünf Stellen gemessen. Eine detaillierte Übersicht der daraus gemittelten Trockenschichtdicken ist in Tabelle 5.2 enthalten. Die Trockenschichtdicke der Beschichtung auf Epoxidharzbasis zeigt dabei aus den bereits in Abschnitt 5.2 aufgeführten Gründen eine erhöhte Abweichung zur Ziel-Trockenschichtdicke. Die ermittelten Aufschäumverläufe aus den einzelnen Versuchen sind in Kapitel A des Anhangs dokumentiert. Im Folgenden werden die daraus gemittelten Aufschäumverläufe der unterschiedlichen Beschichtungen für jede der genannten Aufheizgeschwindigkeiten getrennt betrachtet und das Aufschäumverhalten interpretiert.

Die ermittelten Aufschäumfaktoren der untersuchten DSB-Beschichtungen aus der Versuchsreihe mit einer Aufheizgeschwindigkeit von $50\,\frac{K}{min}$ sind in Abbildung 5.19 in Abhängigkeit der DSB-Temperatur dargestellt. Es ist erkennbar, dass alle untersuchten DSB ein qualitativ ähnliches Aufschäumverhalten zeigen. Ein Aufschäumen der unterschiedlichen Beschichtungen ist in einem annähernd gleichen Temperaurbe-

Tabelle 5.2: Gemittelte DSB-Trockenschichtdicken der Versuchskörper zur Untersuchung des Aufschäumverhaltens bei unterschiedlichen, konstanten Aufheizgeschwindigkeiten

Aufheizgeschwindigkeit $\left[\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}\right]$	Beschichtung	Gemessene Trockenschichtdicke [μm] Versuch 1	Versuch 2	Versuch 3
50	DSB1-wa	180	230	290
	DSB1-lö	140	150	160
	DSB1-ep	280	220	240
	DSB2-wa	180	170	220
	DSB2-lö	140	120	150
30	DSB1-wa	180	250	150
	DSB1-lö	130	160	150
	DSB1-ep	340	230	230
	DSB2-wa	140	160	220
	DSB2-lö	180	210	130
10	DSB1-wa	130	230	220
	DSB1-lö	130	140	190
	DSB1-ep	360	270	230
	DSB2-wa	180	200	170
	DSB2-lö	150	140	130

reich von $300 - 350\,^{\circ}\mathrm{C}$ zu verzeichnen und vollzieht sich sehr rasch. Dabei wird ein maximaler Aufschäumfaktor α von ca. $30 - 42$ gemessen, der in einem Temperaturbereich von $480 - 530\,^{\circ}\mathrm{C}$ erreicht wird. Die sich daran anschließende Reduzierung der Schichtdicke vollzieht sich bei allen Beschichtungen in einer vergleichbaren Art. Es ist auffällig, dass die Aufschäumverläufe bei einer Temperaturbeanspruchung mit einer Aufheizgeschwindigkeit von $50\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ in ihrer Charakteristik sehr ähnlich zu den Verläufen bei ETK-Bedingungen sind. Dabei erreicht speziell die Beschichtung DSB2-lö eine geringere und die Beschichtung DSB2-wa eine höhere aufgeschäumte Schichtdicke als bei ETK-Bedingungen. Zudem ist auffällig, dass die Reduzierung der Schichtdicke im Vergleich zum Verhalten bei ETK-Bedingungen stärker ausgeprägt ist und letztlich teilweise etwas geringere aufgeschäumte Schichtdicken verbleiben. Dies kann vor allem auf eine ausgeprägte Pyrolyse der organischen Bestandteile des DSB bei dieser Temperaturbeanspruchung hindeuten. Insgesamt verhalten sich die untersuchten Beschichtungen bei dieser Temperaturbeanspruchung jedoch sehr ähnlich zur Temperaturbeanspruchung nach ETK.

Die gemittelten Verläufe des Aufschäumfaktors in Abhängigkeit der DSB-Temperatur bei Temperaturbeanspruchung mit einer Aufheizgeschwindigkeit von $30\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ sind

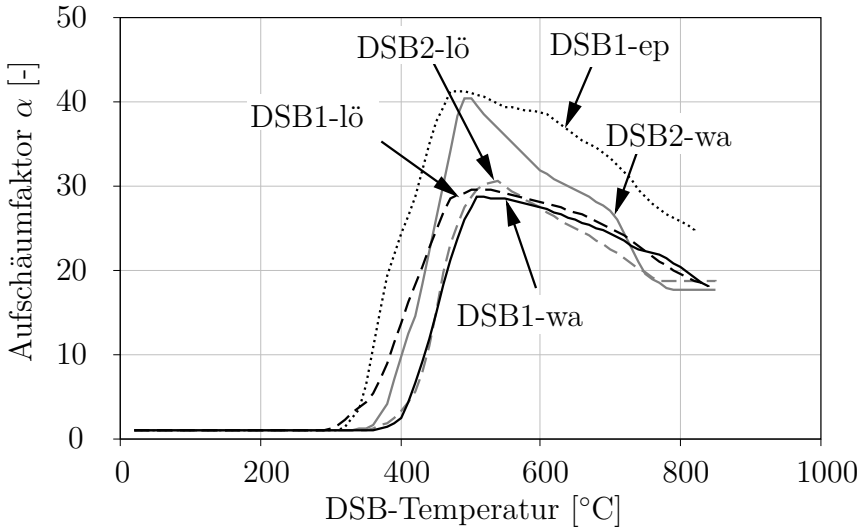


Abbildung 5.19: Gemittelte Verläufe des Aufschäumfaktors der untersuchten DSB-Beschichtungen bei Temperaturbeanspruchung mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 50 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$

in Abbildung 5.20 dargestellt. Alle Kurvenverläufe weisen insgesamt eine ähnliche Entwicklung auf. Der Aufschäumvorgang der unterschiedlichen DSB beginnt jeweils in einem annähernd gleichen Temperaurbereich bei $300 - 350\,°\mathrm{C}$ und die maximal aufgeschäumte Schichtdicke wird bei einer Materialtemperatur von $430 - 500\,°\mathrm{C}$ erreicht. Dabei beträgt der maximal gemessene Aufschäumfaktor α bei den untersuchten Beschichtungen ca. $27 - 42$. Die Schrumpfungsprozesse vollziehen sich bei allen untersuchten Beschichtungen in einer vergleichbaren Weise, wobei diese bei den Beschichtungen DSB2-wa und DSB2-lö offensichtlich bereits bei einer DSB-Temperatur von $660\,°\mathrm{C}$ abgeschlossen sind. Die aufgeschäumte Schichtdicke der Beschichtung DSB2-wa reduziert sich dabei sehr stark, wonach lediglich ein Aufschäumfaktor α von ca. 12 verbleibt.
Die Entwicklung des Aufschäumfaktors bei einer Temperaturbeanspruchung mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 30 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ stellt sich im Vergleich zum Verlauf bei ETK-Bedingungen wiederum sehr ähnlich dar. Auch der maximale Aufschäumfaktor liegt in einer vergleichbaren Größenordnung. Dabei erreicht die Beschichtung DSB1-wa im Vergleich zur Temperaturbeanspruchung mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 50 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ eine merklich höhere Schichtdicke und die Beschichtung DSB2-wa eine geringere Schichtdicke. Des Weiteren ist auffällig, dass die verbleibende Schichtdicke der Beschichtung DSB2-wa merklich geringer ist als bei ETK-Bedingungen. Dies kann wiederum auf eine ausgeprägte Pyrolyse der organischen Bestandteile des DSB

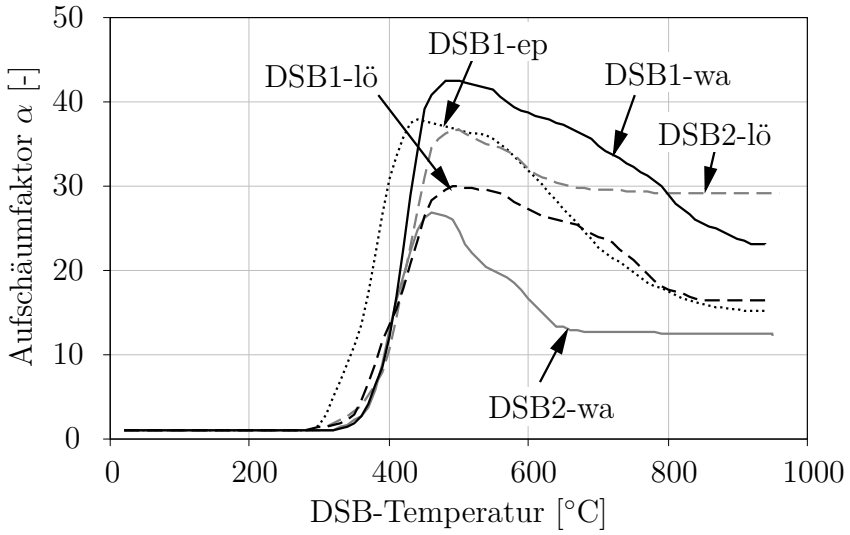


Abbildung 5.20: Gemittelte Verläufe des Aufschäumfaktors der untersuchten DSB-Beschichtungen bei Temperaturbeanspruchung mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 30 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$

bei dieser von der ETK abweichenden Temperaturbeanspruchung hindeuten.
In Abbildung 5.21 sind die gemittelten Verläufe des Aufschäumfaktors bei einer Temperaturbeanspruchung mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 10 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ abgebildet. Ein Aufschäumen der unterschiedlichen DSB ist in einem Temperaurbereich von $260 - 350\,°\mathrm{C}$ festzustellen. Insbesondere die lösemittelhaltigen Beschichtungen und die Beschichtung DSB1-ep schäumen bereits im Temperaturbereich um 260 °C auf. Dabei wird die maximal aufgeschäumte Schichtdicke bereits bei einer DSB-Temperatur von $370 - 430\,°\mathrm{C}$ erreicht. In diesem Zusammenhang fällt weiterhin auf, dass sich die maximal aufgeschäumte Schichtdicke der lösemittelhaltigen Beschichtungen signifikant von den übrigen Beschichtungen unterscheidet. Die Beschichtungen DSB1-lö und DSB2-lö erreichen lediglich einen maximalen Aufschäumfaktor α von 14 bzw. 17. Die übrigen Beschichtungen weisen hingegen einen maximalen Aufschäumfaktor von $25 - 33$ auf. Bezüglich der Schrumpfungsprozesse der aufgeschäumten Schichtdicken ist erkennbar, dass sich diese bei allen untersuchten Beschichtungen in einer vergleichbaren Abnahme der Aufschäumverläufe äußert. Dabei sind die Schrumpfungsprozesse bei den lösemittelhaltigen Beschichtungen bereits bei einer DSB-Temperatur von 550 °C abgeschlossen, während sich die aufgeschäumte Schichtdicke bei den übrigen Beschichtungen erst ab 800 °C nicht mehr erkennbar verändert.
Speziell die lösemittelhaltigen DSB-Beschichtungen zeigen bei Temperaturbeanspruchung mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 10 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ im Vergleich zur Temperaturbe-

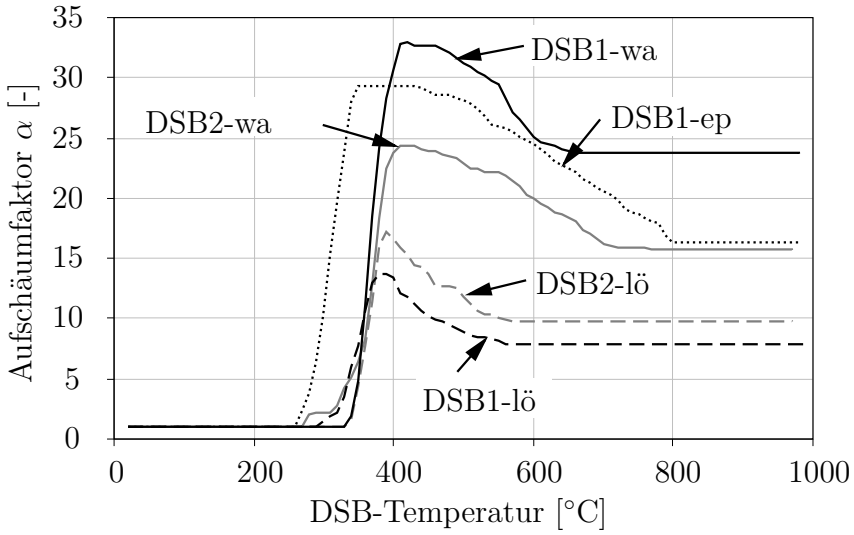
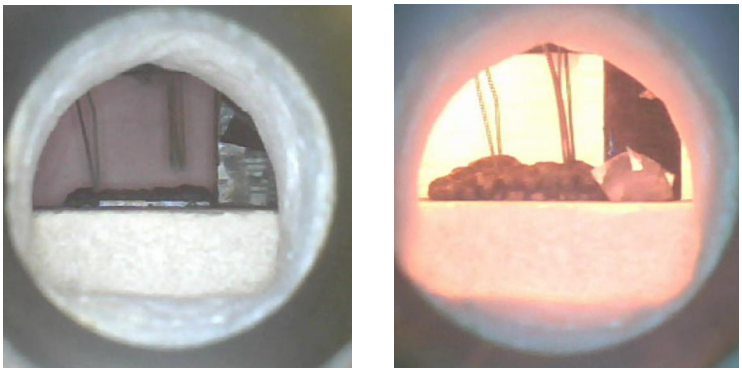


Abbildung 5.21: Gemittelte Verläufe des Aufschäumfaktors der untersuchten DSB-Beschichtungen bei Temperaturbeanspruchung mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 10 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$

anspruchung nach ETK ein merklich abweichendes Aufschäumverhalten. So wird bei der Beschichtung DSB1-lö bzw. DSB2-lö bei dieser Temperaturbeanspruchung lediglich ein maximaler Aufschäumfaktor α von 14 bzw. 17 erreicht, während dieser bei ETK-Bedingungen 34 bzw. 42 beträgt. Die übrigen DSB zeigen jeweils ein ähnliches Aufschäumverhalten wie bei ETK-Beanspruchung, wobei die Beschichtungen DSB1-wa und DSB1-ep eine leicht geringere aufgeschäumte Schichtdicke aufweisen. Ferner schäumt die Beschichtung DSB1-ep bereits bei einer DSB-Temperatur von 260 °C auf, wobei alle Beschichtungen ihre maximalen Schichtdicke sehr rasch entwickeln. Die Schrumpfungsprozesse äußern sich im Aufschäumverlauf aller untersuchter Beschichtungen ähnlich zur Entwicklung bei ETK-Bedingungen.

Werden die ermittelten Aufschäumverläufe der DSB-Beschichtungen bei den untersuchten Temperaturbeanspruchungen mit unterschiedlichen, konstanten Aufheizgeschwindigkeiten dem Aufschäumverhalten bei ETK-Bedingungen gegenübergestellt, fällt zunächst auf, dass alle Verläufe qualitativ eine ähnliche Entwicklung aufweisen. So beginnt der Aufschäumvorgang aller untersuchter Beschichtungen stets in einem annähernd gleichen Temperaturbereich und die maximal aufgeschäumte Schichtdicke entwickelt sich jeweils sehr rasch. Ferner sind die Aufschäumverläufe jeweils nach Erreichen dieses Maximums von einer Reduzierung der Schichtdicke geprägt, die der Pyrolyse der organischen Bestandteile im Hochtemperaturbereich zugeschrieben wird. Die maximalen Schichtdicken werden dabei von den lösemittelfreien Beschichtungen



(a) (b)

Abbildung 5.22: Vergleich der maximal aufgeschäumten Schichtdicken der Beschichtung DSB2-lö bei Temperaturbeanspruchung mit den Aufheizgeschwindigkeiten: (a) 10 $\frac{K}{min}$ (Versuch 2) und (b) 50 $\frac{K}{min}$ (Versuch 3)

bei einer Temperaturbeanspruchung mit den untersuchten Aufheizgeschwindigkeiten im Vergleich zu ETK-Bedingungen in gleicher Größenordnung erreicht, wohingegen die lösemittelhaltigen DSB insbesondere bei einer Aufheizgeschwindigkeit von 10 $\frac{K}{min}$ eine merklich geringere maximale Schichtdicke aufweisen. In Abbildung 5.22 ist die maximal aufgeschäumte Schichtdicke der Beschichtung DSB2-lö bei Temperatureinwirkung mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 10 $\frac{K}{min}$ und 50 $\frac{K}{min}$ veranschaulicht.
Insbesondere geringe Aufheizgeschwindigkeiten haben bei lösemittelhaltigen Beschichtungen offensichtlich einen signifikanten Einfluss auf das Aufschäumverhalten. Dabei konnte bei diesen Beschichtungen speziell bei den Versuchen mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 10 $\frac{K}{min}$ im Gegensatz zu den Versuchen mit einer höheren Aufheizgeschwindigkeit beobachtet werden, dass sich nach dem Einsetzen der Reaktion an der Oberfläche des DSB eine Vielzahl zerplatzender Bläschen zeigt. Der Gasbildner (z. B. Melamin) kann in diesem Zustand offensichtlich nicht in Poren umgesetzt werden, sondern verflüchtigt sich an der Oberfläche des DSB. Es ist denkbar, dass die Umsetzung des APP und die Veresterung der Kohlenstoffquelle in diesem Zustand noch nicht ausreichend vorangeschritten ist, sodass das freigesetzte Gas in der umgebenen Schmelze keine Gasblasen (Poren) ausbilden kann. Dieser zeitlicher Versatz der chemischen Reaktionen resultiert zwangsläufig in einer geringeren aufgeschäumten Schichtdicke, da sich ein wesentlicher Anteil des freigesetzten Gases verflüchtigt und nicht für die Ausbildung von Poren zur Verfügung steht.
Mit zunehmender Aufheizgeschwindigkeit zeigt sich bei lösemittelhaltigen Beschichtungen eine deutlich reduzierte Ausbildung zerplatzender Gasblasen in der Schmelze.

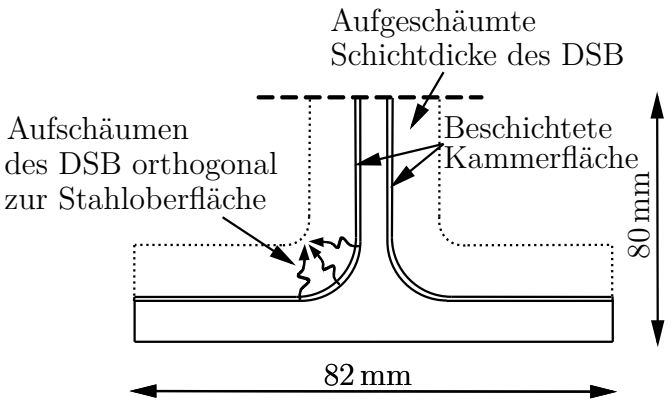


Abbildung 5.23: Versuchskörper zur Untersuchung des Aufschäumverhaltens von DSB in der Walzausrundung eines Stahprofils IPE 160

Es ist daher anzunehmen, dass der zeitliche Versatz der Umsetzung des APP bzw. der Veresterung zur Gasfreisetzung merklich reduziert ist. Der überwiegende Anteil des freigesetzten Gases wird in Poren umgesetzt, was in einer größeren aufgeschäumten Schichtdicke der DSB resultiert.
Es wird deutlich, dass die Aufheizgeschwindigkeit der Temperaturbeanspruchung bei lösemittelhaltigen DSB einen signifikanten Einfluss auf die aufgeschäumte Schichtdicke hat. Hingegen ist der Einfluss der Aufheizgeschwindigkeit auf die aufgeschäumte Schichtdicke bei lösemittelfreien DSB nicht erkennbar. Der Einfluss dieses abweichenden Aufschäumverhaltens von lösemittelhaltigen DSB bei niedrigen Aufheizgeschwindigkeiten auf die thermische Schutzwirkung wird in Abschnitt 5.5 vertieft untersucht.

5.3.5 Aufschäumverhalten im Bereich der Walzausrundung von I-Profilen

Im üblichen Anwendungsfall werden DSBBS im Stahlbau besonders als Brandschutzmaßnahme für I-Profile eingesetzt. Der Aufschäumvorgang des DSB unterliegt dabei im Bereich der Walzausrundung von I-Profilen besonderen Randbedingungen. Unter der Annahme eines streng orthogonalen Aufschäumens zur beschichteten Stahloberfläche kann sich die Volumenvergrößerung des DSB in der Walzausrundung aufgrund der konkaven Geometrie nicht frei ausbilden und es kommt zu Zwängungen in der aufgeschäumten Dämmschicht (vgl. Abbildung 5.23).
Um das Aufschäumverhalten eines DSB in diesem speziellen Teilbereich bewerten

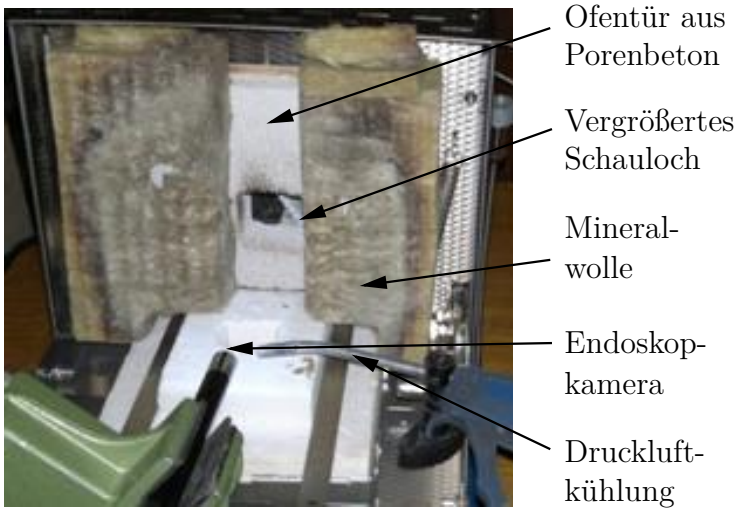


Abbildung 5.24: Versuchsaufbau zur Untersuchung des Aufschäumverhaltens von DSB im Bereich der Walzausrundung eines I-Profils

zu können, wird der Aufschäumvorgang eines DSB in einem Kleinversuch gezielt in der Walzausrundung von zwei halbierten I-Profilen untersucht. Der Versuchsaufbau entspricht dabei im Wesentlichen den Angaben aus Abschnitt 5.3.2. Dabei betrug die Länge der halbierten Stahlprofile jeweils 30 mm. Um den Aufschäumvorgang im Bereich der Walzausrundung mit der Endoskopkamera erfassen zu können, wurde eine individuell konzipierte Ofentür aus Porenbeton mit einem vergrößertem Schauloch (ca. 45 x 45 mm) angefertigt (vgl. Abbildung 5.24). Die Ofentür wurde dabei so konzipiert, dass diese im Wesentlichen der Geometrie der eigentlichen Ofentür entsprach. Zur Verbesserung der Dämmeigenschaften der Ofentür wurde diese an der Außenseite mit Mineralwolle bekleidet. Vorversuche haben gezeigt, dass die Entwicklung der Heißgastemperatur durch diese Maßnahme nicht erkennbar beeinflusst wird.
Zur Untersuchung des Aufschäumverhaltens von DSB im Bereich der Walzausrundung wurden die Flächen der ursprünglichen Profilkammer eines halbierten Stahlprofils IPE 160 (normalfester Baustahl) mit der Beschichtung DSB2-lö beschichtet (vgl. Abbildung 5.23). Die übrigen Querschnittsteile blieben im Rahmen dieses Versuchs unbeschichtet. So wurde vermieden, dass eine aufschäumende Dämmschicht an den Stirnflächen ggf. eine eingeschränkte Sicht auf die Walzausrundung verursacht. Nach einer Trocknungszeit von ca. 4 Wochen, unmittelbar vor der Durchführung des Versuchs wurde an Versuchskörper 1 eine gemittelte Trockenschichtdicke von ca. 700 μm gemessen. Die Trockenschichtdicke von Versuchskörper 2 wies im Mittel 600 μm auf, wobei für dieses I-Profil nach AbZ eine Trockenschichtdicke von 650 μm gefordert ist.

Zudem wurden an den unbeschichteten Stirnflächen ähnlich wie in Abschnitt 5.3.2 Messskalen angeordnet, die zur Bewertung der maximal aufgeschäumten Schichtdicke dienten. Weiterhin sei angemerkt, dass im Rahmen dieser Untersuchung auf eine Temperaturmessung verzichtet wurde, da aufgrund der unbeschichteten Querschnittsteile im Vergleich zu Zulassungsprüfungen für beschichtete Stahlbauteile eine merklich abweichende und nicht repräsentative Temperaturentwicklung im Stahl zu erwarten war. Der Fokus dieser Untersuchungen lag ausschließlich auf der Analyse des Aufschäumverhaltens des DSB in der Walzausrundung. Die Versuchskörper wurden jeweils bei einer Temperaturbeanspruchung nach ETK bis 30 min getestet.
Die Versuchskörper wurden jeweils auf den unbeschichteten Flanschflächen auf einer Keramikplatte positioniert. Die Auswertung des Aufschäumverhaltens erfolgte im Nachgang zu diesen Versuchen in einer Videoanalyse.
Der Aufschäumvorgang des DSB von Versuchskörper 1 ist in Abbildung 5.25 zu unterschiedlichen Zeitpunkten dargestellt. Abbildung 5.25 (a) veranschaulicht dabei den beschichteten Versuchskörper mit dem DSB im noch unreagierten Zustand. Bereits nach einer Versuchsdauer von ca. 4 min beginnt der DSB im Bereich des Steges aufzuschäumen. Des Weiteren ist eine erste Bläschenbildung des DSB am Flansch erkennbar. Im weiteren Verlauf des Aufschäumvorgangs ist vor allem auffällig, dass der DSB im Bereich des Steges und des Flansches bereits eine ausgeprägte aufgeschäumte Schichtdicke entwickelt hat, wohingegen der Aufschäumvorgang in der Walzausrundung erst zu einem späteren Zeitpunkt einsetzt (vgl. Abbildung 5.25 (d)). Dies liegt vor allem in der erhöhten Massigkeit des Profils im Bereich der Walzausrundung begründet, die eine geringere DSB-Temperatur bewirkt. In einem zeitlichen Versatz von ca. 30 s schäumt der DSB im Bereich der Walzausrundung auf. Während dieses Vorgangs ist auffällig, dass der DSB die bereits aufgeschäumte Dämmschicht der übrigen Querschnittsteile deformiert. In Abbildung 5.25 (f) ist die maximale Schichtdicke des DSB in allen Querschnittsteilen erreicht. Diese beträgt im Bereich der Flansche ca. 18 mm, was einem Aufschäumfaktor α von ca. 26 entspricht. Im Bereich des Steges beträgt die maximal aufgeschäumte Schichtdicke ca. 17 mm bzw. 23 mm, was einem Aufschäumfaktor α von ca. 24 bzw. 37 entspricht. In der Walzausrundung ergibt sich mit 24 mm eine vergleichbare Schichtdicke. Dabei hat der DSB insgesamt eine zusammenhängende, profilfolgende und dichte Schaumstruktur ausgebildet.
Die aufgeschäumte Schaumstruktur des DSB von Versuchskörper 1 nach der Durchführung des Versuchs ist in Abbildung 5.26 im Detail dargestellt. Darin wird besonders deutlich, dass der zeitlich versetzt aufschäumende DSB in der Walzausrundung den bereits aufgeschäumten DSB deformiert. Dies lässt sich in Abbildung 5.26 durch die

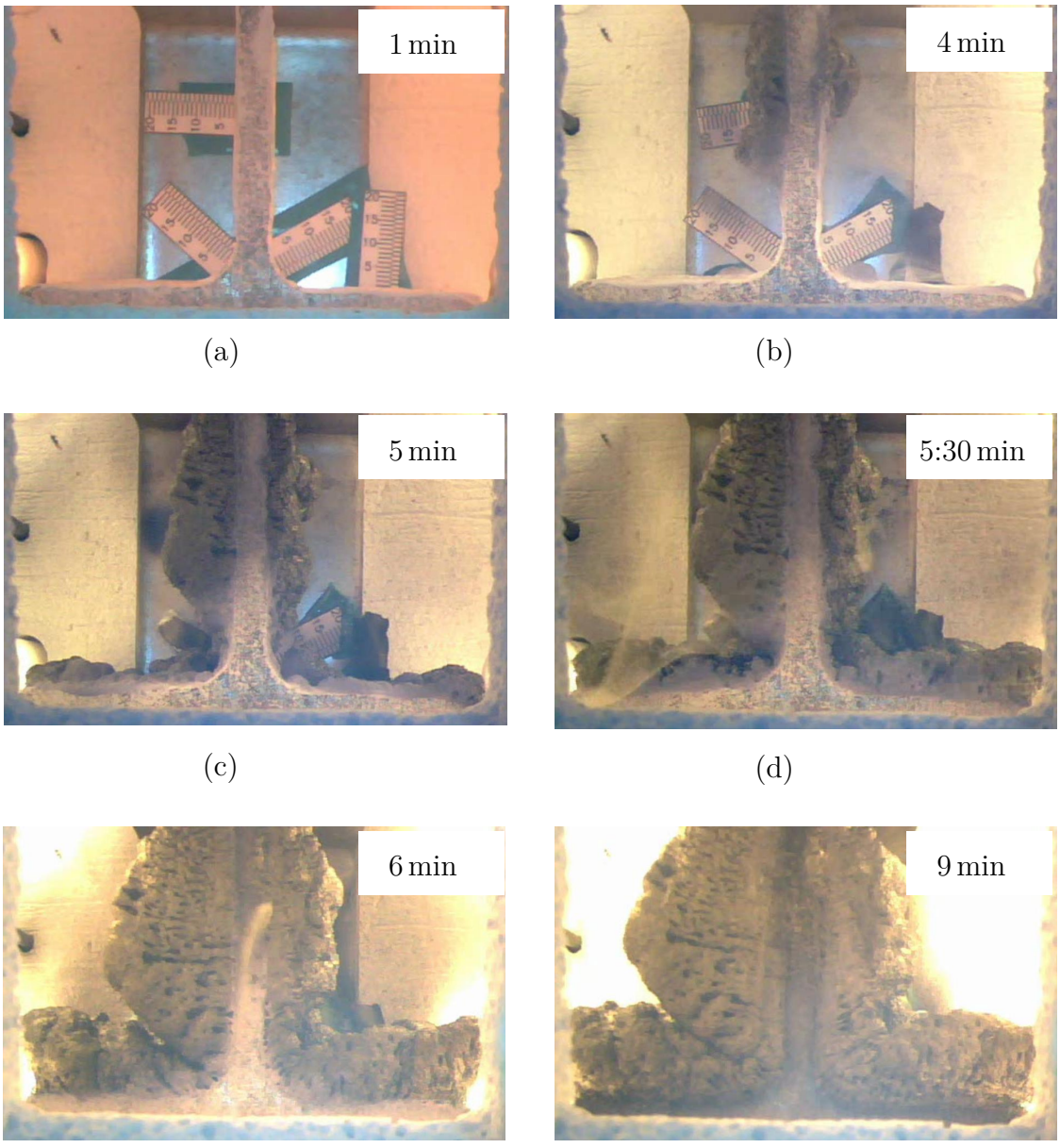


Abbildung 5.25: Aufschäumen der Beschichtung DSB2-lö im Bereich der Walzausrundung eines halbierten Stahlprofils IPE 160 (Versuchskörper 1) zu unterschiedlichen Zeitpunkten bei ETK-Einwirkung (Trockenschichtdicke DSB ca. 700 μm)

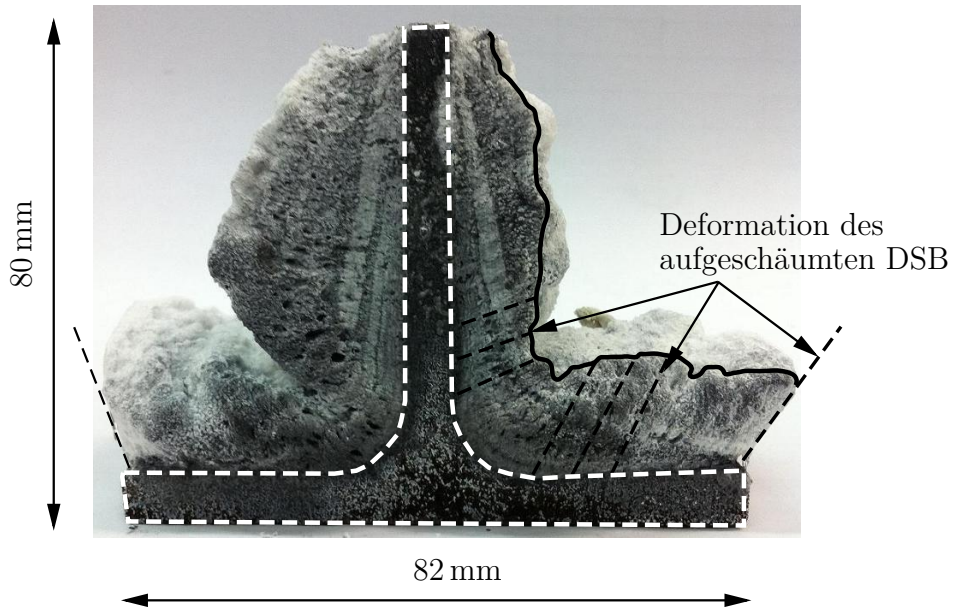


Abbildung 5.26: Schaumstruktur der Beschichtung DSB2-lö im Bereich der Walzausrundung eines Stahlprofil IPE 160 (Versuchskörper 1) nach Versuchsdurchführung

nach „außen“ gerichtete Orientierung der aufgeschäumten Schaumstruktur anschaulich belegen.
Das Aufschäumverhalten des DSB von Versuchskörper 2 ist in Kapitel B des Anhangs dargestellt. Dabei wurde in gleicher Weise ein verzögertes Aufschäumen des DSB im Bereich der Walzausrundung und eine Deformation des bereits aufgeschäumten DSB festgestellt.
Insgesamt zeigt der untersuchte DSB (DSB2-lö) ein gutes Aufschäumverhalten auf den halbierten I-Profilen. Es werden in allen Querschnittsteilen vergleichbare aufgeschäumte Schichtdicken zu den Untersuchungen aus Abschnitt 5.3.3 erreicht und es bildet sich eine dichte und geschlossene Schaumstruktur um das I-Profil. Daher ist die Deformation der bereits aufgeschäumten Schichtdicke durch den DSB in der Walzausrundung im Hinblick auf die thermische Schutzwirkung nicht als nachteilig zu bewerten.

5.3.6 Verhalten bei gehinderter Aufschäumung

Voraussetzung für die Ausbildung der thermischen Schutzwirkung eines DSBBS bzw. DSB im Brandfall ist die freie Entwicklung einer aufgeschäumten Dämmschicht.

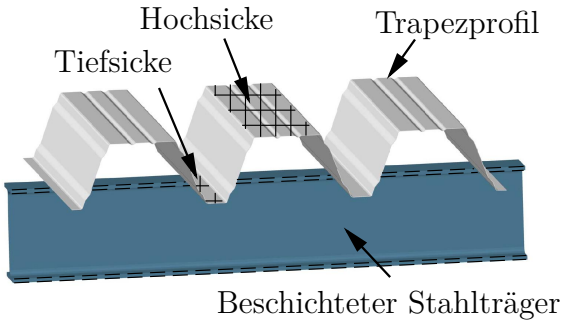


Abbildung 5.27: Beschichteter Stahlträger mit einem angrenzenden Trapezprofil

Sofern der Aufschäumvorgang ganz oder teilweise gehindert wird, beeinflusst dies unweigerlich die thermische Schutzfunktion des DSB. Ein gehindertes Aufschäumen des DSB tritt dabei insbesondere bei beschichteten Stahlbauteilen auf, die direkt an raumabschließenden Elementen angrenzen. So wird z. B. das Aufschäumen eines DSB auf einem I-Profil durch ein angrenzendes Sandwich- oder Kassettenprofil in der Kontaktfläche des Flansches zum raumabschließenden Element vollflächig gehindert. Bei einem angrenzenden Trapezprofil ist ein Aufschäumen des DSB demgegenüber lediglich partiell im Bereich der Tiefsicken gehindert, wonach eine komplexe aufgeschäumte Schaumschicht des DSB zu erwarten ist. Im Bereich der Hochsicke ist der Aufschäumvorgang des DSB je nach Bauhöhe des Trapezprofils gar nicht oder teilweise gehindert. Der Übergangsbereich zwischen Tiefsicke und Hochsicke eines Trapezprofils ist in der Regel abgeschrägt (vgl. Abbildung 5.27). Das Aufschäumverhalten von DSB im Bereich der Tiefsicke eines angrenzenden Trapezprofils sowie im Übergangsbereich zur Hochsicke ist bislang noch unbekannt.
Ziel der Untersuchungen dieses Abschnitts ist es daher, speziell das Aufschäumverhalten eines DSB im Bereich der Tiefsicke sowie im Übergangsbereich zur Hochsicke im Detail zu bewerten. Dazu werden drei Kleinversuche an beschichteten Stahlplatten mit jeweils einer angrenzenden Profilsicke, die ein Trapezprofil repräsentiert, durchgeführt. Der Versuchsaufbau ist dabei analog zu Abschnitt 5.3.5 gewählt. Dabei wurde auch im Rahmen dieser Versuche eine individuell angefertigte Ofentür verwendet, um den Aufschäumvorgang des DSB auf der gesamten Stahlplatte mit der Endoskopkamera erfassen zu können. Zudem wurden zur Bewertung der maximal aufgeschäumten Schichtdicke Messskalen ähnlich wie in Abschnitt 5.3.5 an den unbeschichteten Kanten der Stahlplatte angeordnet. Des Weiteren wurde aufgrund der bereits in Abschnitt 5.3.5 angeführten Gründe auch im Rahmen dieser Versuche auf eine Temperaturmessung verzichtet.

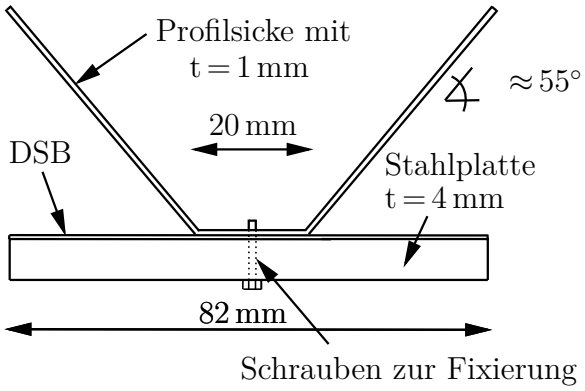


Abbildung 5.28: Versuchskörper zur Untersuchung des Aufschäumverhaltens eines DSB bei gehinderter Aufschäumung durch eine Profilsicke

Der Versuchskörper zur Bewertung eines gehinderten Aufschäumens ist in Abbildung 5.28 skizziert. Dabei wurde jeweils eine Stahlplatte mit den Abmessungen a / b = 50 / 82 mm und einer Dicke t = 4 mm einseitig mit der Beschichtung DSB1-wa beschichtet. An die beschichtete Stahlplatte wurde ferner ein Stahlblech, das entsprechend der Form einer Profilsicke eines handelsüblichen Trapezprofils umgeformt wurde, angeschlossen. Dieses Blech wies insgesamt eine Länge von 120 mm auf, sodass dies an beiden Plattenenden überstand. Aufgrund der begrenzten Abmessungen der Ofenkammer wurde dabei nicht die gesamte Bauhöhe des Trapezprofils nachgebildet. Vielmehr wurde die Bauhöhe so gewählt, dass die zu erwartende aufgeschäumte Schichtdicke des DSB in jedem Fall geringer war als die Bauhöhe der Profilsicke. Die Enden der angrenzenden Profilsicke blieben während des gesamten Versuches frei von einer mechanischen Unterstützung. Ferner dienten zwei Schrauben zur Fixierung der Profilsicke auf der beschichteten Stahlplatte. Insgesamt wurden drei Versuchskörper erstellt. Die Trockenschichtdicken der DSB wurden jeweils nach einer Trocknungszeit von ca. 4 Wochen, unmittelbar vor der Durchführung des Versuchs gemessen. Dabei lagen die gemittelten Trockenschichtdicken im Bereich von $600 - 700\,\mu$m, wobei jeweils sechs Messungen je beschichteter Stahlplatte in einem gleichmäßigen Raster erfolgten. Alle Versuchskörper wurden bei Temperaturbeanspruchung nach ETK getestet.

Die Versuchskörper wurden jeweils auf der unbeschichteten Seite der Stahlplatte in der Ofenkammer auf einer Keramikplatte positioniert. Die Auswertung des Aufschäumverhaltens erfolgte im Nachgang zu den Versuchen in einer Videoanalyse.

In Abbildung 5.29 ist der Aufschäumvorgang des DSB von Versuchskörper 1 zu unterschiedlichen Zeitpunkten dargestellt. In Abbildung 5.29 (a) befindet sich der DSB

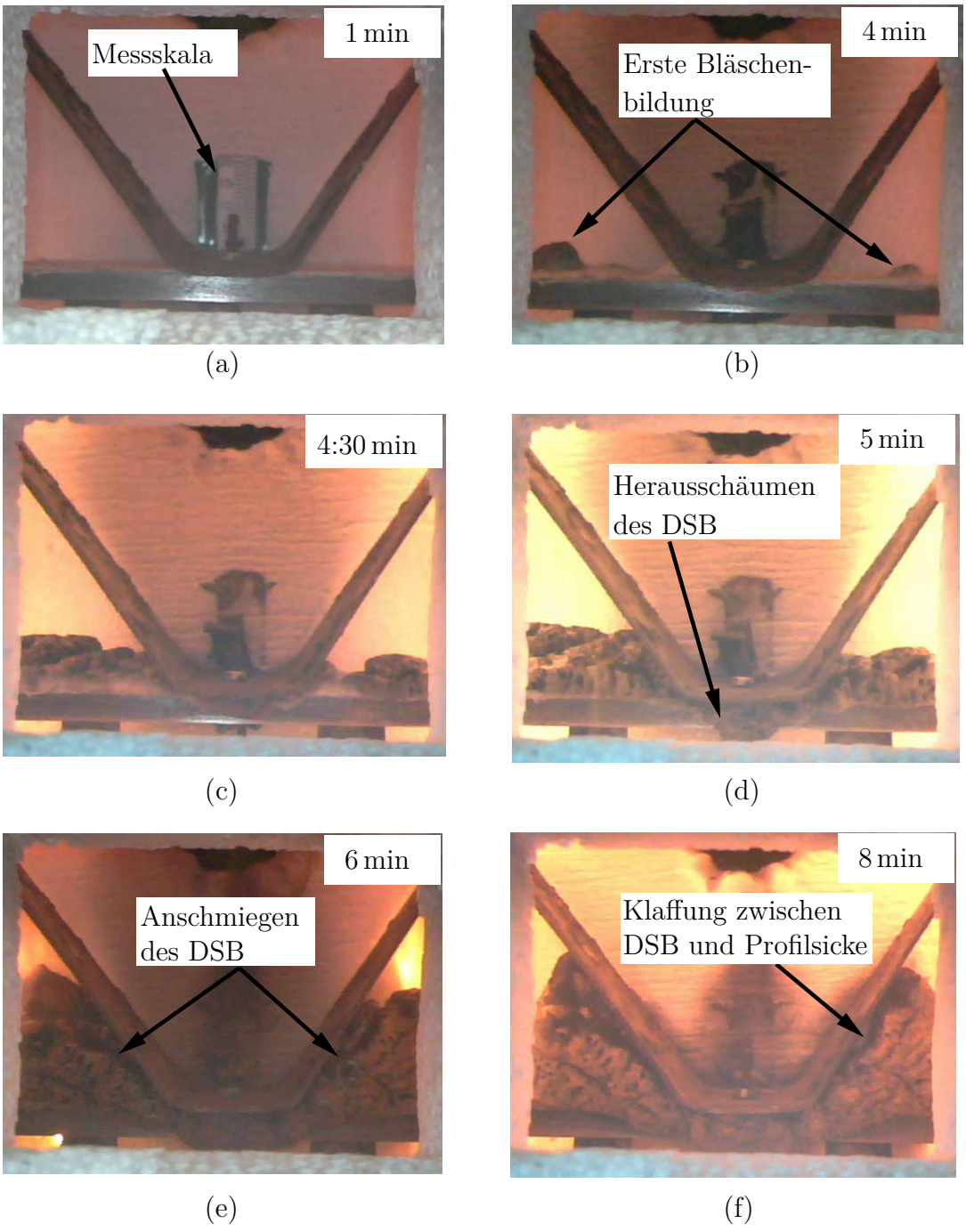


Abbildung 5.29: Aufschäumvorgang der Beschichtung DSB1-wa bei gehinderter Aufschäumung durch die Profilsicke eines Trapezprofils (Versuchskörper 1, mittlere Trockenschichtdicke DSB: 700 μm)

im noch unreagierten Zustand. Nach einer Versuchsdauer von ca. 4 min ist eine erste Bläschenbildung des DSB zu verzeichnen. Im weiteren Verlauf des Versuchs schäumt der DSB im Bereich ohne eine gehinderte Aufschäumung sukzessive auf. Ferner ist der DSB auch im Bereich unter der Profilsicke bestrebt sein Volumen zu vergrößern. Dies äußert sich insbesondere durch ein Herausschäumen des DSB unterhalb der Profilsicke (vgl. Abbildung 5.29 (d)). Mit fortschreitender Versuchsdauer schäumt unter der Profilsicke zunehmend mehr DSB heraus (vgl. Abbildung 5.29 (e) und (f)). Der aufschäumende DSB hat im Übergangsbereich der Tiefsicke zu der Hochsicke währenddessen eine Schaumstruktur gebildet, die sich in ihrer Form der Geometrie der Profilsicke angepasst hat. Dabei hat sich im Maximum eine Schichtdicke von 27 mm ausgebildet, was einem Aufschäumfaktor α von 38 entspricht. Die Profilsicke blieb während des Aufschäumens des DSB zu jedem Zeitpunkt formtreu. Der sich während des Aufschäumens entwickelnde Expansionsdruck des DSB ist also nicht in der Lage, die Profilsicke zu deformieren. Weiterhin ist auffällig, dass sich der aufschäumende DSB zunächst an die Profilsicke anschmiegt (Abbildung 5.29 (e)), sich aber nach einer Versuchsdauer von 8 min vereinzelt Klaffungen zwischen der aufgeschäumten Dämmschicht und dem Blech bilden. Dies kann den hohen Temperaturen des Bleches geschuldet sein, die bereits eine Pyrolyse der organischen Bestandteile des DSB initiieren. Darüber hinaus ist zu erwähnen, dass der DSB auch in dieser besonderen Konstellation stets ein nahezu orthogonales Aufschäumen zeigt. Ein seitliches Ausweichen bedingt durch die Geometrie der Profilsicke wird im Rahmen dieser Untersuchungen nicht beobachtet. Vielmehr schäumt der DSB bis zum Erreichen des Bleches auf und schmiegt sich der Form des Bleches an.
Das Aufschäumverhalten des DSB von Versuchskörper 2 und 3 ist in Kapitel B des Anhangs dokumentiert. Die beschriebenen Phänomene wurden bei diesen Versuchskörpern in ähnlicher Weise festgestellt. Insgesamt zeigt der untersuchte DSB auch bei einer gehinderten Aufschäumung durch eine repräsentative Profilsicke stets das Bestreben aufzuschäumen. Insbesondere im Bereich der Tiefsicke kann der DSB dabei keine aufgeschäumte Dämmschicht entwickeln. Demgegenüber schäumt der DSB im Übergangsbereich der Tiefsicke zur Hochsicke bis zum Erreichen des Bleches auf und die aufgeschäumte Dämmschicht schmiegt sich an die Form des Bleches an. Dabei wird das Blech durch den Expansionsdruck des DSB zu keinem Zeitpunkt verformt. Die Auswirkungen eines angrenzenden Trapezprofils auf das Erwärmungsverhalten des Stahlbauteils sind Gegenstand der Untersuchungen in Abschnitt 5.6.

5.3.7 Zusammenfassung

Die experimentellen Untersuchungen dieses Abschnitts dienen der Analyse des Aufschäumverhaltens von DSB bei hohen Temperaturen. Zur gezielten Untersuchung des Aufschäumverhaltens von DSB bei hohen Temperaturen werden beschichtete Stahlplättchen in einem Hochtemperatur-Elektroofen bei Temperaturbeanspruchung nach ETK aufgeheizt. Der Aufschäumvorgang des DSB wird dabei mit einer Endoskopkamera dokumentiert und im Nachgang zum Versuch ausgewertet. Die Anordnung von Messskalen unmittelbar neben den Versuchskörpern erlaubt dabei den Aufschäumfortschritt zu jedem Zeitpunkt zu ermitteln. Parallel wird in den Versuchen die Materialtemperatur des DSB mit Thermoelementen gemessen, um den jeweiligen Aufschäumfortschritt der Materialtemperatur zuordnen zu können. Dazu sind die Thermoelemente oberhalb der beschichteten Stahlplättchen in unterschiedlichen Höhen angeordnet, sodass diese von der aufschäumenden Dämmschicht umschlossen werden. Insgesamt wird dabei das Aufschäumverhalten von fünf unterschiedlichen DSB-Beschichtungen untersucht. Die Ergebnisse zeigen, dass der Aufschäumverlauf aller untersuchter Beschichtungen zunächst durch ein rasches Aufschäumen und ein anschließendes Schrumpfen der aufgeschäumten Schichtdicke bedingt durch die Pyrolyse der organischen Bestandteile charakterisiert ist. Im Maximum vergrößern die untersuchten Beschichtungen ihr Volumen um den Faktor $27 - 42$ (Aufschäumfaktor) und zeigen qualitativ einen ähnlichen Aufschäumverlauf.
In weiteren experimentellen Untersuchungen wird der Einfluss unterschiedlicher Aufheizgeschwindigkeiten auf das Aufschäumverhalten von DSB untersucht. Dazu werden Erwärmungsversuche analog zum beschriebenen Versuchsaufbau, jedoch bei Temperaturbeanspruchung mit konstanten Aufheizgeschwindigkeiten von $50\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$, $30\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ und $10\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ durchgeführt. Diese Temperaturbeanspruchungen sind nach Kapitel 4 repräsentativ für Naturbrandszenarien. Das Aufschäumverhalten von lösemittelfreien Beschichtungen unterscheidet sich dabei unwesentlich vom Aufschäumverhalten bei ETK-Beanspruchung. Demgegenüber entwickeln die untersuchten lösemittelhaltigen Beschichtungen insbesondere bei Temperaturbeanspruchung mit einer Aufheizgeschwindigkeit von $10\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ eine merklich geringere aufgeschäumte Schichtdicke als bei ETK-Beanspruchung. Dieses Verhalten wird auf Grundlage von Beobachtungen des Hochtemperaturverhaltens einem zeitlichen Versatz chemischer Reaktionen bei dieser Aufheizgeschwindigkeit zugewiesen.
Abschließend wird das Aufschäumverhalten von DSB im Bereich der Walzausrundung eines halbierten I-Profils sowie bei einem partiell gehinderten Aufschäumen durch

eine Profilsicke eines Trapezprofils untersucht. Die Versuche werden in beiden Fällen im Wesentlichen analog zum bereits beschriebenen Versuchsaufbau und bei Temperaturbeanspruchung nach ETK durchgeführt. Im Ergebnis zeigt sich ein zeitlich versetztes Aufschäumen des DSB im Bereich der Walzausrundung. Dabei wird die bereits aufgeschäumte Schaumschicht an den übrigen Querschnittsteilen durch den aufschäumenden DSB im Bereich der Walzausrundung deformiert. Dennoch bildet sich insgesamt eine geschlossene und dichte Schaumstruktur um das I-Profil aus.
In den Untersuchungen zum gehinderten Aufschäumen des DSB zeigt sich zunächst, dass der DSB stets bestrebt ist, aufzuschäumen. Dies äußert sich insbesondere durch ein Herausschäumen des DSB unterhalb der Tiefsicke. Im Übergangsbereich der Tiefsicke zur Hochsicke schäumt der DSB bis zum Erreichen des Bleches auf. Dabei schmiegt sich die aufgeschäumte Schaumschicht im Übergangsbereich der Hoch- zur Tiefsicke sukzessive an die Form der Profilsicke an, wobei dies durch den geringen Expansionsdruck des DSB zu keinem Zeitpunkt deformiert wird.
Mit den genannten Untersuchungen werden neue Erkenntnisse zum Aufschäumverhalten von DSB gewonnen. Das Aufschäumverhalten von DSB lässt sich nunmehr im Detail beurteilen und wesentliche Charakteristika in der Entwicklung der aufgeschäumten Schichtdicke werden herausgestellt. Ferner geht aus der systematischen Untersuchung des Aufschäumverhaltens unterschiedlicher DSB-Beschichtungen hervor, dass diese ein ähnliches Aufschäumverhalten aufweisen. Dies sind zudem bedeutende Erkenntnisse im Hinblick auf die Entwicklung von einheitlichen Materialkennwerten für die numerische Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSB. Darüber hinaus werden neue Erkenntnisse zum Aufschäumverhalten von DSB bei von der ETK abweichenden Temperaturbeanspruchungen erworben. Dabei wird deutlich, dass insbesondere lösemittelfreie Beschichtungen stets eine ähnliche Aufschäumcharakteristik aufweisen. Lösemittelhaltige Beschichtungen entwickeln hingegen insbesondere bei Temperaturbeanspruchung mit einer geringen Aufheizgeschwindigkeit eine merklich geringere Schichtdicke. Des Weiteren wird das grundlegende Verständnis dieser Brandschutzsysteme durch die durchgeführten Detailuntersuchungen zum Aufschäumverhalten im Bereich der Walzausrundung und bei einer gehinderten Aufschäumung wesentlich erweitert. Besonders die Erkenntnisse hinsichtlich des Verhaltens von DSB bei einem gehinderten Aufschäumen sind zur Bewertung des Erwärmungsverhaltens von beschichteten Stahlbauteilen mit angrenzenden Trapezprofilen bedeutsam.

5.4 Identifizierung der Porengestalt und -größenverteilung

5.4.1 Einleitung

Bei Temperatureinwirkung bilden DSB eine poröse Dämmschicht, die eine Erwärmung des Stahlbauteils zeitlich verzögert. Die thermische Schutzfunktion wird dabei insbesondere durch die Porenbildung des DSB bestimmt. Dabei ist davon auszugehen, dass die thermische Schutzfunktion sowohl durch die Porengestalt als auch durch die Verteilung und Größe der Poren und die daraus resultierende Schaumstruktur des DSB bestimmt wird.
Um ein vertieftes Verständnis für die thermische Schutzwirkung von DSB zu erlangen, zielen die Untersuchungen dieses Abschnitts auf die Bewertung der Gestalt sowie der Größe und Verteilung der Poren im DSB ab. Zudem ist die Kenntnis dieser Größen für die Formulierung von Materialkennwerten für numerische Simulationen von besonderem Interesse. Zur Bewertung der mikroskopischen Struktur von DSB werden drei markante Zustände (Reaktionsphasen) im Hochtemperaturbereich untersucht:

- Zustand I: Erreichen des Schmelzpunktes / Beginn des Aufschäumvorgangs
- Zustand II: DSB in maximal aufgeschäumter Konfiguration
- Zustand III: DSB nach Pyrolyse der organischen Bestandteile

Die mikroskopische Analyse dieser Zustände gibt ferner Aufschluss über die Entwicklung der Poren während des Aufschäumens.
Zur Untersuchung der mikroskopischen Struktur von DSB werden beschichtete Stahlplättchen bis zum Zeitpunkt, bei dem der DSB die jeweiligen Zustände erreicht, einer Temperaturbeanspruchung nach ETK ausgesetzt. Nach erfolgter Abkühlung der Probe werden diese mit einem Digitalmikroskop analysiert. Die Porengestalt und -verteilung sowie die Porengrößen werden in jedem Zustand detailliert untersucht. Die gemessenen Porengrößen werden zudem statistisch ausgewertet, um so die Porengrößenverteilung über die Schichtdicke quantifizieren zu können. Darüber hinaus lassen sich Pyrolyseprozesse im DSB, die sich in einem Schrumpfen der aufgeschäumten Schaumstruktur äußern, im Rahmen dieser Untersuchungen anschaulich belegen.
Um ferner bewerten zu können, wie sich die Poren in ihrer Gestalt und die Schaumstruktur unterschiedlicher Beschichtungen ggf. voneinander unterscheiden, werden

wasserbasierte, lösemittelhaltige und epoxidharzbasierte Beschichtungen nach Tabelle 1.1 auf Seite 6 untersucht.

5.4.2 Messeinrichtung und -durchführung

Zur Untersuchung der mikroskopischen Struktur von DSB in den unterschiedlichen Reaktionsphasen wurden zunächst in Analogie zu Abschnitt 5.3.2 kleinformatige beschichtete Stahlplättchen (normalfester Baustahl) in einem Hochtemperatur-Elektroofen einer Temperaturbeanspruchung nach ETK ausgesetzt. Die Versuchskörper wurden in der Ofenkammer so ausgerichtet, dass diese während der Temperaturbeanspruchung durch ein Schauloch in der Ofentür beobachtet werden konnten. Entsprechend der zu untersuchenden Reaktionsphase wurden die Proben so lange erwärmt, bis sich dem visuellen Eindruck nach die gewünschten Reaktionsphasen bzw. Zustände im DSB einstellten. Unmittelbar im Anschluss wurden die Proben dem Ofen entnommen, um diese abkühlen zu lassen. Bei der Generierung der Zustände I bis III wurden jeweils zeitgleich zwei Proben zur Analyse der mikroskopischen Struktur im jeweiligen Zustand erwärmt. Insgesamt wurden so für jede Beschichtung zwei Messreihen für die Zustände I bis III durchgeführt. In Analogie zu Abschnitt 5.3.2 wurden quadratische Stahlplättchen mit einer Dicke von 1,0 mm, jedoch einer Kantenlänge von 25 mm und einer Ziel-Trockenschichtdicke des DSB von 500 μm gewählt, um eine größere Fläche des reagierten DSB im jeweiligen Zustand untersuchen zu können. Die Beschichtung der Stahlplättchen erfolgte dabei ebenfalls entsprechend des Vorgehens in Abschnitt 5.3.2. Die Trockenschichtdicken der einzelnen Proben

Tabelle 5.3: Mittlere DSB-Trockenschichtdicken der Proben zur mikroskopischen Untersuchung von DSB

	Gemessene Trockenschichtdicke [μm]									
	DSB1-wa		DSB1-lö		DSB1-ep		DSB2-wa		DSB2-lö	
Messreihe	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2
Zustand I	602	606	477	476	735	776	519	510	479	511
Zustand II	510	524	470	491	754	728	534	546	484	486
Zustand III	570	623	491	466	816	758	526	516	513	501

wurden unmittelbar vor der Versuchsdurchführung an jeder Ecke und in der Mitte jeder beschichteten Probenfläche gemessen. Eine Übersicht der gemessenen, mittleren

Trockenschichtdicken zur Untersuchung der mikroskopischen Struktur im entsprechenden Zustand ist in Tabelle 5.3 enthalten. Die Generierung der Proben des Zustands I erfolgte visuell durch die Identifizierung einer ausgeprägten Bläschenbildung an der Oberfläche des DSB. Die Proben wurden demnach jeweils so lange erwärmt, bis an der Oberfläche des DSB eine Blasenbildung zu erkennen war und dann dem Ofen entnommen. Dieser Zustand tritt bei den untersuchten Beschichtungen bei unterschiedlichen DSB-Temperaturen ein (vgl. Abschnitt 5.3.3). Zusätzlich wurde die Heißgastemperatur gemessen, um das Erreichen dieses Zustandes der einzelnen Beschichtungen zu dokumentieren.
Da der maximal aufgeschäumte Zustand der DSB demgegenüber ohne eine Messeinrichtung nur schwer gezielt zu erfassen war und auf eine Messung der Materialtemperatur des DSB während der Temperaturbeanspruchung verzichtet wurde, um die Struktur des DSB in der jeweiligen Reaktionsphase nicht zu beeinflussen, erfolgte eine Abschätzung des Erreichens des Zustands II entsprechend der gemessenen Heißgastemperatur. Aus den experimentellen Untersuchungen in Abschnitt 5.3.3 ist bekannt, dass die untersuchten DSB bei Erreichen einer Heißgastemperatur von ca. 650 °C die maximal aufgeschäumte Schichtdicke ausbilden. Um die DSB gezielt in Zustand II zu untersuchen, wurden die beschichteten Stahlplättchen bis zum Erreichen einer Heißgastemperatur von 650 °C aufgeheizt und dann dem Ofen entnommen. Die gemessenen Heißgastemperaturen bei der Entnahme der Proben zur Generierung des Zustandes I sowie die Einhaltung der Heißgastemperaturen von 650 °C der Proben des Zustandes II sind in Tabelle 5.4 dokumentiert. Für die Untersuchung der

Tabelle 5.4: Heißgastemperaturen in der jeweiligen Reaktionsphase bei Entnahme der Proben aus dem Hochtemperaturofen

	DSB1-wa	DSB1-lö	DSB1-ep	DSB2-wa	DSB2-lö
Zustand I	423	418	303	358	429
Zustand II	654	653	647	643	657
Zustand III	Temperaturbeanspruchung von 60 min nach ETK				

mikroskopischen Struktur der DSB nach der Pyrolyse der organischen Bestandteile (Zustand III) wurden die Proben einer Temperaturbeanspruchung nach ETK bis 60 min ausgesetzt. Aus Abschnitt 5.3.3 ist bekannt, dass die Schrumpfungsprozesse im DSB zu diesem Zeitpunkt vollständig abgeschlossen sind.
Zur Veranschaulichung der Temperatur- bzw. Zeitpunkte, bei denen die unterschiedlichen Reaktionsphasen der untersuchten Beschichtungen erreicht wurden, sind diese

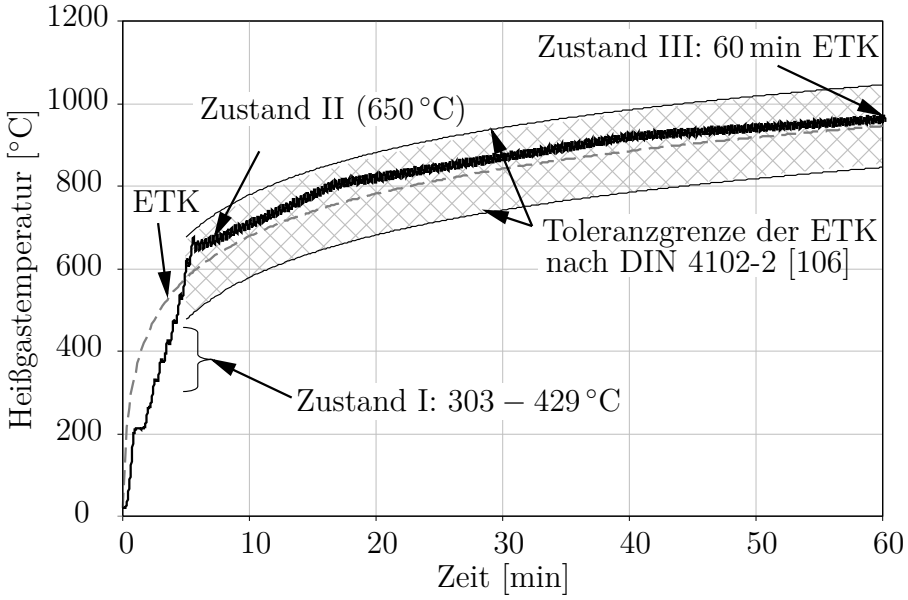


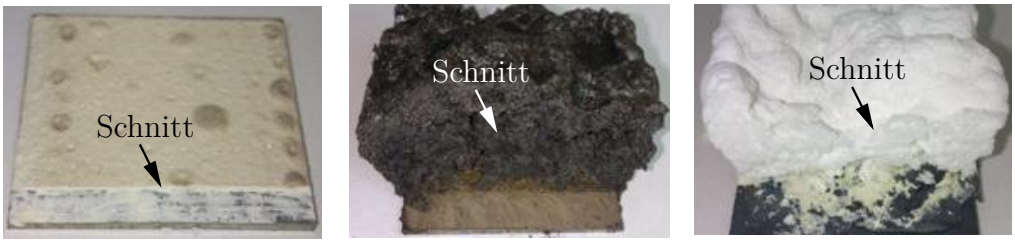
Abbildung 5.30: Heißgastemperaturen bei Entnahme der Proben aus dem Hochtemperaturofen zur Untersuchung der mikroskopischen Struktur von DSB in unterschiedlichen Reaktionsphasen

Punkte in Abbildung 5.30 in einem exemplarischen Temperaturzeitverlauf der Heißgastemperatur markiert.

Die Proben wurden im jeweiligen Zustand aus dem Ofen entnommen und kühlten im Anschluss unter Raumtemperaturbedingungen ab. Dabei wurde während des Abkühlens keine signifikante Veränderung (z. B. ein Einfallen der aufgeschäumten Dämmschicht) der Beschichtungen im jeweiligen Zustand beobachtet.

Nach erfolgter Abkühlung wurde die innere Struktur zur mikroskopischen Untersuchung der jeweiligen reagierten Beschichtungen durch einen Schnitt orthogonal zur Oberfläche des Stahlplättchens freigelegt. Dabei wurde dieser Schnitt stets in Bereichen gesetzt, in denen sich nach der äußeren Gestalt der Probe zu urteilen, Strukturen ausgebildet haben, die für die Beurteilung der thermischen Schutzwirkung von besonderem Interesse sind. So wurde z. B. zur Untersuchung des Zustands I stets darauf geachtet, den Schnitt im Bereich der Bläschenbildung des DSB zu setzen. Zur Veranschaulichung sind in Abbildung 5.31 exemplarisch drei präparierte Proben in den jeweiligen Zuständen dargestellt.

Zur Untersuchung der präparierten Proben wurde das Digitalmikroskop *VHX-1000* der Firma *KEYENCE* verwendet. Weiterhin wurde eine Hilfssvorrichtung konzipiert, mit der die reagierten Beschichtungen auf den Stahlplatten durch Magnetwirkung so fixiert werden konnten, dass die Schnittfläche der Probe orthogonal zum Objektiv des



(a) (b) (c)

Abbildung 5.31: Beschichtung DSB2-wa in den Reaktionsphasen: (a) Schmelzvorgang (b) maximal aufgeschäumter Zustand (c) nach Pyrolyse der organischen Bestandteile

Mikroskops ausgerichtet war. Zudem ließ sich mit dieser Hilfsvorrichtung ein Raster von $8 \times 8\,\mathrm{mm}$ aufspannen, um die mikroskopische Struktur der unterschiedlichen Beschichtungen in den jeweils gleichen Bereichen zu untersuchen und die Porengrößen zu messen (vgl. Abbildung 5.32).
In Abbildung 5.32 (b) kennzeichnen die Abkürzungen jeweils den äußeren (A) bzw. inneren (I) sowie den oberen (O), mittleren (M) und unteren (U) Bereich der Schichtdicke der untersuchten Probe. Die Untersuchungen erfolgen also ausschließlich in diesen sechs Bereichen. Hinsichtlich der zu erwartenden Genauigkeit der Porengrößen wird vom Hersteller des Digitalmikroskops eine Messgenauigkeit von ca. $\pm 1 - 2\,\mu\mathrm{m}$ angegeben.
Für die Proben des Zustands I wurden aufgrund der geringen aufgeschäumten Schichtdicke ausschließlich Untersuchungen in den Bereichen AU und IU mit einer 400-fachen Vergrößerung durchgeführt. Dabei erfolgten in diesen Bereichen jeweils drei Messreihen zur Größe des Porendurchmessers.
Die Untersuchungen sowie die Messreihen zur Größe des Porendurchmessers der Beschichtungen in den Zuständen II und III erfolgten in allen sechs Bereichen bei einer 200-fachen Vergrößerung, wobei in jedem dieser Bereiche zwei Messreihen durchgeführt wurden. Dabei wurde die Schaumstruktur detailliert analysiert sowie der Durchmesser der Poren gemessen (vgl. Abbildung 5.33). Es ist anzumerken, dass durch die Freilegung der inneren Struktur der DSB-Proben durch einen orthogonalen Schnitt nicht sichergestellt war, dass stets der maximale Porendurchmesser gemessen wurde. Vielmehr wurden neben den Porendurchmessern, die in der Schnittebene freigelegt wurden, die Größen geschlossener Poren jenseits der Schnittebene gemessen. Dennoch geben diese Untersuchungen aufgrund der Vielzahl der durchgeführten Messungen näherungsweise Aufschluss über die Porendurchmesser, die sich in einem DSB

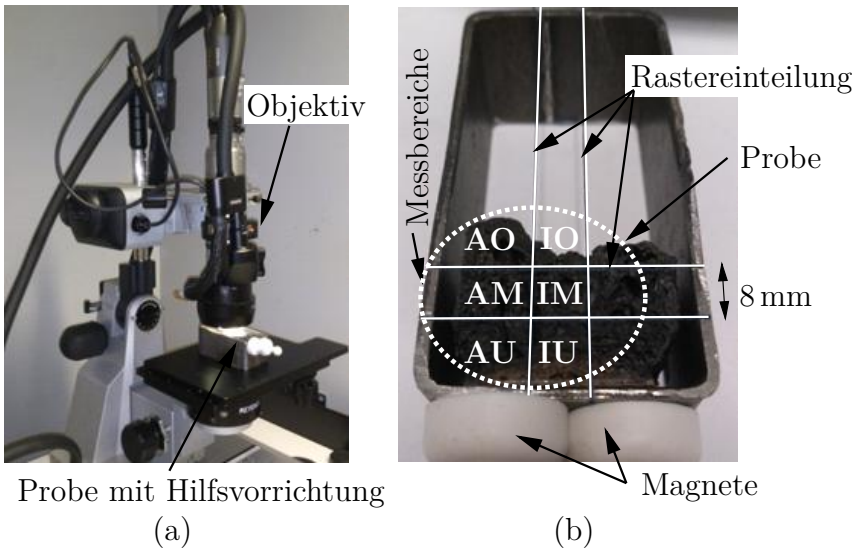


Abbildung 5.32: Aufbau zur Untersuchung der mikroskopischen Struktur von DSB: (a) Digitalmikroskop (b) Messvorrichtung zur Rastereinteilung und Fixierung der Probe

ausbilden. Neben den zu erwartenden Poren in der aufgeschäumten Schaumstruktur von DSB wurden im Rahmen dieser Untersuchungen zahlreiche unregelmäßig angeordnete Hohlräume festgestellt. Diese Hohlräume sind im Gegensatz zu den Poren, die während des Aufschäumvorgangs im DSB ausgebildet werden, vergleichsweise große Ausbildungen, die von unzähligen Poren umgeben sind. Da davon auszugehen ist, dass diese Hohlräume Gase beinhalten, werden diese Einschlüsse im Rahmen dieser Arbeit als *Gaseinschlüsse* definiert. In Abbildung 5.34 ist in diesem Zusammenhang die Definition von Gaseinschlüssen sowie die Abgrenzung zu Poren gezeigt.
Zur Erfassung dieser Gaseinschlüsse wurden auf der mikroskopischen Ebene repräsentative Flächenelemente festgelegt, die den gesamten Flächenanteil des Sichtbereiches des Mikroskops bei der jeweiligen Vergrößerung ausdrücken. Aus dem Verhältnis der Gaseinschlussflächen zum repräsentativen Flächenelement ließ sich der Anteil dieser Einschlüsse am Flächenelement quantifizieren. Insgesamt wurden so über 45.000 Messungen zur Bestimmung der Porengrößen und ihrer Verteilung im DSB in den jeweiligen Zuständen sowie ca. 12.000 Messungen zu Ermittlung der Gaseinschlüsse im DSB durchgeführt. Um darüber hinaus weitere Informationen über die Schaumstruktur des DSB zu erhalten und ferner den Anteil der Gaseinschlüsse zum Gesamtvolumen des DSB beurteilen zu können, erfolgten für die Proben im Zustand II zusätzlich Untersuchungen und Messungen bei einer 10-fachen Vergrößerung.

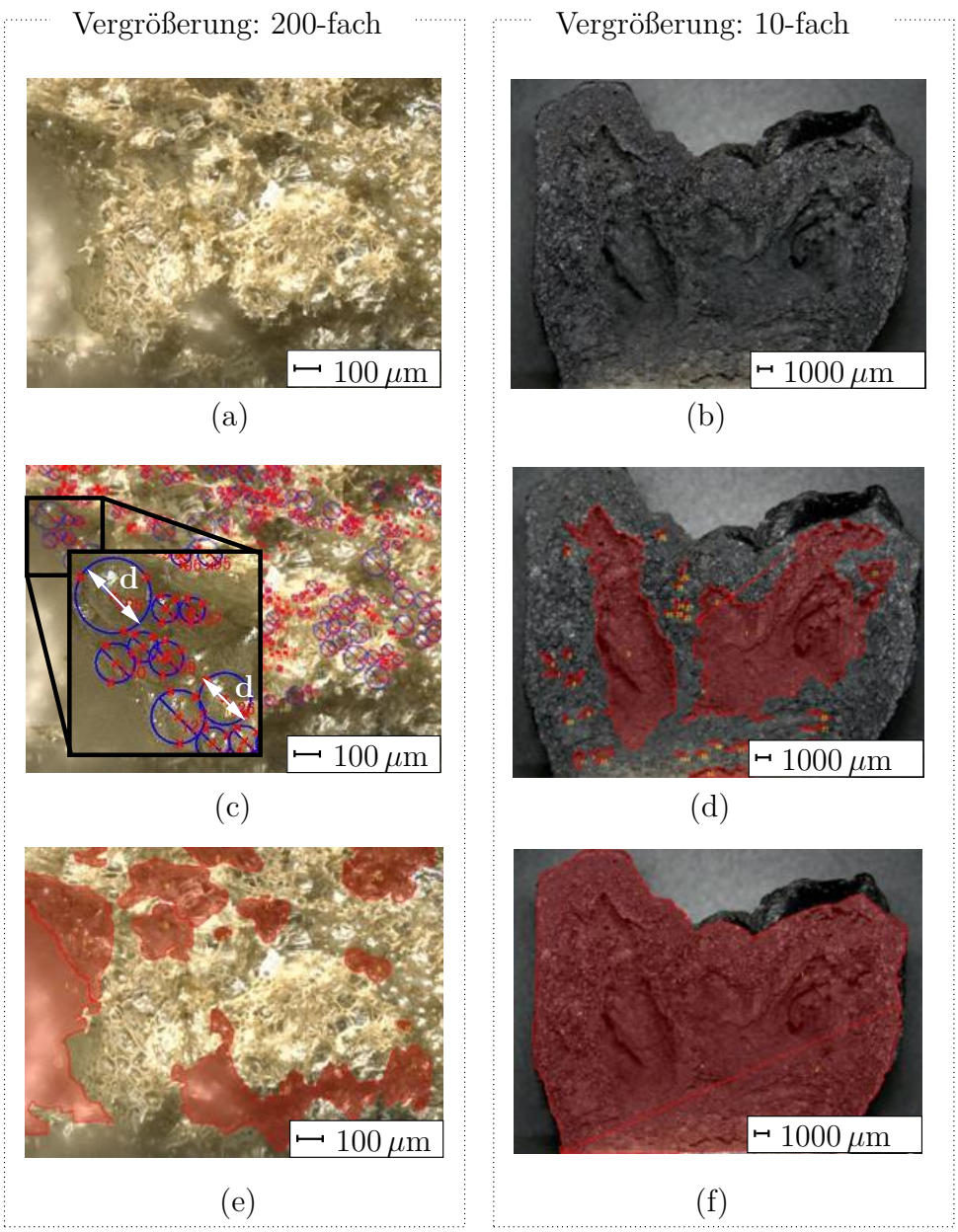


Abbildung 5.33: Untersuchungen der mikroskopischen Struktur von DSB bei unterschiedlichen Vergrößerungen am Beispiel der Beschichtung DSB1-wa (Zustand II): (a) und (b) Analyse der Schaumstruktur (c) Messung der Porengrößen (d) und (e) Messung der Gaseinschlussflächen (f) Messung der Gesamtfläche des Probenquerschnitts

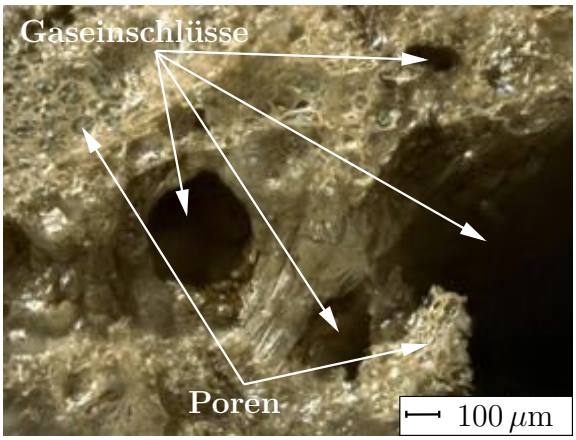


Abbildung 5.34: Veranschaulichung der Abgrenzung von Poren und Gaseinschlüssen am Beispiel der Struktur der Beschichtung DSB1-wa in Zustand II

5.4.3 Ergebnisse

Die Ergebnisdarstellung im Rahmen dieser Untersuchungen erfolgt aufgrund des großen Umfangs der Messreihen in stark zusammengefasster Form. Ferner wird bei der Veranschaulichung der mikroskopischen Struktur von DSB auf eine streng differenzierte Darstellung je nach Beschichtung verzichtet. Vielmehr werden die unterschiedlichen Reaktionsphasen an den Digitalaufnahmen veranschaulicht, die den jeweiligen Zustand am besten charakterisieren.
Die mikroskopische Struktur von DSB im Zustand I ist besonders von der Ausbildung zahlreicher kleiner Gasblasen geprägt, die einer willkürlichen Anordnung in der geschmolzenen Bindemittelmatrix unterliegen (vgl. Abbildung 5.35). Größere Poren bilden sich dabei nur vereinzelt aus.
Dabei zeigen die Poren in diesem Zustand häufig eine kugelförmige Gestalt. Diese Gestalt entspricht der energetisch günstigsten Form, die sich durch die Oberflächenspannung eines Fluids ausbildet. Bei der Porenbildung bzw. dem Gasblasenwachstum ist daher die Viskosität der umgebenen Schmelze von entscheidender Bedeutung. Mit zunehmenden Temperaturen wird die Bindemittelmatrix aufgeschmolzen und bedingt durch die fortwährende Gasfreisetzung werden fortlaufend neue Gasblasen bzw. Poren in der umgebenen Schmelze gebildet. Zudem erfolgt ein überproportionales Wachstum der bereits vorhandenen, ursprünglich kugelförmigen Poren. Da

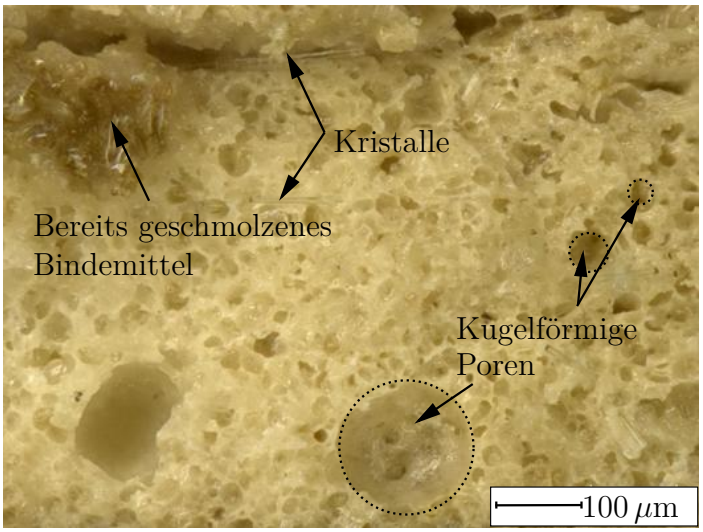


Abbildung 5.35: Struktur eines DSB in Zustand I am Beispiel der Beschichtung DSB1-ep bei 400-facher Vergrößerung

die Struktur des DSB in dieser Phase bereits ausreichend stabilisiert wird, ist ein Zusammenschluss dieser expandierenden Poren nicht mehr möglich. Vielmehr stellt jede Pore ein für sich geschlossenes Individuum dar.
Mit der Volumenvergrößerung der einzelnen Poren schäumt der DSB sukzessive auf. Wie später noch gezeigt wird, erfolgt der Aufschäumvorgang dabei in einzelnen Teilschichten des DSB entgegen der Richtung des Wärmestroms von der temperaturbeanspruchten Oberfläche des DSB ausgehend. Während des Aufschäumens treten die Wandungen der einzelnen Poren teilweise in Kontakt und bilden in diesem Kontaktbereich eine Grenzschicht aus dem Grundmaterial des DSB (vgl. Abbildung 5.36). Diese Grenzschicht ist im Gegensatz zu den eigentlichen Porenwandungen, die als dünnes „Häutchen“ ausgebildet werden, von einer ausgeprägten Wandungsdicke gekennzeichnet. Dabei ist anzunehmen, dass die ausgeprägten Wandungsdicken das Grundgerüst für eine stabile Schaumstruktur darstellen. Ferner ist erkennbar, dass die Poren an den Grenzflächen interagieren. Dies drückt sich vor allem durch eine gegenseitige Deformation an den Grenzübergängen aus. Die ursprünglich kugelförmigen Poren nehmen nunmehr zum Teil eine wabenartige Gestalt an. Dies ist insbesondere bei „größeren“ aneinander angrenzenden Poren zu beobachten, während „kleinere“ Poren häufig zwischen ihnen eingeschlossen werden. Durch die Ausbildung dieser unzähligen mit Gasen gefüllten Poren erlangt der DSB seine thermische Schutzfunktion.
Sofern im DSB eine Materialtemperatur von mehr als 600 °C erreicht wird, findet eine Pyrolyse der organischen Bestandteile der aufgeschäumten Dämmschicht statt. In

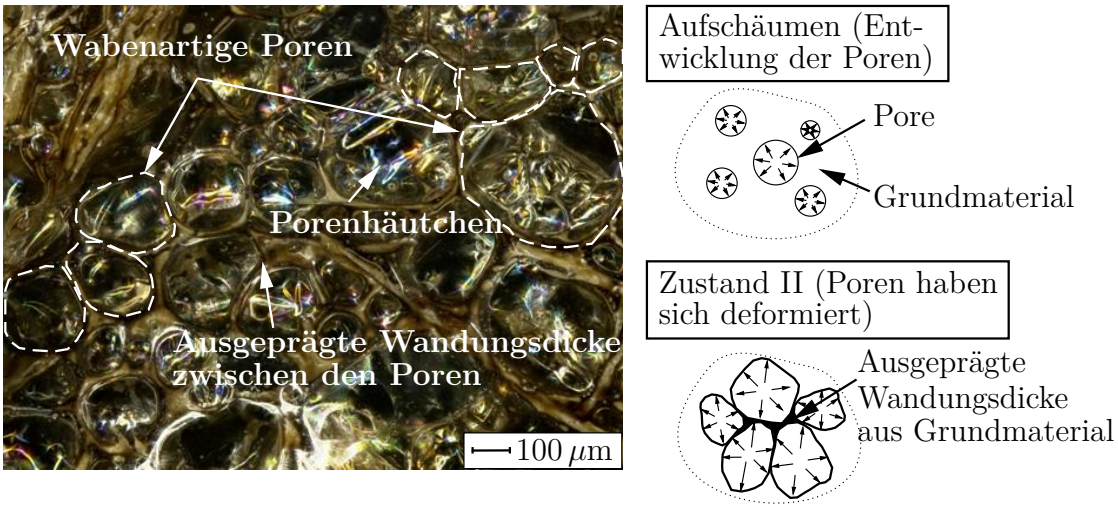


Abbildung 5.36: Struktur eines DSB im maximal aufgeschäumten Zustand am Beispiel der Beschichtung DSB1-ep bei 200-facher Vergrößerung

Abbildung 5.37 ist exemplarisch die Schaumstruktur der Beschichtung DSB2-lö nach 60 min ETK-Einwirkung dargestellt. Neben der hellen Färbung ist die Schaumstruktur vor allem durch die offenporige Gestalt gekennzeichnet. Offensichtlich verbrennen während des Pyrolyseprozesses insbesondere die Porenhäutchen. Die offenporige Schaumstruktur ist in diesem Zustand in erster Linie durch den anorganischen Rückstand der ausgeprägten Wandungsdicken zwischen den ursprünglichen Poren geprägt. Die zuvor in den Poren eingeschlossenen Gase werden durch die Pyrolyse der Porenhäutchen sukzessive an die Umgebung abgegeben, wo sie sich mit Heißgasen vermischen.

Es ist davon auszugehen, dass mit der Pyrolyse der Porenhäutchen unweigerlich eine Degradation der thermischen Schutzwirkung eines DSB einhergeht, da die wärmedämmende Wirkung eines DSB insbesondere durch eine geschlossene Porenstruktur sowie darin eingeschlossener Gasen bestimmt wird. Mit fortschreitender Pyrolyse der Porenhäutchen wird die Schaumstruktur zunehmend offenporiger und für den Wärmestrom durchlässiger. Darüber hinaus wird die thermische Schutzwirkung durch die Reduktion der aufgeschäumten Schichtdicke beeinflusst, die bereits in Abschnitt 5.3 als ein augenscheinliches Schrumpfen der aufgeschäumten Schaumstruktur in Erscheinung getreten ist. Die Ursache dieser Schrumpfungsprozesse wird dabei nicht etwa Gravitationskräften, die aufgrund der Pyrolyse der Porenwandungen und der fragilen Schaumstruktur einsetzen, zugewiesen. Vielmehr wird diese in dem fehlenden Expansionsdruck der Gasblasen nach der Pyrolyse der Porenhäutchen begründet, die

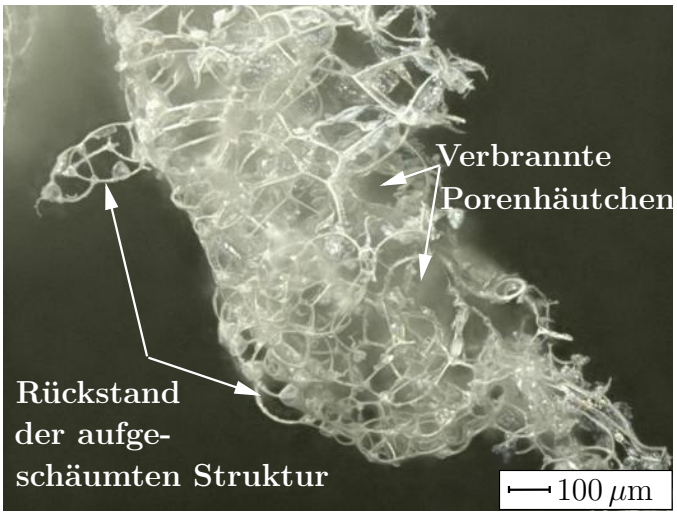


Abbildung 5.37: Struktur eines DSB nach Pyrolyse der organischen Bestandteile am Beispiel der Beschichtung DSB2-lö bei 200-facher Vergrößerung

sich in einer Verringerung des Volumens der Gasblasen und somit der aufgeschäumten Dämmschicht äußert. Somit vollzieht sich ein Schrumpfen der aufgeschäumten Dämmschicht unabhängig von der Orientierung der beschichteten Fläche zur Gravitationskraft. Zudem ist davon auszugehen, dass sich diese Pyrolyseprozesse ähnlich wie der Aufschäumvorgang mit zunehmenden Temperaturen sukzessive von der temperaturbeanspruchten Oberfläche des DSB hin zum Stahlbauteil in den einzelnen Teilschichten nacheinander vollziehen.
Unter Betrachtung von Abbildung 5.38 lässt sich anschaulich belegen, dass der Aufschäumvorgang in einem DSB sukzessive in einer gedanklichen Einteilung in Teilschichten erfolgt. Darin ist die Schaumstruktur der Beschichtung DSB1-wa in Zustand II nahe der Oberfläche des Stahlplättchens dargestellt. Die gedanklichen Teilschichten sind darin klar erkennbar und der Grenzübergang dieser Teilschichten durch eine Markierung gekennzeichnet. In den Teilschichten, die der temperaturbeanspruchten Oberfläche zugewandt sind, ist der Kohlenstoffschaum bereits ausgebildet, während sich der DSB in der darunter befindlichen helleren Teilschicht noch im Aufbau befindet. Die gedanklichen Teilschichten des DSB schäumen also in einem zeitlichen Versatz sukzessive nacheinander auf. Dieser zeitliche Versatz wird insbesondere durch die applizierte Trockenschichtdicke bzw. die thermische Schutzwirkung der Teilschichten nahe der temperaturbeanspruchten Oberfläche bestimmt. Je stärker die zeitliche Verzögerung der Erwärmung zwischen diesen Teilschichten dabei ist, desto größer ist der zeitliche Versatz des Aufschäumens in den einzelnen Teilschichten.

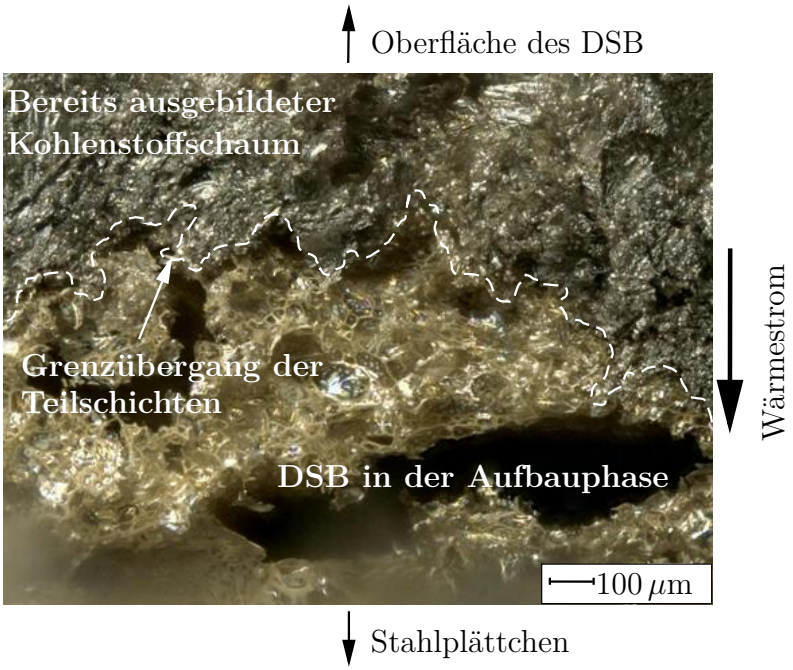


Abbildung 5.38: Veranschaulichung der sukzessiven Aufschäumung eines DSB am Beispiel der Beschichtung DSB1-wa im maximal aufgeschäumten Zustand bei 200-facher Vergrößerung

Die beschriebenen Schaum- und Porenstrukturen wurden bei allen untersuchten Beschichtungen in den jeweiligen Zuständen in ähnlicher Art und Weise identifiziert. Die entsprechenden Digitalaufnahmen zu den Strukturen der unterschiedlichen Beschichtungen in den jeweiligen Zuständen sind in Kapitel C des Anhangs dargestellt. Um die Porengrößen und -verteilung von DSB im Detail zu bewerten, werden relative Häufigkeitsverteilungen der gemessenen Porendurchmesser in den jeweiligen Zustand dargestellt. Diese Darstellungen beinhalten gemessene Porengrößen aller untersuchter Beschichtungen. Die Verteilung der Porendurchmesser der untersuchten Beschichtungen in Zustand I ist in Abbildung 5.39 für den oberen und unteren Bereich des DSB (Messungen im Bereich U) aufgezeigt.
Der mittlere Porendurchmesser beträgt im oberen Bereich ca. 7,3 μm bzw. im unteren Bereich 7,4 μm und zeigt in diesem Zustand folglich eine gleichmäßige Verteilung über die Schichtdicke des DSB. Ferner ist in der Häufigkeitsverteilung erkennbar, dass vorrangig Porengrößen mit einem Durchmesser von $0 - 5\,\mu$m vorliegen. Lediglich vereinzelt liegen in diesem Zustand bereits Poren mit einem Durchmesser von bis zu 280 μm vor, die jedoch aufgrund der vorrangig geringen Porendurchmesser in der Häufigkeitsverteilung nicht erkennbar sind und daher nicht abgebildet werden. Die

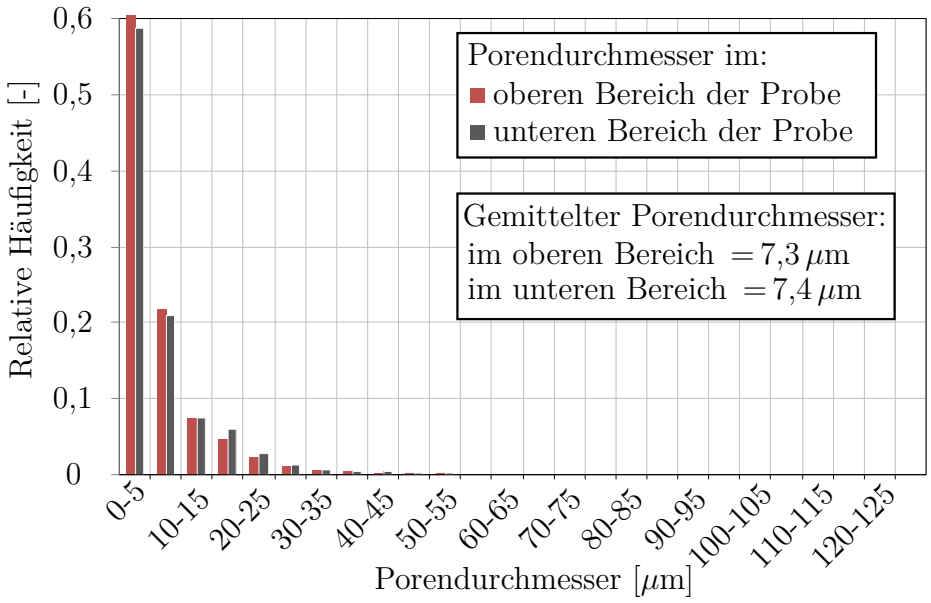


Abbildung 5.39: Relative Häufigkeitsverteilung der gemessenen Porengrößen aller untersuchter Proben bei Erreichen des Schmelzpunktes im oberen und unteren Bereich des DSB

geringen Porendurchmesser des DSB in dieser Phase werden insbesondere darauf zurückgeführt, dass in diesem Zustand nur geringe Mengen flüchtiger Gase freigesetzt werden und die Schmelze des DSB nur vereinzelt in einem Zustand vorliegt, der eine Porenbildung zulässt. Daher ist in diesem Zustand noch keine signifikante Volumenzunahme des DSB zu verzeichnen.
Mit zunehmenden Temperaturen im DSB vollziehen sich chemische Reaktionen, die letztlich den Einschluss der freigesetzten Gase ermöglichen und so zu einer überproportionalen Volumenzunahme führen. Der kleinste bzw. größte gemessene Porendurchmesser beträgt in Zustand II ca. 2 μm bzw. 520 μm. Um die Verteilung der Porengrößen im DSB zu verdeutlichen, werden diese für die Bereiche U und O verglichen. Dabei liegen die gemessenen Porendurchmesser der aufgeschäumten Dämmschicht im Bereich U im Mittel bei 39,7 μm sowie bei 29,9 μm im oberen Bereich O. Ein signifikanter Unterschied des mittleren Porendurchmessers zwischen diesen Bereichen lässt sich nicht erkennen. Die Häufigkeiten der gemessenen Porendurchmesser in Bereich U und O sind dabei sehr ähnlich zueinander verteilt, wobei sich in Zustand II vorrangig Poren mit einem Durchmesser von $20 - 30\,\mu$m ausbilden (vgl. Abbildung 5.40). Da sich die Porendurchmesser dabei in diesem Bereich konzentrieren und sich größere Porendurchmesser nur vereinzelt ausbilden,

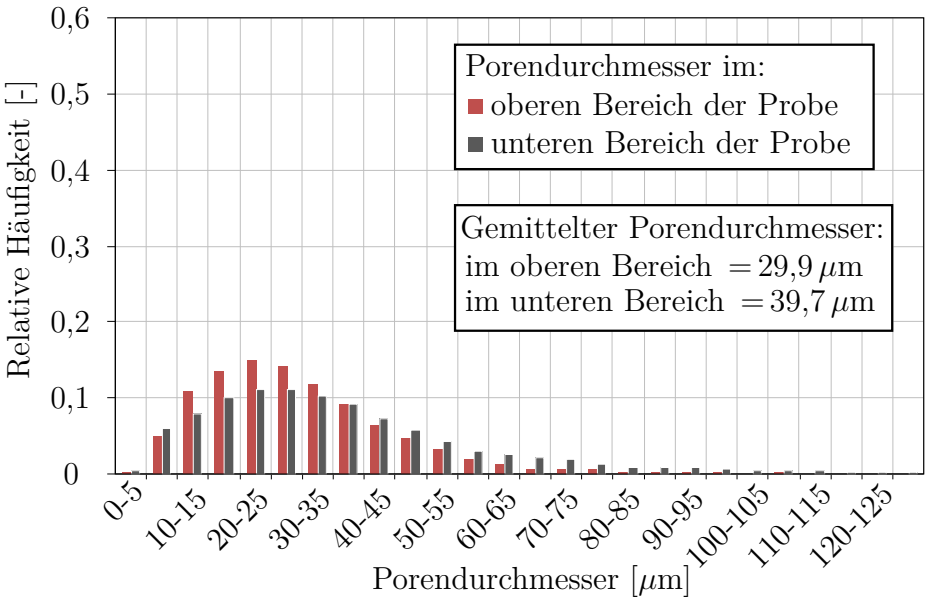


Abbildung 5.40: Relative Häufigkeitsverteilung der gemessenen Porengrößen aller untersuchter Proben im maximal aufgeschäumten Zustand im oberen und unteren Bereich des DSB

sind diese in der Häufigkeitsverteilung nicht erkennbar und werden nicht dargestellt. Ferner unterliegt der Porendurchmesser in diesem Zustand im Vergleich zu Zustand I einer deutlich größeren Streuung, was in der mikroskopischen Struktur der DSB begründet liegt. Dieser ist häufig dadurch geprägt, dass kleinere Poren zwischen größeren Poren eingeschlossen sind (vgl. Abbildung 5.36).
Die Häufigkeitsverteilung der gemessenen Porendurchmesser in Zustand III ist in Abbildung 5.41 dargestellt. Zur Veranschaulichung der Verteilung der Porengrößen in dem Rückstand der Schaumstruktur werden die Bereiche O und U verglichen. Der mittlere Porendurchmesser beträgt im oberen Bereich O des DSB 37,4 μm und im unteren Bereich U 34,2 μm. Somit ist auch in diesem Zustand eine annähernd gleiche Verteilung der Porengrößen über die Schichtdicke festzustellen. Dabei ist zunächst kein Einfluss der Pyrolyse der Porenhäutchen auf den Porendurchmesser erkennbar und die gemessenen extremalen Porengrößen von ca. 3,7 μm sowie ca. 488 μm weisen weiterhin auf eine große Bandbreite der Porengrößen hin. Dabei treten große Porendurchmesser wiederum nur vereinzelt auf, wonach diese in der Häufigkeitsverteilung nicht erkennbar sind und folglich in Abbildung 5.41 nicht dargestellt werden. Gleichwohl unterscheidet sich die Häufigkeitsverteilung der Zustände II und III voneinander. Es ist erkennbar, dass nach der Pyrolyse der organischen Bestandteile

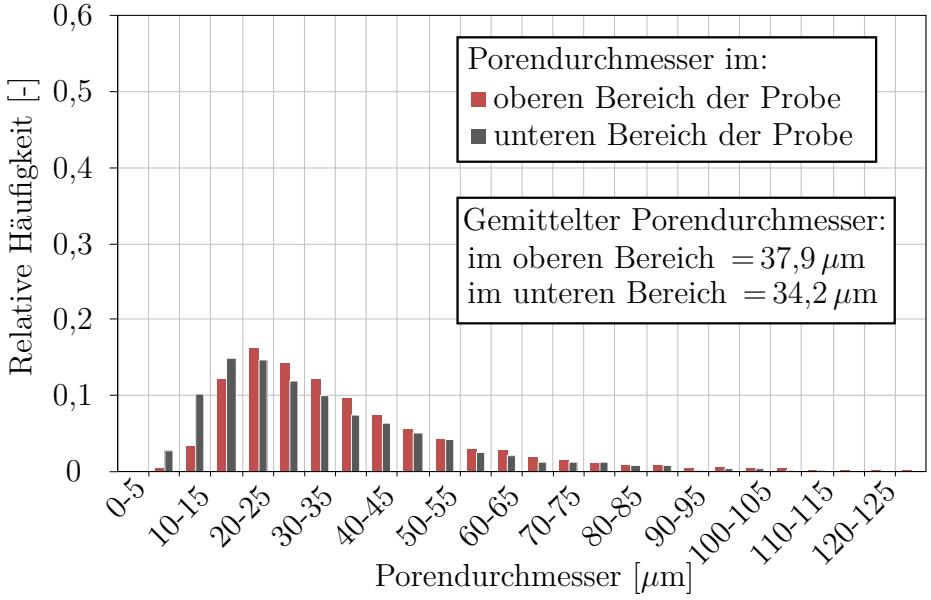


Abbildung 5.41: Relative Häufigkeitsverteilung der gemessenen Porengrößen aller untersuchter Proben nach der Pyrolyse organsicher Bestandteile im oberen und unteren Bereich des DSB

weniger Porengrößen mit einem Durchmesser von $0 - 5\,\mu$m vorhanden sind und sich die Porendurchmesser stärker im Bereich von $20 - 30\,\mu$m konzentrieren. Dies wird insbesondere der Verflüchtigung der in den Poren enthaltenen Gase während der Pyrolyse und die damit einhergehende Verringerung Porengrößen zugewiesen.
Auf Grundlage dieser Messungen lässt sich im Gegensatz zu Bermes [10] hervorheben, dass keine signifikanten Unterschiede in der Porengrößenverteilung zwischen den oberen und unteren Teilschichten eines DSB vorhanden sind. Vielmehr sind die untersuchten DSB in jedem Zustand durch eine annähernd gleichmäßige Porengrößenverteilung über die gesamte Schichtdicke geprägt. Dabei ist jedoch zu beachten, dass während des Aufschäumvorgangs temporär gleichwohl Zustände im DSB vorliegen können, die eine ungleichmäßige Verteilung der Porengrößen in den unterschiedlichen Teilbereichen aufweisen. Im Rahmen dieser Untersuchungen wird ferner verdeutlicht, dass sich der Aufschäumvorgang sukzessive in gedanklichen Teilschichten von der temperaturbeanspruchten Oberfläche des DSB hin zum Stahlbauteil nacheinander vollzieht. Da sich somit ein Zustand einstellen kann, bei dem die oberen Teilschichten bereits ausgeschäumt sind, während die unteren Teilschichten des DSB erst beginnen zu reagieren, können temporär Unterschiede in den Porengrößen zwischen diesen Teilbereichen auftreten.

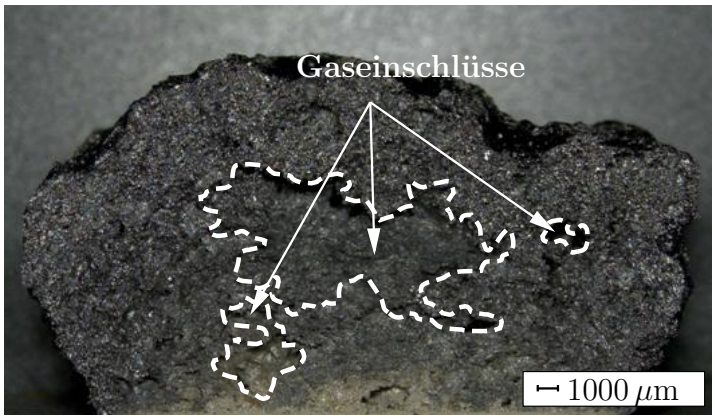


Abbildung 5.42: Gaseinschlüsse in der aufgeschäumten Struktur eines DSB am Beispiel der Beschichtung DSB2-wa bei 10-facher Vergrößerung

Neben der Porengröße und ihrer -verteilung im DSB werden im Rahmen dieser Untersuchungen insbesondere Gaseinschlüsse im DSB identifiziert. Diese unregelmäßig angeordneten Hohlräume bilden sich während des Aufschäumvorgangs und sind möglicherweise auf eine fehlerhafte Struktur der Bindemittelmatrix zurückzuführen. Dabei ist zu vermuten, dass diese Hohlräume mit einem Gasgemisch gefüllt sind. Die Form und Gestalt dieser Gaseinschlüsse ist in Abbildung 5.42 exemplarisch anhand der Beschichtung DSB2-wa im maximal aufgeschäumten Zustand bei 10-facher Vergrößerung veranschaulicht. Darin ist erkennbar, dass die Größe dieser Gaseinschlüsse die Größe der Poren um ein Vielfaches übersteigt. Zur Bestimmung der Größe dieser Gaseinschlüsse wurden diese vermessen und deren Anteil in Bezug zur Gesamtfläche der Proben dargestellt (vgl. Tabelle 5.5). Darin ist ferner die absolute Größe dieser Gaseinschlüsse in Zustand II der untersuchten Beschichtungen enthalten. Dabei wird diese Fläche als Durchmesser eines flächengleichen Kreises bzw. als äquivalenter Porendurchmesser dargestellt, um einen Bezug zu den gemessenen Porengrößen herstellen zu können. Die kleinsten äquivalenten Porendurchmesser liegen dabei zwischen 0,13 mm und 0,50 mm sowie die maximalen äquivalenten Porendurchmesser zwischen 8 mm und 19 mm. Ferner betragen die Anteile der Gaseinschlüsse in Bezug auf die Gesamtfläche der jeweiligen Proben $15 - 67\,\%$, woraus sich ein Mittelwert von ca. 35 % ergibt. Es wird deutlich, dass die Größe der Gaseinschlüsse in einem DSB starken Unregelmäßigkeiten unterliegen. Daher werden zusätzlich die mittleren prozentualen Anteile der Gaseinschlüsse zum Gesamtvolumen des DSB auf mikroskopischer Ebene (Vergrößerung: 200-400 fach) gemessen. Dabei werden abweichend von den Messungen auf makroskopischer Ebene (Vergrößerung: 10 fach) zusätzlich

Tabelle 5.5: Äquivalenter Porendurchmesser und mittlerer prozentualer Anteil an unregelmäßigen Gaseinschlüssen bei den untersuchten Beschichtungen im maximal aufgeschäumten Zustand

	äquivalenter Porendurchmesser					
	DSB1-wa	DSB1-lö	DSB1-ep	DSB2-wa	DSB2-lö	$\frac{1}{n} \cdot \sum_n x_i$
Max [mm]	16,95	8,39	19,09	8,50	11,30	12,85
Min [mm]	0,32	0,13	0,50	0,21	0,14	0,26
Anteil A_{ges} [%]	37,8	27,0	66,6	14,9	26,9	34,6

die Zustände I und III betrachtet. Die prozentualen Anteile der Gaseinschlüsse in Bezug auf das repräsentative Flächenelement sind in Tabelle 5.6 enthalten. Dieser Zusammenstellung kann zunächst entnommen werden, dass bereits in Zustand I unregelmäßige Einschlüsse von ca. 18 % vorhanden sind. Dabei werden diese Einschlüsse vermutlich bereits während des Trocknungsvorgangs nach der Applikation des DSB gebildet und stellen somit Fehlstellen in der DSB-Struktur dar, die später in unregelmäßigen Gaseinschlüssen resultiert. Dabei wird die Bildung dieser Fehlstellen darauf zurückgeführt, dass die chemisch gebundenen Lösemittel während des Trocknungsvorgangs dehydrieren, sich verflüchtigen und daraus zum Teil Fehlstellen im DSB resultieren. Es ist vor allem hervorzuheben, dass sowohl auf makroskopischer als

Tabelle 5.6: Gemittelter prozentualer Anteil an unregelmäßigen Gaseinschlüssen bezogen auf das Gesamtvolumen der untersuchten Beschichtungen bei unterschiedlichen Zuständen

	Zustand I	Zustand II	Zustand III
Oberer Bereich [%]	16,1	36,4	31,3
Unterer Bereich [%]	19,2	31,3	39,9
Gesamt [%]	17,7	33,9	35,6

auch auf mikroskopischer Ebene ein vergleichbarer Anteil an Gaseinschlüssen an der jeweiligen betrachteten Fläche festzustellen ist. Dabei beträgt der mittlere Anteil der Gaseinschlüsse auf mikroskopischer Ebene ca. 34 % und auf makroskopischer Ebene ca. 35 %. Nach der Pyrolyse der organischen Bestandteile ändert sich der Anteil der Gaseinschlüsse nicht mehr signifikant.
Die Struktur eines DSB setzt sich also entgegen vielfacher Angaben in der Literatur nicht ausschließlich aus Poren, sondern vielmehr aus Poren und Gaseinschlüssen zusammen. Dabei unterliegen diese Gaseinschlüsse einer unregelmäßigen Anordnung

im DSB und lassen in ihrer Ausbildung kein wiederkehrendes Muster erkennen. Dies stellt im Hinblick auf die Bewertung des Einflusses dieser Gaseinschlüsse auf die thermische Schutzfunktion eine besondere Herausforderung dar. Auf Grundlage dieser Untersuchungen lässt sich ferner aufzeigen, dass diese Einschlüsse im maximal aufgeschäumten Zustand einen Anteil zur Gesamtfläche bzw. Gesamtvolumen des DSB von ca. 35 % haben und in der Regel die Größenordnung der Poren um ein Vielfaches übersteigen.

5.4.4 Zusammenfassung

Im Rahmen der Untersuchungen dieses Abschnitts wird die mikroskopische Struktur von DSB sowie die Gestalt, Verteilung und Größe der enthaltenen Poren bewertet, um so ein tiefgehendes Verständnis für die Wirkungsweise von DSB zu erlangen. Dazu werden wasserbasierte und lösemittelhaltige sowie epoxidharzbasierte Beschichtungen zu unterschiedlichen Reaktionsphasen untersucht. Der Zustand der Beschichtungen wird unmittelbar nach der Initiierung des Aufschäumvorgangs, in der maximal aufgeschäumten Konfiguration und nach der Pyrolyse der organischen Bestandteile mit einem Digitalmikroskop untersucht. Aus der Betrachtung dieser unterschiedlichen Zustände lässt sich zudem die Entwicklung der Poren während des Aufschäumens ableiten.
Zur mikroskopischen Untersuchung der jeweiligen Reaktionsphasen werden die Beschichtungen zunächst auf Stahlplättchen aufgetragen und in einem Hochtemperatur-Elektroofen bis zum Erreichen des gewünschten Reaktionszustandes des DSB bei ETK-Beanspruchung erwärmt. Bei Erreichen des entsprechenden Reaktionszustandes werden die Proben dem Ofen entnommen und bei Raumtemperaturbedingungen abkühlen gelassen. Im Anschluss werden die Proben unter Verwendung einer Hilfsvorrichtung, die der Fixierung der Proben in der gewünschten Position unter dem Digitalmikroskop ermöglicht, detailliert untersucht. Ein vordefiniertes Raster erlaubt dabei die gezielte Untersuchung der Struktur und der Porengrößenverteilung des DSB in unterschiedlichen Bereichen, um so die Vergleichbarkeit der einzelnen Messreihen sicherzustellen. Die Porengrößen der unterschiedlichen Bereiche werden in der Auswertung als Häufigkeitsverteilung dargestellt.
Dabei wird deutlich, dass die Poren zu Beginn des Aufschäumvorgangs häufig eine kugelförmige Gestalt aufweisen, die im maximal aufgeschäumten Zustand des DSB in eine überwiegend wabenartige Form übergeht. Der Zustand nach der Pyrolyse

der organischen Bestandteile von DSB ist vor allem durch eine offenporige Gestalt der Poren gekennzeichnet. Dabei verbrennen während des Pyrolyseprozesses eines DSB vorrangig die dünnen Porenwandungen (Porenhäutchen), was sich in einem augenscheinlichen Schrumpfen der aufgeschäumten Schichtdicke äußert. Als Ursache für diesen Schrumpfungsprozess wird der fehlende Expansionsdruck der Gasblasen nach der Pyrolyse der Porenhäutchen angesehen. Ferner wird identifiziert, dass der Aufschäumvorgang eines DSB sukzessive von der temperaturbeanspruchten Oberfläche des DSB hin zum Stahlbauteil in gedanklichen Teilschichten erfolgt.
Die mittlere Porengröße weist zu Beginn des Aufschäumvorgangs zunächst eine Größe von ca. 7,3 μm auf. Im maximal aufgeschäumten Zustand liegt die mittlere Porengröße im Bereich von ca. $20 - 30\,\mu$m und verändert sich während des Pyrolyseprozesses kaum. Dabei ist die Porengröße in jedem Zustand annähernd gleichmäßig über die Schichtdicke des DSB verteilt.
Weiterhin ist die Struktur der untersuchten DSB in jedem Zustand von Fehlstellen bzw. Hohlräumen geprägt, die speziell im maximal aufgeschäumten Zustand die Größen der Poren um ein Vielfaches übersteigen. Dabei wird davon ausgegangen, dass während des Aufschäumens Gasgemische in diesen Hohlräumen eingeschlossen werden. Zudem verläuft die Bildung dieser Gaseinschlüsse nach keinem regelmäßigem und keinem wiederkehrenden Muster. Auf Grundlage dieser Untersuchungen lassen sich die Größen der Gaseinschlüsse spezifizieren, die z. B. im maximal aufgeschäumten Zustand einen Anteil zum Gesamtvolumen des DSB von ca. 35 % aufweisen. Die beschriebenen Feststellungen werden bei allen untersuchten Beschichtungen in ähnlicher Art und Weise beobachtet.
Mit diesen Untersuchungen werden neue Erkenntnisse zur Struktur des DSB im reagierten Zustand gewonnen, die zum Verständnis und zur Beurteilung der Wirkungsweise dieser Brandschutzbeschichtungen von zentraler Bedeutung sind. Ferner lassen sich die Porengrößen in den jeweiligen Reaktionsphasen nunmehr spezifizieren. Zudem wird entgegen vielfacher Angaben aus der Literatur gezeigt, dass die aufgeschäumte Schichtdicke neben Poren zusätzlich unregelmäßig angeordnete Gaseinschlüsse enthält. Auf Grundlage dieser Erkenntnisse lässt sich die Wirkungsweise von DSB im Brandfall eindeutig einer ausgeprägten Dämmwirkung zuweisen. Darüber hinaus liefern insbesondere die Messung der Poren- und Einschlussgrößen im Hinblick auf die Formulierung von Materialkennwerten für die numerische Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSBBS bzw. DSB bedeutende Erkenntnisse.

5.5 Temperaturverteilung und -entwicklung in Dämmschichtbildnern und Bewertung ihrer thermischen Schutzwirkung

5.5.1 Einleitung

Das Aufschäumverhalten von DSB ist für die Entwicklung ihrer thermischen Schutzwirkung von entscheidender Bedeutung. Die Untersuchungen aus Abschnitt 5.3 zeigen dabei, dass die Schichtdicke eines DSB bei Temperaturbeanspruchung einer fortwährenden Änderung unterliegt. Zudem wird in Abschnitt 5.4 verdeutlicht, dass ein Aufschäumen sukzessive von der temperaturbeanspruchten Oberfläche des DSB zum Stahlbauteil in gedanklichen Teilschichten erfolgt. Ferner ist davon auszugehen, dass auch die Schrumpfungsprozesse, die sich bei Erreichen der entsprechenden Materialtemperatur im DSB zeigen, sukzessive und nacheinander in gedanklichen Teilschichten ablaufen. Als Folge verändert sich auch die thermische Schutzwirkung der einzelnen Teilschichten eines DSB während der Erwärmung fortlaufend, wodurch die DSB-Temperaturen bzw. der Temperatureintrag in das Stahlbauteil beeinflusst werden. In Konsequenz stellt sich das Erwärmungsverhalten von DSB als hochkomplexer Vorgang dar, der durch ein Zusammenspiel aus Aufschäumen und Schrumpfen der unterschiedlichen Teilschichten und der damit einhergehenden fortlaufenden Veränderung der thermischen Schutzwirkung geprägt ist.
Um im Detail zu beurteilen, wie sich die thermische Schutzwirkung in den unterschiedlichen Teilschichten eines DSB entwickelt und welche Bereiche bei einer Temperaturbeanspruchung die am stärksten ausgeprägte Schutzwirkung aufweisen, werden im Rahmen dieses Abschnitts beschichtete Stahlplatten in einem Hochtemperatur-Elektroofen untersucht. Dabei wird die Entwicklung der Materialtemperaturen an definierten Positionen innerhalb der Schaumschicht der reagierenden DSB bei ETK-Beanspruchung gemessen. Auf Grundlage der gemessenen DSB-Temperaturen in den unterschiedlichen Teilschichten wird die Verteilung der Temperaturen in einem DSB bzw. der Temperatureintrag in den Stahl explizit aufgezeigt und so letztlich die thermische Schutzwirkung einzelner Teilschichten bewertet. In diesem Zusammenhang werden alle in Tabelle 1.1 auf Seite 6 aufgeführten Beschichtungen untersucht, um Einflüsse der chemischen Zusammensetzung eines DSB auf die thermische Schutzwirkung beurteilen zu können.

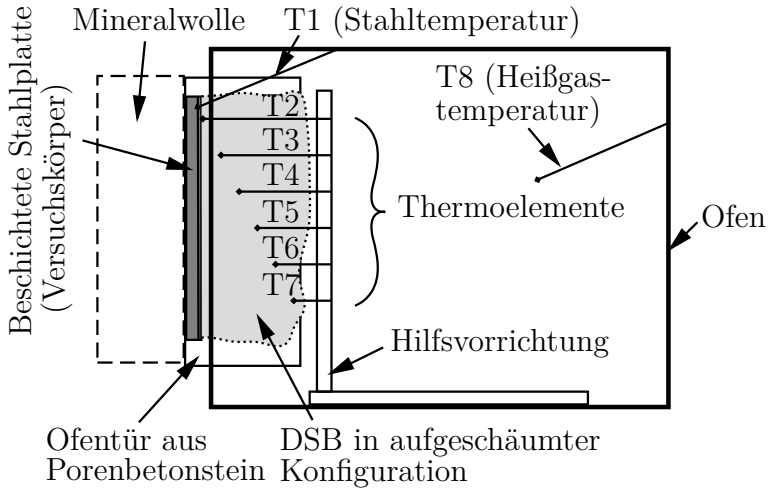


Abbildung 5.43: Versuchsaufbau zur Messung der Temperaturverteilung und - entwicklung im DSB (Seitenansicht)

Als weiteres Ziel wird auf Grundlage von Temperaturmessungen an der Oberfläche des noch unreagierten DSB sowie der Messung der Stahltemperatur unmittelbar unterhalb des DSB auf die Wärmeleitfähigkeit des Grundmaterials von DSB geschlossen. Dabei wird unter Annahme eines linearen Temperaturverlaufs über die Schichtdicke des DSB in diesem Zustand mit einer mathematischen Beziehung auf Grundlage der gemessenen Temperaturdifferenzen auf die Wärmeleitfähigkeit geschlossen.
Darüber hinaus wird die thermische Schutzwirkung der lösemittelhaltigen Beschichtungen DSB1-lö und DSB2-lö bei repräsentativen Temperaturbeanspruchungen von Naturbrandszenarien untersucht. Aus Abschnitt 5.3.4 ist bekannt, dass diese Beschichtungen insbesondere bei langsamen Aufheizgeschwindigkeiten ein merklich abweichendes Aufschäumverhalten im Vergleich zu lösemittelfreien DSB aufweisen. Die Untersuchungen zum Hochtemperaturverhalten lösemittelhaltiger Beschichtungen haben zum Ziel, die thermische Schutzfunktion dieser Beschichtungen bei zwei von der ETK abweichenden Temperaturbeanspruchungen zu bewerten und diese mit der Schutzwirkung bei ETK-Bedingungen zu vergleichen.

5.5.2 Versuchsaufbau und -durchführung

Zur Bestimmung der Temperaturverteilung und -entwicklung im DSB wurden experimentelle Untersuchungen an beschichteten Stahlplatten (normalfester Baustahl) im Hochtemperatur-Elektroofen durchgeführt. Dabei bestand die besondere Herausfor-

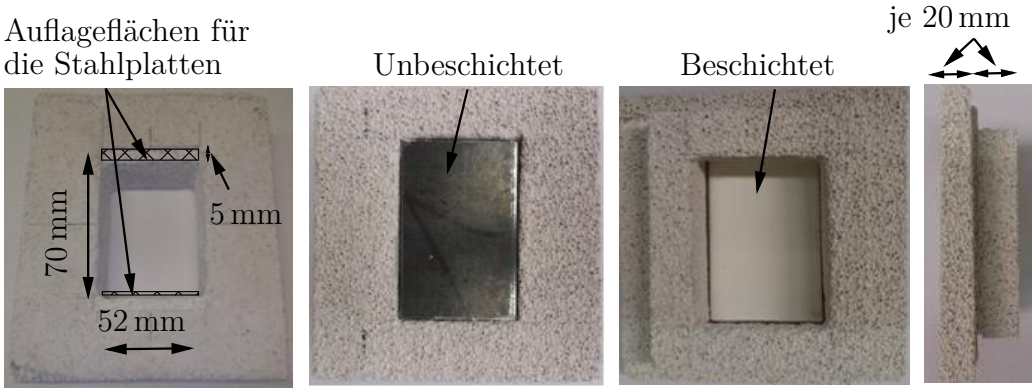


Abbildung 5.44: Speziell für die Versuche entwickelte Porenbetonstein-Ofentür: (a) Abmessungen und Auflagefläche der beschichteten Stahlplatte (b) Ansicht von der abgewandten Seite der Ofenkammer (c) Ansicht von der temperaturbeanspruchten Seite (d) Seitenansicht

derung darin, die Materialtemperatur des aufschäumenden DSB zu messen, ohne den Aufschäumvorgang zu beeinflussen. Dazu wurden Thermoelemente im Versuchsaufbau orthogonal zur Oberfläche der beschichteten Stahlplatten in unterschiedlichen, definierten Positionen angeordnet, sodass diese bei Temperatureinwirkung vom aufschäumenden DSB umschlossen werden konnten. Dabei wurde ein eindimensionaler Wärmeeintrag in die beschichteten Stahlplatten angestrebt, um den gemessenen Temperaturverläufen einen repräsentativen Charakter für eine übliche Temperaturentwicklung im DSB zuschreiben zu können. Zudem erforderte die messtechnische Umsetzung die Konzipierung einer Hilfsvorrichtung zur Fixierung der Thermoelemente in der gewünschten Position sowie einer speziellen Ofentür (vgl. Abbildung 5.43). Darin ist erkennbar, dass die beschichteten Stahlplatten außerhalb der Ofenkammer in der speziellen Ofentür eingelassen waren. Die Ofentür wurde aus Porenbetonstein angefertigt und so ausgearbeitet, dass die beschichteten Stahlplatten passgenau von dieser eingefasst wurden. Bei der Entwicklung der Ofentür wurde sich stark an der Geometrie der ursprünglichen Ofentür orientiert, um eine vergleichbare Entwicklung der Heißgastemperatur während der Versuchsdurchführung sicherzustellen. Die konzipierte Ofentür mit einer einseitig beschichteten Stahlplatte in der eingebauten Konfiguration ist in Abbildung 5.44 dargestellt. Im oberen und unteren Bereich der Öffnung der Ofentür wurden zudem Auflageflächen für die beschichteten Stahlplatten erstellt. Diese dienten vor allem der besseren Fixierung der Stahlplatten und wurden als Vertiefung in der Ofentür in der Dicke der Stahlplatten ausgebildet. In Konse-

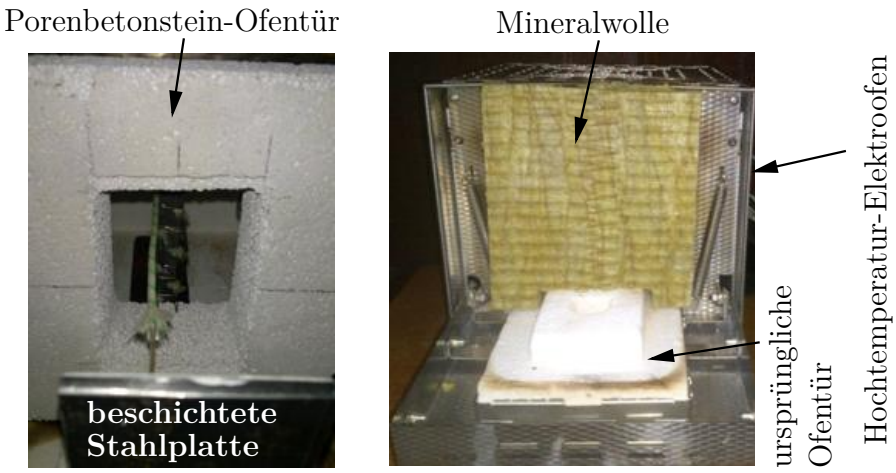


Abbildung 5.45: Versuchsaufbau zur Messung der Materialtemperaturen in DSB: (a) Einbau der beschichteten Stahlplatte (b) Hochtemperatur-Elektroofen

quenz war der DSB in diesem Teilbereich an der Aufschäumung gehindert und keiner direkten Temperaturbeanspruchung ausgesetzt. Eine Beeinflussung der gehinderten Aufschäumung bzw. der geringeren thermischen Schutzwirkung des DSB in diesen Teilbereichen und folglich ein erhöhter Temperatureintrag in die Stahlplatte war dabei nicht erkennbar. Auf der in Bezug auf die Ofenkammer abgewandten Seite wurde die Ofentür und die Stahlplatte während der Versuchsdurchführung mit Mineralwolle bekleidet, um so den Wärmeaustausch der unbeschichteten Fläche der Stahlplatte mit der Umgebung zu unterbinden und annähernd adiabate Randbedingungen zu schaffen.

Der Einbau der beschichteten Stahlplatten in die Ofentür sowie der endgültige Versuchsaufbau ist in Abbildung 5.45 dargestellt.

Die Messung der Materialtemperatur im DSB erfolgte mit insgesamt sechs Typ K Thermoelementen (T2 bis T7), die beginnend von der beschichteten Oberfläche orthogonal zur DSB Oberfläche und in aufsteigender, äquidistanter Anordnung positioniert wurden. Die Thermoelemente wurden dabei mit einer stählernen Hilfsvorrichtung in der gewünschten Messposition fixiert (vgl. Abbildung 5.46).

In das vertikale Stahlelement der Hilfsvorrichtung wurden an den gewünschten Messposition Kerben eingelassen, um so eine maßgenaue Positionierung der Ther-

moelemente vor der beschichteten Stahlplatte zu ermöglichen. Dabei wurde das Hochtemperatur-Glasgeflecht der Thermoelemente bis zur erwarteten maximalen aufgeschäumten Schichtdicke des DSB entfernt. Um einen Kurzschluss der Leiter und somit eine Temperaturmessung an einer undefinierten Position zu unterbinden, wurden die freigelegten Leiter der Thermoelemente mit einem Abstand von ca. 1,0 mm parallel zueinander ausgerichtet. Im Bereich der Fixierung an der Hilfsvorrichtung waren die Thermoleitungen durch das Hochtemperatur-Glasgeflecht geschützt. Die Thermoelemente konnten so vom aufschäumenden DSB umschlossen werden, ohne den Aufschäumvorgang signifikant zu beeinflussen. Dabei wurden die Thermoelemente in der horizontalen Ebene in einem Abstand von 4,0 mm zueinander positioniert. Mit einer zu erwartenden aufgeschäumten Schichtdicke der untersuchten DSB von über 20,0 mm konnte so die zeitliche Entwicklung der Temperaturen in unterschiedlichen Teilbereichen der Schaumstruktur und daraus ein multilinearer Temperaturverlauf im DSB ermittelt werden.
Ferner wurden die Heißgas- und die Stahltemperaturen gemessen. Die Messung der Heißgastemperatur erfolgte mit einem zusätzlichen Thermoelement (T8) in der Ofenkammer (vgl. Abbildung 5.43). Die Stahltemperaturen wurden demgegenüber unmittelbar unterhalb des DSB auf der Stahlplattenoberfläche mit dem Thermoelement T1 gemessen, um einen kontinuierlichen Temperaturverlauf über die Schichtdicke des DSB bis in die Stahlplatte generieren zu können und letztlich den Temperatureintrag in die Stahlplatte im Detail beurteilen zu können. Dazu wurde nach der Beschichtung der Versuchskörper an der gewünschten Messposition eine Bohrung mit einem Durchmesser entsprechend der am Ende der Thermoelementleitung gesetzten Schweißperle bis zur Stahloberfläche der Platte durch den DSB vorgenommen. Das Thermoelement ließ sich so auf der Stahloberfläche und unmittelbar unterhalb des DSB aufschweißen (vgl. Abbildung 5.47(a)). Eine Reaktion des DSB durch den impulsartigen Wärmeeintrag bei der Schweißung war nicht erkennbar.
Zur Veranschaulichung der im Rahmen dieser Untersuchungen betrachteten Versuchskörper ist in Abbildung 5.47(b) eine beschichtete Stahlplatte dargestellt. Diese Versuchskörper wiesen Kantenlängen von 80×52 mm sowie eine Stahldicke von 4,0 mm ($\frac{A}{V} = 250\,m^{-1}$) auf. Die Beschichtung der Stahlplatten sowie das Ebnen des DSB nach der Applikation mit Präzisionslehren erfolgte analog zur Vorgehensweise in Abschnitt 5.2 und Abschnitt 5.3. Für jede zu untersuchende Beschichtung wurden drei Versuchskörper gefertigt, woraus sich eine gesamte Versuchskörperanzahl von 15 ergab. Hinsichtlich der gewählten Trockenschichtdicke wurde sich an Angaben der AbZ der Produkthersteller zur Gewährleistung der Feuerwiderstandsklasse F30

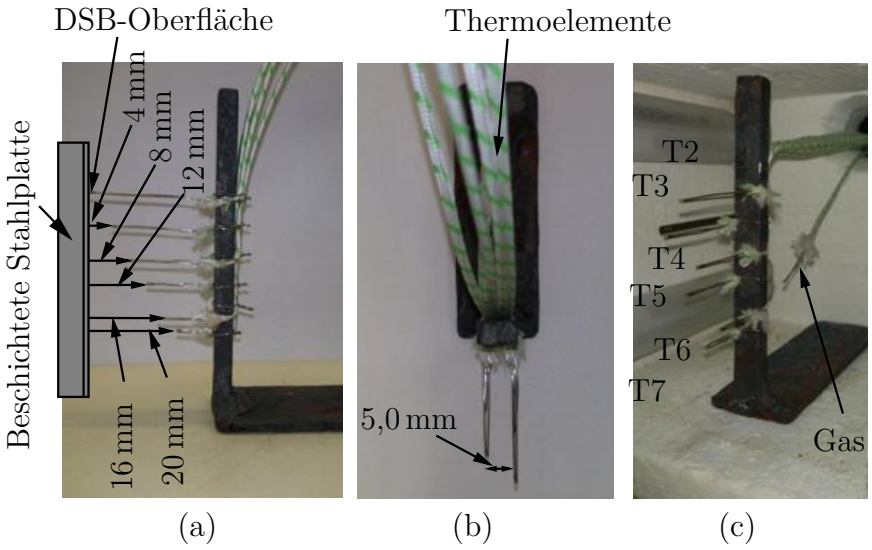


Abbildung 5.46: Hilfsvorrichtung zur gezielten Messung der DSB-Temperaturen in der aufgeschäumten Konfiguration in der: (a) Seitenansicht (b) Draufsicht (c) Perspektive

orientiert. Daraus ergaben sich für die untersuchten Beschichtungen die in Tabelle 5.7 angegebenen Ziel-Trockenschichtdicken.Die Messung der Trockenschichtdicke erfolgte ca. 6 Wochen nach der Applikation, unmittelbar vor der Durchführung des jeweiligen Versuchs. Dabei wurden die Trockenschichtdicken des DSB an jedem Punkt des Rasters aus Abbildung 5.47 bestimmt. Die gemessenen Trockenschichtdicken sind in Tabelle 5.8 in gemittelter Form aufgeführt. Im Rahmen dieser Untersuchungen

Tabelle 5.7: Gewählte Ziel-Trockenschichtdicken [μm] der untersuchten Beschichtungen

Beschichtung	DSB1-wa	DSB1-lö	DSB1-ep	DSB2-wa	DSB2-lö
Trockenschichtdicke [μm]	475	475	450	500	575

wurden grundsätzlich DSB in einer Trockenschichtdicke zur Erzielung einer Feuerwiderstandsklasse F30 getestet. Dennoch wurden die Versuchskörper jeweils einer Temperaturbeanspruchung nach ETK bis 60 min ausgesetzt, um so entsprechend Informationen über die Beständigkeit der thermischen Schutzwirkung dieser Beschichtungen zu erhalten.
Da während der Durchführung der Versuche nicht beurteilt werden konnte, ob und in welchem Maß die Thermoelemente vom aufgeschäumten DSB umschlossen waren,

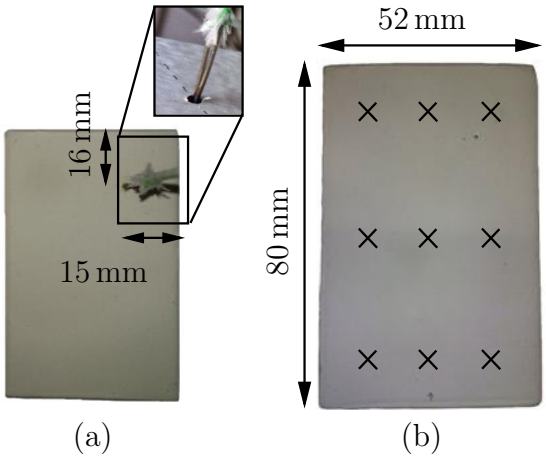


Abbildung 5.47: Beschichtete Stahlplatte mit: (a) Position des Thermoelements zur Messung der Stahltemperatur (b) Messstellen der Trockenschichtdicke

erfolgte eine detaillierte Inspizierung der Versuchskörper im Nachgang der Versuche. Abbildung 5.48 zeigt exemplarisch einen Versuchskörper nach dem Versuch mit dem DSB in der aufgeschäumten Konfiguration. In Abbildung 5.48 (a) sind die Eintrittsöffnungen der Thermoelemente in den DSB klar zu erkennen. Die Form der Eintrittsöffnungen und die Gestalt des umgebenen DSB lassen schlussfolgern, dass die Materialtemperatur innerhalb des DSB nach erfolgter Aufschäumung explizit gemessen wurde.
Darüber hinaus wurde die Position der Thermoelemente an der Hilfsvorrichtung nach den jeweiligen Versuchen detailliert inspiziert, um eine eventuelle Verschiebung oder Deformation der Thermoelemente bzw. Messfehler hinsichtlich Messposition ausfindig zu machen. Signifikante Abweichungen der Thermoelemente nach den jeweiligen Versuchen zur ursprünglichen Position wurden nicht festgestellt.
In Abbildung 5.48 (b) und (c) wird zudem belegt, dass das Aufschäumverhalten des DSB nicht signifikant durch die Thermoelemente beeinflusst wurde. Ebenso kann darin das Aufschäumverhalten des DSB, das durch ein sukzessives Aufschäumen in Teilschichten geprägt ist und auch bereits in Abschnitt 5.4 festgestellt wurde, identifiziert werden. Zudem ist die gehinderte Aufschäumung des DSB im Bereich der Auflagefläche der Porenbeton-Ofentür zu erkennen. In Abbildung 5.48 (b) ist darüber hinaus die Messung der aufgeschäumten Schichtdicke nach dem Versuch (Endschichtdicke), d.h. nach Verbrennung der organischen Bestandteile des DSB gezeigt. Die Messung der Endschichtdicke diente der Bewertung des Aufschäumverhal-

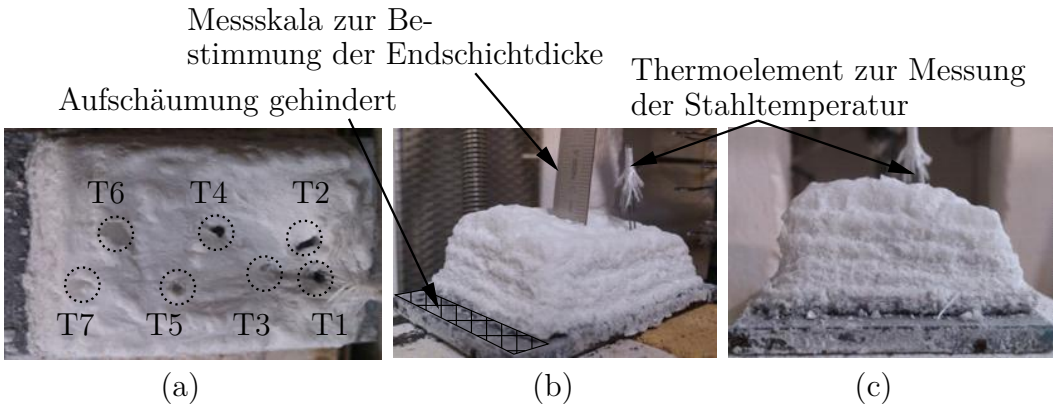


Abbildung 5.48: Exemplarischer Versuchskörper mit dem DSB in aufgeschäumter Konfiguration (DSB1-wa) nach 60 min ETK-Beanspruchung: (a) Eintrittsöffnungen der Thermoelemente in den DSB (b) Messung der Endschichtdicke (c) Veranschaulichung der Aufschäumung des DSB in Teilschichten

tens der DSB sowie Kontrollzwecken hinsichtlich der Temperaturmessung innerhalb der aufgeschäumten Schichtdicke.

5.5.3 Ergebnisse

Im Rahmen der Auswertung werden die Ergebnisse aller 15 Versuche dieses Abschnitts zusammenfassend dargestellt. Signifikante Unterschiede in den Messergebnissen zwischen den Versuchskörpern bzw. Beschichtungen werden herausgestellt und interpretiert. Ferner werden insbesondere die Messergebnisse dargestellt, die die jeweiligen Verhaltensweisen der DSB am besten verdeutlichen.
Zur besseren Übersicht sind in Tabelle 5.8 zunächst die Ziel-Trockenschichtdicken sowie die gemessenen Trockenschichtdicken der jeweiligen Versuchskörper dargestellt. Zudem ist die gemessene aufgeschäumte Schichtdicke nach dem jeweiligen Versuch sowie der zugehörige Aufschäumfaktor α angegeben. Die angestrebten Ziel-Trockenschichtdicken werden von den DSB aller Versuchskörper im Wesentlichen erreicht. Einzig die Ziel-Trockenschichtdicke der Beschichtung DSB2-lö wird unwesentlich unterschritten. Ferner ist die gemessene Trockenschichtdicke des Versuchskörpers mit der Beschichtung DSB1-ep aus Versuch 7 erwähnenswert, die im Vergleich zu den übrigen Trockenschichtdicken nahezu doppelt so groß ist. Dies ist auf ein im Vergleich zu den übrigen Beschichtungen abweichendes Trocknungsverhalten der

Tabelle 5.8: Ziel-Trockenschichtdicken und gemessene mittlere Trockenschichtdicken der Versuchskörper sowie die aufgeschäumte Schichtdicke bzw. Aufschäumfaktor α der untersuchten Beschichtungen nach den Versuchen

Beschichtung	Versuch	Trockenschichtdicke		Schichtdicke nach	Aufschäum-
		Soll [μm]	Ist [μm]	Versuch [mm]	faktor [-]
DSB1-wa	1	475	675	23,5	34,8
	2	475	700	20,0	28,6
	3	475	700	21,0	30,0
DSB1-lö	4	475	540	13,5	25,0
	5	475	650	14,5	23,3
	6	475	580	13,0	22,4
DSB1-ep	7	450	870	13,0	14,9
	8	450	480	10,0	20,8
	9	450	465	-	-
DSB2-wa	10	500	645	16,5	25,6
	11	500	655	15,0	22,9
	12	500	630	16,0	25,4
DSB2-lö	13	575	505	18,0	35,6
	14	575	550	15,0	27,3
	15	575	570	19,5	34,2

epoxidharzbasierten Beschichtung, das auch in Abschnitt 5.2 festgestellt wird, zurückzuführen. Entsprechend dieser Erkenntnis wurde die applizierte Nassschichtdicke der Versuchskörper für die Versuche 8 und 9 angepasst.

Die aufgeschäumten Schichtdicken der untersuchten Beschichtungen nach den Versuchen liegen in einem Bereich von $10 - 23{,}5\,\text{mm}$. Dabei sei angemerkt, dass die Messung der aufgeschäumten Schichtdicke des Versuchs 9 nicht möglich war, da die aufgeschäumte Schaumstruktur dieses Versuchskörpers nicht zerstörungsfrei aus der Versuchskonfiguration ausgebaut werden konnte. Dabei weist speziell die Beschichtung DSB1-ep die geringste aufgeschäumte Schichtdicke sowie die Beschichtung DSB1-wa die größte Schichtdicke auf. Unter Berücksichtigung der jeweiligen Trockenschichtdicken ergeben sich daraus Aufschäumfaktoren α im Bereich von ca. $14 - 36$ wobei die Beschichtung DSB1-ep bei Versuch 7 durch den geringsten Aufschäumfaktor gekennzeichnet ist. Mit Ausnahme der Endschichtdicke dieses Versuchs liegen die Aufschäumfaktoren der Beschichtungen nach der Verbrennung der organischen Bestandteile insgesamt im Bereich von $20 - 36$ und zeigen somit im Vergleich zu den in Abschnitt 5.3 durchgeführten Versuchen ein vergleichbares Aufschäumverhalten. Somit kann unter Berücksichtigung der in Abschnitt 5.3 ermittelten Aufschäumverläufe

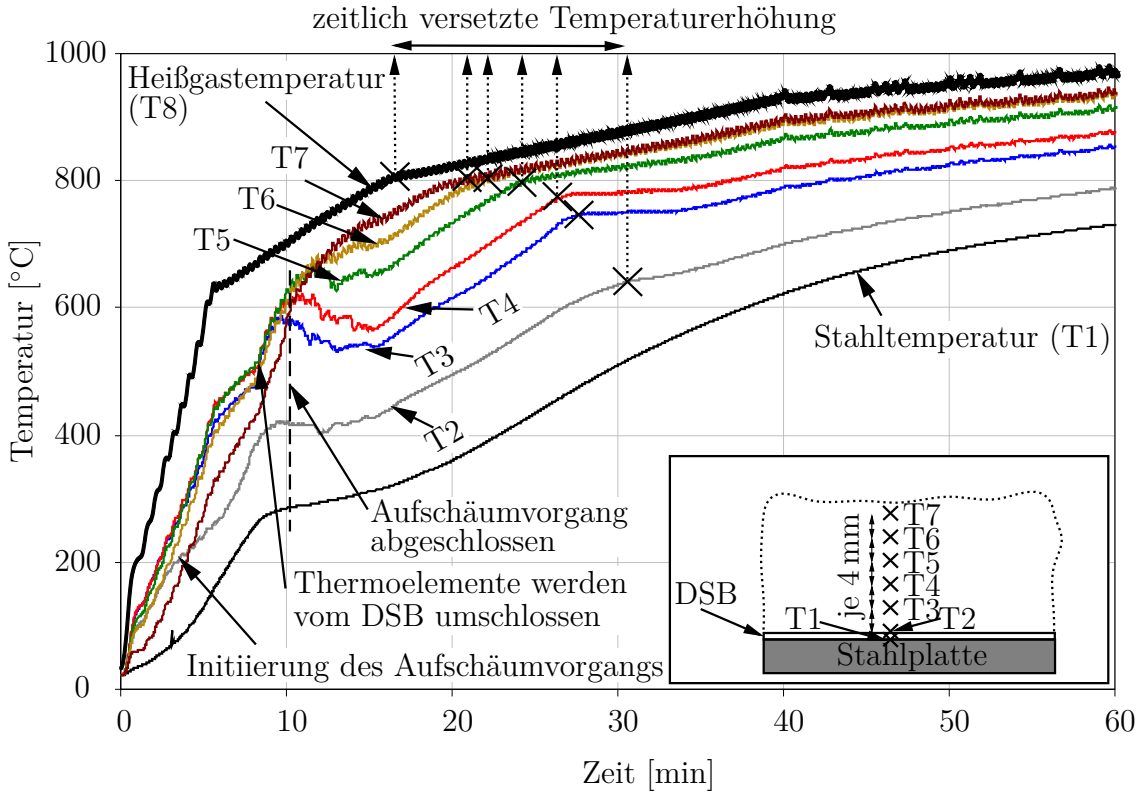


Abbildung 5.49: Zeitliche Entwicklung der Stahltemperaturen sowie der Temperaturen innerhalb der Beschichtung DSB1-wa während des Aufschäumvorgangs (Versuch 1, Trockenschichtdicke 675 μm)

bei ETK-Beanspruchung bereits an dieser Stelle davon ausgegangen werden, dass die maximal aufgeschäumten Schichtdicken von 20 mm, die im Rahmen dieser Untersuchungen zur ganzheitlichen Messung des Temperaturverlaufs und der -entwicklung im aufgeschäumten DSB vorausgesetzt wurde, von den meisten Beschichtungen erreicht wurde. Anhand der Temperaturmessungen lässt sich zudem erkennen, ob die oberen Thermoelemente (z. B. T7) vom DSB umgeben waren, wie später noch beschrieben wird.

Die zeitliche Entwicklung der Materialtemperaturen in unterschiedlichen Teilschichten innerhalb eines DSB bei ETK-Beanspruchung sowie die gemessenen Stahl- und Heißgastemperaturen sind in Abbildung 5.49 exemplarisch für den Versuch 1 (DSB1-wa) dargestellt. Sowohl bei diesem Versuch als auch bei den übrigen Versuchen lagen die gemessenen Heißgastemperaturen innerhalb der in DIN 4102-2 [106] definierten Grenzabweichungen für eine Temperaturbeanspruchung nach ETK. Bezüglich der Einhaltung der Grenzabweichungen wird auf Abschnitt 5.3 verwiesen, worin dies

ausführlich diskutiert wird. Dabei ist zu erwähnen, dass von den Thermoelementen T3 bis T7 zur Messung der DSB-Temperatur vor dem Aufschäumen des DSB ausschließlich Heißgastemperaturen gemessen werden. Dabei ist auffällig, dass sich diese gemessenen Heißgastemperaturen von der gemessenen Heißgastemperatur an Thermoelement T8 unterscheiden. Dies wird vor allem der Tatsache zugeschrieben, dass die Thermoelemente T3 bis T7 aufgrund ihrer Position in der Ofenkammer unmittelbar vor dem Versuchskörper einer Abschattung durch die Hilfskonstruktion und die Ofentür unterlagen (vgl. Abbildung 5.43). Dennoch zeigen die gemessenen Heißgastemperaturen an diesen Thermoelementen vor dem Aufschäumen des DSB einen qualitativ ähnlichen Verlauf zur gemessenen Heißgastemperatur an Thermoelement T8.

Die Initiierung des Aufschäumvorgangs kann insbesondere anhand der merklich abweichenden Entwicklung des Temperaturverlaufs an Thermoelement T2 gegenüber den Verläufen an den übrigen Temperaturmessstellen identifiziert werden. Diese abweichende Entwicklung kennzeichnet sich dabei durch eine geringere Temperaturzunahme an Thermoelement T2 bei ca. 200 °C. Der sich daran anschließende Temperaturanstieg an Thermoelement T2 wird darauf zurückgeführt, dass die temperaturbeanspruchte Oberfläche des DSB gegenüber den gemessenen Heißgastemperaturen aufgrund der Abschattungseffekte, denen die Thermoelemente an der Hilfskonstruktion unterliegen, stets höhere Temperaturen aufweist. Da der Aufschäumvorgang eines DSB sukzessive in gedanklichen Teilschichten erfolgt, werden die Thermoelemente T3 bis T7 in einem zeitlichen Versatz vom aufschäumenden DSB umschlossen. So werden von den Thermoelementen T4 bis T7 bis ca. 8 min ausschließlich Heißgastemperaturen gemessen. Nach einer Versuchsdauer von etwa 8 min ist an den Messstellen T3 bis T7 eine deutliche Temperaturerhöhung zu verzeichnen, was darauf schließen lässt, dass die Oberfläche des aufschäumenden DSB sukzessive die Thermoelemente passiert. Da die Oberfläche des aufschäumenden DSB stets die höchste Temperatur im DSB aufweist, nehmen die Temperaturen an diesen Temperaturmessstellen während des Passierens des DSB zum Teil signifikant zu. Die temporär durch das Passieren des aufschäumenden DSB erhöhten gemessenen Temperaturen an den Thermoelementen sind durch die thermische Schutzwirkung und folglich kühleren inneren Teilschichten des DSB teilweise stagnierend bzw. sogar rückläufig. Dies ist insbesondere an den Temperaturmessstellen in den bauteilnahen Teilschichten in sehr aufgeprägter Weise zu verzeichnen. Die Temperaturverteilung und -entwicklung innerhalb des DSB wird ab diesem Zeitpunkt also explizit gemessen. Es wird deutlich, dass die Temperaturen zu diesem Zeitpunkt in den Teilschichten, die der temperaturbeanspruchten

Oberfläche des DSB zugewandt sind, bereits ca. 650 °C aufweisen. Die Temperaturen der Messstellen T6 und T7 (16,68 bzw. 20,68 mm gemessen ab Stahloberfläche) unterscheiden sich nur unwesentlich voneinander. Mit zunehmender Eindringtiefe der Temperaturmessstellen in den aufgeschäumten DSB verlaufen die Temperaturkurven mit einem zunehmenden Temperaturunterschied zueinander, was der thermischen Schutzwirkung des DSB zuzuschreiben ist. Dennoch zeigen alle Temperaturkurven innerhalb des DSB qualitativ eine ähnliche Entwicklung. Der Versatz der Temperaturkurven ist besonders an den Messstellen T2 und T3 (0,68 bzw. 4,68 mm gemessen ab Stahloberfläche) stark ausgeprägt. Offensichtlich wird die thermische Schutzwirkung eines DSB vorrangig in den bauteilnahen Teilschichten ausgebildet.
Darüber hinaus stellt der zeitliche Versatz der Temperaturkurven an den einzelnen Messstellen ein Maß für die thermische Schutzwirkung dar. Der zeitliche Versatz des Wärmeeintrags lässt sich in Abbildung 5.49 anhand einer markanten Änderung im Verlauf der Heißgastemperatur verdeutlichen. Diese markante Änderung tritt sowohl in der Heißgastemperatur als auch in den Temperaturverläufen innerhalb des DSB auf, jedoch mit einem zeitlichen Versatz. Mit zunehmender Eindringtiefe der Thermoelemente in den aufgeschäumten DSB nimmt der zeitliche Versatz zu und die Temperaturdifferenzen zwischen den Messpunkten sind merklich stärker ausgeprägt. Im Verlauf der Stahltemperatur ist diese markante Änderung letztlich nicht mehr wahrnehmbar. Anhand dieser Betrachtungen lässt sich visuell belegen, dass die thermische Schutzwirkung weniger in den Teilschichten, die der temperaturbeanspruchten Oberfläche des DSB zugewandt sind, ausgebildet wird, sondern vielmehr in den darunter liegenden, bauteilnahen Teilbereichen.
Unter Betrachtung der gesamten Versuchsreihe zeigt sich die Temperaturentwicklung bzw. -verteilung bei allen Beschichtungen im Wesentlichen in ähnlicher Art und Weise (vgl. Kapitel D des Anhangs). Wie bereits in Abschnitt 5.3 festgestellt wird, setzt bei allen untersuchten DSB-Beschichtungen ein Aufschäumen in einem annähernd gleichen Temperaturbereich ein. Weiterhin wird gezeigt, dass alle Beschichtungen ihre thermische Schutzwirkung in den bauteilnahen Teilschichten ausbilden, was sich mit größerer Eindringtiefe der Messstellen in den DSB in einem zunehmenden Temperaturunterschied der gemessenen Temperaturverläufe zueinander äußert. Einzig die Versuche mit der Beschichtung DSB1-ep zeigen ein abweichendes Verhalten, das insbesondere auf die im Rahmen dieser Versuchsreihe teilweise geringe aufgeschäumte Schichtdicke dieser Beschichtung zurückgeführt wird, wonach die gemessenen Temperaturen an den Messstellen T4 bis T7 nahezu identisch verlaufen. Dies deutet zudem darauf hin, dass die oberen Messstellen während des Versuchs nicht vom

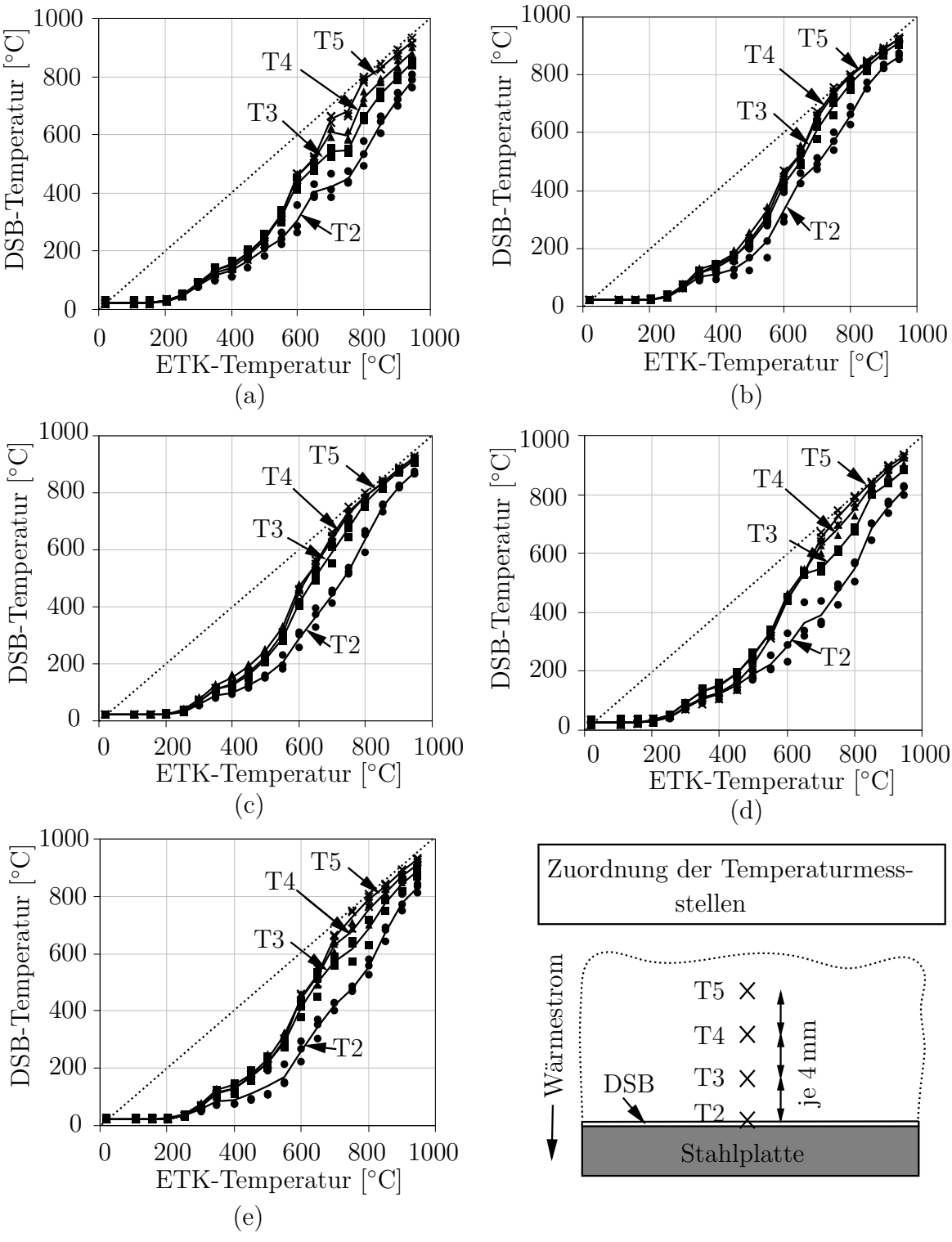


Abbildung 5.50: Gemittelte Temperaturentwicklungen im DSB in Abhängigkeit der ETK-Temperatur für die Beschichtung: (a) DSB1-wa (b) DSB1-lö (c) DSB1-ep (d) DSB2-wa (e) DSB2-lö

aufgeschäumten DSB umschlossen waren. In weiterer Konsequenz äußert sich die geringe aufgeschäumte Schichtdicke in einem geringen Temperaturunterschied in den Temperaturverläufen der bauteilnahen Teilschichten und folglich in einer geringeren thermischen Schutzwirkung. Zudem ist der zeitliche Versatz des Wärmeintrags deutlich schwächer ausgeprägt als bei den übrigen Beschichtungen. So erreichen die Stahltemperaturen nach 30 min nahezu 700 °C.

Der Aufschäumvorgang und die damit einhergehende thermische Schutzwirkung äußert sich zudem in einer signifikanten Änderung des Temperaturverlaufs in der Stahlplatte. Die anfänglich hohe Erwärmungsgeschwindigkeit der Stahlplatte nimmt nach der Aufschäumung des DSB signifikant ab. Mit fortschreitender Temperaturbeanspruchung (vgl. Abbildung 5.49 bei ca. 25 min) erfolgt eine wiederholte Zunahme der Erwärmungsgeschwindigkeit der Stahltemperaturen, die der Degradation der thermischen Schutzwirkung durch Pyrolyseprozesse der organischen Bestandteile der Schaumstruktur zuzuschreiben ist. Die anschließende Reduzierung der Erwärmungsgeschwindigkeit ist dem Temperaturzeit-Verlauf der Heißgastemperatur geschuldet. Bedingt durch die thermische Schutzwirkung des DSB resultiert bei diesem Versuch letztlich eine Stahltemperatur von 510 °C nach 30 min ETK-Beanspruchung. Verglichen mit üblichen Brandprüfungen, die im Rahmen von bauaufsichtlichen Zulassungsprüfungen durchgeführt werden, entspricht dies einer üblichen thermischen Schutzwirkung von DSB.

Zur anschaulichen Darstellung der thermischen Schutzeigenschaften der untersuchten Beschichtungen werden die gemessenen Materialtemperaturen innerhalb des DSB über die ETK-Temperatur aufgetragen (vgl. Abbildung 5.50). Dabei werden für jede Beschichtung die gemessenen Temperaturen aus den drei Versuchen als diskrete Datenpunkte sowie der daraus ermittelte Mittelwert dargestellt. In dieser Darstellungsform lässt sich die thermische Schutzwirkung anschaulich aufzeigen. Dabei werden lediglich die gemessenen Temperaturen der Messstellen T2 bis T5 dargestellt, da die thermische Schutzwirkung der untersuchten DSB in diesen Teilbereichen am stärksten ausgeprägt ist.

Sofern die thermische Schutzwirkung besonders ausgeprägt ist, ist dies in Abbildung 5.50 durch eine besonders breit gefächerte Kurvenschar gekennzeichnet. Zudem lässt sich so anschaulich darstellen, in welchem Temperaturbereich die thermische Schutzwirkung am stärksten ausgeprägt ist. Ist die Dämmwirkung demgegenüber weniger stark ausgeprägt, stellt sich dies durch eine geringe Bandbreite der Kurvenschar dar. Anhand dieser Kurvenscharen wird deutlich, dass bei allen untersuchten Beschichtungen bereits bei einer DSB-Temperatur von ca. 300 °C eine thermische

Schutzwirkung erkennbar ist. Die Schutzwirkung nimmt mit zunehmenden Temperaturen weiter zu und ist bei allen Beschichtungen im Bereich einer ETK-Temperatur von ca. 700 °C am stärksten ausgeprägt. Die Degradation der thermischen Schutzwirkung ist durch ein „Zusammenlaufen“ der einzelnen Kurven gekennzeichnet und ist gleichbedeutend mit einer Homogenisierung der Materialtemperatur der aufgeschäumten Dämmschicht. Im Rahmen dieser Untersuchungen weisen die Beschichtungen DSB1-wa, DSB2-wa sowie DSB2-lö (vgl. Abbildung 5.50 (a), (d) und (e)) die am stärksten ausgeprägte thermische Schutzwirkung auf. Die Schutzwirkung der Beschichtungen DSB1-lö und DSB1-ep (vgl. Abbildung 5.50 (b) und (c)) stellt sich demgegenüber weniger stark ausgeprägt dar, was auf die teilweise geringeren aufgeschäumten Schichtdicken dieser Beschichtungen zurückgeführt wird (vgl. Tabelle 5.8).

Um ferner die Temperaturverteilung im DSB während einer Temperatureinwirkung nach ETK bzw. den Temperatureintrag in das Stahlbauteil im Detail aufzuzeigen, werden die gemessenen Temperaturen aus jeweils drei Versuchen zu diskreten Zeitpunkten über eine Einheitsschichtdicke (auf 1,0 normierte Schichtdicke) dargestellt (vgl. Abbildung 5.51). Die Einheitsschichtdicke stellt dabei jeweils die aufgeschäumte Dämmschicht zwischen den Thermoelementen dar, die während des Versuchs vom DSB umgeben waren. Da die einzelnen DSB unterschiedlich stark expandieren, wurden die gemessenen Temperaturkurven der Thermoelemente T2 bis T7 im Detail betrachtet. Sofern aus den Temperaturverläufen ersichtlich ist, dass die oberen Messstellen (T6 und T7) offensichtlich aufgrund einer zu geringen aufgeschäumten Schichtdicke nicht vom DSB umgeben waren, blieben diese bei der Darstellung der Temperaturverläufe über die Einheitsschichtdicke unberücksichtigt. Entsprechend wurden z. B. für die Beschichtung DSB1-lö nur die gemessenen DSB-Temperaturen bis zur Messstelle T5 berücksichtigt (vgl. Abbildung 5.51(b)). Die gemessenen Endschichtdicken aus Tabelle 5.8 dienten dabei zusätzlich Kontrollzwecken. In der Einheitsschichtdicke aus Abbildung 5.51 wird der Stahlplattenoberfläche ferner stets der Wert *Null* zugewiesen und dem obersten vom DSB umgebenen Thermoelement stets der Wert *Eins* zugeordnet. Für die Bewertung der thermischen Schutzwirkung erfolgt in Abbildung 5.51 zudem die Darstellung des gemessenen Temperaturunterschieds $\Delta\theta$ zwischen dem obersten vom DSB umgebenen Thermoelement und der Stahltemperatur in den entsprechenden Diagrammen. Unter Bildung der Mittelwerte dieser Temperaturen wird ein multilinearer Temperaturverlauf über die Einheitsschichtdicke des DSB aufgetragen.
Die Temperaturverläufe über die Einheitsschichtdicken der unterschiedlichen Beschich-

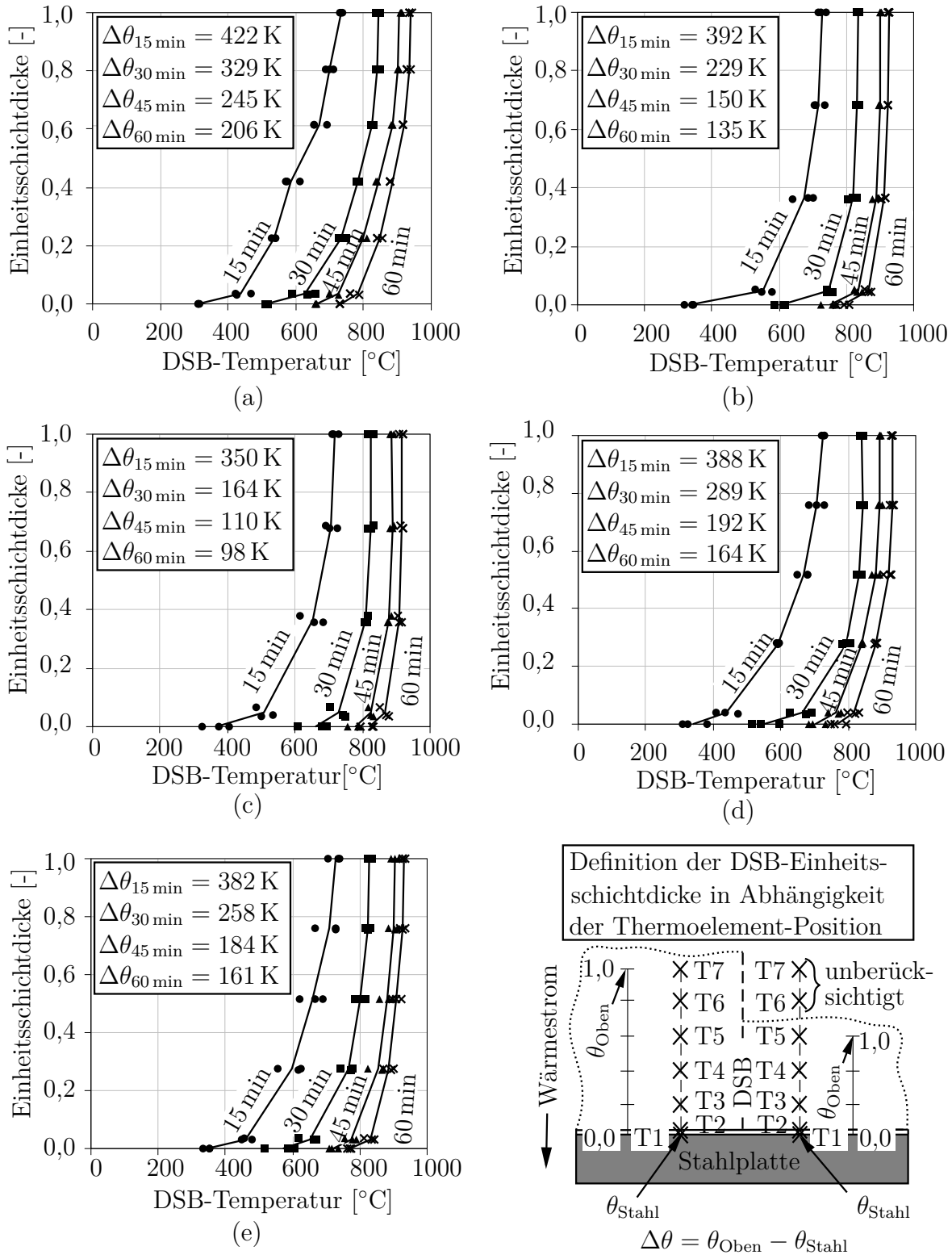


Abbildung 5.51: Temperaturverläufe über die Einheitsschichtdicke der Beschichtungen (a) DSB1-wa (b) DSB1-lö (c) DSB1-ep (d) DSB2-wa (e) DSB2-lö sowie Quantifizierung der thermischen Schutzwirkung der DSB anhand der Temperaturdifferenz $\Delta\theta$

tungen zeigen jeweils eine ähnliche Entwicklung. So ist der Temperatureintrag nach einer Temperatureinwirkung von 15 min bis zu einem Zeitpunkt von 30 min zunächst stets durch eine überproportionale Temperaturabnahme hin zur Stahlplatte charakterisiert. Die thermische Schutzwirkung der untersuchten Beschichtungen ist zu diesem Zeitpunkt also besonders ausgeprägt. Dies korreliert auch mit der Darstellungsform in Abbildung 5.50, bei der sich die Schutzwirkung bei einer ETK-Temperatur von ca. 700 °C am stärksten ausgeprägt darstellt, was dem Zeitpunkt von 15 min entspricht. Die größte Temperaturänderung ist dabei jeweils am Übergangsbereich vom DSB zur Stahlplatte zu verzeichnen, was auf einen hohen Wärmeübergangswiderstand schließen lässt. Mit zunehmenden Materialtemperaturen nimmt der Wärmeübergangswiderstand ab, was in einer abnehmenden Temperaturänderung im Übergangsbereich zur Stahlplatte resultiert. Ferner wird deutlich, dass der anfänglich stark ausgeprägte Temperaturgradient über die Schichtdicke des DSB mit zunehmender Temperatureinwirkung abnimmt. Dies ist insbesondere nach einer Versuchsdauer von 45 min bzw. 60 min in Abbildung 5.51 erkennbar. Die Materialtemperaturen des DSB in den unterschiedlichen Teilschichten werden offensichtlich homogenisiert, was auf eine Degradation der thermischen Schutzwirkung hindeutet. Dabei vollzieht sich die Erwärmung eines DSB offensichtlich im Zeitraum von $15 - 30$ min sehr rasch, was der erhöhte horizontale Abstand der Temperaturverläufe zu diesen Zeitpunkten im Vergleich zu den übrigen Temperaturkurven (bei $30 - 60$ min) kennzeichnet. Dies kann jedoch auch in der anfänglich hohen Aufheizgeschwindigkeit der ETK begründet sein (vgl. Kapitel 4). Des Weiteren wird die „Durchwärmung“ des DSB durch die Pyrolyse der organischen Bestandteile im Hochtemperaturbereich begünstigt.
Die anfänglich stark ausgeprägte thermische Schutzwirkung lässt sich insbesondere durch den Temperaturunterschied zwischen der temperaturbeanspruchten Oberfläche des DSB und der Stahltemperatur belegen. Nach einer Temperatureinwirkung von 15 min liegt bei allen Beschichtungen ein Temperaturgefälle von ca. 350 K bis 422 K vor, wobei die Schutzwirkung der Beschichtung DSB1-wa am stärksten ausgeprägt ist. Mit zunehmender Temperatureinwirkung reduziert sich diese Temperaturdifferenz signifikant. So liegen nach 60 min ETK-Beanspruchung lediglich Temperaturunterschiede von ca. $100 - 206$ K vor. Dabei ist die geringste Schutzwirkung der Beschichtung DSB1-ep, sowie die ausgeprägteste Schutzwirkung weiterhin der Beschichtung DSB1-wa zuzuschreiben. Unter Berücksichtigung von Tabelle 5.8 auf Seite 163 lässt dies zwar eine Tendenz, jedoch keine eindeutige Korrelation der aufgeschäumten Schichtdicke zur thermischen Schutzwirkung erkennen. Die Schutzwirkung der unterschiedlichen Beschichtungen lässt sich ferner über die Temperaturdifferenz

Tabelle 5.9: Vergleich der Heißgas- und Stahltemperaturen der untersuchten Beschichtungen nach 30 min bzw. 60 min ETK-Beanspruchung

Beschichtung	Versuch	Temperatur nach 30 min			Temperatur nach 60 min		
		θ_{Gas} [°C]	θ_{Stahl} [°C]	$\Delta\theta$	θ_{Gas} [°C]	θ_{Stahl} [°C]	$\Delta\theta$
DSB1-wa	1	873	510	363	966	731	235
	2	857	518	339	961	739	222
	3	873	517	355	954	730	225
DSB1-lö	4	863	617	246	952	793	160
	5	872	612	260	952	809	143
	6	861	585	277	957	772	185
DSB1-ep	7	861	607	254	968	808	159
	8	861	680	181	953	834	119
	9	868	693	175	951	830	121
DSB2-wa	10	871	517	354	961	750	211
	11	870	541	329	962	758	204
	12	865	595	270	957	792	165
DSB2-lö	13	855	604	251	950	773	178
	14	853	586	267	953	772	181
	15	853	518	335	960	763	197

der Stahl- zur Heißgastemperatur nach 30 min bzw. 60 min ETK-Einwirkung darstellen (vgl. Tabelle 5.9). Dabei zeigt sich nach einer Temperatureinwirkung von 30 min zunächst, dass die wasserbasierten Beschichtungen eine besonders ausgeprägte thermische Schutzwirkung aufweisen, die in Bezug auf die Heißgastemperatur zum Teil in einer um mehr als 350 K geringeren Stahltemperatur resultiert. Die lösemittelhaltigen Beschichtungen bewirken demgegenüber eine Temperaturdifferenz der Stahlplatten zur Heißgastemperatur von $250 - 330$ K. Die beschichteten Stahlplatten mit der Beschichtung DSB1-ep weisen lediglich einen Temperaturunterschied der Stahl- zur Heißgastemperatur von $170 - 250$ K auf, was den teilweise geringeren Schichtdicken im Rahmen dieser Versuche zugeschrieben wird. Mit fortschreitender Versuchsdauer äußert sich die Degradation der thermischen Schutzwirkung bei allen DSB-Beschichtungen in einer Reduktion des Temperaturunterschiedes zwischen Stahl- und Heißgastemperatur. So reduziert sich die Temperaturdifferenz bei 60 min im Vergleich zur Temperaturdifferenz bei 30 min im Mittel um ca. 100 K. Dennoch ist hervorzuheben, dass trotz der stattfindenden Pyrolyseprozesse im aufgeschäumten DSB auch nach 60 min weiterhin eine thermische Schutzwirkung erkennbar bleibt, obwohl es sich bei den untersuchten DSB um Beschichtungen zur Gewährleistung einer Feuerwiderstandsklasse F30 handelt. Dabei verbleibt nach 60 min eine umso

größere Temperaturdifferenz, je stärker die Schutzwirkung des DSB unmittelbar nach dem Aufschäumvorgang ausgeprägt war. Folglich weisen die wasserbasierten Beschichtungen auch nach 60 min die größte Temperaturdifferenz zwischen Stahl- und Heißgastemperatur auf. Die Ausbildung einer ausgeprägten thermischen Schutzwirkung ist also bereits unmittelbar nach dem Aufschäumen des DSB bestimmend für die Entwicklung der Stahltemperaturen im weiteren Verlauf der Temperatureinwirkung. Um ferner im Hinblick auf die Formulierung von Materialkennwerten von DSB für numerische Simulationen unter Abschnitt 6.3 die Wärmeleitfähigkeit von DSB abzuleiten, wird diese für Raumtemperaturbedingungen als Grundlage aus den Temperaturmessungen zurückgerechnet. Das bedeutet, dass die Wärmeleitfähigkeit des Grundmaterials von DSB ermittelt wird. Dazu wird unter der Annahme eines linearen Temperaturgradienten über die Schichtdicke des noch unreagierten DSB unter Berücksichtigung der gemessenen Temperaturen unmittelbar unterhalb des DSB (Thermoelement T1) sowie an der Oberfläche des DSB (Thermoelement T2) auf die Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{DSB,RT}$ bei Raumtemperatur geschlossen. Aufgrund der geringen Schichtdicke des unreagierten DSB wird unterstellt, dass der wirkliche Temperaturverlauf mit dieser Annahme in guter Näherung beschrieben wird. Die Gleichung zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit lässt sich dabei aus Gleichung (3.5) und Gleichung (3.7) auf Seite 48 sowie durch Umformung nach λ entwickeln. So ergibt sich letztlich folgende Berechnungsvorschrift:

$$\lambda_{DSB,RT} = \frac{\Delta\theta_{a,t} \cdot d_{DSB} \cdot c_a \cdot \rho_a}{(\theta_{DSB-Oberfl.,t} - \theta_{a,t}) \cdot \frac{A}{V} \cdot \Delta t} \tag{5.6}$$

mit:	$\lambda_{DSB,RT}$	Wärmeleitfähigkeit des DSB bei Raumtemperatur
	$\Delta\theta_{a,t}$	Anstieg der Temperaturen in der Stahlplatte während des Zeitintervalls Δ t
	d_{DSB}	Trockenschichtdicke des DSB
	c_a	Spezifische Wärmekapazität von Stahl
	$\theta_{DSB-Oberfl.,t}$	Temperatur an der Oberfläche des noch unreagierten DSB zum Zeitpunkt t
	$\theta_{a,t}$	Stahltemperatur zum Zeitpunkt t
	$\frac{A}{V}$	Verhältnis der temperaturbeanspruchten Fläche zum Volumen der Stahlplatte
	Δt	Zeitintervall der gemessenen Temperaturen (hier: 10 s)

Unter Berücksichtigung der gemessenen Temperaturen an T1 bzw. T2 wird Glei-

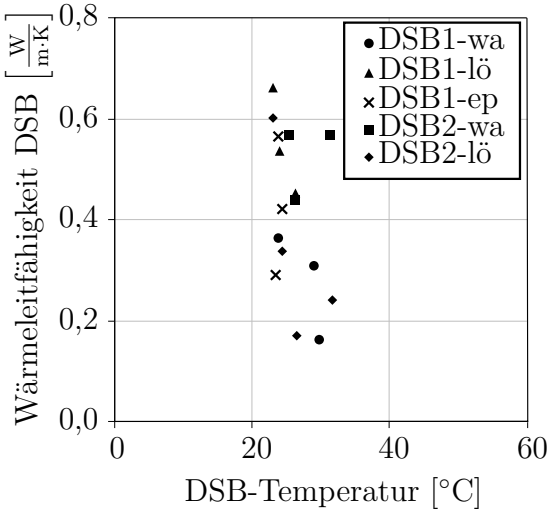


Abbildung 5.52: Ermittelte Wärmeleitfähigkeiten von DSB im Temperaturbereich von $20 - 30\,°C$

chung (5.6) für eine Zeitschrittweite von 10 s im Temperaturbereich von $20 - 30\,°C$ ausgewertet. In diesem Temperaturbereich kann mit großer Bestimmtheit davon ausgegangen werden, dass noch keine Reaktionen im DSB stattgefunden haben. Somit lässt sich die Wärmeleitfähigkeit des Grundmaterials von DSB mit Gleichung (5.6) in guter Genauigkeit ermitteln. Die ermittelte Wärmeleitfähigkeit wird dabei stets der gemittelten Temperatur zwischen T1 und T2 zugewiesen, wobei angenommen wird, dass diese in guter Näherung die DSB-Temperatur darstellt. Des Weiteren werden jeweils die gemessenen Trockenschichtdicken sowie die Materialkennwerte von Baustahl nach DIN EN 1993-1-2 [94] angesetzt. Im Ergebnis zeigen sich die in Abbildung 5.52 dargestellten Wärmeleitfähigkeiten $\lambda_{DSB,RT}$ für die unterschiedlichen Beschichtungen bei Raumtemperaturbedingungen. Dabei kennzeichnen diese Werte jeweils die zugehörige Wärmeleitfähigkeit bei der ersten festzustellenden Temperaturdifferenz zwischen T1 und T2. Es ist erkennbar, dass die ermittelten Wärmeleitfähigkeiten der unterschiedlichen Beschichtungen im Wesentlichen in einer vergleichbaren Größenordnung liegen.

Tabelle 5.10: Abgeleitete Wärmeleitfähigkeiten der unterschiedlichen Beschichtungen in einem Temperaturbereich von $20 - 30\,°C$

Beschichtung	DSB1-wa	DSB1-lö	DSB1-ep	DSB2-wa	DSB2-lö	Gemittelt
Versuche	1-3	4-6	7-9	10-11	12-15	-
$\lambda \left[\frac{W}{m \cdot K}\right]$	0,28	0,55	0,42	0,53	0,37	0,43

Eine detaillierte Übersicht der ermittelten Wärmeleitfähigkeiten der verschiedenen Beschichtungen bei Raumtemperatur ist in Tabelle 5.10 gegeben. Die abgeleiteten Wärmeleitfähigkeiten liegen ingesamt in einem Bereich von $0{,}28 - 0{,}55\,\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m \cdot K}}$, wobei der Mittelwert aller Messungen $0{,}43\,\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m \cdot K}}$ beträgt.
Im Rahmen der Untersuchungen dieses Abschnitts wird deutlich, dass die thermische Schutzwirkung von DSB in den bauteilnahen Teilschichten besonders ausgeprägt ist. Die Temperaturverteilung über die Schichtdicke des DSB stellt sich dabei nach dem Aufschäumen als ausgeprägt nichtlinearer Temperaturverlauf dar, der sich mit zunehmender Temperatureinwirkung sukzessive homogenisiert. Dabei ist bei allen Beschichtungen die thermische Schutzwirkung bei einer Heißgastemperatur von ca. 700 °C am stärksten ausgeprägt, wobei die Schutzwirkung der unterschiedlichen Beschichtungen geringen Schwankungen unterliegt. Einzig die Beschichtung DSB1-ep weist zum Teil eine erhöhte Abweichung in der Schutzwirkung im Vergleich zu den übrigen Beschichtungen auf. Dennoch zeigen die unterschiedlichen Beschichtungen im Wesentlichen eine vergleichbare thermische Schutzwirkung, die auf die gleiche Art und Weise ausgebildet wird.
Eine abschließende Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen aus den Temperaturmessungen stellt zudem im Hinblick auf die Formulierung von Materialkennwerten für numerische Simulationen eine bedeutende Grundlage dar.

5.5.4 Thermische Schutzwirkung bei einer Temperaturbeanspruchung entsprechend eines Naturbrandszenarios

In den bisherigen Ausführungen dieses Abschnitts wird die Temperaturverteilung und -entwicklung in der aufgeschäumten Schichtdicke unterschiedlicher DSB im Detail untersucht und die schützende Wirkungsweise von DSB eingehend erörtert. Dabei wird im Rahmen der Untersuchungen speziell eine Temperatureinwirkung nach ETK betrachtet, da davon auszugehen ist, dass DSB ihre optimale thermische Schutzwirkung bei dieser Temperaturbeanspruchung aufweisen. Dies liegt darin begründet, dass die thermische Schutzwirkung von DSB sowohl bei der Produktentwicklung als auch in den späteren Brandprüfungen im Rahmen von bauaufsichtlichen Zulassungsverfahren in erster Linie bei ETK-Bedingungen getestet wird. Dabei

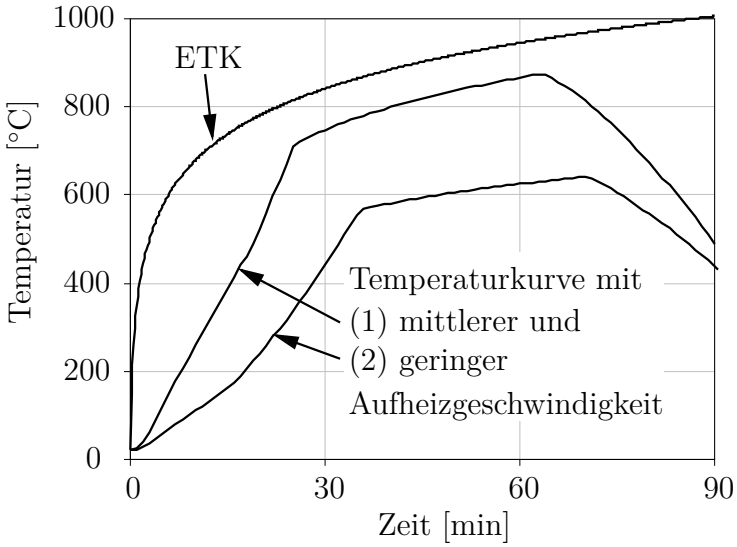


Abbildung 5.53: Vergleich der Temperaturzeitkurven ausgewählter Naturbrandszenarien aus Kapitel 4 für einen Vollbrand mit mittlerer bzw. geringer Aufheizgeschwindigkeit mit der ETK

ist der Temperaturverlauf der ETK insbesondere zu Beginn der Temperatureinwirkung von einer hohen Aufheizgeschwindigkeit sowie einer daran anschließenden stetigen Zunahme der Temperaturen gekennzeichnet. Die Temperaturzeitkurven von Naturbrandszenarien können jedoch deutlich anders geartet sein und merklich vom Temperaturverlauf der ETK abweichen. Dies wird in umfassender Weise in Kapitel 4 dargelegt.

Die Untersuchungen aus Abschnitt 5.3.4 zeigen, dass das Aufschäumverhalten von lösemittelfreien Beschichtungen nicht signifikant von der Aufheizgeschwindigkeit der Temperatureinwirkung abhängt. Daher ist davon auszugehen, dass sich bei diesen Beschichtungen die thermische Schutzwirkung bei einer abweichenden Temperatureinwirkung in vergleichbarer Weise ausbildet wie bei ETK-Beanspruchung. Jedoch wird in den Untersuchungen aus Abschnitt 5.3.4 identifiziert, dass speziell lösemittelhaltige Beschichtungen bei Temperatureinwirkungen, die von sehr geringen Aufheizgeschwindigkeiten geprägt sind, eine vergleichsweise geringe aufgeschäumte Schichtdicke entwickeln.

Ziel der Untersuchungen in diesem Abschnitt ist es, die thermische Schutzwirkung der Beschichtungen DSB1-lö und DSB2-lö bei einer Temperaturbeanspruchung, die sich in der Aufheizphase signifikant von der ETK unterscheidet und insbesondere von einer geringeren Aufheizgeschwindigkeit zu Beginn der Temperatureinwirkung geprägt ist, zu bewerten.

Dazu wurden experimentelle Untersuchungen im Hochtemperatur-Elektroofen durchgeführt. Der Versuchsaufbau entspricht dabei der bereits beschriebenen Konfiguration im Rahmen der Untersuchungen des Abschnitt 5.5. Davon abweichend wurde jedoch ausschließlich die Heißgas- und Stahltemperatur gemessen. Die Messung der Stahltemperatur erfolgte dabei mit jeweils drei Thermoelementen an der unbeschichteten Fläche der Stahlplatte an der von der Ofenkammer abgewandten Seite. Diese waren ausgehend von der Mitte der Stahlplatte in vertikaler Orientierung und symmetrisch in einem Abstand von 20 mm zueinander angeordnet. Die Versuchskörper stellten dabei in Analogie zu den zuvor beschriebenen Versuchskörpern beschichtete Stahlplatten mit äquivalenten Abmessungen dar. Insgesamt wurden drei beschichtete Stahlplatten der Beschichtung DSB1-lö sowie zwei Versuchskörper mit der Beschichtung DSB2-lö untersucht. Die Ziel- sowie die gemessenen Trockenschichtdicken sind in Tabelle 5.11 auf Seite 179 dokumentiert. Die Ziel-Trockenschichtdicken werden dabei stets erreicht bzw. überschritten. Als Temperaturbeanspruchung wurde auf Basis der in Kapitel 4 durchgeführten Berechnungen eine Temperaturbeanspruchung mit einer im Vergleich zur ETK geringeren sowie einer mittleren Aufheizgeschwindigkeit gewählt (vgl. Abbildung 5.53). Nach Erreichen der maximalen Heißgastemperatur der jeweiligen Temperaturkurve wurde die Temperaturbeanspruchung eingestellt und die Ofenkammer kühlte ab. Die Temperaturverläufe während des Abkühlens der Ofenkammer sind der Vollständigkeit halber dargestellt.
In Abbildung 5.53 wird deutlich, dass die gewählten Temperaturkurven insbesondere hinsichtlich der Aufheizgeschwindigkeiten deutlich vom Temperaturverlauf der ETK abweichen. Dabei betragen die Aufheizgeschwindigkeiten der Temperaturzeitkurven im Bereich von $300 - 600\,°C$, in dem DSB bei Naturbrandbeanspruchung üblicherweise aufschäumen, ca. $31\,\frac{K}{min}$ bzw. ca. $12\,\frac{K}{min}$.
Die gemessenen Heißgas- bzw. Stahltemperaturen im Rahmen dieser Untersuchungen sind in Abbildung 5.54 dargestellt. Dabei ist zu erwähnen, dass darin jeweils die gemittelte Stahltemperatur aus drei Messungen enthalten ist, da die Temperaturkurven an den einzelnen Messstellen nahezu identisch verlaufen. Die Abbildung 5.54 (a) – (c) enthalten jeweils die Temperaturverläufe der beschichteten Stahlplatten mit der Beschichtung DSB1-lö bei einer Temperaturbeanspruchung mit einer mittleren Aufheizgeschwindigkeit. Die Ausbildung der thermischen Schutzwirkung bzw. das Aufschäumen des DSB ist durch die signifikante Änderung der Steigung im Temperaturverlauf der Stahltemperaturen eindeutig identifizierbar, obgleich diese nicht so stark ausgeprägt ist wie bei ETK-Beanspruchung. Dies lässt sich darin begründen, dass bei dieser Temperaturbeanspruchung zum Zeitpunkt des Aufschäumens des DSB eine im

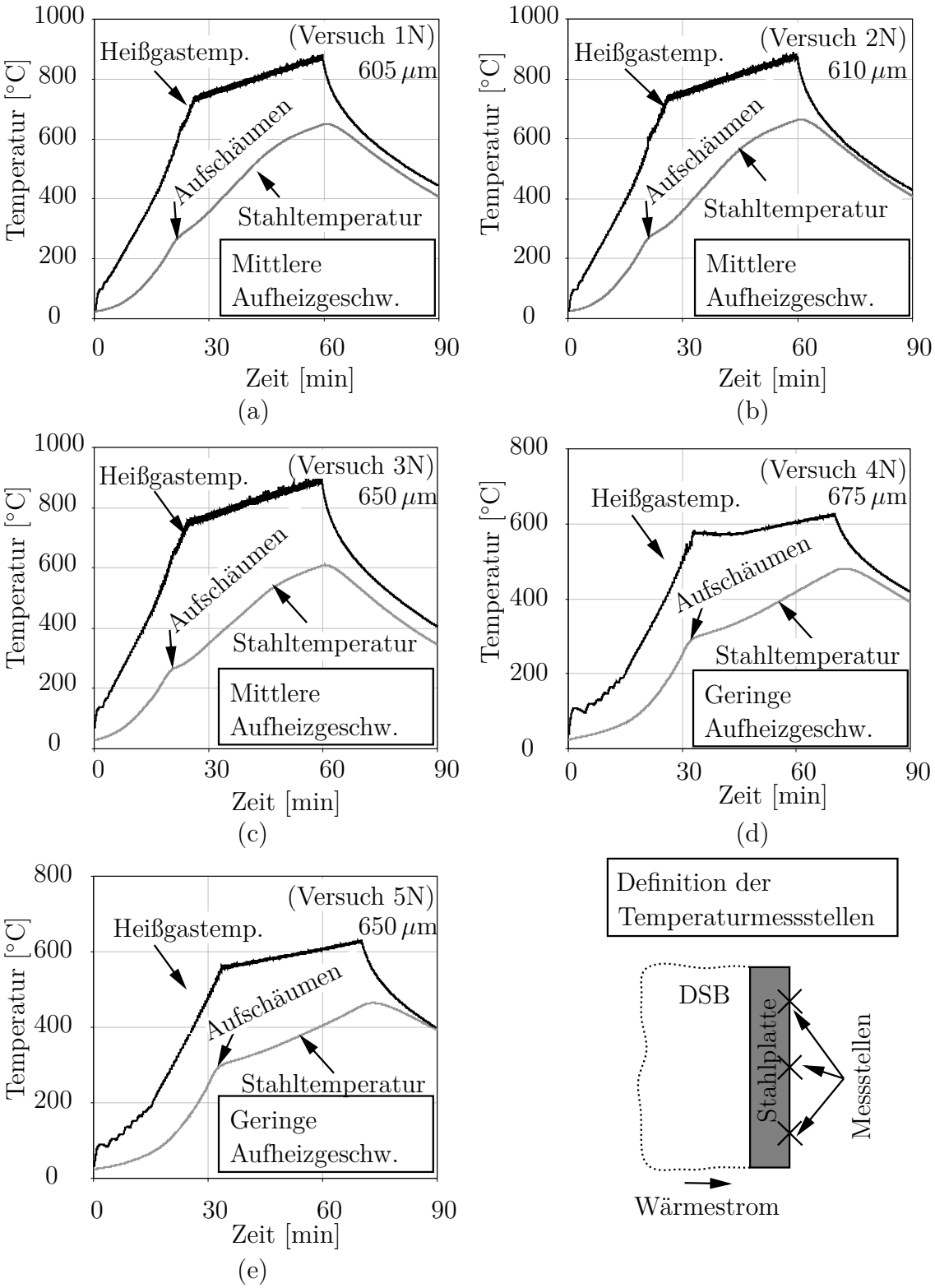


Abbildung 5.54: Gemessene Heißgas- und gemittelte Stahltemperaturen im Rahmen der Untersuchungen beschichteter Stahlplatten mit den Beschichtungen (a) – (c) DSB1-lö und (d) – (e) DSB2-lö bei Temperatureinwirkung entsprechend eines Naturbrandszenarios

Vergleich zur ETK höhere Aufheizgeschwindigkeit der Heißgastemperatur vorliegt. Die signifikante Änderung der Aufheizgeschwindigkeit im Temperaturverlauf bei ca. 8 min ist letztlich in einem zeitlichen Versatz in der Steigung des Temperaturverlaufs der Stahltemperatur erkennbar. Die maximalen Stahltemperaturen bei Erreichen des Maximums der Heißgastemperaturen liegen im Bereich von $600 - 660\,°C$. Während des Abkühlens der Ofenkammer nähern sich die Heißgas- und Stahltemperatur einander an.

In Abbildung 5.54 (d) und (e) sind die Temperaturverläufe infolge einer Temperaturbeanspruchung mit geringer Aufheizgeschwindigkeit dargestellt. Dabei ist die Stahlplatte im Gegensatz zu den zuvor beschriebenen Versuchen mit der Beschichtung DSB2-lö beschichtet. Ein Aufschäumen des DSB lässt sich auch in diesen Verläufen deutlich durch die signifikante Änderung im Temperaturverlauf der Stahltemperatur erkennen. Dabei ist diese Änderung stärker ausgeprägt, da das Aufschäumen des DSB zeitlich mit der signifikanten Änderung der Aufheizgeschwindigkeit der Heißgastemperatur zusammenfällt. Bei Erreichen der maximalen Heißgastemperaturen von ca. $620\,°C$ liegen in den beschichteten Stahlplatten Temperaturen von $480 - 500\,°C$ vor. Es wird deutlich, dass die Steigung des Verlaufs der Stahltemperaturen merklich durch die Aufheizgeschwindigkeit der einwirkenden Heißgastemperatur beeinflusst wird. Um ferner den Einfluss der Aufheizgeschwindigkeit der Temperaturbeanspruchung auf die aufgeschäumte Schichtdicke aufzuzeigen, sind in Tabelle 5.11 die Schichtdicken bzw. die Aufschäumfaktoren α nach dem jeweiligen Versuch im Detail dargestellt. Es ist erkennbar, dass die aufgeschäumten Schichtdicken der Beschichtung DSB1-lö bei Temperaturbeanspruchung mit einer mittleren Aufheizgeschwindigkeit die aufgeschäumten Schichtdicken bei ETK-Beanspruchung sogar überschreiten (vgl.

Tabelle 5.11: Ziel- und gemessene DSB-Trockenschichtdicken der Versuchskörper sowie die aufgeschäumte Schichtdicke bzw. Aufschäumfaktor α der untersuchten Beschichtungen nach unterschiedlichen Temperaturbeanspruchungen

Beschichtung	Versuch	Trockenschichtdicke		Schichtdicke nach Versuch [mm]	Aufschäumfaktor [α]
		Soll [μm]	Ist [μm]		
DSB1-lö	1N	475	605	19,0	31,4
	2N	475	610	21,0	34,4
	3N	475	650	22,5	34,6
DSB2-lö	4N	575	675	14,0	20,7
	5N	575	650	14,5	22,3

(a) (b)

Abbildung 5.55: Vergleich der aufgeschäumten Schaumstrukturen (a) der Beschichtung DSB1-lö und (b) der Beschichtung DSB2-lö nach einer Temperaturbeanspruchung mit mittlerer bzw. geringer Aufheizgeschwindigkeit

Tabelle 5.8 auf Seite 163). Der erreichte Aufschäumfaktor α liegt im Bereich von ca. $31 - 34$ wohingegen dieser bei ETK-Beanspruchung im Maximum bei ca. 25 lag. Dies wird insbesondere auf die im Vergleich zur ETK geringeren Heißgastemperaturen und in Konsequenz noch nicht vollständig abgeschlossenen Pyrolyseprozesse bzw. Schrumpfungsprozesse zurückgeführt. Bei den Versuchskörpern mit der Beschichtung DSB2-lö, die einer Temperaturbeanspruchung mit einer geringen Aufheizgeschwindigkeit ausgesetzt waren, ist ein merklicher Einfluss auf die aufgeschäumte Schichtdicke zu verzeichnen. Die Aufschäumfaktoren dieser Beschichtungen betragen nach den Versuchen lediglich ca. 22 und unterschreiten den erreichten Aufschäumfaktor von ca. $27 - 36$ bei ETK-Beanspruchung deutlich. Die aufgeschäumte Schichtdicke wird bei dieser Temperatureinwirkung also in einem deutlich höheren Maß beeinflusst, was letztlich auf den bereits in Abschnitt 5.3.4 beschriebenen zeitlichen Versatz der Reaktionen innerhalb des DSB zurückzuführen ist.

Für einen anschaulichen Vergleich des abweichenden Aufschäumverhaltens der Beschichtungen DSB1-lö und DSB2-lö bei Temperaturbeanspruchung mit mittlerer bzw. geringer Aufheizgeschwindigkeit sind in Abbildung 5.55 die aufgeschäumten Schaumstrukturen zweier exemplarischer Versuchskörper nach Beendigung der jeweiligen Versuche dargestellt. Dabei sind die unterschiedlichen Färbungen der Schaumstrukturen auffällig. Während sich der DSB in Abbildung 5.55 (a) bereits vollständig weiß gefärbt hat, ist der DSB in Abbildung 5.55 (b) nur im Bereich des temperaturbeanspruchten Teilbereichs hell gefärbt. Dies ist in erster Linie auf die deutlich geringeren Heißgastemperaturen in den Versuchen 4N und 5N zurückzuführen (vgl. Abbildung 5.53).

Zur Beurteilung der thermischen Schutzwirkung der Beschichtungen DSB1-lö und DSB2-lö bei einer Temperaturbeanspruchung mit einer mittleren bzw. geringen Aufheizgeschwindigkeit wird die Temperaturdifferenz $\Delta\theta$ der Stahltemperatur im Versuchskörper zur zugehörigen Heißgastemperatur des betrachteten Zeitpunktes gebildet. Die Schutzwirkung ist dabei umso stärker ausgeprägt, je größer diese Temperaturdifferenz ist. Um die thermische Leistungsfähigkeit dieser Beschichtungen bei von der ETK abweichenden Temperaturbeanspruchungen besser beurteilen zu können, wird die jeweils erreichte Temperaturdifferenz bei einer Temperatureinwirkung nach ETK vergleichend gegenübergestellt (vgl. Abschnitt 5.5.3). Dabei wird die Temperaturdifferenz zunächst zum Zeitpunkt der maximalen Stahltemperatur im Rahmen der Versuche bei Natur-Temperaturbeanspruchung gebildet und die erreichte Temperaturdifferenz mit den Versuchen bei ETK-Beanspruchung zum Zeitpunkt der korrelierenden Stahltemperatur verglichen. Die detaillierte Übersicht dieses Vergleichs ist in Tabelle 5.12 enthalten. Dabei sind die Versuchskörper beider Versuchsreihen so zusammengestellt, dass die Trockenschichtdicken der beschichteten Stahlplatten je Zeile in einer annähernd gleichen Größenordnung liegen, um eine eindeutige Vergleichbarkeit der Schutzwirkung zu ermöglichen. In Tabelle 5.12 ist zunächst die thermische

Tabelle 5.12: Vergleich der thermischen Schutzwirkung der lösemittelhaltigen Beschichtungen DSB1-lö und DSB2-lö bei Temperaturbeanspruchung nach ETK sowie der untersuchten Natur-Temperaturzeitkurven anhand von Temperaturdifferenzen

	Thermische Schutzwirkung bei Beanspruchung nach ETK				Natur-Temperaturzeitkurve			
Beschichtung	Versuch/ $d_{DSB,tr.}$ [μm]	θ_{Gas} [°C]	θ_{Stahl} [°C]	$\Delta\theta$ [K]	Versuch/ $d_{DSB,tr.}$ [μm]	θ_{Gas} [°C]	θ_{Stahl} [°C]	$\Delta\theta$ [K]
DSB1-lö	6/580	885	650	235	1N/605	872	650	222
	6/580	890	658	232	2N/610	858	658	200
	5/650	873	610	263	3N/650	884	610	274
DSB2-lö	15/570	843	478	365	4N/675	613	478	135
	15/570	839	465	374	5N/650	619	465	154

Temperaturbeanspruchung mit mittlerer Aufheizgeschwindigkeit
Temperaturbeanspruchung mit geringer Aufheizgeschwindigkeit

Schutzwirkung der Beschichtung DSB1-lö bei ETK-Beanspruchung mit der Schutzwirkung der gleichen Beschichtung bei Temperatureinwirkung mit einer mittleren Aufheizgeschwindigkeit gegenübergestellt. Wird nun jeweils ausgehend von den ent-

sprechenden Stahltemperaturen die Differenz zur zugehörigen Heißgastemperatur gebildet, ergeben sich in beiden Fällen betragsmäßig vergleichbare Temperaturdifferenzen von $200 - 274\,\mathrm{K}$. Die thermische Schutzwirkung der Beschichtung bildet sich also auch bei Temperatureinwirkung mit einer mittleren Aufheizgeschwindigkeit im Vergleich zu einer ETK-Beanspruchung in äquivalenter Weise aus. In weiterer Konsequenz lässt sich daraus schlussfolgern, dass diese Beschichtung stets eine äquivalente thermische Schutzwirkung ausbildet, sofern im Vergleich zu einer ETK-Beanspruchung eine annähernd gleiche aufgeschäumte Schichtdicke erreicht wird.
Demgegenüber ist die thermische Schutzwirkung der Beschichtung DSB2-lö bei einer Temperaturbeanspruchung mit einer geringen Aufheizgeschwindigkeit im Vergleich zur Schutzwirkung bei ETK-Beanspruchung wesentlich geringer. Obwohl die beschichteten Stahlplatten in dieser Versuchsreihe eine um etwa $100\,\mu\mathrm{m}$ größere Trockenschichtdicke aufwiesen, wird im Maximum lediglich eine Temperaturdifferenz von ca. $150\,\mathrm{K}$ gewährleistet. Bei einer ETK-Beanspruchung sind hingegen Temperaturdifferenzen von mehr als $365\,\mathrm{K}$ zu verzeichnen. Die wenig ausgeprägte Schutzwirkung wird dabei auf die geringen aufgeschäumten Schichtdicken dieser Beschichtung in den Versuchen mit einer Natur-Temperaturbeanspruchung zurückgeführt.
Es wird deutlich, dass lösemittelhaltige Beschichtungen bei Temperaturbeanspruchungen einer mittleren Aufheizgeschwindigkeit von ca. $30\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ eine ähnliche thermische Schutzwirkung ausbilden wie bei ETK-Beanspruchung. Bei einer Temperaturbeanspruchung mit sehr geringen Aufheizgeschwindigkeiten bildet sich hingegen eine merklich verringerte Schutzwirkung aus als bei ETK-Beanspruchung. Im vorliegenden Fall lässt sich unter Berücksichtigung des Aufschäumverhaltens der Beschichtungen bei ETK-Beanspruchung eine Korrelation der thermischen Schutzwirkung zur aufgeschäumten Schichtdicke der DSB identifizieren.

5.5.5 Zusammenfassung

Die Untersuchungen im Rahmen dieses Abschnitts dienen der Bewertung der Entwicklung der thermischen Schutzwirkung von DSB und der Identifikation der Teilbereiche (*Teilschichten*) in der aufgeschäumten Dämmschicht, in der die Schutzwirkung am stärksten ausgeprägt ist. Hierzu werden experimentelle Untersuchungen an beschichteten Stahlplatten im Hochtemperatur-Elektroofen durchgeführt. Dabei wird die Temperaturverteilung und -entwicklung in unterschiedlichen Teilschichten von aufgeschäumten DSB bei einer Temperaturbeanspruchung nach Einheits-

Temperaturzeitkurve (ETK) gemessen. Zur Messung der Materialtemperaturen innerhalb des aufgeschäumten DSB werden Thermoelemente in einer individuell konzipierten Hilfskonstruktion orthogonal zur beschichteten Oberfläche der Stahlplatte und in aufsteigender, äquidistanter Anordnung positioniert. Bei Temperatureinwirkung wurden die Thermoelemente vom aufschäumenden DSB umschlossen und so die DSB-Temperatur an definierten Positionen innerhalb der Dämmschicht gemessen. Dabei wurden fünf unterschiedliche Beschichtungen untersucht, um ggf. Einflüsse der chemischen Zusammensetzung auf die Schutzwirkung zu identifizieren. Im Ergebnis dieser Untersuchungen wird deutlich, dass sich die thermische Schutzwirkung eines DSB vorrangig in den bauteilnahen Teilschichten ausbildet. Die Temperaturentwicklung in den Teilbereichen des aufgeschäumten DSB, die der temperaturbeanspruchten Oberfläche zugewandt sind, unterscheiden sich hingegen nur unwesentlich von den gemessenen Heißgastemperaturen. Der Temperaturverlauf eines DSB über die aufgeschäumte Schichtdicke nimmt in Konsequenz bei allen untersuchten Beschichtungen mit zunehmender Eindringtiefe überproportional ab. Zudem ist bei allen Beschichtungen ein signifikantes Temperaturgefälle am Übergangsbereich zur Stahlplatte festzustellen, was auf einen erhöhten Wärmeübergangswiderstand schließen lässt. Einzig die epoxidharzbasierte Beschichtung weist im Rahmen dieser Untersuchungen im Vergleich zu den übrigen Beschichtungen zum Teil eine geringere thermische Schutzwirkung auf. Ergänzende Messungen der aufgeschäumten Schichtdicken der DSB jeweils nach den Versuchen (Endschichtdicke) lassen zudem erkennen, dass diese Beschichtung gegenüber den übrigen Beschichtungen im Rahmen dieser Versuche teilweise eine geringere aufgeschäumte Schichtdicke entwickelt. Die Messung der aufgeschäumten Schichtdicken der Beschichtungen nach den Versuchen lässt dabei insgesamt eine korrelierende Tendenz, jedoch keinen eindeutigen Zusammenhang der aufgeschäumten Schichtdicke zur thermischen Schutzwirkung erkennen.
Darüber hinaus werden auf Basis der Temperaturmessung an der Oberfläche des noch unreagierten DSB sowie der Messung der Stahltemperatur unmittelbar unterhalb des DSB auf die Wärmeleitfähigkeit des Grundmaterials des DSB bei Raumtemperatur geschlossen. Unter der Annahme eines linearen Temperaturgradienten in der unreagierten Schicht wird mit einer mathematischen Beziehung aus den gemessenen Temperaturdifferenzen eine mittlere Wärmeleitfähigkeit von 0,43 $\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m \cdot K}}$ bei Raumtemperatur ermittelt.
In abschließenden Untersuchungen dieses Abschnitts wird die thermische Schutzwirkung von lösemittelhaltigen Beschichtungen bei zwei Temperaturbeanspruchungen, die ein Naturbrandszenario repräsentieren, untersucht. Dabei wird gezeigt, dass

sich die thermische Schutzwirkung bei einer Temperaturbeanspruchung mit einer mittleren Aufheizgeschwindigkeit in vergleichbarer Weise zur Schutzwirkung bei ETK-Beanspruchung ausbildet. Bei einer Temperaturbeanspruchung mit geringer Aufheizgeschwindigkeit unterliegt die Schutzwirkung einer merklichen Degradation, die in erster Linie auf die geringe aufgeschäumte Schichtdicke des DSB zurückzuführen ist. Ferner wird deutlich, dass der Verlauf der Stahltemperaturen von der Steigung der Heißgas-Temperaturzeitkurve beeinflusst wird.
Im Rahmen der Untersuchungen dieses Abschnitts wird erstmals die Temperaturverteilung und -entwicklung in der aufgeschäumten Schaumstruktur von DSB gemessen. Daraus lassen sich neue Erkenntnisse hinsichtlich der Ausbildung der schützenden Wirkungsweise von DSB ableiten. So belegen diese Untersuchungen, dass die thermische Schutzwirkung mit zunehmender Eindringtiefe in den DSB sukzessive zunimmt. Die Schutzwirkung ist demnach in den Teilbereichen unmittelbar vor dem zu schützenden Stahlbauteil am stärksten ausgeprägt. Zudem wird aus der systematischen Gegenüberstellung unterschiedlicher Beschichtungen (wasserbasierend, lösemittelhaltig und epoxidharzbasierend) aufgezeigt, dass diese ihre thermische Schutzwirkung auf vergleichbare Art und Weise ausbilden. Das Verständnis für die Ausbildung der thermischen Schutzwirkung wird durch diese Untersuchungen signifikant verbessert. Weiterhin wird eindeutig gezeigt, dass insbesondere lösemittelhaltige DSB bei Temperaturbeanspruchungen mit geringen Aufheizgeschwindigkeiten eine geringere aufgeschäumte Schichtdicke und in Konsequenz eine geringere thermische Schutzwirkung entfalten. Die Anwendung von lösemittelhaltigen Beschichtungen ist für die Praxis dennoch nicht grundsätzlich in Frage zu stellen, da diese lediglich bei Temperatureinwirkungen mit geringen Aufheizgeschwindigkeiten eine geringere thermische Schutzwirkung aufweisen. Bei einer Naturbrandbeanspruchung mit einer geringen Aufheizgeschwindigkeit geht im Vergleich zur ETK zwangsläufig eine geringere Temperaturerhöhung im geschützten Stahlbauteil einher, womit unweigerlich eine größere Zeitdauer bis zum Erreichen der kritischen Stahltemperatur verbunden ist. Eine geringere thermische Schutzwirkung lösemittehaltiger Beschichtungen bei Temperaturbeanspruchungen mit geringen Aufheizgeschwindigkeiten ist jedoch als tolerierbar anzusehen. Dies liegt darin begründet, dass geringe Aufheizgeschwindigkeiten zu sehr langen Zeitdauern führen, bis eine kritische Stahltemperatur (z. B. 500 °C) erreicht ist.

5.6 Einfluss raumabschließender Bauteile auf das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile

5.6.1 Einleitung

Im üblichen Anwendungsfall werden DSBBS bzw. DSB zur Erhöhung der Feuerwiderstandsdauer von stählernen Tragwerkselementen (z. B. Stützen oder Trägern) mit einem I-Querschnitt verwendet. Die Querschnittsgeometrie ist dabei im Gegensatz zu plattenartigen Bauteilen vergleichsweise komplex. Insbesondere die Ausbildung einer dichten und geschlossenen Schaumschicht an den Flanschkanten und im Bereich der Walzausrundung ist zu betrachten. Weiterhin grenzen diese Tragwerkselemente je nach Bauwerkstyp häufig direkt an eine Gebäudehülle, die im Regelfall durch raumabschließende Bauteile wie Sandwich- bzw. Kassettenpaneele oder Trapezprofile realisiert werden. Die Flansche der I-Profile werden an der Schnittstelle zu den raumabschließenden Bauteilen ganz oder teilweise abgedeckt. In Konsequenz ist das DSBBS bzw. der DSB in diesem Bereich ganz oder partiell an einer Aufschäumung gehindert und kann seine thermische Schutzwirkung nicht ausbilden. Bislang ist in diesen Fällen nach DIN 4102-4 [100] ein zusätzlicher Schutz der angrenzenden Fassadenelemente durch eine gleichwertige Beschichtung/Bekleidung in einem definierten Abstand zum Tragelement vorzusehen. Der Einfluss dieser raumabschließenden Bauteile bzw. einer gehinderten Aufschäumung auf das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile lässt sich bisher nicht spezifizieren. Zudem lässt sich bisher nicht quantifizieren, ob ein signifikanter Wärmestrom über das raumabschließende Bauteil in das I-Profil erfolgt und so letztlich die Temperaturen im Stahlbauteil beeinflusst werden. Darüber hinaus ist der Einfluss einer unbeschichteten Teilfläche der dem raumabschließenden Bauteil zugewandten Seite des abgedeckten Flansches auf das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile bisher nicht quantifizierbar.
Ziel der Untersuchungen im Rahmen dieses Abschnitts ist es zunächst, die thermische Schutzwirkung und das Aufschäumverhalten eines DSBBS bzw. DSB auf einem I-Profil bei Brandbeanspruchung nach ETK zu bewerten. Dazu wird ein Brandversuch an einem I-Profil mit einem DSBBS durchgeführt. Einflüsse auf die Temperaturentwicklung im Stahlprofil durch ein eventuelles Abfallen oder Abwehen des DSB in der aufgeschäumten Konfiguration infolge unkontrollierter Turbulenzen im Brandraum werden darin berücksichtigt. Auf eine Applikation des Decklacks wird dabei verzichtet.

Weitere Untersuchungen haben zum Ziel, den Einfluss eines Trapezprofils auf das Erwärmungsverhalten eines allseitig beschichteten I-Profils und letztlich die thermische Schutzwirkung des DSB zu beurteilen. Durch die Ausbildung von Trapezprofilen mit Hoch- bzw. Tiefsicken ist der Aufschäumvorgang an der Teilfläche des abgedeckten Flansches (Oberflansch) des I-Profils lediglich partiell im Bereich der Tiefsicken gehindert. Das Aufschäumverhalten des DSBBS bzw. des DSB ist in diesem Zusammenhang insbesondere im Übergangsbereich der Hochsicke zur Tiefsicke von zentraler Bedeutung. Dieser Bereich wird bereits in Abschnitt 5.3.6 detailliert analysiert und im Rahmen dieser Untersuchungen ergänzend mit einer Brandraumkamera aufgezeichnet. In Konsequenz ist eine hochkomplexe Temperaturverteilung im beschichteten I-Profil zu erwarten, die sowohl im Querschnitt als auch entlang der Stabachse veränderlich ist.
Zusätzlich wird das Erwärmungsverhalten eines lediglich dreiseitig beschichteten I-Profils mit einem angrenzenden Trapezprofil untersucht. Dabei bleibt die Teilfläche des Oberflansches, die dem Trapezprofil zugewandt ist, unbeschichtet. Ziel ist es, den Einfluss der Beschichtung der abgedeckten Teilfläche des Flansches auf die Temperaturentwicklung von I-Profilen zu bewerten. Dazu wird die Temperaturentwicklung des dreiseitig beschichteten I-Profils mit der Temperaturentwicklung eines allseitig beschichteten I-Profils mit jeweils einem angrenzenden Trapezprofil gegenübergestellt. So wird der Einfluss einer unbeschichteten Teilfläche des Flansches explizit aufgezeigt. Insgesamt werden drei beschichtete Versuchskörper in unterschiedlichen Konfigurationen untersucht. Es wird

- ein beschichtetes I-Profil ohne ein angrenzendes Trapezprofil (Versuchskörper 1)
- ein allseitig beschichtetes I-Profil mit angrenzendem Trapezprofil (Versuchskörper TP1) und
- ein dreiseitig beschichtetes I-Profil mit angrenzendem Trapezprofil (Versuchskörper TP2)

untersucht. Um die Vergleichbarkeit der Temperaturentwicklungen in allen Konfigurationen sicherzustellen, wird jeweils das gleiche I-Profil (IPE 200) mit der gleichen Beschichtung (DSB2-lö) und jeweils das gleiche Trapezprofil untersucht. In diesem Zusammenhang ist anzumerken, dass diese Untersuchungen parallel in einem Brandversuch durchgeführt wurden, um eine hohe Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse zu erzielen. Ferner ist anzumerken, dass die Versuchsbeschreibung im Rahmen dieses

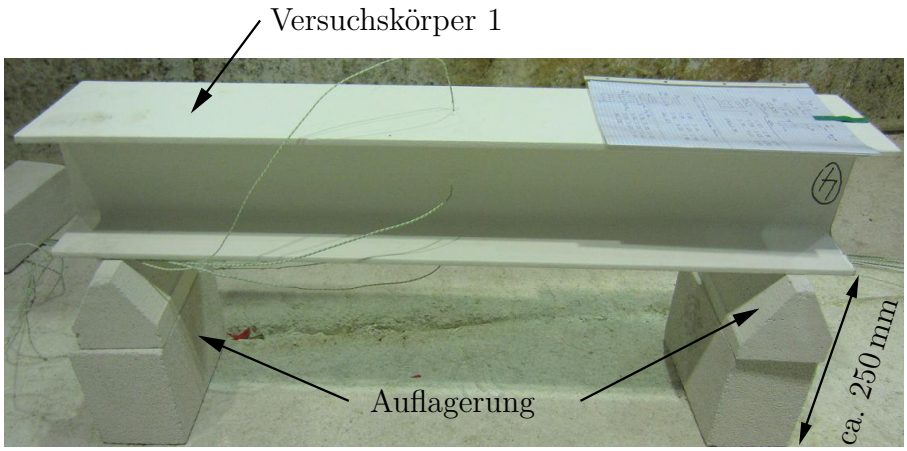


Abbildung 5.56: Beschichtetes I-Profil in eingebautem Zustand im Brandofen

Abschnitts in zusammengefasster Form dargestellt wird. Ausführliche Hintergrundinformationen zum Versuchsaufbau und -ablauf sind in AiF-Bericht 17200N[60] vom Verfasser dieser Arbeit beschrieben.

5.6.2 Versuchsaufbau und -bedingungen

Alle Versuchskörper wurden jeweils in horizontaler Lage und auf Porenbetonsteinen lagernd in der Ofenkammer positioniert. Der Abstand der Versuchskörper zum Boden des Brandofens betrug jeweils ca. 250 mm und zum oberen Raumabschluss der Ofenkammer, der durch eine Stahlbetondecke realisiert wurde, ca. $700 - 800$ mm. Alle Versuchskörper wurden während des Brandversuchs durch eine Brandbeanspruchung entsprechend der ETK belastet und blieben mit Ausnahme des Eigengewichtes frei von mechanischen Einwirkungen.
Die Auflagerung des Versuchskörpers 1 erfolgte an den Enden des I-Profils, um eine allseitige Brandbeanspruchung und im Wesentlichen eine freie Entwicklung der aufgeschäumten Schaumschicht zu gewährleisten (vgl. Abbildung 5.56). Die Temperaturmessung bzw. die Applikation der Thermoelemente erfolgte in gleicher Art und Weise wie in Abschnitt 5.5. Allerdings wurden Thermoelemente mit dickeren Leiterdicken (0,81 mm) gewählt, da diese eine höhere Robustheit aufweisen. Mit diesen Thermoelementen erfolgte die Messung der Brandgastemperatur in einem Abstand von ca. 200 mm zur Bauteiloberfläche. Im Vergleich zu üblichen Brandprüfungen, bei denen die Brandgastemperatur nach den Vorschriften der DIN 4102-2 [106] mit

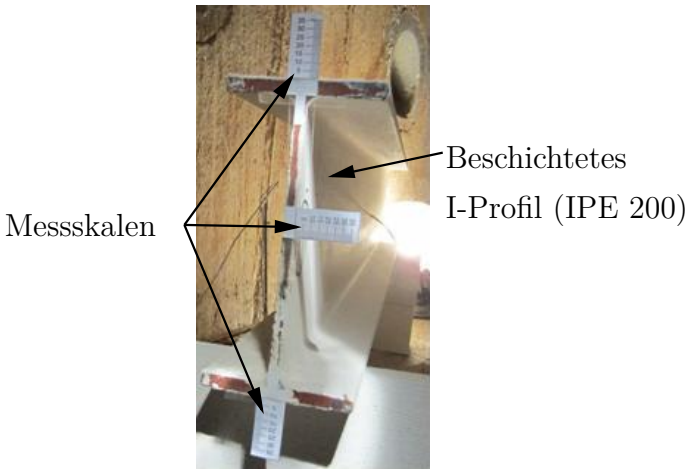


Abbildung 5.57: Anordnung der Messskalen am Versuchskörper 1 zur Bestimmung der maximal aufgeschäumten Schichtdicke des DSB

Mantelthermoelementen gemessen werden, können sich aufgrund der geringen Massigkeit der hier verwendeten Thermoelemente abweichende Brandgastemperaturen ergeben. Zur Messung der Stahltemperaturen wurde in Analogie zu Abschnitt 5.5 an der gewünschten Messposition eine Bohrung durch den DSB vorgenommen. Dabei wurde stets auf eine orthogonale Ausrichtung der Thermoelemente zur beschichteten Oberfläche geachtet, um den Aufschäumvorgang des DSB später nicht signifikant zu beeinflussen. Die Messung der Stahltemperaturen erfolgte dabei in einer Ebene in der Mitte der Stablängsachse der Versuchskörper am Ober- und Unterflansch sowie in der Mitte des Steges.
Des Weiteren wurde zur Analyse des Aufschäumverhaltens des DSB von Versuchskörper 1 die Brandraumkamera gezielt so ausgerichtet, dass der gesamte Querschnitt des I-Profils während des Brandversuchs aufgezeichnet wurde. Der Aufschäumvorgang des DSB auf diesem I-Profil ließ sich so im Detail untersuchen und speziell im Bereich der Flanschkanten und der Walzausrundung gezielt auswerten. Zusätzlich wurden zur Ermittlung der maximal aufgeschäumten Schichtdicke des DSB Messskalen auf eine Pappe aufgedruckt und an der gewünschten Messposition orthogonal zur beschichteten Oberfläche angeordnet (vgl. Abbildung 5.57). Die Messskalen ließen sich unmittelbar nach Versuchsbeginn mit der Brandraumkamera digitalisieren. Zu diesem Zeitpunkt lagen noch annähernd Raumtemperaturbedingungen in der Brandkammer vor, sodass die Messskalen gut lesbar waren. Da die Position des Versuchskörpers während des gesamten Versuchs planmäßig unverändert blieb und einzig durch die thermisch induzierten Materialdehnungen des Stahls beeinflusst wurde, ließ sich die

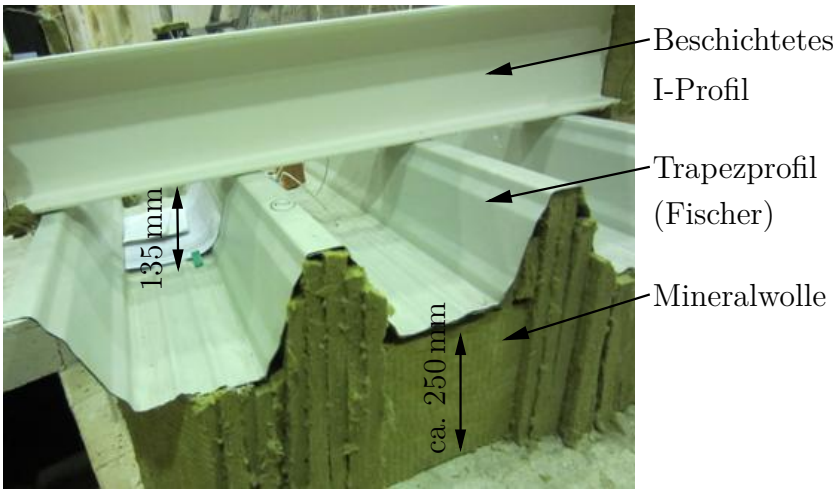


Abbildung 5.58: Versuchskörper TP1 (allseitig beschichtet) bzw. TP2 (dreiseitig beschichtet) mit angrenzendem Trapezprofil in eingebautem Zustand im Brandofen

maximal aufgeschäumte Schichtdicke des DSB in einer Videoanalyse im Nachgang des Versuchs ermitteln. Ein detaillierter Verlauf der aufgeschäumten Schichtdicke ließ sich aufgrund der zum Teil stark eingeschränkten Sichtverhältnisse in der dunklen Brandkammer nicht explizit angeben.

Zur Untersuchung der Versuchskörper TP1 und TP2 wurden diese in einer besonderen Einbaulage in umgedrehter Konfiguration zur praxisüblichen Einbausituation in der Brandkammer positioniert. Dies resultiert daraus, dass Deckenträger mit einem angrenzenden Trapezprofil im Brandfall keiner allseitigen Brandbeanspruchung ausgesetzt sind. Vielmehr unterliegen die drei zugänglichen Profilseiten einer direkten Beflammung, wohingegen die Teilfläche des Oberflansches, die dem Trapezprofil zugewandt ist, lediglich einer partiellen Beflammung sowie einem indirekten Temperatureintrag über das Trapezprofil ausgesetzt ist. Darüber hinaus ist an den Außenflächen der Trapezprofile in der Regel eine bauphysikalisch erforderliche Wärmedämmung aus Mineralwolle vorgesehen. Die wärmedämmenden Eigenschaften bleiben dabei zum Teil auch im Brandfall erhalten und ein Wärmeaustausch dieser Flächen mit der äußeren Umgebung wird deutlich verzögert. Als Folge sind in dieser Konfiguration merklich höhere Temperaturen im Trapezprofil zu erwarten als bei einem Trapezprofil mit fehlender bauphysikalisch erforderlicher Dämmung.

Um die Versuchskörper TP1 und TP2 also bei realitätsnahen Bedingungen zu untersuchen, wurden diese in umgedrehter Konfiguration in den Brandofen eingebaut (vgl. Abbildung 5.58). Die „Außenseite“ des Trapezprofils wurde dem Boden des

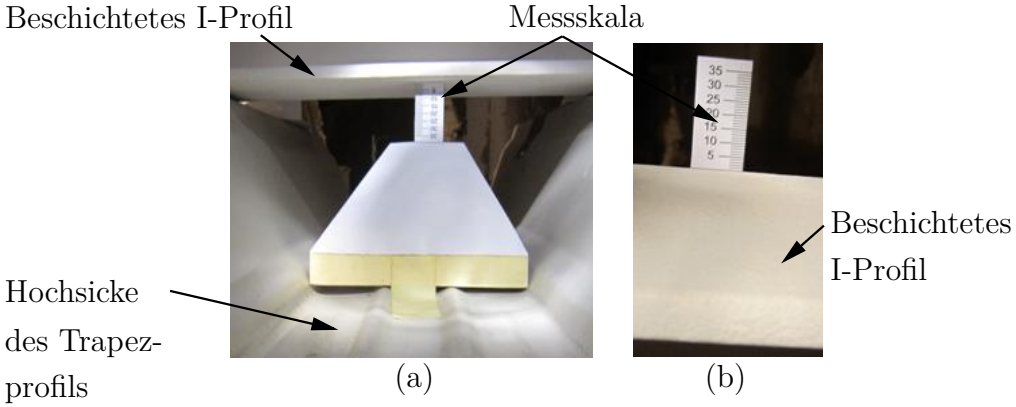


Abbildung 5.59: Anordnung von Messskalen zur Bestimmung der maximal aufgeschäumten Schichtdicke des DSB von Versuchskörper TP1: (a) im Sickenbereich (b) am obenliegenden Flansch

Brandofens zugewandt. Dabei lagerten die Versuchskörper vollflächig auf Porenbetonsteinen auf. Zur Minimierung des Wärmeeintrags über die „außenliegende“ Fläche des Trapezprofils und eines Wärmeaustausches dieser Fläche mit der Umgebung wurde diese Fläche vollflächig mit Mineralwolle bekleidet. Die Mineralwolle wurde dabei bis auf den Boden der Brandkammer geführt.
Es ist anzumerken, dass trotz der Anordnung der Versuchskörper in dieser umgedrehten Konfiguration im Folgenden weiterhin die Bezeichnungen in Bezug auf die übliche Einbausituation beibehalten werden. Der Flansch, der direkt an das Trapezprofil angrenzt wird also weiterhin als *Oberflansch* und der im Versuch oben liegende Flansch als *Unterflansch* bezeichnet.
Die Messung der Brandgas- und Stahltemperaturen erfolgte in Analogie zu den Messungen von Versuchskörper 1 mit Thermoelementen des Typs K, wobei diese jeweils streng orthogonal zur beschichteten Bauteiloberfläche ausgerichtet wurden. Zudem wurde der Versuchskörper TP1 gezielt so positioniert, dass der Aufschäumvorgang des DSB während des Versuchs speziell in den Hochsickenbereichen mit der Brandraumkamera aufgezeichnet wurde, um das Aufschäumverhalten in diesem besonderen Bereich mit einer zum Teil gehinderten Aufschäumung im Detail zu beurteilen. Ergänzend wurden Messskalen aus Pappe in Analogie zum Vorgehen bei Versuchskörper 1 zur Bestimmung der maximal aufgeschäumten Schichtdicke des DSB angeordnet (vgl. Abbildung 5.59). Anhand der maximal aufgeschäumten Schichtdicken wurden bedeutende Informationen hinsichtlich des Aufschäumverhaltens des DSB in diesem Bereich gewonnen.

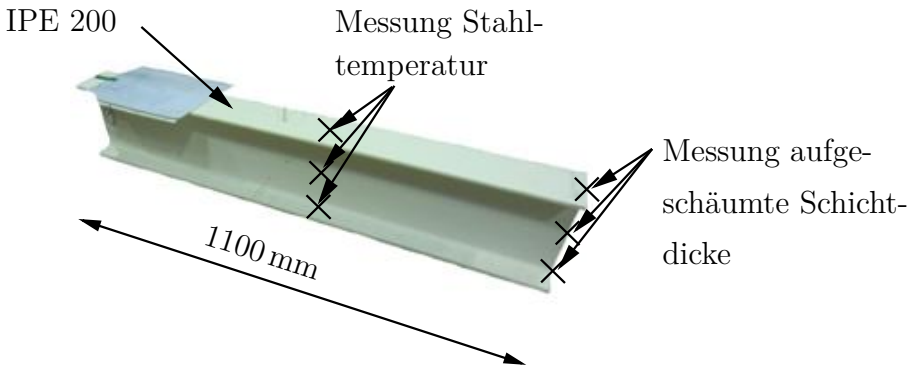


Abbildung 5.60: Versuchskörper 1 (IPE 200, allseitig beschichtet)

5.6.3 Versuchskörper

Im Rahmen der durchgeführten Brandversuche wurde das Erwärmungsverhalten von drei beschichteten Stahlprofilen (IPE 200, $\frac{A}{V} = 269\,\mathrm{m}^{-1}$, normalfester Baustahl) in den zuvor beschriebenen Konfigurationen getestet. Dabei wurde jeweils ein DSBBS mit der Beschichtung DSB2-lö zur Erlangung der Feuerwiderstandsklasse F30 appliziert. Die Grundierung wurde entsprechend der Angaben der AbZ gewählt, um die Verträglichkeit und eine optimale Funktionsfähigkeit des DSB auf dem Untergrund sicherzustellen. Die Ziel-Trockenschichtdicke der Grundierung bzw. des DSB wurde zudem unter Berücksichtigung der Angaben aus der AbZ gewählt. Auf eine Applikation eines Decklacks wurde verzichtet.
Der Versuchskörper 1 mit einer Gesamtlänge von 1100 mm wurde allseitig mit dem DSBBS beschichtet (vgl. Abbildung 5.60). Die Trockenschichtdicke des DSBBS wurde nach einer Trocknungszeit von ca. 4 Wochen mit einem magnetischen Schichtdickenmessgerät in drei Querschnittsebenen in einem Abstand von 200 mm ausgehend von der Mitte der Stabachse an insgesamt 72 Stellen gemessen. Die genaue Spezifikation der Messstellen im Querschnitt kann AiF-Bericht 17200N [60] entnommen werden. Die gemittelten Trockenschichtdicken des DSB sind für die Querschnittsteile Oberflansch, Steg und Unterflansch in Tabelle 5.13 enthalten. Die Messung der Stahltemperaturen erfolgte bei diesem Versuchskörper in einer Ebene in der Mitte der Profillängsachse in Stegmitte sowie an der Ober- bzw. Unterseite beider Flansche. Zusätzlich erfolgte die Messung der maximal aufgeschäumten Schichtdicke des DSB an den gleichen Querschnittspunkten an einem Trägerende (vgl. Abbildung 5.60).
Zur Untersuchung des Einflusses eines Trapezprofils auf das Erwärmungsverhalten

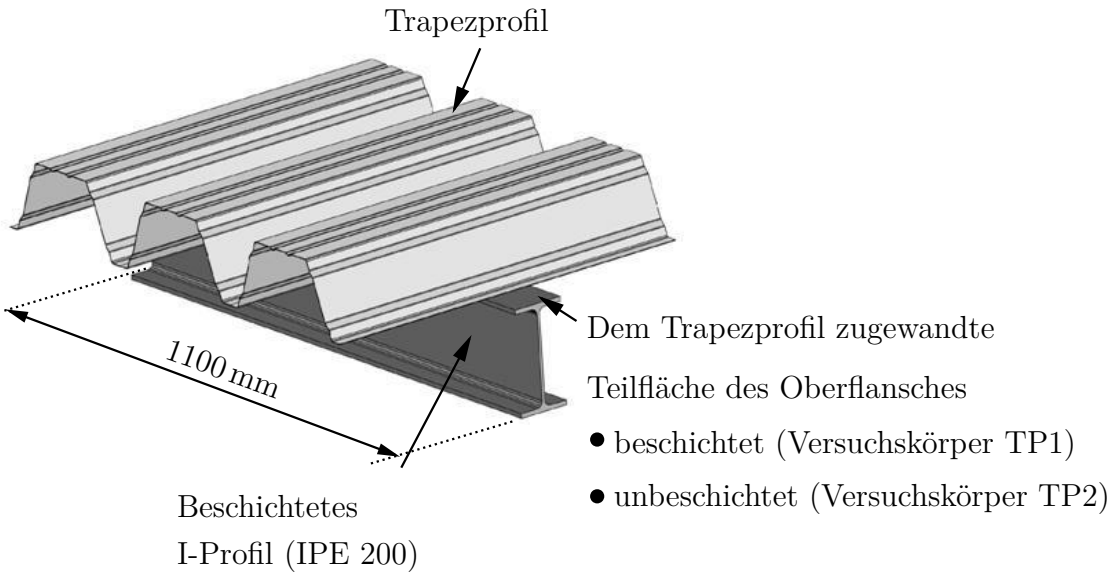


Abbildung 5.61: Prinzipskizze der Versuchskörper TP1 (allseitige Beschichtung) und TP2 (dreiseitige Beschichtung)

des beschichteten Stahlprofils (IPE 200, normalfester Baustahl) wurden bei den Versuchskörpern TP1 und TP2 jeweils ein Trapezprofil (Fischer) mit einer Bauhöhe von 135 mm und einer Blechdicke von 1,0 mm an den I-Profilen befestigt (vgl. Abbildung 5.61). Das Trapezprofil wurde dabei nach erfolgter Beschichtung der Versuchskörper mit handelsüblichen Edelstahlbohrschrauben (4,8 × 20 mm) unmittelbar auf den jeweiligen Flansch aufgeschraubt. Um dabei den Einfluss der Beschichtung der abgedeckten Teilfläche auf das Erwärmungsverhalten zu untersuchen, wurde auf eine Beschichtung der abgedeckten Teilfläche des Versuchskörpers TP2 verzichtet. Demgegenüber wurde der Versuchskörper TP1 allseitig beschichtet. Um die Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse zu gewährleisten, wurde eine annähernd gleiche Trockenschichtdicke des DSB auf den einzelnen Versuchskörpern angestrebt. Die Trockenschichtdicken wurden nach einer Trocknungszeit von ca. 4 Wochen einen Tag vor der Versuchsdurchführung mit einem magnetischen Verfahren gemessen. Dabei wurden die Trockenschichtdicken in Analogie zu Versuchskörper 1 an den jeweils gleichen Stellen gemessen.
Der Mittelwert der Schichtdicke der Grundierung lag bei allen Versuchskörpern bei ca. 50 μm und wurde nach der Messung der gesamten Trockenschichtdicke herausgerechnet. Die gemittelten Trockenschichtdicken des DSB für die einzelnen Querschnittsteile sind in Tabelle 5.13 zusammengestellt. Dabei ist auffällig, dass insbesondere der

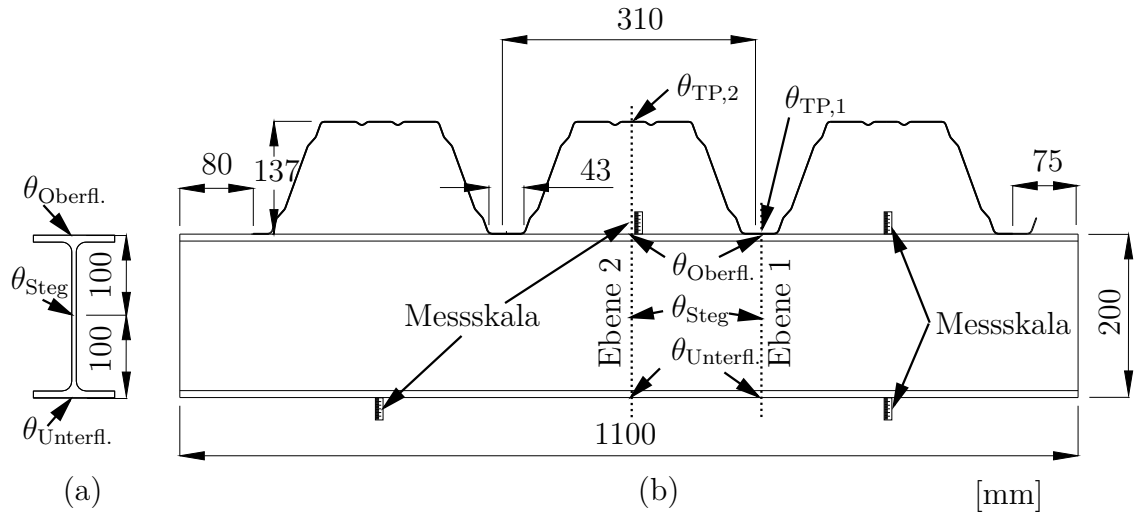


Abbildung 5.62: Definition der Messstellen von Temperatur und aufgeschäumter Schichtdicke an den Versuchskörpern TP1 und TP2 (IPE 200): (a) im Querschnitt (b) in Seitenansicht

Versuchskörper TP1 eine geringere mittlere Trockenschichtdicke zeigte. Die Tempera-

Tabelle 5.13: Gemittelte Trockenschichtdicken des DSBBS an verschiedenen Querschnittsteilen der untersuchten Versuchskörper (ohne Grundierung)

Versuchs-	Trockenschichtdicken DSB [μm]			
körper	Oberflansch	Steg	Unterflansch	Mittelwert
1	818	745	759	≈ 750
TP1	706	754	706	≈ 700
TP2	841	772	688	≈ 750

turmessung im Stahlprofil erfolgte in der gleichen Anordnung wie bei Versuchskörper 1 an Oberflansch, Steg und Unterflansch (vgl. Abbildung 5.62 (a)). Dabei wurden die Temperaturen zum einen in der Ebene der Tiefsicke und zum anderen im Bereich der Hochsicke gemessen, um den Einfluss des Trapezprofils auf das Erwärmungsverhalten des I-Profils eindeutig aufzuzeigen (vgl. Abbildung 5.62 (b)). Zusätzlich wurde in beiden Ebenen die Temperatur des Trapezprofils gemessen. Zur Messung der maximal aufgeschäumten Schichtdicke des DSB wurden zudem im Bereich der Hochsicken sowie am Unterflansch Messskalen angeordnet.

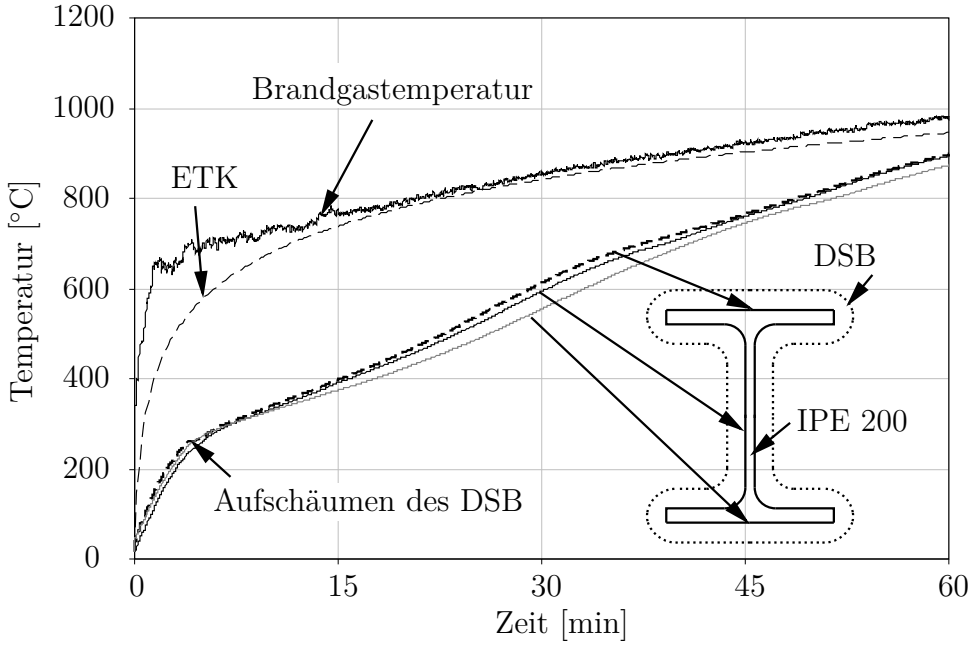


Abbildung 5.63: Verlauf der Brandgas- und Stahltemperaturen von Versuchskörper 1, DSBBS mit der Beschichtung DSB2-lö, mittlere Trockenschichtdicke: 750 μm (ohne Grundierung)

5.6.4 Ergebnisse

Die gemessenen Brandgas- und Stahltemperaturen von Versuchskörper 1 sind in Abbildung 5.63 dargestellt. Es ist zunächst ersichtlich, dass die gemessenen Brandgastemperaturen insbesondere zu Beginn des Versuchs die Temperaturen der nominellen ETK signifikant überschreiten. Somit erfolgte in diesem Bereich ein erhöhter Energieeintrag in den Versuchskörper. Die in DIN 4102-2 [106] definierten Toleranzgrenzen der Temperaturabweichung zur ETK um ± 100 K wurden lediglich nach 5 min leicht überschritten ($\Delta\theta_{Gas} = 120$ K). Die Abweichung des Kurvenintegrals lag dabei im Toleranzbereich. Detaillierte Ausführungen zur Einhaltung der Grenzabweichungen der Brandgastemperatur sind in AiF-Bericht 17200N [60] enthalten.
Die Stahltemperaturen zeigen im Wesentlichen eine sehr gleichmäßige Entwicklung. Die Abweichungen der Stahltemperaturen betragen untereinander weniger als 60 K. Ein Aufschäumen des DSBBS bzw. des DSB und die damit einhergehende Ausbildung der thermischen Schutzwirkung ist eindeutig im Verlauf der Stahltemperaturen identifizierbar. So ändert sich die Steigung des Verlaufs der Stahltemperatur nach ca. 5 min signifikant und die Erwärmung des Stahlprofils wird deutlich verzögert. Der weitere Verlauf der gemessenen Stahltemperaturen ist an allen Messstellen von

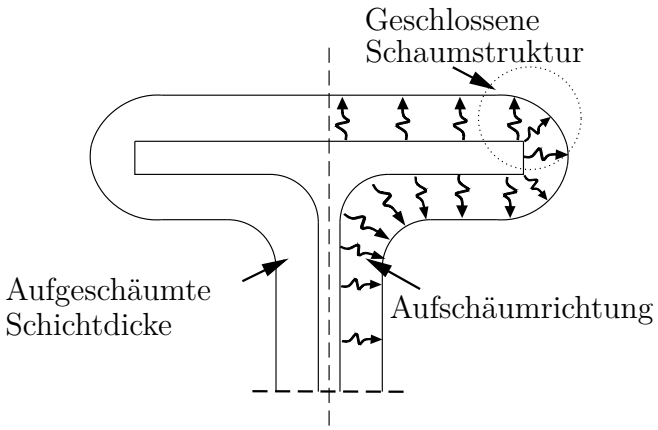


Abbildung 5.64: Veranschaulichung des Aufschäumverhaltens der Beschichtung DSB2-lö von Versuchskörper 1 (IPE 200)

einer vergleichbaren Steigung geprägt. Nach 30 min betragen die Stahltemperaturen $540 - 600\,°C$. Die Stahltemperaturen liegen somit nach 30 min über der kritischen Temperatur von 500 °C, die beispielsweise in Brandprüfungen im Rahmen von bauaufsichtlichen Zulassungsverfahren nicht überschritten werden darf. Dieser Umstand wird auf den erhöhten Energieeintrag zu Beginn des Brandversuches zurückgeführt. Der DSB zeigte insgesamt ein gutes Aufschäumverhalten. Der DSB schäumte in allen Querschnittsteilen gleichmäßig und stets orthogonal zur Oberfläche des Stahlprofils auf. Dabei bildete sich auch im Bereich der Flanschkanten ein dichtes und geschlossenes Schaumgefüge. Die aufgeschäumte Schaumstruktur des DSB von Versuchskörper 1 ist schematisch in Abbildung 5.64 dargestellt. Aufgrund der eingeschränkten Sichtverhältnisse wird auf eine bildhafte Darstellung von Ausschnitten der Videoanalyse verzichtet. Insgesamt wurden keine ausgeprägten Rissbildungen in der Schaumstruktur identifiziert. Vielmehr wurde beobachtet, dass sich der aufschäumende DSB in den Bereichen der Flanschkanten „verzahnt“ und so eine geschlossene Schaumschicht in diesen Bereichen ausbildet. Im Bereich der Walzausrundung wurde ebenfalls eine orthogonale Entwicklung der Schaumschicht identifiziert. Der DSB zeigte in diesem Bereich ein vergleichbares Verhalten wie in den Untersuchungen aus Abschnitt 5.3.5. Auch hier zeigte sich ein zeitlich versetztes Aufschäumen des DSB im Bereich der Walzausrundung. Dies wird dem Umstand zugewiesen, dass sich die Temperaturerhöhung im Bereich der Walzausrundung aufgrund der erhöhten Massigkeit des Stahlprofils zeitlich verzögert vollzieht.

Die maximal aufgeschäumte Schichtdicke des DSB ließ sich trotz der zeitweise stark eingeschränkten Sichtverhältnisse mit den vorgesehenen Messskalen am Oberflansch

und Steg in guter Genauigkeit abschätzen (vgl. Tabelle 5.14).

Tabelle 5.14: Gemessene maximal aufgeschäumte Schichtdicken und ermittelte Aufschäumfaktoren der Beschichtung DSB2-lö von Versuchskörper 1 sowie Angabe der zugehörigen Zeitpunkte im Versuch

Messstelle	Max. Schichtdicke [mm]	Aufschäumfaktor α [-]	Zeitpunkt [min]
Oberflansch	ca. 30	40	23:00
Steg	ca. 25	33	20:30
Unterflansch	-	-	-

Dabei wurde eine maximale Schichtdicke des DSB am Oberflansch von ca. 30 mm und am Steg von ca. 25 mm gemessen. Unter Berücksichtigung der gemittelten Trockenschichtdicken des DSB ergeben sich daraus die Aufschäumfaktoren α von 40 bzw. 33. Zudem ist in Tabelle 5.14 ersichtlich, dass die maximalen Schichtdicken in beiden Querschnittsteilen zu einem annähernd gleichen Zeitpunkt erreicht wurden. Dabei ist anzumerken, dass sich die maximal aufgeschäumte Schichtdicke nach anfänglicher rascher Aufschäumung bei $8 - 10$ min sehr langsam und sukzessive entwickelte. Die maximale aufgeschäumte Schichtdicke wurde erst deutlich später erreicht. Dieser Umstand lässt sich durch einen zeitlichen Versatz der Temperaturerhöhung in den bauteilnahen Teilschichten des DSB durch die bereits ausgebildete thermische Schutzwirkung der darüber liegenden Teilschichten begründen. Die Messung der aufgeschäumten Schichtdicke am Unterflansch ließ sich aufgrund der schlechten Schichtverhältnisse nicht auswerten.

Die gemessenen Temperaturen am Oberflansch und am Steg des Versuchskörpers TP1 sind in Abbildung 5.65 dargestellt. Die gemessenen Temperaturen des Unterflansches und im Trapezprofil sind zur besseren Übersicht gesondert in Abbildung 5.66 enthalten. Die dargestellten Brandgastemperaturen sind in Abbildung 5.65 und Abbildung 5.66 folglich identisch. Zur Veranschaulichung des Einflusses des Trapezprofils auf das Erwärmungsverhalten ist darin zusätzlich jeweils die gemessene maximale Stahltemperatur des Versuchskörpers 1 nach 30 min markiert.

In Abbildung 5.65 ist zunächst auffällig, dass die gemessene Brandgastemperatur die Temperatur der nominellen ETK im Bereich von $5 - 8$ min deutlich überschreitet. Die nach DIN 4102-2 [106] definierten Temperaturabweichungen von ± 100 K werden in diesem Bereich im Maximum um ca. 50 K überschritten. Die Abweichung des Flächenintegrals der Brandgastemperatur von der ETK wird nach einer Versuchsdauer von 30 min dennoch eingehalten und nach einer Versuchsdauer von 60 min nur

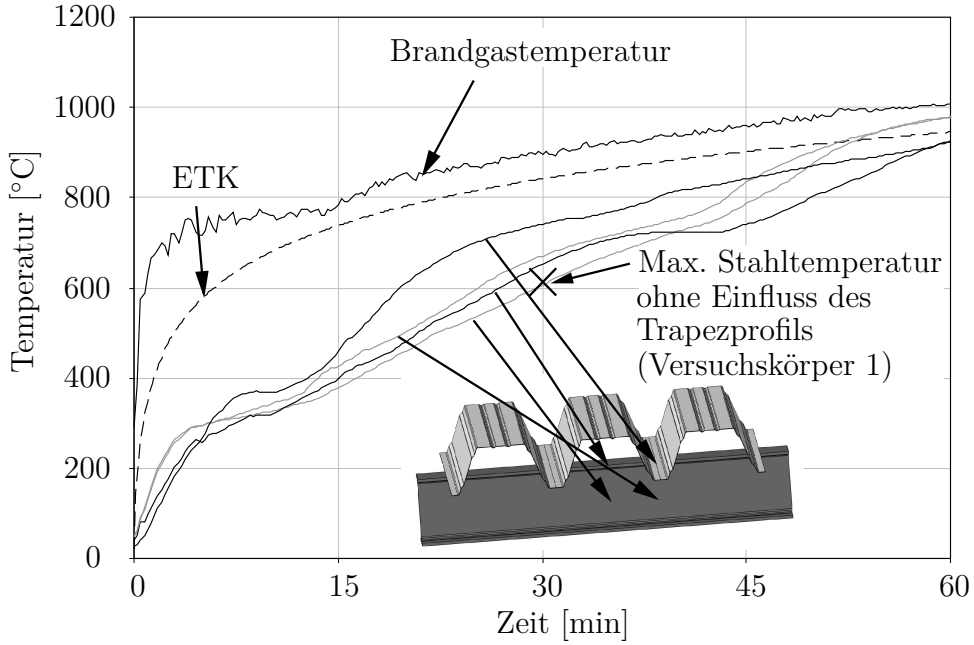


Abbildung 5.65: Verlauf der Brandgas- und Stahltemperaturen (Oberflansch und Steg) von Versuchskörper TP1, DSBBS mit der Beschichtung DSB2-lö (allseitige Beschichtung), mittlere Trockenschichtdicke: 700 μm (ohne Grundierung)

unwesentlich überschritten. Aufgrund der deutlichen Überschreitung der Toleranzgrenze der Temperaturen zu Beginn des Brandversuchs lag an diesem Versuchskörper keine Brandeinwirkung nach ETK vor. Dennoch kommt der gemessene Verlauf der Brandgastemperaturen dem Verlauf der ETK in seiner Charakteristik sehr nahe. Zudem ist der Temperaturverlauf von sehr hohen Aufheizgeschwindigkeiten geprägt, sodass davon ausgegangen werden kann, dass der DSB im Rahmen dieser Versuche ein vergleichbares Hochtemperaturverhalten und eine ähnliche thermische Schutzwirkung ausgebildet hat, wie bei einer ETK-Beanspruchung.
Die gemessenen Stahltemperaturen zeigen in allen Querschnittsteilen zunächst eine gleichförmige Entwicklung. Ein Aufschäumen des DSB ist in ähnlicher Weise zu Versuchskörper 1 nach ca. 5 min im Verlauf der Stahltemperaturen identifizierbar. Die Steigung des Verlaufs der Stahltemperaturen ändert sich dabei signifikant. Ferner ist der Einfluss des angrenzenden Trapezprofils auf das Erwärmungsverhalten zu diesem Zeitpunkt bereits erkennbar. Die Temperaturen nehmen im Bereich der Tiefsicke merklich stärker zu als im Hochsickenbereich oder im Steg. Nach ca. 10 min ist der DSB nahezu vollständig aufgeschäumt und die Temperaturen im Versuchskörper gleichen sich einander an. Erst nach ca. 15 min ist der Einfluss der gehinderten

Aufschäumung des DSB im Bereich der Tiefsicke im Temperaturverlauf der Stahltemperaturen in ausgeprägter Weise wahrnehmbar. Die Oberflanschtemperatur nimmt ab diesem Zeitpunkt im Tiefsickenbereich deutlich zu. Unter Betrachtung von Abbildung 5.66 ist erkennbar, dass die Temperaturen in der Tiefsicke des Trapezprofils nach 15 min bereits etwa 550 °C und im Hochsickenbereich sogar über 650 °C betragen. Dies lässt vermuten, dass die merklich höheren Stahltemperaturen des Oberflansches im Tiefsickenbereich den deutlich höheren Temperaturen im Trapezprofil geschuldet sind. Dies lässt sich vor allem auch damit belegen, dass sich die Oberflanschtemperaturen im Tiefsickenbereich und im Trapezprofil mit fortschreitender Versuchsdauer zusehends angleichen. Die Stahltemperaturen in den übrigen Querschnittsteilen zeigen eine ähnliche Entwicklung wie die gemessenen Temperaturen von Versuchskörper 1 (vgl. Abbildung 5.63). Nach 30 min betragen die Stahltemperaturen im Bereich der Tiefsicke ca. 730 °C und stimmen nahezu mit der Temperatur des Trapezprofils in der Tiefsicke überein. Im Hochsickenbereich beträgt die Oberflanschtemperatur hingegen nur ca. 640 °C. Es bildet sich also ein Temperaturunterschied im Oberflansch zwischen Hoch- und Tiefsickenbereich von ca. 90 K aus. Dies ist vor allem in Anbetracht der geringen Massigkeit des Profils ($\frac{A}{V} = 269\,\mathrm{m}^{-1}$) bemerkenswert. Die Stahltemperaturen im Steg und im Unterflansch betragen dabei im Mittel 630 °C. Die maximalen Stahltemperaturen des Versuchskörpers 1 betragen hingegen nach 30 min ca. 600 °C. Mit Ausnahme der Oberflanschtemperaturen im Bereich der Tiefsicke werden die Stahltemperaturen durch das Trapezprofil also lediglich um ca. 30 K beeinflusst. Im weiteren Verlauf des Brandversuchs ist erkennbar, dass die thermische Schutzwirkung des DSB nach 40 min allmählich abnimmt. Dies ist besonders durch die deutliche Temperaturerhöhung der Stahltemperaturen im Steg gekennzeichnet.
In der Videoanalyse ist erkennbar, dass ein Aufschäumen des DSB im Bereich der Tiefsicken durch das Trapezprofil gehindert wird und sich in diesen Bereichen folglich nahezu keine Dämmschicht ausbilden kann. Detaillierte Beobachtungen des Verhaltens des DSB in diesem Bereich waren aufgrund der eingeschränkten Sichtverhältnisse und der Entfernung der Brandraumkamera zum Versuchskörper nur bedingt möglich. Auf Grundlage der Beobachtungen der Detailuntersuchungen des Verhaltens eines DSB bei gehinderter Aufschäumung aus Abschnitt 5.3.6 ist davon auszugehen, dass die Reaktionen im DSB infolge der Temperaturerhöhung stattfinden und der DSB bestrebt ist, aufzuschäumen. Die Ausbildung einer aufgeschäumten Dämmschicht wird jedoch insbesondere im Tiefsickenbereich durch das angrenzende Trapezprofil unterbunden. Im Übergangsbereich der Tiefsicke zur Hochsicke schäumt der DSB bis zum Kontaktschluss mit dem Trapezprofil auf und wird dann an einer weiteren

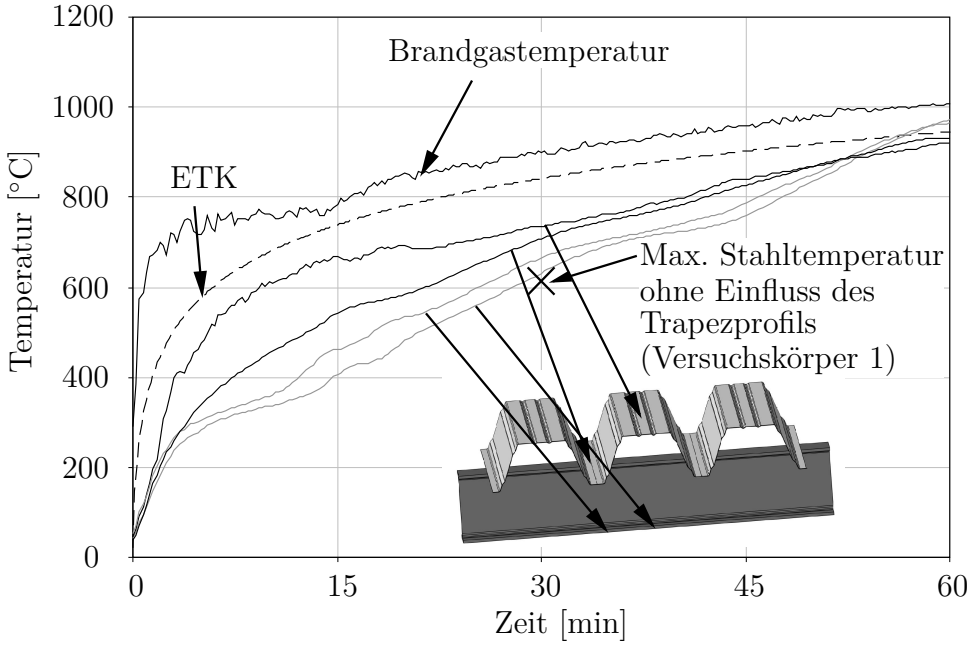


Abbildung 5.66: Verlauf der Brandgas- und Stahltemperaturen (Unterflansch und Trapezprofil) von Versuchskörper TP1, DSBBS mit der Beschichtung DSB2-lö (allseitige Beschichtung), mittlere Trockenschichtdicke: 700 μm (ohne Grundierung)

Aufschäumung gehindert. Ein seitliches Abgleiten des aufschäumenden DSB entlang der schrägen Profilsicke ist dabei nicht zu verzeichnen. Der DSB schmiegt sich vielmehr als geschlossenes und dichtes Schaumgefüge an die Profilsicke an. Dies ist in Ansätzen in Abbildung 5.67 erkennbar. Deformationen des Trapezprofils infolge des aufschäumenden DSB waren an keiner Stelle zu verzeichnen.

Darüber hinaus ist in Abbildung 5.67 erkennbar, dass nach einer Versuchsdauer von ca. 40 min insbesondere im Stegbereich partielle Abwehungen des aufgeschäumten DSB zu verzeichnen sind. Darin lässt sich die signifikante Temperaturerhöhung in Stegbereich gegenüber den übrigen Querschnittsteilen in Abbildung 5.65 begründen. In den übrigen Bereichen sind demgegenüber nur vereinzelte Abwehungen des aufgeschäumten DSB festzustellen. Dabei wird ausdrücklich darauf hingewiesen, dass während der ersten 30 min des Brandversuchs keine signifikanten Abwehungen des DSB festgestellt wurden.

Die auf Grundlage der Videoanalyse ermittelten maximal aufgeschäumten Schichtdicken des DSB von Versuchskörper TP1 sind in Tabelle 5.15 angegeben. Die Ermittlung eines detaillierten Verlaufs des aufgeschäumten DSB war dabei aufgrund der eingeschränkten Sichtverhältnisse im Rahmen der Brandversuche nicht möglich. Die

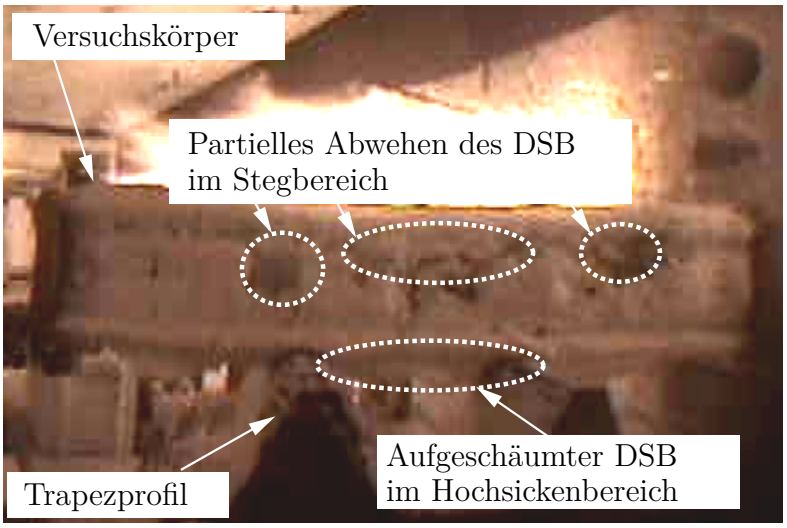


Abbildung 5.67: Zustand des DSBBS von Versuchskörper TP1 nach 40 min ETK-Brandbeanspruchung

Ermittlung der maximal aufgeschäumten Schichtdicken des DSB ist daher vielmehr als Orientierung für die Ausbildung der maximal aufgeschäumten Schichtdicke des DSB im Bereich der Hochsicken zu verstehen. Für die maximalen Schichtdicken ergeben sich unter Berücksichtigung der gemittelten Trockenschichtdicke Aufschäumfaktoren α von $41 - 44$. Dabei zeigte der DSB im gesamten Ober- bzw. Unterflansch ein gleichmäßiges Aufschäumverhalten. Im Vergleich zu den Versuchen aus Abschnitt 5.3 liegen diese Aufschäumfaktoren in einem ähnlichen Bereich. Ferner ist erkennbar, dass sich die maximale Schichtdicke des DSB am Oberflansch im Vergleich zum Unterflansch zu einem früheren Zeitpunkt ausbildet. Dies drückt sich in einer zeitlichen Differenz von etwa 2 min aus. Letztlich lässt sich dies auf die merkliche Temperaturerhöhung des Oberflansches durch das angrenzende Trapezprofil zurückführen. Dabei wird an dieser Stelle erneut darauf hingewiesen, dass sich die maximal aufgeschäumte Schichtdicke nach sehr rascher Aufschäumung des DSB bei ca. 10 min des Brandversuchs sehr langsam weiterentwickelt. Die maximalen Schichtdicken werden dementsprechend erst nach ca. 21 min bzw. 23 min erreicht.
Der Einfluss einer lediglich dreiseitigen Beschichtung des I-Profils auf das Erwärmungsverhalten wird unter Betrachtung der gemessenen Temperaturen von Versuchskörper TP2 in Abbildung 5.68 bzw. Abbildung 5.69 deutlich. Die getrennte Darstellung der Temperaturverläufe ist einer besseren Übersichtlichkeit geschuldet. Darin ist zunächst ersichtlich, dass die Abweichungen der gemessenen Brandgastemperatur zur ETK deutlich geringer sind als bei Versuchskörper TP1. In Konsequenz

Tabelle 5.15: Gemessene maximale aufgeschäumte Schichtdicken und ermittelte Aufschäumfaktoren des DSB von Versuchskörper TP1 sowie Angabe der zugehörigen Zeitpunkte im Versuch

Messstelle	Max Schichtdicke [mm]	Aufschäumfaktor α [-]	Zeitpunkt [min]
Oberflansch (im Bereich der Hochsicke, Ebene 2)	ca. 29	41	21:00
Unterflansch	ca. 31,5	44,5	23:00

sind die in DIN 4102-2 [106] definierten Grenzabweichungen für eine Brandeinwirkung nach ETK eingehalten. Der unstetige Verlauf der Brandgastemperatur bei ca. 15 min ist dabei auf eine Nachregulierung der Brandgastemperatur zurückzuführen. Da die Temperaturen jeweils in einem zeitlichen Intervall von 15 s gemessen wurden, stellt sich diese Nachregulierung als sprunghafte Unstetigkeit im Verlauf der Brandgastemperatur dar.

Unter Betrachtung von Abbildung 5.68 lässt sich im Verlauf der Stahltemperaturen lediglich im Stegbereich eine prägnante Änderung des Kurvenverlaufs und folglich die Ausbildung der thermischen Schutzwirkung des DSB identifizieren. Der Verlauf der Oberflanschtemperaturen zeigt hingegen eine kontinuierliche Entwicklung, sodass hier keine thermische Schutzwirkung des DSB erkennbar ist. Im Stegbereich lässt die anfänglich noch erkennbare ausgeprägte Schutzwirkung des DSB bereits nach ca. 15 min merklich nach. Der Vergleich der Steigung der Temperaturverläufe im Oberflansch und Steg lässt ferner erkennen, dass die Stegtemperaturen erheblich durch die Oberflanschtemperaturen beeinflusst werden. So zeigt der Verlauf der Stahltemperaturen im Steg nach ca. 15 min eine erkennbare Änderung der Steigung. Zudem ist auffällig, dass sich im Gegensatz zu Versuchskörper TP1 kein ausgeprägter Temperaturunterschied zwischen Hoch- und Tiefsickenbereich ausbildet. Vielmehr lässt sich sogar eine gegenläufige Entwicklung des Temperaturunterschieds feststellen, wonach die Oberflanschtemperatur nunmehr im Hochsickenbereich höher ist. Unter Berücksichtigung von Abbildung 5.69 lässt sich zudem erkennen, dass die Temperaturen des Trapezprofils in der Tiefsicke erwartungsgemäß nahezu mit den Oberflanschtemperaturen im Tiefsickenbereich übereinstimmen. Die Temperaturen in der Hochsicke des Trapezprofils überschreiten diese Temperaturen demgegenüber bis zum Zeitpunkt von ca. 26 min deutlich. Bei Erreichen dieses Zeitpunktes bzw. einer Temperatur von ca. 720 °C ist eine ausgeprägte Unstetigkeit in diesem Verlauf zu verzeichnen. Zwar finden in diesem Temperaturbereich Umwandlungsprozesse im

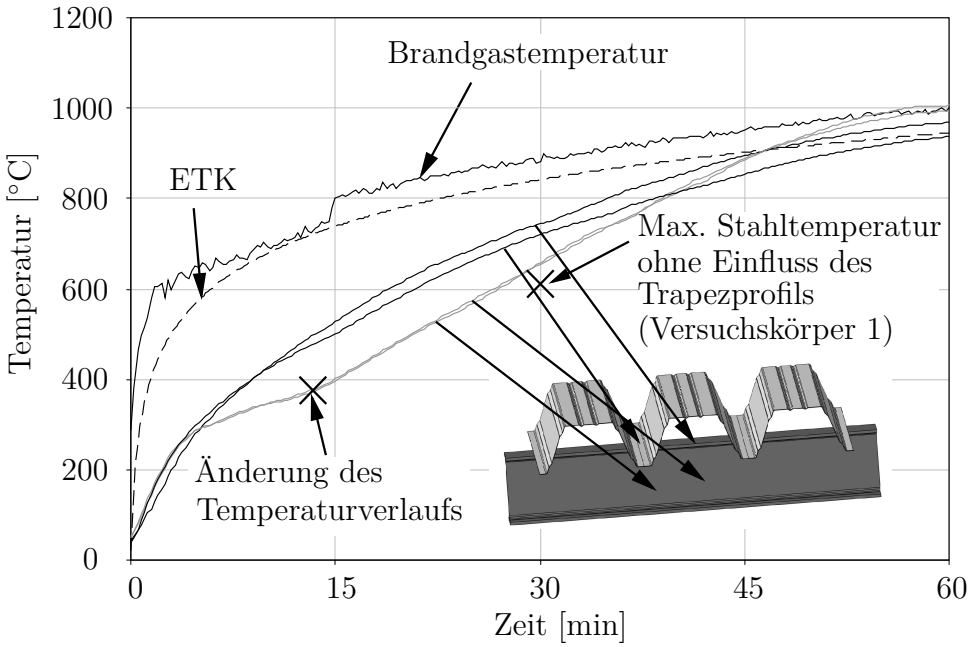


Abbildung 5.68: Verlauf der Brandgas- und Stahltemperaturen (Oberflansch und Steg) von Versuchskörper TP2, DSBBS mit der Beschichtung DSB2-lö (dreiseitige Beschichtung), mittlere Trockenschichtdicke: 750 μm (ohne Grundierung)

Stahl statt, die mit einer erhöhten Wärmekapazität einhergehen, jedoch lässt sich eine derart ausgeprägte Reduzierung der Temperaturen dadurch nicht begründen, sodass ein Defekt des Thermoelements nach ca. 26 min nicht auszuschließen ist. Zumal die Stahltemperaturen am I-Profil und in der Tiefsicke diese Temperatur im weiteren Verlauf deutlich überschreiten, was physikalisch nicht plausibel erscheint.
Die Stahltemperaturen im Unterflansch entwickeln sich ähnlich wie die Temperaturen im Stegbereich. Die Schutzwirkung des DSB ist im Temperaturverlauf klar erkennbar. Nach einer Versuchsdauer von 30 min betragen die Oberflanschtemperaturen im Bereich der Hochsicke ca. 740 °C und überschreiten die Temperaturen im Tiefsickenbereich um ca. 20 K. Die Steg- und Unterflanschtemperaturen betragen hingegen lediglich 650 °C bzw. 600 °C. Im Vergleich zu den gemessenen Temperaturen von Versuchkörper 1 liegen letztere Temperaturen in einer vergleichbaren Größenordnung. Der Einfluss des Trapezprofils bzw. einer unbeschichteten Teilfläche der dem Trapezprofil zugewandten Seite des Oberflansches ist insbesondere in den Oberflanschtemperaturen erkennbar. Im weiteren Verlauf des Versuchs nehmen die Stahltemperaturen merklich zu und erreichen nach ca. 55 min sogar annähernd das Niveau der Brandgastemperatur. Es wird davon ausgegangen, dass ähnlich wie bei

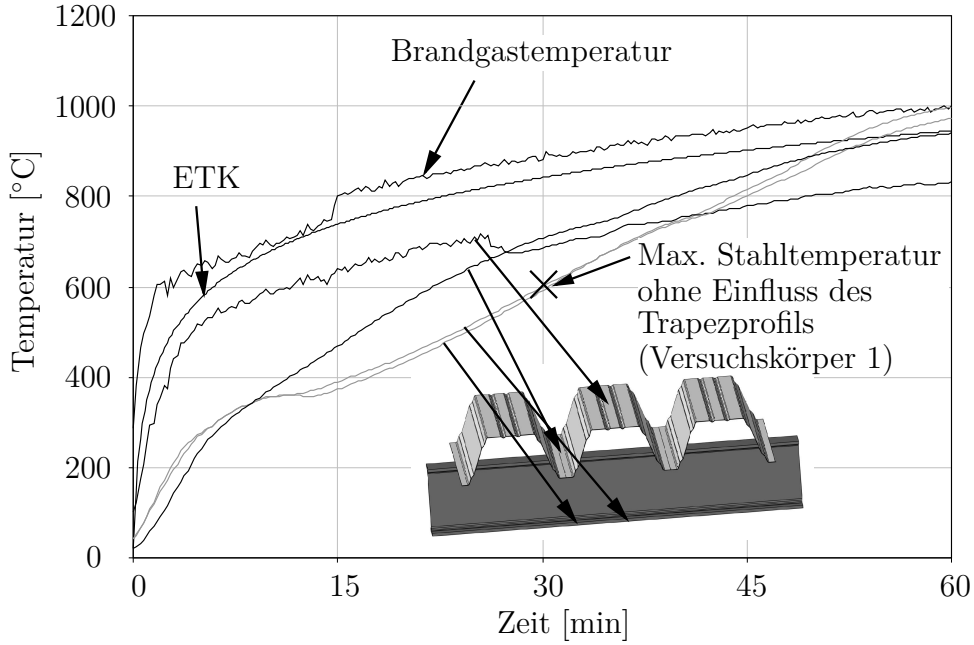


Abbildung 5.69: Verlauf der Brandgas- und Stahltemperaturen (Unterflansch und Trapezprofil) von Versuchskörper TP2, DSBBS mit der Beschichtung DSB2-lö (dreiseitige Beschichtung), mittlere Trockenschichtdicke: 750 μm (ohne Grundierung)

Versuchskörper TP1 mit zunehmender Versuchsdauer nach 30 min partielle Abwehungen des aufgeschäumten DSB aufgetreten sind, was letztlich in dieser merklichen Temperaturerhöhung resultierte.

Unter Betrachtung dieser Messergebnisse ist auffällig, dass sich der Einfluss eines angrenzenden Trapezprofils insbesondere in den Stahltemperaturen des Oberflansches bemerkbar macht. Die Temperaturen in den übrigen Querschnittsteilen sind in einem deutlich geringeren Maß durch das Trapezprofil beeinflusst. Eine detaillierte Übersicht über die gemessenen Stahltemperaturen an den unterschiedlichen Versuchskörpern nach einer ETK-Brandbeanspruchung von 30 min ist in Tabelle 5.16 enthalten. Dabei ist vor allem bemerkenswert, dass die Oberflanschtemperaturen der Versuchskörper TP1 und TP2 im Tiefsickenbereich in einer annähernd gleichen Größenordnung liegen. Eine zusätzliche Beschichtung der dem Trapezprofil zugewandten Teilfläche des Oberflansches ist für diese Temperaturentwicklung offensichtlich unerheblich. Dabei ist jedoch zu beachten, dass sich die Trockenschichtdicken der einzelnen Versuchskörper trotz intensiver Bemühungen unterscheiden und zudem die Brandgastemperaturen an den einzelnen Versuchskörpern voneinander abweichen. So wird insbesondere bei Versuchskörper TP1 eine größere Energiemenge eingetra-

Tabelle 5.16: Übersicht der gemessenen DSB-Trockenschichtdicken und Vergleich der Stahltemperaturen der einzelnen Versuchskörper

Versuchs-körper	Trocken-schicht-dicke [μm]	Messstelle	Stahltemperatur nach 30 min ETK-Beanspr. im Bereich der Hochsicke [°C]	Tiefsicke [°C]
1	818	Oberflansch	593	
	745	Steg	613	
	759	Unterflansch	554	
TP1 (allseitig)	706	Oberflansch	652	741
	754	Steg	606	670
	706	Unterflansch	631	666
TP2 (dreiseitig)	841	Oberflansch	743	720
	772	Steg	657	655
	688	Unterflansch	591	599

gen. Sofern bei einem beschichteten I-Profil mit angrenzendem Trapezprofil also ein Energieeintrag vorliegt, der dem Verlauf der ETK deutlich näher kommt, sind auch geringere Stahltemperaturen als die hier gemessenen zu erwarten. Gleichwohl macht sich eine Beschichtung der dem Trapezprofil zugewandten Teilfläche des Oberflansches deutlich in der Temperaturentwicklung im Hochsickenbereich bemerkbar und führt im Vergleich zur Oberflanschtemperatur im Tiefsickenbereich zu einer um ca. 90 K geringeren Stahltemperatur. Demgegenüber überschreiten die Temperaturen im Oberflansch des Versuchskörpers TP2 im Hochsickenbereich sogar leicht die Temperaturen im Tiefsickenbereich. Bei einer allseitigen Beschichtung eines I-Profils ist folglich eine ungleichmäßige Temperaturverteilung entlang der Trägerlängsachse zu erwarten, die insbesondere im Oberflansch von höheren Temperaturen im Bereich der Tiefsicken und geringeren Temperaturen im Hochsickenbereich charakterisiert ist. Bei einer unbeschichteten Teilfläche der dem Trapezprofil zugewandten Seite des Oberflansches ist hingegen eine annähernd homogene Temperaturverteilung im Oberflansch zu erwarten. Insgesamt ist deutlich erkennbar, dass ein angrenzendes Trapezprofil das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profil merklich beeinflusst und zu höheren Stahltemperaturen in einem I-Profil führt. Bei einer allseitigen Beschichtung des I-Profils mit einem angrenzenden Trapezprofil ist zu vermuten, dass es sich bei den Temperaturerhöhungen lediglich um Temperaturextrema im Oberflansch mit starker örtlicher Begrenzung im Bereich der Tiefsicke handelt. Die Stahltemperaturen eines dreiseitig beschichteten I-Profils sind demgegenüber im gesamten Oberflansch ungleich höher, wonach eine allseitige Beschichtung von I-Profilen empfehlenswert

ist. Inwieweit auf eine Beschichtung der zum Trapezprofil zugewandten Teilfläche des Oberflansches verzichtet werden kann, lässt sich nicht verallgemeinern und hängt unter anderem vom Lastausnutzungsgrad des Bauteils ab.
Für eine detaillierte Identifizierung der Temperaturspitzen sowie eine eindeutige Vergleichbarkeit der Temperaturentwicklungen der I-Profile, werden in Abschnitt 6.5 numerische Simulationen vorgestellt, in denen den Modellen in den unterschiedlichen Konfigurationen eine einheitliche Brandbeanspruchung und gleiche Trockenschichtdicken zugrunde gelegt werden.

5.6.5 Zusammenfassung

Die Untersuchungen in diesem Abschnitt dienen zunächst der Beurteilung der thermischen Schutzwirkung sowie des Aufschäumverhaltens eines DSBBS bzw. eines DSB zur Erlangung einer Feuerwiderstandsklasse F30 auf einem I-Profil bei Brandbeanspruchung nach ETK. Dazu wird ein Brandversuch an einem beschichteten I-Profil (IPE 200, Versuchskörper 1) durchgeführt und die Temperaturentwicklung im Stahlprofil gemessen sowie das Aufschäumverhalten des DSB mit einer Brandraumkamera aufgezeichnet. Dabei wird ein DSBBS mit der Beschichtung DSB2-lö verwendet. Im Ergebnis zeigt sich eine gute thermische Schutzwirkung des DSB. Eine kritische Stahltemperatur von 500 °C wird nach 30 min zwar um $40 - 100$ K überschritten, dies ist jedoch der Überschreitung der Toleranzgrenzen der Brandgastemperatur der ETK zu Beginn des Brandversuchs geschuldet. Aus der Analyse des Aufschäumverhaltes ist ferner erkennbar, dass der DSB in allen Bereichen des I-Profils eine dichte und geschlossene Schaumstruktur ausbildet. Rissbildungen während des Aufschäumens z. B. im Bereich der Flanschkanten sind nicht identifizierbar. Darüber hinaus sind vereinzelte Abwehungen von kleinen Partikeln der aufgeschäumten Schaumschicht nach einer Versuchsdauer von ca. 40 min zu verzeichnen. Die thermische Schutzwirkung des DSB degradiert nach diesem Zeitpunkt folglich erkennbar.
Als weiteres Ziel dieser Untersuchungen wird der Einfluss eines Trapezprofils (Fischer, Bauhöhe $h = 135$ mm) auf das Erwärmungsverhalten und letztlich auf die thermische Schutzwirkung des DSB quantifiziert. Da die beschichteten Tragwerkselemente im üblichen Anwendungsfall häufig direkt an die Gebäudehülle angrenzen, ist ein Aufschäumen des DSB in der Schnittstelle zum raumabschließenden Bauteil partiell oder vollflächig gehindert. Der DSB kann seine thermische Schutzwirkung in diesen Bereichen folglich nicht ausbilden. Dabei wird im Rahmen dieser Untersuchungen

speziell der Einfluss eines Trapezprofils als raumabschließendes Bauteil auf das Erwärmungsverhalten eines beschichteten I-Profils (Versuchskörper TP1) getestet, da dies in seiner Geometrie vergleichsweise komplex ist. Durch die Ausbildung von Hoch- bzw. Tiefsicken ist der Aufschäumvorgang des DSB am dem Trapezprofil zugewandten Flansch (Oberflansch) lediglich im Bereich der Tiefsicken gehindert. In Konsequenz ist eine komplexe Temperaturverteilung im I-Profil zu erwarten, die sowohl im Querschnitt als auch entlang der Stabachse veränderlich ist und von lokalen Temperaturspitzen im Bereich der Tiefsicke sowie von kühleren Bereichen der Hochsicke gekennzeichnet ist. Zur Beurteilung des Aufschäumverhaltens des DSB, insbesondere im Bereich der Profilsicken des Trapezprofils, wird der Aufschäumvorgang zusätzlich mit einer Brandraumkamera aufgezeichnet. Darüber hinaus wird neben der Konfiguration eines Versuchskörpers mit einer allseitigen Beschichtung des I-Profils der Einfluss einer unbeschichteten Teilfläche der dem Trapezprofil zugewandten Seite des Oberflansches auf das Erwärmungsverhalten von I-Profilen (Versuchskörper TP2) untersucht. Zur Gewährleistung der Vergleichbarkeit der Ergebnisse wird in allen Konfigurationen ein IPE 200 Stahlprofil mit einem DSBBS mit der Beschichtung DSB2-lö und der zugehörigen Grundierung getestet. Im Ergebnis zeigt sich, dass das Trapezprofil besonders die Temperaturentwicklung im Oberflansch der I-Profile signifikant beeinflusst. Im Vergleich zu Versuchskörper 1 ohne angrenzendes Trapezprofil liegen die Oberflanschtemperaturen nach 30 min mit ca. 740 °C um ca. 140 K höher, wobei diese Temperaturen bei Versuchskörper TP1 lediglich im Bereich der Tiefsicke und bei Versuchskörper TP2 im gesamten Oberflansch auftreten. Dabei bildet sich speziell bei Versuchskörper TP1 mit einer allseitigen Beschichtung ein ausgeprägter Temperaturunterschied zwischen Hoch- und Tiefsickenbereich von ca. 90 K aus. Eine Beschichtung der dem Trapezprofil zugewandten Teilfläche des Flansches ist daher hinsichtlich der auftretenden Maximaltemperaturen speziell im Oberflansch offensichtlich als unerheblich zu bewerten. Die Temperaturen an den übrigen Querschnittsteilen der I-Profile werden demgegenüber deutlich weniger beeinflusst und liegen nur um ca. 50 K über den Temperaturen des Versuchskörpers 1. Bei der Interpretation dieser Messergebnisse ist jedoch zu beachten, dass trotz intensiver Bemühungen, möglichst identische Versuchskörper herzustellen, unterschiedliche Trockenschichtdicken des DSB und zudem ungleiche Brandbeanspruchungen zu verzeichnen waren, obwohl alle Versuchskörper parallel in einem Brandversuch getestet wurden. Eine direkte Vergleichbarkeit der Ergebnisse im Rahmen dieser Untersuchungen ist demnach nur bedingt möglich. Hinsichtlich des Aufschäumverhaltens zeigte der DSB von Versuchskörper TP1 ein gutes Aufschäumverhalten. Der DSB schäumte dabei speziell

im Bereich der Profilsicken bis zum Kontaktschluss mit dem Trapezprofil auf und schmiegte sich als dichte und geschlossene Schaumschicht an das Trapezprofil an. Ein partielles Abwehen der aufgeschäumten Schaumschicht war insbesondere im Stegbereich nach einer Versuchsdauer von ca. 40 min zu verzeichnen.
Die Versuchsergebnisse lassen klar erkennen, dass die Temperaturentwicklung in einem beschichteten I-Profil durch ein angrenzendes Trapezprofil beeinflusst wird. Dabei ist speziell der ausgeprägte Temperaturunterschied von ca. 90 K zwischen Hoch- und Tiefsickenbereich von Versuchskörper TP1 auffällig. Dies lässt vermuten, dass es sich bei einer allseitigen Beschichtung um Temperaturextrema mit starker örtlicher Begrenzung handelt. Da die Stahltemperaturen von Versuchskörper TP2 mit einer dreiseitigen Beschichtung jedoch im gesamten Oberflansch im Vergleich zu Versuchskörper 1 deutlich erhöht waren, ist eine allseitige Beschichtung in jedem Fall empfehlenswert. Inwieweit auf eine Beschichtung der dem Trapezprofil zugewandten Teilfläche des Oberflansches verzichtet werden kann, lässt sich auf Grundlage dieser Versuche nicht verallgemeinern und hängt nicht zuletzt vom Lastausnutzungsgrad des Bauteils ab.
Für eine eindeutige Identifizierung dieser Temperaturspitzen an Versuchskörper TP1 und zur Gewährleistung einer direkten Vergleichbarkeit der Temperaturentwicklungen der I-Profile in den unterschiedlichen Konfigurationen mit jeweils einheitlicher Brandbeanspruchung und gleicher Trockenschichtdicke werden in Abschnitt 6.5 numerische Simulationen vorgestellt. Der Einfluss eines angrenzenden Trapezprofils wird darin im Detail aufgezeigt.

5.7 Zusammenfassung und Schlussfolgerung

Im Rahmen dieses Kapitels werden experimentelle Untersuchungen zum Hochtemperaturverhalten von DSBBS bzw. DSB durchgeführt. Dabei erfolgen zunächst Detailuntersuchungen zum Materialverhalten des DSB bei hohen Temperaturen, da diese Komponente des DSBBS bei Temperatureinwirkung eine schützende Schaumschicht und in Konsequenz eine thermische Schutzwirkung ausbildet. Übergeordnetes Ziel ist es dabei, die Ausbildung der aufgeschäumten Schaumstruktur und die Entwicklung der thermischen Schutzwirkung zu bewerten und so ein vertieftes Verständnis für die Wirkungsweise dieser Brandschutzbeschichtungen zu entwickeln. Dabei werden unterschiedliche DSB-Beschichtungen (wasserbasierend, lösemittelhaltig und epoxidharzbasierend) zur Erlangung der Feuerwiderstandsklasse F30 untersucht, um letztlich

zu identifizieren, ob sich die thermischen Schutzeigenschaften stets auf Grundlage der gleichen Wirkungsweise entwickeln und die Beschichtungen vergleichbare Materialeigenschaften aufweisen. Diese Untersuchungen dienen zudem als Grundlage zur späteren Formulierung von Materialkennwerten für die numerische Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSB. Die Untersuchungen werden in einem Hochtemperaturofen mit elektrischer Strahlungsaufheizung durchgeführt, um Einflüsse wie Turbulenzen in der Brandkammer auf die aufgeschäumte Schaumschicht kontrolliert auszuschließen. So wird neben der Wärmespeicherkapazität und des Aufschäumverhaltens von DSB die Schaumstruktur, die Porengestalt und -größenverteilung sowie die Temperaturentwicklung und -verteilung im DSB untersucht. Darüber hinaus wird speziell das Aufschäumverhalten dieser Brandschutzbeschichtungen bei besonderen Bedingungen wie einer gehinderten Aufschäumung und im Bereich der Walzausrundung von I-Profilen untersucht. Weiterhin werden die Schutzeigenschaften von DSB bei Temperaturbeanspruchungen, die Naturbrandszenarien charakterisieren, im Detail betrachtet. Abschließend wird in Brandversuchen das Erwärmungsverhalten eines DSBBS auf einem I-Profil und zusätzlich gezielt der Einfluss eines angrenzenden Trapezprofils auf die thermische Schutzwirkung des DSB untersucht und bewertet.
Bei der Untersuchung des Materialverhaltens wird zunächst die Wärmespeicherkapazität der unterschiedlichen Beschichtungen analysiert. Dabei werden Kleinproben der unterschiedlichen Beschichtungen in DSC-Analysen (engl. Differential Scanning Calorimetry) einem definierten Temperaturverlauf ausgesetzt und aus den Differenzen der aufgenommenen Wärmemengen zwischen Probe und einer Referenz auf die spezifische Wärmekapazität geschlossen. Dabei zeigt sich im Ergebnis, dass die spezifische Wärmekapazität bei allen Beschichtungen eine ähnliche Entwicklung in Abhängigkeit der DSB-Temperatur mit einem Maximum bei ca. 500 °C aufweist. Ferner werden in den Verläufen speziell endotherme und exotherme Reaktionen identifiziert, die sich chemischen Reaktionen im DSB zuordnen lassen. Zusätzlich werden parallel thermogravimetrische Untersuchungen durchgeführt, um die Massenentwicklung von DSB im Hochtemperaturbereich zu bewerten. Dabei zeigen die Verläufe der Masse über die Temperatur aller untersuchter Beschichtungen eine ähnliche Entwicklung, wobei der Massenverlust während des Aufschäumens stets am stärksten ausgeprägt ist. Letztlich reduziert sich die Masse bei allen Beschichtungen auf ca. 30 % der ursprünglichen Masse. Darüber hinaus wird die Materialdichte der unterschiedlichen Beschichtungen bei Raumtemperaturbedingungen mittels geometrischer Messungen an Proben definierter Größe und Wägung bestimmt. Letztlich werden aus diesen Untersuchungen neben der Vermittlung eines Eindrucks über die Größenordnung der

Materialdichte von DSB bei Raumtemperatur bedeutende Erkenntnisse im Hinblick auf die Formulierung einer temperaturabhängigen Materialdichte zur numerischen Simulation unter Berücksichtigung der Massenentwicklung und der Volumenänderung gewonnen.
Zur Untersuchung des Aufschäumverhaltens von DSB werden beschichtete Stahlplättchen in Kleinversuchen einer Temperaturbeanspruchung nach ETK ausgesetzt und der Aufschäumvorgang mit einer Endoskopkamera aufgezeichnet. Das Verhalten und die Aufschäumcharakteristik der unterschiedlichen DSB-Beschichtungen bei hohen Temperaturen wird anhand der Aufzeichnungen im Detail analysiert. Dabei werden die Proben bewusst klein gewählt, um eine annähernd homogene Temperaturverteilung innerhalb des DSB zu provozieren. Aus parallelen Messungen der Materialtemperatur im DSB lässt sich so der jeweilige Aufschäumfortschritt einer definierten DSB-Temperatur zuordnen und letztlich ein temperaturabhängiger Verlauf für die aufgeschäumte Schichtdicke angeben. Dabei zeigen die Aufschäumverläufe der unterschiedlichen Beschichtungen eine ähnliche Entwicklung. Der Verlauf ist dabei jeweils von einer raschen Aufschäumung bei einer DSB-Temperatur von 300 °C und einem augenscheinlichen Schrumpfen der aufgeschäumten Dämmschicht nach Erreichen der maximalen Schichtdicke geprägt. Zusätzlich wird das Aufschäumverhalten im Bereich der Walzausrundung eines I-Profils und einer gehinderten Aufschäumung durch eine Profilsicke eines Trapezprofils untersucht. In der Videoanalyse zeigt sich dabei, dass der DSB auch im Bereich der Walzausrundung eine geschlossene und dichte Schaumstruktur ausbildet. Ebenso bildet der aufschäumende DSB bis zum Kontaktschluss mit der Profilsicke stets eine formstabile Schaumstruktur aus, die sich mit fortschreitender Aufschäumung sukzessive an die Profilsicke anschmiegt. Darüber hinaus wird das Aufschäumverhalten bei Temperaturbeanspruchungen mit unterschiedlichen, konstanten Aufheizgeschwindigkeiten analysiert, die sich signifikant vom Verlauf der ETK unterscheiden. Dabei zeigt sich, dass lösemittelhaltige Beschichtungen bei einer Temperaturbeanspruchung mit sehr geringen Aufheizgeschwindigkeiten eine vergleichsweise geringe aufgeschäumte Schichtdicke entwickeln. Dieses Verhalten wird auf einen zeitlichen Versatz der chemischen Reaktionen im DSB zurückgeführt. Alle übrigen Beschichtungen schäumen hingegen in vergleichbarer Weise wie bei ETK-Beanspruchung auf.
Zur Beurteilung der Schaumstruktur sowie der Porengestalt und -größenverteilung im DSB werden Untersuchungen mit einem Digitalmikroskop durchgeführt. Dafür werden die unterschiedlichen DSB-Beschichtungen zunächst gezielt bei ETK-Beanspruchung bis zum Erreichen definierter Reaktionsphasen erwärmt und die Proben im jeweili-

gen Zustand nach erfolgter Abkühlung auf mikroskopischer Ebene untersucht. Die Beschichtungen werden dabei speziell im Zustand bei Erreichen der Schmelze, in der maximal aufgeschäumten Konfiguration und nach Vollendung eines augenscheinlichen Schrumpfens der aufgeschäumten Dämmschicht untersucht. Im Ergebnis zeigt sich, dass die Poren bei Erreichen des Schmelzpunktes zunächst eine nahezu ideal kugelförmige Gestalt aufweisen und im maximal aufgeschäumten Zustand eine wabenartige Struktur zeigen, die auch nach der Schrumpfung der Dämmschicht weiterhin Bestand hat. Ferner wird herausgearbeitet, dass der Aufschäumvorgang eines DSB sukzessive von der temperaturbeanspruchten Oberfläche des DSB hin zum Stahlbauteil in gedanklichen Teilschichten nacheinander erfolgt. Zudem wird identifiziert, dass die Poren stets gleichmäßig über die Schichtdicke des DSB verteilt sind, wobei ihre Durchmesser auch im maximal aufgeschäumten Zustand lediglich im Bereich von $20 - 30\,\mu$m liegen. Darüber hinaus wird die Ausbildung unregelmäßiger Gaseinschlüsse festgestellt, die in ihrer Größe bis zu 19 mm betragen und einen Anteil am Gesamtvolumen des aufgeschäumten DSB bis zu 35 % aufweisen. Dieses Verhalten wird bei allen untersuchten Beschichtungen in ähnlicher Art und Weise festgestellt. Zur Bewertung der Temperaturverteilung und -entwicklung in einem DSB werden weitere Kleinversuche an beschichteten Stahlplatten durchgeführt. Dabei werden Thermoelemente in einer Hilfskonstruktion orthogonal zur beschichteten Oberfläche der Stahlplatte und in äquidistanten Abständen positioniert, die so bei Temperatureinwirkung nach ETK vom aufschäumenden DSB nacheinander umschlossen wurden. Die thermische Schutzwirkung ist dabei stets in bauteilnahen Teilbereichen der aufgeschäumten Dämmschicht am stärksten ausgeprägt. Der Temperaturverlauf über die aufgeschäumte Dämmschicht ist bei allen Beschichtungen stets von einer Entwicklung geprägt, die mit zunehmender Eindringtiefe in den DSB überproportional abnimmt. Die Temperaturen im DSB in den temperaturbeanspruchten Bereichen entwickeln sich ähnlich zum Verlauf der ETK. Die Schutzwirkung ist in diesen Bereichen also weniger stark ausgeprägt. Zudem ist in den Messungen jeweils ein ausgeprägtes Temperaturgefälle am Übergang des DSB zur Stahlplatte festzustellen, was auf einen erhöhten Wärmeübergangswiderstand an dieser Stelle schließen lässt. Ferner wird auf Grundlage der gemessenen Temperaturen die Wärmeleitfähigkeit bei Raumtemperaturbedingungen abgeleitet, die sich im Mittel zu 0,43 $\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m \cdot K}}$ darstellt. Des Weiteren wird die thermische Schutzwirkung der lösemittelhaltigen Beschichtungen bei Temperaturbeanspruchung entsprechend eines Naturbrandszenarios untersucht. Messungen über die Schichtdicke des DSB erfolgten dabei nicht. Im Ergebnis der Untersuchung zeigt sich, dass die Schutzwirkung lösemittelhaltiger Beschichtungen

bei Temperatureinwirkungen mit einer geringen Aufheizgeschwindigkeit weniger stark ausgeprägt ist.
In abschließenden Untersuchungen dieses Kapitels werden Brandversuche an beschichteten I-Profilen durchgeführt. Dabei wird zunächst ein beschichtetes I-Profil bei ETK-Beanspruchung mit einem DSBBS in einer Trockenschichtdicke nach Herstellerangaben zur Erlangung der Feuerwiderstandsklasse F30 getestet. Zur Bewertung des Einflusses eines angrenzenden Trapezprofils auf das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile werden entsprechend einer praxisüblichen Einbausituation zudem zwei weitere Versuchskörper gleicher Geometrie und mit dem gleichen DSBBS mit einem angrenzenden Trapezprofil untersucht. Dabei wird bei einem Versuchskörper auf eine Beschichtung der dem Trapezprofil zugewandten Teilfläche des abgedeckten Flansches (Oberflansch) verzichtet, um den Einfluss dieser Beschichtung auf das Erwärmungsverhalten des I-Profils zu untersuchen. Der DSB zeigt bei allen drei Versuchskörpern ein gutes Aufschäumverhalten und eine gute thermische Schutzwirkung. Der Einfluss des Trapezprofils auf die Entwicklung der Stahltemperaturen ist jedoch klar erkennbar. So zeigen beide Versuchskörper mit dem angerenzenden Trapezprofil insbesondere im Oberflansch signifikant höhere Temperaturen als der Versuchskörper ohne angrenzendes Trapezprofil. Die übrigen Querschnittsteile sind demgegenüber weniger stark beeinflusst. In Konsequenz lässt sich schlussfolgern, dass das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile durch ein angrenzendes Trapezprofil merklich beeinflusst wird. Dabei treten die erhöhten Oberflanschtemperaturen bei einer allseitigen Beschichtung des I-Profils lediglich im Bereich der Tiefsicke auf. Bei einer unbeschichteten Teilfläche der dem Trapezprofil zugewandten Seite des Oberflansches sind demgegenüber merklich höhere Stahltemperaturen im gesamten Oberflansch zu verzeichnen. Sofern jedoch aus der baulichen Situation heraus der Anschluss eines beschichteten I-Profils an ein Trapezprofil unumgänglich ist, ist eine allseitige Beschichtung von I-Profilen in jedem Fall empfehlenswert.
Mit diesen Untersuchungen werden wesentliche neue Erkenntnisse zum Materialverhalten von DSB bei hohen Temperaturen gewonnen. Das Verständnis für die Ausbildung der thermischen Schutzwirkung dieser Brandschutzsysteme wird erheblich verbessert und lässt sich nunmehr im Detail beurteilen. Ferner wird deutlich, dass unterschiedliche DSB-Beschichtungen ihre Schutzfunktion nach der gleichen Wirkungsweise ausbilden und sich unter Einfluss hoher Temperaturen vergleichbar verhalten. Die Erkenntnisse zum Materialverhalten sind zudem im Hinblick auf die Formulierung von Materialkennwerten für die numerische Simulation derartiger Beschichtungssyteme von grundlegender Bedeutung. Somit wird die Möglichkeit eröffnet,

die Temperaturentwicklung beschichteter Stahlbauteile auf numerischer Ebene zu prognostizieren. Darüber hinaus wird deutlich, dass ein angrenzendes Trapezprofil das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile signifikant beeinflusst und speziell im Oberflansch merklich höhere Stahltemperaturen hervorruft. Bei einem Anschluss eines beschichteten I-Profils an ein Trapezprofil ist eine allseitige Beschichtung in jedem Fall empfehlenswert, da in diesem Fall im Gegensatz zu einer unbeschichteten Teilfläche der dem Trapezprofil zugewandten Seite des Oberflansches lediglich merklich höhere Stahltemperaturen im Bereich der Tiefsicke auftreten. Inwieweit dennoch auf eine Beschichtung der abgedeckten Teilfläche des I-Profils verzichtet werden kann, wonach sich im gesamten Oberflansch merklich höhere Stahltemperaturen einstellen, lässt sich auf Grundlage dieser Versuche nicht verallgemeinern und hängt letztlich vom Lastausnutzungsgrad des Bauteils ab.

6 Numerische Untersuchungen

6.1 Einleitung

In den experimentellen Untersuchungen aus Kapitel 5 wird das Verhalten von DSBBS bzw. DSB bei hohen Temperaturen und die Entwicklung der thermischen Schutzfunktion während des Aufschäumvorgangs eingehend untersucht. Dabei wird insbesondere deutlich, dass die Ausbildung einer formstabilen Schaumstruktur für die Entwicklung einer thermischen Schutzwirkung von zentraler Bedeutung ist. Während der Untersuchungen sind spezielle Verhaltensweisen wie z. B. ein sukzessives und zeitversetztes Aufschäumen des DSB in gedanklichen Teilschichten in Erscheinung getreten, die messtechnisch nur schwer erfassbar sind. Eine gezielte Auswertung dieser speziellen Verhaltensweisen bei hohen Temperaturen erfordert daher den Einsatz numerischer Simulationen.
Das Hochtemperaturverhalten von DSBBS bzw. des DSB ist auf Grundlage der Erkenntnisse aus den experimentellen Untersuchungen durch ein komplexes Zusammenspiel aus Aufschäum- und Schrumpfungsprozessen in unterschiedlichen Teilbereichen des DSB zum gleichen Zeitpunkt geprägt. In Konsequenz entwickelt sich die thermische Schutzwirkung der einzelnen Teilschichten zeitversetzt, was in der Folge einen inhomogenen Erwärmungszustand im DSB nach sich zieht. Für eine realitätsnahe Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSBBS ist die explizite Berücksichtigung des Aufschäumvorgangs des DSB demnach unabdingbar. Durch die explizite Berücksichtigung des Aufschäumvorgangs wird darüber hinaus die Möglichkeit geschaffen, das Verhalten von DSB bei einem gehinderten Aufschäumen, wie dies z. B. bei beschichteten I-Profilen mit angrenzenden raumabschließenden Bauteilen der Fall sein kann, auf numerischer Ebene zu berücksichtigen.
Ziel der Untersuchungen im Rahmen dieses Kapitels ist es, durch die Entwicklung numerischer Methoden und Modelle, das Erwärmungsverhalten beschichteter Stahlbauteile im Detail zu bewerten. Dabei wird der Aufschäumvorgang gezielt berücksichtigt, um neben der Temperaturentwicklung im Stahlbauteil auch das Erwärmungsverhalten des DSB realitätsnah abzubilden. Des Weiteren wird die Entwicklung von Methoden zur Simulation des Hochtemperaturverhaltens von DSB

bei Naturbrandbeanspruchung angestrebt. Ferner werden Methoden entwickelt, mit denen ein gehindertes Aufschäumen des DSB simuliert und der Einfluss auf das Erwärmungsverhalten der Stahlbauteile bewertet werden kann.
Dazu erfolgt zunächst eine Beschreibung der numerischen Methoden sowie theoretische Hintergründe zur numerischen Umsetzung des Hochtemperaturverhaltens des DSB. Im Anschluss werden die Materialkennwerte zur numerischen Simulation von DSB formuliert, wobei die durchgeführten Kleinversuche aus Kapitel 5 als wesentliche Grundlage dienen. In diesem Zusammenhang sind die spezifische Wärmekapazität $c_p(\theta)$, die Materialdichte $\rho(\theta)$ sowie der Aufschäumfaktor $\alpha(\theta)$ und die Wärmeleitfähigkeit $\lambda(\theta)$ zu nennen. Dabei wird angestrebt, einheitliche Materialkennwerte für die hier betrachteten fünf Beschichtungen zu entwickeln. Anschließende Ergänzungen der entwickelten Materialparameter erlauben zudem die Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSB bei Naturbrandbeanspruchung.
Mit den entwickelten Methoden und formulierten Materialkennwerten wird zunächst das Erwärmungsverhalten beschichteter Stahlplatten simuliert. Dabei wird für die Simulation des DSBBS lediglich der DSB in seiner applizierten Trockenschichtdicke modelliert, da diese Komponente für die thermische Schutzwirkung bestimmend ist. Zur Validierung werden die berechneten Stahltemperaturen sowie die simulierte Temperaturverteilung und -entwicklung im DSB den Versuchsergebnissen aus Abschnitt 5.5 gegenübergestellt. Der Vergleich weiterer Temperaturfeldberechnungen mit Versuchsergebnissen aus Brandversuchen aus bauaufsichtlichen Zulassungsprüfungen stellt ferner die Anwendbarkeit des numerischen Modells bei Brandeinwirkung mit offener Flamme sicher. Zudem wird mit dem entwickelten Modell das Erwärmungsverhalten beschichteter Stahlplatten bei Naturbrandbeanspruchung simuliert und zur Validierung den Versuchsergebnissen aus Abschnitt 5.5.4 gegenübergestellt. Ferner lässt sich in Detailbetrachtungen das komplexe Zusammenspiel aus Aufschäumung und Schrumpfung im DSB betrachten und weitere charakteristische Verhaltensweisen von DSB aufzeigen, die im Rahmen experimenteller Untersuchungen messtechnisch nur schwer erfassbar sind. Zudem werden im Anschluss Sensitivitätsstudien durchgeführt, um die Empfindlichkeit des Modells bzgl. der Variation ausgewählter Parameter aufzuzeigen. Ferner wird in Parameterstudien speziell der Einfluss der Massigkeit bzw. der Dicke der Stahlplatte sowie der applizierten Trockenschichtdicke auf das Aufschäum- und Erwärmungsverhalten untersucht. Diese Einflüsse werden in dem entwickelten Modell durch die Simulation des Aufschäumvorgangs des DSB implizit berücksichtigt.
Des Weiteren wird das entwickelte Modell zur Simulation beschichteter I-Profile

aus Abschnitt 5.6 angewendet. Die Geometrie von I-Profilen ist im Vergleich zu plattenartigen Bauteilen komplex. Die Simulation des Aufschäumvorgangs des DSB stellt daher eine besondere Herausforderung dar. Insbesondere den Bereichen der Walzausrundungen und der Flanschkanten ist bei der Modellierung des DSB besondere Beachtung zu schenken. Zudem wird der Einfluss eines angrenzenden Trapezprofils auf das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile in dreidimensionalen Simulationen zur besseren Interpretation der Versuchsergebnisse aus Abschnitt 5.6 und zur eindeutigen Vergleichbarkeit des Erwärmungsverhaltens der I-Profile untersucht. Ein gehindertes Aufschäumen des DSB findet in diesen Simulationen explizit Berücksichtigung. Dabei liegt ein besonderes Augenmerk auf der Identifizierung der Temperaturentwicklung des dem Trapezprofil zugewandten Flansches (Oberflansch) im Bereich der Hoch- und Tiefsicke. In diesem Bereich ist in Abschnitt 5.6 trotz des geringen geometrischen Abstandes der Messstellen ein ausgeprägter Temperaturunterschied zu verzeichnen. Zudem lässt sich auf numerischer Ebene im Detail verdeutlichen, wie die Temperaturentwicklung durch ein angrenzendes Trapezprofil in den übrigen Querschnittsteilen des I-Profils beeinflusst wird. Die zusätzliche Simulation des Erwärmungsverhaltens eines beschichteten I-Profils mit einem angrenzenden Trapezprofil und einer unbeschichteten Teilfläche der dem Trapezprofil zugewandten Seite des Oberflansches des I-Profils gibt zudem vertieften Aufschluss über den Einfluss einer Beschichtung dieser Fläche auf das Erwärmungsverhalten. Abschließende Sensitivitätsstudien verdeutlichen die Empfindlichkeit des Modells hinsichtlich der Variation ausgewählter Parameter.

6.2 Methoden und numerische Umsetzung

Zur numerischen Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSB werden gekoppelte thermomechanische Analysen in Abaqus [1] durchgeführt. Das bedeutet, dass die Berechnung des Temperatur- und Verschiebungsfeldes des Systems parallel erfolgen. Eine gekoppelte thermomechanische Analyse ist in erster Linie immer dann erforderlich, wenn sich das Temperatur- und das Verschiebungsfeld gegenseitig beeinflussen. Abweichend wird in sequentiell gekoppelt thermisch mechanischen Analysen unterstellt, dass lediglich das Temperaturfeld einen Einfluss auf das Verschiebungsfeld hat. Im Hinblick auf die Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSB wird das Verschiebungsfeld, d.h. der Aufschäumvorgang zunächst durch die erhöhten

Temperaturen bestimmt. Demgegenüber wird der Temperatureintrag in das Stahlbauteil jedoch wesentlich durch den Aufschäumvorgang und die damit einhergehende Ausbildung der thermischen Schutzwirkung bestimmt. Daher ist zur Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSB eine gekoppelte thermomechanische Analyse zwingend erforderlich.
Zur Kopplung des thermischen und mechanischen Feldes sind die entsprechenden Gleichgewichtsbeziehungen simultan zu berechnen. Das zu lösende Gleichungssystem der schwachen Form des thermomechanischen Gleichgewichts stellt sich nach Parisch [67] aus umfangreicher Entwicklung wie folgt dar:

$$\begin{bmatrix} K_{uu} & K_{u\theta} \\ K_{\theta u} & K_{\theta\theta} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta u \\ \Delta\theta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_u \\ R_\theta \end{bmatrix} \tag{6.1}$$

mit:	K_{uu}	„rein“ mechanische Tangentenmatrix
	$K_{\theta\theta}$	„rein“ thermische Tangentenmatrix
	$K_{u\theta}$,$K_{\theta u}$	Kopplungsmatrizen (thermomechanisch)
	Δu,$\Delta\theta$	im Iterationsschritt berechnetes Verschiebungs- bzw. Temperaturinkrement
	R_u,R_θ	Residuen des mechanischen bzw. thermischen Feldes

Dieses Gleichungssystem beinhaltet die „rein“ mechanische und „rein“ thermische Tangentenmatrix. Beide Matrizen sind dabei symmetrisch aufgebaut. Des Weiteren sind in Gleichung (6.1) Kopplungsmatrizen $K_{u\theta}$ und $K_{\theta u}$ enthalten. Diese verhalten sich jedoch nicht wie ihre Transponierten zueinander, wonach in Konsequenz das gesamte Gleichungssystem unsymmetrisch ist. Zur Lösung dieses Gleichungssystems muss also stets eine nichtsymmetrische Systemmatrix gespeichert und verarbeitet werden. Bedingt durch ihren unsymmetrischen Charakter, weist die Systemmatrix ungünstige numerische Eigenschaften auf, die die Rechenintensität und -zeit erheblich erhöhen (z. B. bei der Elimination). Zur Lösung des Gleichungssystems wird in Abaqus [1] das Newton-Raphson Verfahren genutzt. Die Unbekannten Δu und $\Delta\theta$ werden dabei in jedem Iterationsschritt neu berechnet.
Der DSB wird in den numerischen Simulationen als zusammenhängendes Kontinuum bzw. Festkörper modelliert (vgl. Abbildung 6.1). Die Diskretisierung erfolgt in zweidimensionalen Analysen mit bilinearen 4 Knoten-Schalenelementen (C2D4T) bzw. in dreidimensionalen Analysen mit trilinearen 8 Knoten-Volumenelementen (C3D8T).
Ferner ist zu beachten, dass die Gleichgewichtsbeziehungen nach Gleichung (6.1) zum einen mit Bezug auf den unverformten Zustand (*Ausgangskonfiguration*) und

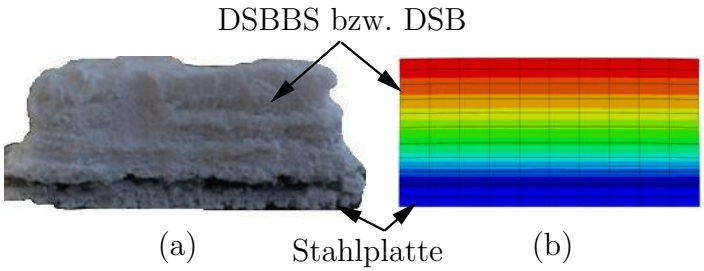


Abbildung 6.1: Stahlplatte mit DSB in aufgeschäumter Konfiguration: (a) im Versuch (b) in numerischer Simulation

zum anderen mit Bezug auf den augenblicklichen, deformierten Zustand (*Momentankonfiguration*) formuliert werden können (vgl. Kapitel 3). Bei geometrisch linearen Berechnungen wird davon ausgegangen, dass die zu erwartenden Deformationen des betrachteten Systems so klein sind, dass die Gleichgewichtsbeziehungen mit Bezug auf die Ausgangskonfiguration formuliert werden können. Volumenänderungen werden somit in geometrisch linearen Berechnungen nicht berücksichtigt. In geometrisch nichtlinearen Analysen sind die Gleichungssysteme demgegenüber mit Bezug auf die Momentankonfiguration formuliert. Volumenänderungen des Systems während der Berechnung werden somit explizit erfasst. Dabei impliziert eine geometrisch nichtlineare Analyse zunächst lediglich, dass große Deformationen und Rotationen mit *kleinen Verzerrungen* beschrieben werden können (vgl. Nasdala [65]). Erst die Einführung eines entsprechenden Verzerrungsmaßes erlaubt die Beschreibung *großer Verzerrungen*. Bei nichtlinearen Ingenieuranwendungen mit großen Verzerrungen wird häufig der *Cauchy* Spannungstensor und der *HENCKY* Verzerrungstensor verwendet (vgl. Parisch [67]). Diese werden häufig als „wahre“ Spannungen bzw. „wahre“ Dehnungen bezeichnet und stellen sich wie folgt dar:

$$\sigma_{wahr} = \sigma_{nom} \cdot (\epsilon_{nom} + 1) \tag{6.2}$$

$$\epsilon_{wahr} = ln \cdot (\epsilon_{nom} + 1) \tag{6.3}$$

Dabei sind diese Formulierungen mit Bezug auf die Momentankonfiguration definiert. In der numerischen Simulation beschichteter Stahlbauteile sind insbesondere große Formänderungen (Verzerrungen) des DSB zu erwarten. Stahlbauteile unterliegen demgegenüber auch bei großen Deformationen vergleichsweise kleinen Verzerrungen. In Konsequenz sind die Materialkennwerte des DSB in Bezug auf die Momentan-

konfiguration zu definieren. Dies findet in der Ableitung der Materialkennwerte in Abschnitt 6.3 Berücksichtigung.
Der Aufschäumvorgang des DSB wird als thermisch induzierte Materialdehnung α_T in das Modell implementiert. Diese ist ebenfalls im HENCKY Verzerrungsmaß zu formulieren ist und lässt sich wie folgt entwickeln:

$$\alpha_{T,wahr} = \frac{\epsilon_{wahr}}{\Delta\theta} = \frac{ln(\epsilon_{nom}+1)}{\Delta\theta} = \frac{ln\left(\frac{\Delta l}{l}+1\right)}{\Delta\theta} \tag{6.4}$$

mit: $\alpha_{T,wahr}$ „wahrer“ thermischer Ausdehnungskoeffizient
Δl,l Längenänderung, Ursprungslänge
$\Delta\theta$ Temperaturunterschied

Mit Bezug auf die Schichtdicke d eines DSB folgt mit $\frac{\Delta l}{l} = \frac{d_{akt}-d_0}{d_0} = \frac{d_{akt}}{d_0} - 1$:

$$\alpha_{T,wahr} = \frac{ln\left(\frac{d_{akt}}{d_0}\right)}{\theta_{akt}-\theta_0} = \frac{ln\left(\frac{d_0\cdot\alpha}{d_0}\right)}{\theta_{akt}-\theta_0} = \frac{ln\left(\alpha\right)}{\theta_{akt}-\theta_0} \tag{6.5}$$

mit: d_{akt} Aktuelle Schichtdicke zum Zeitpunkt t
d_0 Trockenschichtdicke (Anfangsschichtdicke zum Zeitpunkt t = 0)
θ_{akt} Aktuelle DSB-Temperatur zum Zeitpunkt t
θ_0 Anfangstemperatur (Bezugstemperatur zum Zeitpunkt t = 0)
α Aufschäumfaktor

Diese Beziehung gibt den thermischen Ausdehnungskoeffizienten $\alpha_{T,wahr}$ mit Bezug auf die Momentankonfiguration im HENCKY Verzerrungsmaß an. Die Definition des beschreibenden Materialparameters bleibt Abschnitt 6.3 vorbehalten.
Zur Berücksichtigung der Volumenänderung des DSB in der numerischen Simulation und der damit einhergehenden Ausbildung der thermischen Schutzwirkung werden also gekoppelt thermomechanische Analysen unter Berücksichtigung großer Verzerrungen durchgeführt. Die Gleichgewichtsbedingungen in Gleichung (6.1) sind dabei in Bezug auf die Momentankonfiguration formuliert. Dabei ist unter Betrachtung dieses Gleichungssystems ersichtlich, dass zur vollständigen Beschreibung der mechanischen Tangentenmatrix die Definition eines E-Moduls für den DSB erforderlich ist. Dabei ist bereits anschaulich klar, dass der DSB im Vergleich zu Stahlbauteilen eine deutlich geringere Materialsteifigkeit aufweist. Die Formulierung des E-Moduls von DSB wird in Abschnitt 6.3 erläutert.
In numerischen Simulationen können große Steifigkeitsunterschiede aufgrund einer

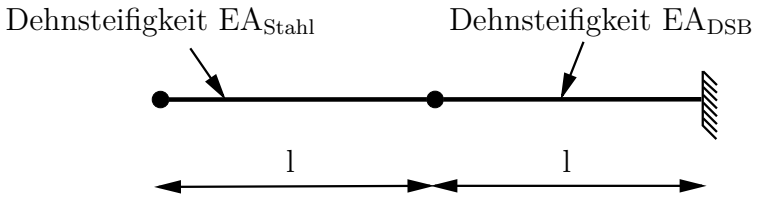


Abbildung 6.2: Stabmodell aus Stahl- und DSB-Elementen

begrenzten rechnerinternen Zahlendarstellung zu Rechenungenauigkeiten und signifikanten Lösungsfehlern führen. So lassen sich Gleitkommazahlen nach Bathe [8] im 32-Bit Format mit einer einfachen Genauigkeit (engl. *single precision*) von $1 \cdot 10^{-7}$ und im 64-Bit Format mit einer doppelten Genauigkeit (engl. *double precision*) von 16 signifikanten Stellen darstellen. Letzteres Format wird dabei von Abaqus [1] unterstützt und findet im Rahmen dieser numerischen Untersuchungen Anwendung. Dabei können zum einen *Abbrechfehler* und zum anderen *Rundungsfehler* auftreten (vgl. Bathe [8]). Abbrechfehler treten auf, weil die Zahlenwerte im Gleichungssystem mit einer begrenzten Genauigkeit dargestellt werden können. Rundungsfehler entstehen demgegenüber bei der Lösung des Gleichungssystems bei kleinen Differenzen zweier großer Zahlen, was zum Verlust aller signifikanten Stellen führen kann.
Große Steifigkeitsunterschiede können neben unterschiedlichen Materialien bei der Diskretisierung des Systems durch stark unterschiedlich große, aneinander angrenzende Elemente verursacht werden. Die zu erwartenden Unterschiede der Elementgrößen des DSB und des Stahlbauteils sind speziell in der unaufgeschäumten Konfiguration groß. Das nachstehende Beispiel soll eine Abschätzung der zu erwartenden Genauigkeit der numerischen Lösung eines beschichteten Stahlbauteils geben.
Dazu sind in Abbildung 6.2 zwei aneinander angrenzende Fachwerkelemente dargestellt, wobei je ein Element aus Stahl bzw. aus einem DSB besteht. Für Raumtemperaturbedingungen wird für Stahl nach DIN EN 1993-1-1 [93] ein E-Modul von $210.000\,\frac{\mathrm{N}}{\mathrm{mm}^2}$ angegeben. Der zu erwartende E-Modul des DSB ist als deutlich geringer einzuschätzen. Die Unterschiede in den Elementgrößen verändern sich dabei während der Simulation fortlaufend. Während die Elemente des DSB zu Beginn der Simulation noch ein sehr kleines Volumen aufweisen, nimmt dies durch den Aufschäumvorgang merklich zu. Eine genaue Abschätzung der Verhältnisse der Elementgrößen zwischen dem Stahlbauteil und dem DSB ist daher nicht trivial. Zur Abschätzung der Steifigkeitsverhältnisse zwischen DSB und Stahl wird ein Faktor von 10^8 angenommen, der zum einen die unterschiedlichen Materialien und zum anderen Einflüsse infolge der unterschiedlichen Elementgrößen erfassen soll.

In Bathe [8] wird zur Abschätzung der zu erwartenden Genauigkeit der numerischen Lösung folgender Zusammenhang angegeben:

$$s_g \geq t_g - log_{10}(cond(K_S)) \tag{6.6}$$

mit:	s_g	Zu erwartende Anzahl der genauen Stellen in der Lösung
	t_g	Anzahl der im Rechner darstellbaren Stellen
	$cond(K_S)$	Konditionszahl der Systemsteifigkeitsmatrix

Aus einem Steifigkeitsunterschied von 10^8 resultiert für dieses System eine Konditionszahl der Systemsteifigkeitsmatrix von $cond(K_S) = 4 \cdot 10^8$. Bei einer rechnerinternen Zahlendarstellung von 16 Stellen (64-Bit Format) ergibt sich:

$$s_g \geq 16 - log_{10}(4 \cdot 10^8) = 7{,}40 \tag{6.7}$$

Das bedeutet, dass eine Genauigkeit der numerischen Lösung mit $7 - 8$ signifikanten Stellen zu erwarten ist. Eine Stahltemperatur von z. B. 500 °C ist somit mit mindestens vier Nachkommastellen darstellbar. Damit ist bei einem maximalen Steifigkeitsunterschied zwischen den Stahl- und DSB-Elementen von 10^8 eine ausreichend hohe Rechengenauigkeit in den Ergebnissen zu erwarten. Dieser zulässige Steifigkeitsunterschied wird darüber hinaus auch in Müller et al. [63] angegeben, wonach die Größe des numerischen Lösungsfehlers bei einem Steifigkeitsunterschied von maximal 10^8 merklich geringer ist als der Fehler, der durch eine unzureichende Netzaufteilung verursacht wird.

6.3 Formulierung von Materialkennwerten zur Simulation des Erwärmungsverhaltens von Dämmschichtbildnern

6.3.1 Einleitung

Das Hochtemperaturverhalten und die thermische Schutzwirkung von DSBBS werden durch die Eigenschaften des DSB bei hohen Temperaturen bestimmt. Der Grundierung bzw. dem Decklack des DSBBS kommt dabei eine vernachlässigbare thermische

Schutzfunktion zu. Vielmehr stellen die Grundierung und der Decklack den Korrosionsschutz des Stahls bzw. den Schutz des DSB vor Witterungseinflüssen sicher. Die Materialkennwerte für die numerische Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSB lassen sich daher anhand von Untersuchungen zum Hochtemperaturverhalten von DSB bestimmen. Dabei belegen die Ausführungen in Kapitel 3, dass zur realitätsgetreuen und vollständigen Beschreibung des Hochtemperaturverhaltens von DSB in numerischen Simulationen im Einzelnen die Formulierung eines Aufschäumfaktors $\alpha(\theta)$, der spezifischen Wärmekapazität $c_p(\theta)$ und Materialdichte $\rho(\theta)$ sowie der Wärmeleitfähigkeit $\lambda(\theta)$ des DSB erforderlich sind.
Ziel der Ausführungen dieses Abschnitts ist daher die Formulierung der genannten Materialkennwerte von DSB zur numerischen Simulation des Erwärmungsverhaltens beschichteter Stahlbauteile. Die Ableitung der Materialkennwerte basiert im Wesentlichen auf den Kleinversuchen aus Kapitel 5. Es wird angestrebt, für die fünf untersuchten Beschichtungen aus Tabelle 1.1 auf Seite 6 einheitliche Materialkennwerte abzuleiten, wobei diese zunächst für eine Temperaturbeanspruchung nach ETK gelten. Anschließende Erweiterungen der formulierten Materialkennwerte speziell für lösemittelhaltige Beschichtungen ermöglicht die Anwendung für Naturbrandszenarien.
Auf Grundlage der experimentellen Untersuchungen zum Aufschäumverhalten von DSB wird zunächst ein temperaturabhängiger Aufschäumfaktor $\alpha(\theta)$ bzw. ein thermischer Ausdehnungskoeffizient $\alpha_T(\theta)$ abgeleitet. Dies stellt im Hinblick auf eine realitätsnahe Simulation des Hochtemperaturverhaltens des DSB mit einer expliziten Berücksichtigung des Aufschäumvorgangs die wesentliche Grundlage dar. Die Definition des temperaturabhängigen Aufschäumfaktors bzw. der Volumenänderung von DSB ist zudem bei der Formulierung der Wärmespeicherkapazität und der Wärmeleitfähigkeit von zentraler Bedeutung. Während die spezifische Wärmekapazität $c_p(\theta)$ unmittelbar aus den DSC-Analysen und in Abhängigkeit der Temperatur abgeleitet wird, ist die Volumenänderung bei der Bestimmung der temperaturabhängigen Materialdichte $\rho(\theta)$ des DSB ausdrücklich zu berücksichtigen. Unter Berücksichtigung der Messungen zur Materialdichte bei Raumtemperatur sowie Analysen zur Massenänderung in Abhängigkeit der DSB-Temperatur aus TG-Messungen lässt sich so eine temperaturabhängige Materialdichte geschlossen formulieren.
Des Weiteren wird aus dem Aufschäumfaktor die Porosität ψ ermittelt, die den additiven Anteil des Porenvolumens und des Volumens der Gaseinschlüsse zum Gesamtvolumen des DSB beschreibt. In Verbindung mit den Messungen der Porengrößen und zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit des Grundmaterials stellt dies die

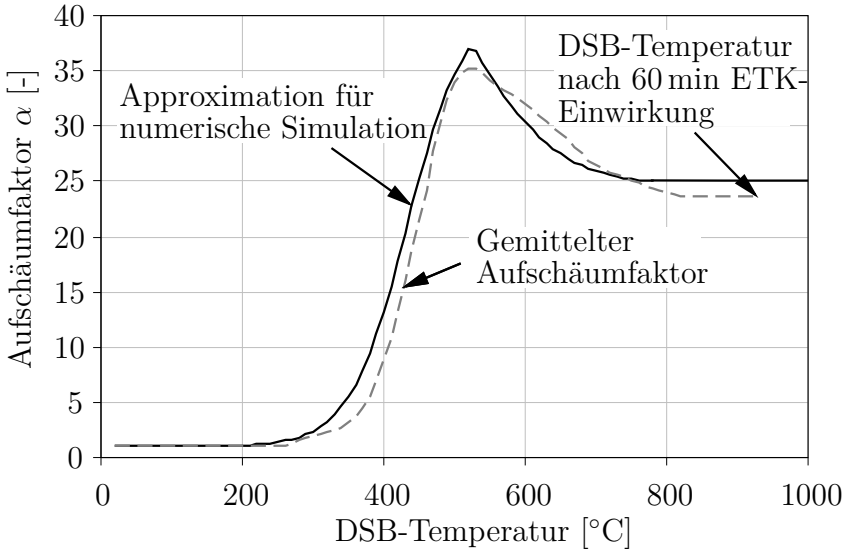


Abbildung 6.3: Vergleich des gemittelten Aufschäumfaktors α aus Kleinversuchen (vgl. Abschnitt 5.3) und der Approximation für die numerische Simulation

Grundlage zur Formulierung einer temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit $\lambda(\theta)$ dar. Darüber hinaus werden theoretische Überlegungen zum E-Modul von DSB auf Basis exemplarischer Zugversuche bei Raumtemperatur angestellt.
Abschließend werden die formulierten Materialkennwerte zur numerischen Simulation des Erwärmungsverhaltens lösemittelhaltiger Beschichtungen bei Naturbrandbeanspruchung erweitert, da diese im Gegensatz zu lösemittelfreien Beschichtungen besonders bei Temperaturbeanspruchung mit geringen Aufheizgeschwindigkeiten ein merklich abweichendes Aufschäumverhalten zeigen. Das abweichende Aufschäumverhalten und die damit einhergehenden Auswirkungen auf die thermische Schutzwirkung lassen sich so explizit berücksichtigen.

6.3.2 Aufschäumfaktor bzw. thermischer Ausdehnungskoeffizient

Für die Beschreibung des Aufschäumverhaltens wird auf Grundlage der Aufschäumverläufe der untersuchten Beschichtungen aus Abschnitt 5.3 zunächst ein gemittelter Verlauf des Aufschäumfaktors α gebildet. Dieser wird ferner zur einfacheren Handhabung durch eine mathematische Formulierung approximiert. So wird das Aufschäumen durch eine logistische Funktion und die Reduktion der aufgeschäumten Schichtdicke mit einer Polynomfunktion beschrieben (vgl. Abbildung 6.3). Die logistische Funktion

wird u. a. bereits von Sothmann [76] zur Beschreibung des Porositätsverlaufs von DSB bei hohen Temperaturen verwendet. Mit dieser Funktion lässt sich das Aufschäumen des DSB wie folgt approximieren:

$$\alpha_{DSB}(\theta) = \frac{a}{1 + b \cdot e^{c \cdot \theta}} \qquad (\text{für } 20\,^{\circ}\text{C} \leq \theta \leq 530\,^{\circ}\text{C}) \tag{6.8}$$

mit:
- a Funktionswert der Asymptote
- b Konstante zur Verschiebung der Funktion auf der Temperaturachse
- c Wachstumskonstante
- θ DSB-Temperatur

Mit einem Funktionswert der Asymptote von a = 40, einer Verschiebung der Funktion auf der Temperaturachse von b = 50.000 und einer Wachstumskonstante von c = −0,025 lässt sich der Verlauf des Aufschäumfaktors α im angegebenen Temperaturbereich der DSB-Temperatur in guter Näherung beschreiben. Die Reduktion der aufgeschäumten Schichtdicke nach Erreichen der maximalen Schichtdicke wird mit folgendem Polynomansatz beschrieben:

$$\alpha_{DSB}(\theta) = \sum_{i=0}^{6} a_i \cdot \theta^i \qquad (\text{für } 530\,^{\circ}\text{C} < \theta \leq 1000\,^{\circ}\text{C}) \tag{6.9}$$

mit:

a_0	a_1	a_2	a_3
−166,50	2,616	−0,010404	$1{,}9196394 \cdot 10^{-5}$

a_4	a_5	a_6
$-1{,}84511 \cdot 10^{-8}$	$8{,}99767 \cdot 10^{-12}$	$-1{,}76382 \cdot 10^{-15}$

Der gesamte Verlauf des Aufschäumfaktors α wird durch die mathematische Formulierung in guter Übereinstimmung beschrieben. Der maximale Funktionswert wird mit ca. 37 vorgegeben, während die verbleibende Schichtdicke nach der Pyrolyse der organischen Bestandteile des DSB das ca. 25-fache der Trockenschichtdicke beträgt. Insgesamt weist der approximierte Verlauf ein Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 98{,}6\,\%$ auf.

Ferner ist zu beachten, dass der gemittelte Aufschäumfaktor α aus den Kleinversuchen aus Abschnitt 5.3 nur bis zu einer DSB-Temperatur von ca. 930 °C angegeben ist. Diese Temperatur kennzeichnet die maximale DSB-Temperatur nach ETK-Beanspruchung bis 60 min. Da angestrebt wird, die Materialkennwerte bis zu einer

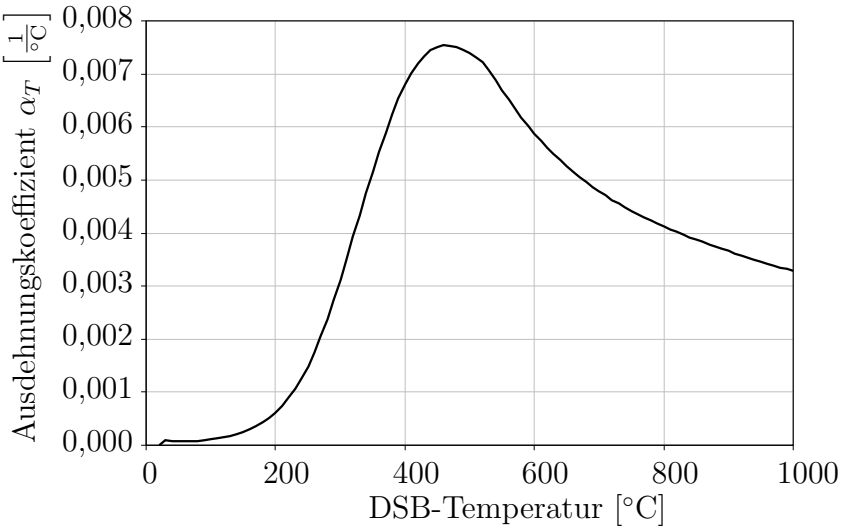


Abbildung 6.4: Gemittelter thermischer Ausdehnungskoeffizient von DSB in Abhängigkeit der Materialtemperatur

DSB-Temperatur von 1000 °C zu definieren und ab ca. 800 °C in keinem Versuch eine signifikante Änderung der aufgeschäumten Schichtdicke mehr zu verzeichnen war, wird ein konstanter Verlauf des Aufschäumfaktors nach der Überschreitung der Materialtemperatur von 930 °C angenommen.
Mit der Formulierung des Aufschäumfaktors wird die aufgeschäumte Schichtdicke in der numerischen Simulation in Abhängigkeit der DSB-Temperatur explizit vorgegeben und das aktuelle Volumen des DSB zum jeweiligen Zeitpunkt dargestellt. Für die numerische Umsetzung ist diese Funktion in Abaqus [1] als thermischer Ausdehnungskoeffizient α_T anzugeben. Dieser lässt sich unmittelbar mit Gleichung (6.5) aus dem Verlauf des Aufschäumfaktors α bestimmen. Dabei wird stets von einer Bezugstemperatur von 20 °C ausgegangen. Der ermittelte Verlauf des thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_T ist in Abbildung 6.4 dargestellt.

6.3.3 Spezifische Wärmekapazität und Materialdichte

Bei der Formulierung der Materialkennwerte für die spezifische Wärmekapazität c_p und Materialdichte ρ von DSB ist zu beachten, dass diese Größen in der Fourier-Gleichung stets als Produkt $c_p \cdot \rho$ auftreten und in ihrer Gesamtheit die Wärmespeicherkapazität C kennzeichnen. Für die Bewertung der „Wärmespeicherfähigkeit“ von DSB sind demnach beide Größen zu betrachten.

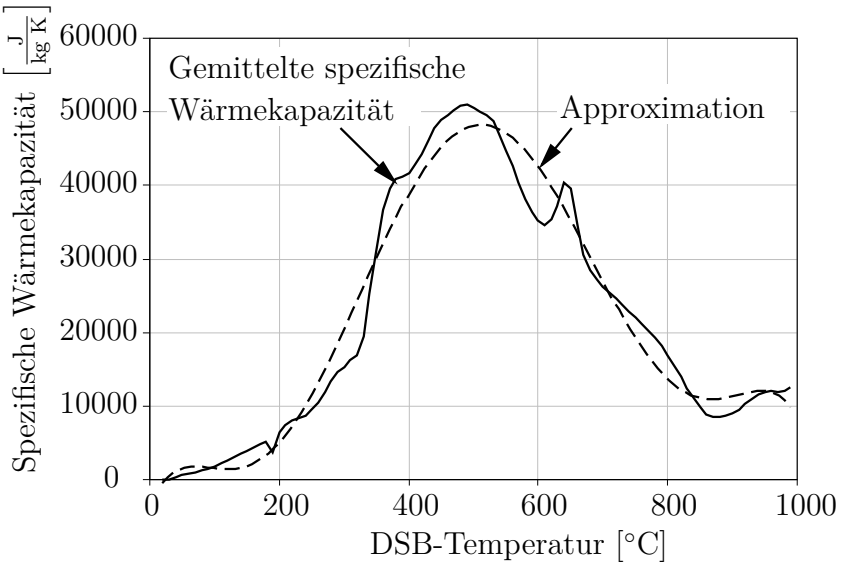


Abbildung 6.5: Spezifische Wärmekapazität und Approximation in Abhängigkeit der DSB-Temperatur

Die spezifische Wärmekapazität c_p wird unmittelbar aus den durchgeführten DSC-Analysen aus Abschnitt 5.2 ermittelt. Dazu wird aus den gemessenen DSC-Signalen zunächst ein gemittelter Verlauf bestimmt und mit Gleichung (5.5) auf Seite 93 unter Berücksichtigung einer Aufheizgeschwindigkeit von $\upsilon = 10\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ ein temperaturabhängiger Verlauf für die spezifische Wärmekapazität ermittelt (vgl. Abbildung 6.5). Der Verlauf der spezifischen Wärmekapazität ist dabei durch prägende Diskontinuitäten, die auf Reaktionen des DSB hindeuten, gekennzeichnet. Zur Approximation dieses Verlaufs in der numerischen Simulation wird dabei folgender Polynomansatz verwendet:

$$c_{p,DSB}(\theta) = \sum_{i=0}^{6} a_i \cdot \theta^i \qquad (\text{für } 20\,^{\circ}\mathrm{C} \leq \theta_{\mathrm{DSB}} \leq 1000\,^{\circ}\mathrm{C}) \qquad (6.10)$$

mit:

a_0	a_1	a_2	a_3
$-3568{,}248$	$205{,}502$	$-2{,}761843$	$1{,}511146 \cdot 10^{-2}$

a_4	a_5	a_6
$-3{,}235225 \cdot 10^{-5}$	$2{,}963142 \cdot 10^{-8}$	$-9{,}822299 \cdot 10^{-12}$

Mit diesem Polynomansatz lässt sich die spezifische Wärmekapazität in guter Übereinstimmung mit dem gemittelten Verlauf aus den DSC-Messungen beschreiben.

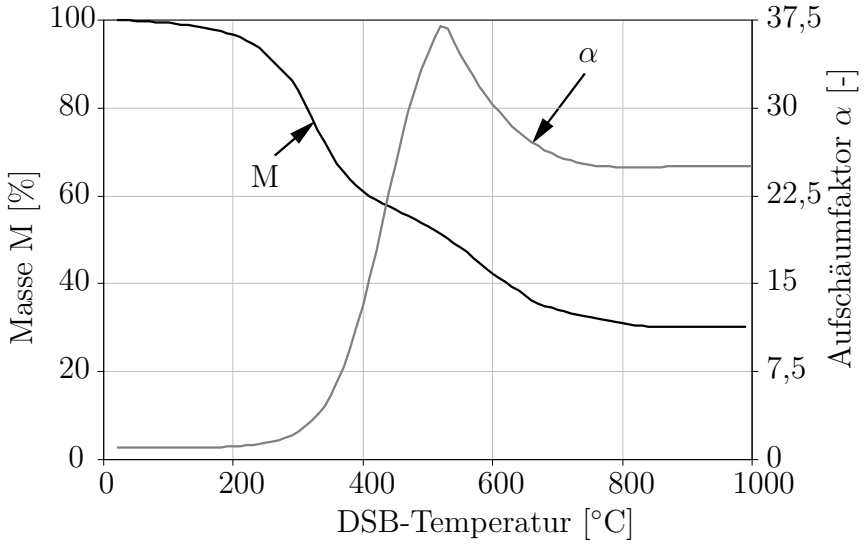


Abbildung 6.6: Verlauf der Masse bzw. des Aufschäumfaktors (Volumenänderung) des DSB in Abhängigkeit der Temperatur

Der gemessene Verlauf wird dabei mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 96{,}6\,\%$ dargestellt.

Zur Ableitung einer temperaturabhängigen Materialdichte von DSB wird zunächst auf Grundlage der Messungen zur Materialdichte bei Raumtemperaturbedingungen aus Abschnitt 5.2 ein Mittelwert $\rho(20) = 1400\,\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{m}^3}$ bestimmt.

Die fortlaufende temperaturabhängige Änderung der Materialdichte wird dabei durch die Massenänderung ΔM und die Volumenänderung ΔV des DSB berücksichtigt. Die Massenänderung des DSB lässt sich direkt aus den in Abschnitt 5.2 durchgeführten TG-Messungen in Abhängigkeit der DSB-Temperatur bestimmen (vgl. Abbildung 6.6). Es ist erkennbar, dass ein DSB unter Einfluss hoher Temperaturen im Mittel ca. 70 % seiner anfänglichen Masse verliert. Darüber hinaus ist in Abbildung 6.6 die formulierte Funktion für den Verlauf des Aufschäumfaktors aus Abschnitt 6.3.2 dargestellt. Dieser ist gleichbedeutend mit der Volumenänderung des DSB in Abhängigkeit der Temperatur. Unter Berücksichtigung der Massen- und Volumenänderung lässt sich mit folgendem Zusammenhang ein temperaturabhängiger Verlauf für die Materialdichte $\rho(\theta)$ von DSB angeben:

$$\rho(\theta) = \rho(20) \cdot \frac{\Delta M}{\Delta V} \tag{6.11}$$

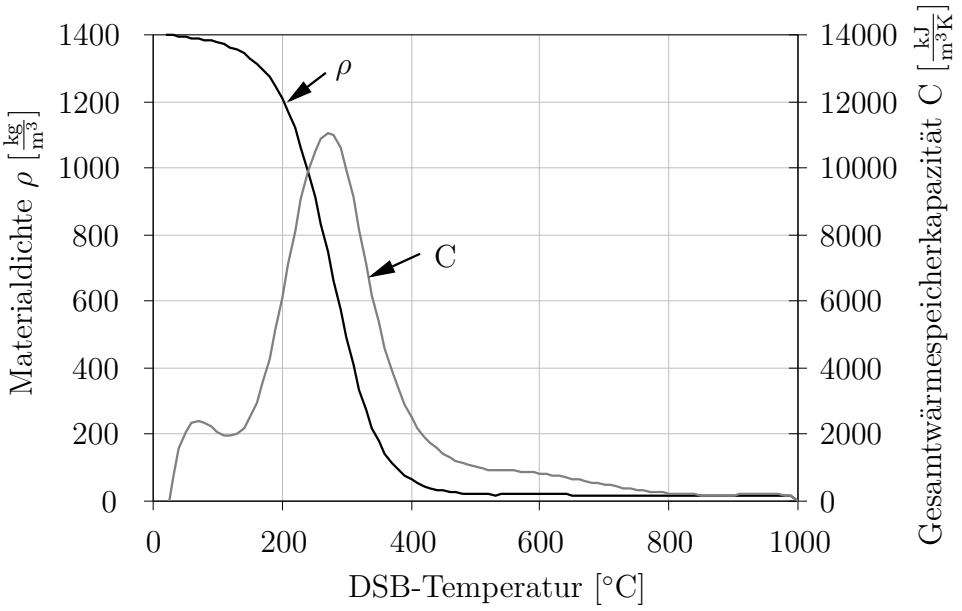


Abbildung 6.7: Materialdichte und Gesamtwärmespeicherkapazität von DSB in Abhängigkeit der Temperatur

mit:	$\rho(\theta)$	Temperaturabhängige Materialdichte
	$\rho(20)$	Materialdichte bei Raumtemperatur (20 °C)
	ΔM	Temperaturabhängige Funktion der Massenänderung des DSB
	ΔV	Temperaturabhängige Funktion der Volumenänderung des DSB

Die grafische Auswertung von Gleichung (6.11) ist in Abbildung 6.7 dargestellt. In der Entwicklung der temperaturabhängigen Materialdichte von DSB ist dabei erkennbar, dass sich aufgrund des starken Massenverlustes und der hohen Volumenzunahme des DSB bei hohen Temperaturen die anfängliche Materialdichte von 1400 $\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ bereits bei einer DSB-Temperatur von ca. 200 °C merklich reduziert. Bei einer DSB-Temperatur von ca. 500 °C weist die Materialdichte von DSB lediglich noch ca. 15 $\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ auf. Zusätzlich ist in Abbildung 6.7 der Verlauf der Wärmespeicherkapazität C dargestellt. Diese ist im Temperaturbereich von $250 - 300$ °C am stärksten ausgeprägt, obwohl die Materialdichte des DSB in diesem Bereich bereits merklich reduziert ist. Liegen niedrigere DSB-Temperaturen vor, so ist die Materialdichte zwar nicht signifikant von der Massen- bzw. Volumenänderung beeinflusst, jedoch ist in diesem Bereich eine geringe spezifische Wärmekapazität des DSB zu verzeichnen. Demgegenüber erreicht die spezifische Wärmekapazität bei ca. 500 °C ihr Maximum, während die Materialdichte des DSB bei dieser Temperatur bereits so stark reduziert ist, dass sich keine signifikante Gesamtwärmekapazität mehr ausbilden kann.

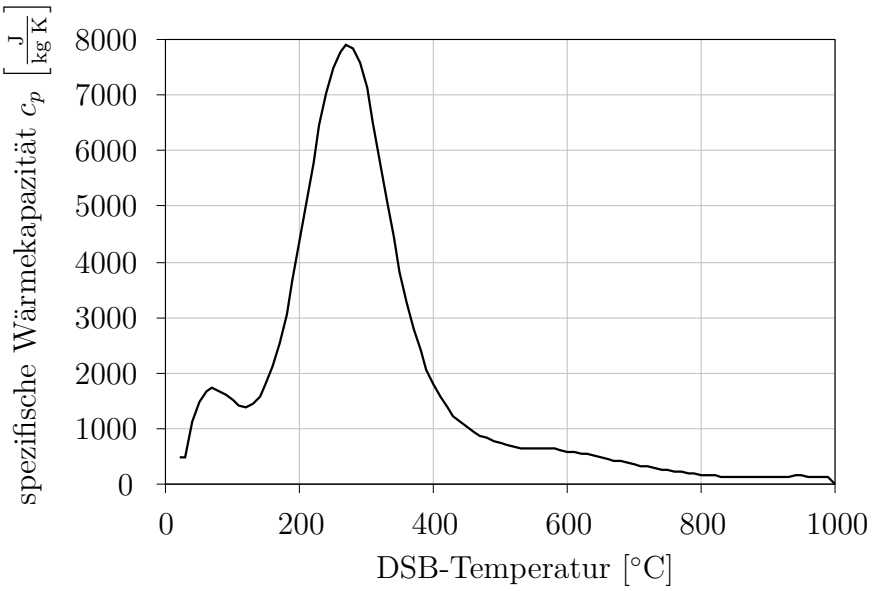


Abbildung 6.8: Spezifische Wärmekapazität des DSB unter Berücksichtigung einer temperaturunabhängigen Materialdichte von 1400 $\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{m}^3}$ sowie der Massen- und Volumenänderung

Die Eingabe einer temperaturabhängigen spezifischen Wärmekapazität $c_p(\theta)$ und Materialdichte $\rho(\theta)$ ist in Abaqus [1] direkt umsetzbar. Dennoch wird die Gesamtwärmespeicherkapazität von DSB zur einfacheren Handhabung mit einer temperaturunabhängigen Materialdichte des DSB von 1400 $\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{m}^3}$ und einem entsprechenden temperaturabhängen Verlauf für die spezifische Wärmekapazität dargestellt (vgl. Abbildung 6.8). Dabei wird der Verlauf der spezifischen Wärmekapazität so bestimmt, dass sich im Produkt mit der konstanten Materialdichte von 1400 $\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{m}^3}$ wiederum die Wärmespeicherkapazität nach Abbildung 6.7 ergibt. In der Definition in Abbildung 6.8 sind also bereits die Einflüsse der Massen- und Volumenänderung des DSB, die Einfluss auf die Materialdichte des DSB nehmen, berücksichtigt.
Die Materialkennwerte des DSB sind nach den Ausführungen aus Kapitel 3 mit Bezug auf die Momentankonfiguration zu definieren. Da die spezifische Wärmekapazität ein Maß kennzeichnet, das unabhängig von einer geometrischen Größe wie z. B. der Volumenänderung ist, ist diese Größe demnach unabhängig von der Bezugskonfiguration zutreffend definiert.
Demgegenüber ist die Materialdichte stark abhängig von der Volumenänderung des DSB. Die Definition der Materialdichte in Bezug auf die Momentankonfiguration ist daher unerlässlich. In der Entwicklung der temperaturabhängigen Materialdichte des DSB mit Gleichung (6.11) wird die Volumenänderung des DSB bereits erfasst.

Somit ist der Bezug zur Momentankonfiguration bereits hergestellt. Der Bezug der Materialdichte zu dieser Konfiguration ist durch die Umrechnung der Massen- bzw. Volumenänderung auf die spezifische Wärmekapazität bereits im Verlauf aus Abbildung 6.8 implizit enthalten.
Darüber hinaus ist bei der numerischen Lösung der Fourier'schen Differentialgleichung der Wärmeleitung aufgrund der starken Volumenänderung von DSB die Volumenänderungsarbeit zu berücksichtigen (vgl. Abschnitt 3.4). Der zusätzliche Ausdruck $-p \cdot \frac{1}{\partial t}$ wird in Abaqus [1] als innere Wärmequelle abgebildet und über die anwenderspezifische Schnittstelle (engl. *User Subroutine*) *Hetval* in das Modell implementiert. Dabei wird angenommen, dass die Volumenänderungsarbeit ausschließlich während des Aufschäumens des DSB erfolgt. Der Ausdruck $-p \cdot \frac{1}{\partial t}$ wird also ausschließlich in diesem Bereich berücksichtigt. Dabei wird davon ausgegangen, dass $-p \cdot \frac{1}{\partial t} \approx -p \cdot \frac{1}{t}$ ist, wobei t das berechnete Zeitinkrement in Abaqus [1] darstellt. Zudem wird unterstellt, dass im gesamten DSB während des Aufschäumvorgangs stets der Luftdruck p der Atmosphäre ($101.325\,\frac{\mathrm{N}}{\mathrm{m}^2}$) herrscht. Für eine bessere numerische Stabilität der Berechnung wird von einer sprunghaften Darstellung des Drucks im DSB abgesehen und eine lineare Zu- bzw. Abnahme im Temperaturbereich $\Delta\theta$, der den Bereich des Aufschäumens des DSB charakterisiert, nach Abbildung 6.9 implementiert. Die Größe des Zeitinkrements t wird in Abaqus [1] rechenintern berechnet und bedarf keiner expliziten Vorgabe. Der Einfluss der Volumenänderungsarbeit auf die Temperaturentwicklung wird in Abschnitt 6.4.6 aufgezeigt. Dabei werden ferner Sensitivitätsstudien hinsichtlich des Temperaturbereiches des Aufschäumens und der linearen Zu- bzw. Abnahme des atmosphärischen Druckes durchgeführt.
Im Vorgriff sei an dieser Stelle bereits erwähnt, dass die Volumenänderungsarbeit keinen signifikanten Einfluss auf die Temperaturentwicklung im Stahlbauteil hat und daher im weiteren Verlauf der numerischen Untersuchungen keine Berücksichtigung findet.

6.3.4 Wärmeleitfähigkeit

Für die Ausbildung der thermischen Schutzwirkung von DSB ist die Entwicklung von Poren und Gaseinschlüssen während des Aufschäumens essentiell. Die Ableitung der Wärmeleitfähigkeit von DSB ist daher zur numerischen Simulation des Erwärmungsverhaltens von zentraler Bedeutung. Bei der Formulierung der Wärmeleitfähigkeit von DSB ist die fortlaufende Änderung der Gestalt der Schaumstruktur des DSB

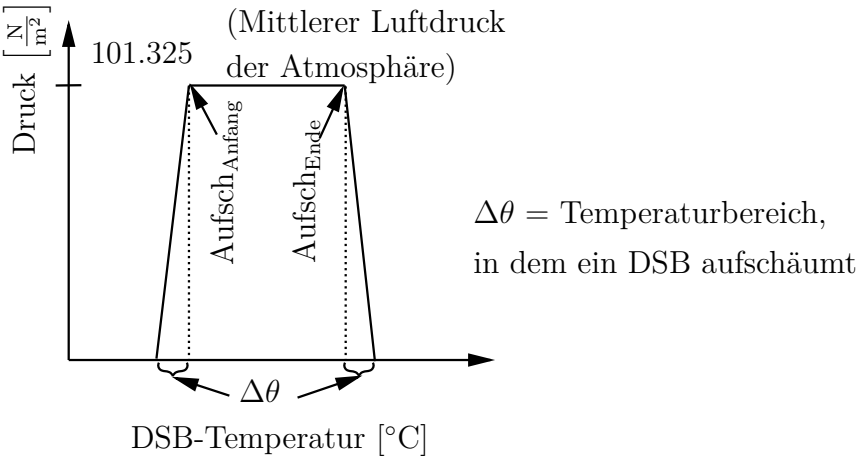


Abbildung 6.9: Entwicklung des Drucks zur Implementierung in der User Subroutine *Hetval*

eine besondere Herausforderung. So ist im unreagierten Zustand (Ausgangszustand) zunächst von einem zusammenhängenden Gefüge auszugehen, das während des Aufschäumens die Gestalt einer porösen Schaumschicht annimmt. Dabei ist anzunehmen, dass die Wärmeübertragung innerhalb des DSB vorrangig durch Wärmeleitung erfolgt und speziell in der aufgeschäumten Konfiguration Anteile aus Wärmeleitung des Mediums innerhalb der Poren bzw. Gaseinschlüsse sowie aus Wärmestrahlung innerhalb der Poren und Gaseinschlüsse hinzukommen. Die Wärmeübertragung durch Konvektion wird dabei vernachlässigt, da nach den Untersuchungen aus Abschnitt 5.4 davon auszugehen ist, dass sich im DSB lediglich Poren und Gaseinschlüsse geringer Größe ausbilden. In Konsequenz ist anzunehmen, dass keine signifikanten Luft- und Gasbewegungen in den Poren und Gaseinschlüssen vorliegen, wonach die Wärmeübertragung durch Konvektion von untergeordneter Bedeutung ist.
Bei der Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit des DSB wird deshalb unterstellt, dass sich die Wärmeübertragung in einem DSB aus Anteilen des Grundmaterials, der Wärmeleitfähigkeit des Mediums innerhalb der Poren bzw. der Gaseinschlüsse sowie aus der Wärmestrahlung innerhalb der Poren und Gaseinschlüsse zusammensetzt. Aus diesen Überlegungen lässt sich eine äquivalente Wärmeleitfähigkeit von DSB formulieren:

$$\lambda_{äq}(\theta) = \lambda_{P+G} + \lambda_{DSB} + \lambda_{Strahlung} \tag{6.12}$$

mit:	$\lambda_{äq}(\theta)$	Äquivalente Wärmeleitfähigkeit des DSB
	λ_{P+G}	Wärmeleitfähigkeit des Mediums innerhalb der Poren und Gaseinschlüsse
	λ_{DSB}	Wärmeleitfähigkeit des Grundmaterials von DSB
	$\lambda_{Strahlung}$	Wärmeübertragung durch Wärmestrahlung innerhalb der Poren und Gaseinschlüsse

Die Anteile der Wärmeleitfähigkeit des Mediums innerhalb der Poren bzw. Gaseinschlüsse und der Wärmeleitfähigkeit des Grundmaterials lassen sich entsprechend des Anteils der Poren und der Gaseinschlüsse am Gesamtvolumen des DSB zum jeweiligen Aufschäumfortschritt darstellen. Dieses Verhältnis wird durch die Porosität ψ gekennzeichnet. In Abhängigkeit dieser Größe lassen sich die Anteile der Wärmeleitfähigkeiten mit einem Ansatz nach di Blasi [25] wichten:

$$\lambda_{P+G} + \lambda_{DSB} \Rightarrow \psi \cdot \lambda_{P+G} + (1 - \psi) \cdot \lambda_{DSB} \tag{6.13}$$

Die Wärmeübertragung durch Wärmestrahlung lässt sich auf Grundlage von Gleichung (3.27) auf Seite 58 entwickeln. Unter der Annahme, dass die Temperatur innerhalb der Poren und Gaseinschlüsse nahezu homogen ist und als mittlere Porentemperatur $\theta_1 = \theta_2 = \theta_\mathrm{M}$ darstellbar ist, lässt sich folgende Formulierung angeben:

$$\dot{q}_{12} = \underbrace{\Phi \cdot \epsilon_{Ges} \cdot \sigma \cdot 4 \cdot \theta_M^3 \cdot \mathrm{d}x}_{\lambda_{Strahlung}} \cdot \frac{\mathrm{d}\theta}{\mathrm{d}x} \tag{6.14}$$

Darin kennzeichnet $\mathrm{d}x$ einen mittleren, äquivalenten Porendurchmesser. Ferner wird angenommen, dass innerhalb der Poren bzw. Gaseinschlüsse stets die gesamte Wärmestrahlung in vollem Umfang übertragen wird, woraus sich eine Einstrahlzahl von $\Phi = 1{,}0$ ergibt. Zudem wird davon ausgegangen, dass die Wandungen der Poren und Gaseinschlüsse die gesamte auftreffende Wärmestrahlung absorbieren bzw. emittieren, wonach ein Gesamtemissionsgrad von ϵ_{Ges}= 1,0 angenommen wird:

$$\lambda_{Strahlung} = 4 \cdot \sigma \cdot \theta_\mathrm{M}^3 \cdot \mathrm{d}x \tag{6.15}$$

Die Wärmeübertragung durch Wärmestrahlung innerhalb der Poren und Gaseinschlüsse tritt erst mit der Entwicklung der Schaumschicht des DSB auf und wird daher an die Porosität ψ gebunden. Die äquivalente Wärmeleitfähigkeit von DSB

lässt sich somit mit folgender Formulierung beschreiben:

$$\lambda_{äq}(\theta) = \psi \cdot (\lambda_{P+G} + 4 \cdot \sigma \cdot \theta_M^3 \cdot \mathrm{d}x) + (1 - \psi) \cdot \lambda_{DSB} \tag{6.16}$$

Es wird deutlich, dass die Porosität ψ eine bestimmende Größe bei der Definition der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit von DSB darstellt. Darüber hinaus ist die Kenntnis des Durchmessers der Poren bzw. der Gaseinschlüsse sowie des Mediums innerhalb der Poren und die Wärmeleitfähigkeit des DSB im unaufgeschäumten Zustand erforderlich. Eine vergleichbare Formulierung ist auch in Sothmann [76] enthalten.
Zur Ermittlung der Porosität wird der Anteil der Poren und Gaseinschlüsse V_{P+G} ins Verhältnis zum Gesamtvolumen $V_{DSB,Gesamt}$ gesetzt. Mit dem Aufschäumfaktor α lässt sich unter Berücksichtigung des anfänglichen Volumens des DSB folgende Beziehung entwickeln:

$$\begin{aligned} \psi(\theta) &= \frac{V_{P+G}}{V_{DSB,Gesamt}} = \frac{\alpha \cdot V_{DSB,Trocken} - V_{DSB,Trocken}}{\alpha \cdot V_{DSB,Trocken}} \\ &= \frac{V_{DSB,Trocken} \cdot (\alpha - 1)}{V_{DSB,Trocken} \cdot \alpha} = \frac{\alpha - 1}{\alpha} \end{aligned} \tag{6.17}$$

Die Porosität ψ ist demnach ausschließlich vom Aufschäumfaktor α abhängig. Somit ist die Porosität in Gleichung (6.17) unmittelbar aus dem Verlauf des Aufschäumfaktors aus Abschnitt 6.3.2 in Abhängigkeit der DSB-Temperatur darstellbar (vgl. Abbildung 6.10). Der Verlauf der Porosität weist im Gegensatz zur Aufschäumfunktion einen anfänglichen Funktionswert von Null auf. Dies charakterisiert, dass in diesem Stadium noch keine Poren bzw. Gaseinschlüsse im DSB ausgebildet sind. Ferner ist die Porositätsfunktion von einer ausgeprägten Steigung gekennzeichnet, die mit dem Verlauf des Aufschäumfaktors vergleichbar ist. Dabei ist der Anstieg der Porositätsfunktion im Gegensatz zum Aufschäumverlauf bereits bei einer DSB-Temperatur von ca. 150 °C zu verzeichnen. Dies liegt darin begründet, dass der Aufschäumfaktor das Gesamtvolumen charakterisiert und die Porosität den Anteil der Poren und Gaseinschlüsse zum Gesamtvolumen beschreibt. So resultiert bereits eine unwesentliche Zunahme des Aufschäumfaktors, z. B. auf den Funktionswert von zwei, in einer Porosität von $\psi = \frac{2-1}{2} = 0{,}50$. Die Verdoppelung des Gesamtvolumens resultiert demnach also bereits in einem Porenanteil von 50 %. Der maximale Funktionswert der Porosität wird mit dem maximalen Aufschäumfaktor bei ca. 530 °C erreicht und beträgt $\psi = \frac{37-1}{37} = 0{,}973$. Die Reduktion der aufgeschäumten Schichtdicke im

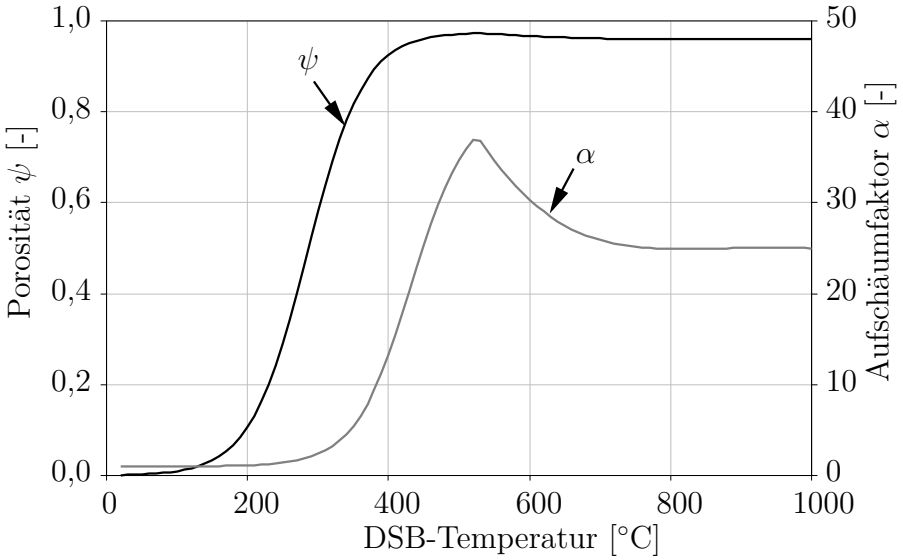


Abbildung 6.10: Verlauf der Porosität bzw. des Aufschäumfaktors eines DSB in Abhängigkeit der Temperatur

Aufschäumverlauf ist im Verlauf der Porosität kaum wahrnehmbar, was der Charakteristik von Gleichung (6.17) zuzuschreiben ist. Der Verlauf der Porosität bleibt somit durch die Reduktion der aufgeschäumten Schichtdicke nahezu unbeeinflusst. Hinsichtlich der Bestimmung des Porendurchmessers wird zunächst aus den Untersuchungen aus Abschnitt 5.4 deutlich, dass die Porengrößen über die Schichtdicke des DSB stets gleichmäßig verteilt sind und im maximal aufgeschäumten Zustand im Mittel eine Größe von ca. 0,0343 mm aufweisen. Demgegenüber beträgt die mittlere Größe des äquivalenten Porendurchmessers unregelmäßig angeordneter Gaseinschlüsse im DSB in diesem Zustand ca. 1,515 mm, wobei diese ca. 34,6 % des Gesamtvolumens darstellen. Daraus ergibt sich ein gewichteter mittlerer äquivalenter Porendurchmesser von 0,54 mm. Da diese Vorgehensweise jedoch die Annahme impliziert, dass Poren und Gaseinschlüsse hinsichtlich der Wärmeleitfähigkeit die gleichen Eigenschaften aufweisen, wird von dieser Formulierung abgesehen. Da vielmehr davon ausgegangen wird, dass die Gaseinschlüsse eine geringere thermische Schutzwirkung aufweisen als die Poren, wird ein mittlerer äquivalenter Porendurchmesser von 1,20 mm im maximal aufgeschäumten Zustand angesetzt. Ferner wird unterstellt, dass sich diese Porengröße während des Aufschäumens sukzessive entwickelt und mit dem Verlauf der Porosität korreliert. Darüber hinaus geht aus den Untersuchungen aus Abschnitt 5.4 hervor, dass sich der Porendurchmesser durch die Schrumpfungsprozesse nicht signifikant ändert. Dennoch wird darin gezeigt, dass die Porenwandungen bei sehr hohen Tempe-

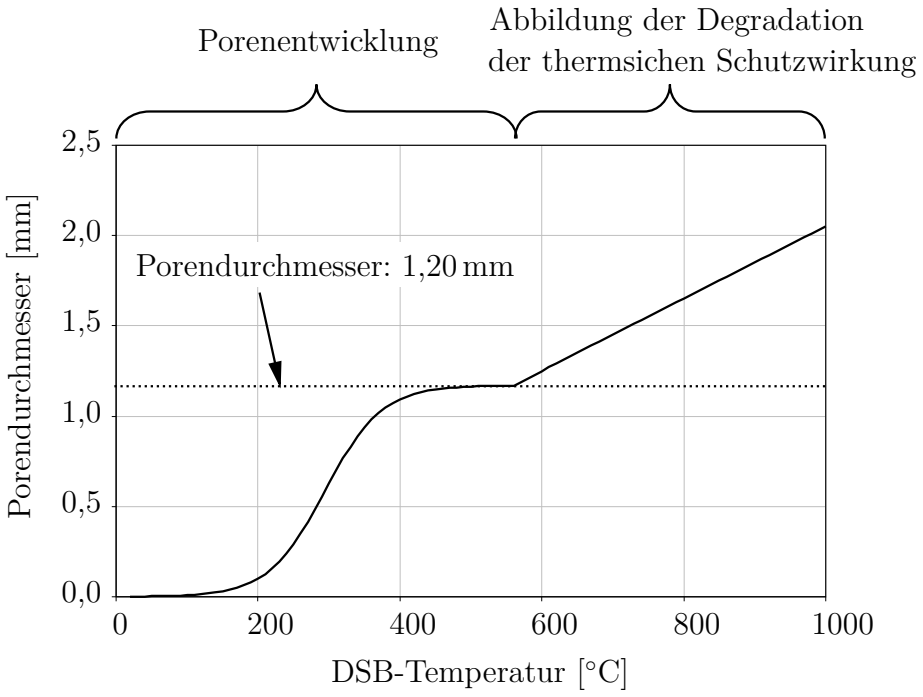


Abbildung 6.11: Mittlerer Porendurchmesser von DSB in Abhängigkeit der Temperatur

raturen verbrennen und die Schaumschicht zunehmend offenporiger wird. Als Folge der Pyrolyse der Porenwandungen wird die aufgeschäumte Schaumschicht für den auftreffenden Wärmestrom zunehmend durchlässiger, was sich in einer Degradation der thermischen Schutzwirkung äußert. Zur Berücksichtigung der Degradation der thermischen Schutzwirkung wird eine fiktive Vergrößerung des Porendurchmessers von 1,20 mm ab 550 °C auf 2,0 mm bei 1000 °C angenommen (vgl. Abbildung 6.11). Die Affinität im Verlauf der Porenentwicklung zum Verlauf der Porosität bis zu einer Temperatur von 550 °C ist dabei klar erkennbar.

Als Medium innerhalb der Poren bzw. der Gaseinschlüsse wird ein Gas-Luft-Gemisch unterstellt. Dabei wird im Rahmen dieser Untersuchungen davon ausgegangen, dass die Wärmeleitfähigkeit der Luft dieses Gas-Luft-Gemisch in guter Näherung repräsentiert. Die Wärmeleitfähigkeit der Luft wird dabei nach Angaben aus Kabelac [48] gewählt.

Abschließend ist zur vollständigen Beschreibung der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit von DSB nach Gleichung (6.16) die Kenntnis der Wärmeleitfähigkeit des Grundmaterials des DSB, d. h. im unreagierten Zustand erforderlich. Diese wird in Abschnitt 5.5 zu 0,43 $\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m \cdot K}}$ ermittelt. Auf Grundlage dieser Untersuchungen wird die Wärmeleitfä-

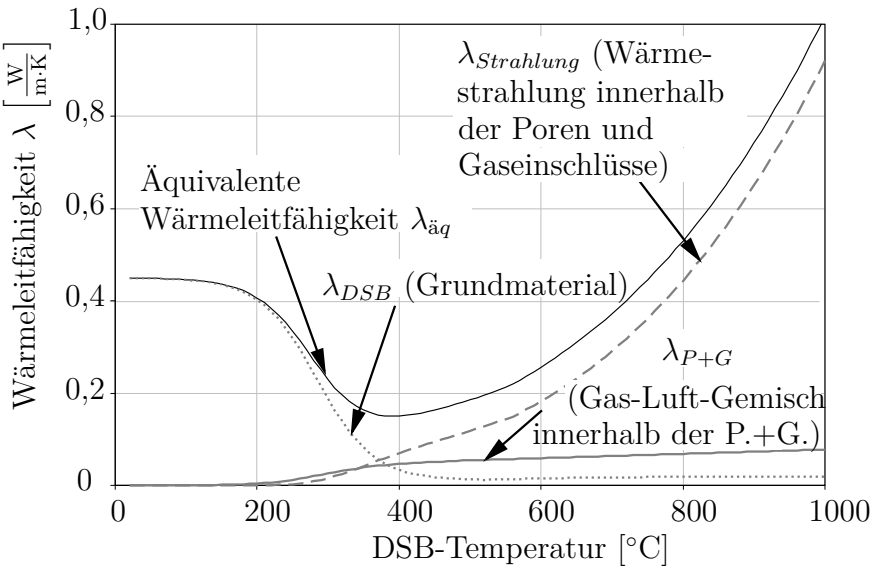


Abbildung 6.12: Entwicklung der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit von DSB in Abhängigkeit der Temperatur sowie Darstellung der einzelnen Komponenten

higkeit des Grundmaterials des DSB zur numerischen Simulation vereinfachend zu $0{,}45\,\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m\cdot K}}$ angesetzt.

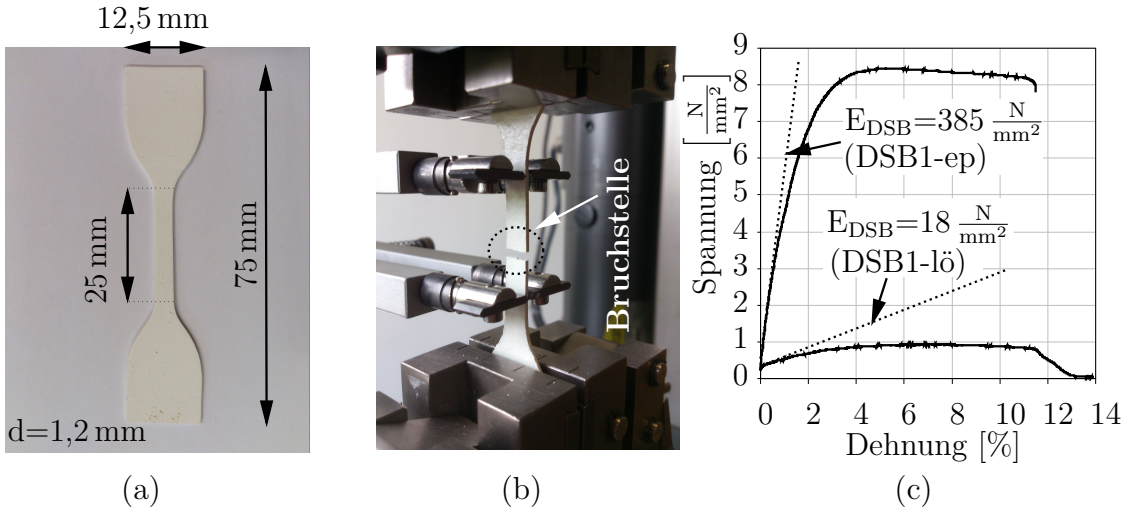
Auf Basis dieser Ausführungen lässt sich nun eine äquivalente Wärmeleitfähigkeit von DSB in Abhängigkeit der Temperatur ermitteln (vgl. Abbildung 6.12). Darin sind zusätzlich die Anteile aus Wärmeleitung des Gas-Luft-Gemisches innerhalb der Poren bzw. Gaseinschlüsse, der Wärmeleitung des Grundmaterials und der Wärmeübertragung infolge Wärmestrahlung innerhalb der Poren und Gaseinschlüsse zur Veranschaulichung eingetragen.

Bis zum Beginn des Aufschäumvorgangs bleibt die äquivalente Wärmeleitfähigkeit des DSB nahezu unverändert. Durch das Aufschäumen reduziert sich die Wärmeleitfähigkeit ab ca. 250 °C merklich und erreicht bei ca. 400 °C ihren minimalen Funktionswert von ca. $0{,}15\,\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m\cdot K}}$. Mit zunehmender DSB-Temperatur erhöht sich die Wärmeleitfähigkeit deutlich, was der Degradation der thermischen Schutzwirkung geschuldet ist. Zudem ist ersichtlich, dass die äquivalente Wärmeleitfähigkeit im Bereich niedriger Temperaturen besonders durch die Wärmeleitfähigkeit des Grundmaterials des DSB charakterisiert wird. Im Bereich hoher Temperaturen ist hingegen die Wärmeübertragung infolge Wärmestrahlung bestimmend für die äquivalente Wärmeleitfähigkeit des DSB. Die Wärmeleitfähigkeit des Gas-Luft-Gemisches innerhalb der Poren und Gaseinschlüsse leistet im gesamten Temperaturbereich eher einen

geringen Beitrag.
Die Ermittlung der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit basiert im Wesentlichen auf der Porosität des DSB. Da die Porosität unmittelbar aus dem Aufschäumfaktor α für das jeweils aktuelle Volumen bestimmt wird, ist die Volumenänderung des DSB in dieser Definition bereits implizit enthalten. Mit der Formulierung der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit nach Gleichung (6.16) ist diese also bereits mit Bezug auf die Momentankonfiguration definiert.

6.3.5 E-Modul

Zur expliziten Berücksichtigung des Aufschäumvorgangs von DSB in der numerischen Simulation ist nach den Ausführungen in Abschnitt 6.2 zur vollständigen Beschreibung der mechanischen Tangente die Formulierung eines E-Moduls erforderlich. Dabei ist bereits anschaulich klar, dass ein DSB im Vergleich zu Stahl eine sehr geringe Steifigkeit bzw. Festigkeit aufweist. Aus den Erfahrungen der experimentellen Untersuchungen aus Kapitel 5 erhöht sich der Steifigkeits- bzw. Festigkeitsunterschied zu Stahl mit steigenden Temperaturen. Zusätzlich weist die aufgeschäumte Schaumschicht bei hohen Temperaturen tendenziell ein sehr sprödes Verhalten auf. Um die Größenordnung des E-Moduls von DSB abschätzen zu können, wurden exemplarisch zwei Zugversuche nach DIN EN 527-2 [98] bei Raumtemperatur durchgeführt. Dabei wurden die Beschichtungen DSB1-lö und DSB1-ep untersucht. Die Versuchsdurchführung erfolgte dabei in der Universalprüfmaschine Z010 der Firma *Zwick*. Die Versuchskörper wurden während des Versuchs weggeregelt mit einer Geschwindigkeit von 1,0 $\frac{\text{mm}}{\text{min}}$ gezogen. Die Geometrie des Versuchskörpers sowie der Versuchsaufbau und die Messergebnisse sind in Abbildung 6.13 dargestellt. Die Versuchskörper wurden dabei in Analogie zu den experimentellen Untersuchungen aus Abschnitt 5.2 aus Trockenmustern ausgestanzt.
In Abbildung 6.13 ist erkennbar, dass die untersuchten Beschichtungen nach Überschreiten des elastischen Bereiches ein ausgeprägt plastisches Materialverhalten aufweisen. Dabei zeigen die untersuchten Beschichtungen ein deutlich abweichendes Spannungs-Dehnungs-Verhalten. Während die Beschichtung DSB1-ep einen vergleichsweise großen E-Modul von 385 $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ und eine vergleichsweise hohe Zugfestigkeit von 8,45 $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ aufweist, erreicht die Beschichtung DSB1-lö lediglich einen E-Modul von 18 $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ und eine Zugfestigkeit von 0,8 $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$. Diese Untersuchungen lassen vermuten, dass der E-Modul und die Zugfestigkeit je nach Beschichtung starken Streuungen



(a) (b) (c)

Abbildung 6.13: Versuch zur Bestimmung des E-Moduls von DSB: (a) Versuchskörper (b) Versuchseinrichtung mit Versuchskörper nach Erreichen der Zugfestigkeit (c) Spannungs-Dehnungs-Beziehung von DSB

unterliegt. Ferner ist zu erwarten, dass die ermittelten Steifigkeiten und Festigkeiten bei hohen Temperaturen deutlich degradieren. Dies belegen auch die Untersuchungen von Bodzay et al. [11]. Daher wird der E-Modul von DSB zur numerischen Simulation sinnvoll abgeschätzt und als unabhängig von der DSB-Temperatur angenommen. Dabei wird der E-Modul nicht willkürlich gewählt, sondern auf Grundlage der Ausführungen aus Abschnitt 6.2 so gewählt, dass die Steifigkeitsunterschiede zwischen DSB und Stahlbauteil einen Faktor von 10^8 nicht überschreiten. Die zu erwartende Genauigkeit der Berechnungsergebnisse bei derartigen Steifigkeitsunterschieden ist akzeptabel. Demgegenüber wird der E-Modul jedoch so gering gewählt, dass dieser einen vernachlässigbaren Einfluss auf das mechanische Tragverhalten eines beschichteten Stahlbauteils haben würde. Im Rahmen dieser Untersuchungen wird auf Grundlage dieser Überlegungen ein E-Modul von 1,0 $\frac{\mathrm{N}}{\mathrm{mm}^2}$ für DSB gewählt. Im Vergleich zu Stahl ergibt sich somit durch die unterschiedlichen Materialien ein Steifigkeitsunterschied von $2{,}1 \cdot 10^6 < 10^8$. Ein zusätzlicher Steifigkeitsunterschied, der durch unterschiedliche Elementgrößen bedingt sein kann, ist somit bis zu einem Faktor von ca. 50 tragbar. Dieser Steifigkeitsunterschied verringert sich allerdings mit zunehmender Temperatur zusehends, da der DSB zum einen aufschäumt und sich somit die Elementgröße des modellierten DSB erhöht. Zum anderen unterliegt der E-Modul von Stahl einer temperaturabhängigen Reduktion.
Ferner ist zu beachten, dass zur Abbildung eines realitätsnahen Aufschäumver-

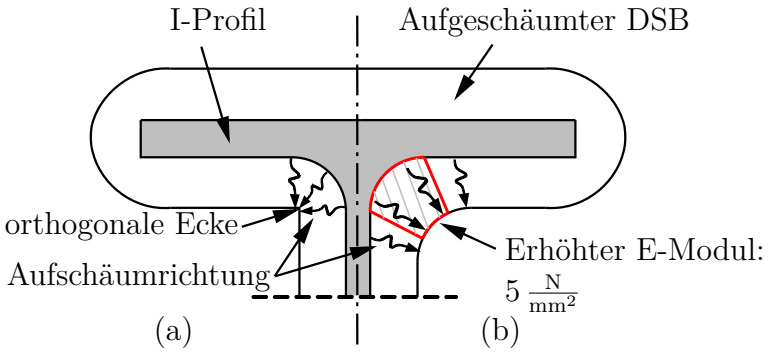


Abbildung 6.14: Aufschäumverhalten des DSB im Bereich des Walzradius in numerischen Simulationen: (a) ohne Berücksichtigung eines erhöhten E-Moduls (b) mit Berücksichtigung eines erhöhten E-Moduls

haltens auf I-Profilen eine erhöhte Steifigkeit (E-Modul = $5\,\frac{\mathrm{N}}{\mathrm{mm}^2}$) im Bereich der Walzausrundung angenommen wird. Bei den experimentellen Untersuchungen in Abschnitt 5.3.5 wird das Aufschäumverhalten von DSB in diesem speziellen Bereich detailliert untersucht. Dabei zeigt sich, dass sich im Bereich der Walzausrundung ein gleichmäßiges formstabiles Schaumgefüge entsprechend der Geometrie des Walzradius ausbildet. Unter Berücksichtigung einer erhöhten Steifigkeit in diesen Bereichen lässt sich in den numerischen Simulationen ein äquivalentes Verhalten des DSB in diesen Bereichen abbilden (vgl. Abbildung 6.14). Wird demgegenüber auf den Ansatz einer erhöhten Steifigkeit verzichtet, zeigt sich in der numerischen Simulation ein abweichendes Aufschäumverhalten in diesem Bereich und es wird im aufgeschäumten Zustand eine nahezu orthogonale Ecke ausgebildet. Zudem können dabei starke Elementverzerrungen auftreten, die die Stabilität der numerischen Simulation negativ beeinflussen.

6.3.6 Erweiterung des Materialmodells zur Anwendbarkeit bei Naturbrandszenarien

Die experimentellen Untersuchungen aus Abschnitt 5.3.4 und Abschnitt 5.5.4 belegen, dass speziell lösemittelhaltige DSB-Beschichtungen bei Temperaturbeanspruchungen mit geringen Aufheizgeschwindigkeiten im Vergleich zu einer ETK-Beanspruchung ein abweichendes Aufschäumverhalten und eine degradierte thermische Schutzwirkung entwickeln. Die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten lösemittelfreien Beschichtungen bilden demgegenüber bei allen untersuchten Temperaturbeanspruchungen

eine vergleichbare aufgeschäumte Schichtdicke und thermische Schutzwirkung aus. Aufgrund dieser Erkenntnisse ist davon auszugehen, dass die zuvor entwickelten Materialkennwerte auch zur numerischen Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSBBS mit lösemittelfreien Beschichtungen bei Naturbrandeinwirkung geeignet sind. Um das abweichende Hochtemperaturverhalten von lösemittelhaltigen Beschichtungen in der Aufheizphase von Naturbrandeinwirkungen zu berücksichtigen, werden in diesem Abschnitt die zuvor formulierten Materialkennwerte erweitert.
Zur Berücksichtigung des abweichenden Aufschäumverhaltens lösemittelhaltiger Beschichtungen wird die User Subroutine *UExpan* in Abaqus [1] implementiert. Darin ist die individuelle Formulierung unterschiedlicher Verläufe für den Aufschäumfaktor α in Abhängigkeit der Aufheizgeschwindigkeit möglich. So wird in der numerischen Simulation letztlich jedem FEM-Element des DSB entsprechend seiner Aufheizgeschwindigkeit in der Berechnung die zugehörige Aufschäumfunktion zugewiesen. Dabei ist jedoch zu beachten, dass der thermische Ausdehnungskoeffizient in der User Subroutine im Gegensatz zur Definition in Gleichung (6.5) auf Seite 218 inkrementell zu formulieren ist:

$$\alpha_{T,wahr,inkr.} = \frac{ln\left(\frac{\alpha_i}{\alpha_{i-1}}\right)}{\theta_i - \theta_{i-1}} = \frac{ln(\alpha_i) - ln(\alpha_{i-1})}{\theta_i - \theta_{i-1}} \tag{6.18}$$

mit:

α_i	Aufschäumfaktor im Inkrement i ($\alpha_i = \frac{d_i}{d_0}$)
α_{i-1}	Aufschäumfaktor im Inkrement $i-1$ ($\alpha_{i-1} = \frac{d_{i-1}}{d_0}$)
d_0	Trockenschichtdicke
d_i	Schichtdicke im Inkrement i (aktuelle Schichtdicke)
d_{i-1}	Schichtdicke im Inkrement $i-1$
θ_i	DSB-Temperatur im Inkrement i (aktuelle DSB-Temperatur)
θ_{i-1}	DSB-Temperatur im Inkrement $i-1$

Mit der Formulierung in Gleichung (6.18) werden die in Abschnitt 5.3.4 ermittelten Aufschäumverläufe jeweils für Temperaturbeanspruchungen mit den Aufheizgeschwindigkeiten 10 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$, 30 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ und 50 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ implementiert. Voraussetzung für diese Vorgehensweise ist dabei, dass die jeweilige Aufheizgeschwindigkeit im Rahmen der Versuche näherungsweise auch im DSB zu verzeichnen ist. Die entsprechend zu den Aufheizgeschwindigkeiten korrelierenden Aufschäumverläufe der lösemittelhaltigen Beschichtungen werden gemittelt und analog zu Abschnitt 6.3.2 mit Gleichung (6.8) bzw. Gleichung (6.9) zur besseren Handhabung approximiert (vgl. Abbildung 6.15). Da der Aufschäumverlauf, der sich bei einer Temperaturbeanspruchung von 50 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$

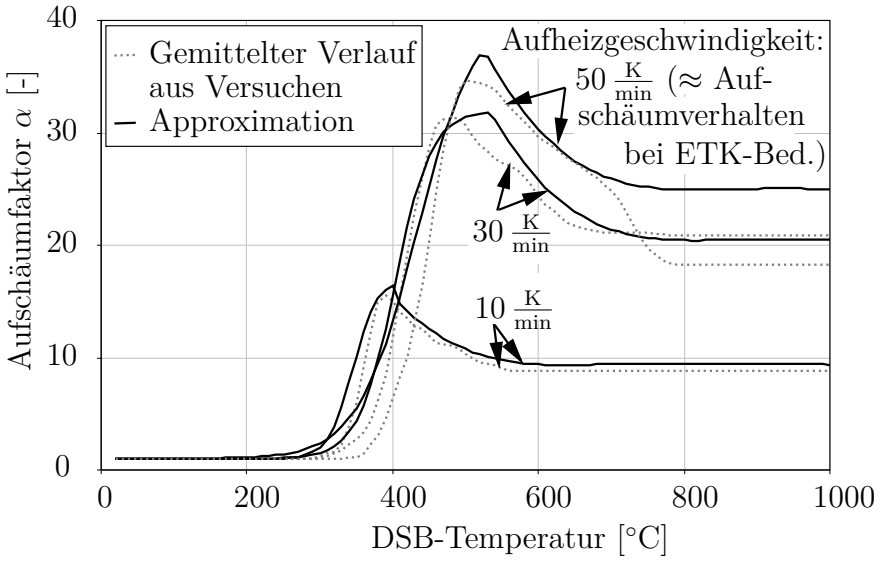


Abbildung 6.15: Gegenüberstellung der gemittelten und approximierten Aufschäumverläufe aus Versuchen bei Temperaturbeanspruchungen mit unterschiedlichen, konstanten Aufheizgeschwindigkeiten

ergibt, sehr ähnlich zum Verlauf bei ETK-Beanspruchung ist, wird dieser vereinfachend mit der bereits in Abschnitt 6.3.2 definierten Approximation angenähert. Die Abweichungen zwischen dem gemessenen Verlauf und der Approximation ab einer DSB-Temperatur von ca. 700 °C werden dabei akzeptiert, um eine vergleichbare Charakteristik der unterschiedlichen Aufschäumverläufe zu wahren, was hinsichtlich der numerischen Stabilität der Berechnung vorteilhaft ist. Der Aufschäumverlauf bei einer Temperaturbeanspruchung mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 30 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ wird demgegenüber unter Verwendung von Gleichung (6.8) im Temperaturbereich $20\,^{\circ}\mathrm{C} \leq \theta_{\mathrm{DSB}} \leq 530\,^{\circ}\mathrm{C}$ mit folgenden Parametern beschrieben:

$$\mathrm{a} = 31 \qquad \mathrm{b} = 10^7 \qquad \mathrm{c} = \text{-}0{,}04$$

Der Aufschäumverlauf im Temperaturbereich von $530\,^{\circ}\mathrm{C} < \theta_{\mathrm{DSB}} \leq 1000\,^{\circ}\mathrm{C}$ wird dabei mit dem in Gleichung (6.9) beschriebenen Polynomansatz und folgenden Parametern beschrieben:

a_0	a_1	a_2	a_3
-171	2,616	$-0{,}010404$	$1{,}9196394 \cdot 10^{-5}$
a_4	a_5	a_6	
$-1{,}84511 \cdot 10^{-8}$	$8{,}99767 \cdot 10^{-12}$	$-1{,}76382 \cdot 10^{-15}$	

Ferner wird der Aufschäumverlauf bei einer Temperaturbeanspruchung mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 10 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ im Temperaturbereich von 20 °C $\leq \theta_{\mathrm{DSB}} \leq$ 410 °C mit den Parametern

$$\mathrm{a} = 16 \qquad \mathrm{b} = 10^9 \qquad \mathrm{c} = \text{-}0{,}06$$

und im Temperaturbereich von 410 °C $< \theta_{\mathrm{DSB}} \leq$ 1000 °C mit den Parametern

a_0	a_1	a_2	a_3
-77	1,3922	$-0{,}006798$	$1{,}551903 \cdot 10^{-5}$

a_4	a_5	a_6
$-1{,}84964 \cdot 10^{-8}$	$1{,}117281 \cdot 10^{-11}$	$-2{,}71287 \cdot 10^{-15}$

beschrieben. Dabei wird auf Grundlage der experimentellen Untersuchungen grundsätzlich angenommen, dass die aufgeschäumte Schichtdicke ab einer DSB-Temperatur von 800 °C konstant verbleibt.
Die jeweilige Funktion des Aufschäumverlaufs wird in der numerischen Simulation entsprechend der vorliegenden Aufheizgeschwindigkeit eines jeden Elements individuell zugewiesen. Dazu wird die Aufheizgeschwindigkeit an jedem Integrationspunkt eines Elements in jedem Zeitinkrement ermittelt und entsprechend der vorliegenden Aufheizgeschwindigkeit die zugehörige Aufschäumfunktion zugewiesen. Zwischenwerte werden dabei linear interpoliert. Sofern die Aufheizgeschwindigkeit während der Berechnung 10 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ unterschreitet, wird stets die definierte Aufschäumfunktion für 10 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ verwendet. Gleiches gilt sinngemäß für eine Überschreitung der Aufheizgeschwindigkeit von 50 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$.
Darüber hinaus ist die Formulierung der spezifischen Wärmekapazität von DSB nach Abschnitt 6.3.3 anzupassen. Diese impliziert bereits die temperaturabhängige Volumenänderung des DSB während des Aufschäumens, die auf Grundlage einer Temperatureinwirkung nach ETK abgeleitet ist. Da der Verlauf der temperaturabhängigen Materialdichte von der Volumenänderung des DSB abhängt, ist diese entsprechend der zugehörigen Aufschäumfunktion individuell anzupassen. Andernfalls würde die Gesamtmasse des DSB, die in der numerischen Simulation durch die Integration der Materialdichte ρ über das Volumen V berücksichtigt wird und mitunter bestimmend für die Wärmespeicherkapazität des DSB ist, fehlerhaft abgebildet werden. Da der temperaturabhängige Verlauf der Materialdichte nach den Ausführungen aus Abschnitt 6.3.3 implizit in der spezifischen Wärmekapazität enthalten ist, wird diese entsprechend der jeweiligen Aufschäumfunktion bzw. Aufheizgeschwindigkeit

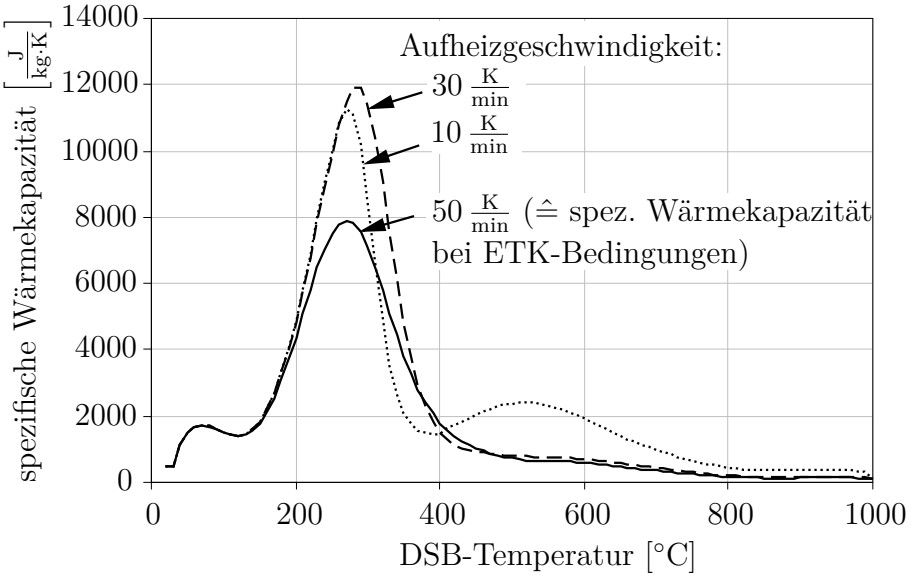


Abbildung 6.16: Vergleich der ermittelten spezifischen Wärmekapazitäten bei Temperaturbeanspruchungen mit unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten

angepasst. Abbildung 6.16 zeigt in diesem Zusammenhang die unterschiedlichen Verläufe mit der Zuordnung zur Aufheizgeschwindigkeit. Die jeweiligen Verläufe der spezifischen Wärmekapazität werden im Rahmen der numerischen Simulation entsprechend der auftretenden Aufheizgeschwindigkeiten im DSB individuell in der anwenderspezifischen Schnittstelle *UExpan* zugewiesen. Der Verlauf der spezifischen Wärmekapazität für $50\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ entspricht dabei dem bereits formulierten Verlauf für ETK-Bedingungen, da für diese Aufheizgeschwindigkeit, wie oben beschrieben, vereinfachend der Aufschäumverlauf bei ETK-Bedingungen verwendet wird.
Zwischenwerte werden wiederum linear interpoliert. Unter- bzw. Überschreitungen der Aufheizgeschwindigkeiten von $10\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ bzw. $50\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ werden in Analogie wie bei der Zuweisung der Aufschäumfunktionen behandelt. Ferner ist zu beachten, dass für den Temperaturbereich von $530\,^{\circ}\mathrm{C} < \theta_{\mathrm{DSB}} \leq 1000\,^{\circ}\mathrm{C}$ stets der Verlauf der spezifischen Wärmekapazität verwendet wird, der bei einer DSB-Temperatur von $530\,^{\circ}\mathrm{C}$ zugewiesen wird. So werden den temperaturbeanspruchten Teilschichten des DSB, die oftmals sehr schnelle Aufheizgeschwindigkeiten erfahren, bis zum Erreichen dieser Temperatur die mit dem Aufschäumfaktor korrelierenden Verläufe der spezifischen Wärmekapazität zugewiesen. Sofern im weiteren Verlauf z. B. aufgrund einer langsameren Entwicklung der einwirkenden Temperaturbeanspruchung die Zuweisung der Aufschäumfunktion und der Funktion der spezifischen Wärmekapazität für z. B.

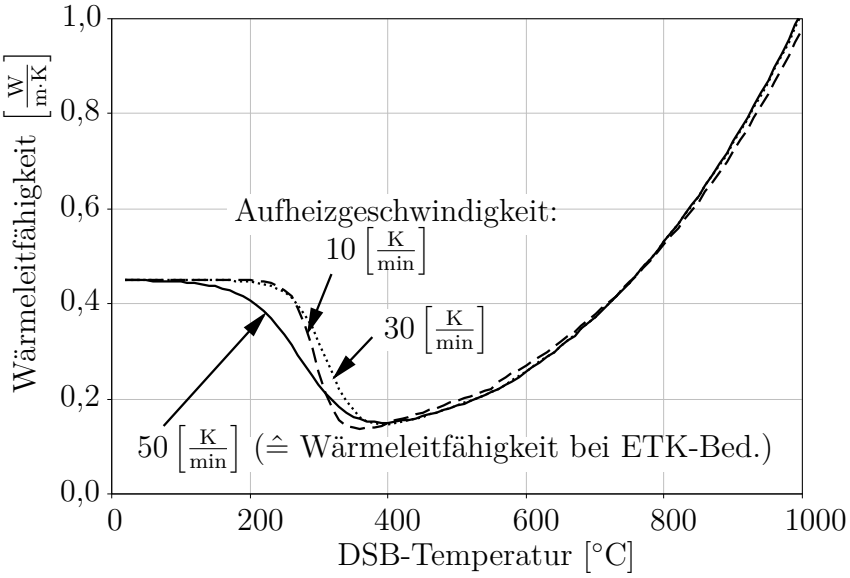


Abbildung 6.17: Vergleich der ermittelten Verläufe der Wärmeleitfähigkeiten von DSB bei unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten

$10\,\frac{K}{min}$ erfolgt, würde die Materialdichte nicht mehr mit der zugehörigen Aufschäumfunktion korrelieren, da diese Aufschäumfunktion ab einer DSB-Temperatur von 530 °C nahezu keine Reduzierung der Schichtdicke durch Schrumpfungsprozesse vorsieht (vgl. Abbildung 6.15 auf Seite 240). Folglich würde die Masse des DSB durch das so vorgegebene zu große Volumen des DSB überschätzt werden, was in Konsequenz zu einer Überschätzung der Wärmespeicherkapazität führen würde. Durch die Anpassung der spezifischen Wärmekapazität wird dieser Umstand berücksichtigt.
Demgegenüber wird bei der formulierten Wärmeleitfähigkeit von DSB aus Abschnitt 6.3.4 von einer Anpassung bzw. Erweiterung abgesehen. Bei der Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit stellt die Porosität die wesentliche Einflussgröße dar und lässt sich unmittelbar aus dem Aufschäumverlauf ableiten. Dabei reduziert sich die Porosität mit einem abnehmenden Aufschäumfaktor des DSB, wodurch folgerichtig auch der Verlauf der Wärmeleitfähigkeit beeinflusst wird. In Abbildung 6.17 sind in diesem Zusammenhang die Entwicklungen der Wärmeleitfähigkeiten dargestellt, die auf Grundlage der unterschiedlichen Verläufe des Aufschäumfaktors mit den zugehörigen Aufheizgeschwindigkeiten ermittelt worden sind. Dabei wird weiterhin angenommen, dass sich die Poren- bzw. Gaseinschlussgrößen äquivalent zu einer ETK-Beanspruchung entwickeln und eine vergleichbare Verteilung in der aufgeschäumten Schaumschicht aufweisen.
In Abbildung 6.17 ist erkennbar, dass der Verlauf der Wärmeleitfähigkeit wenig sensi-

tiv auf die unterschiedlichen Porositäten reagiert. Einzig im Bereich von $150 - 300\,°C$ zeigt sich eine leicht abweichende Entwicklung. An dieser Stelle vereinfachend der Verlauf der Wärmeleitfähigkeit für ETK-Bedingungen zur Simulation des Erwärmungsverhaltens bei Naturbrandbeanspruchungen verwendet, zumal die Größe der Poren und Gaseinschlüsse bei von der ETK abweichenden Temperaturbeanspruchungen ungewiss ist. Eine detailliertere Bestimmung der Porengrößen bedarf weiterer umfassender experimenteller Untersuchungen in Analogie zu Abschnitt 5.4.

6.3.7 Zusammenfassung

In diesem Abschnitt werden Materialkennwerte von DSB für die numerische Simulation beschichteter Stahlbauteile abgeleitet. Dabei fußt die Formulierung der Materialkennwerte im Wesentlichen auf experimentellen Untersuchungen an DSB, da diese Komponente bestimmend für die thermische Schutzwirkung des DSBBS ist. Zur realitätsnahen Beschreibung des Hochtemperaturverhaltens werden der Aufschäumfaktor $\alpha(\theta)$, die spezifische Wärmekapazität $c_p(\theta)$ und die Materialdichte $\rho(\theta)$ sowie die Wärmeleitfähigkeit $\lambda(\theta)$ des DSB formuliert. Es wird angestrebt, einheitliche Materialkennwerte für die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten DSB-Beschichtungen zu ermitteln. Um dies zu erzielen, werden aus den einzelnen Versuchen stets die Mittelwerte bzw. gemittelten Verläufe angesetzt. Darüber hinaus werden die formulierten Materialkennwerte speziell für lösemittelhaltige DSB erweitert, um die Anwendbarkeit für Naturbrandbeanspruchungen zu ermöglichen.
Auf Basis experimenteller Untersuchungen zum Aufschäumverhalten wird zunächst ein temperaturabhängiger Aufschäumfaktor $\alpha(\theta)$ bzw. ein thermischer Ausdehnungskoeffizient $\alpha_T(\theta)$ von DSB ermittelt. Der Aufschäumfaktor impliziert zugleich die Volumenänderung des DSB, die bei der Formulierung der Wärmespeicherkapazität von wesentlicher Bedeutung ist. So wird die temperaturabhängige Materialdichte $\rho(\theta)$ des DSB unter Berücksichtigung von Messungen zur Materialdichte bei Raumtemperaturbedingungen und Messungen zum Massenverlust des DSB bei hohen Temperaturen bestimmt. Die spezifische Wärmekapazität $c_p(\theta)$ wird dabei unmittelbar aus DSC-Analysen (engl. Differential Scanning Calorimetry) abgeleitet. Die Formulierung der Wärmeleitfähigkeit $\lambda(\theta)$ basiert auf der Annahme, dass die Wärmeübertragung im DSB durch Wärmeleitung des Grundmaterials, die Wärmeleitfähigkeit des Gas-Luft-Gemisches innerhalb der Poren bzw. Gaseinschlüsse sowie durch Wärmestrahlung innerhalb der Poren und Gaseinschlüsse erfolgt. In diesem Zusammenhang kennzeich-

net die Porosität ψ einen bedeutenden Einflussparameter, der sich direkt aus dem Verlauf der Aufschäumfunktion ableiten lässt. Unter Berücksichtigung von Messungen zu den Porengrößen und der Wärmeleitfähigkeit des Grundmaterials des DSB wird eine temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit $\lambda(\theta)$ formuliert. Zusätzlich ist zur vollständigen Beschreibung des DSB in den numerischen Simulationen die Angabe des E-Moduls vom DSB erforderlich. Zur Abschätzung der Größenordnung des E-Moduls von DSB werden zwei exemplarische Zugversuche durchgeführt. Dabei zeigt sich im Ergebnis, dass der E-Modul einer starken Streuung unterliegt. Daher wird dieser zu $1{,}0\,\frac{\mathrm{N}}{\mathrm{mm}^2}$ und unabhängig von der Temperatur abgeschätzt. Zur Anwendbarkeit des formulierten Materialmodells zur Simulation des Erwärmungsverhaltens bei Naturbrandbeanspruchungen werden darüber hinaus speziell die Materialkennwerte der lösemittelhaltigen DSB erweitert bzw. angepasst. Diese zeigen im Gegensatz zu lösemittelfreien Beschichtungen besonders bei Temperaturbeanspruchung mit geringen Aufheizgeschwindigkeiten ein merklich abweichendes Aufschäumverhalten und eine degradierte thermische Schutzwirkung. Dazu wird auf Grundlage experimenteller Untersuchungen zum Aufschäumverhalten bei Temperaturbeanspruchungen mit unterschiedlichen, konstanten Aufheizgeschwindigkeiten die entsprechenden Verläufe der Aufschäumfaktoren in einer anwenderspezifischen Schnittstelle *UExpan* (engl. *User Subroutine*) der jeweils korrelierenden Aufheizgeschwindigkeit zugeordnet. Zudem wird die Materialdichte entsprechend des jeweiligen Verlaufs des Aufschäumfaktors bzw. Volumenänderung angepasst. Von einer erweiterten Formulierung der Wärmeleitfähigkeit von DSB wird hingegen abgesehen, da diese für die abweichenden Aufschäumverläufe eine ähnliche Entwicklung wie bei ETK-Bedingungen aufweist. Inwieweit diese Materialkennwerte auch zur Simulation des Hochtemperaturverhaltens von lösemittelhaltigen DSB in der Abkühlphase von Naturbrandbeanspruchungen anwendbar sind, bleibt derzeit offen und ist durch den Vergleich der Simulationen mit Naturbrandversuchen abzusichern.

Mit der Formulierung der Materialkennwerte stehen erstmals Kennwerte für die numerische Simulation des Erwärmungsverhaltens von Stahlbauteilen mit DSB zur Verfügung. Somit wird eine Grundlage geschaffen, die Temperaturentwicklung in beschichteten Stahlbauteilen zu prognostizieren und dabei den Aufschäumvorgang explizit zu berücksichtigen. Zudem werden erstmals Materialkennwerte formuliert, die zur Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSB bei Naturbrandbeanspruchung anwendbar sind. Somit werden erste Ansätze geschaffen, die Temperaturentwicklung beschichteter Stahlbauteile bei Naturbrandeinwirkung vorherzusagen und eine schutzzielorientierte Bemessung auf Basis von Naturbrandmodellen durchzuführen.

6.4 Thermische Simulation beschichteter Stahlplatten

6.4.1 Einleitung

Die experimentellen Untersuchungen aus Abschnitt 5.3 zeigen, dass die Entwicklung der aufgeschäumten Schichtdicke von DSB durch Aufschäum- und Schrumpfungsprozesse bestimmt wird. Ferner belegen die Untersuchungen aus Abschnitt 5.4 und Abschnitt 5.5, dass der Aufschäumvorgang eines DSB sukzessive von der temperaturbeanspruchten Oberfläche des DSB hin zum Stahlbauteil in gedanklichen Teilschichten erfolgt. Die Temperaturverläufe dieser unterschiedlichen Teilbereiche sind dementsprechend durch eine individuelle Entwicklung charakterisiert. In Konsequenz ist die Entwicklung der Schichtdicke ein komplexes Zusammenspiel aus Aufschäum- und Schrumpfungsprozessen in unterschiedlichen Teilschichten eines jeden Zeitpunktes. Das sukzessive Aufschäumen der gedanklichen Teilschichten des DSB lässt sich dabei nur unter Verwendung numerischer Methoden im Detail aufzeigen und so die Erwärmung der einzelnen Teilschichten bewerten.
Ziel der Untersuchungen dieses Abschnitts ist es, das Erwärmungsverhalten von DSB auf Stahlplatten in numerischen Simulationen im Detail zu beurteilen sowie durch den Vergleich berechneter Stahltemperaturen mit Versuchsergebnissen aufzuzeigen, dass sich die transiente Entwicklung des Temperaturfeldes im numerischen Modell realitätsnah approximieren lässt. Dazu werden thermomechanische Analysen mit Abaqus [1] auf Grundlage der unter Abschnitt 6.2 beschriebenen Methoden durchgeführt. Die Modellbildung wird detailliert beschrieben und Besonderheiten explizit herausgestellt. Zur Beschreibung des Hochtemperaturverhaltens des DSB finden die in Abschnitt 6.3 entwickelten Materialkennwerte Anwendung. Die berechnete Temperaturverteilung und -entwicklung in den einzelnen Teilschichten im DSB wird zur Validierung des Modells zunächst mit den Versuchsergebnissen aus Abschnitt 5.5 verglichen. Dabei werden die Berechnungsergebnisse der Simulationen mit den gemessenen Temperaturen beschichteter Stahlplatten mit insgesamt fünf unterschiedlichen Beschichtungen gegenübergestellt, um die allgemeine Gültigkeit des Modells darzulegen. Um die Anwendbarkeit des numerischen Modells ferner auch bei einer Brandbeanspruchung mit offener Flamme zu gewährleisten, dienen Versuchsergebnisse aus bauaufsichtlichen Zulassungsprüfungen an Stahlplatten mit den Beschichtungen DSB2-wa und DSB2-lö als weitere Vergleichsgrundlage. Zur Validierung des Modells bei Naturbrandbean-

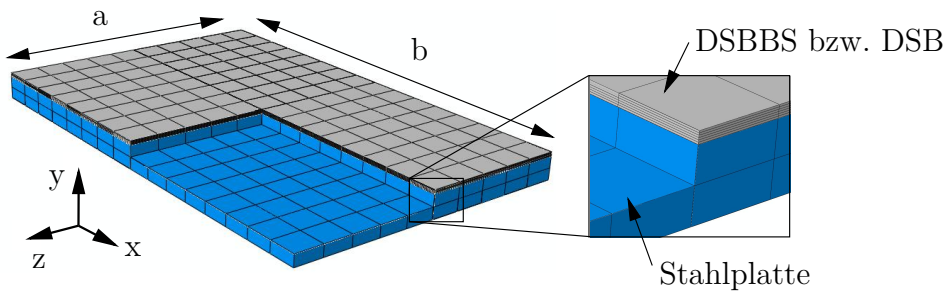


Abbildung 6.18: Numerisches Modell für die Simulation des Erwärmungsverhaltens einer beschichteten Stahlplatte

spruchungen werden zudem Erwärmungsversuche aus Abschnitt 5.5.4 nachgerechnet und die Temperaturentwicklungen der Stahlplatten den gemessenen Temperaturen gegenübergestellt. Anschließend werden Detailbetrachtungen zur sukzessiven Entwicklung der aufgeschäumten Schichtdicke und des Erwärmungsverhaltens von DSB durchgeführt. Zusätzlich wird die Entwicklung der Aufheizgeschwindigkeit einzelner Teilschichten im DSB herausgestellt, da diese bei lösemittelhaltigen Beschichtungen für die Ausbildung der Schichtdicke eine tragende Rolle spielt. Des Weiteren wird in Sensitivitätsstudien die Empfindlichkeit des Modells gegenüber der Variation bestimmter Parameter aufgezeigt. Abschließende Parameterstudien verdeutlichen ferner den Einfluss unterschiedlicher Stahlplattendicken bzw. der Massigkeiten auf das Erwärmungs- und Aufschäumverhalten. Stahlbauteile mit hoher Massigkeit und folglich hoher Wärmespeicherkapazität verzögern den Temperaturanstieg im Stahlbauteil merklich. In Konsequenz ist bei DSB auf Stahlbauteilen mit hoher Massigkeit im Vergleich zu einem DSB auf filigranen Bauteilen ein abweichendes Aufschäumverhalten zu erwarten. Dieses Verhalten wird in der numerischen Simulation implizit berücksichtigt und lässt sich so im Detail studieren.

6.4.2 Modellbildung

Für eine realitätsnahe Abbildung des Erwärmungsverhaltens beschichteter Stahlplatten in Abaqus [1] werden dreidimensionale Modelle erstellt. Dabei werden die Stahlplatten und der DSB zunächst jeweils als individuelle Kontinua modelliert und später zu einem Gesamtmodell zusammengefügt (vgl. Abbildung 6.18).
Zur thermischen und mechanischen Interaktion beider Kontinua werden den Kontaktflächen Interaktionsbedingungen zugewiesen, wobei eine vollständige Kopplung der

mechanischen und thermischen Freiheitsgrade unterstellt wird. Die Diskretisierung erfolgt unter Verwendung des Elementtyps C3D8T. Dabei wird bei der Diskretisierung besonders auf eine ausreichende Elementanzahl für die Beschichtungsdicke des DSB geachtet, um einen nichtlinearen Temperaturverlauf über die Schichtdicke abbilden zu können. Daher wird in der Ausgangskonfiguration stets eine Elementdicke von ca. 100 μm angestrebt. Die Diskretisierung einer beschichteten Stahlplatte ist beispielhaft in Abbildung 6.18 dargestellt.
Ferner werden jeweils an den Eckpunkten der Stahlplatte mechanische Randbedingungen definiert, wobei eine zwängungsfreie Lagerung angestrebt wird. Thermisch induzierte Materialdehnungen resultieren somit in keiner mechanischen Beanspruchung der Stahlplatte. Der Aufschäumvorgang des DSB wird dabei, wie unter Abschnitt 6.3 beschrieben, als thermische Ausdehnungskoeffizient in das Modell implementiert. Das Aufschäumen des DSB wird als orthogonal zur Stahloberfläche angenommen.
Für die Beschreibung des thermomechanischen Verhaltens der Stahlplatten werden die Materialkennwerte aus DIN EN 1993-1-2 [94] verwendet. Zudem werden die thermischen Randbedingungen aus Konvektion und Wärmestrahlung an der Oberfläche des DSB angesetzt, die mit fortschreitender Aufschäumung des DSB stets an der Oberfläche verbleiben und entsprechend ihre geometrische Position verändern. Dabei wird ein Emissionsgrad der Oberfläche des DSB von $\epsilon = 0{,}8$ und ein Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_{\mathrm{K}} = 25\,\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m^2 \cdot K}}$ entsprechend der Vorgaben aus DIN EN 1991-1-2 [92] angesetzt. Hinsichtlich einer realitätsnahen Abbildung des Wärmeeintrages über Wärmestrahlung sind vom Verfasser dieser Arbeit weiterführende, experimentelle Untersuchungen durchgeführt worden, die eine Annahme des Emissionsgrades von DSB von $\epsilon = 0{,}8$ belegen. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen werden in Kürze veröffentlicht. Bei der Validierung des Modells an Erwärmungsversuchen aus Abschnitt 5.5 wird entsprechend der Einbausituation von dem Ansatz einer thermischen Randbedingung im Bereich der Auflagefläche der beschichteten Stahlplatten abgesehen.

6.4.3 Validierung und Ergebnisse

Die Validierung des entwickelten Modells erfolgt zunächst an Versuchsergebnissen aus Abschnitt 5.5. Dazu wird das Erwärmungsverhalten der beschichteten Stahlplatten aller 15 Kleinversuche unter expliziter Berücksichtigung des Aufschäumvorgangs simuliert und Versuchsergebnissen gegenübergestellt. Abbildung 6.19 veranschaulicht

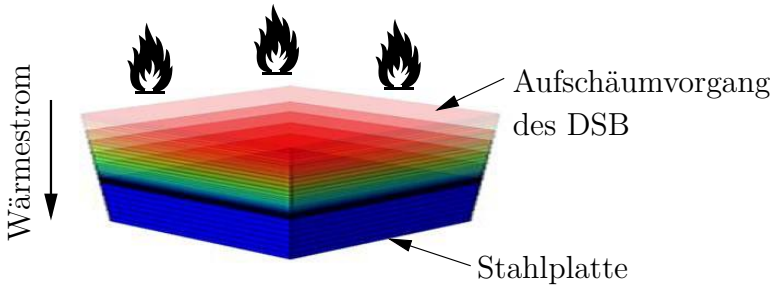


Abbildung 6.19: Veranschaulichung des Aufschäumvorgangs eines DSB in der numerischen Simulation

in diesem Zusammenhang beispielhaft den Aufschäumvorgang in der numerischen Simulation. Zur Validierung wird neben dem Temperaturverlauf in der Stahlplatte zusätzlich die Temperaturentwicklung im DSB verglichen, um eine realitätsnahe Abbildung des transienten Temperaturfeldes zu gewährleisten. In Abbildung 6.20 sind in diesem Zusammenhang ausgewählte Temperaturzeit-Verläufe für jede Beschichtung aus Simulation und Versuch gegenübergestellt. Eine umfassende Darstellung aller Simulationsergebnisse und zugehörigen Messungen ist Kapitel E des Anhangs zu entnehmen.

In Abbildung 6.20 ist erkennbar, dass die gemessenen Temperaturverläufe in der numerischen Simulation in guter Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen approximiert werden. Der Zeitpunkt des Aufschäumens, der durch die signifikante Änderung im Verlauf der Stahltemperaturen charakterisiert ist, wird in der Simulation stets zutreffend abgebildet und die Entwicklung der Stahltemperaturen in guter Genauigkeit abgebildet. Dabei ist auffällig, dass die Stahltemperaturen in der Simulation nach ca. 45 min im Vergleich zu den gemessenen Temperaturen zum Teil überschätzt werden. Die thermische Schutzwirkung der untersuchten Beschichtungen wird in der numerischen Simulation in diesem Temperaturbereich also leicht unterschätzt. Die Ursache kann letztlich in der Annahme eines „idealen“ Wärmeübergangs zwischen dem DSB und der Stahlplatte begründet sein, wie spätere Ausführungen in diesem Abschnitt noch zeigen werden. Insgesamt wird die Entwicklung der Stahltemperaturen aller beschichteter Stahlplatten im numerischen Modell dennoch in guter Genauigkeit angenähert.

Einzig die Stahltemperaturen der Stahlplatte mit der Beschichtung DSB1-ep aus Versuch 7 (vgl. Abschnitt 5.5 bzw. Kapitel E des Anhangs) werden in der Simulation unterschätzt. Die übrigen Temperaturentwicklungen der untersuchten Stahlplatten mit dieser Beschichtung (Versuch 8 und 9) stimmen hingegen gut mit den Simulati-

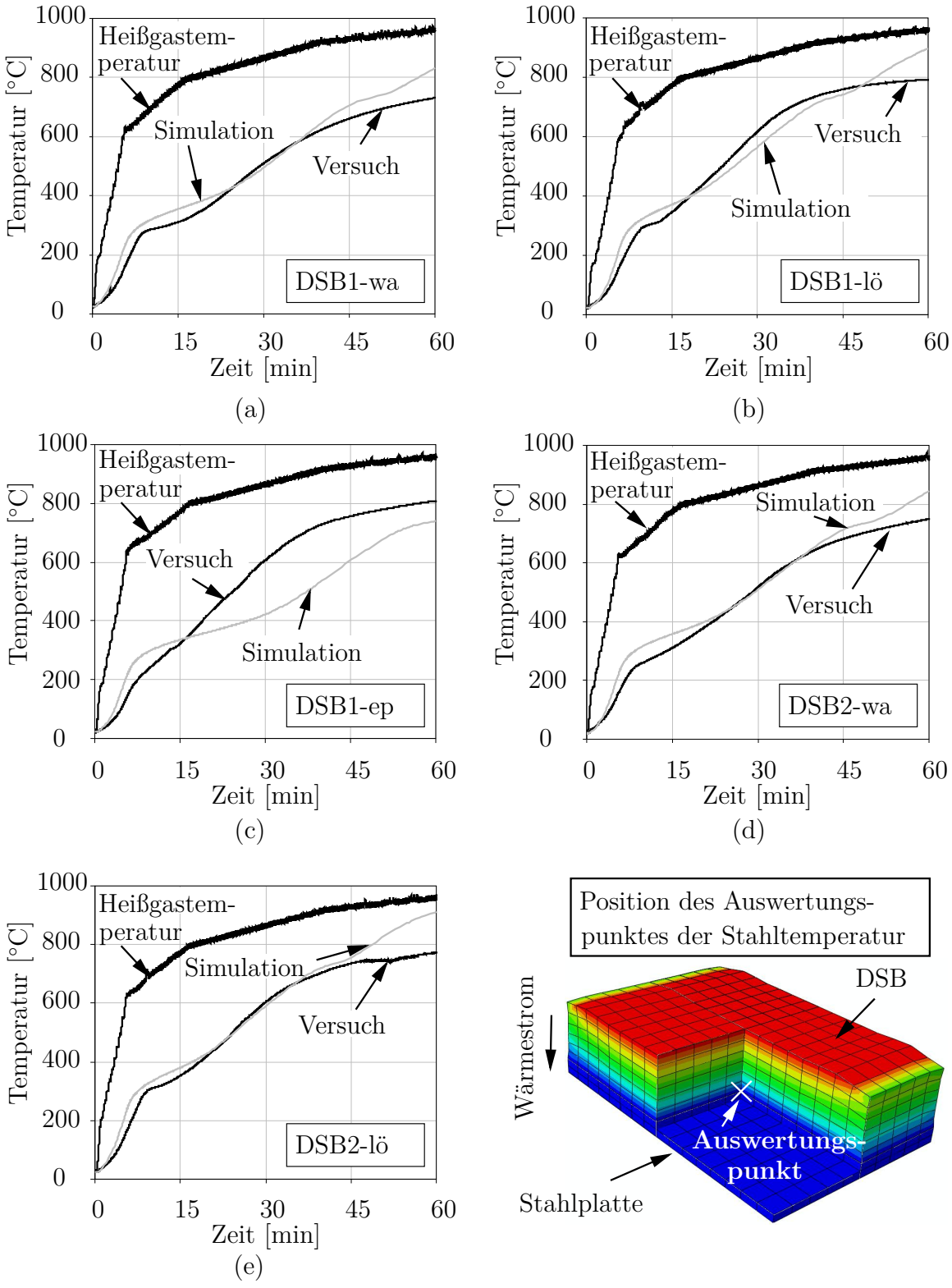


Abbildung 6.20: Vergleich der gemessenen und simulierten Stahltemperaturen der Erwärmungsversuche (a) 1 (DSB1-wa), (b) 4 (DSB1-lö), (c) 7 (DSB1-ep), (d) 10 (DSB2-wa) und (e) 13 (DSB2-lö) aus Abschnitt 5.5

onsergebnisse überein (vgl. Kapitel E des Anhangs). Daher ist davon auszugehen, dass die Funktionsweise des DSB im Rahmen des Versuchs 7 beeinträchtigt war, da in den übrigen Versuchen mit vergleichbaren Trockenschichtdicken (675-700 μm) nach 30 min lediglich Stahltemperaturen von ca. 520 °C zu verzeichnen waren, während bei Versuch 7 trotz einer größeren Trockenschichtdicke von 870 μm eine höhere Stahltemperatur von 607 °C auftrat. Ferner lässt der geringe Aufschäumfaktor α von lediglich 14,9 auf ein unübliches Verhalten schließen. Folglich ist davon auszugehen, dass die Unterschätzung der Stahltemperaturen in diesem Versuch weniger dem Unvermögen des entwickelten Materialmodells zur Beschreibung des Erwärmungsverhaltens von DSB, sondern vielmehr einem atypischen Verhalten des DSB in diesem Versuch zuzuschreiben ist.

Zur weiteren Validierung und übersichtlichen Darstellung der prognostizierten Stahltemperaturen im Vergleich zu den gemessenen Stahltemperaturen werden diese in Abbildung 6.21 jeweils nach 30 min ETK-Beanspruchung gegenübergestellt. Dabei wird eine tolerierbare Abweichung zwischen berechneten und gemessenen Stahltemperaturen festgelegt. So gelten Abweichungen von ± 15 % bis maximal ± 20 % nach Brenig et al. [12] als akzeptierbar. Der Fachausschuss des Technical Committee 250 (TC 250) gibt ein vergleichbares Kriterium für die Validierung an. Danach sind Abweichungen zwischen Versuch und Simulation bis ±15 % tolerierbar. Des Weiteren wird empfohlen, dass höchstens 20% der Berechnungsergebnisse die Temperaturen aus den Versuchen unterschätzen sollten sowie der Mittelwert aller prozentualer Abweichungen insgesamt auf der „konservativen“ Seite liegen sollte. In Anlehnung an diese Ausführungen wird für die Validierung eine tolerierbare Abweichung von ± 15 % zwischen Versuch und Simulation festgelegt. Die zusätzlichen Vergleichskriterien des TC 250 werden ergänzend betrachtet.

Es ist ersichtlich, dass die gemessenen Stahltemperaturen nach 30 min ETK-Beanspruchung in der Simulation im Wesentlichen innerhalb des festgesetzten Toleranzbereiches prognostiziert werden. Einzig die Stahltemperaturen aus Versuch 5 (DSB1-lö) und Versuch 7 (DSB1-ep) liegen außerhalb des Toleranzbereiches. Während der Toleranzbereich bei Versuch 5 mit ca. 2 % nur unwesentlich unterschritten wird, liegt die berechnete Stahltemperatur aus Versuch 7 mit ca. 30 % Abweichung deutlich außerhalb des Toleranzbereiches. Letztere Abweichung wird wie zuvor thematisiert auf ein atypisches Verhalten der Beschichtung bei diesem Versuch zurückgeführt. Obwohl mehr als 20 % der Berechnungsergebnisse auf der „nicht konservativen“ Seite liegen und die Temperaturen aus den Versuchen im Mittel zu 8 % unterschätzt werden, werden die Stahltemperaturen nach 30 min ETK-Beanspruchung dennoch in guter

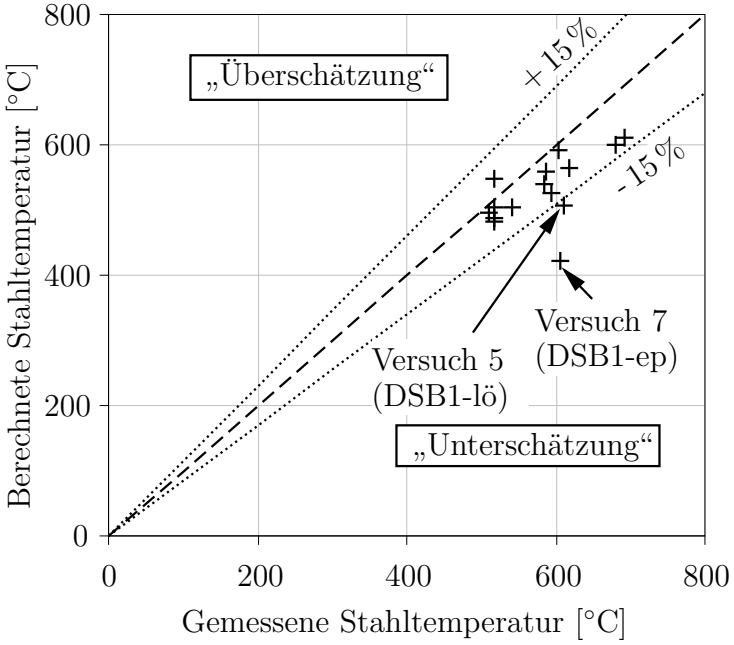


Abbildung 6.21: Vergleich der gemessenen und berechneten Stahltemperaturen der untersuchten Stahlplatten nach 30 min Temperatureinwirkung entsprechend der ETK

Genauigkeit approximiert. Zumal ausdrücklich darauf hinzuweisen ist, dass das Erwärmungsverhalten von fünf unterschiedlichen Beschichtungen mit dem entwickelten Modell darstellbar ist.

Inwieweit sich die festgelegten, tolerierbaren Abweichungen zwischen gemessenen und berechneten Stahltemperaturen von $\pm 15\,\%$ in Bezug auf die Feuerwiderstandsdauer eines Stahlbauteils darstellen, lässt sich nicht verallgemeinern. Dabei ist nicht zuletzt die Erwärmungsgeschwindigkeit des Stahlbauteils von entscheidender Bedeutung. So wirken sich Abweichungen zwischen gemessenen und berechneten Temperaturen bei Stahlbauteilen mit einer hohen Erwärmungsgeschwindigkeit im Bereich der kritischen Stahltemperatur von z. B. 500 °C weniger stark auf die gewünschte Feuerwiderstandsdauer aus, als mit einer geringen Erwärmungsgeschwindigkeit. Übertragen auf die in Abbildung 6.20 betrachteten Stahlplatten sind im Bereich der Stahltemperatur von 500 °C im Mittel Aufheizgeschwindigkeiten von ca. $15\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ zu verzeichnen. So resultiert in diesem Beispiel aus einer Toleranzgrenze von 15 % ($\hat{=}75\,°\mathrm{C}$ bezogen auf eine kritische Stahltemperatur von 500 °C) eine Abweichung in der Feuerwiderstandsdauer von $\frac{75\,°\mathrm{C}}{15\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}} = 6\,\mathrm{min}$. Bezogen auf eine Feuerwiderstandsdauer von 30 min resultiert aus einer festgelegten Toleranzgrenze von $\pm 15\,\%$ bezüglich der

Stahltemperaturen im Maximum eine Abweichung in der Feuerwiderstandsdauer von ±20%. Die Feuerwiderstandsdauer von beschichteten Stahlbauteilen lässt sich demnach mit dem numerischen Modell in guter Näherung bestimmen.

Tabelle 6.1: Vergleich der gemessenen und berechneten Aufschäumfaktoren der untersuchten DSB bei ETK-Beanspruchung nach 60 min

Beschichtung	Versuch	Aufschäumfaktor α [-]		$\Delta\alpha$ [%]
		Versuch	Simulation	
DSB1-wa	1	34,8	24,9	-29,0
	2	28,6	24,9	-13,0
	3	30,0	20,6	-31,0
DSB1-lö	4	25,0	25,0	0,1
	5	23,3	24,9	11,8
	6	22,4	25,0	11,5
DSB1-ep	7	14,9	24,9	66,7
	8	20,8	25,1	20,3
	9	-	25,1	-
DSB2-wa	10	25,6	25,0	-2,4
	11	22,9	24,8	8,3
	12	25,4	25,0	-1,8
DSB2-lö	13	35,6	25,0	-30,0
	14	27,3	25,0	-8,3
	15	34,2	25,0	-27,0

Darüber hinaus werden die Aufschäumfaktoren der Schaumschicht aus Versuch und Simulation nach einer Temperaturbeanspruchung von 60 min (*Endschichtdicke*) verglichen (vgl. Tabelle 6.1). Es ist erkennbar, dass die experimentell ermittelten Aufschäumfaktoren in der Simulation in guter Näherung beschrieben werden. Dennoch sind zum Teil signifikante Abweichungen in den Endschichtdicken aus Versuch und Simulation zu verzeichnen. Ungeachtet der aufgeschäumten Schichtdicke der Beschichtung DSB1-ep aus Versuch 7 betragen die maximalen Abweichungen ca. 30 %. Dies bedeutet jedoch nicht zwangsläufig, dass in der gesamten Entwicklung der aufgeschäumten Schichtdicke der Simulation derartige Abweichungen vorliegen. Vielmehr ist davon auszugehen, dass die Schichtdicke in der numerischen Simulation in guter Näherung abgebildet wird, da die Stahltemperaturen gut beschrieben werden und die Abweichungen lediglich zur Endschichtdicke vorliegen.
Um die realitätsnahe Abbildung des Erwärmungsverhaltens des DSB und letztlich des Temperatureintrags in ein Stahlbauteil in der numerischen Simulation zusätzlich abzusichern, wird die Temperaturverteilung und -entwicklung in der aufgeschäumten

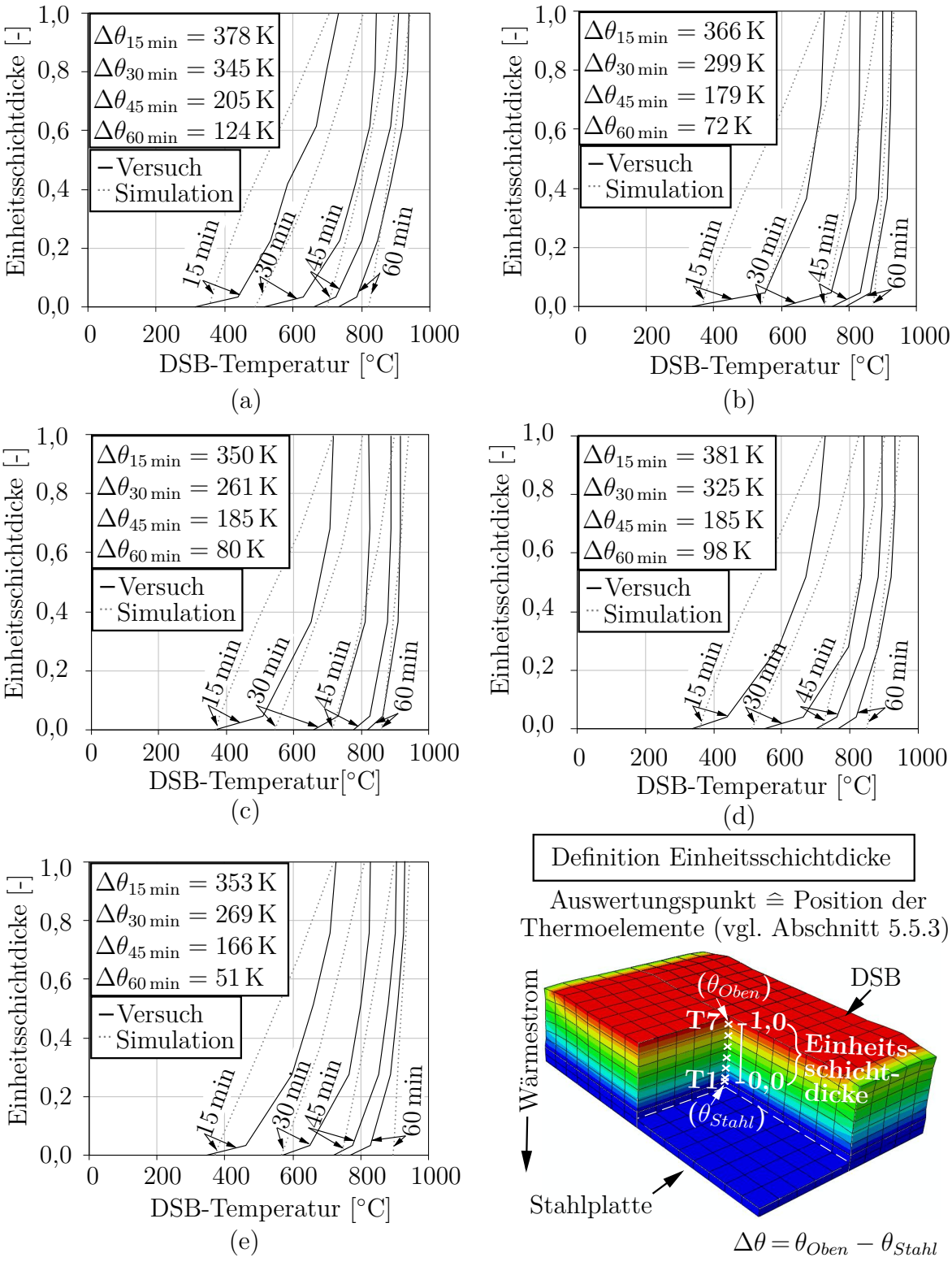


Abbildung 6.22: Vergleich der gemessenen und berechneten Temperaturverläufe im DSB über die Einheitsschichtdicke: (a) DSB1-wa, (b) DSB1-lö, (c) DSB1-ep, (d) DSB2-wa, (e) DSB2-lö

Schichtdicke Messungen aus Abschnitt 5.5 gegenübergestellt (vgl. Abbildung 6.22). Dazu werden die DSB-Temperaturen entsprechend der äquidistant angeordneten Temperaturmesspunkte aus Abschnitt 5.5 im DSB ausgewertet. Dabei ist zu beachten, dass die Temperaturmessungen im Rahmen der experimentellen Untersuchungen während des Versuchs stets unverändert an der gleichen geometrischen Position in der aufgeschäumten Schaumschicht gemessen wurden. Demgegenüber unterliegen die Auswertungspunkte im numerischen Modell an den Elementknoten einer fortwährenden Translation. Um eine eindeutige Vergleichbarkeit der Temperaturen im DSB zwischen Versuch und Simulation zu gewährleisten, werden die berechneten Temperaturen entsprechend der jeweiligen geometrischen Position der Temperaturmessstellen im Versuch interpoliert. So werden für jede untersuchte Beschichtung die mittleren gemessenen und berechneten Temperaturverläufe über die Einheitsschichtdicke gegenübergestellt (vgl. Abschnitt 5.5.3). Dabei erfolgt die Darstellung der Temperaturverläufe für diskrete Zeitpunkte (15, 30, 45 und 60 min).
Es ist auffällig, dass die Temperaturentwicklung über die Schichtdicke im Versuch stark nichtlinear ist und die Temperaturen ausgehend von der temperaturbeanspruchten Oberfläche des DSB mit zunehmender Eindringtiefe überproportional abnehmen. Insbesondere nach 15 min bzw. 30 min ist diese Nichtlinearität in der numerischen Simulation hingegen weniger stark ausgeprägt. Die starke Temperaturabnahme hin zur Stahlplatte ist dabei auch in der Simulation erkennbar. Der starke Temperaturgradient am Übergangsbereich des DSB zur Stahlplatte wird in der Simulation nicht zutreffend abgebildet. Offensichtlich liegt im Versuch an dieser Stelle kein „idealer“ Wärmeübergang vor, der in der numerischen Simulation postuliert wird. Die Entwicklung der Stahltemperaturen wird in der Simulation trotz dieser erkennbaren Abweichungen des Temperaturverlaufs über die Schichtdicke gut abgebildet. Die annähernd vergleichbaren Steigungen der Temperaturverläufe im DSB aus Simulation und Versuch deuten dabei ferner darauf hin, dass die thermische Schutzwirkung der DSB zutreffend abgebildet wird. Mit fortschreitender Dauer der Temperatureinwirkung degradiert die Schutzwirkung des DSB und die Temperaturverläufe aus Versuch und Simulation nähern sich an. Die sukzessive Erwärmung der aufgeschäumten Schaumschicht wird in der Simulation also explizit abgebildet und die Homogenisierung der Temperaturverteilung im DSB mit fortschreitender Temperatureinwirkung realitätsnah dargestellt. Die Annahme eines „idealen“ Wärmeübergangs zwischen DSB und Stahl in der Simulation resultiert letztlich in einer Überschätzung der Stahltemperaturen nach ca. 45 min.
Trotz der erkennbaren Abweichungen der Temperaturverläufe innerhalb des DSB

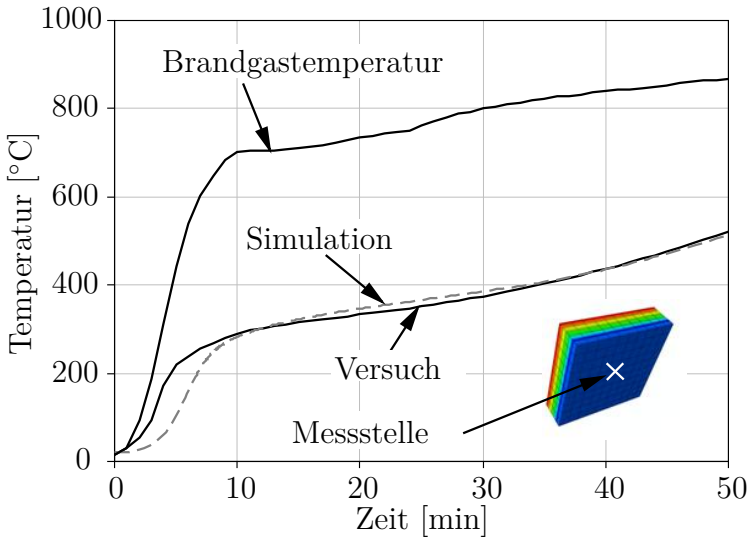


Abbildung 6.23: Vergleich der gemessenen und simulierten Stahltemperatur des Versuchs Pl4 aus AiF-Bericht 17200N [60] (Trockenschichtdicke DSB: 890 μm)

zwischen Versuch und Simulation (speziell bei 15 bzw. 30 min) wird die thermische Schutzwirkung des DSB im numerischen Modell insgesamt in guter Genauigkeit beschrieben. Dies belegen insbesondere auch die angegebenen Temperaturunterschiede zwischen Stahltemperatur und Heißgastemperatur zu den diskreten Zeitpunkten, die in vergleichbarer Größenordnung zu den gemessenen Temperaturunterschieden liegen (vgl. Abschnitt 5.5).

Darüber hinaus wird das entwickelte numerische Modell zur Anwendbarkeit bei Brandbeanspruchung mit offener Flamme Versuchsergebnissen aus Brandversuchen an beschichteten Stahlplatten gegenübergestellt. Dabei dienen Zulassungsversuche beschichteter Stahlplatten mit den Beschichtungen DSB2-wa und DSB2-lö als Vergleichsgrundlage. Im Rahmen dieser Prüfungen werden entsprechend der Zulassungsgrundsätze für reaktive Brandschutzsysteme [108] beschichtete Stahlplatten mit einer Größe von 500 × 500 × 5 mm im Kleinprüfstand nach DIN 4102-8 [99] bei Brandeinwirkung nach ETK getestet. Dabei werden praxisübliche Trockenschichtdicken des DSB aufgetragen, wobei auf eine Applikation eines Decklacks verzichtet wird. Die Brandprüfung wird bei Erreichen einer Stahltemperatur von 500 °C beendet. Die Temperaturmessung erfolgt jeweils auf der brandabgewandten Seite in der Mitte der Stahlplatte. Eine explizite Messung der aufgeschäumten Schichtdicke wird nicht durchgeführt.

Exemplarisch ist in Abbildung 6.23 der berechnete Temperaturverlauf den gemes-

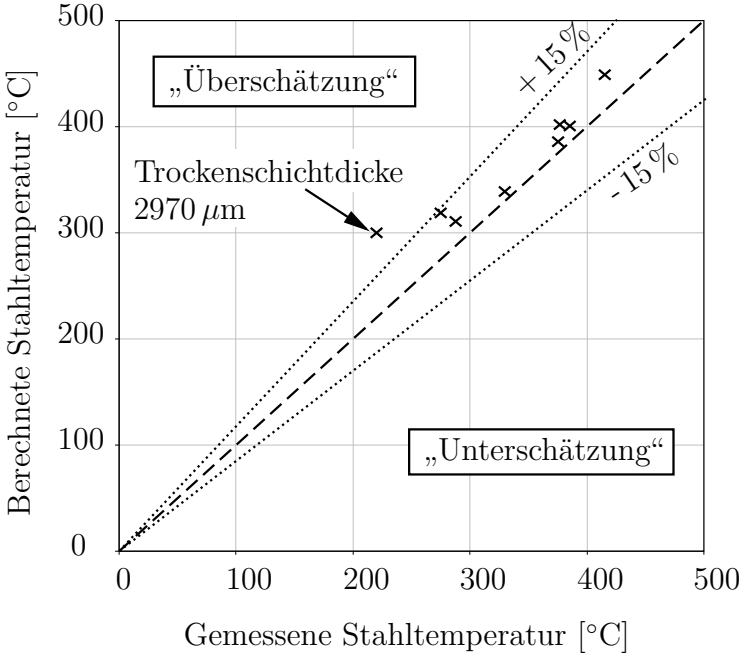


Abbildung 6.24: Vergleich der gemessenen und berechneten Stahltemperaturen der Plattenversuche nach 30 min ETK-Einwirkung (vgl. AiF-Bericht 17200N [60])

senen Stahltemperaturen des Versuchs Pl4 aus Zulassungsversuchen, die in AiF-Bericht 17200N [60] dargestellt sind, gegenübergestellt. Die Entwicklung der Stahltemperaturen wird in der Simulation gut abgebildet und die Abweichungen zwischen Versuch und Simulation betragen nach 30 min etwa 10 K. Einzig zu Beginn des Brandversuchs erwärmt sich die Stahlplatte im numerischen Modell zeitlich verzögert, was den thermischen Randbedingungen zugeschrieben wird, da der DSB zu diesem Zeitpunkt noch keine thermische Schutzwirkung ausgebildet hat. Insgesamt wird das numerische Modell an Brandprüfungen von acht beschichteten Stahlplatten validiert. Die Trockenschichtdicken der applizierten DSB umfassen dabei 520, 730, 770, 890, 1500, 1830, 2350 und 2970 μm. Zur übersichtlichen Gegenüberstellung werden in Abbildung 6.24 die gemessene und berechnete Stahltemperatur nach einer Brandeinwirkung von 30 min nach ETK dargestellt. Zudem ist wiederum eine tolerierbare Grenzabweichung zwischen Versuch und Simulation von 15 % eingezeichnet. Der Vergleich der Stahltemperaturverläufe sowie weitere Ausführungen zur Validierung sind in umfassender Weise in AiF-Bericht 17200N [60] zusammengetragen.
In Abbildung 6.24 ist erkennbar, dass die gemessenen Stahltemperaturen in der numerischen Simulation stets überschätzt werden und im Wesentlichen innerhalb

der Toleranzgrenze liegen. Einzig die Stahltemperatur des Versuches Pl3 (vgl. AiF-Bericht 17200N [60]) mit einer Trockenschichtdicke von 2970 μm liegt mit einer Abweichung von 36 % außerhalb der Toleranzgrenze. Im Mittel werden die gemessenen Stahltemperaturen in der Simulation um 11 % überschätzt.
Durch den umfassenden Vergleich der berechneten Stahltemperaturen mit Messergebnissen wird die Eignung des numerischen Modells zur Simulation des Erwärmungsverhaltens von Stahlplatten mit DSB belegt. Das numerische Modell wird an insgesamt 23 Versuchsergebnissen validiert, wobei die gemessene Stahltemperatur nach 30 min ETK-Beanspruchung bei jeweils einem Berechnungsergebnis merklich über- bzw. unterschritten wird. Die Temperaturen der beschichteten Stahlplatten aus den übrigen Versuchen werden verlässlich innerhalb des definierten Toleranzbereiches von ± 15 % approximiert. Die thermische Schutzwirkung des DSB wird in der Simulation also zutreffend und realitätsgetreu abgebildet. Die Realitätsnähe des entwickelten Modells wird zudem durch den Vergleich der Temperaturverteilung und -entwicklung im aufgeschäumten DSB aufgezeigt. Die realitätsnahe Abbildung des Temperatureintrags in ein beschichtetes Stahlbauteil unter Verwendung dieses numerischen Modells und unter Berücksichtigung des Aufschäumvorgangs ist somit gegeben.

6.4.4 Validierung des Modells zur Simulation des Erwärmungsverhaltens bei Naturbrandbeanspruchung

Um die Anwendbarkeit des entwickelten numerischen Modells zur Simulation des Erwärmungsverhaltens lösemittelhaltiger Beschichtungen bei Naturbrandbeanspruchung abzusichern, erfolgt eine Validierung anhand von Versuchsergebnissen aus Abschnitt 5.5.4. Diese Beschichtungen entwickeln insbesondere bei Temperaturbeanspruchungen mit geringen Aufheizgeschwindigkeiten eine im Vergleich zu einer ETK-Beanspruchung merklich geringere aufgeschäumte Schichtdicke sowie eine geringe thermische Schutzwirkung. Um dieses abweichende Hochtemperaturverhalten in numerischen Simulationen explizit zu berücksichtigen, werden die formulierten Materialkennwerte in Abschnitt 6.3.6 angewendet.
In Abbildung 6.25 sind die gemessenen Stahltemperaturen der Versuche 1, 2 und 3 aus Abschnitt 5.5.4 den berechneten Stahltemperaturen für eine Temperaturbeanspruchung mit mittlerer Aufheizgeschwindigkeit gegenübergestellt. Die Entwicklung der Heißgastemperatur ist bei allen Versuchen nahezu identisch, wonach in dieser

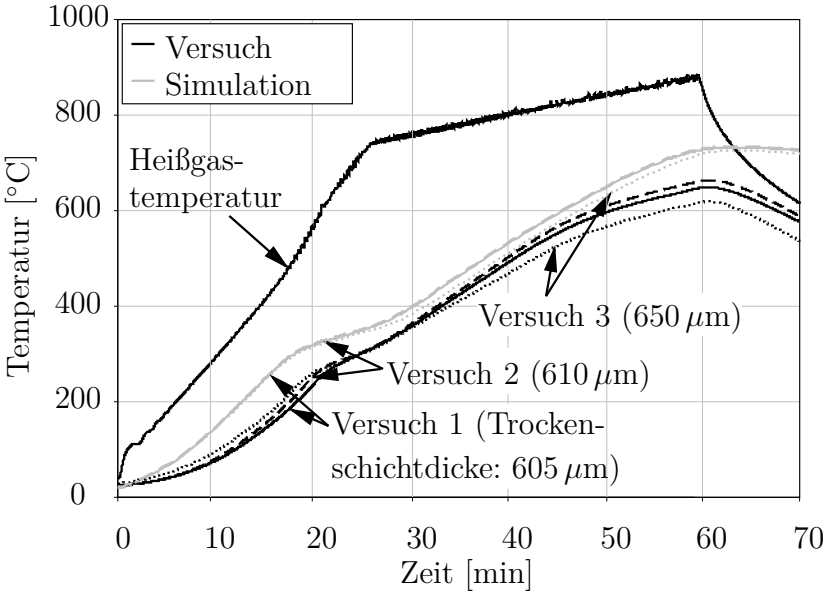


Abbildung 6.25: Vergleich der gemessenen und berechneten Temperaturen an der Rückseite der beschichteten Stahlplatten bei Temperatureinwirkung mit mittlerer Aufheizgeschwindigkeit (Versuche 1, 2 und 3 aus Abschnitt 5.5.4)

Darstellung lediglich die mittlere Heißgastemperatur abgebildet ist. Es ist ersichtlich, dass die Stahltemperaturen in der Simulation speziell zu Beginn der Temperatureinwirkung überschätzt werden. Der Zeitpunkt des Aufschäumens des DSB und folglich die Ausbildung der thermischen Schutzwirkung, die durch die signifikante Änderung des Temperaturverlaufs bei jeweils ca. 20 min gekennzeichnet ist, wird in der Simulation zutreffend abgebildet, während die Stahltemperaturen leicht überschätzt werden. Im weiteren Verlauf wird die Entwicklung der Stahltemperaturen in der Simulation in guter Übereinstimmung mit den gemessenen Temperaturen beschrieben. Nach einer Temperatureinwirkung von 50 min werden die Stahltemperaturen in der Simulation jedoch wieder deutlicher überschätzt, sodass die Stahltemperaturen der Simulation bei Erreichen der Maximaltemperatur um etwa 55 K (ca. 7 %) über den gemessenen Temperaturen liegen. Diese abweichende Entwicklung wird in ähnlicher Weise bereits in Abschnitt 6.4.3 festgestellt und ist vermutlich der Wärmeübergangsbedingung zwischen DSB und Stahl zuzuschreiben, die auf Grundlage der Untersuchungen in Abschnitt 5.5 offensichtlich nicht „ideal wärmeleitend“ ist, wie in der Simulation angenommen.

Die Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Stahltemperaturen bei einer Temperaturbeanspruchung mit geringer Aufheizgeschwindigkeit zeigt Abbildung 6.26.

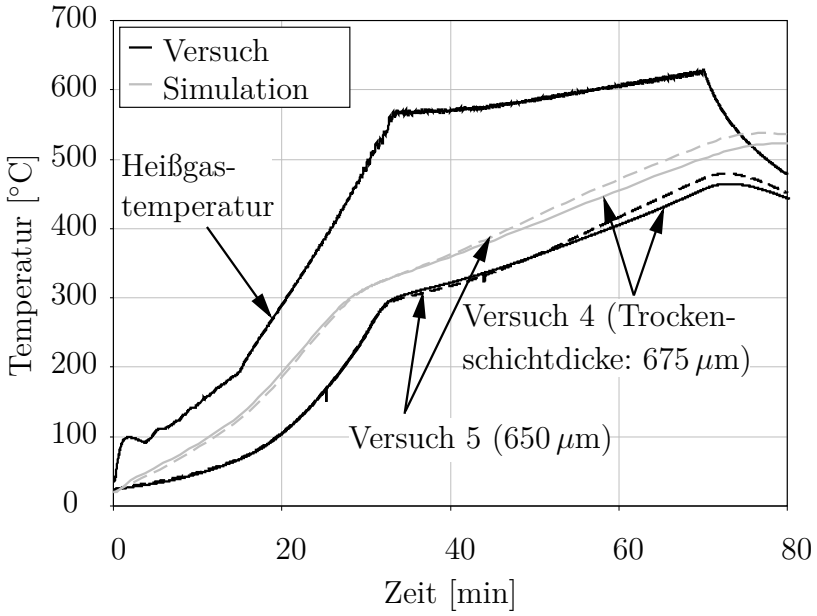


Abbildung 6.26: Vergleich der gemessenen und berechneten Temperaturen an der Rückseite der beschichteten Stahlplatten bei Temperatureinwirkung mit geringer Aufheizgeschwindigkeit (Versuche 4 und 5 aus Abschnitt 5.5.4)

Dabei dienen die Versuche 4 und 5 aus Abschnitt 5.5.4 als Vergleichsgrundlage. Es ist erkennbar, dass die Stahltemperaturen in der Simulation ähnlich zur Temperaturbeanspruchung mit mittlerer Aufheizgeschwindigkeit nach Abbildung 6.25 zunächst überschätzt werden. Der Zeitpunkt des Aufschäumens wird jedoch in guter Übereinstimmung mit den Versuchen beschrieben. Im weiteren Verlauf werden die Stahltemperaturen in der Simulation fortlaufend überschätzt. Dennoch wird die thermische Schutzwirkung des DSB gut abgebildet, was vor allem die ähnliche Entwicklung der Stahltemperaturen aus Versuch und Simulation erkennen lässt. Die auftretende Maximaltemperatur im Versuch wird in der Simulation letztlich um etwa 50 K (ca. 11 %) überschätzt. Diese Abweichungen können nicht zuletzt den Wärmeübergangsbedingungen zwischen DSB und Stahl zugeschrieben werden. Insgesamt wird der Verlauf der gemessenen Stahltemperaturen in der Simulation gut beschrieben.

Zur weiteren Validierung werden die aufgeschäumten Schichtdicken aus Versuch und Simulation verglichen. Dabei wird der auftretende Aufschäumfaktor in der Simulation zum Zeitpunkt des Erreichens der maximalen Stahltemperatur dem gemessenen Aufschäumfaktor im jeweiligen Versuch gegenübergestellt (vgl. Tabelle 6.2). Darin ist erkennbar, dass die aufgeschäumten Schichtdicken in der Simulation stets unterschätzt

Tabelle 6.2: Vergleich der gemessenen und berechneten aufgeschäumten Aufschäumfaktoren der untersuchten DSB im Rahmen der Versuche 1-5 aus Abschnitt 5.5 zum Zeitpunkt der auftretenden maximalen Stahltemperatur im Versuch

Beschichtung	Versuch	Aufschäumfaktor α [-]		$\Delta\alpha$ [%]
		Versuch	Simulation	
DSB1-lö	1	31,4	24,7	-21,3
	2	34,4	24,7	-28,2
	3	34,6	24,4	-29,5
DSB2-lö	4	21,0	16,4	-21,9
	5	21,5	15,6	-27,4

werden. Trotz dieser Unterschätzung der Schichtdicke in der numerischen Simulation wird der Verlauf der Stahltemperaturen in guter Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen beschrieben. Die Anwendbarkeit des entwickelten numerischen Modells ist demnach für die Simulation des Erwärmungsverhaltens lösemittelhaltiger Beschichtungen bei Temperatureinwirkungen entsprechend eines Naturbrandszenarios abgesichert. Da die Ausführungen in Abschnitt 6.4.3 ferner zeigen, dass das entwickelte Modell auch bei Brandbeanspruchung mit offener Flamme anwendbar ist, sofern dies bei entsprechender Temperaturbeanspruchung validiert ist, ist davon auszugehen, dass das entwickelte Modell auch zur Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSB auf Stahlbauteilen bei Naturbrandbeanspruchung mit offener Flamme geeignet ist.

6.4.5 Detailbetrachtungen zum Hochtemperaturverhalten von Dämmschichtbildnern

Die Ausführungen aus Abschnitt 6.4.3 und Abschnitt 6.4.4 belegen, dass sich das Erwärmungsverhalten beschichteter Stahlplatten mit dem entwickelten numerischen Modell realitätsnah simulieren lässt. Das Hochtemperaturverhalten von DSB lässt sich mit diesem Modell somit im Detail aufzeigen und Beobachtungen aus experimentellen Untersuchungen anschaulich belegen und auswerten. So ist die sukzessive Erwärmung eines DSB und die Entwicklung der aufgeschäumten Schichtdicke der einzelnen Teilschichten im Detail darstellbar. Darüber hinaus lassen sich spezielle Phänomene, die auf experimenteller Ebene nur schwer auswertbar sind, gezielt

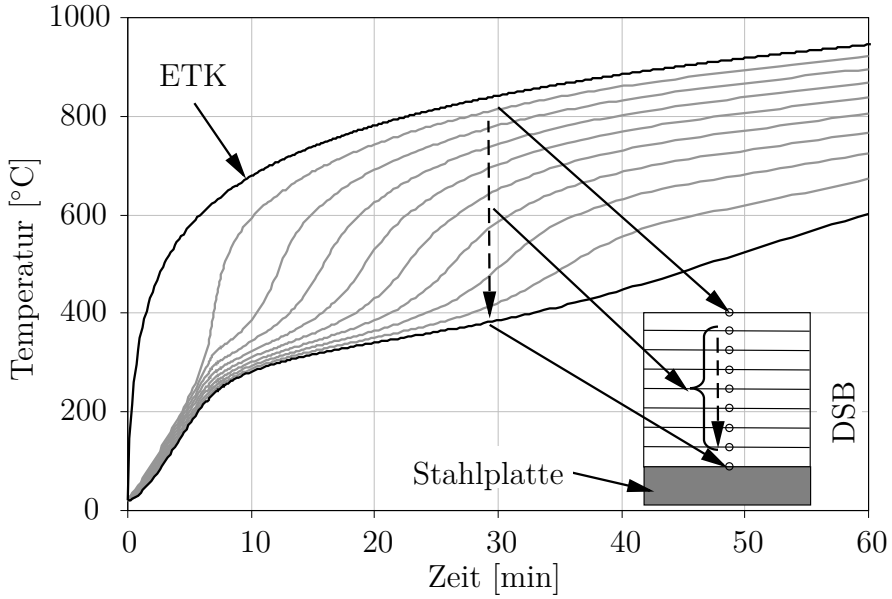


Abbildung 6.27: Temperaturentwicklung im DSB (Trockenschichtdicke: 750 μm) auf einer 10 mm dicken Stahlplatte bei Brandbeanspruchung nach ETK

betrachten. In diesem Zusammenhang ist vor allem die Entwicklung der Aufheizgeschwindigkeiten in den einzelnen Teilschichten, die speziell bei lösemittelhaltigen Beschichtung bestimmend für die Entwicklung der aufgeschäumten Schichtdicke und in Konsequenz die Ausbildung der thermischen Schutzwirkung ist, zu nennen. Insgesamt dienen die Untersuchungen dieses Abschnitts dazu, das Verhalten von DSB im Hochtemperaturbereich gezielt herauszustellen und zu veranschaulichen.
Die Detailbetrachtungen werden am Beispiel einer 10 mm dicken Stahlplatte mit Kantenabmessungen von 500 mm × 500 mm und einem DSB (Trockenschichtdicke: 750 μm) bei Brandbeanspruchung nach ETK durchgeführt. Diese Trockenschichtdicke wird dabei bewusst gewählt, um einen ausgeprägten thermischen Temperaturgradienten im DSB zu provozieren und die Temperaturentwicklung und die sukzessive Erwärmung des DSB anschaulich darzustellen. Nach den Vorgaben der AbZ sind für derartige Stahlbauteile ($\frac{A}{V} = 100\,\mathrm{m}^{-1}$) Trockenschichtdicken von ca. 300 μm gefordert. Die Temperaturentwicklung im DSB bei Brandbeanspruchung nach ETK ist in Abbildung 6.27 in den einzelnen Teilschichten des DSB dargestellt. Der DSB ist dabei mit acht Elementen über die Schichtdicke diskretisiert. Die dargestellten DSB-Temperaturen sind jeweils an den Elementknoten ausgegeben, wobei die geometrische Position dieser Knoten während der Entwicklung der Schichtdicke einer stetigen Veränderung unterliegt.

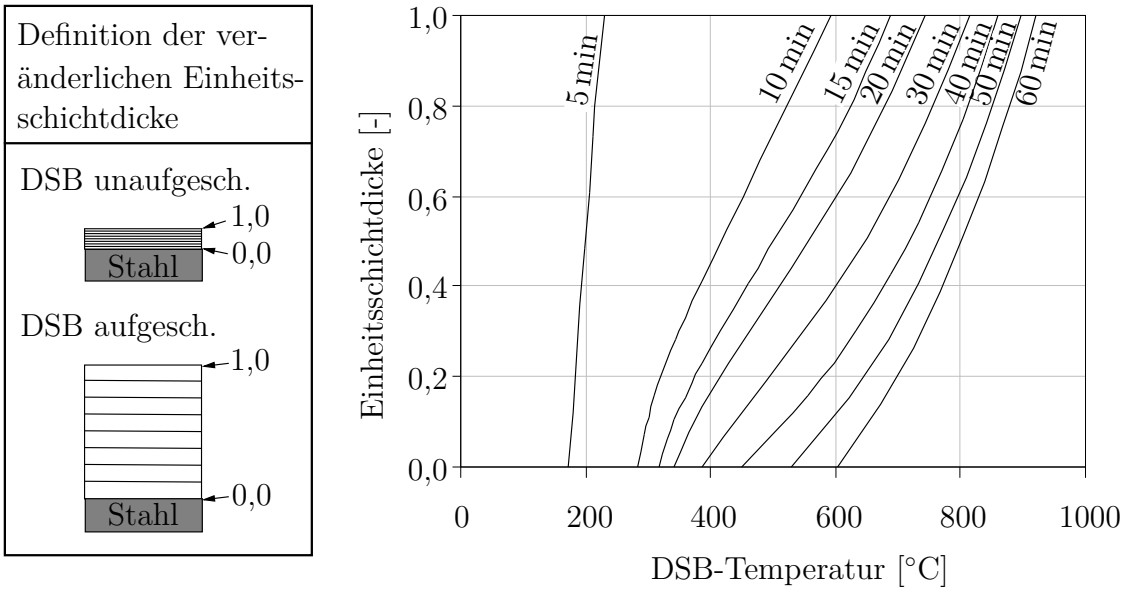


Abbildung 6.28: Temperaturverlauf über die Einheitsschichtdicke des DSB (Trockenschichtdicke: 750 μm) unter Berücksichtigung der geometrischen Lageänderung der Auswertungspunkte während des Aufschäumens auf einer 10 mm dicken Stahlplatte zu unterschiedlichen Zeitpunkten bei ETK-Einwirkung

Es ist erkennbar, dass die Temperaturverläufe im DSB zunächst sehr gleichmäßig verlaufen. Dabei ist lediglich ein geringer thermischer Gradient über die noch unaufgeschäumte Schichtdicke zu verzeichnen. Erste signifikante Abweichungen in den Temperaturverläufen der einzelnen Teilschichten innerhalb des DSB sind nach ca. 6 min erkennbar. Zu diesem Zeitpunkt beginnt der DSB aufzuschäumen und entwickelt seine thermische Schutzwirkung. Die brandzugewandte Teilschicht des DSB ist dabei von einem starken Temperaturanstieg ähnlich des Verlaufs der ETK geprägt. Die Temperaturen in den Teilschichten, die der Stahlplatte zugewandt sind, nehmen demgegenüber kaum zu, sodass sich nach ca. 10 min bereits ein thermischer Gradient von ca. 250 K zwischen der oberen und unteren Teilschicht des DSB einstellt. Mit fortschreitender ETK-Einwirkung erwärmen sich die unteren Teilschichten sukzessive von der brandzugewandten Seite her. Dabei ist erkennbar, dass sich der rasche Temperaturanstieg, der insbesondere in den brandzugewandten Teilschichten entsprechend der Charakteristik der ETK zu Beginn der Brandeinwirkung sehr ausgeprägt ist, sukzessive durch die einzelnen Teilschichten vollzieht. Dabei nimmt dieser Temperaturanstieg der einzelnen Temperaturkurven mit zunehmender Eindringtiefe in den DSB merklich ab. Im Temperaturverlauf der Stahlplatte ist diese Entwicklung

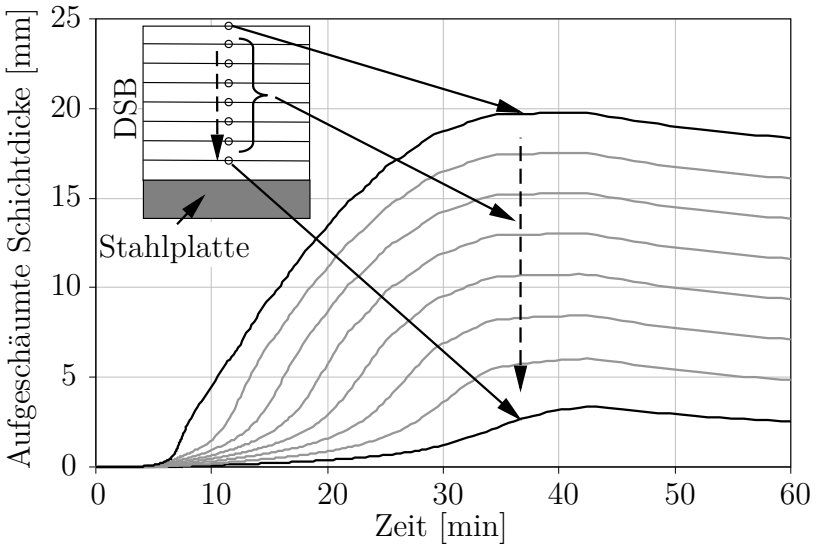


Abbildung 6.29: Entwicklung der aufgeschäumten Schichtdicke eines DSB (Trockenschichtdicke: 750 μm) auf einer 10 mm dicken Stahlplatte

schließlich nicht mehr wahrnehmbar.

Zur Veranschaulichung der sukzessiven Erwärmung des DSB bei ETK-Einwirkung, ist in Abbildung 6.28 der Temperaturverlauf über die Schichtdicke des DSB zu unterschiedlichen Zeitpunkten aufgetragen. Dabei unterscheidet sich diese Darstellungsform gegenüber Abbildung 6.22 insbesondere dadurch, dass die Veränderung der geometrischen Position der einzelnen Auswertungspunkte während des Aufschäumens berücksichtigt wird. Der Temperaturverlauf ist demnach also stets über eine veränderliche Einheitsschichtdicke dargestellt. Wie bereits in Abbildung 6.27 ersichtlich ist, stellt sich nach 5 min ein geringer Temperaturgradient über die noch unaufgeschäumte Schichtdicke des DSB ein, der einen nahezu linearen Verlauf aufweist. Die thermische Schutzwirkung des DSB ist erst nach 10 min durch den nichtlinearen Temperaturgradienten im DSB erkennbar. Nach 30 min ist dieser thermische Gradient am stärksten ausgeprägt und der DSB entwickelt folglich seine optimale thermische Schutzwirkung. Dieser Zeitpunkt lässt sich dabei nicht verallgemeinern und hängt mitunter von der Dicke des Stahlbauteils, der applizierten Trockenschichtdicke und letztlich von der Brandeinwirkung ab. Wie bereits in Abschnitt 6.4.3 festgestellt wird, degradiert die thermischen Schutzwirkung mit fortschreitender ETK-Einwirkung allmählich.

Die korrespondierende Entwicklung der aufgeschäumten Schichtdicke des DSB lässt sich Abbildung 6.29 entnehmen. Darin sind ferner die aufschäumenden Schichtdi-

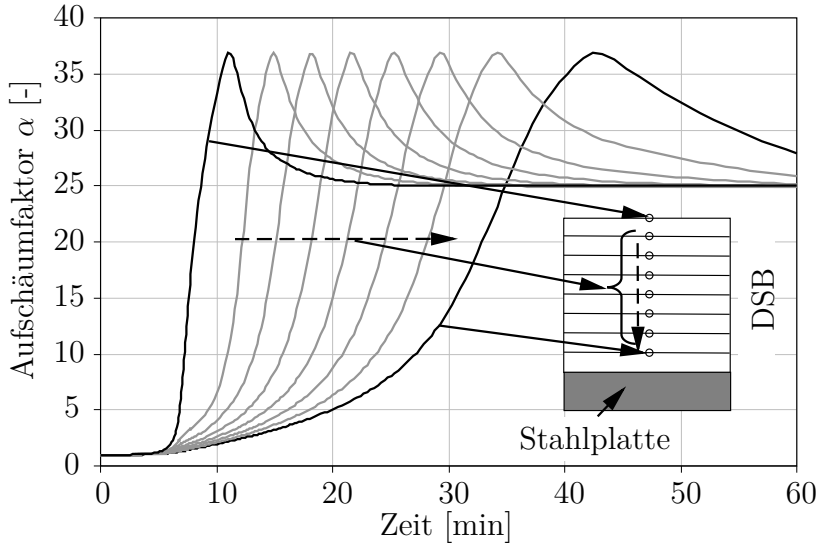


Abbildung 6.30: Verlauf des Aufschäumfaktors α der einzelnen Teilschichten innerhalb des DSB (10 mm dicke Stahlplatte, Trockenschichtdicke: 750 μm)

cken der einzelnen Teilschichten innerhalb des DSB dargestellt. Es ist erkennbar, dass der DSB erst nach ca. 5 min aufschäumt und nach ca. 35 min die maximal aufgeschäumte Schichtdicke erreicht. Dabei ist auffällig, dass im Maximum lediglich ein Aufschäumfaktor von $\frac{19{,}7+0{,}75}{0{,}75} = 27{,}3$ erreicht wird, wohingegen dieser in der Aufschäumfunktion mit 37 vorgegeben ist. Zudem ist im weiteren Verlauf auffällig, dass sich die aufgeschäumte Schichtdicke nach Erreichen der Maximalschichtdicke nur in einem geringen Maß reduziert. In der Aufschäumfunktion, die in dem Modell zur Abbildung des Aufschäumvorgangs implementiert ist, wird eine Reduzierung der maximal aufgeschäumten Schichtdicke durch Schrumpfungsprozesse um den Faktor $\frac{37}{25} = 1{,}5$ vorgegeben. Demgegenüber ist an dieser Stelle lediglich eine Reduzierung der Schichtdicke um den Faktor $\frac{19{,}7}{18{,}3} = 1{,}07$ zu verzeichnen.
Dieses im Vergleich zur Aufschäumfunktion abweichende Aufschäumverhalten ist darauf zurückzuführen, dass die einzelnen Teilschichten jeweils nacheinander aufschäumen und ihre maximal aufgeschäumte Schichtdicke zeitlich versetzt entwickeln. Um dies zu verdeutlichen, sind die Aufschäumverläufe der einzelnen Teilschichten in Abbildung 6.30 im Detail dargestellt. Dabei sind jeweils die Aufschäumfaktoren α der einzelnen Teilschichten dargestellt. In dieser Darstellungsform ist deutlich erkennbar, dass die einzelnen Teilschichten zeitversetzt aufschäumen. Der vorgegebene maximale Aufschäumfaktor von 37 wird dabei in jeder Teilschicht erreicht. Der Aufschäumverlauf der obersten Teilschicht des DSB ist dabei sehr ähnlich zum Verlauf der

implementierten Aufschäumfunktion und der Aufschäumvorgang vollzieht sich in dieser Teilschicht sehr rasch. Die unteren Teilschichten schäumen hingegen deutlich langsamer auf. Dies liegt darin begründet, dass sich die oberen Teilschichten deutlich schneller erwärmen als die unteren Teilschichten. Die oberen Teilschichten bilden mit fortschreitender Aufschäumung ihre thermische Schutzwirkung aus und verzögern somit die Erwärmung der unteren Teilschichten. Dieses Verhalten ist in Abbildung 6.27 deutlich zu erkennen. Während die DSB-Temperatur in den unteren Teilschichten mit fortschreitender Dauer der ETK-Einwirkung nur langsam zunimmt, erhöht sich die Temperatur in den oberen Teilschichten merklich schneller.
Zudem lässt sich in Abbildung 6.30 die sukzessive Entwicklung der Gesamtschichtdicke des DSB anschaulich darlegen. Die oberste Teilschicht des DSB schäumt demnach als erstes auf und beginnt bereits nach ca. 12 min wieder zu schrumpfen. Während des Schrumpfungsprozesses der obersten Teilschicht erreicht die darunter liegende Teilschicht ihre maximale aufgeschäumte Teilschichtdicke. Dieser Ablauf wiederholt sich in den tiefer gelegenen Teilschichten in gleicher Weise. Die gesamte aufgeschäumte Schichtdicke eines DSB setzt sich also aus mehreren einzelnen Teilschichten zusammen, die zum Teil zeitgleich aufschäumen bzw. schrumpfen und ihre maximalen Teilschichtdicken jeweils zeitversetzt erreichen. Aus diesem komplexen Zusammenspiel resultiert letztlich ein kontinuierlicher und gleichmäßiger Verlauf der gesamten aufgeschäumten Schichtdicke des DSB nach Abbildung 6.29.
Im Rahmen dieser Detailbetrachtungen bleibt die Aufheizgeschwindigkeit, mit der der DSB erwärmt wird, bislang unberücksichtigt. Dabei belegen speziell die experimentellen Untersuchungen aus Abschnitt 5.3.4, dass insbesondere das Aufschäumverhalten von lösemittelhaltigen Beschichtungen stark von der Aufheizgeschwindigkeit abhängig ist. Dennoch zeigen diese Beschichtungen bei ETK-Beanspruchung im Vergleich zu lösemittelfreien DSB stets ein ähnliches Aufschäumverhalten und entwickeln eine vergleichbare thermische Schutzwirkung. Abbildung 6.31 stellt in diesem Zusammenhang den Verlauf der aufgeschäumten Schichtdicke und die Entwicklung der Stahltemperaturen bei expliziter Berücksichtigung ($\theta_{DSB,v}$-Modell) bzw. bei Vernachlässigung der Aufheizgeschwindigkeit (θ_{DSB}-Modell) gegenüber. Es ist ersichtlich, dass die Entwicklung der Stahltemperaturen in beiden Modellen nahezu identisch verlaufen. Demgegenüber unterscheidet sich die berechnete Entwicklung der aufgeschäumten Schichtdicke in den Modellen. Die aufgeschäumte Schichtdicke entwickelt sich im $\theta_{DSB,v}$-Modell im Vergleich zum θ_{DSB}-Modell ungleich früher, wobei im θ_{DSB}-Modell eine größere maximale Schichtdicke prognostiziert wird. Trotz der unterschiedlichen Entwicklungen der aufgeschäumten Schichtdicken bildet sich in beiden Modellen

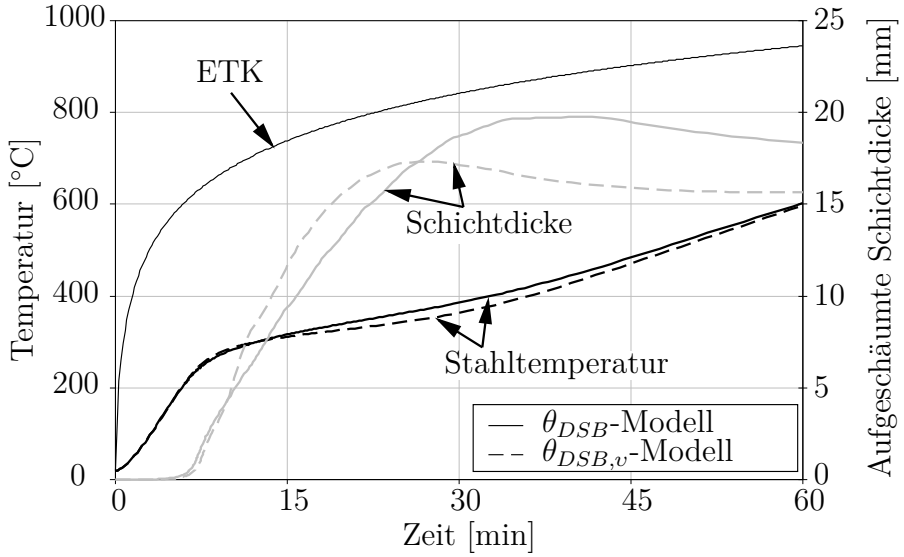


Abbildung 6.31: Vergleich der Entwicklung der Stahltemperatur und aufgeschäumten Schichtdicke unterschiedlicher numerischer Modelle an einer beschichteten Stahlplatte (Stahlplattendicke: 10 mm, Trockenschichtdicke: 750 μm)

eine vergleichbare thermische Schutzwirkung aus. Dies ist vor allem der früheren Aufschäumung des DSB im $\theta_{DSB,v}$-Modell zuzuschreiben, das auf das Aufschäumverhalten lösemittelhaltiger Beschichtungen bei einer Aufheizgeschwindigkeit von 10 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ zurückzuführen ist und die geringere maximale Schichtdicke im Vergleich zum θ_{DSB}-Modell kompensiert.

In diesem Zusammenhang zeigt Abbildung 6.32 die Entwicklung der Temperaturen und der Aufschäumfaktoren in den einzelnen Teilschichten eines lösemittelhaltigen DSB im $\theta_{DSB,v}$-Modell mit den korrelierenden Aufheizgeschwindigkeiten bei einer ETK-Beanspruchung. Dabei ist zunächst erkennbar, dass die Verläufe der Stahltemperaturen in den einzelnen Teilschichten die gleiche Charakteristik aufweisen wie beim θ_{DSB}-Modell. Ferner ist ersichtlich, dass die Aufheizgeschwindigkeiten von der brandbeanspruchten Oberfläche des DSB her mit zunehmender Eindringtiefe sukzessive abnehmen. Dies ist der Ausbildung der thermischen Schutzwirkung der oberen Teilschichten geschuldet und lässt sich bereits in Abbildung 6.27 erkennen. Hinsichtlich der Entwicklung der Aufschäumfaktoren ist zudem auffällig, dass die Schichtdicken der oberen Teilschichten sehr stark aufschäumen und zum Teil sogar den vorgegebenen Aufschäumfaktor des θ_{DSB}-Modells von ca. 37 überschreiten. Diese Überschreitung kann durch eine günstige Kombination der Aufschäumverläufe entsprechend der korrelierenden Aufheizgeschwindigkeiten und damit verbundenen

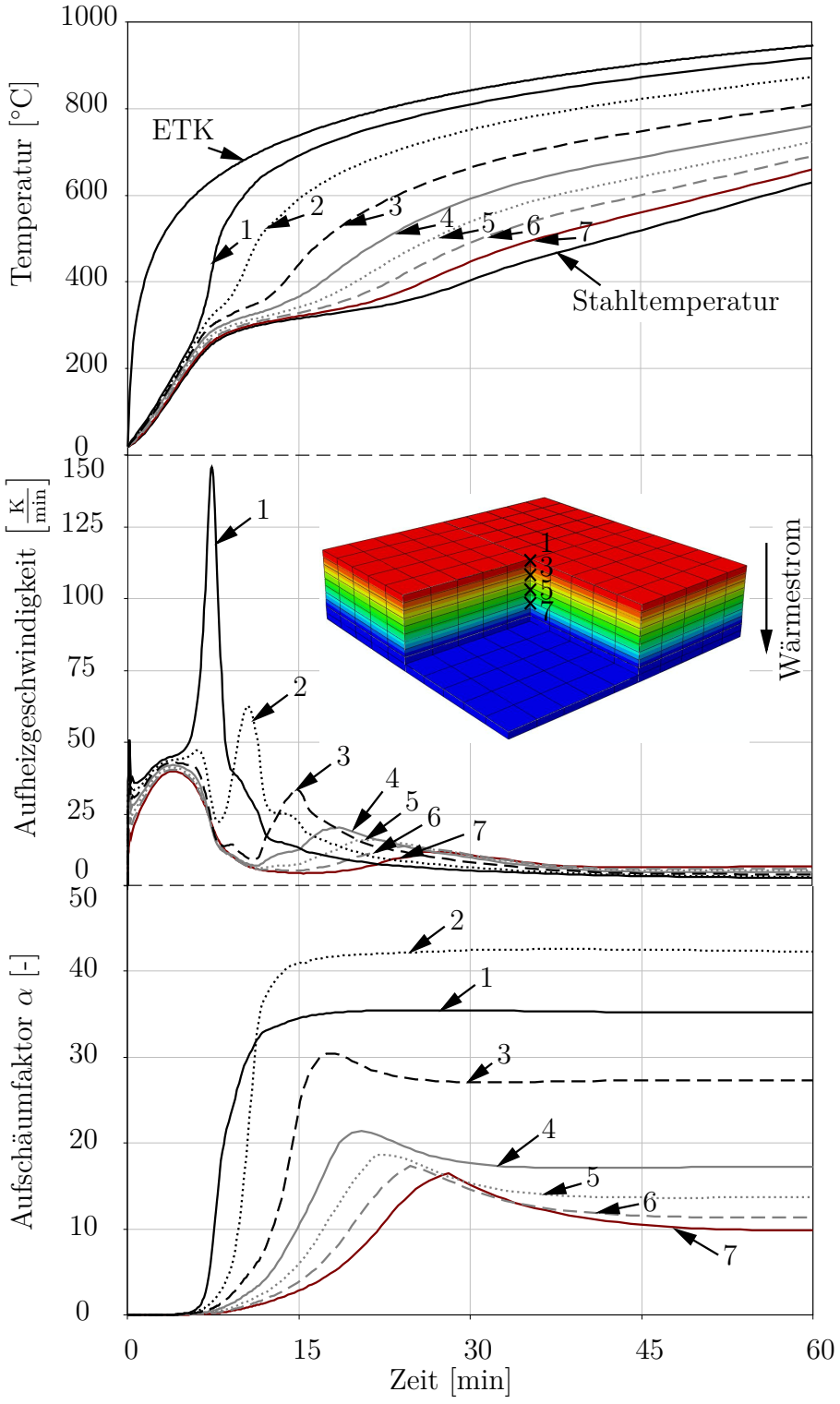


Abbildung 6.32: Gegenüberstellung berechneter Aufschäumfaktoren und Aufheizgeschwindigkeiten der einzelnen Teilschichten des DSB ($\theta_{DSB,v}$-Modell, Stahlplattendicke: 10 mm, Trockenschichtdicke des DSB: 750 μm)

unterschiedlichen Steigungen der Verläufe auftreten. Ferner ist erkennbar, dass die Schichtdicke dieser Teilschichten nach Erreichen der maximalen Schichtdicke nicht degradiert, was in der deutlichen Reduzierung der Aufheizgeschwindigkeit und folglich der Zuweisung der Aufschäumfunktion für eine Aufheizgeschwindigkeit von 10 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ in diesen Teilschichten begründet liegt. Da in dieser Aufschäumfunktion ab einer DSB-Temperatur von ca. 600 °C keine Reduzierung der Schichtdicke vorgegeben wird, degradiert diese Teilschichtdicke nicht. Zudem ist auffällig, dass die Teilschicht 2 den größten Aufschäumfaktor entwickelt, was der günstigen Kombination der Aufschäumverläufe sowie auf die temporär hohe Aufheizgeschwindigkeit dieser Teilschicht zurückzuführen ist. Mit zunehmender Eindringtiefe nimmt der Aufschäumverlauf der Teilschichten zusehends wieder die Charakteristik der vorgegebenen Aufschäumfunktionen an, wonach auch eine Degradation der Teilschichtdicke erkennbar ist. Dabei nimmt der maximale Aufschäumfaktor mit zunehmender Eindringtiefe in den DSB ab. Darüber hinaus ist ersichtlich, dass die Aufheizgeschwindigkeit zum Zeitpunkt des Aufschäumens in den unterschiedlichen Teilschichten erkennbar ansteigt. Dies ist auf die Charakteristik des Temperaturverlaufs der ETK, die von einem starken Temperaturanstieg zu Beginn geprägt ist, zurückzuführen. Die einzelnen Teilschichten des DSB unterliegen während des Aufschäumvorgangs also einem Anstieg der Aufheizgeschwindigkeit, sodass auch lösemittelhaltige Beschichtungen in diesen Bereichen stets ein gutes Aufschäumverhalten aufweisen. Einzig die bauteilnahen Teilschichten des DSB erfahren während des Aufschäumens eine geringe Aufheizgeschwindigkeit, wonach sich folgerichtig eine geringe aufgeschäumte Teilschichtdicke in diesen Bereichen entwickelt.

Auf Grundlage dieser Detailbetrachtungen lässt sich die sukzessive Erwärmung und die Entwicklung der aufgeschäumten Schichtdicke von DSB im Detail aufzeigen. Darüber hinaus lässt sich durch die Entwicklung der Aufheizgeschwindigkeiten in den einzelnen Teilschichten belegen, dass diese bei einer ETK-Beanspruchung während des Aufschäumvorgangs stets zunehmen. Darin lässt sich begründen, dass lösemittelhaltige Beschichtungen bei ETK-Beanspruchung stets ein gutes Aufschäumverhalten aufweisen, obwohl die thermische Schutzwirkung der oberen Teilschichten eine geringe Aufheizgeschwindigkeit der unteren Teilschichten provoziert.

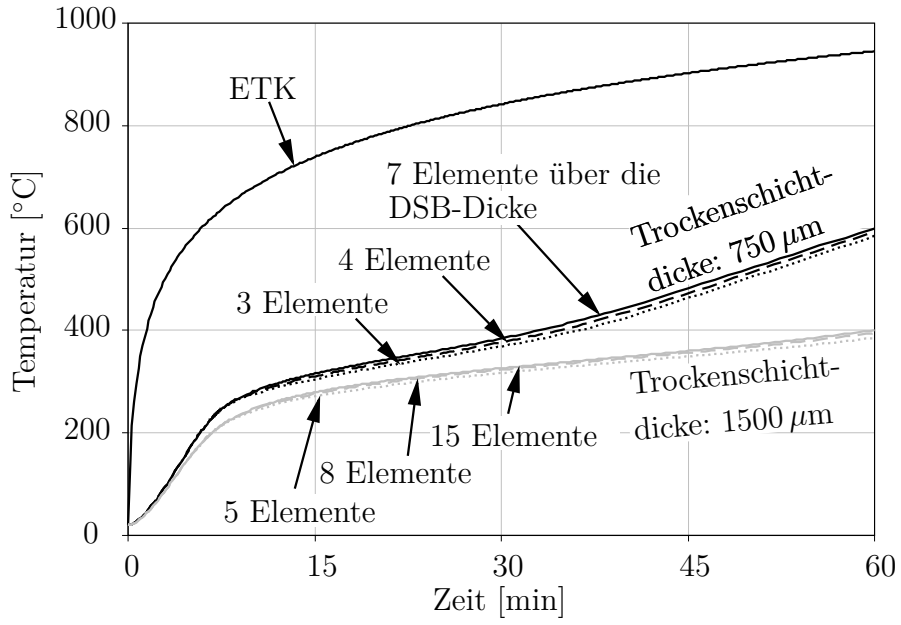


Abbildung 6.33: Einfluss der DSB-Diskretisierung auf die Entwicklung der Stahltemperaturen einer 10 mm dicken Stahlplatte mit unterschiedlichen Trockenschichtdicken des DSB

6.4.6 Sensitivitäts- und Parameterstudien

Um die Sensitivität des Modells und den Einfluss ausgewählter Parameter auf die Berechnungsergebnisse aufzuzeigen, werden Temperaturfeldberechnungen beschichteter Stahlplatten unter Variation gezielter Einflussgrößen, deren Einfluss auf das Erwärmungsverhalten nicht unmittelbar quantifizierbar ist, durchgeführt. Zur Quantifizierung der Sensitivität des Modells wird zunächst der Einfluss der Diskretisierung und die Größe des E-Moduls des DSB auf die Berechnungsergebnisse erörtert. Zudem wird der Beitrag der Volumenänderungsarbeit auf die Temperaturentwicklung von Stahlplatten und der Einfluss des Porendurchmessers sowie geringer Varianzen der Trockenschichtdicke und der thermischen Randbedingungen auf das Erwärmungsverhalten aufgezeigt. Diese Studien werden dabei vorrangig an einer 10 mm dicken Stahlplatte mit einem DSB (Trockenschschichtdicke: 750 μm) durchgeführt. Darüber hinaus wird in Parameterstudien der Einfluss unterschiedlicher Stahlplattendicken und Trockenschichtdicken auf das Erwärmungsverhalten untersucht.
Zur Quantifizierung des Einflusses der Diskretisierung sind in Abbildung 6.33 die Verläufe der Stahltemperaturen der 10 mm dicken Stahlplatte mit einer Trockenschichtdicke von 750 bzw. 1500 μm und unterschiedlichen Diskretisierungen des DSB

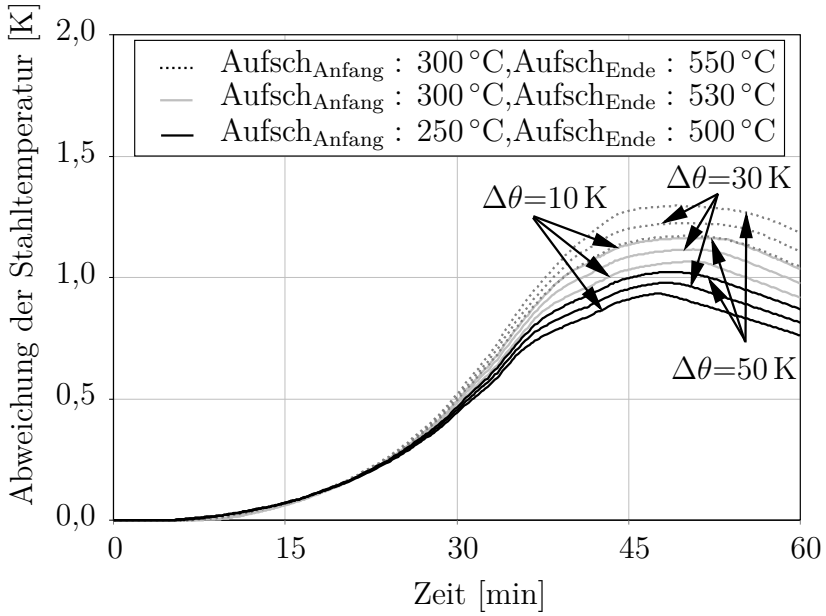


Abbildung 6.34: Abweichungen zum Verlauf der Stahltemperaturen aus Abbildung 6.27 infolge der Volumenänderungsarbeit des DSB nach Abbildung 6.9

dargestellt. Es ist erkennbar, dass mit zunehmender Elementanzahl tendenziell leicht höhere Stahltemperaturen berechnet werden, was darauf zurückzuführen ist, dass die Temperaturentwicklung über die Schichtdicke des DSB mit einer feineren Diskretisierung besser abgebildet werden kann. Daher ist grundsätzlich anzustreben die Schichtdicke des DSB mit einer Elementgröße von ca. 100 μm zu diskretisieren. Grundsätzlich hat die Diskretisierung jedoch keinen signifikanten Einfluss auf das Erwärmungsverhalten beschichteter Stahlplatten.

Die Untersuchung zur Sensitivität des numerischen Modells hinsichtlich der Variation des E-Moduls in einem Bereich von $1 - 10000\,\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ zeigt keine erkennbare Beeinflussung des Verlaufs der Stahltemperatur. Auf eine Ergebnisdarstellung wird daher verzichtet.

Um den Einfluss der Volumenänderungsarbeit auf die Entwicklung der Stahltemperaturen aufzuzeigen, sind auf Grundlage der Implementierung der User Subroutine *Hetval* in Abaqus [1] die Abweichungen der Stahltemperaturen zum Verlauf aus Abbildung 6.27 auf Seite 262 in Abbildung 6.34 dargestellt. Dabei wird zudem der Einfluss des Temperaturbereichs des Aufschäumens bzw. des Auftretens der Volumenänderungsarbeit nach der Formulierung in Abschnitt 6.3.3 studiert, da dieser Temperaturbereich je nach Massigkeit des zu schützenden Stahlbauteils variieren kann. Dabei ist erkennbar, dass die Stahltemperaturen nur unwesentlich von den

Stahltemperaturen aus Abbildung 6.27 auf Seite 262 abweichen. Zudem wird deutlich, dass eine Parametervariation die Entwicklung der Stahltemperaturen kaum beeinflusst. Die Volumenänderungsarbeit ist demnach für die Temperaturentwicklung von untergeordneter Bedeutung und bedarf keiner expliziten Berücksichtigung.
Zusätzlich wird der Einfluss des Porendurchmessers auf die Temperaturentwicklung untersucht. In den experimentellen Untersuchungen aus Abschnitt 5.4 wird gezeigt, dass sich in der aufgeschäumten Schaumschicht sowohl Poren als auch unregelmäßig angeordnete Gaseinschlüsse ausbilden. Um die Wärmeleitfähigkeit des DSB in guter Näherung abzubilden, wird ein äquivalenter Porendurchmesser von 1,2 mm gewählt. Eine Parametervariation des äquivalenten Porendurchmessers im Bereich von $1{,}0 - 1{,}5\,\mathrm{mm}$ lässt dabei kaum erkennbare Abweichungen in der Entwicklung der Stahltemperatur erkennen. Daher wird auf eine Darstellung der Temperaturverläufe verzichtet. Die maximalen Stahltemperaturen weichen dabei um ca. $15 - 20\,\mathrm{K}$ ($\approx 3\%$) von der ursprünglichen Maximaltemperatur ab. Der Einfluss der Porendurchmesservariation auf die Wärmeleitfähigkeit des DSB ist daher als gering zu bewerten.
Um den Einfluss geringer Varianzen der Trockenschichtdicke auf die Entwicklung der Stahltemperatur zu untersuchen, werden Abweichungen der Trockenschichtdicke um $\pm 50\,\mu\mathrm{m}$ sowie um $\pm 100\,\mu\mathrm{m}$ zur ursprünglichen Trockenschichtdicke von $750\,\mu\mathrm{m}$ untersucht. Die berechneten Temperaturzeit-Verläufe sind in Abbildung 6.35 vergleichend gegenübergestellt. Es ist erkennbar, dass eine Abweichung von $\pm 50\,\mu\mathrm{m}$ von der ursprünglichen Trockenschichtdicke einen vernachlässigbaren Einfluss die Temperaturentwicklung der Stahlplatte hat. Die maximalen Abweichungen in der Stahltemperatur in Bezug auf die Stahltemperaturen mit einer Trockenschichtdicke von $750\,\mu\mathrm{m}$ betragen bei 30 min weniger als 10 K und nach 60 min ca. 20 K. Das entspricht einer maximalen prozentualen Abweichung von 2 % bzw. 3 %. Demgegenüber resultieren Abweichungen in der Schichtdicke von $\pm 100\,\mu\mathrm{m}$ zur ursprünglichen Trockenschichtdicke in einer merklichen Temperaturerhöhung von bis zu 43 K nach 60 min bzw. einer prozentualen Abweichung von ca. 7 %. Gegenüber den geringen Abweichungen in der Trockenschichtdicke von $\pm 50\,\mu\mathrm{m}$ haben Abweichungen von $\pm 100\,\mu\mathrm{m}$ hinsichtlich der Temperaturentwicklung keinen vernachlässigbaren Charakter mehr. Demnach sind die Trockenschichtdicken zur zutreffenden Abbildung der Temperaturentwicklung mit einer Genauigkeit von $\pm 50\,\mu\mathrm{m}$ zu ermitteln.
Zur Bewertung des Einflusses der thermischen Randbedingungen wird der Emissionsgrad ϵ des DSB im Bereich von $0{,}7 - 0{,}9$ sowie der Wärmeübergangskoeffizient α_K im Bereich von $15 - 35\,\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m^2 \cdot K}}$ variiert. Die Entwicklung der Stahltemperaturen unter Einfluss der unterschiedlichen thermischen Randbedingungen verlaufen nahezu iden-

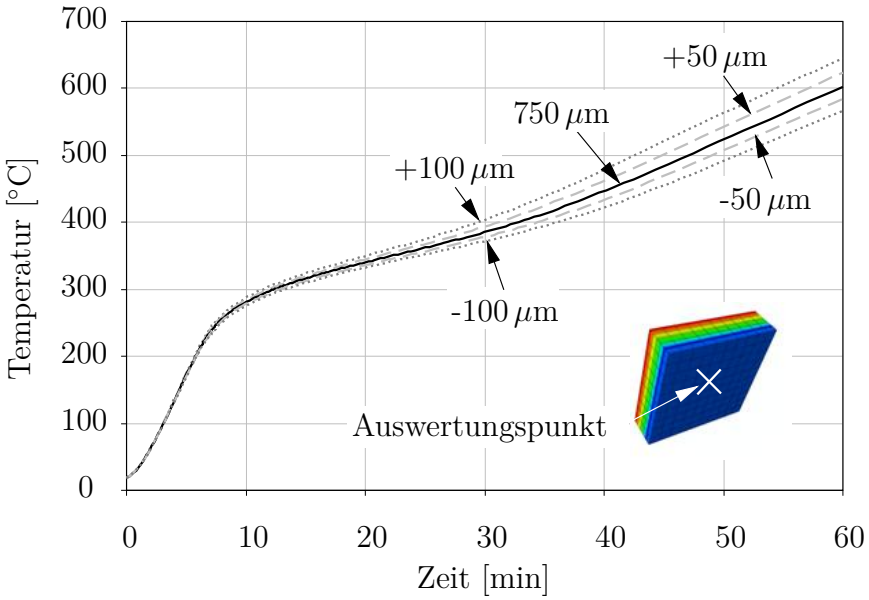


Abbildung 6.35: Berechnete Stahltemperaturen an der brandabgewandten Seite der beschichteten Stahlplatte zur Bewertung des Einflusses geringer Varianzen in der Trockenschichtdicke auf die Stahltemperaturen

tisch. Die Entwicklung der Temperaturverläufe wird daher nicht explizit dargestellt. Die Abweichungen in der maximalen Stahltemperatur betragen lediglich 5 K, wonach der Einfluss vernachlässigbar gering ist.
Um ferner den Einfluss unterschiedlicher Stahlplattendicken bzw. Massigkeiten und unterschiedlicher Trockenschichtdicken auf die Entwicklung der aufgeschäumten Schichtdicke und der Stahltemperaturen aufzuzeigen, werden im Folgenden beschichtete Stahlplatten mit Kantenlängen von 500 mm × 500 mm in den Stahldicken 1, 2, 5, 10, 20 und 35 mm sowie Trockenschichtdicken von 100, 250, 750, 1500 und 3000 µm bei Brandeinwirkung nach ETK bis 60 min untersucht. In Abbildung 6.36 ist zunächst der Einfluss unterschiedlicher Stahl- und Trockenschichtdicken auf die aufgeschäumte Schichtdicke des DSB dargestellt. Dazu wird jeweils die maximale aufgeschäumte Schichtdicke des DSB ins Verhältnis zum Maximum der Aufschäumfunktion α gesetzt.

Die Stahlplattendicke hat rechnerisch offensichtlich keinen nennenswerten Einfluss auf die aufgeschäumte Schichtdicke des DSB bei einer Trockenschichtdicke von 100 µm. Erst mit zunehmender Trockenschichtdicke ist der Einfluss der Wärmespeicherkapazität des Stahls deutlich erkennbar. Die einzelnen Teilschichten schäumen in einem zeitlichen Versatz zueinander auf und die gesamte aufgeschäumte Schichtdicke reduziert sich mit zunehmender Stahlplattendicke (vgl. Abbildung 6.30 auf Seite 265).

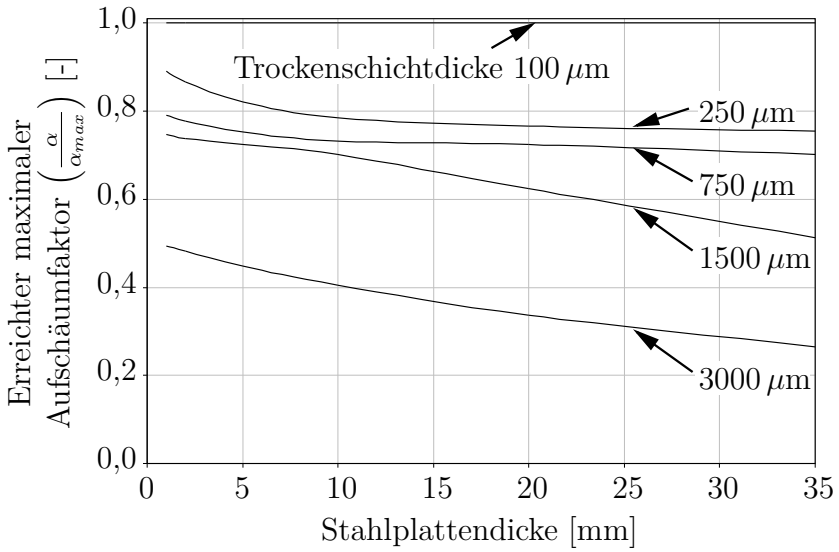


Abbildung 6.36: Einfluss der Stahlplattendicke auf die maximal aufgeschäumte Schichtdicke von DSB bei unterschiedlichen Trockenschichtdicken (bezogen auf das Maximum der Aufschäumfunktion $\alpha_{max} = 37$)

Bei einem DSB mit den Trockenschichtdicken von 250 µm bzw. 750 µm ist dieser Einfluss bis zu einer Stahlplattendicke von 10 mm stark ausgeprägt und nimmt mit zunehmender Stahlplattendicke merklich ab. Die aufgeschäumte Schichtdicke wird in den einzelnen Teilschichten jeweils erreicht (vgl. Abbildung 6.30). Darüber hinaus ist auffällig, dass sich die Entwicklung der aufgeschäumten Schichtdicke eines DSB mit einer Trockenschichtdicke von 1500 µm zunächst ähnlich zu den Verläufen mit einer Trockenschichtdicke von 250 µm bzw. 750 µm darstellt, jedoch ab einer Stahlplattendicke von 10 mm ein abweichendes Aufschäumverhalten zeigt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass der Temperaturanstieg in den unteren Teilschichten durch die hohe Wärmespeicherkapazität des Stahls und die thermische Schutzwirkung der oberen Teilschichten des DSB so stark verzögert wird, dass diese ihre maximalen aufgeschäumte Teilschichtdicke innerhalb einer ETK-Einwirkung von 60 min nicht erreichen. Mit zunehmender Trockenschicht- und Stahlplattendicke wird dieser Effekt zusätzlich begünstigt und es werden merklich geringere Gesamtschichtdicken erreicht. Die aufgeschäumte Schichtdicke wird also durch zwei signifikante Effekte beeinflusst. Zum einen wird der Temperaturanstieg im DSB durch die Wärmespeicherkapazität des Stahls in den bauteilnahen Teilschichten zeitlich verzögert, sodass diese im Vergleich zu den brandzugewandten Teilschichten zeitversetzt aufschäumen. Zum anderen wird die Erwärmung der unteren Teilschichten bei sehr dicken Trockenschichtdicken zusätzlich so stark verzögert, dass diese ihre maximale aufgeschäumte

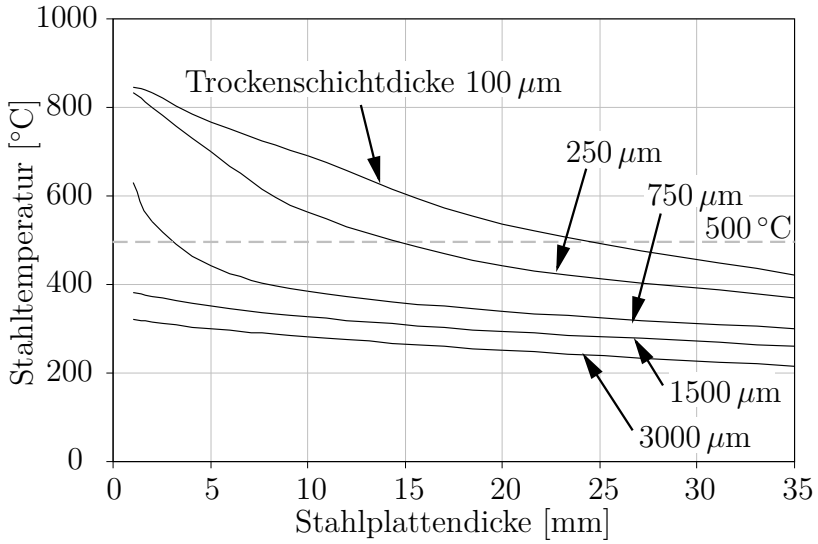


Abbildung 6.37: Maximaltemperaturen beschichteter Stahlplatten mit unterschiedlichen Trockenschichtdicken und Stahldicken nach 30 min ETK-Einwirkung

Teilschichtdicke bei einer ETK-Beanspruchung bis 60 min nicht erreichen.
Die Auswirkungen dieser unterschiedlichen Entwicklungen im Aufschäumverhalten auf die Stahltemperaturen sind in Abbildung 6.37 veranschaulicht. Darin sind die Maximaltemperaturen der Stahlplatten nach 30 min ETK-Beanspruchung für unterschiedliche Stahlplatten- und Trockenschichtdicken dargestellt. Es ist zunächst erkennbar, dass die Temperaturen einer Stahlplatte mit einem DSB der Trockenschichtdicke von 100 µm stark von der Stahlplattendicke abhängig sind. Die Stahltemperatur ist bei dieser Trockenschichtdicke in einem hohen Maß von der Wärmespeicherkapazität des Stahls geprägt, wobei der Einfluss mit zunehmender Trockenschichtdicke merklich abnimmt. Dies ist ab einer Trockenschichtdicke von 1500 µm erkennbar. Ab dieser Trockenschichtdicke wird die Stahltemperatur nur noch in einem geringen Maß von der Stahlplattendicke und vielmehr durch die thermische Schutzwirkung des DSB bestimmt. Darüber hinaus lässt sich aus Abbildung 6.37 die optimale Trockenschichtdicke zur Einhaltung einer kritischen Stahltemperatur von 500 °C bzw. Feuerwiderstandklasse F30 bei unterschiedlichen Stahlplattendicken identifizieren. Demnach stellt eine Trockenschichtdicke von 750 µm die rechnerisch optimale Trockenschichtdicke für eine Stahlplattendicke von 3 mm ($\frac{A}{V} = 333\,\mathrm{m}^{-1}$) dar. Für die Stahlplattendicken von 15 mm ($\frac{A}{V} = 66\,\mathrm{m}^{-1}$) bzw. 25 mm ($\frac{A}{V} = 40\,\mathrm{m}^{-1}$) stellen sich demgegenüber Trockenschichtdicken von 250 µm bzw. 100 µm als optimal dar.
Es wird deutlich, dass die Sensitivität des entwickelten Modells hinsichtlich der un-

tersuchten Einflussgrößen wenig ausgeprägt ist. Die Parameterstudien lassen zudem erkennen, dass die zu erwartende aufgeschäumte Gesamtschichtdicke des DSB umso geringer ausfällt, je größer der zeitliche Versatz der Erwärmung der bauteilnahen zu den brandzugewandten Teilschichten ist. Dieser Effekt wird mit zunehmender Stahlplatten- bzw. Trockenschichtdicke zunehmend stärker ausgeprägt.

6.4.7 Zusammenfassung

Die numerischen Untersuchungen dieses Abschnitts dienen dazu, das Erwärmungs- und Aufschäumverhalten von DSB auf Stahlplatten gezielt aufzuzeigen und die Entwicklung der Stahltemperaturen im Detail zu bewerten. Ferner wird durch den Vergleich berechneter Stahltemperaturen mit Versuchsergebnissen sichergestellt, dass sich das Erwärmungsverhalten des DSB und der Stahlplatten mit dem entwickelten numerischen Modell realitätsnah prognostizieren lässt. Dazu werden thermomechanische Simulationen in Abaqus [1] auf Grundlage neu entwickelter Methoden und Materialkennwerte für die Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSB durchgeführt. Zur Validierung des numerischen Modells dienen zunächst Versuchsergebnisse aus Abschnitt 5.5. Dabei werden die gemessenen und berechneten Verläufe der Stahltemperaturen aus insgesamt 15 Versuchen an beschichteten Stahlplatten bei einer Temperatureinwirkung nach ETK bis 60 min gegenübergestellt. Im Ergebnis zeigt sich, dass die Stahltemperaturen in ihrer Entwicklung in guter Übereinstimmung abgebildet werden. Einzig die Stahltemperaturen nach einer Versuchsdauer von ca. 45 min werden in den Simulationen im Vergleich zu den Versuchsergebnissen leicht überschätzt. Die Abweichungen zwischen gemessenen und berechneten Stahltemperaturen betragen nach 30 min ETK-Einwirkung im Wesentlichen weniger als ±15 %. Einzig die Stahltemperaturen einer beschichteten Stahlplatte mit der Beschichtung DSB1-ep (epoxidharzbasierend) liegen außerhalb dieser Toleranzgrenzen. Diese Abweichung wird auf ein atypisches Verhalten des DSB im Versuch zurückgeführt, da dieser eine auffällig geringe aufgeschäumte Schichtdicke entwickelte. Zur weiteren Validierung wird die gemessene und berechnete Temperaturentwicklung und -verteilung in der aufgeschäumten Schaumschicht des DSB verglichen. Dabei zeigt sich, dass der Temperaturverlauf über die Schichtdicke in der Simulation im Vergleich zu den Versuchsergebnissen weniger ausgeprägt nichtlinear ist. Diese Abweichungen, die insbesondere nach einer Versuchsdauer von 15 min und 30 min erkennbar sind und mit zunehmender Versuchsdauer merklich abnehmen, werden den Wärmeübergangs-

bedingungen zwischen Stahlplatte und DSB zugeschrieben, die offensichtlich nicht als „ideal wärmeleitend“ darstellbar sind, wie in der Simulation postuliert wird. Dennoch wird das Hochtemperaturverhalten der betrachteten DSB in der Simulation insgesamt gut abgebildet, wobei ausdrücklich hervorzuheben ist, dass das Erwärmungsverhalten fünf unterschiedlicher Beschichtungen als Vergleichsgrundlage der Simulationsergebnisse dient. Das Modell deckt somit bereits eine hohe Bandbreite unterschiedlicher DSB-Beschichtungen ab. Um ferner die Anwendbarkeit des numerischen Modells gegenüber einer Temperaturbeanspruchung auch bei Brandbeanspruchung mit offener Flamme sicherzustellen, dienen Versuchsergebnisse aus acht bauaufsichtlichen Zulassungsprüfungen an Stahlplatten mit den Beschichtungen DSB2-wa und DSB2-lö als weitere Vergleichsgrundlage. Die gemessenen Stahltemperaturen werden dabei in dem numerischen Modell ebenfalls mit einer maximalen Abweichung von $\pm 15\,\%$ prognostiziert. Einzig die Temperatur einer Stahlplatte liegt in der Simulation außerhalb dieser Grenzen. Zusätzlich wird das numerische Modell auf Grundlage der Erweiterungen der Materialkennwerte zur Simulation von DSB mit lösemittelhaltigen Beschichtungen bei Naturbrandbeanspruchung Versuchsergebnissen aus Abschnitt 5.5.4 gegenübergestellt. Dabei zeigt sich, dass das Erwärmungsverhalten in der Simulation sowohl für eine Temperatureinwirkung mit geringer als auch mit mittlerer Aufheizgeschwindigkeit gut abgebildet wird. Mit dem validierten Modell erfolgen in anschließenden Untersuchungen Detailbetrachtungen zu speziellen Phänomenen, die auf experimenteller Ebene nur schwer messbar bzw. auswertbar sind. So wird die sukzessive Erwärmung des DSB von der brandbeanspruchten Oberfläche her sowie die Entwicklung der aufgeschäumten Schichtdicke gezielt herausgestellt und das Aufschäumverhalten des DSB, das durch ein komplexes Zusammenspiel aus Aufschäum- und Schrumpfungsprozessen unterschiedlicher Teilschichten zum gleichen Zeitpunkt geprägt ist, dargestellt. Dabei lässt sich insbesondere die zeitversetzte Ausbildung der aufgeschäumten Schichtdicke der einzelnen Teilschichten von der brandbeanspruchten Oberfläche des DSB her anschaulich darlegen. Zusätzlich wird die Entwicklung der Aufheizgeschwindigkeit in den einzelnen Teilschichten aufgezeigt, die besonders bei lösemittelhaltigen Beschichtungen für die Ausbildung der aufgeschäumten Schichtdicke von zentraler Bedeutung sind. Dabei belegen diese Untersuchungen, dass die einzelnen Teilschichten eines DSB bei einer Temperatureinwirkung nach ETK während des Aufschäumprozesses stets von einer zunehmenden Aufheizgeschwindigkeit geprägt sind. Daher ist bei einer Brandeinwirkung nach ETK eine Berücksichtigung des abweichenden Aufschäumverlaufes lösemittelhaltiger DSB bei unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten nicht erforderlich. In abschließenden Sensitivitätsstudien

wird aufgezeigt, dass das numerische Modell unempfindlich hinsichtlich der Diskretisierung des DSB, der Größe des E-Moduls, der Volumenänderungsarbeit sowie des Porendurchmessers, geringer Varianzen in der Trockenschichtdicke und thermischer Randbedingungen reagiert. In Parameterstudien wird ferner dargelegt, dass unterschiedliche Stahlplattendicken bzw. Massigkeiten und Trockenschichtdicken einen merklichen Einfluss auf das Erwärmungs- und Aufschäumverhalten des DSB haben. So wird die Erwärmung beschichteter Stahlplatten mit zunehmender Massigkeit merklich verzögert und der DSB entwickelt im Vergleich zur Applikation auf filigranen Bauteilen eine geringere Schichtdicke. Darüber hinaus wird deutlich, dass mit zunehmender Trockenschichtdicke eine geringere maximale Schichtdicke erreicht wird, was auf eine sukzessive Ausbildung der thermischen Schutzwirkung und damit verbundene zeitlich verzögerte Erwärmung der darunter liegenden Teilschichten des DSB zurückzuführen ist.
Mit dem entwickelten numerischen Modell wird erstmals die Möglichkeit eröffnet, neben der Entwicklung der Stahltemperaturen auch das Hochtemperaturverhalten des DSB unter expliziter Berücksichtigung des Aufschäumvorgangs realitätsnah zu simulieren. Dies ermöglicht auf Grundlage der Eurocodes eine individuelle Auslegung beschichteter Stahlbauteile im Brandfall. Darüber hinaus zeigen die hier vorgestellten innovativen Ansätze zur Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSB bei Naturbrandbeanspruchung vielversprechende Ergebnisse. Dies pflichtet dem Bestreben einer schutzzielorientierter Bemessung beschichteter Stahlbauteile im Brandfall in hohem Maße bei.

6.5 Thermische Simulationen zum Einfluss raumabschließender Bauteile auf das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile

6.5.1 Einleitung

Die Ausführungen aus Abschnitt 6.4 zeigen, dass sich das Erwärmungserhalten beschichteter Stahlplatten mit dem entwickelten numerischen Modell unter expliziter Berücksichtigung des Aufschäumvorgangs des DSB realitätsnah simulieren lässt. Im

praxisüblichen Anwendungsfall werden DSBBS bzw. DSB auf offenen und geschlossenen Stahlprofilen appliziert. Dabei stellt besonders die Simulation des Erwärmungs- bzw. Aufschäumverhaltens von DSB auf I-Profilen aufgrund der Querschnittsgeometrie eine besondere Herausforderung dar. Darüber hinaus grenzen beschichtete I-Profile in der Einbausituation häufig direkt an eine Gebäudehülle an. Die experimentellen Untersuchungen aus Abschnitt 5.6 belegen, dass ein angrenzendes Trapezprofil das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile signifikant beeinflusst. Das Aufschäumen des DSB ist dabei im Bereich unter der Tiefsicke gehindert, sodass sich in diesen Bereichen nahezu keine thermische Schutzwirkung des DSB ausbilden kann. Demgegenüber kann sich die Schaumschicht im Bereich der Hochsicke ungehindert ausbilden. In Konsequenz ist ein hochkomplexes, inhomogenes Temperaturfeld im beschichteten I-Profil zu erwarten, das von höheren Temperaturen im Tiefsickenbereich und geringeren Temperaturen im Hochsickenbereich bestimmt wird (vgl. Abschnitt 5.6). Mit den neu entwickelten Methoden und Modellen aus Abschnitt 6.2 bzw. Abschnitt 6.3 zur Simulation des Hochtemperaturverhaltens von DSB unter Berücksichtigung des Aufschäumverhaltens wird erstmals die Möglichkeit eröffnet, den Einfluss einer gehinderten Aufschäumung auf die Entwicklung der Stahltemperaturen numerisch darzustellen.

Ziel der numerischen Untersuchungen in diesem Abschnitt ist es zunächst, die Anwendbarkeit des numerischen Modells zur Simulation des Erwärmungs- und Aufschäumverhaltens von DSB auf I-Profilen abzusichern und zu bewerten. In weiteren numerischen Simulationen wird gezielt das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile mit angrenzenden Trapezprofilen untersucht, um den Einfluss einer partiell gehinderten Aufschäumung des DSB auf die Entwicklung des Temperaturfeldes aufzuzeigen. Dabei dienen experimentelle Untersuchungen aus Abschnitt 5.6 der Validierung der numerischen Modelle. Darin wird zunächst ein beschichtetes I-Profil ohne Einfluss eines angrenzenden Trapezprofils getestet. Darüber hinaus wird ein baugleiches I-Profil jeweils mit allseitiger Beschichtung und angrenzendem Trapezprofil sowie mit einer unbeschichteten Teilfläche der dem Trapezprofil zugewandten Seite des abgedeckten Flansches (Oberflansch) des I-Profils untersucht. Dabei sind die einzelnen Versuchskörper jeweils mit einem DSBBS in zum Teil unterschiedlichen Trockenschichtdicken beschichtet und abweichenden Brandeinwirkungen ausgesetzt. Um eine eindeutige Vergleichbarkeit der Temperaturfelder der Modelle zu gewährleisten und den Einfluss eines angrenzenden Trapezprofils im Detail aufzeigen zu können, werden numerische Simulationen der beschichteten I-Profile jeder Konstellation mit jeweils äquivalenter Trockenschichtdicke und gleicher Brandbeanspruchung nach der nominellen ETK

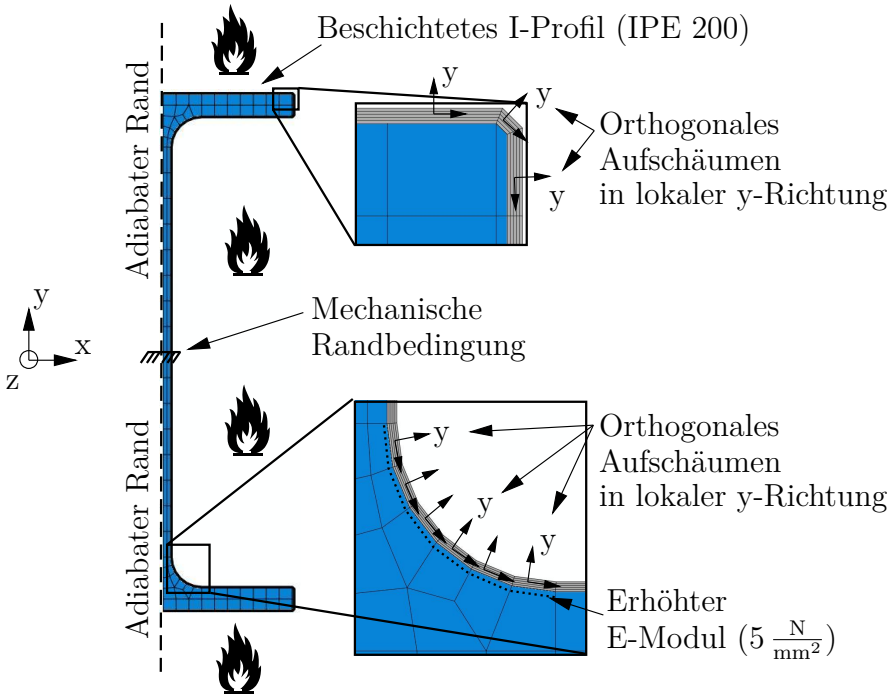


Abbildung 6.38: Diskretisiertes numerisches Modell eines beschichteten I-Profils mit der Definition der Aufschäumrichtung des DSB sowie thermischer und mechanischer Randbedingungen

durchgeführt. In abschließenden Sensitivitätsstudien wird die Empfindlichkeit des Modells hinsichtlich der Variation bestimmter Parameter dargelegt.

6.5.2 Modellbildung beschichteter I-Profile

Zur numerischen Simulation des beschichteten I-Profils in Abaqus [1] wird ein zweidimensionales Modell erstellt. Das I-Profil und das DSBBS bzw. der DSB werden zunächst als unabhängige Kontinua modelliert und zu einem Gesamtmodell zusammengefügt (vgl. Abbildung 6.38). Dabei werden die Symmetriebedingungen des Profils um die globale y-Achse unter Ansatz adiabater Randbedingungen in der Symmetrieachse ausgenutzt. Zusätzlich wird in der Symmetrieachse als mechanische Randbedingung eine zwängungsfreie Lagerung des Stahlprofils angestrebt. Daher werden die translatorischen Freiheitsgrade in globaler x- bzw. y-Richtung sowie der rotatorische Freiheitsgrad (Verdrehung um die z-Achse) des Knotens im Schwerpunkt des Profils festgesetzt.
Für eine strukturierte Diskretisierung und Vorbeugung großer Elementverzerrungen

während des Aufschäumvorgangs werden die Flanschkanten bei der Modellierung angefast und entsprechend der in Abbildung 6.38 angedeuteten Elementeinteilung diskretisiert.
Darüber hinaus wird der Bereich der Walzausrundung multilinear angenähert und in einzelne Abschnitte unterteilt (vgl. Abbildung 6.38). Die Diskretisierung des Modells erfolgt dabei mit bilinearen 4-Knotenelementen (C2D4T), die eine gekoppelt thermomechanische Analyse ermöglichen, wobei bei der Diskretisierung des DSB stets eine Elementdicke von max. 100 μm angestrebt wird. Dabei wird den Teilbereichen des DSB im Bereich der Walzausrundung jeweils ein orthogonales Aufschäumen in lokaler y-Richtung zugewiesen, wobei die in Abschnitt 6.3 abgeleiteten Materialkennwerte Anwendung finden. Für die Beschreibung des thermomechanischen Verhaltens des Stahlprofils werden die Materialkennwerte aus DIN EN 1993-1-2 [94] angesetzt. Um eine thermische und mechanische Interaktion beider Kontinua sicherzustellen, werden den Kontaktflächen des Stahlprofils und des DSB Interaktionsbedingungen zugewiesen. Dabei wird eine „ideale“ Kopplung der mechanischen und thermischen Freiheitsgrade unterstellt.
Als thermische Randbedingungen werden zur Abbildung des Wärmeeintrags über Wärmestrahlung für den DSB ein Emissionsgrad von $\epsilon = 0{,}8$ und für Stahl ein Emissionsgrad von $\epsilon = 0{,}7$ sowie für die Wärmeübertragung durch Konvektion ein Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_\mathrm{k} = 25\,\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m^2 \cdot K}}$ nach DIN EN 1991-1-2 [92] an der Bauteiloberfläche angesetzt. Die thermischen Randbedingungen verbleiben beim DSB dabei auch mit fortschreitender Aufschäumung stets an der Oberfläche und verändern entsprechend ihre geometrische Lage.

6.5.3 Modellbildung beschichteter I-Profile mit angrenzenden Trapezprofilen

Für die numerische Simulation des Erwärmungsverhaltens beschichteter I-Profile mit angrenzenden Trapezprofilen werden dreidimensionale Modelle erstellt, um eine inhomogene Entwicklung des Temperaturfeldes entlang der Profillängsachse explizit berücksichtigen zu können. Abbildung 6.39 zeigt in diesem Zusammenhang das Gesamtmodell des allseitig beschichteten I-Profils mit angrenzendem Trapezprofil entsprechend des Versuchskörpers TP1 aus Abschnitt 5.6. Die Modellbildung des I-Profils und des DSB in Abaqus [1] erfolgt grundsätzlich in Analogie zu den Ausführungen aus Abschnitt 6.5.2. So werden Symmetriebedingungen um die globale z-Achse

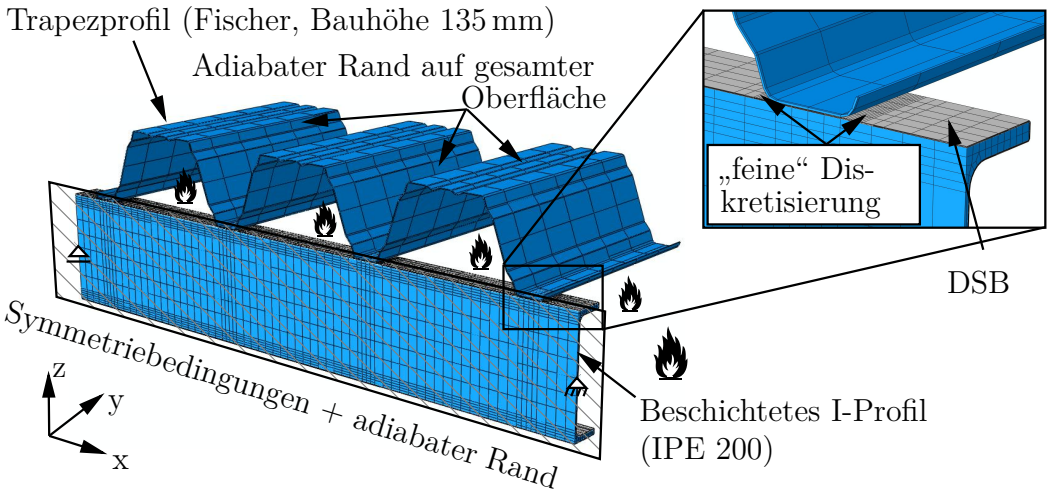


Abbildung 6.39: Numerisches Modell zur Simulation des Erwärmungsverhaltens eines allseitig beschichteten I-Profils mit angrenzendem Trapezprofil (Trockenschichtdicke: 700 μm)

ausgenutzt und adiabate Randbedingungen in der Symmetrieachse angesetzt sowie eine zwängungsfreie Lagerung des I-Profils vorgesehen, um thermische Zwangsbeanspruchungen auszuschließen. Zusätzlich werden an der brandabgewandten Oberfläche des Trapezprofils adiabate Randbedingungen angesetzt, da Trapezprofile im üblichen Anwendungsfall aufgrund bauphysikalischer Anforderungen mit aufliegendem Dämmmaterial verbaut werden. So wird berücksichtigt, dass im Brandfall nahezu kein Wärmeaustausch des Trapezprofils mit der Umgebung erfolgt. Zur Diskretisierung des Modells werden Elemente des Typs C3D8T verwendet. Dabei wird insbesondere im Bereich der Tiefsicken eine Diskretisierung des DSB mit hoher Netzdichte angestrebt, um sicherzustellen, dass sich die aufschäumende Schaumschicht sukzessive an das Trapezprofil anschmiegen kann. Ebenfalls in Analogie zu Abschnitt 6.5.2 wird dem DSB ein orthogonales Aufschäumverhalten in Bezug auf die Profiloberfläche zugewiesen.
Die thermischen und mechanischen Interaktionsbeziehungen zwischen dem I-Profil, dem DSB und dem Trapezprofil veranschaulicht Abbildung 6.40. Für eine bessere Übersichtlichkeit sind die einzelnen Komponenten des Modells mit einem fiktiven Zwischenraum zueinander dargestellt. Es ist ersichtlich, dass das I-Profil mit dem DSB sowohl thermisch als auch mechanisch gekoppelt ist, wobei jeweils eine „ideale“ Kopplung der Freiheitsgrade angenommen wird. Der Anschluss des Trapezprofils an das I-Profil erfolgt durch die mechanische Kopplung der translatorischen Freiheitsgrade

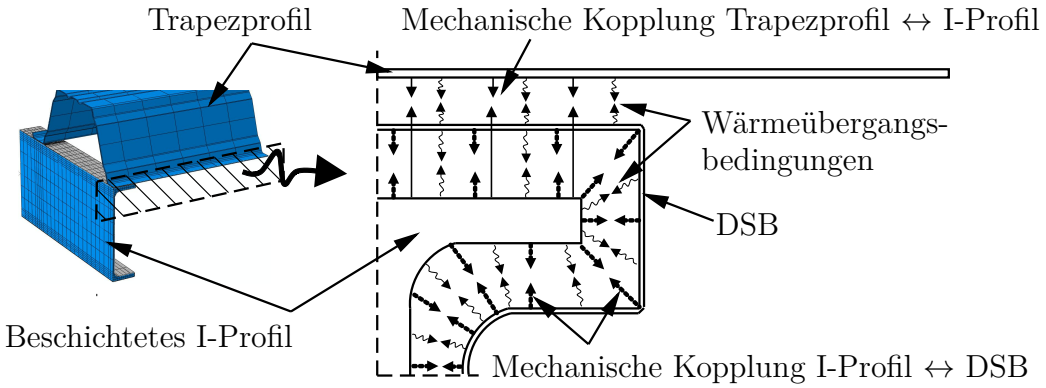


Abbildung 6.40: Veranschaulichung der thermischen und mechanischen Interaktionsbeziehungen

der jeweils zugewandten Stahloberflächen. Zur Berücksichtigung des Wärmeeintrags in das beschichtete I-Profil durch Wärmeleitung über das Trapezprofil werden in der Schnittstelle zwischen dem Trapezprofil und dem DSB zusätzlich Wärmeübergangsbedingungen angesetzt, wobei wiederum eine ideale Kopplung der Freiheitsgrade unterstellt wird.

Zur Berücksichtigung einer gehinderten Aufschäumung des DSB wird die User Subroutine *UExpan* dahingehend erweitert, dass der Zuwachs der Aufschäumung in der inkrementellen Formulierung der Aufschäumfunktion bei Erreichen einer definierten Druckspannung im Element zu Null gesetzt wird. Das bedeutet, dass nach dem Kontaktschluss des aufschäumenden DSB mit einem Hindernis (z. B. ein Trapezprofil) eine Druckspannung im Element aufgebaut wird und die Schaumschicht in der Folge nicht weiter aufschäumt. Die Wirkungsweise der spannungsabhängigen User Subroutine UExpan ist in Abbildung 6.41 vereinfachend am Beispiel eines aufschäumenden DSB auf einer Stahlplatte bei gehinderter Aufschäumung durch eine weitere Stahlplatte veranschaulicht. Um starke Elementverzerrungen im DSB nach dem Kontaktschluss mit der Stahlplatte zu vermeiden, wird ein „streng“ orthogonales Aufschäumen des DSB vorgegeben, wonach sich die Elementknoten des DSB lediglich orthogonal zur Stahloberfläche frei verschieben können.

Als Grenzdruckspannung wird ein Wert von $1 \cdot 10^{-4} \frac{\mathrm{N}}{\mathrm{mm}^2}$ angesetzt. Im Vergleich zu Versuchsergebnissen von Bodzay et al. [11] kann ein DSB während des Aufschäumvorgangs auch größere Expansionsdrücke entwickeln. Die Annahme eines Grenzexpansionsdruckes von $1 \cdot 10^{-4} \frac{\mathrm{N}}{\mathrm{mm}^2}$ stellt sicher, dass zur realitätsnahen Abbildung in keinem Fall Deformationen von angrenzenden Bauteilen durch den aufschäumenden DSB hervorgerufen werden. Unter Betrachtung von Abbildung 6.41 ist ersichtlich, dass

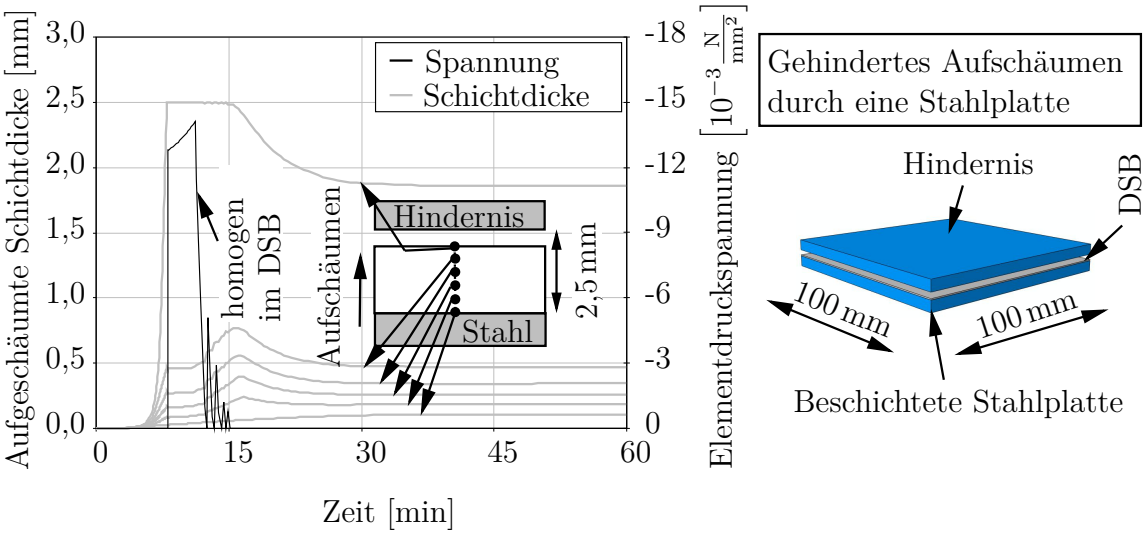


Abbildung 6.41: Veranschaulichung der Wirkungsweise der User Subroutine *UExpan* zur Berücksichtigung einer gehinderten Aufschäumung des DSB am Beispiel einer beschichteten Stahlplatte (Stahlplattendicke: 5 mm, Trockenschichtdicke: 600 μm)

die brandbeanspruchte Teilschicht des DSB zunächst bis zum Kontaktschluss mit der Stahlplatte (Hindernis) aufschäumt und keine signifikanten Druckspannungen im DSB vorliegen. Erst bei Kontaktschluss des DSB mit dem Hindernis steigen die Druckspannungen in der aufschäumenden Schaumschicht sprunghaft an. Die Grenzdruckspannung von $1 \cdot 10^{-4}\,\frac{N}{mm^2}$ wird dabei in allen Elementen überschritten, was dem vergleichsweise hohen E-Modul des DSB von $1\,\frac{N}{mm^2}$ zuzuschreiben ist. Die brandbeanspruchte Teilschicht liegt nunmehr unmittelbar am Hindernis an und schäumt nicht weiter auf. Auch die bauteilnahen Teilschichten des DSB schäumen nicht weiter auf, da die Grenzdruckspannung in den Elementen jeweils überschritten ist und der inkrementelle Zuwachs der Aufschäumung zu Null gesetzt wird. Im weiteren Verlauf ist erkennbar, dass die Spannung in den Elementen sukzessive weiter zunimmt. Dies ist auf die thermische Materialausdehnung der beschichteten Stahlplatte zurückzuführen. Mit der Schrumpfung der am Hindernis anliegenden Teilschicht des DSB werden die Spannungen sprunghaft abgebaut. In Konsequenz schäumen die unteren Teilschichten nun sukzessive auf, sodass der Kontaktschluss zum Hindernis fortwährend bestehen bleibt. Als Folge wird die Grenzdruckspannung nochmals erreicht, wonach die Aufschäumung erneut zu Null gesetzt wird. Die oberen Teilschichten reduzieren mit zunehmender Erwärmung weiter ihre Schichtdicke und die Druckspannung in den Elementen wird wieder abgebaut. Dieser Vorgang wiederholt sich so lange, bis die Temperaturen in allen Teilschichten des DSB so stark angestiegen sind, dass sich

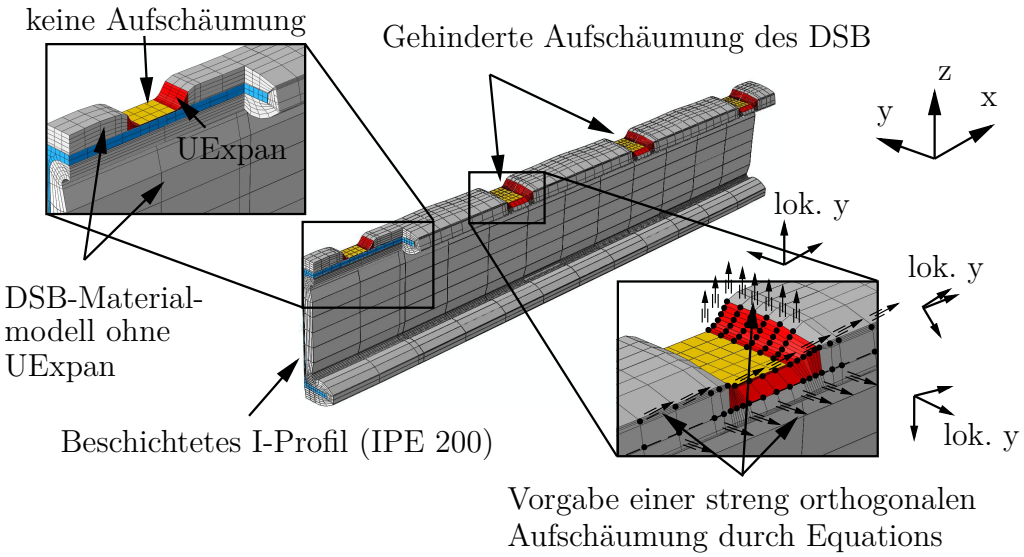


Abbildung 6.42: Modellierung eines beschichteten I-Profils (IPE 200, Trockenschichtdicke 700 μm) unter Berücksichtigung einer gehinderten Aufschäumung durch ein angrenzendes Trapezprofil

die Schichtdicke in ihrer Gesamtheit aufgrund von Schrumpfungsprozessen reduziert. Folgerichtig verschwinden die Spannungen in den Elementen im weiteren Verlauf wieder und die Schichtdicke ändert sich nach Abschluss des Schrumpfungsprozesses nicht mehr.

Zur Simulation einer gehinderten Aufschäumung des aufschäumenden DSB durch ein Trapezprofil am Gesamtmodell findet die User Subroutine UExpan stets in den Teilbereichen Verwendung, in denen ein gehindertes Aufschäumen des DSB durch das Trapezprofil zu erwarten ist. In Konsequenz wird die User Subroutine am Übergangsbereich der Tiefsicke zur Hochsicke sowie an den Flanschkanten im Bereich der Tiefsicke definiert (vgl. Abbildung 6.42). Alle in Abschnitt 6.3 definierten Materialeigenschaften finden dabei unberührt Anwendung. Ferner werden dem DSB unterhalb der Tiefsicken keine aufschäumenden Materialeigenschaften zugewiesen, da in diesen Teilbereichen in jedem Fall keine Aufschäumung erfolgt. In den übrigen Bereichen werden dem DSB die Materialeigenschaften aus Abschnitt 6.3 ohne Berücksichtigung der User Subroutine UExpan zugewiesen.

In Abbildung 6.42 ist die Vorgabe einer streng orthogonalen Aufschäumung des DSB in Bezug auf die Stahloberfläche im Bereich der gehinderten Aufschäumung dargestellt. Nach dem Kontaktschluss des DSB mit dem Trapezprofil können ggf. starke Elementverzerrungen oder ein Entlanggleiten des DSB an der abgeschrägten Profilsi-

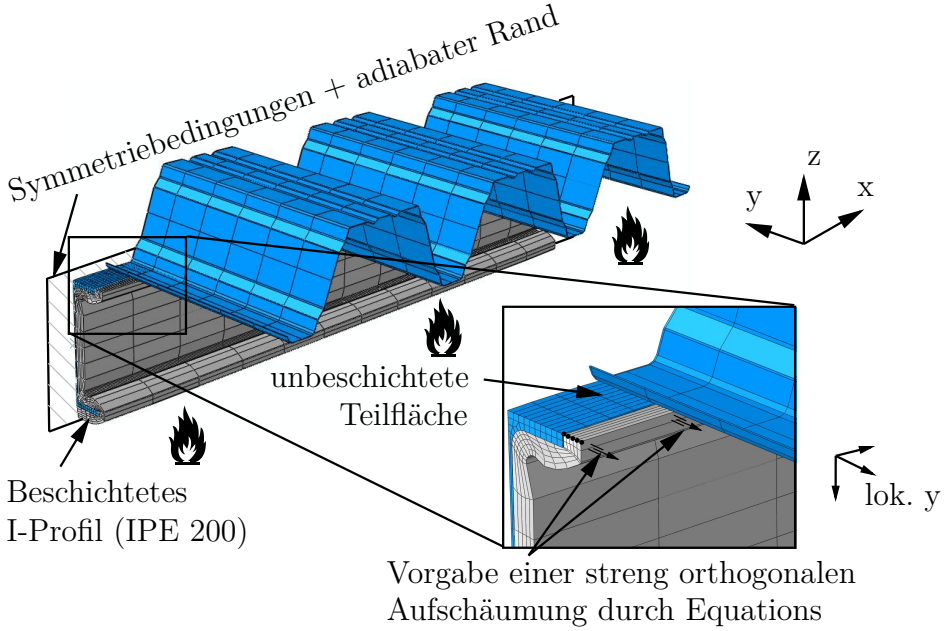


Abbildung 6.43: Numerisches Modell zur Simulation des Erwärmungsverhaltens eines dreiseitig beschichteten I-Profils (IPE 200) mit angrenzendem Trapezprofil (Trockenschichtdicke: 750 μm)

cke des Trapezprofils auftreten. Ein seitliches Entlanggleiten des aufschäumenden DSB an der Profilsicke ist in den experimentellen Untersuchungen aus Abschnitt 5.3.6 nicht festzustellen, sodass die Vorgabe einer streng orthogonalen Aufschäumung das Verhalten des DSB realitätsnah abbildet. In der numerischen Simulation wird die streng orthogonale Aufschäumung durch Kopplung der Freiheitsgrade (Equations) des DSB in lokaler x- und z-Richtung realisiert. Dabei werden die Knoten des DSB jeweils an den untersten Knoten des DSB gekoppelt. So wird lediglich eine Aufschäumung des DSB in lokaler y-Richtung ermöglicht. Zusätzlich wird im Bereich der Flanschkanten bzw. -anfasungen in gleicher Art und Weise die Aufschäumung streng orthogonal zur jeweiligen Stahloberfläche vorgegeben.
Für die numerische Simulation des Erwärmungsverhaltens des Versuchskörpers TP2 aus Abschnitt 5.6 wird ein weiteres numerisches Modell erstellt (vgl. Abbildung 6.43), das analog zum zuvor beschriebenen Modell aufgebaut ist, jedoch mit einer unbeschichteten Teilfläche der dem Trapezprofil zugewandten Seite des Oberflansches. Das Trapezprofil schließt in diesem Fall unmittelbar an die unbeschichtete Stahloberfläche des Flansches an. Folglich werden die thermischen und mechanischen Interaktionsbeziehungen in der Schnittstelle des I-Profils zum Trapezprofil unmittelbar zwischen

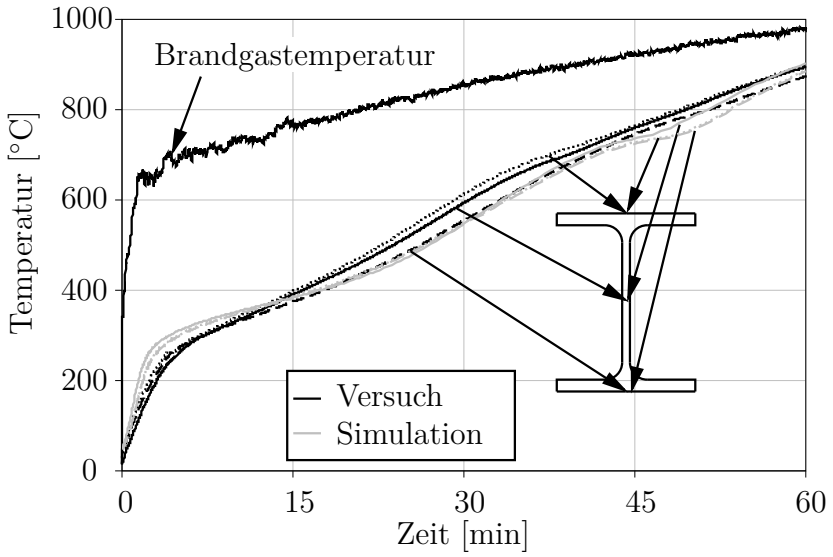


Abbildung 6.44: Vergleich der gemessenen und berechneten Stahltemperaturen des Versuchskörpers 1 (vgl. Abschnitt 5.6), IPE 200 mit DSBBS (DSB2-lö), Trockenschichtdicke gemittelt (ohne Grundierung): 750 μm

diesen beiden Komponenten angesetzt, wobei die Wärmeübergangsbedingungen und die mechanische Kopplung der Freiheitsgrade wie zuvor idealisiert angenommen werden. Ferner wird lediglich im Bereich der Flanschkante eine streng orthogonale Aufschäumung des DSB vorgegeben, um so starke Elementverzerrungen während des Aufschäumvorgangs zu vermeiden.
Die thermischen Randbedingungen werden an den Modellen jeweils profilfolgend an der Oberfläche der beschichteten I-Profile angesetzt, wobei jeweils der Teilbereich, der durch die Tiefsicke des Trapezprofils abgedeckt ist, ausgespart wird. Zusätzlich erfolgt der Ansatz der thermischen Randbedingungen an der Unterseite des Trapezprofils. Dabei wird für den Wärmeeintrag über Wärmestrahlung für die Oberfläche des DSB ein Emissionsgrad von $\epsilon = 0{,}8$ nach DIN EN 1991-1-2 [92] sowie für Stahloberflächen ein Emissionsgrad von $\epsilon = 0{,}7$ nach DIN EN 1993-1-2 [94] angesetzt. Für die Wärmeübertragung durch Konvektion wird jeweils ein Wärmeübergangskoeffizient von $\alpha_K = 25 \frac{W}{m^2 \cdot K}$ nach DIN EN 1991-1-2 [92] angenommen.

6.5.4 Vergleich mit Versuchsergebnissen

Die Validierung des entwickelten Modells für die numerische Simulation des Erwärmungsverhaltens beschichteter I-Profile mit und ohne angrenzende raumabschließende

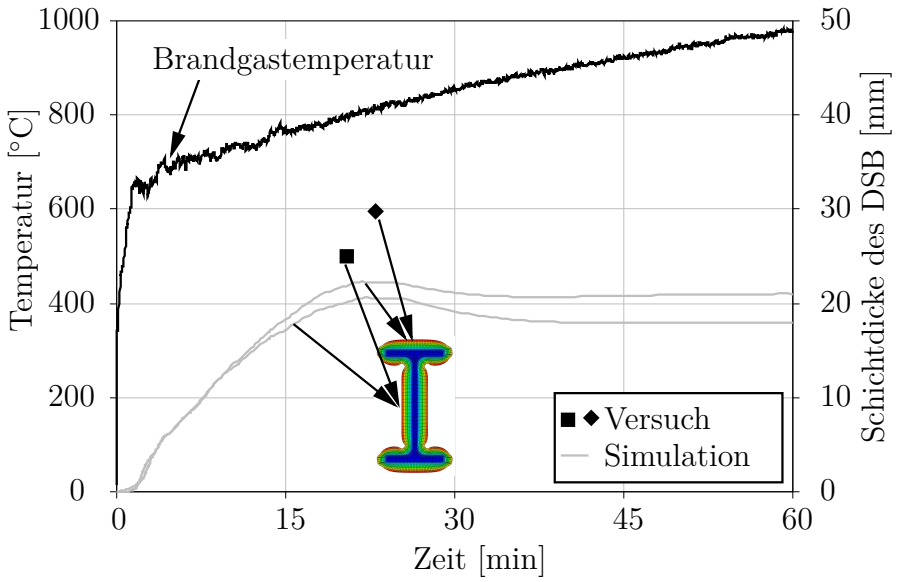


Abbildung 6.45: Vergleich der gemessenen maximalen Schichtdicke und des berechneten Aufschäumverlaufs des DSBBS von Versuchskörper 1, IPE 200 mit DSB (DSB2-lö), mittlere Trockenschichtdicke: 750 μm (ohne Grundierung)

Bauteile erfolgt an Brandversuchen aus Abschnitt 5.6. Darin wird zunächst ein beschichtetes I-Profil (IPE 200, Versuchskörper 1) mit einem DSBBS ohne angrenzendes raumabschließendes Bauteil untersucht. Die Entwicklung der Stahltemperaturen aus Versuch und Simulation unter Ansatz der gemessenen Brandgastemperaturen ist in Abbildung 6.44 dargestellt.

Es ist zunächst erkennbar, dass die Ausbildung der thermischen Schutzwirkung bzw. der Zeitpunkt des Aufschäumens, der durch die signifikante Änderung des Verlaufs der Stahltemperaturen gekennzeichnet ist, in der Simulation zutreffend abgebildet wird. Auch im weiteren Verlauf wird die Schutzwirkung des DSB in der Simulation in guter Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen abgebildet, was die annähernd identische Entwicklung der Stahltemperaturen erkennen lässt. Die Stahltemperaturen werden in der Simulation zunächst leicht überschätzt und im Anschluss insbesondere im Steg und im oberen Flansch zeitweise unterschätzt. Jedoch betragen die Abweichungen nach 30 min im Maximum lediglich ca. 45 K (ca. 9 %). Zudem ist ersichtlich, dass die gemessenen Stahltemperaturen nach einer Versuchsdauer von 60 min in der Simulation tendenziell leicht überschätzt werden.

Die Gegenüberstellung der gemessenen maximal aufgeschäumten Schichtdicke mit dem berechneten Aufschäumverlauf in Abbildung 6.45 lässt ferner erkennen, dass

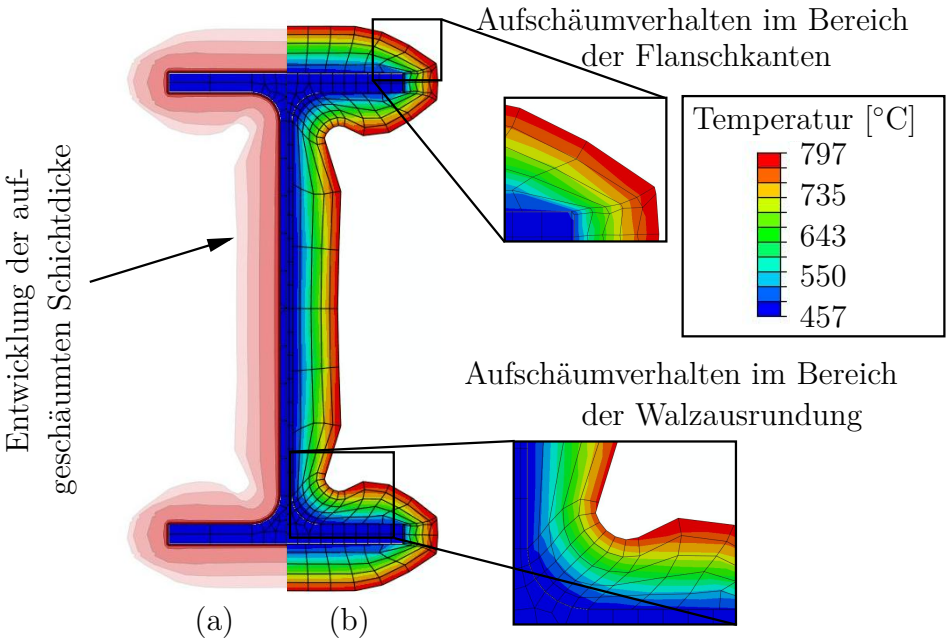


Abbildung 6.46: Numerisches Modell des Versuchskörpers 1: (a) Veranschaulichung des Aufschäumvorgangs (b) DSB in maximal aufgeschäumter Konfiguration (Zeitpunkt: ca. 22 min)

diese in der Simulation unterschätzt wird. Die maximal aufgeschäumte Schichtdicke wird im Versuch zu 30 mm bzw. 25 mm gemessen, wohingegen diese in der Simulation lediglich 22,5 mm bzw. 20,5 mm beträgt. Dennoch wird der Zeitpunkt des Erreichens der maximalen Schichtdicke in guter Übereinstimmung approximiert. Zusätzlich verdeutlichen Beobachtungen aus dem Versuch hinsichtlich des Aufschäumverhaltens des DSB auf diesem I-Profil, dass sich stets eine dichte und geschlossene Schaumstruktur um das I-Profil ausbildet. Die Entwicklung der aufgeschäumten Schichtdicke in der Simulation ist dabei in Abbildung 6.46 veranschaulicht. Es wird deutlich, dass das I-Profil in der Simulation ebenfalls von einer gleichförmigen aufgeschäumten Schichtdicke umgeben wird. Insbesondere ist auffällig, dass der DSB in der Simulation im Bereich der Walzausrundung im Vergleich zu den übrigen Querschnittsteilen ein zeitversetztes Aufschäumen zeigt, was der erhöhten Massigkeit des Profils in diesem Bereich zuzuschreiben ist und bereits in Abschnitt 5.6 dargelegt wird.
Zur Validierung des numerischen Modells zur realitätsnahen Abbildung des Erwärmungsverhaltens beschichteter I-Profile mit angrenzendem Trapezprofil werden die gemessenen Stahltemperaturen des Versuchskörpers TP1 (IPE 200, allseitig beschichtet) aus Abschnitt 5.6 den berechneten Stahltemperaturen aus der Simulation

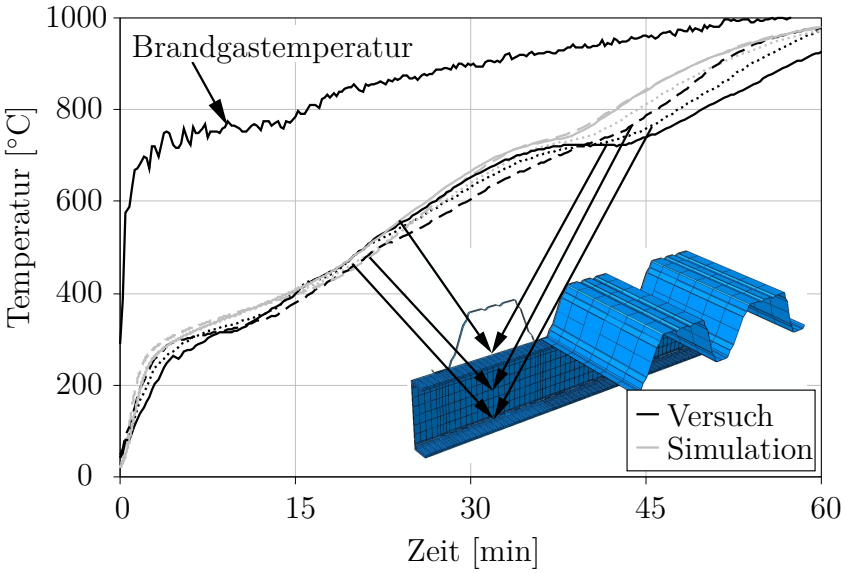


Abbildung 6.47: Vergleich der gemessenen und berechneten Stahltemperaturen des Versuchskörpers TP1 im Bereich der Hochsicke, IPE 200, allseitig beschichtet, mittlere Trockenschichtdicke des DSBBS (ohne Grundierung): 700 μm

gegenübergestellt. Dabei erfolgt die Validierung zur besseren Überschaubarkeit getrennt für den Bereich der Hoch- und Tiefsicke. In Abbildung 6.47 werden zunächst die Stahltemperaturen im Bereich der Hochsicke verglichen. Es wird deutlich, dass der Zeitpunkt des Aufschäumens und die Ausbildung der thermischen Schutzwirkung, die in der signifikanten Änderung des Verlaufs der Stahltemperaturen resultiert, gut abgebildet werden. Dabei werden die Stahltemperaturen ähnlich wie bei der Simulation des Erwärmungsverhaltens von Versuchskörper 1 anfänglich leicht überschätzt. Im weiteren Verlauf wird die Entwicklung der Stahltemperaturen in der Simulation in allen Querschnittsteilen des I-Profils in guter Übereinstimmung wiedergegeben. Die Abweichungen betragen dabei nach 30 min im Maximum lediglich 40 K (ca. 7 %), wobei die Temperaturen insbesondere mit fortschreitender Brandeinwirkung tendenziell leicht überschätzt werden.

Im Bereich der Tiefsicke wird der Verlauf der Stahltemperaturen in der Simulation zudem in guter Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen approximiert (vgl. Abbildung 6.48). Während die Verläufe der Stahltemperaturen im Steg und im dem Trapezprofil abgewandten Flansch sehr genau wiedergegeben werden, weichen die Temperaturen im Flansch, der dem Trapezprofil zugewandt ist (Oberflansch), leicht von den gemessenen Temperaturen ab. Die Abweichung zwischen den gemessenen und

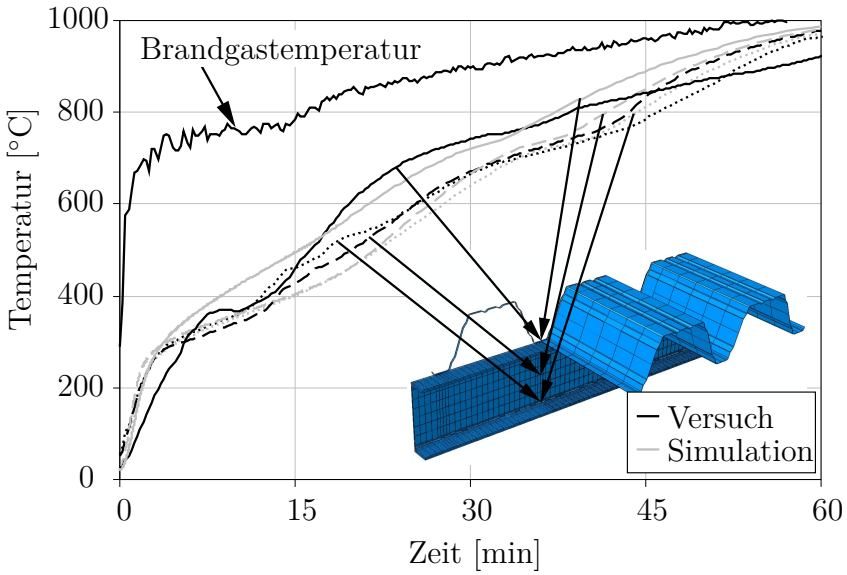


Abbildung 6.48: Vergleich der gemessenen und berechneten Stahltemperaturen des Versuchskörpers TP1 im Bereich der Tiefsicke, IPE 200, allseitig beschichtet, mittlere Trockenschichtdicke des DSBBS (ohne Grundierung): 700 μm

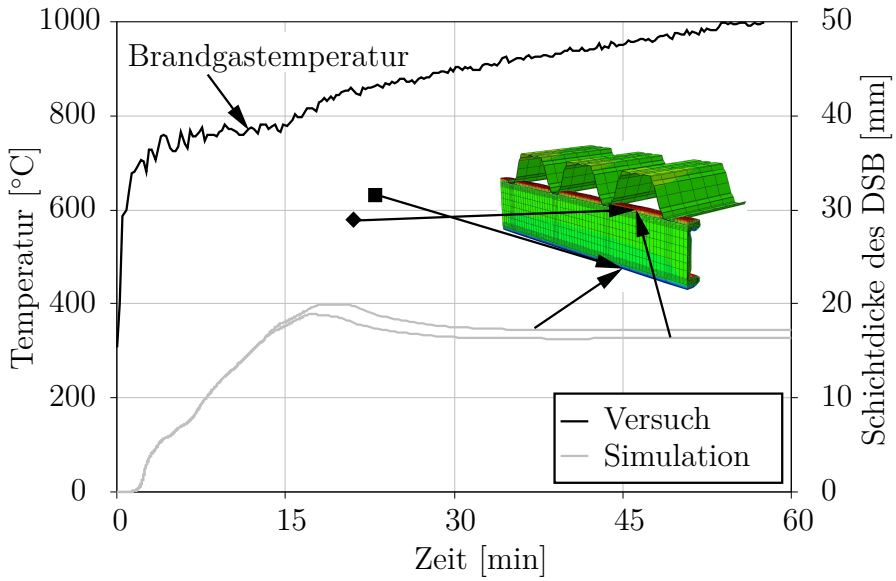


Abbildung 6.49: Vergleich der gemessenen maximalen Schichtdicke und des berechneten Aufschäumverlaufs des DSB von Versuchskörper TP1, IPE 200, allseitig beschichtet, mittlere Trockenschichtdicke (ohne Grundierung): 700 μm

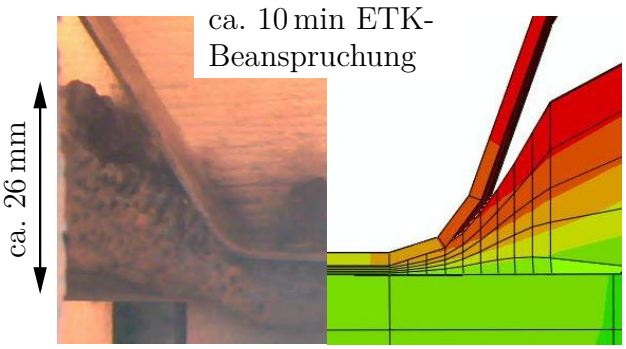


Abbildung 6.50: Vergleich des Hochtemperaturverhaltens des DSB bei gehinderter Aufschäumung im Bereich der Tiefsicke des Trapezprofils zwischen Versuch aus Abschnitt 5.3.6 und numerischer Simulation

berechneten Stahltemperaturen bei 30 min Brandeinwirkung beträgt im Maximum lediglich 25 K (ca. 4 %).

Zur weiteren Validierung wird in Abbildung 6.49 die im Versuch ermittelte maximal aufgeschäumte Schichtdicke dem simulierten Aufschäumverlauf gegenübergestellt. Darin wird deutlich, dass die aufgeschäumte Schichtdicke des DSB in der Simulation unterschätzt wird. Der Zeitpunkt, bei der sich die maximale Schichtdicke ausbildet, wird jedoch in guter Näherung wiedergegeben.

Trotz der Unterschätzung der maximalen aufgeschäumten Schichtdicke wird das Hochtemperatur- bzw. das Aufschäumverhalten des DSB in der Simulation gut abgebildet. Dies wird vor allem unter Betrachtung des Hochtemperaturverhaltens des DSB bei gehinderter Aufschäumung im Bereich der Tiefsicke in Abbildung 6.50 deutlich. Es ist erkennbar, dass sich die aufgeschäumte Schaumschicht in der Simulation in Analogie zum Versuch sukzessive an die Profilsicke anschmiegt und eine geschlossene, formstabile Schutzschicht ausbildet. Zudem ist ersichtlich, dass die Schrumpfungsprozesse der temperaturbeanspruchten Teilschichten des DSB in einer Klaffung zwischen der Schaumschicht und dem Trapezprofil resultiert.

Um das numerische Modell ferner für die Abbildung des Erwärmungsverhaltens beschichteter I-Profile mit angrenzendem Trapezprofil bei einer unbeschichteten Teilfläche des Oberflansches, die dem Trapezprofil zugewandt ist, zu validieren, werden die gemessenen Stahltemperaturen von Versuchskörper TP2 (IPE 200, dreiseitig beschichtet) aus Abschnitt 5.6 den berechneten Stahltemperaturen der Simulation gegenübergestellt. In Abbildung 6.51 sind die Verläufe der Stahltemperaturen aus Versuch und Simulation im Bereich der Hochsicke gegenübergestellt. Während die

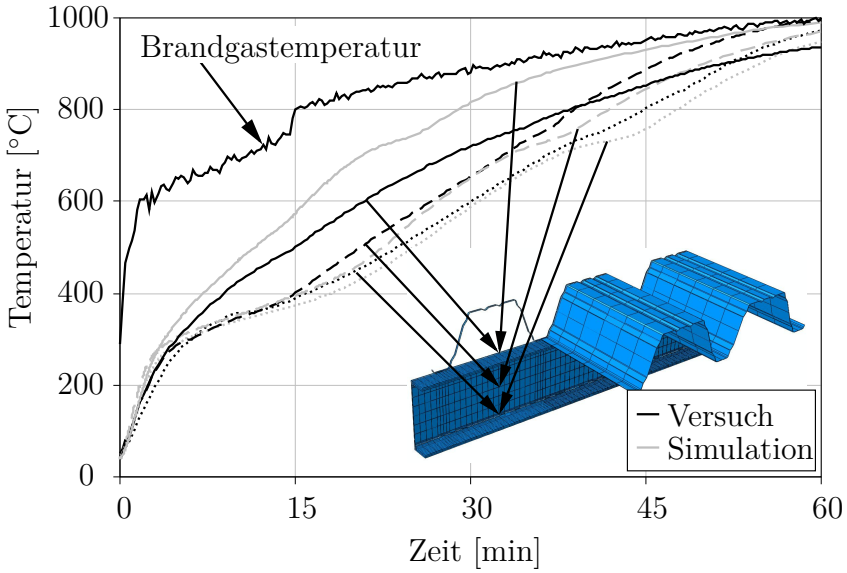


Abbildung 6.51: Vergleich der gemessenen und berechneten Stahltemperaturen des Versuchskörpers TP2 im Bereich der Hochsicke, IPE 200, dreiseitig beschichtet, mittlere Trockenschichtdicke des DSBBS (ohne Grundierung): 750 μm

Stahltemperaturen des Steges und des dem Trapezprofil abgewandten Flansches in guter Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen approximiert werden, wird in der Simulation eine erkennbar höhere Stahltemperatur im Oberflansch berechnet. Die maximale Abweichung der Stahltemperatur beträgt bei 30 min ca. 87 K (ca. 12 %). Die geringeren Temperaturen des Oberflansches im Versuch könnten dabei Abschattungseffekten, die in der Simulation keine Berücksichtigung finden oder den Wärmeübergangsbedingungen zwischen dem DSB und dem Trapezprofil, die in der Simulation als „ideal wärmeleitend“ angenommen werden, zuzuschreiben sein. Mit fortschreitender Brandeinwirkung werden die Stahltemperaturen in der Simulation tendenziell leicht überschätzt.
In gleicher Weise stellt sich die Temperaturentwicklung im Bereich der Tiefsicke des Trapezprofils dar (vgl. Abbildung 6.52). Die Stahltemperaturen des Steges und im dem Trapezprofil abgewandten Flansch werden in guter Genauigkeit approximiert, während die Stahltemperaturen des Oberflansches in der Simulation überschätzt werden. Die maximale Abweichung der Stahltemperaturen zwischen Versuch und Simulation beträgt nach 30 min etwa 77 K (ca. 10 %). Die Ursache in der Überschätzung der Stahltemperaturen im Bereich der Tiefsicke könnte ebenfalls in Abschattungseffekten begründet liegen.

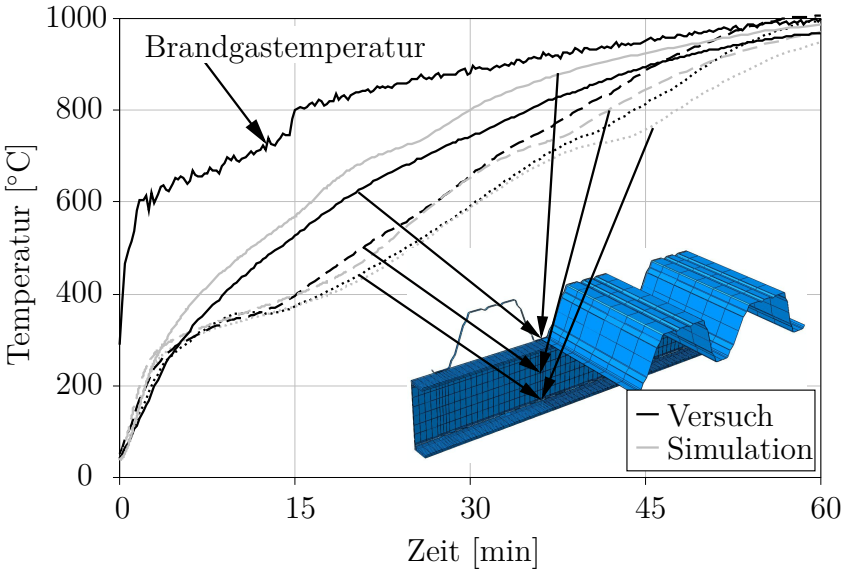


Abbildung 6.52: Vergleich der gemessenen und berechneten Stahltemperaturen des Versuchskörpers TP2 im Bereich der Tiefsicke, IPE 200, dreiseitig beschichtet, mittlere Trockenschichtdicke des DSBBS (ohne Grundierung): 750 μm

Insgesamt wird deutlich, dass die gemessenen Stahltemperaturen im Vergleich zu den Versuchsergebnissen aus Abschnitt 5.6 in guter Übereinstimmung approximiert werden, wobei die Stahltemperaturen mit fortschreitender Brandeinwirkung tendenziell leicht überschätzt werden. Diese Überschätzung der Stahltemperaturen wird den Wärmeübergangsbedingungen zwischen DSB und dem Stahlbauteil zugeschrieben, die im Modell vereinfachend als „ideal wärmeleitend“ angenommen werden. Dennoch werden die gemessenen Stahltemperaturen und das Hochtemperaturverhalten des DSB bei gehinderter Aufschäumung in der Simulation gut abgebildet.

6.5.5 Quantifizierung des Einflusses eines angrenzenden Trapezprofils auf das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile

Um den Einfluss eines angrenzenden Trapezprofils auf das Erwärmungsverhalten von beschichteten I-Profilen aufzuzeigen, werden mit dem validierten Modell Temperaturfeldberechnungen beschichteter I-Profile (IPE 200) in unterschiedlichen Konstellationen (mit und ohne angrenzende Trapezprofile) durchgeführt. Im Gegensatz zu

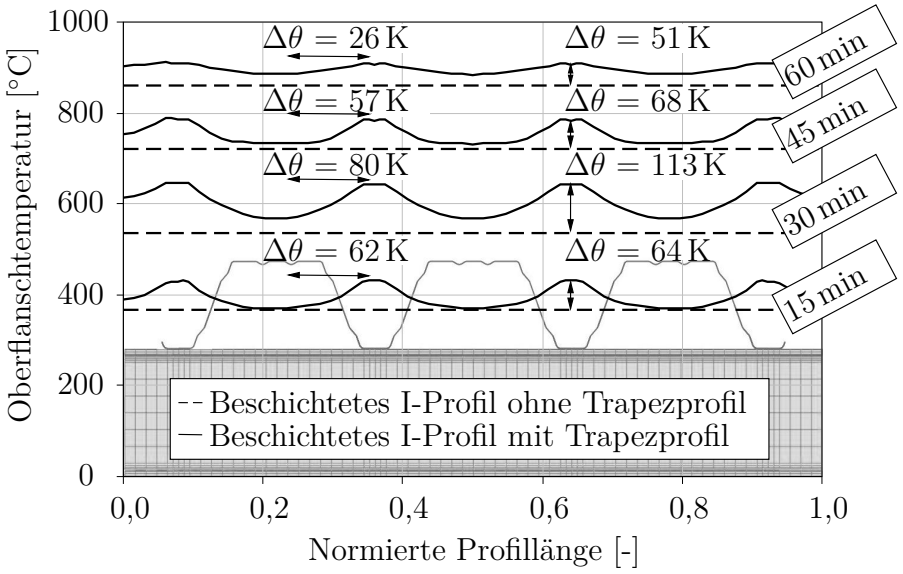


Abbildung 6.53: Vergleich der Temperaturentwicklung im Oberflansch eines allseitig beschichten I-Profils (IPE 200, Trockenschichtdicke DSB: 700 μm) mit und ohne angrenzendes Trapezprofil

den experimentellen Untersuchungen aus Abschnitt 5.6 lässt sich auf numerischer Ebene durch einheitliche Randbedingungen (Trockenschichtdicke jeweils 700 μm, Brandeinwirkung nach nomineller ETK) eine direkte Vergleichbarkeit der Temperaturfelder der unterschiedlichen Konstellationen gewährleisten und so der Einfluss des Trapezprofils auf das Temperaturfeld quantifizieren. Zusätzlich lässt sich der lokale Wärmeeintrag durch Wärmeleitung über das Trapezprofil im Bereich der Tiefsicken in das I-Profil aufzeigen und so eine inhomogene Temperaturverteilung entlang der Profilachse im Detail darstellen, die bereits in Abschnitt 5.6 angedeutet wird.
Dazu ist in Abbildung 6.53 die Entwicklung der Stahltemperaturen des Oberflansches über die normierte Profillänge entsprechend der Geometrie des Versuchskörpers TP1 dargestellt und der Stahltemperatur eines beschichteten I-Profils ohne Einfluss eines angrenzenden Trapezprofils gegenübergestellt. Es ist erkennbar, dass sich bereits nach 15 min ETK-Einwirkung ein ausgeprägter Temperaturunterschied zwischen dem Hoch- und Tiefsickenbereich ausbildet. Der Einfluss des Trapezprofils ist dabei besonders im Bereich der Tiefsicke klar erkennbar, wonach sich in diesem Bereich im Vergleich zu einem I-Profil ohne angrenzendes Trapezprofil merklich höhere Stahltemperaturen einstellen. Im Bereich der Hochsicke sind die Oberflanschtemperaturen demgegenüber nahezu unbeeinflusst. Erst mit fortschreitender Brandeinwirkung ist der Einfluss des Trapezprofils und einer gehinderten Aufschäumung des DSB auch im

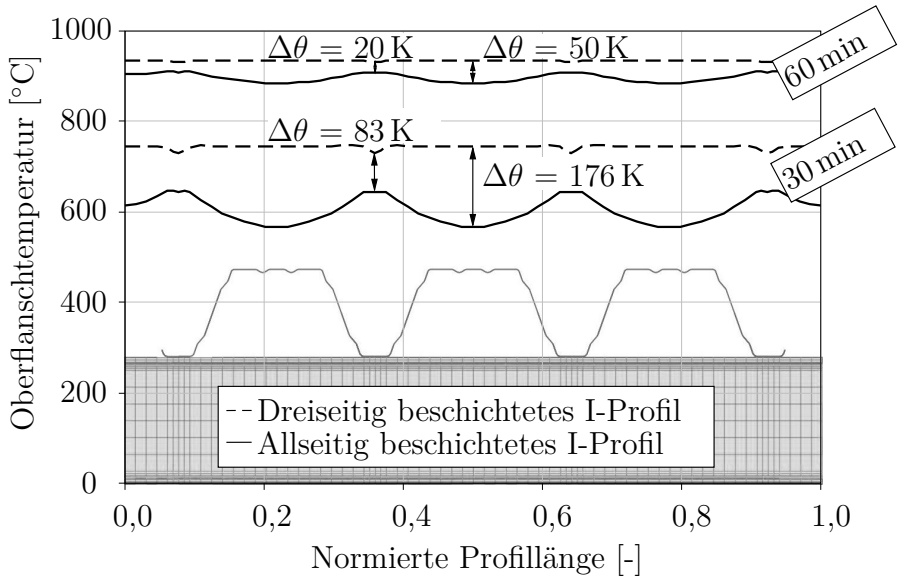


Abbildung 6.54: Vergleich der Temperaturentwicklung im Oberflansch eines allseitig und eines dreiseitig beschichten I-Profils mit jeweils angrenzendem Trapezprofil (IPE 200, Trockenschichtdicke DSB: 700 μm)

Hochsickenbereich erkennbar. Nach 30 min ist der Temperaturunterschied zwischen Hoch- und Tiefsickenbereich am stärksten ausgeprägt und liegt verglichen mit dem in den experimentellen Untersuchungen identifizierten Temperaturunterschied dieser Bereiche von ca. 90 K in einer ähnlichen Größenordnung. Die Temperaturspitzen im Bereich der Tiefsicke sind, wie bereits in Abschnitt 5.6 diskutiert, örtlich begrenzt. Im weiteren Verlauf der ETK-Einwirkung wird das I-Profil durchwärmt und die lokalen Temperaturspitzen im Tiefsickenbereich sind weniger stark ausgeprägt.
Den Einfluss einer unbeschichteten Teilfläche der dem Trapezprofil zugewandten Seite des Oberflansches verdeutlicht Abbildung 6.54. Im Vergleich zu einem I-Profil mit einer allseitigen Beschichtung ist erkennbar, dass sich in diesem Fall entlang der Profillängsachse ein nahezu homogener Temperaturverlauf im Oberflansch einstellt. Dabei liegen im Tiefsickenbereich des I-Profils sogar geringere Temperaturen als im Hochsickenbereich vor. Dennoch resultiert eine unbeschichtete Teilfläche des Oberflansches gegenüber einer allseitigen Beschichtung in signifikant höheren Oberflanschtemperaturen. Eine allseitige Beschichtung von I-Profilen ist daher trotz einer gehinderten Aufschäumung des DSB im Tiefsickenbereich empfehlenswert, zumal die übrigen Querschnittsteile bei einer unbeschichteten Teilfläche der dem Trapezprofil zugewandten Seite des Oberflansches zusätzlich beeinflusst werden, wie Abbildung 6.55 und Abbildung 6.56 verdeutlichen.

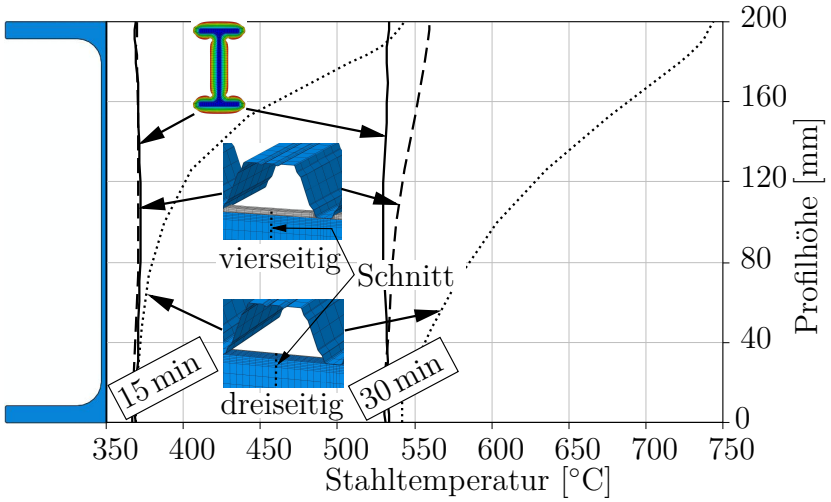


Abbildung 6.55: Vergleich der Temperaturentwicklung über die Profilhöhe eines allseitig bzw. dreiseitig beschichten I-Profils mit angrenzenden Trapezprofilen im Bereich der Hochsicke mit einem beschichteten I-Profil ohne Einfluss eines Trapezprofils (IPE 200, Trockenschichtdicke DSB: 700 μm)

Darin ist die Temperaturentwicklung der unterschiedlichen Konstellationen über die Profilhöhe im Hochsickenbereich zu diskreten Zeitpunkten aufgetragen. Es ist erkennbar, dass eine unbeschichtete Teilfläche der dem Trapezprofil zugewandten Seite des Oberflansches bereits nach 15 min ETK-Einwirkung im Vergleich zum beschichteten I-Profil ohne angrenzendes Trapezprofil zu einer signifikanten Temperaturerhöhung im Steg führt. Die Temperaturen eines allseitig beschichteten I-Profils mit angrenzendem Trapezprofil sind hingegen nahezu unbeeinflusst. Erst nach 30 min ist bei dem I-Profil mit allseitiger Beschichtung eine Beeinflussung der Temperaturen im Steg durch das Trapezprofil erkennbar, die jedoch gegenüber einer dreiseitigen Beschichtung ungleich geringer ausfällt.
Zudem ist die Temperaturverteilung über die Profilhöhe im Tiefsickenbereich der unterschiedlichen Konstellationen in Abbildung 6.56 einem beschichteten I-Profil ohne Einfluss eines angrenzenden Trapezprofils zu ausgewählten Zeitpunkten gegenübergestellt. Es wird deutlich, dass der Einfluss der gehinderten Aufschäumung bzw. einer unbeschichteten Teilfläche der dem Trapezprofil zugewandten Seite des Oberflansches stets in einer Temperaturerhöhung des Steges resultiert. Demgegenüber ist der Einfluss des angrenzenden Trapezprofils in den Temperaturen des Unterflansches kaum wahrnehmbar. Insgesamt sind die Stahltemperaturen im Fall einer dreiseitigen Beschichtung im Vergleich zu den übrigen Konstellationen jedoch signifikant höher,

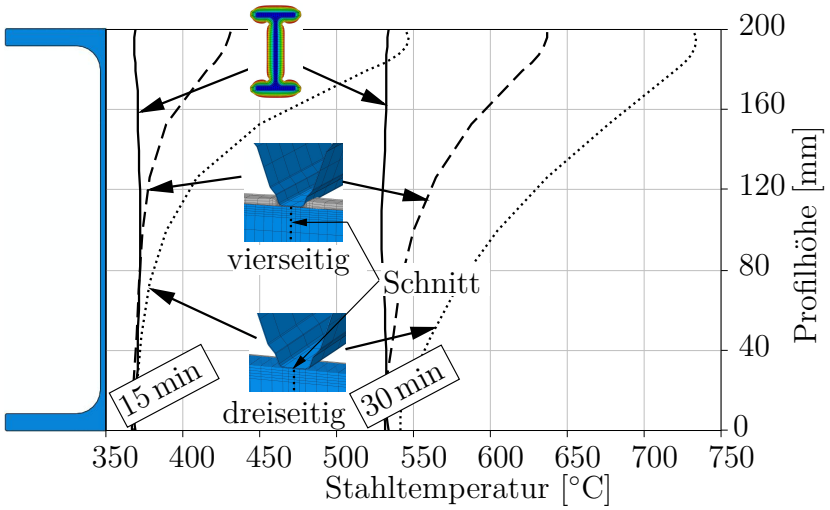


Abbildung 6.56: Vergleich der Temperaturentwicklung über die Profilhöhe eines allseitig bzw. dreiseitig beschichten I-Profils mit angrenzenden Trapezprofilen im Bereich der Tiefsicke mit einem beschichteten I-Profil ohne Einfluss eines Trapezprofils (IPE 200, Trockenschichtdicke DSB: 700 μm)

wonach eine allseitige Beschichtung von I-Profilen mit angrenzenden Trapezprofilen ausdrücklich zu empfehlen ist.

6.5.6 Sensitivitätsstudien

Um die Empfindlichkeit des entwickelten Modells für die numerische Simulation des Erwärmungsverhaltens beschichteter I-Profile mit und ohne angrenzendes Trapezprofil bzgl. Parametern aufzuzeigen, die experimentell nicht belegt werden können und deren Einfluss sich nicht unmittelbar quantifizieren lässt, werden Temperaturfeldberechnungen unter gezielter Variation dieser Einflussgrößen durchgeführt. Dabei wird zunächst der Einfluss eines erhöhten E-Moduls im Bereich der Walzausrundung für eine realitätsnahe Simulation des Aufschäumverhaltens des DSB auf die Temperaturentwicklung studiert. Darüber hinaus wird der Einfluss der Wärmeleitfähigkeit des DSB im Tiefsickenbereich untersucht, da sich in diesem Bereich keine aufgeschäumte Schaumstruktur ausbilden kann, die jedoch zur Entwicklung der Wärmeleitfähigkeit nach Abschnitt 6.3 postuliert wird. Abschließend wird der Einfluss der Größe der Grenzdruckspannung, ab der bei einer gehinderten Aufschäumung keine weitere Expansion des DSB erfolgen soll, studiert.

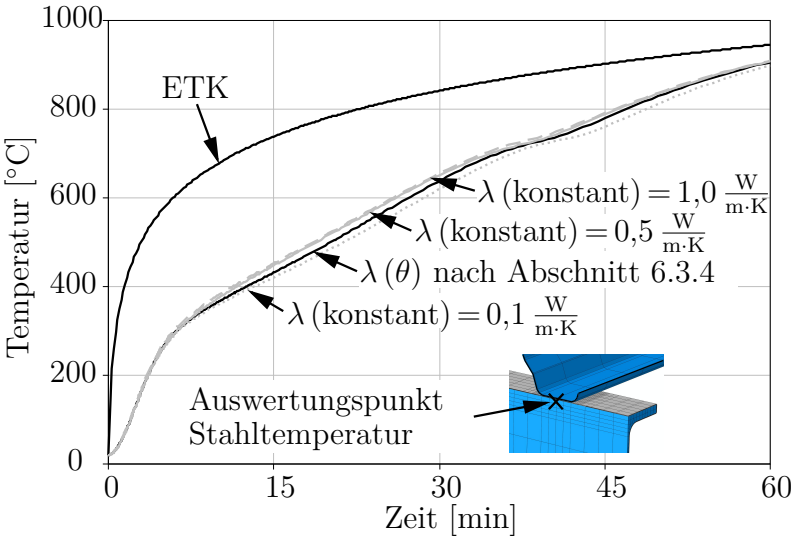


Abbildung 6.57: Einfluss unterschiedlicher Wärmeleitfähigkeiten im Bereich der Tiefsicke auf die Temperaturentwicklung eines allseitig beschichteten I-Profils mit angrenzendem Trapezprofil (IPE 200, Trockenschichtdicke DSB: 700 μm (ohne Grundierung))

Der Einfluss eines erhöhten E-Moduls im Bereich der Walzausrundung wird an einem beschichteten I-Profil (IPE 200) mit einer Trockenschichtdicke von 700 μm untersucht. Dabei wird der E-Modul des DSB zu 5, 10, 50 und 100 $\frac{\mathrm{N}}{\mathrm{mm^2}}$ variiert, um eine merklich höhere Steifigkeit des DSB im Radiusbereich zu provozieren. Dabei zeigt sich im Ergebnis eine nahezu identische Entwicklung der Stahltemperaturen mit einer maximalen Abweichung in der Stahltemperatur im Bereich der Walzausrundung von weniger als 3 K. Der Einfluss ist daher als vernachlässigbar gering zu bewerten. Auf eine Darstellung der Temperaturverläufe wird daher verzichtet.
Die Untersuchungen zur Wärmeleitfähigkeit des DSB im Bereich der Tiefsicke werden am numerischen Modell des allseitig beschichteten I-Profils mit angrenzendem Trapezprofil aus Abschnitt 6.5.5 bei ETK-Einwirkung durchgeführt. Dabei wird die Wärmeleitfähigkeit des DSB im Bereich der Tiefsicke als temperaturunabhängig zu 0,1; 0,5 und 1,0 $\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m\cdot K}}$ variiert, da sich die Wärmeleitfähigkeit eines DSB bei gehinderter Aufschäumung nach Abbildung 6.12 vermutlich in dieser Größenordnung darstellt. Die berechneten Temperaturen des I-Profils unmittelbar unterhalb der Profilsicke werden der ursprünglichen Entwicklung der Stahltemperaturen mit einer temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit nach Abbildung 6.53 gegenübergestellt (vgl. Abbildung 6.57). Es ist ersichtlich, dass die Temperaturverläufe bei Variation der Wärmeleitfähigkeit eine annähernd gleiche Entwicklung aufweisen. Die maximale

Abweichung der berechneten Stahltemperaturen zueinander beträgt lediglich 20 K. Eine Variation dieses Parameters hat offensichtlich einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Entwicklung der Stahltemperatur, wonach der Ansatz der temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit in diesem Bereich geeignet ist.
Die abschließenden Studien zur Grenzdruckspannung werden ebenfalls am zuvor genannten numerischen Gesamtmodell durchgeführt. Dabei wird die Grenzdruckspannung im Bereich von $0{,}1 \cdot 10^{-3}$ bis $2{,}0 \cdot 10^{-3}$ $\frac{\mathrm{N}}{\mathrm{mm}^2}$ auf Grundlage der Untersuchungen von Bodzay et al. [11] variiert. Die Stahltemperaturen werden dabei ebenfalls unmittelbar unterhalb der Tiefsicke im I-Profil ausgewertet. Dabei zeigt sich im Ergebnis, dass die Stahltemperaturen im Maximum um weniger als 5 K voneinander abweichen. Der Einfluss der Grenzdruckspannung ist demnach als gering zu bewerten. Auf eine Darstellung der Temperaturverläufe wird daher verzichtet.

6.5.7 Zusammenfassung

Die Ausführungen dieses Abschnitts dienen zunächst dazu, die Anwendbarkeit des entwickelten numerischen Modells für die Simulation des Hochtemperaturverhaltens beschichteter I-Profile aufzuzeigen. Auf dieser Grundlage wird in weiteren Simulationen gezielt der Einfluss eines angrenzenden Trapezprofils auf das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile untersucht und bewertet. Experimentelle Untersuchungen aus Abschnitt 5.6 belegen bereits, dass ein angrenzendes Trapezprofil das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile signifikant beeinflusst. Jedoch ist in diesen Untersuchungen eine Vergleichbarkeit der einzelnen Versuchskörper (beschichtete I-Profile mit und ohne angrenzende Trapezprofile) aufgrund abweichender Brandbeanspruchungen und Trockenschichtdicken nur bedingt gegeben. Neu entwickelte Methoden und Modelle zur numerischen Simulation des Hochtemperaturverhaltens von DSB unter Berücksichtigung des Aufschäumverhaltens ermöglichen es, den Einfluss einer gehinderten Aufschäumung auf die Entwicklung der Stahltemperaturen im Detail darzustellen und so eine direkte Vergleichbarkeit der Temperaturfelder sicherzustellen. So lässt sich der Einfluss angrenzender Trapezprofile im Detail quantifizieren. Dazu wird zunächst die Modellbildung eines beschichteten I-Profils (IPE 200) ohne angrenzendes Trapezprofil für eine zweidimensionale Simulation beschrieben. Des Weiteren werden dreidimensionale Modelle beschichteter I-Profile (IPE 200) mit angrenzenden Trapezprofilen aufgebaut, um die inhomogene Entwicklung des Temperaturfeldes entlang der Profilachse zu berücksichtigen. Dabei wird ein Modell

mit allseitiger Beschichtung und ein Modell mit einer unbeschichteten Teilfläche der dem Trapezprofil zugewandten Seite des abgedeckten Flansches modelliert, um den Einfluss einer fehlenden Beschichtung auf die Temperaturentwicklung im Stahlprofil zu verdeutlichen. Die numerischen Modelle entsprechen dabei den Versuchskörpern aus Abschnitt 5.6. Um die Anwendbarkeit des numerischen Modells und eine realitätsnahe Simulation des Hochtemperaturverhaltens des DSB auf I-Profilen abzusichern, werden die berechneten Stahltemperaturen und die maximal aufgeschäumten Schichtdicken des DSB Versuchsergebnissen gegenübergestellt. Dabei zeigt sich eine gute Übereinstimmung der gemessenen und berechneten Stahltemperaturen, wobei die Temperaturen in der Simulation zum Ende des Brandversuchs tendenziell leicht überschätzt werden. Die maximal aufgeschäumte Schichtdicke wird dabei in der Simulation unterschätzt. Der Vergleich der berechneten Stahltemperaturen der Modelle mit angrenzenden Trapezprofilen zeigt ebenfalls eine gute Übereinstimmung mit Versuchsergebnissen, wobei die Temperaturen in der Simulation zum Ende des Brandversuchs wiederum leicht überschätzt werden. Die maximal aufgeschäumte Schichtdicke wird in der Simulation zudem unterschätzt. Lediglich die Stahltemperaturen des an das Trapezprofil angrenzenden Flansches (Oberflansch) werden insgesamt überschätzt, was Abschattungseffekten zugeschrieben wird, die in der Simulation nicht berücksichtigt werden. Mit den validierten Modellen werden im Anschluss Temperaturfeldberechnungen der unterschiedlichen Konstellationen bei jeweils gleicher Trockenschichtdicke und Brandeinwirkung nach ETK durchgeführt. Dabei zeigt sich, dass im Falle eines allseitig beschichteten I-Profils mit angrenzendem Trapezprofil insbesondere im Oberflansch im Bereich der Tiefsicken ausgeprägte lokale Temperaturspitzen ausgebildet werden, wonach sich die Verteilung der Oberflanschtemperatur entlang der Profillängsachse als inhomogen darstellt. Eine unbeschichtete Teilfläche der dem Trapezprofil zugewandten Seite des Oberflansches resultiert demgegenüber in einer nahezu homogenen Temperaturverteilung entlang der Profilachse, wobei sich im Oberflansch gegenüber einem I-Profil mit allseitiger Beschichtung merklich höhere Temperaturen einstellen. Eine allseitige Beschichtung des Oberflansches ist daher empfehlenswert, zumal diese auch in signifikant geringeren Stahltemperaturen im Steg des I-Profils resultiert. Abschließende Sensitivitätsstudien zeigen, dass das entwickelte numerische Modell unempfindlich hinsichtlich der Variation bestimmter Parameter wie z. B. der Wärmeleitfähigkeit des DSB bei gehinderter Aufschäumung reagiert, die nicht experimentell belegt werden können und deren Einfluss sich nicht unmittelbar quantifizieren lässt.

Mit dem entwickelten numerischen Modell wird erstmals die Möglichkeit eröffnet, das

Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile unter expliziter Berücksichtigung des Aufschäumverhaltens DSB realitätsnah zu prognostizieren. So lassen sich spezielle Detaillösungen erwirken und die Planungssicherheit für die brandschutztechnische, leistungsorientierte Bemessung beschichteter Stahlbauteile wird erhöht. Zudem ermöglichen die neuen Methoden und Modelle erstmalig die Berücksichtigung einer gehinderten Aufschäumung und die Bewertung ihres Einflusses auf die Temperaturentwicklung beschichteter Stahlbauteile. Dies schafft besonders bei individuellen Fragestellungen wie z. B. des Einflusses oberflächennaher Installationsleitungen auf das Erwärmungsverhalten beschichteter Stahlbauteilen innovative Bewertungsmöglichkeiten.

6.6 Zusammenfassung und Schlussfolgerung

Im Rahmen dieses Kapitels werden numerische Methoden und Modelle entwickelt, mit denen das Erwärmungsverhalten beschichteter Stahlbauteile bewertet bzw. prognostiziert werden kann. Der Aufschäumvorgang des DSB findet dabei für eine realitätsnahe Abbildung des Hochtemperaturverhaltens von DSBBS explizit Berücksichtigung. Darüber hinaus erfolgt die Entwicklung numerischer Methoden zur Simulation des Hochtemperaturverhaltens von DSB bei Naturbrandbeanspruchung. Ferner wird das numerische Modell um die Berücksichtigung einer gehinderten Aufschäumung des DSB weiterentwickelt, um z. B. den Einfluss eines angrenzenden Trapezprofils auf das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile im Detail zu beurteilen.
Die numerische Simulation des Hochtemperaturverhaltens von DSB erfolgt in gekoppelten thermomechanischen Analysen in Abaqus [1]. Diese werden umfassend beschrieben, wobei ferner auf Lösungsfehler eingegangen wird, die infolge großer Steifigkeitsunterschiede zwischen dem DSB und dem Stahl entstehen können. Darüber hinaus werden Materialkennwerte zur numerischen Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSB formuliert. Dabei werden einheitliche Materialkennwerte für die fünf im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Beschichtungen ermittelt. Es werden ein Aufschäumfaktor $\alpha(\theta)$ bzw. ein thermischer Ausdehnungskoeffizient $\alpha_{\mathrm{T}}(\theta)$ sowie die spezifische Wärmekapazität $\mathrm{c}_p(\theta)$, Materialdichte $\rho(\theta)$ und die Wärmeleitfähigkeit $\lambda(\theta)$ des DSB auf Grundlage experimenteller Untersuchungen und theoretischer Ansätze abgeleitet. Zusätzlich werden exemplarisch zwei Zugversuche an DSB-Proben durchgeführt, um den E-Modul zur vollständigen thermomechanischen Beschreibung

des DSB abzuschätzen. Um die entwickelten Materialkennwerte neben einer Brandbeanspruchung nach Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) auch für die Simulation des Erwärmungsverhaltens lösemittelhaltiger Beschichtungen bei Naturbrandbeanspruchung anwenden zu können, wird der Anwendungsbereich der Materialkennwerte erweitert. Dazu erfolgt die Implementierung der User Subroutine *UExpan* in Abaqus [1], die eine Definition einer Aufschäumfunktionen in Abhängigkeit der Aufheizgeschwindigkeit ermöglicht.

Auf Grundlage der entwickelten Methoden und formulierten Materialkennwerte werden thermische Simulationen beschichteter Stahlplatten durchgeführt. Dabei erfolgt zunächst eine Validierung des Modells an Versuchsergebnissen aus Abschnitt 5.5 bei Temperatureinwirkung nach ETK, wobei neben dem Verlauf der Stahltemperatur zusätzlich die Temperaturverteilung und -entwicklung im DSB Ergebnissen aus insgesamt 15 Versuchen gegenübergestellt wird. Die gemessenen Stahltemperaturen nach 30 min ETK-Beanspruchung werden in der Simulation im Wesentlichen innerhalb eines definierten Toleranzbereiches von ±15 % prognostiziert. Der Temperaturverlauf innerhalb des DSB ist in der Simulation gegenüber den Versuchsergebnissen weniger stark nichtlinear. Dies wird den Wärmeübergangsbedingungen zwischen dem DSB und dem Stahl zugeschrieben, die in der Simulation als „ideal wärmeleitend“ angenommen werden. Darüber hinaus wird das Erwärmungsverhalten beschichteter Stahlplatten aus Zulassungsversuchen nachgerechnet, um die Anwendbarkeit des numerischen Modells bei Brandbeanspruchung mit offener Flamme sicherzustellen. Die gemessenen und berechneten Stahltemperaturen stimmen dabei im Wesentlichen innerhalb des Toleranzbereiches von ±15 % gut überein. Dabei ist bemerkenswert, dass sich mit dem numerischen Modell das Erwärmungsverhalten von insgesamt 23 beschicheteten Stahlplatten mit unterschiedlichen Beschichtungen in guter Genauigkeit approximieren lässt. Neben der Validierung des numerischen Modells bei ETK-Beanspruchung (θ_{DSB}-Modell) erfolgt zusätzlich eine Gegenüberstellung des erweiterten Modells unter Berücksichtigung der Erwärmungsgeschwindigkeit des DSB ($\theta_{DSB,v}$-Modell) bei Temperaturbeanspruchung entsprechend zweier Naturbrandszenarien mit Versuchsergebnissen, wobei diese gut übereinstimmen. Mit dem validierten θ_{DSB}-Modell erfolgen im Anschluss Detailbetrachtungen zur sukzessiven Erwärmung und Entwicklung der aufschäumenden Schichtdicke, um das Hochtemperaturverhalten und die Wirkungsweise von DSB anschaulich aufzuzeigen. Dabei wird insbesondere ein zeitlich versetztes Aufschäumen der bauteilnahen Teilschichten des DSB im Vergleich zu den Teilschichten, die der brandbeanspruchten Oberfläche zugewandt sind, identifiziert. Darüber hinaus wird das θ_{DSB}-Modell mit dem $\theta_{DSB,v}$-Modell bei

ETK-Beanspruchung verglichen und die Entwicklung der Aufheizgeschwindigkeiten dargestellt. Dabei resultieren beide Modelle in nahezu identischen Verläufen der Stahltemperatur, wobei sich im $\theta_{DSB,v}$-Modell eine geringere aufgeschäumte Schichtdicke ausbildet. In anschließenden Sensitivitätsstudien wird zunächst die Empfindlichkeit des Modells hinsichtlich der Variation der Diskretisierung, des E-Moduls sowie der Berücksichtigung der Volumenänderungsarbeit, des Porendurchmessers, geringer Varianzen in der Trockenschichtdicke und thermischer Randbedingungen studiert. Dabei zeigt sich stets eine geringe Empfindlichkeit des Modells. In Parameterstudien wird zudem der Einfluss unterschiedlicher Stahlplattendicken bzw. Massigkeiten und Trockenschichtdicken auf das Erwärmungs- und Aufschäumverhalten untersucht. In diesen Studien wird deutlich, dass die aufgeschäumte Schichtdicke mit zunehmender Massigkeit und Trockenschichtdicke des DSB bezogen auf den vorgegebenen maximalen Aufschäumfaktor abnimmt. Dies ist insbesondere auf eine zunehmende zeitliche Verzögerung der Aufschäumung der einzelnen Teilschichten des DSB mit zunehmender Massigkeit und Trockenschichtdicke zurückzuführen. Dabei nehmen die maximalen Stahltemperaturen mit steigender Massigkeit und Trockenschichtdicke merklich ab.

In abschließenden numerischen Untersuchungen wird der Einfluss angrenzender Trapezprofile auf das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile simuliert. Um den Einfluss des Trapezprofils dabei im Detail aufzuzeigen, wird das Erwärmungsverhalten eines beschichteten I-Profils sowie baugleicher I-Profile mit angrenzenden Trapezprofilen bei allseitiger sowie allseitiger Beschichtung mit einer unbeschichteten Teilfläche der dem Trapezprofil zugewandten Seite des abgedeckten Flansches (Oberflansch) verglichen. Dazu wird zunächst die Modellbildung von beschichteten I-Profilen mit und ohne angrenzendes Trapezprofil beschrieben. Dabei wird insbesondere auf die Berücksichtigung einer gehinderten Aufschäumung auf numerischer Ebene eingegangen, die durch eine Erweiterung der User Subroutine *UExpan* erfolgt. Zur Validierung der Modelle dienen Versuchsergebnisse aus Abschnitt 5.6. Die Stahltemperaturen aus Versuch und Simulation stimmen dabei gut überein, wobei die Temperaturen in der Simulation zum Ende der Brandeinwirkung tendenziell leicht überschätzt werden. Die aufgeschäumten Schichtdicken werden in der Simulation unterschätzt. Mit den validierten numerischen Modellen werden im Anschluss weitere Untersuchungen zum Einfluss eines angrenzenden Trapezprofils auf das Erwärmungsverhalten von beschichteten I-Profilen durchgeführt. Der Vergleich der berechneten Temperaturfelder der einzelnen Konstellationen des I-Profils mit und ohne angrenzendes Trapezprofil bei äquivalenten Trockenschichtdicken und thermischen Randbedingungen der Modelle

zeigt auf, dass ein angrenzendes Trapezprofil bzw. eine gehinderte Aufschäumung eines DSB speziell im Oberflansch in einer signifikanten Temperaturerhöhung resultiert. Im Falle einer allseitigen Beschichtung stellt sich die Temperaturverteilung im Oberflansch entlang der Profillängsachse als inhomogen dar und ist durch ausgeprägte Temperaturspitzen im Bereich der Tiefsicken gekennzeichnet. Die Temperaturen im Hochsickenbereich liegen dabei in einer vergleichbaren Größenordnung wie bei einem beschichteten I-Profil ohne angrenzendes Trapezprofil. Eine unbeschichtete Teilfläche der dem Trapezprofil zugewandten Seite des Oberflansches resultiert hingegen in einer nahezu homogenen Temperaturverteilung im Oberflansch des I-Profils, wobei sich im Vergleich zu einem beschichteten I-Profil ohne angrenzendes Trapezprofil merklich höhere Stahltemperaturen einstellen. Eine allseitige Beschichtung eines I-Profils mit angrenzendem Trapezprofil ist daher in jedem Fall zu empfehlen.
Auf Grundlage dieser neu entwickelten Methoden und Modelle wird erstmals die Möglichkeit eröffnet, in Verbindung mit den abgeleiteten Materialkennwerten zur Simulation von DSB das Erwärmungsverhalten beschichteter Stahlbauteile im Brandfall unter expliziter Berücksichtigung des Aufschäumverhaltens des DSB zu prognostizieren. Zudem werden erstmalig einheitliche Materialkennwerte für die numerische Simulation von DSB für insgesamt fünf unterschiedliche Beschichtungen zur Verfügung gestellt. Darüber hinaus werden neue Erkenntnisse zur Entwicklung der aufgeschäumten Schichtdicke und folglich zur Ausbildung der thermischen Schutzwirkung von DSB gewonnen, wodurch sich nunmehr ein vertieftes Verständnis für die Wirkungsweise dieser Brandschutzbeschichtungen entwickeln lässt. Ferner zeigen erste innovative Ansätze für die numerische Simulation des Hochtemperaturverhaltens von DSB bei Naturbrandbeanspruchung vielversprechende Ergebnisse. Zudem lässt sich mit dem neu entwickelten Modell erstmalig der Einfluss angrenzender Bauteile bzw. einer gehinderten Aufschäumung auf das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile berücksichtigen und im Detail bewerten. Dies eröffnet insbesondere bei individuellen Fragestellungen neue Möglichkeiten der Bewertung des Einflusses einer gehinderten Aufschäumung. Insgesamt wird durch die Entwicklung dieser numerischen Methoden und Modelle eine leistungsorientierte Bemessung von Stahlbauteilen auf Grundlage der Eurocodes ermöglicht.

7 Zusammenfassung, Schlussfolgerung und Ausblick

7.1 Zusammenfassung und Schlussfolgerung

In der vorliegenden Arbeit werden experimentelle und numerische Untersuchungen zur Bewertung des Hochtemperaturverhaltens dämmschichtbildender Brandschutzsysteme (DSBBS) bzw. von Dämmschichtbildnern (DSB) behandelt, um ein tiefgehendes Verständnis für die schützende Wirkungsweise dieser Systeme im Brandfall zu erlangen und das Erwärmungsverhalten beschichteter Stahlbauteile realitätsnah zu prognostizieren. Dabei wird das Hochtemperaturverhalten von DSBBS bzw. DSB für die Erlangung einer Feuerwiderstandsklasse F30 bei Temperaturbeanspruchung nach Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) und einer Naturbrandeinwirkung sowie bei gehinderter Aufschäumung untersucht.
Dazu wird zunächst ein Überblick zu chemischen und physikalischen Vorgängen des DSB bei hohen Temperaturen gegeben sowie der aktuelle Stand der Normung aufgezeigt. Zudem erfolgt eine zusammenfassende Darstellung zum aktuellen Stand der Forschung bezüglich DSBBS, wobei Forschungsarbeiten zu den Materialeigenschaften von DSB bei hohen Temperaturen besonders herausgestellt werden.
Ferner werden im Hinblick auf die numerischen Simulationen des Erwärmungsverhaltens von DSB die Prinzipien des Wärmetransports sowie die numerische Umsetzung zum besseren Verständnis späterer Temperaturfeldberechnungen dargelegt.
Zusätzlich werden charakteristische Aufheizgeschwindigkeiten von Naturbrandszenarien als Grundlage für experimentelle Untersuchungen von DSB bei Temperaturbeanspruchungen entsprechend einer Naturbrandeinwirkung auf theoretischer Ebene ermittelt. Dabei wird die zeitliche Entwicklung der Brandgastemperaturen von Vollbrandszenarien auf Grundlage eines Zonenmodells und lokaler Brände mit einem vereinfachten Ansatz nach Eurocode berechnet. Im Ergebnis zeigt sich dabei, dass die Brandgastemperaturen bei Naturbränden im Temperaturbereich, in dem DSB aufschäumen, häufig einer mittleren Aufheizgeschwindigkeit von $10 - 50\,\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ folgen.
Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen wird in Kleinversuchen zunächst

das Materialverhalten von DSB bei hohen Temperaturen analysiert. Dabei werden wasserbasierte und lösemittelhaltige Beschichtungen zweier Produkthersteller sowie eine epoxidharzbasierte Beschichtung untersucht, um die Wirkungsweisen und das Hochtemperaturverhalten zu vergleichen und ggf. signifikante Unterschiede aufzuzeigen. In diesem Zusammenhang wird zunächst die Wärmespeicherkapazität von DSB ermittelt sowie endotherme und exotherme Prozesse bei der Erwärmung identifiziert. Alle Beschichtungen entwickeln dabei eine vergleichbare Wärmespeicherkapazität wobei das Hochtemperaturverhalten im Wesentlichen durch die Ausbildung einer Schmelze, den Aufschäumvorgang und der Pyrolyse organischer Bestandteile der Schaumstruktur charakterisiert ist. Zudem wird in weiteren Kleinversuchen das Aufschäumverhalten von DSB bei Temperaturbeanspruchung nach ETK untersucht, wobei aus visuellen Auswertungen und Temperaturmessungen Verläufe der aufgeschäumten Schichtdicke in Abhängigkeit der DSB-Temperatur ermittelt werden. Alle untersuchten Beschichtungen zeigen dabei ein ähnliches Aufschäumverhalten, das von einer raschen Entwicklung und einer anschließenden Degradation der aufgeschäumten Schichtdicke geprägt ist. Des Weiteren wird das Aufschäumverhalten von DSB bei Temperatureinwirkungen mit unterschiedlichen, konstanten Aufheizgeschwindigkeiten untersucht. Dabei zeigt sich, dass lösemittelhaltige Beschichtungen speziell bei einer Temperaturbeanspruchung mit geringer Aufheizgeschwindigkeit eine vergleichsweise geringe Schichtdicke entwickeln. Darüber hinaus wird das Aufschäumverhalten ausgewählter Beschichtungen im Bereich der Walzausrundung eines I-Profils und bei einer gehinderten Aufschäumung durch eine Profilsicke eines Trapezprofils betrachtet. Dabei entwickeln DSB im Bereich der Walzausrundung aufgrund der erhöhten Stahlmassigkeit eine aufgeschäumte Schichtdicke in einem zeitlichen Versatz zu den übrigen Querschnittsteilen. Bei einer gehinderten Aufschäumung durch die Profilsicke zeigt sich ein sukzessives Anschmiegen des aufschäumenden DSB unter Ausbildung einer geschlossenen und formstabilen Schaumstruktur. Weiterhin erfolgen mikroskopische Untersuchungen zur Gestalt, Größe und Verteilung der Poren in einem DSB. Dabei wird der Zustand des DSB nach Initiierung des Aufschäumvorgangs, in der maximal aufgeschäumten Konfiguration und nach Pyrolyse der organischen Bestandteile der Schaumstruktur betrachtet. Speziell die aufgeschäumte Schaumstruktur ist dabei stets von gleichmäßigen Porengrößen geprägt, wobei diese häufig eine wabenartige Struktur aufweisen. Zudem wird identifiziert, dass sich neben Poren eine Vielzahl unregelmäßig angeordneter Gaseinschlüsse ausbilden. Darüber hinaus werden Untersuchungen zur Temperaturverteilung und -entwicklung innerhalb der aufgeschäumten Schaumstruktur aller DSB durchgeführt, um die thermische Schutz-

wirkung im Detail zu bewerten. Dazu werden in Kleinversuchen an beschichteten Stahlplatten die Temperaturen im Stahl und im DSB bei ETK-Einwirkung gemessen. Die Temperaturverteilung über die Schichtdicke eines DSB stellt sich dabei stets als nichtlinear dar, wobei der Temperaturgradient und folglich die thermische Schutzwirkung in den bauteilnahen Teilschichten des DSB am stärksten ausgeprägt ist. Dabei zeigen alle Beschichtungen ein ähnliches Verhalten und vergleichbare thermische Schutzwirkung. Zusätzlich wird speziell das Erwärmungsverhalten lösemittelhaltiger Beschichtungen bei Temperaturbeanspruchungen entsprechend zweier Naturbrandeinwirkungen untersucht, da diese Beschichtungen bei einer Temperaturbeanspruchung mit geringer Aufheizgeschwindigkeit im Vergleich zu den übrigen Beschichtungen merklich geringere aufgeschäumte Schichtdicken ausbilden. Im Ergebnis zeigt sich, dass lösemittelhaltige Beschichtungen besonders bei einer Temperaturbeanspruchung mit einer geringen Aufheizgeschwindigkeit eine geringere thermische Schutzwirkung als z. B. bei ETK-Beanspruchung entwickeln. In weiteren Brandversuchen wird die Schutzwirkung von lösemittelhaltigen DSB auf I-Profilen mit und ohne ein angrenzendes Trapezprofil untersucht, um den Einfluss dieses raumabschließenden Bauteils auf das Erwärmungsverhalten zu bewerten. Dazu wird das Erwärmungsverhalten eines beschichteten I-Profils sowie eines beschichteten I-Profils mit angrenzenden Trapezprofilen untersucht. Des Weiteren wird ein beschichtetes I-Profil mit einer unbeschichteten Teilfläche der dem Trapezprofil zugewandten Seite des abgedeckten Flansches (Oberflansch) untersucht, um den Einfluss einer dreiseitigen Beschichtung auf die Entwicklung der Stahltemperaturen aufzuzeigen. Dabei resultiert ein angrenzendes Trapezprofil besonders im Oberflansch des I-Profils in signifikant höheren Stahltemperaturen, wobei sich die Temperaturverteilung im Oberflansch als inhomogen darstellt und von lokalen Temperaturspitzen im Bereich der Tiefsicken geprägt ist. Eine dreiseitige Beschichtung führt hingegen zu einer nahezu homogenen Temperaturverteilung im beschichteten I-Profil, wobei sich jedoch merklich höhere Stahltemperaturen ausbilden, sodass eine allseitige Beschichtung trotz einer partiell gehinderten Aufschäumung des DSB durch die Tiefsicken des Trapezprofils zu empfehlen ist.

Für die numerischen Simulation des Erwärmungsverhaltens von Stahlbauteilen mit DSBBS werden zunächst die numerischen Methoden und die Umsetzung der Abbildung des Hochtemperaturverhaltens in Abaqus [1] aufgezeigt. Ferner werden auf Grundlage der experimentellen Untersuchungen zu den Materialeigenschaften von DSB Materialkennwerte für die numerische Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSB für ETK- und Naturbrandbeanspruchung formuliert. Auf dieser Grundlage

erfolgen thermische Simulationen beschichteter Stahlplatten. Zur Validierung des entwickelten numerischen Modells werden die gemessenen und berechneten Stahltemperaturen aus insgesamt 23 Versuchen sowohl bei einer Temperatur- als auch bei einer Brandbeanspruchung mit offener Flamme gegenübergestellt. Dabei zeigt sich, dass die Temperaturen aus dem Versuch und der Simulation mit der Ausnahme von zwei Fällen, gut und innerhalb eines definierten Toleranzbereiches von $\pm 15\,\%$ übereinstimmen. Zusätzlich werden die Temperaturverläufe in der aufgeschäumten Schaumschicht aus der Simulation mit Versuchsergebnissen verglichen. In der Simulation werden die Temperaturverläufe in guter Näherung abgebildet, obgleich sich diese jedoch nicht so stark ausgeprägt nichtlinear darstellen, wie im Versuch. Dieses Verhalten wird den Wärmeübergangsbedingungen zwischen dem DSB und dem Stahl zugeschrieben, die offensichtlich nicht „ideal wärmeleitend“ sind, wie in der Simulation postuliert wird. Zudem liefert das numerische Modell bei einer Temperatureinwirkung entsprechend einer Naturbrandbeanspruchung gute Übereinstimmungen mit Versuchsergebnissen. Mit dem validierten Modell erfolgen im weiteren Verlauf Detailuntersuchungen zum Hochtemperaturverhalten von DSB. Dabei werden spezielle Phänomene und Verhaltensweisen von DSB im Detail aufgezeigt, die auf experimenteller Ebene messtechnisch nur schwer erfassbar sind. So wird die Erwärmung und die sukzessive Entwicklung der aufgeschäumten Schichtdicke des DSB im Detail aufgezeigt sowie die Aufheizgeschwindigkeit, die speziell bei lösemittelhaltigen DSB mitunter bestimmend für die Entwicklung der aufgeschäumten Schichtdicke ist, dargestellt. Zudem wird die Sensitivität des numerischen Modells hinsichtlich der Variation bestimmter Parameter (z. B. thermische Randbedingungen) dargelegt sowie in Parameterstudien der Einfluss unterschiedlicher Massigkeiten und Trockenschichtdicken auf das Hochtemperaturverhalten aufgezeigt. Abschließend wird das numerische Modell zur Simulation des Erwärmungsverhaltens beschichteter I-Profile mit und ohne ein angrenzendes Trapezprofil angewendet, um den Einfluss dieses raumabschließenden Bauteils im Detail aufzuzeigen. Ein gehindertes Aufschäumen des DSB im Bereich der Tiefsicken des Trapezprofils findet dabei explizit Berücksichtigung. Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Brandversuche an beschichteten I-Profilen dienen der Validierung des Modells. Die Entwicklung der Stahltemperaturen und das Aufschäumverhalten des DSB auf einem I-Profil werden dabei in der Simulation gut abgebildet. Ferner wird in transienten Temperaturfeldberechnungen die Entwicklung der signifikant höheren Stahltemperaturen, die durch ein angrenzendes Trapezprofil an einem beschichteten I-Profil hervorgerufen werden, im Detail dargestellt und die inhomogene Temperaturverteilung im Oberflansch anschaulich belegt. Zudem bestätigt die Gegenüberstellung

der Temperaturfelder eines allseitig beschichteten I-Profils mit einem dreiseitigen beschichteten I-Profil und jeweils einem angrenzenden Trapezprofil die Empfehlung einer allseitigen Beschichtung von I-Profile trotz eines angrenzenden Trapezprofils. Durch die im Rahmen dieser Arbeit aufgezeigten innovativen Untersuchungen zum Hochtemperaturverhalten von DSB auf experimenteller und numerischer Ebene ergeben sich signifikante neue Erkenntnisse hinsichtlich der Entwicklung der thermischen Schutzwirkung und Verhaltensweisen von DSB. So wird deutlich, dass unterschiedliche DSB-Beschichtungen stets ein ähnliches Hochtemperaturverhalten aufweisen und bei einer ETK-Beanspruchung eine vergleichbare thermische Schutzwirkung entwickeln. Zudem wird aufgezeigt, dass die untersuchten Beschichtungen auch bei einer von der ETK abweichenden Temperaturbeanspruchung eine gute thermische Schutzwirkung ausbilden. Einzig die Zusammensetzung lösemittelhaltiger Beschichtungen sollte gezielt dahingehend angepasst werden, dass diese auch bei Temperaturbeanspruchungen mit geringen Aufheizgeschwindigkeiten eine verbesserte thermische Schutzwirkung entwickeln. Anhand mikroskopischer Auswertungen wird zudem deutlich, dass sich in der aufgeschäumten Schaumschicht eines DSB neben einer Vielzahl von Poren zusätzlich unregelmäßig angeordnete Gaseinschlüsse ausbilden, die die thermische Schutzwirkung beeinflussen können. Dabei lassen sich die Porengrößen nunmehr quantifizieren. Ferner wird aufgezeigt, dass die Porengrößen über die Schichtdicke nahezu gleichmäßig verteilt sind. Zudem wird erstmals die Temperaturverteilung und -entwicklung der aufgeschäumten Schaumschicht auf experimenteller Ebene messtechnisch erfasst, was das Verständnis für die Wirkungsweise eines DSB signifikant erhöht. Darüber hinaus wird mit den neu entwickelten Methoden zur numerischen Simulation des Erwärmungsverhaltens von DSB erstmals die Möglichkeit eröffnet, die Temperaturentwicklung beschichteter Stahlbauteile im Brandfall unter expliziter Berücksichtigung des Aufschäumvorgangs zu prognostizieren. Dabei stehen erstmalig belastbare und einheitliche Materialkennwerte für unterschiedliche Beschichtungen sowohl bei ETK- als auch bei Naturbrandbeanspruchung zur Verfügung. Auf Grundlage dieser Simulationen lässt sich im Detail aufzeigen, dass ein DSB im Brandfall sukzessive und in gedanklichen Teilschichten nacheinander aufschäumt. Die Simulation des Erwärmungsverhaltens eröffnet besonders im Bestreben nach einer leistungsorientierten Bemessung von beschichteten Stahlbauteilen im Brandfall auf der Grundlage der Eurocodes neue Möglichkeiten. Darüber hinaus lässt sich erstmals der Einfluss einer gehinderten Aufschäumung des DSB auf numerischer Ebene erfassen, was besonders bei individuellen Fragestellungen neuartige Bewertungsmöglichkeiten eröffnet.

7.2 Ausblick

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen erfolgen an unterschiedlichen DSB-Beschichtungen zweier Produkthersteller. Die thermische Schutzwirkung von DSB weiterer Produkthersteller bildet sich mit hoher Wahrscheinlichkeit in vergleichbar Art und Weise aus. Um die erzielten Erkenntnisse jedoch verallgemeinern zu können und speziell im Hinblick auf numerische Simulationen des Erwärmungsverhaltens die formulierten, einheitlichen Materialkennwerte verwenden zu können, ist das Hochtemperaturverhalten von DSB weiterer Produkthersteller zu untersuchen.
Ferner sollten weiterführende Untersuchungen zum Verhalten von DSB bei Naturbrandbeanspruchungen erfolgen. Aufgrund des abweichenden Aufschäumverhaltens wird in dieser Arbeit lediglich die thermische Schutzwirkung von lösemittelhaltigen Beschichtungen bei zwei exemplarischen und Temperaturbeanspruchungen entsprechend einer Naturbrandeinwirkung jedoch ohne offene Flamme untersucht. Zur Absicherung der Entwicklung der thermischen Schutzeigenschaften bei Naturbrandbeanspruchung und zur Sicherstellung der Anwendbarkeit des entwickelten numerischen Modells und der Materialkennwerte für die Simulation des Erwärmungsverhaltens beschichteter Stahlbauteile bei Naturbrandbeanspruchung, sollten zusätzliche Brandversuche bei Naturbrandbeanspruchung durchgeführt werden. In diesem Zusammenhang sollten besonders die lösemittelhaltigen Beschichtungen in Zusammenarbeit mit Produktherstellern gezielt hinsichtlich eines verbesserten Aufschäumverhaltens angepasst bzw. optimiert werden.
Darüber hinaus besteht weiterer Forschungsbedarf zum Hochtemperaturverhalten von DSB bei einer gehinderten Aufschäumung z. B. durch oberflächennahe Installationsleitungen. In diesem Zusammenhang ist zudem eine Erweiterung des numerischen Modells hinsichtlich einer adaptiven Anpassung der thermischen Randbedingungen bei dem Kontaktschluss des aufschäumenden DSB mit einem Hindernis wünschenswert, da die Oberfläche des DSB in diesem Fall folglich keiner direkten Beflammung mehr ausgesetzt ist, was im bisherigen numerischen Modell nicht berücksichtigt wird. Ferner sind für eine verbesserte und realitätsnähere Simulation gezielte Untersuchungen zu den Wärmeübergangsbedingungen zwischen DSB und Stahl erforderlich.
Für die Entwicklung eines geschlossenen Bemessungsverfahrens für beschichtete Stahlbauteile im Brandfall sind darüber hinaus zusätzliche experimentelle Untersuchungen zum Materialverhalten von DSB bei hohen Temperaturen erforderlich, um auch Materialstreuungen zu berücksichtigen. Zudem sollten gezielt die Auftretenswahrscheinlichkeiten eines Abfallens oder Abwehens des DSB während des

Aufschäumvorgangs sowie die Bedingungen, unter denen diese Phänomene auftreten, erörtert werden.
Des Weiteren sollten Forschungsarbeiten zum Hochtemperaturverhalten von DSB auf weiteren Stahlbauteilen wie z. B. Stahlzuggliedern mit geschlossenen Querschnitten erfolgen, für die eine Anwendung von DSB derzeit auf Grundlage allgemeiner bauaufsichtlicher Zulassungen ausgenommen sind. Dabei sollte der Fokus dieser Untersuchungen insbesondere auf der Identifizierung potentieller exzessiver Rissbildungen in der aufschäumenden Schaumschicht liegen und ggf. eine Optimierung der chemischen Zusammensetzung des DSB zur Gewährleistung der thermischen Schutzwirkung erfolgen, um den Anwendungsbereich von DSB zu erweitern.

Literatur

Monographien, Handbücher und Aufsätze

[1] ABAQUS: *Abaqus/Standard Version 6.10. Pawtucket: Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc.* 2011

[2] Anderson, C. E. ; Dziuk, J. ; Mallow, W. A. ; Buckmaster, J. : Intumescent Reaction Mechanisms. In: *Journal of Fire Sciences* Bd. 3. Technomic Publishing Co., Inc., 1985, S. 161–194

[3] Anderson, C. E. ; Dziuk, J. ; Ketchum, D. E.: A Study of Formulations and Thermophysics of Intumescent Systems / Southwest Research Institute, Drawer, San Antonio, 1988. Version: 1988. `http://www.dtic.mil/cgi-bin/GetTRDoc?Location=U2&doc=GetTRDoc.pdf&AD=ADA216589`. – Forschungsbericht

[4] Bábelová, E. ; Balog, K. : *Alterung der intumeszenten Anstriche.* Material Science and Technology, 2006. `http://www.mtf.stuba.sk/docs//internetovy_casopis/2006/2/babelova.pdf`

[5] Baehr, H. D. ; Stephan, K. : *Wärme- und Stoffübertragung.* 6., neu bearb. Aufl. Berlin [u.a.] : Springer Verlag, 2008. – ISBN 9783540876885

[6] Bahr, O. : *Numerical and Experimental Investigations on Unbraced Composite Frames in Fire*, Leibniz Universität Hannover, Institut für Stahlbau, Shaker Verlag, Diss., 2011

[7] Bartholmai, M. ; Schriever, R. ; Schartel, B. : Influence of external heat flux and coating thickness on the thermal insulation properties of two different intumescent coatings using cone calorimeter and numerical analysis. In: *Fire and Materials* Bd. 27. Wiley-Verlag, 2003, S. 151–162

[8] Bathe, K.-J. ; Zimmermann, P. (Hrsg.): *Finite-Elemente-Methoden.* 2., vollst. neu bearb. und erw. Aufl. Berlin [u.a.] : Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2002. – ISBN 9783540668060

[9] Bermes, B. ; Hölemann, H. : Simulation der Wirkungsweise von im Brandfall aufschäumenden Materialien. In: *vfdb-Zeitschrift* Bd. 4. Stuttgart : W. Kohlhammer GmbH, 2008, S. 181–190

[10] Bermes, B. : *Simulation der Gasblasenentwicklung von im Brandfall aufschäumenden Materialien.* Wuppertal, Bergische Universität Wuppertal, Diss., 2006

[11] Bodzay, B. ; Bocz, K. ; Bárkai, Z. ; Marosi, G. : Influence of rheological additives on char formation and fire resistance of intumescent coatings. In: *Polymer Degradation and Stability* Bd. 96. Elsevier, 2011, S. 355–362

[12] Brenig, H. ; Röwekamp, M. ; Müller, K. : *Erste Bewertung der bei den HDR-Brandversuchen eingesetzten Rechenverfahren.* Köln, Garching : Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS), 1989

[13] 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

[14] Butler, K. : *Physical Modeling of Intumescent Fire Retardant.* American Chemical Society. – 214–228 S. `http://fire.nist.gov/bfrlpubs/fire97/PDF/f97007.pdf`. – ISBN 9783816772019

[15] Butler, K. M.: *A Numerical Model for Combustion of Bubbling Thermoplastic Materials in Microgravity.* Version: August 2002. `fire.nist.gov/bfrlpubs/fire02/PDF/f02002.pdf`

[16] Butler, K. ; Baum, M. ; Kashiwagi, T. : Three-dimensional Modeling of Intumescent Behavior in Fire. In: *Fire Safey Science.* Gaithersburg : Proceedings of the fifth international Symposium, 1997, S. 523–534

[17] Byström, A. ; Sjöström, J. ; Wickström, U. : *How to use the data from the localized fire experiment* `http://www.sp.se/sv/units/fire/Documents/Konstruktion/HowToReadTheData.pdf`

[18] Byström, A. ; Sjöström, J. ; Wickström, U. : Large scale test on thermal exposure to steel column exposed to pool fires / Institute of Sweden. ISBN: 9789187017216, 2012. – SP Report

[19] Byström, A. ; Sjöström, J. ; Wickström, U. ; Veljkovic, M. : Large scale test to explore thermal exposure of column exposed to localized fire. In: *Structures in fire - SIF2012 - Proceedings of the 7th International Conference on Structures in Fire*, 2012, S. 185–194

[20] Cadorin, J.-F. ; Pintea, D. ; Franssen, J.-M. : *The Design Fire Tool OZone V2.0 - Theoretical Description and Validation on Experimental Fire Tests*. Version: 2001. `http://dan.ct.upt.ro/fire/OZone_V2.pdf`. University of Liege, Belgien

[21] Chandler, R. ; Gottfried, S. : *Intumescent coatings: a lighter weight way to improve the fire resistance of fibrous structural bulkhead insulation*. Los Angeles, Calif. : Society of Allied Weight Engineers, 2002 (SAWE paper 3253)

[22] Choi, J. ; Jang, H. ; Chun, C. : Thermal characteristics measurements of an inorganic intumescent coating system. In: *Application of Structural Fire Engineering*. 2009, S. 128–133

[23] Dai, X. ; Wang, Y. ; Bailey, C. : Temperature development in partially protected steel-concrete composite joints using intumescent coating. In: *SiF´08 - Fifth International Workshop on Structures in Fire*, 2008, S. 171–183

[24] Di Blasi, C. : Modeling the effects of high radiative heat fluxes on intumescent material decomposition. In: *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis* Bd. 71. Elsevier, 2004, S. 721–737

[25] Di Blasi, C. ; Branca, C. : Mathematical Model for the Nonsteady Decomposition of Intumescent Coatings. In: *American Institute of Chemical Engineers Journal* Bd. 47. Wiley-Verlag, 2001, S. 2359–2370

[26] Dobrinski, P. ; Krakau, G. ; Vogel, A. : *Physik für Ingenieure*. 12., aktualisierte Aufl. Wiesbaden : Vieweg + Teubner, 2010. – ISBN 9783834805805

[27] Doering, E. ; Schedwill, H. ; Dehli, M. : *Grundlagen der technischen Thermodynamik - Lehrbuch für Studierende der Ingenieurwissenschaften*. 5., neubearb. Aufl. Stuttgart [u.a.] : Teubner, 2005. – ISBN 3519465035

[28] Dorn, T. : Rechnerische Simulation der Wirkung von dämmschichtbildender Beschichtungen 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), S. 163–170

[29] Fouad, N. A. (Hrsg.): *Bauphysik-Kalender 2010.* Berlin : Ernst & Sohn, 2011. – ISBN 9783433029381

[30] Fouad, N. A. (Hrsg.): *Bauphysik-Kalender 2011.* Berlin : Ernst & Sohn, 2011. – ISBN 3433029652

[31] Fouad, N. A. ; Richter, T. : *Leitfaden Thermografie im Bauwesen.* 3., unveränderte Aufl. Stuttgart : Fraunhofer IRB-Verl., 2009. – ISBN 9783816776697

[32] Frick, A. ; Stern, C. : *DSC-Prüfung in der Anwendung.* München [u.a.] : Hanser, 2006. – ISBN 9783446405639

[33] Gabbott, P. (Hrsg.): *Principles and applications of thermal analysis.* 1. ed. Oxford [u.a.] : Blackwell Publ., 2008. – ISBN 9781405131711

[34] Gao, M. ; Wu, W. ; Yan, Y. : Thermal Degradation and flame retardancy of epoxy resins containing intumescent flame retardant. In: *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry* Bd. 95. Springer, 2009, S. 605–608

[35] Geller, W. : *Thermodynamik für Maschinenbauer.* 4., erw. Aufl. Berlin : Springer Verlag, 2006 (Springer-Lehrbuch). – ISBN 9783540323198

[36] Giancoli, D. C.: *Physik: Lehr- und Übungsbuch.* 3., erw. Aufl. München [u.a.] : Pearson Studium, 2010. – ISBN 9783540323198

[37] Gomez-Marez, M. ; Tugnoli, A. ; Landucci, G. ; Barontini, C. ; Cozzani, V. : Behavior of intumescent epoxy resins in fireproofing applications. In: *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis* Bd. 97. Elsevier, 2012, S. 99–108

[38] Gu, J. ; Zhang, G. ; Dong, S. ; Zhang, Q. ; Kong, J. : Study on preparation and fire-retardant mechanism analysis of intumescent flame-retardant coatings. In: *Surface & Coatings Technology* Bd. 201. Elsevier, 2007, S. 7835–7841

[39] Häfele, P. ; Issler, L. ; Ruoss, H. : *Festigkeitslehre - Grundlagen.* 2. Auflage. Berlin, Heidelberg : Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2003 (Springer-Lehrbuch). – ISBN 9783540734857

[40] Hering, E. ; Martin, R. ; Stohrer, M. : *Physik für Ingenieure.* 8. Aufl. Berlin [u.a.] : Springer, 2002 (Springer-Lehrbuch). – ISBN 3540429646

[41] Heskestad, G. ; SFPE Handbook of Fire Protection Engineering (Hrsg.): *Fire Plumes*. National Fire Protection Association, 1995

[42] Hollmann, D. W.: *Grundlagen und Ingenieurmodell für den Nachweis von Holzbauteilen mit Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen*. Braunschweig, Technischen Universität Braunschweig, iBMB (Hrsg.), Diss., 2011

[43] Hosser, D. ; vfdb (Hrsg.): *Leitfaden Ingenieurmethoden des Brandschutzes*. Bd. 1. Technischer Bericht vfdb TB 04/01, Braunschweig, 2006

[44] Hosser, D. ; Hollmann, D. ; Kampmeier, B. : *NanoBrand: Hochleistungsbrandschutzbeschichtung unter Verwendung von Nanopartikeln, Teilvorhaben: Untersuchungen zur brandschutztechnischen Leistungsfähigkeit*. Braunschweig : Institut für Baustoffe, Massivbau u. Brandschutz (iBMB), Techn. Univ., 2010

[45] Hosser, D. ; Nause, P. ; Rohling, A. ; Dorn, T. : *Weiterführende Untersuchungen zum Brandverhalten von gußeisernen Stützen*. Braunschweig : IBMB Inst. f. Baustoffe, Massivbau u. Brandschutz, 1994

[46] Hothan, S. : *Zur dreidimensionalen Simulation von Deckentragwerken im Brandfall*. Aachen, Leibniz Universität Hannover, Institut für Stahlbau, Shaker Verlag, Diss., 2004

[47] Jiminez, M. ; Duquesne, S. ; Bourbigot, S. : Kinetic analysis of the thermal degradation of an epoxy-based intumescent coating. In: *Polymer Degradation and Stability* Bd. 94. Elsevier, 2009, S. 404–409

[48] Kabelac, S. (Hrsg.): *VDI-Wärmeatlas*. 10., bearb. und erw. Aufl. Berlin [u.a.] : Springer, 2006. – ISBN 3540297162

[49] Kirsch, T. : *Brandverhalten von Schraubenverbindungen*, Leibniz Universität Hannover, Institut für Stahlbau, Shaker Verlag, Diss., 2013

[50] Klein, J. : *Zum Verhalten von Tragwerken bei natürlicher Brandeinwirkung unter Berücksichtigung technischer Massnahmen*. Zürich, ETH Zürich, vdf Hochschul.-Verlag an der ETH Zürich, Diss., 2009

[51] Kollenberg, W. : *Technische Keramik: Grundlagen, Werkstoffe, Verfahrenstechnik*. 3., unveränderte Aufl. Stuttgart : Vulkan-Verlag, 2004. – ISBN 9783816776697

[52] Kraus, P. ; Mensinger, M. ; Schaumann, P. ; Tabeling, F. : Investigations of Steel Elements with Intumescent Coating connected to Space-Enclosing elements in Fire. In: *Application of Structural Fire Engineering (ASFE)*. Prag, 2013, S. 447–453

[53] Lange, N. : *Geoinformatik in Theorie und Praxis*. 2., aktualisierte und erw. Aufl. Berlin [u.a.] : Springer, 2006. – ISBN 9783540282914

[54] Li, G. ; Wang, W. : Experimental behaviour of steel columns with partial damage of fire retardant coating in fire. In: *Structures in Fire*. 2008, S. 738–747

[55] Liang, H. ; Shi, W. ; Gong, M. : Expansion behaviour and thermal degradation of tri(acryloyloxyethyl) phosphate / methacrylated phenolic melamine intumescent flame retardant system. In: *Polymer Degradation and Stability* Bd. 90. Elsevier, 2005, S. 1–8

[56] Log, T. ; Gustafsson, S. : Transient Plane Source (TPS) Technique for Measuring Thermal Transport Properties of Building Materials. In: *Fire and Materials* Bd. 19. Wiley, 1995, S. 43–49

[57] Longdon, P. J. ; Houyoux, C. ; Zhao, B. ; Chico, B. : *Development of alternative technologies for off-site applied intumescent coatings*. Luxemburg : Office for Official Publications of the European Communities, 2005 (EUR 21216). – ISBN 9289491655

[58] Maniak, U. : *Hydrologie und Wasserwirtschaft: Eine Einführung für Ingenieure*. 6., neu bearb. Aufl. Berlin [u.a.] : Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2010. – ISBN 9783642053955

[59] Marek, R. ; Nitsche, K. : *Praxis der Wärmeübertragung*. 2., aktualisierte und erw. Aufl. München : Fachbuchverl. Leipzig im Carl-Hanser-Verl., 2010. – ISBN 9783446425101

[60] Mensinger, M. ; Schaumann, P. ; Kraus, P. ; Tabeling, F. : Optimierter Einsatz intumeszierender Anstriche im Stahlbau; IGF-Vorhaben 17200N / Deutscher Ausschuß für Stahlbau e.V. (DASt). 2014. – Forschungsbericht

[61] Mensinger, M. ; Schaumann, P. ; Stadler, M. ; Sothmann, J. : Nutzung der Membranwirkung von Verbundträger-Decken-Systemen im Brandfall; IGF-Vorhaben 16142N / Deutscher Ausschuß für Stahlbau e.V. (DASt). 2011. – Forschungsbericht

[62] Mesquita, L. M. ; Piloto, P. A. ; Vaz, M. A. ; Pinto, T. M.: Decomposition of Instumescent Coatings: Comparision between Numerical Method and Experimental Results. In: *Application of Structural Fire Design*, 2009, S. 140–145

[63] Müller, G. ; Groth, C. : *FEM für Praktiker*. Renningen-Malmsheim : expert-Verlag, 2007 (Kontakt & Studium). – ISBN 3816911234

[64] Müller, R. ; Stopp, V. ; Korzen, M. ; Proschek, P. : Geändertes Prüf- und Beurteilungsverfahren für reaktive Brandschutzbeschichtungen nach ETAG 01 8-2. Was unterscheidet prEN 13381-8 von ENV 13381-4? In: *DIBt-Mitteilungen* Bd. 40. Ernst und Sohn Verlag, 2009, S. 144–148

[65] Nasdala, L. : *FEM-Formelsammlung Statik und Dynamik*. `http://dx.doi.org/10.1007/978-3-8348-2260-4`. Version: 2., aktualisierte Aufl. 2012, 2012

[66] Olcese, T. ; Pagella, C. : Vitreous fillers in intumescent coatings. In: *Progress in Organic Coatings* Bd. 36. Elsevier, 1999, S. 231–241

[67] Parisch, H. : *Festkörper-Kontinuumsmechanik - Von den Grundgleichungen zur Lösung mit Finiten Elementen*. 1. Aufl. Stuttgart [u.a.] : Vieweg + Teubner Verlag, 2003 (Teubner Studienbücher Maschinenbau - Lehrbuch). – ISBN 3519004348

[68] Polifke, W. ; Kopitz, J. : *Wärmeübertragung - Grundlagen, analytische und numerische Methoden*. München [u.a.] : Pearson Studium, 2005 (mb - Maschinenbau). – ISBN 382737104X

[69] Raveglia, E. : *Grundlagen der Bemessung von intumeszierenden Brandschutzsystemen im Stahlbau*. Zürich, ETH Zürich, vdf Hochschul.-Verlag an der ETH Zürich, Diss., 2008

[70] Schaumann, P. : *Zur Berechnung stählerner Bauteile und Rahmentragwerke unter Brandbeanspruchung*. Bochum, Technisch-wissenschaftliche Mitteilungen Nr. 84-4, Ruhr-Universität Bochum, Diss., 1984

[71] Schaumann, P. ; Tabeling, F. : Influence of Asymmetrical Fire Exposure on the Structural Behaviour of Steel Elements. In: *Structures in fire - SIF2012 - Proceedings of the 7th International Conference on Structures in Fire*. Zürich, 2012, S. 195–204

[72] Schaumann, P. ; Tabeling, F. : Experimentelle und numerische Untersuchungen von reaktiven Brandschutzsystemen im Stahlbau. In: *Deutscher Ausschuß für Stahlbau DASt (Hrsg.): 18. DASt-Kolloquium in Aachen*, 2013, S. 64–69

[73] Schneider, U. ; Franssen, J. M. ; Lebeda, C. : *Baulicher Brandschutz*. 2., aktualis. und erw. Aufl. Berlin : Bauwerk, 2008. – ISBN 9783899320862

[74] Schneider, U. ; Lebeda, C. : Ingenieurmethoden im Brandschutz. In: *Bauphysik-Kalender 2011*. Ernst & Sohn, 2011

[75] Simon, S. : *Untersuchungen zur systematischen Entwicklung von intumeszierenden Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen*. Stuttgart : Fraunhofer-IRB-Verl., 2006. – ISBN 9783816772019

[76] Sothmann, J. : *Zur Modellierung geschützter und ungeschützter Verbunddeckenträgersysteme im Brandfall*. Hannover, Leibniz Universität Hannover, Institut für Stahlbau, Diss., 2013

[77] Spitzner, M. H.: *Untersuchungen zur Wärmeleitfähigkeit geschäumter Massen*. Clausthal, Technische Universität Clausthal, Fraunhofer IRB Verlag, Diss., 2000

[78] Staggs, J. E. J.: Thermal conductivity estimates of intumescent chars by direct numerical simulation. In: *Fire Safety Journal* Bd. 45. Wiley-Verlag, 2010, S. 228–237

[79] Vandersall, H. : Intumescent Coating Systems, Their Development and Chemistry. In: *The Journal of fire & flammability* Bd. 2. Technomic Pub. Co., 1971, S. 97–140

[80] Wang, D. ; Liu, Y. ; Ge, X. ; Wang, Y. ; Steg, A. ; Biswas, B. ; Hull, R. ; Price, D. : Effect of metal chelates on the ignition and early flaming behaviour of intumescent fire-retarded polyethylene systems. In: *Polymer Degradation and Stability* Bd. 93. Elsevier, 2008, S. 1024–1030

[81] Wang, L. ; Wang, Y. ; Li, G. : Experimental study of aging effects on insulative properties of intumescent coating for steel elements. In: *Structures in Fire*. 2008, S. 735–742

[82] Wathling, K.-D. : Umsetzung der europäischen Brandschutznormen im bauaufsichtlichen Verfahren. In: *Braunschweiger Brandschutztage 2010 Tagungsband*, 2010, S. 171–179

[83] Wriggers, P. : *Nonlinear finite element methods*. Berlin [u.a.] : Springer, 2008. – ISBN 9783540710004

[84] Zehfuss, J. : *Bemessung von Tragsystemen mehrgeschossiger Gebäude in Stahlbauweise für realistische Brandbeanspruchung*. Braunschweig, TU Braunschweig, iBMB (Hrsg.), Diss., 2004

[85] Zhang, C. : *Reliability of Steel Columns Protected by Intumescent Coatings Subjected to Natural Fires*. Tongji, College of Civil Engineering, Tongji University, Diss., 2012

[86] Zhang, Y. ; Wang, Y. ; Bailey, C. ; Taylor, A. : Global modelling of fire protection performance of intumescent coating under different cone calorimeter heating conditions. In: *Fire Safety Journal* Bd. 50. Elsevier, 2012, S. 51–62

Normen und Richtlinien

[87] Bautechnik, D. I. (Hrsg.): *Mitteilungen DIBt: Bauregelliste A, Bauregelliste B und Liste C*. Deutsches Institut für Bautechnik, 2012

[88] Bautechnik, D. I. (Hrsg.): *Muster-Liste der Technischen Baubestimmungen*. Deutsches Institut für Bautechnik, 2012

[89] Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN) (Hrsg.): *DIN EN 13381-4: Prüfverfahren zur Bestimmung des Beitrags zum Feuerwiderstand von tragenden Bauteilen; Teil 4: Passive Brandschutzmaßnahmen für Stahlbauteile*. Beuth Verlag GmbH, Berlin, August 2013

[90] Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN) (Hrsg.): *DIN EN 13381-8: Prüfverfahren zur Bestimmung des Beitrags zum Feuerwiderstand von tragenden Bauteilen; Teil 8: Reaktive Ummantelung von Stahlbauteilen.* Beuth Verlag GmbH, Berlin, August 2013

[91] Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN) (Hrsg.): *Eurocode 0: Grundlagen der Tragwerksplanung. Änderung A1 2005 AC 2020; (DIN EN 1990).* Beuth Verlag GmbH, Berlin, Dezember 2010

[92] Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN) (Hrsg.): *Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke. Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen, Brandeinwirkungen auf Tragwerke; (DIN EN 1991-1-2).* Beuth Verlag GmbH, Berlin, Dezember 2010

[93] Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN) (Hrsg.): *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten. Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau (DIN EN 1993-1-1).* Beuth Verlag GmbH, Berlin, Dezember 2010

[94] 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).* Beuth Verlag GmbH, Berlin, Dezember 2010

[95] Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN) (Hrsg.): *Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 0 - Grundlagen der Tragwerksplanung. (DIN EN 1990/NA).* Beuth Verlag GmbH, Berlin, Dezember 2010

[96] 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).* Beuth Verlag GmbH, Berlin, Dezember 2010

[97] 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).* Beuth Verlag GmbH, Berlin, Dezember 2010

[98] Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN) (Hrsg.): *DIN 527: Kunststoffe-Bestimmung der Zugeigenschaften. Teil 2: Prüfbedingungen für Form- und Extrusionsmassen (DIN EN ISO 527-2).* Beuth Verlag GmbH, Berlin, Juni 2012

[99] Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN) (Hrsg.): *DIN 4102-8: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen; Teil 8: Kleinprüfstand.* Beuth Verlag GmbH, Berlin, März 1986

[100] Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN) (Hrsg.): *DIN 4102-4: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen; Teil 4: Zusammenstellung und Anwendung klassifizierter Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile.* Beuth Verlag GmbH, Berlin, März 1994

[101] Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN) (Hrsg.): *DIN 4102-22: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen; Teil 22: Anwendungsnorm zu DIN 4102-4 auf der Bemessungsbasis von Teilsicherheitsbeiwerten.* Beuth Verlag GmbH, Berlin, November 2004

[102] 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.* Beuth Verlag GmbH, Berlin, November 2004

[103] Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN) (Hrsg.): *Feuerwiderstandsprüfungen-Teil 1 Allgemeine Anforderungen; Deutsche Fassung EN 1363-1.* Beuth Verlag GmbH, Berlin, Oktober 2012

[104] Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN) (Hrsg.): *DIN V ENV 13381-4: Prüfverfahren zur Bestimmung des Beitrags zum Feuerwiderstand von tragenden Bauteilen; Teil 4: Brandschutzmaßnahmen für Stahlbauteile.* Beuth Verlag GmbH, Berlin, September 2003

[105] Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN) (Hrsg.): *DIN 18230: Baulicher Brandschutz im Industriebau. Teil 1: Rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer.* Beuth Verlag GmbH, Berlin, September 2010

[106] 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, 1977

[107] 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, 2010

[108] DIBt (Hrsg.): *Zulassungsgrundsätze für reaktive Brandschutzsysteme auf Stahlbauteilen.* Berlin : DIBt, 1997

[109] DIBt (Hrsg.): *Zulassungsgrundsätze für Bauprodukte, die als dämmschichtbildende Stoffe in Bauteilen und Bauarten zur Anwendung kommen.* Oktober 2009

[110] EOTA: *Leitlinie für europäische technischen Zulassungen für Brandschutzprodukte, Teil 1: Allgemeines (ETAG 018).* Berlin : Beuth Verlag GmbH, Berlin, November 2004

[111] EOTA: *Leitlinie für europäische technische Zulassungen für Brandschutzprodukte, Teil 2: Reaktive Brandschutzbeschichtungen auf Stahlbauteilen (ETAG 018).* Berlin : Beuth Verlag GmbH, Berlin, Juni 2006

[112] Muster-Richtlinie über den baulichen Brandschutz im Industriebau: *Muster Industriebaurichtlinie - M IndBauRL.* `http://www.is-argebau.de`. Version: März 2000

[113] Musterbauordnung für die Länder der Bundesrepublik Deutschland (MBO): *Konferenz der für das Städtebau-, Bau- und Wohnungswesen zuständigen Minister und Senatoren der Länder (ARGEBAU), (Fassung 11.2002, zuletzt geändert 10.2008).* `http://www.is-argebau.de`

[114] NBauO: *Niedersächsische Bauordnung. Gesetzverkündungsblatt.* Oktober 2008

Studien- und Diplomarbeiten

Im Rahmen dieser Dissertation sind folgende Diplom- und Studienarbeiten betreut worden (Nachweis: Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover):

[115] Dornbusch, L. : *Intumeszierende Anstriche im Stahlbau.* Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Projektarbeit, 2011

[116] Hassan, A. : *Zur numerische Simulation des Aufschäumprozesses von intumeszierenden Anstrichen.* Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Diplomarbeit, 2011

[117] Hegner, M. : *Numerische Simulation des Erwärmungsverhaltens von geschlossenen Stahlprofilen mit dämmschichtbildenen Brandschutzbeschichtungen.* Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Projektarbeit, 2013

[118] Horstschäfer, J. ; Wahlmann, A. : *Anwendungsgebiete von reaktiven Brandschutzsystemen.* Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Projektarbeit, 2012

[119] Klampfl, A. : *Zum Tragverhalten von Stahlbauteilen mit dämmschichtbildenen Brandschutzsystemen und angrenzenden Fassadenelementen.* Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Diplomarbeit, 2013

[120] Koch, P. ; Rug, P. : *Einfluss raumabschließender Elemente auf das Tragverhalten von Stahlbauteilen mit dämmschichtbildenen Brandschutzbeschichtungen.* Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Projektarbeit, 2012

[121] Kretschmer, L. : *Zur vereinfachten Bemessung von Stahlbauteilen an raumabschließenden Elementen mit dämmschichtbildenden Brandschutzsystemen.* Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Bachelorarbeit, 2013

[122] Linke, E. : *Zum Verhalten von dämmschichtbildenden Schutzsystemen auf verschiedenen Stahlbauteilen im Brandfall.* Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Diplomarbeit, 2013

[123] Markiefka, P. : *Zum Einfluss oberflächennaher Installationsleitungen auf das Temperaturfeld von Stahlprofilen mit dämmschichtbildenen Brandschutzbeschichtungen.* Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Projektarbeit, 2013

[124] Metge, J. : *Numerische Untersuchungen zum Einfluss raumabschließender Bauteile auf das Erwärmungsverhalten beschichteter I-Profile.* Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Bachelorarbeit, 2013

[125] Stickel, T. : *Einfluss raumabschließender Elemente auf das Tragverhalten von Stahlbauteilen mit reaktiven Brandschutzsystemen.* Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Diplomarbeit, 2012

[126] Weisheim, W. : *Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Erwärmungsverhalten von dämmschichtbildenden Brandschutzsystemen auf Stahlbauteilen.* Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Diplomarbeit, 2013

[127] Wöhl, T. : *Numerische Ermittlung des Feuerwiderstands von Stahlbauteilen mit dämmschichtbildenden Brandschutzsystemen bei unterschiedlichen Anwendungen.* Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Seminararbeit, 2013

[128] Wöhl, T. : *Zum Einfluss raumabschließender Bauteile auf das Erwärmungsverhalten von Stahlbauteilen mit dämmschichtbildenden Brandschutzsystemen.* Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Masterarbeit, 2013

Abbildungsverzeichnis

1.1 Stahlträger mit DSBBS und angrenzendem Trapezprofil 3

2.1 Aufbau eines dämmschichtbildenden Brandschutzsystems 8
2.2 Chemische Vorgänge beim Aufschäumen eines Dämmschichtbildners . 13
2.3 Chemische Vorgänge beim Aufschäumen eines Dämmschichtbildners . 16
2.4 Veranschaulichung des Aufschäumvorgangs: (a) unaufgeschäumte Koniguration (b) aufgeschäumte Konfiguration (vgl. Bermes [10]) 17
2.5 Vereinfachter Ansatz zur Temperaturermittlung für bekleidete Stahlbauteile nach DIN EN 1993-1-2 [94] 21
2.6 Materialkennwerte für DSB nach Hosser et al. [45] 26
2.7 DSB im aufgeschäumten Zustand nach unterschiedlichen Temperaturbeanspruchungen nach Bábelová [4] 29
2.8 Spannungen und Risse im DSB auf geschlossenen Profilen (vgl. Raveglia [69]) 31
2.9 Materialkennwerte von DSB nach Hollmann [42] 34
2.10 Gemittelter Verlauf des mechanischen Widerstandes eines DSB infolge einer Druckbelastung nach Bodzay et al. [11] 35
2.11 Gemittelter Verlauf des Aufschäumdrucks eines DSB in Abhängigkeit der Temperatur nach Bodzay et al. [11] 36
2.12 Versuchsaufbau in Zhang [85] zur Ermittlung der thermischen Eigenschaften von DSB 38
2.13 Wärmeleitfähigkeit und Gesamtwärmekapazität von DSB in Abhängigkeit der Temperatur unter Berücksichtigung von Massen- und Volumenänderung nach Sothmann [76] 40
2.14 Anschlusskonstruktion mit DSB aus Kirsch [49] 41

3.1 Veranschaulichung der Volumenänderungsarbeit am Beispiel eines Kolbens in einem Zylinder 46
3.2 Wärmestrom am infinitesimalen Volumenenlement in der Ausgangskonfiguration 49
3.3 Verlauf der a) Strömungsgeschwindigkeit w und der b) Temperatur θ als Funktion des Abstandes zum Festkörper nach Baehr et al. [5] . . . 51

3.4 Strahlungsanteile bei einen Festkörper aus Fouad et al. [31] 53
3.5 Verteilung der Strahlungsintensität eines schwarzen Körpers nach dem *Planck'schen Strahlungsgesetz* (vgl. Baehr et al. [5]) 54
3.6 Strahlungsaustausch eines Körpers mit einer schwarzen Umgebung (vgl. Baehr et al. [5]) 57
3.7 Infinitesimale Volumina in der Ausgangs- und Momentankonfiguration 59
3.8 Wärmeübertragung an einem Körper 61

4.1 Verlauf der Energiefreisetzungsrate (schematisch) 67
4.2 Brandraumgeometrie, Wärme- und Massenströme nach Schneider et al. [74] 68
4.3 Verschiedene Brandgas-Temperaturzeitkurven mit unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten 70
4.4 Vergleich der Aufheizgeschwindigkeiten der ETK und einem Brand mit mittlerer bzw. geringer Aufheizgeschwindigkeit in einem Temperaturbereich von $300 - 600°C$ 71
4.5 Versuchsaufbau zur Untersuchung der Brandgastemperaturen bei lokalen Bränden aus Byström et al. [17] 78
4.6 Energiefreisetzungsrate und Massenverlauf des Brandversuches aus Byström et al. [19] mit Diesel als Brandlast und einem Durchmesser der Stahlwanne von 1,9 m 79
4.7 Vergleich der Temperaturverläufe zwischen Berechnung und Versuch eines lokalen Dieselbrandes (vgl. Byström et al. [18]) 80
4.8 Vergleich der Temperaturverläufe zwischen Versuch und Berechnung zu Beginn eines lokalen Dieselbrandes (vgl. Byström et al. [18]) . . . 81
4.9 Häufigkeitsverteilung der mittleren Aufheizgeschwindigkeiten bei einem Vollbrand in einem Temperaturbereich von $300 - 600\,°C$ 82
4.10 Häufigkeitsverteilung der mittleren Aufheizgeschwindigkeiten bei einem lokalen Brand in einem Temperaturbereich von $300 - 600\,°C$ . . 83
4.11 Häufigkeitsverteilung der mittleren Aufheizgeschwindigkeiten im Temperaturbereich von $300 - 600\,°C$ (Vollbrand und lokaler Brand) . . . 84

5.1 Beschichteter Stahlträger mit angrenzendem Trapezprofil 88
5.2 Prinzip einer DSC-Analyse nach Frick et al. [32] 93
5.3 Messgerät des Typs STA 409 PC/PG der Firma NETZSCH bei a) geöffnetem und b) geschlossenem Ofen 96

5.4 Probe zur Messung der Materialdichte: (a) nach Ausstanzen (b) mit Kennzeichnung der Messstellen zur Ermittlung der Trockenschichtdicke 97
5.5 Verlauf des DSC- Signals bzw. Massenänderung der Beschichtung DSB2-lö (gemittelt aus drei Messungen) 98
5.6 Gemittelte Verläufe der (a) DSC-Signale und (b) TG-Messungen der untersuchten Beschichtungen in Abhängigkeit der Temperatur (aus jeweils drei Messungen gemittelt) 99
5.7 Verläufe der spezifischen Wärmekapazität der untersuchten Beschichtungen (gemittelt aus jeweils drei Messungen) 100
5.8 Materialdichten der untersuchten DSB-Beschichtungen in Abhängigkeit der Probenmasse bei Raumtemperatur 101
5.9 Versuchsaufbau zur Bewertung des Aufschäumverhaltens von DSB in (a) Front- und (b) Seitenansicht 106
5.10 Hochtemperaturofen mit Endoskopkamera im Versuchsaufbau 107
5.11 Anordnung der Thermoelemente zur Messung der Temperaturen im DSB 108
5.12 Approximierter und gemessener Verlauf der Heißgastemperatur aus Versuch 3 (DSB1-wa) sowie Toleranzgrenzen der ETK 110
5.13 Gemessene Heißgas- und Materialtemperatur in Versuch 3 (DSB1-wa) 112
5.14 DSB-Temperatur und Aufschäumverlauf des DSB in Versuch 3 (DSB1-wa) in Abhängigkeit der Versuchsdauer - Trockenschichtdicke DSB: 210 μm 113
5.15 Zustand des DSB aus Versuch 3: (a) zu Beginn des Versuchs (b) zu Beginn des Aufschäumens (c) im maximal aufgeschäumten Zustand (d) nach der Pyrolyse 114
5.16 Aufschäumverlauf in Abhängigkeit der DSB-Temperatur aus Versuch 3 (DSB1-wa) 115
5.17 Gemittelte Aufschäumverläufe der untersuchten Beschichtungen in Abhängigkeit der DSB-Temperatur bei ETK-Beanspruchung 116
5.18 Exemplarische Verläufe der Heißgas- und DSB-Temperaturen bei unterschiedlichen, konstanten Aufheizgeschwindigkeiten im Rahmen der Versuchsreihe 118
5.19 Gemittelte Verläufe des Aufschäumfaktors der untersuchten DSB-Beschichtungen bei Temperaturbeanspruchung mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 50 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ 121

5.20 Gemittelte Verläufe des Aufschäumfaktors der untersuchten DSB-Beschichtungen bei Temperaturbeanspruchung mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 30 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ 122
5.21 Gemittelte Verläufe des Aufschäumfaktors der untersuchten DSB-Beschichtungen bei Temperaturbeanspruchung mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 10 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ 123
5.22 Vergleich der maximal aufgeschäumten Schichtdicken der Beschichtung DSB2-lö bei Temperaturbeanspruchung mit den Aufheizgeschwindigkeiten: (a) 10 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ (Versuch 2) und (b) 50 $\frac{\mathrm{K}}{\mathrm{min}}$ (Versuch 3) 124
5.23 Versuchskörper zur Untersuchung des Aufschäumverhaltens von DSB in der Walzausrundung eines Stahprofils IPE 160 125
5.24 Versuchsaufbau zur Untersuchung des Aufschäumverhaltens von DSB im Bereich der Walzausrundung eines I-Profils 126
5.25 Aufschäumen der Beschichtung DSB2-lö im Bereich der Walzausrundung eines halbierten Stahlprofils IPE 160 (Versuchskörper 1) zu unterschiedlichen Zeitpunkten bei ETK-Einwirkung (Trockenschichtdicke DSB ca. 700 μm) 128
5.26 Schaumstruktur der Beschichtung DSB2-lö im Bereich der Walzausrundung eines Stahlprofil IPE 160 (Versuchskörper 1) nach Versuchsdurchführung 129
5.27 Beschichteter Stahlträger mit einem angrenzenden Trapezprofil 130
5.28 Versuchskörper zur Untersuchung des Aufschäumverhaltens eines DSB bei gehinderter Aufschäumung durch eine Profilsicke 131
5.29 Aufschäumvorgang der Beschichtung DSB1-wa bei gehinderter Aufschäumung durch die Profilsicke eines Trapezprofils (Versuchskörper 1, mittlere Trockenschichtdicke DSB: 700 μm) 132
5.30 Heißgastemperaturen bei Entnahme der Proben aus dem Hochtemperaturofen zur Untersuchung der mikroskopischen Struktur von DSB in unterschiedlichen Reaktionsphasen 139
5.31 Beschichtung DSB2-wa in den Reaktionsphasen: (a) Schmelzvorgang (b) maximal aufgeschäumter Zustand (c) nach Pyrolyse der organischen Bestandteile 140
5.32 Aufbau zur Untersuchung der mikroskopischen Struktur von DSB: (a) Digitalmikroskop (b) Messvorrichtung zur Rastereinteilung und Fixierung der Probe 141

5.33 Untersuchungen der mikroskopischen Struktur von DSB bei unterschiedlichen Vergrößerungen am Beispiel der Beschichtung DSB1-wa (Zustand II): (a) und (b) Analyse der Schaumstruktur (c) Messung der Porengrößen (d) und (e) Messung der Gaseinschlussflächen (f) Messung der Gesamtfläche des Probenquerschnitts 142
5.34 Veranschaulichung der Abgrenzung von Poren und Gaseinschlüssen am Beispiel der Struktur der Beschichtung DSB1-wa in Zustand II . . 143
5.35 Struktur eines DSB in Zustand I am Beispiel der Beschichtung DSB1-ep bei 400-facher Vergrößerung 144
5.36 Struktur eines DSB im maximal aufgeschäumten Zustand am Beispiel der Beschichtung DSB1-ep bei 200-facher Vergrößerung 145
5.37 Struktur eines DSB nach Pyrolyse der organischen Bestandteile am Beispiel der Beschichtung DSB2-lö bei 200-facher Vergrößerung 146
5.38 Veranschaulichung der sukzessiven Aufschäumung eines DSB am Beispiel der Beschichtung DSB1-wa im maximal aufgeschäumten Zustand bei 200-facher Vergrößerung 147
5.39 Relative Häufigkeitsverteilung der gemessenen Porengrößen aller untersuchter Proben bei Erreichen des Schmelzpunktes im oberen und unteren Bereich des DSB 148
5.40 Relative Häufigkeitsverteilung der gemessenen Porengrößen aller untersuchter Proben im maximal aufgeschäumten Zustand im oberen und unteren Bereich des DSB 149
5.41 Relative Häufigkeitsverteilung der gemessenen Porengrößen aller untersuchter Proben nach der Pyrolyse organsicher Bestandteile im oberen und unteren Bereich des DSB 150
5.42 Gaseinschlüsse in der aufgeschäumten Struktur eines DSB am Beispiel der Beschichtung DSB2-wa bei 10-facher Vergrößerung 151
5.43 Versuchsaufbau zur Messung der Temperaturverteilung und - entwicklung im DSB (Seitenansicht) 156
5.44 Speziell für die Versuche entwickelte Porenbetonstein-Ofentür: (a) Abmessungen und Auflagefläche der beschichteten Stahlplatte (b) Ansicht von der abgewandten Seite der Ofenkammer (c) Ansicht von der temperaturbeanspruchten Seite (d) Seitenansicht 157
5.45 Versuchsaufbau zur Messung der Materialtemperaturen in DSB: (a) Einbau der beschichteten Stahlplatte (b) Hochtemperatur-Elektroofen 158

5.46 Hilfsvorrichtung zur gezielten Messung der DSB-Temperaturen in der aufgeschäumten Konfiguration in der: (a) Seitenansicht (b) Draufsicht (c) Perspektive 160
5.47 Beschichtete Stahlplatte mit: (a) Position des Thermoelements zur Messung der Stahltemperatur (b) Messstellen der Trockenschichtdicke 161
5.48 Exemplarischer Versuchskörper mit dem DSB in aufgeschäumter Konfiguration (DSB1-wa) nach 60 min ETK-Beanspruchung: (a) Eintrittsöffnungen der Thermoelemente in den DSB (b) Messung der Endschichtdicke (c) Veranschaulichung der Aufschäumung des DSB in Teilschichten 162
5.49 Zeitliche Entwicklung der Stahltemperaturen sowie der Temperaturen innerhalb der Beschichtung DSB1-wa während des Aufschäumvorgangs (Versuch 1, Trockenschichtdicke 675 μm) 164
5.50 Gemittelte Temperaturentwicklungen im DSB in Abhängigkeit der ETK-Temperatur für die Beschichtung: (a) DSB1-wa (b) DSB1-lö (c) DSB1-ep (d) DSB2-wa (e) DSB2-lö 167
5.51 Temperaturverläufe über die Einheitsschichtdicke der Beschichtungen (a) DSB1-wa (b) DSB1-lö (c) DSB1-ep (d) DSB2-wa (e) DSB2-lö sowie Quantifizierung der thermischen Schutzwirkung der DSB anhand der Temperaturdifferenz $\Delta\theta$ 170
5.52 Ermittelte Wärmeleitfähigkeiten von DSB im Temperaturbereich von $20 - 30\,°C$ 174
5.53 Vergleich der Temperaturzeitkurven ausgewählter Naturbrandszenarien aus Kapitel 4 für einen Vollbrand mit mittlerer bzw. geringer Aufheizgeschwindigkeit mit der ETK 176
5.54 Gemessene Heißgas- und gemittelte Stahltemperaturen im Rahmen der Untersuchungen beschichteter Stahlplatten mit den Beschichtungen (a) – (c) DSB1-lö und (d) – (e) DSB2-lö bei Temperatureinwirkung entsprechend eines Naturbrandszenarios 178
5.55 Vergleich der aufgeschäumten Schaumstrukturen (a) der Beschichtung DSB1-lö und (b) der Beschichtung DSB2-lö nach einer Temperaturbeanspruchung mit mittlerer bzw. geringer Aufheizgeschwindigkeit . . 180
5.56 Beschichtetes I-Profil in eingebautem Zustand im Brandofen 187
5.57 Anordnung der Messskalen am Versuchskörper 1 zur Bestimmung der maximal aufgeschäumten Schichtdicke des DSB 188

5.58 Versuchskörper TP1 (allseitig beschichtet) bzw. TP2 (dreiseitig beschichtet) mit angrenzendem Trapezprofil in eingebautem Zustand im Brandofen 189
5.59 Anordnung von Messskalen zur Bestimmung der maximal aufgeschäumten Schichtdicke des DSB von Versuchskörper TP1: (a) im Sickenbereich (b) am obenliegenden Flansch 190
5.60 Versuchskörper 1 (IPE 200, allseitig beschichtet) 191
5.61 Prinzipskizze der Versuchskörper TP1 (allseitige Beschichtung) und TP2 (dreiseitige Beschichtung) 192
5.62 Definition der Messstellen von Temperatur und aufgeschäumter Schichtdicke an den Versuchskörpern TP1 und TP2 (IPE 200): (a) im Querschnitt (b) in Seitenansicht 193
5.63 Verlauf der Brandgas- und Stahltemperaturen von Versuchskörper 1, DSBBS mit der Beschichtung DSB2-lö, mittlere Trockenschichtdicke: 750 μm (ohne Grundierung) 194
5.64 Veranschaulichung des Aufschäumverhaltens der Beschichtung DSB2-lö von Versuchskörper 1 (IPE 200) 195
5.65 Verlauf der Brandgas- und Stahltemperaturen (Oberflansch und Steg) von Versuchskörper TP1, DSBBS mit der Beschichtung DSB2-lö (allseitige Beschichtung), mittlere Trockenschichtdicke: 700 μm (ohne Grundierung) 197
5.66 Verlauf der Brandgas- und Stahltemperaturen (Unterflansch und Trapezprofil) von Versuchskörper TP1, DSBBS mit der Beschichtung DSB2-lö (allseitige Beschichtung), mittlere Trockenschichtdicke: 700 μm (ohne Grundierung) 199
5.67 Zustand des DSBBS von Versuchskörper TP1 nach 40 min ETK-Brandbeanspruchung 200
5.68 Verlauf der Brandgas- und Stahltemperaturen (Oberflansch und Steg) von Versuchskörper TP2, DSBBS mit der Beschichtung DSB2-lö (dreiseitige Beschichtung), mittlere Trockenschichtdicke: 750 μm (ohne Grundierung) 202
5.69 Verlauf der Brandgas- und Stahltemperaturen (Unterflansch und Trapezprofil) von Versuchskörper TP2, DSBBS mit der Beschichtung DSB2-lö (dreiseitige Beschichtung), mittlere Trockenschichtdicke: 750 μm (ohne Grundierung) 203

6.1 Stahlplatte mit DSB in aufgeschäumter Konfiguration: (a) im Versuch (b) in numerischer Simulation 217
6.2 Stabmodell aus Stahl- und DSB-Elementen 219
6.3 Vergleich des gemittelten Aufschäumfaktors α aus Kleinversuchen (vgl. Abschnitt 5.3) und der Approximation für die numerische Simulation 222
6.4 Gemittelter thermischer Ausdehnungskoeffizient von DSB in Abhängigkeit der Materialtemperatur 224
6.5 Spezifische Wärmekapazität und Approximation in Abhängigkeit der DSB-Temperatur 225
6.6 Verlauf der Masse bzw. des Aufschäumfaktors (Volumenänderung) des DSB in Abhängigkeit der Temperatur 226
6.7 Materialdichte und Gesamtwärmespeicherkapazität von DSB in Abhängigkeit der Temperatur 227
6.8 Spezifische Wärmekapazität des DSB unter Berücksichtigung einer temperaturunabhängigen Materialdichte von 1400 $\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ sowie der Massen- und Volumenänderung 228
6.9 Entwicklung des Drucks zur Implementierung in der User Subroutine *Hetval* 230
6.10 Verlauf der Porosität bzw. des Aufschäumfaktors eines DSB in Abhängigkeit der Temperatur 233
6.11 Mittlerer Porendurchmesser von DSB in Abhängigkeit der Temperatur 234
6.12 Entwicklung der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit von DSB in Abhängigkeit der Temperatur sowie Darstellung der einzelnen Komponenten 235
6.13 Versuch zur Bestimmung des E-Moduls von DSB: (a) Versuchskörper (b) Versuchseinrichtung mit Versuchskörper nach Erreichen der Zugfestigkeit (c) Spannungs-Dehnungs-Beziehung von DSB 237
6.14 Aufschäumverhalten des DSB im Bereich des Walzradius in numerischen Simulationen: (a) ohne Berücksichtigung eines erhöhten E-Moduls (b) mit Berücksichtigung eines erhöhten E-Moduls 238
6.15 Gegenüberstellung der gemittelten und approximierten Aufschäumverläufe aus Versuchen bei Temperaturbeanspruchungen mit unterschiedlichen, konstanten Aufheizgeschwindigkeiten 240
6.16 Vergleich der ermittelten spezifischen Wärmekapazitäten bei Temperaturbeanspruchungen mit unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten 242
6.17 Vergleich der ermittelten Verläufe der Wärmeleitfähigkeiten von DSB bei unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten 243

6.18 Numerisches Modell für die Simulation des Erwärmungsverhaltens einer beschichteten Stahlplatte 247
6.19 Veranschaulichung des Aufschäumvorgangs eines DSB in der numerischen Simulation 249
6.20 Vergleich der gemessenen und simulierten Stahltemperaturen der Erwärmungsversuche (a) 1 (DSB1-wa), (b) 4 (DSB1-lö), (c) 7 (DSB1-ep), (d) 10 (DSB2-wa) und (e) 13 (DSB2-lö) aus Abschnitt 5.5 250
6.21 Vergleich der gemessenen und berechneten Stahltemperaturen der untersuchten Stahlplatten nach 30 min Temperatureinwirkung entsprechend der ETK 252
6.22 Vergleich der gemessenen und berechneten Temperaturverläufe im DSB über die Einheitsschichtdicke: (a) DSB1-wa, (b) DSB1-lö, (c) DSB1-ep, (d) DSB2-wa, (e) DSB2-lö 254
6.23 Vergleich der gemessenen und simulierten Stahltemperatur des Versuchs Pl4 aus AiF-Bericht 17200N [60] (Trockenschichtdicke DSB: 890 μm) 256
6.24 Vergleich der gemessenen und berechneten Stahltemperaturen der Plattenversuche nach 30 min ETK-Einwirkung (vgl. AiF-Bericht 17200N [60]) 257
6.25 Vergleich der gemessenen und berechneten Temperaturen an der Rückseite der beschichteten Stahlplatten bei Temperatureinwirkung mit mittlerer Aufheizgeschwindigkeit (Versuche 1, 2 und 3 aus Abschnitt 5.5.4) 259
6.26 Vergleich der gemessenen und berechneten Temperaturen an der Rückseite der beschichteten Stahlplatten bei Temperatureinwirkung mit geringer Aufheizgeschwindigkeit (Versuche 4 und 5 aus Abschnitt 5.5.4) 260
6.27 Temperaturentwicklung im DSB (Trockenschichtdicke: 750 μm) auf einer 10 mm dicken Stahlplatte bei Brandbeanspruchung nach ETK . 262
6.28 Temperaturverlauf über die Einheitsschichtdicke des DSB (Trockenschichtdicke: 750 μm) unter Berücksichtigung der geometrischen Lageänderung der Auswertungspunkte während des Aufschäumens auf einer 10 mm dicken Stahlplatte zu unterschiedlichen Zeitpunkten bei ETK-Einwirkung 263
6.29 Entwicklung der aufgeschäumten Schichtdicke eines DSB (Trockenschichtdicke: 750 μm) auf einer 10 mm dicken Stahlplatte 264

6.30 Verlauf des Aufschäumfaktors α der einzelnen Teilschichten innerhalb des DSB (10 mm dicke Stahlplatte, Trockenschichtdicke: 750 μm) . . . 265

6.31 Vergleich der Entwicklung der Stahltemperatur und aufgeschäumten Schichtdicke unterschiedlicher numerischer Modelle an einer beschichteten Stahlplatte (Stahlplattendicke: 10 mm, Trockenschichtdicke: 750 μm) 267

6.32 Gegenüberstellung berechneter Aufschäumfaktoren und Aufheizgeschwindigkeiten der einzelnen Teilschichten des DSB ($\theta_{DSB,v}$-Modell, Stahlplattendicke: 10 mm, Trockenschichtdicke des DSB: 750 μm) . . . 268

6.33 Einfluss der DSB-Diskretisierung auf die Entwicklung der Stahltemperaturen einer 10 mm dicken Stahlplatte mit unterschiedlichen Trockenschichtdicken des DSB 270

6.34 Abweichungen zum Verlauf der Stahltemperaturen aus Abbildung 6.27 infolge der Volumenänderungsarbeit des DSB nach Abbildung 6.9 . . 271

6.35 Berechnete Stahltemperaturen an der brandabgewandten Seite der beschichteten Stahlplatte zur Bewertung des Einflusses geringer Varianzen in der Trockenschichtdicke auf die Stahltemperaturen 273

6.36 Einfluss der Stahlplattendicke auf die maximal aufgeschäumte Schichtdicke von DSB bei unterschiedlichen Trockenschichtdicken (bezogen auf das Maximum der Aufschäumfunktion $\alpha_{max} = 37$) 274

6.37 Maximaltemperaturen beschichteter Stahlplatten mit unterschiedlichen Trockenschichtdicken und Stahldicken nach 30 min ETK-Einwirkung 275

6.38 Diskretisiertes numerisches Modell eines beschichteten I-Profils mit der Definition der Aufschäumrichtung des DSB sowie thermischer und mechanischer Randbedingungen 280

6.39 Numerisches Modell zur Simulation des Erwärmungsverhaltens eines allseitig beschichteten I-Profils mit angrenzendem Trapezprofil (Trockenschichtdicke: 700 μm) 282

6.40 Veranschaulichung der thermischen und mechanischen Interaktionsbeziehungen 283

6.41 Veranschaulichung der Wirkungsweise der User Subroutine *UExpan* zur Berücksichtigung einer gehinderten Aufschäumung des DSB am Beispiel einer beschichteten Stahlplatte (Stahlplattendicke: 5 mm, Trockenschichtdicke: 600 μm) 284

6.42 Modellierung eines beschichteten I-Profils (IPE 200, Trockenschichtdicke 700 μm) unter Berücksichtigung einer gehinderten Aufschäumung durch ein angrenzendes Trapezprofil 285
6.43 Numerisches Modell zur Simulation des Erwärmungsverhaltens eines dreiseitig beschichteten I-Profils (IPE 200) mit angrenzendem Trapezprofil (Trockenschichtdicke: 750 μm) 286
6.44 Vergleich der gemessenen und berechneten Stahltemperaturen des Versuchskörpers 1 (vgl. Abschnitt 5.6), IPE 200 mit DSBBS (DSB2-lö), Trockenschichtdicke gemittelt (ohne Grundierung): 750 μm . . . 287
6.45 Vergleich der gemessenen maximalen Schichtdicke und des berechneten Aufschäumverlaufs des DSBBS von Versuchskörper 1, IPE 200 mit DSB (DSB2-lö), mittlere Trockenschichtdicke: 750 μm (ohne Grundierung) 288
6.46 Numerisches Modell des Versuchskörpers 1: (a) Veranschaulichung des Aufschäumvorgangs (b) DSB in maximal aufgeschäumter Konfiguration (Zeitpunkt: ca. 22 min) 289
6.47 Vergleich der gemessenen und berechneten Stahltemperaturen des Versuchskörpers TP1 im Bereich der Hochsicke, IPE 200, allseitig beschichtet, mittlere Trockenschichtdicke des DSBBS (ohne Grundierung): 700 μm 290
6.48 Vergleich der gemessenen und berechneten Stahltemperaturen des Versuchskörpers TP1 im Bereich der Tiefsicke, IPE 200, allseitig beschichtet, mittlere Trockenschichtdicke des DSBBS (ohne Grundierung): 700 μm 291
6.49 Vergleich der gemessenen maximalen Schichtdicke und des berechneten Aufschäumverlaufs des DSB von Versuchskörper TP1, IPE 200, allseitig beschichtet, mittlere Trockenschichtdicke (ohne Grundierung): 700 μm 291
6.50 Vergleich des Hochtemperaturverhaltens des DSB bei gehinderter Aufschäumung im Bereich der Tiefsicke des Trapezprofils zwischen Versuch aus Abschnitt 5.3.6 und numerischer Simulation 292
6.51 Vergleich der gemessenen und berechneten Stahltemperaturen des Versuchskörpers TP2 im Bereich der Hochsicke, IPE 200, dreiseitig beschichtet, mittlere Trockenschichtdicke des DSBBS (ohne Grundierung): 750 μm 293

6.52 Vergleich der gemessenen und berechneten Stahltemperaturen des Versuchskörpers TP2 im Bereich der Tiefsicke, IPE 200, dreiseitig beschichtet, mittlere Trockenschichtdicke des DSBBS (ohne Grundierung): 750 μm 294
6.53 Vergleich der Temperaturentwicklung im Oberflansch eines allseitig beschichten I-Profils (IPE 200, Trockenschichtdicke DSB: 700 μm) mit und ohne angrenzendes Trapezprofil 295
6.54 Vergleich der Temperaturentwicklung im Oberflansch eines allseitig und eines dreiseitig beschichten I-Profils mit jeweils angrenzendem Trapezprofil (IPE 200, Trockenschichtdicke DSB: 700 μm) 296
6.55 Vergleich der Temperaturentwicklung über die Profilhöhe eines allseitig bzw. dreiseitig beschichten I-Profils mit angrenzenden Trapezprofilen im Bereich der Hochsicke mit einem beschichteten I-Profil ohne Einfluss eines Trapezprofils (IPE 200, Trockenschichtdicke DSB: 700 μm) . . . 297
6.56 Vergleich der Temperaturentwicklung über die Profilhöhe eines allseitig bzw. dreiseitig beschichten I-Profils mit angrenzenden Trapezprofilen im Bereich der Tiefsicke mit einem beschichteten I-Profil ohne Einfluss eines Trapezprofils (IPE 200, Trockenschichtdicke DSB: 700 μm) . . . 298
6.57 Einfluss unterschiedlicher Wärmeleitfähigkeiten im Bereich der Tiefsicke auf die Temperaturentwicklung eines allseitig beschichteten I-Profils mit angrenzendem Trapezprofil (IPE 200, Trockenschichtdicke DSB: 700 μm (ohne Grundierung)) 299

A.1 Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB1-wa LI
A.2 Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB1-lö LII
A.3 Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB1-ep LII
A.4 Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB2-wa LIII
A.5 Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB2-lö LIII
A.6 Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB1-wa LIV
A.7 Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB1-lö LIV
A.8 Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB1-ep LV
A.9 Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB2-wa LV
A.10 Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB2-lö LVI
A.11 Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB1-wa LVII
A.12 Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB1-lö LVII
A.13 Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB1-ep LVIII

A.14 Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB2-wa LVIII
A.15 Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB2-lö LIX

B.1 Aufschäumen des DSB2-lö im Bereich der Walzausrundung eines Stahprofils IPE160 (Versuchskörper 2) zu unterschiedlichen Zeitpunkten bei ETK-Einwirkung (Trockenschichtdicke DSB ca. 600 μm) . . . LXII
B.2 Aufschäumvorgang der Beschichtung DSB1-wa bei gehinderter Aufschäumung durch die Profilsicke eines Trapezprofils (Versuchskörper 2, Gemittelte Trockenschichtdicke DSB: 600 μm) LXIII
B.3 Aufschäumvorgang der Beschichtung DSB1-wa bei gehinderter Aufschäumung durch die Profilssicke eines Trapezprofils (Versuchskörper 3, Gemittelte Trockenschichtdicke DSB: 650 μm) LXIV

C.1 Struktur der Beschichtung DSB1-wa bei Erreichen des Schmelzpunktes im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich LXVI
C.2 Struktur der Beschichtung DSB1-wa im maximal aufgeschäumten Zustand im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich LXVI
C.3 Struktur der Beschichtung DSB1-wa nach Pyrolyse der organischen Bestandteile im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich LXVI
C.4 Struktur der Beschichtung DSB1-lö bei Erreichen des Schmelzpunktes im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich LXVII
C.5 Struktur der Beschichtung DSB1-lö im maximal aufgeschäumten Zustand im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich LXVII
C.6 Struktur der Beschichtung DSB1-lö nach Pyrolyse der organischen Bestandteile im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich LXVII
C.7 Struktur der Beschichtung DSB1-ep bei Erreichen des Schmelzpunktes im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich LXVIII
C.8 Struktur der Beschichtung DSB1-ep im maximal aufgeschäumten Zustand im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich LXVIII
C.9 Struktur der Beschichtung DSB1-ep nach Pyrolyse der organischen Bestandteile im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich LXVIII
C.10 Struktur der Beschichtung DSB2-wa bei Erreichen des Schmelzpunktes im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich LXIX
C.11 Struktur der Beschichtung DSB2-wa im maximal aufgeschäumten Zustand im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich LXIX
C.12 Struktur der Beschichtung DSB2-wa nach Pyrolyse der organischen Bestandteile im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich LXIX

C.13 Struktur der Beschichtung DSB2-lö bei Erreichen des Schmelzpunktes im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich LXX

C.14 Struktur der Beschichtung DSB2-lö im maximal aufgeschäumten Zustand im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich LXX

C.15 Struktur der Beschichtung DSB2-lö nach Pyrolyse der organischen Bestandteile im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich LXX

D.1 Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 1 (DSB1-wa, Trockenschichtdicke 675 μm) LXXII

D.2 Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 2 (DSB1-wa, Trockenschichtdicke 700 μm) LXXII

D.3 Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 3 (DSB1-wa, Trockenschichtdicke 700 μm) LXXIII

D.4 Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 4 (DSB1-lö, Trockenschichtdicke 540 μm) LXXIII

D.5 Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 5 (DSB1-lö, Trockenschichtdicke 650 μm) LXXIV

D.6 Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 6 (DSB1-lö, Trockenschichtdicke 580 μm) LXXIV

D.7 Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 7 (DSB1-ep, Trockenschichtdicke 870 μm) LXXV

D.8 Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 8 (DSB1-ep, Trockenschichtdicke 480 μm) LXXV

D.9 Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 9 (DSB1-ep, Trockenschichtdicke 465 μm) LXXVI

D.10 Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 10 (DSB2-wa, Trockenschichtdicke 645 μm) LXXVI

D.11 Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 11 (DSB2-wa, Trockenschichtdicke 655 μm) LXXVII

D.12 Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 12 (DSB2-wa, Trockenschichtdicke 630 μm) LXXVII

D.13 Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 13 (DSB2-lö, Trockenschichtdicke 505 μm) LXXVIII

D.14 Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 14 (DSB2-lö, Trockenschichtdicke 550 μm) LXXVIII

D.15 Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 15 (DSB2-lö, Trockenschichtdicke 570 μm) LXXIX

E.1 Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 1 (DSB1-wa, Trockenschichtdicke 675 μm) LXXXII

E.2 Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 2 (DSB1-wa, Trockenschichtdicke 700 μm) LXXXII

E.3 Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 3 (DSB1-wa, Trockenschichtdicke 700 μm) LXXXIII

E.4 Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 4 (DSB1-lö, Trockenschichtdicke 540 μm) LXXXIII

E.5 Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 5 (DSB1-lö, Trockenschichtdicke 650 μm) LXXXIV

E.6 Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 6 (DSB1-lö, Trockenschichtdicke 580 μm) LXXXIV
E.7 Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 7 (DSB1-ep, Trockenschichtdicke 870 μm) LXXXV
E.8 Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 8 (DSB1-ep, Trockenschichtdicke 480 μm) LXXXV
E.9 Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 9 (DSB1-ep, Trockenschichtdicke 465 μm) LXXXVI
E.10 Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 10 (DSB2-wa, Trockenschichtdicke 645 μm) LXXXVI
E.11 Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 11 (DSB2-wa, Trockenschichtdicke 655 μm) LXXXVII
E.12 Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 12 (DSB2-wa, Trockenschichtdicke 630 μm) LXXXVII
E.13 Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 13 (DSB2-lö, Trockenschichtdicke 505 μm) LXXXVIII
E.14 Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 14 (DSB2-lö, Trockenschichtdicke 550 μm) LXXXVIII
E.15 Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 15 (DSB2-lö, Trockenschichtdicke 570 μm) LXXXIX

Tabellenverzeichnis

1.1 Übersicht der untersuchten DSB-Beschichtungen 6

2.1 Marktanteile der unterschiedlichen DSB-Beschichtungen 9

4.1 Zuordnung der Brandentwicklungsgeschwindigkeiten zu typischen Gebäudenutzungen (vgl. DIN EN 1991-1-2 [92] und Klein [50]) 75

5.1 Gemittelte DSB-Trockenschichtdicken der einzelnen Versuchskörper . 109
5.2 Gemittelte DSB-Trockenschichtdicken der Versuchskörper zur Untersuchung des Aufschäumverhaltens bei unterschiedlichen, konstanten Aufheizgeschwindigkeiten 120
5.3 Mittlere DSB-Trockenschichtdicken der Proben zur mikroskopischen Untersuchung von DSB 137
5.4 Heißgastemperaturen in der jeweiligen Reaktionsphase bei Entnahme der Proben aus dem Hochtemperaturofen 138
5.5 Äquivalenter Porendurchmesser und mittlerer prozentualer Anteil an unregelmäßigen Gaseinschlüssen bei den untersuchten Beschichtungen im maximal aufgeschäumten Zustand 152
5.6 Gemittelter prozentualer Anteil an unregelmäßigen Gaseinschlüssen bezogen auf das Gesamtvolumen der untersuchten Beschichtungen bei unterschiedlichen Zuständen 152
5.7 Gewählte Ziel-Trockenschichtdicken [μm] der untersuchten Beschichtungen 160
5.8 Ziel-Trockenschichtdicken und gemessene mittlere Trockenschichtdicken der Versuchskörper sowie die aufgeschäumte Schichtdicke bzw. Aufschäumfaktor α der untersuchten Beschichtungen nach den Versuchen 163
5.9 Vergleich der Heißgas- und Stahltemperaturen der untersuchten Beschichtungen nach 30 min bzw. 60 min ETK-Beanspruchung 172
5.10 Abgeleitete Wärmeleitfähigkeiten der unterschiedlichen Beschichtungen in einem Temperaturbereich von $20 - 30\,^{\circ}\mathrm{C}$ 174

5.11 Ziel- und gemessene DSB-Trockenschichtdicken der Versuchskörper sowie die aufgeschäumte Schichtdicke bzw. Aufschäumfaktor α der untersuchten Beschichtungen nach unterschiedlichen Temperaturbeanspruchungen 179
5.12 Vergleich der thermischen Schutzwirkung der lösemittelhaltigen Beschichtungen DSB1-lö und DSB2-lö bei Temperaturbeanspruchung nach ETK sowie der untersuchten Natur-Temperaturzeitkurven anhand von Temperaturdifferenzen 181
5.13 Gemittelte Trockenschichtdicken des DSBBS an verschiedenen Querschnittsteilen der untersuchten Versuchskörper (ohne Grundierung) . 193
5.14 Gemessene maximal aufgeschäumte Schichtdicken und ermittelte Aufschäumfaktoren der Beschichtung DSB2-lö von Versuchskörper 1 sowie Angabe der zugehörigen Zeitpunkte im Versuch 196
5.15 Gemessene maximale aufgeschäumte Schichtdicken und ermittelte Aufschäumfaktoren des DSB von Versuchskörper TP1 sowie Angabe der zugehörigen Zeitpunkte im Versuch 201
5.16 Übersicht der gemessenen DSB-Trockenschichtdicken und Vergleich der Stahltemperaturen der einzelnen Versuchskörper 204

6.1 Vergleich der gemessenen und berechneten Aufschäumfaktoren der untersuchten DSB bei ETK-Beanspruchung nach 60 min 253
6.2 Vergleich der gemessenen und berechneten aufgeschäumten Aufschäumfaktoren der untersuchten DSB im Rahmen der Versuche 1-5 aus Abschnitt 5.5 zum Zeitpunkt der auftretenden maximalen Stahltemperatur im Versuch 261

A Aufschäumverläufe der untersuchten Beschichtungen bei einer Temperaturbeanspruchung mit unterschiedlichen, konstanten Aufheizgeschwindigkeiten

Aufschäumverläufe bei Temperaturbeanspruchung mit einer Aufheizgeschwindigkeit von $50\,\frac{\mathbf{K}}{\mathbf{min}}$

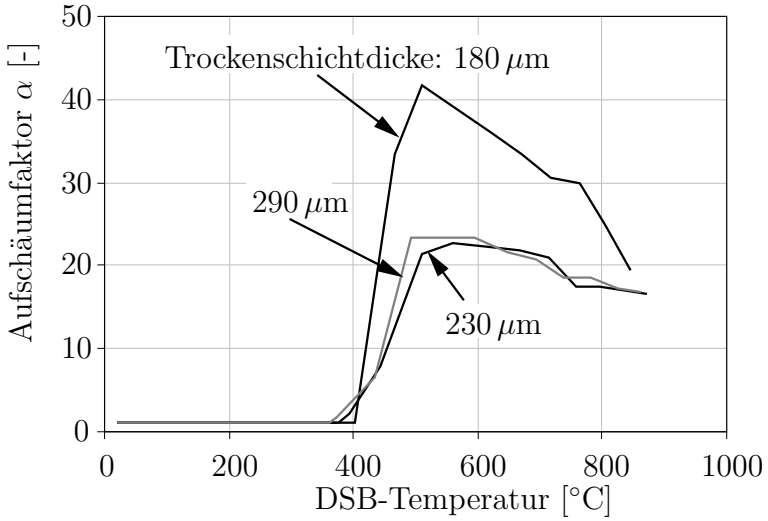


Abbildung A.1: Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB1-wa

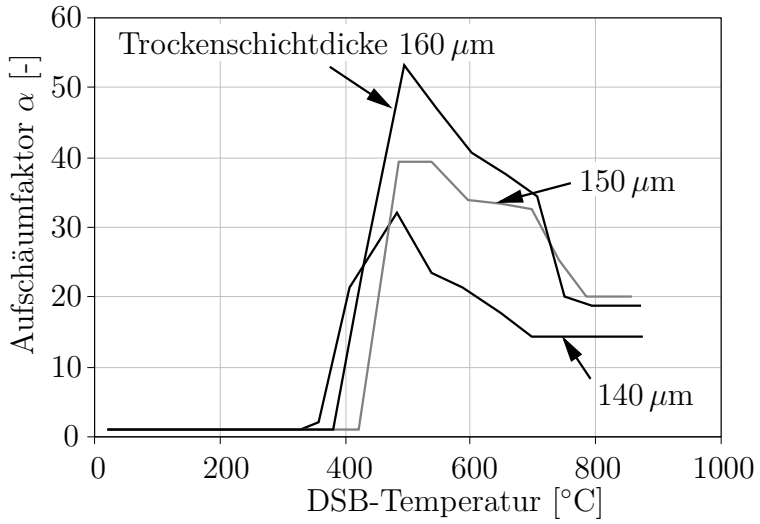


Abbildung A.2: Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB1-lö

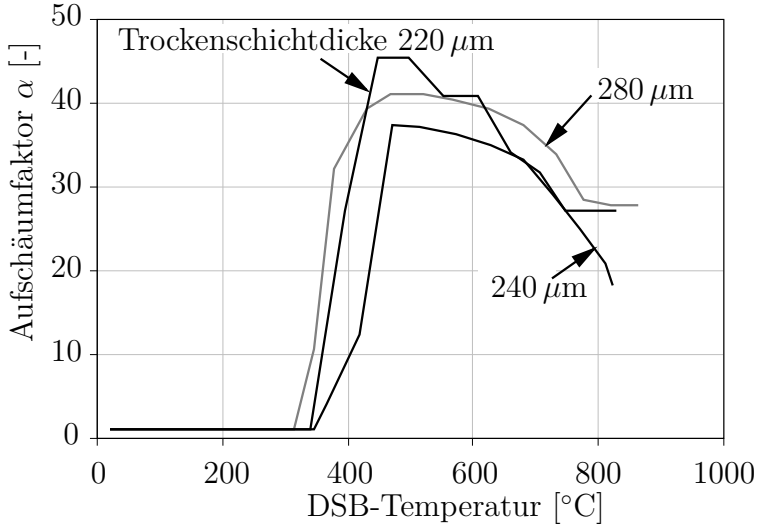


Abbildung A.3: Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB1-ep

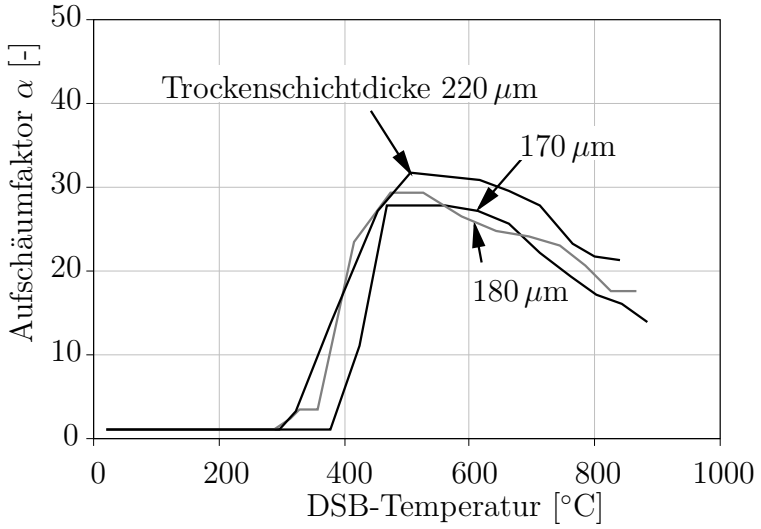


Abbildung A.4: Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB2-wa

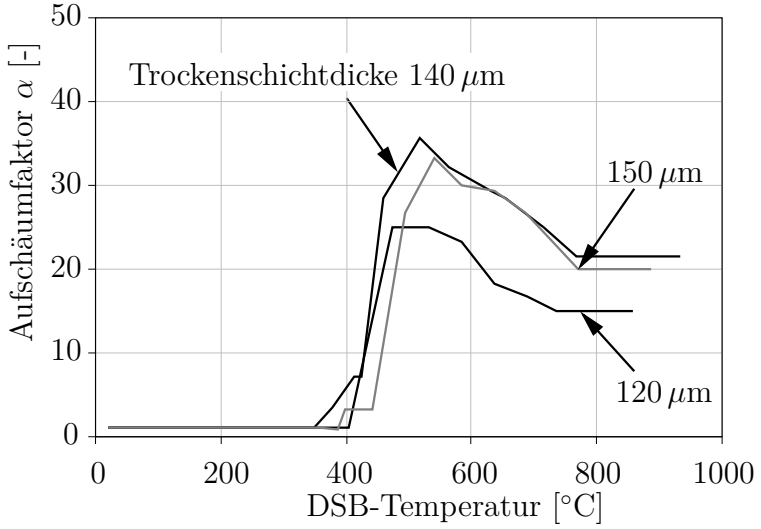


Abbildung A.5: Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB2-lö

Aufschäumverläufe bei Temperaturbeanspruchung mit einer Aufheizgeschwindigkeit von $30\,\frac{\mathbf{K}}{\mathbf{min}}$

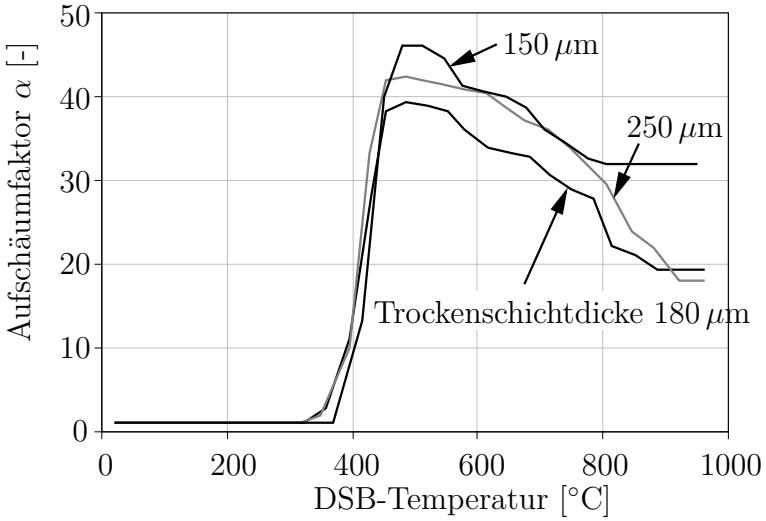


Abbildung A.6: Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB1-wa

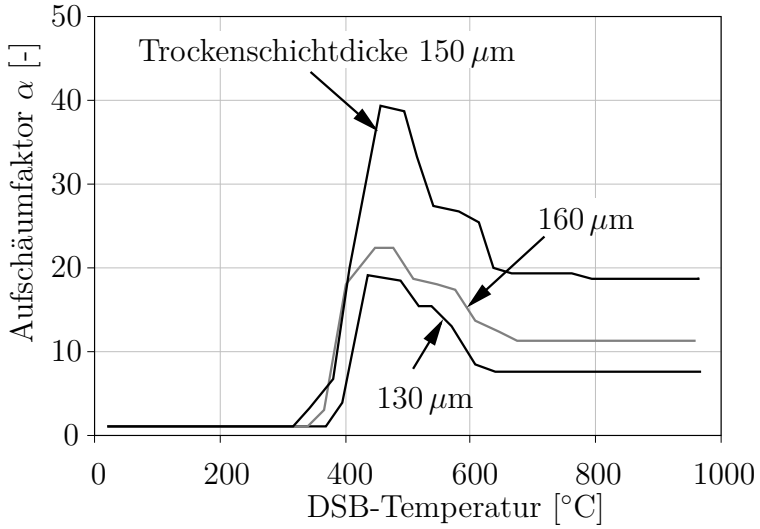


Abbildung A.7: Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB1-lö

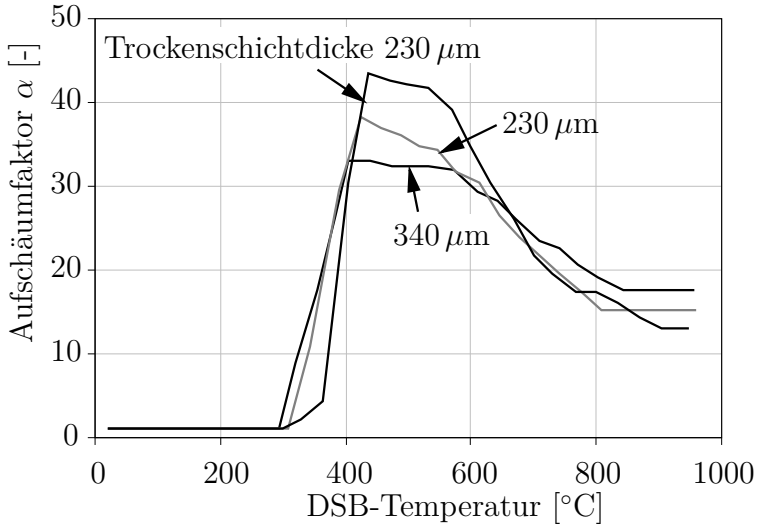


Abbildung A.8: Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB1-ep

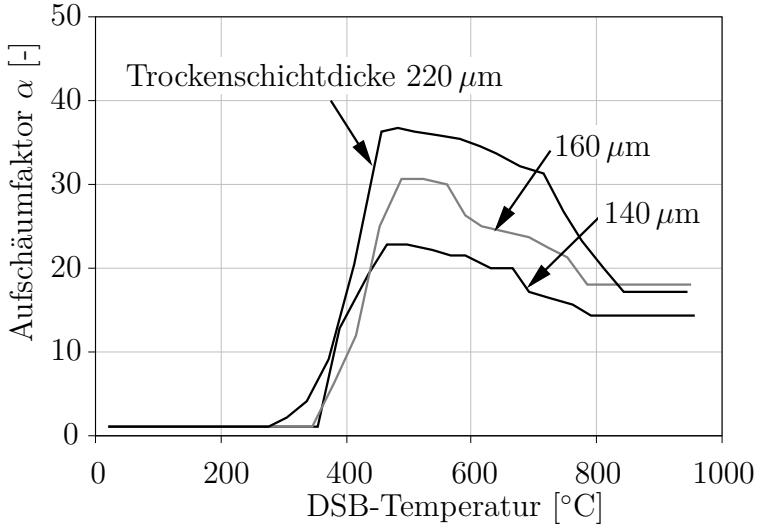


Abbildung A.9: Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB2-wa

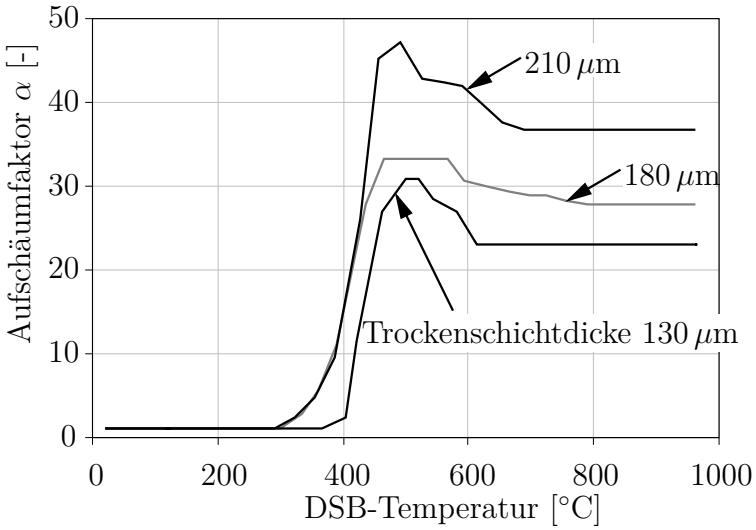


Abbildung A.10: Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB2-lö

Aufschäumverläufe bei Temperaturbeanspruchung mit einer Aufheizgeschwindigkeit von $10\,\frac{\mathbf{K}}{\mathbf{min}}$

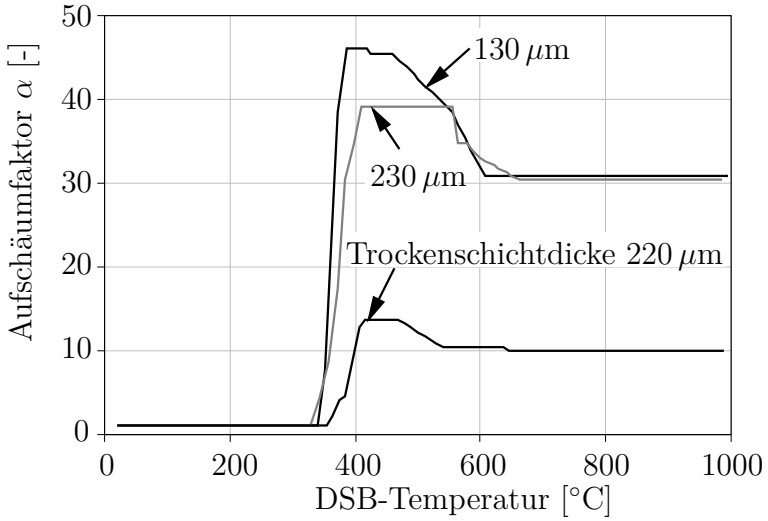


Abbildung A.11: Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB1-wa

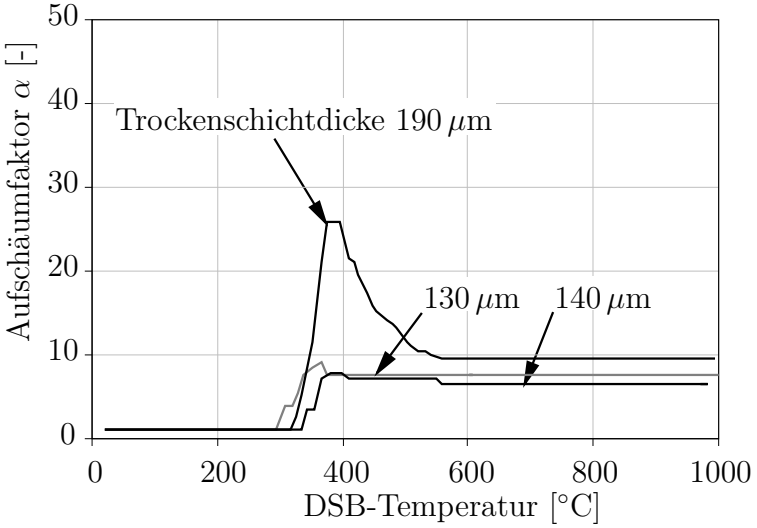


Abbildung A.12: Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB1-lö

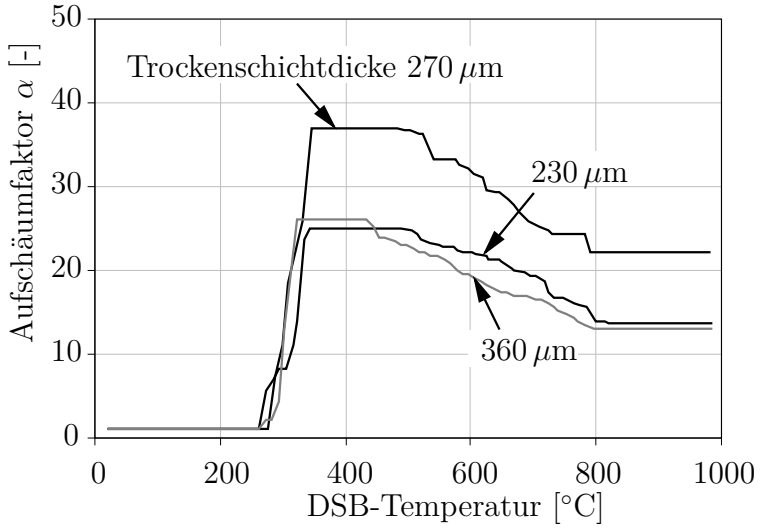


Abbildung A.13: Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB1-ep

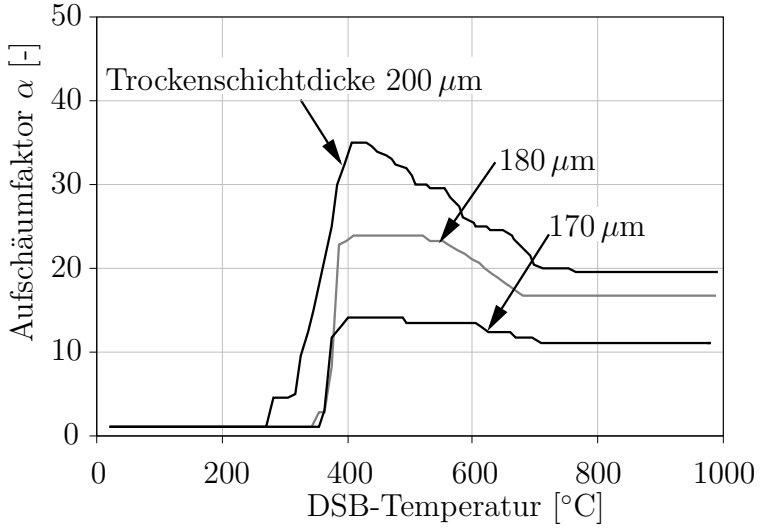


Abbildung A.14: Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB2-wa

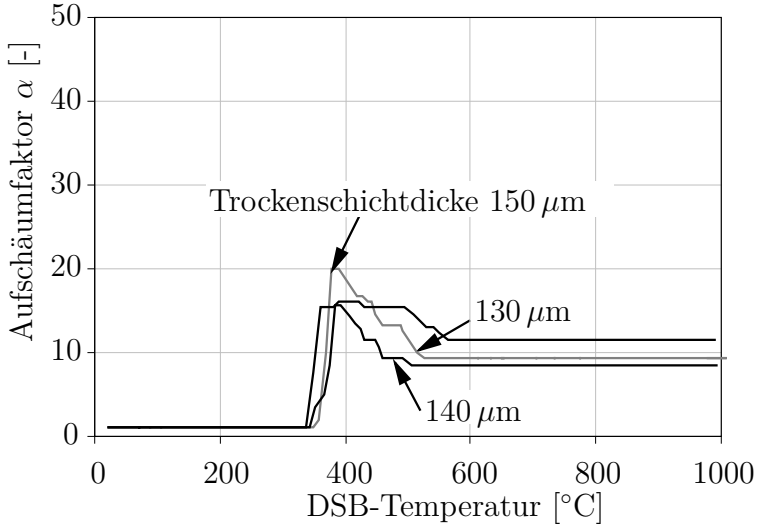


Abbildung A.15: Aufschäumverläufe der Beschichtung DSB2-lö

B Aufschäumverhalten von Dämmschichtbildnern im Bereich der Walzausrundung von I-Profilen und bei gehinderter Aufschäumung

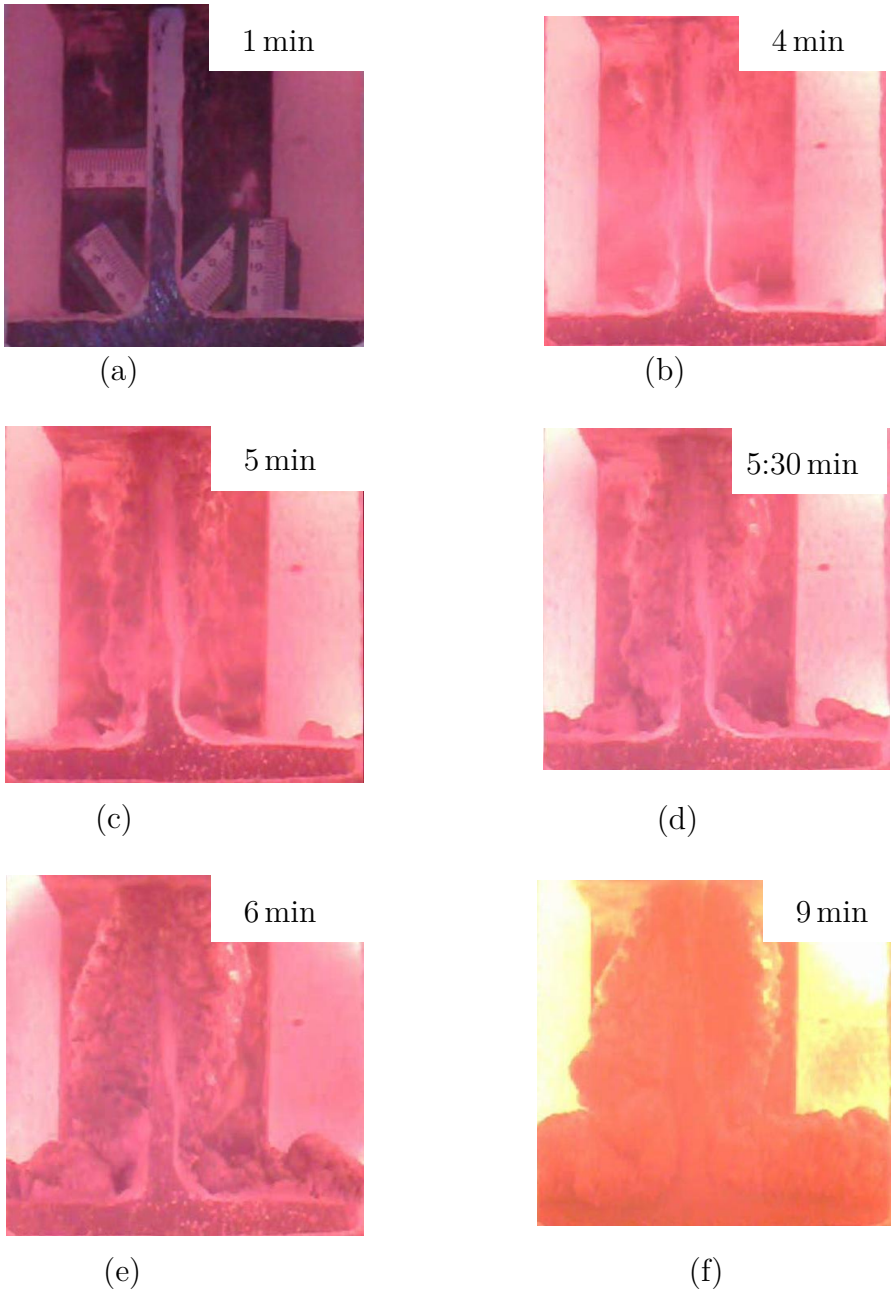


Abbildung B.1: Aufschäumen des DSB2-lö im Bereich der Walzausrundung eines Stahprofils IPE160 (Versuchskörper 2) zu unterschiedlichen Zeitpunkten bei ETK-Einwirkung (Trockenschichtdicke DSB ca. 600 μm)

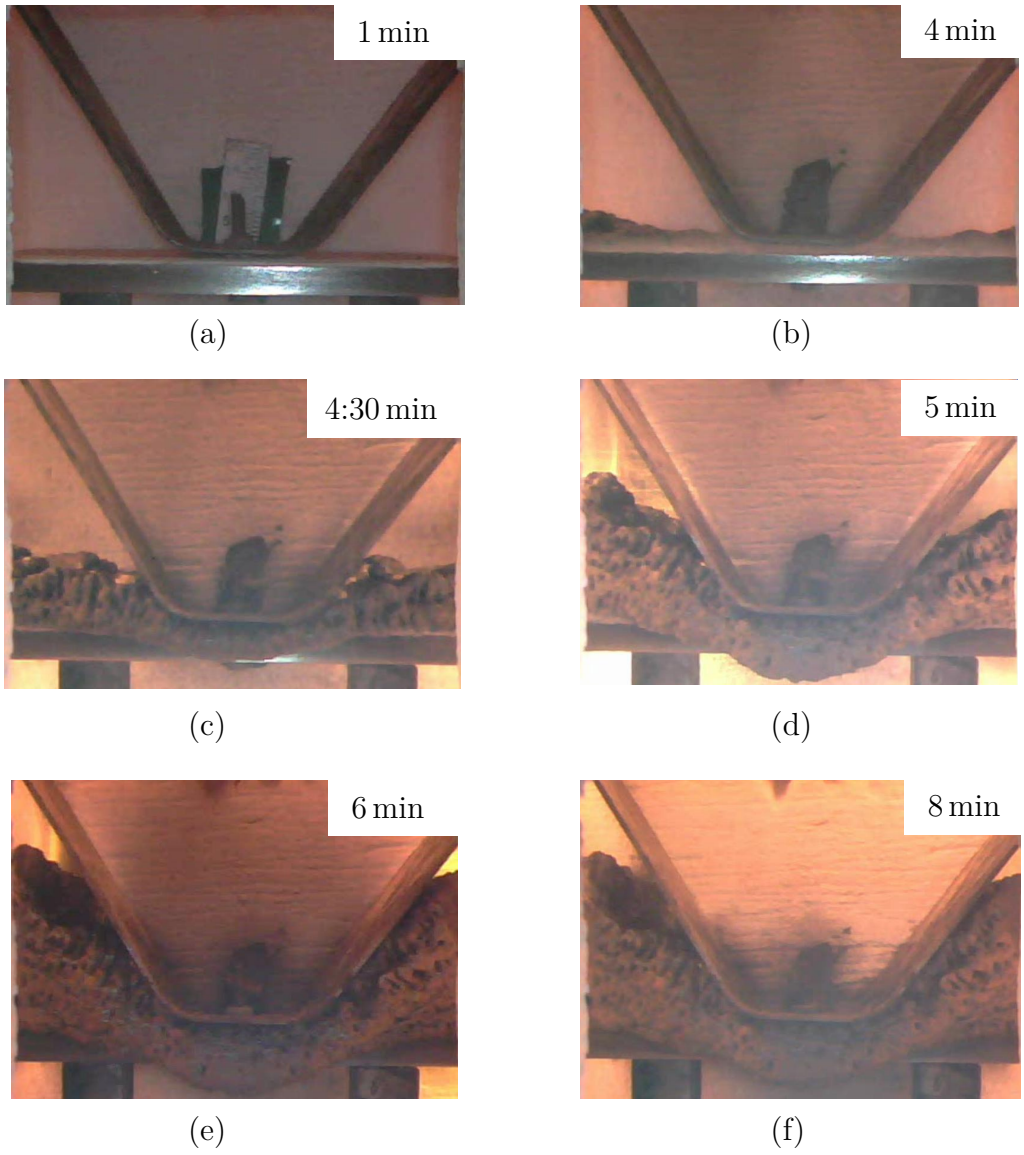


Abbildung B.2: Aufschäumvorgang der Beschichtung DSB1-wa bei gehinderter Aufschäumung durch die Profilsicke eines Trapezprofils (Versuchskörper 2, Gemittelte Trockenschichtdicke DSB: 600 μm)

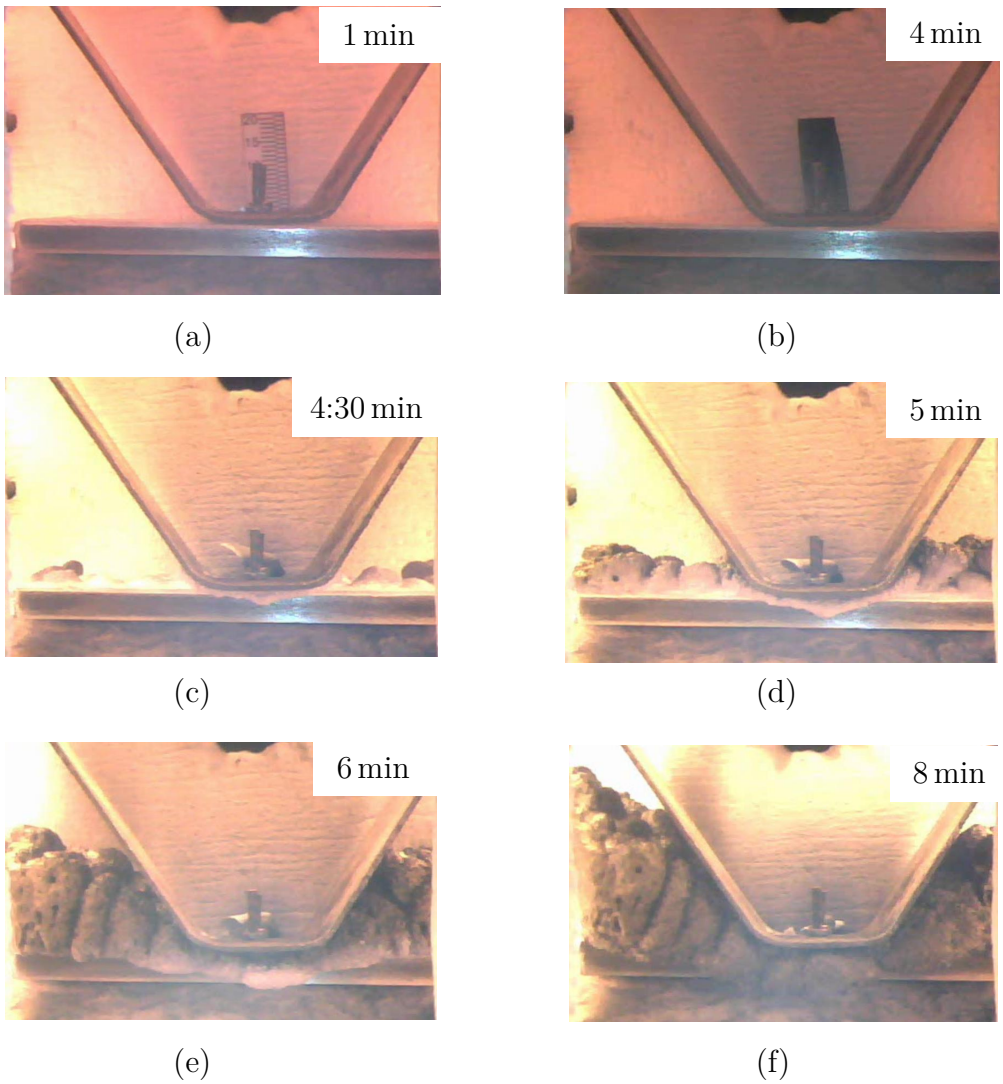
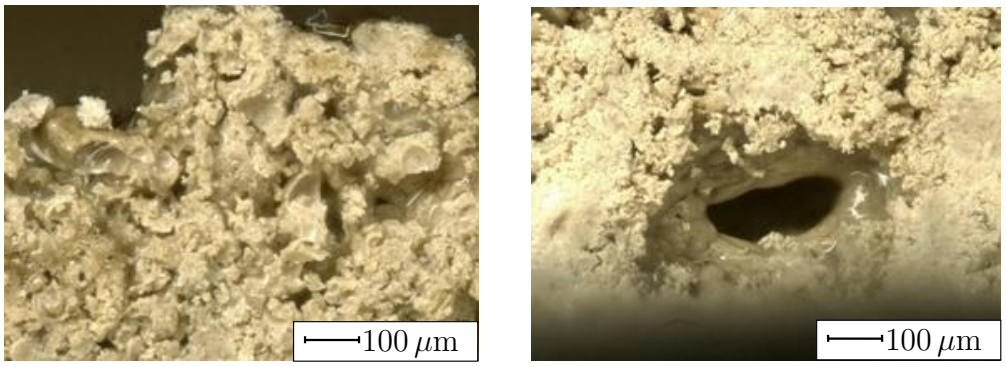


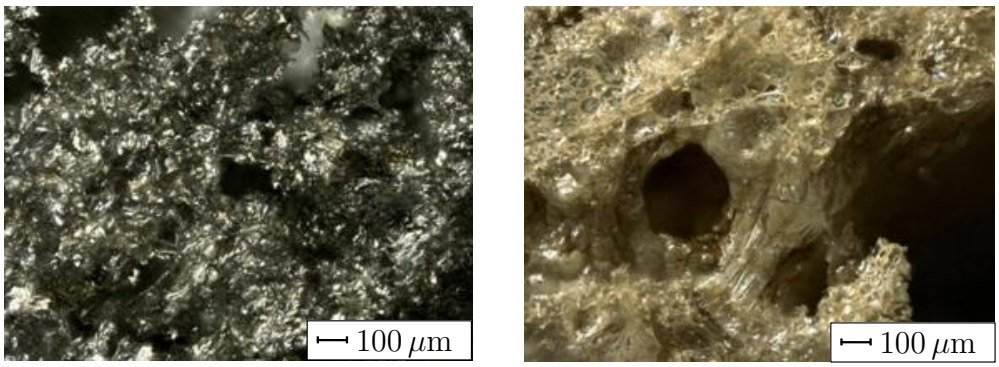
Abbildung B.3: Aufschäumvorgang der Beschichtung DSB1-wa bei gehinderter Aufschäumung durch die Profilssicke eines Trapezprofils (Versuchskörper 3, Gemittelte Trockenschichtdicke DSB: 650 μm)

C Mikroskopische Struktur der untersuchten Beschichtungen in unterschiedlichen Reaktionsphasen



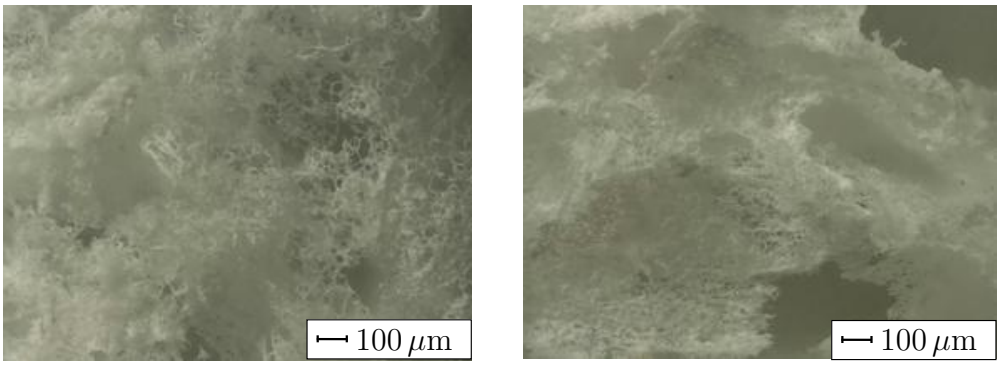
(a) (b)

Abbildung C.1: Struktur der Beschichtung DSB1-wa bei Erreichen des Schmelzpunktes im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich



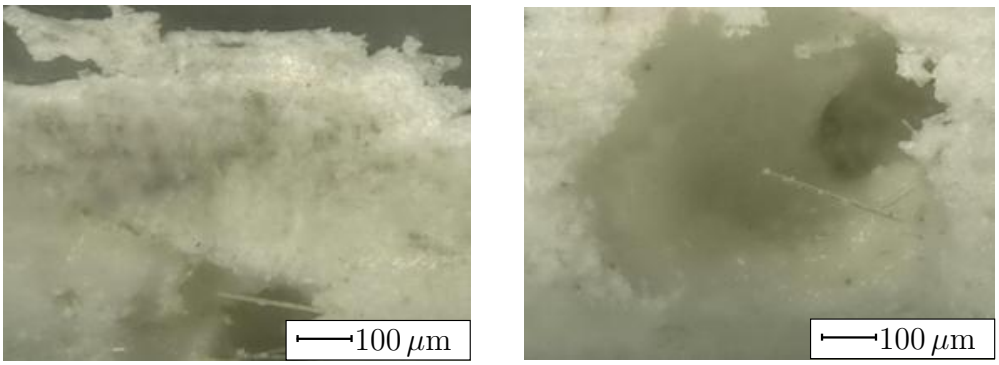
(a) (b)

Abbildung C.2: Struktur der Beschichtung DSB1-wa im maximal aufgeschäumten Zustand im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich



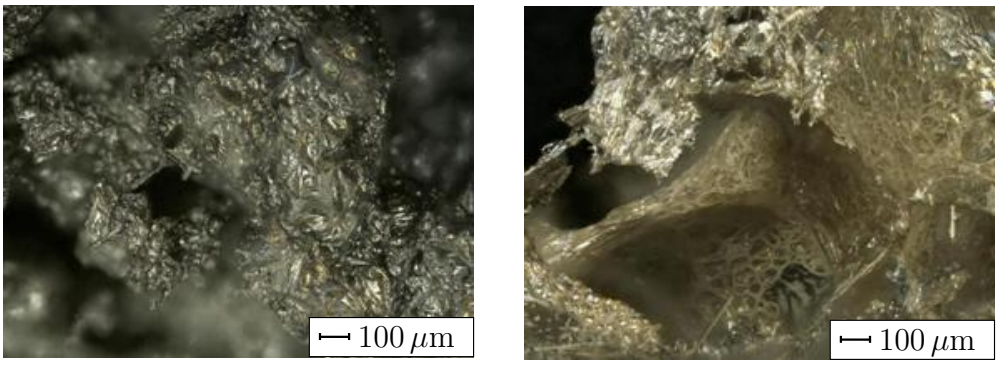
(a) (b)

Abbildung C.3: Struktur der Beschichtung DSB1-wa nach Pyrolyse der organischen Bestandteile im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich



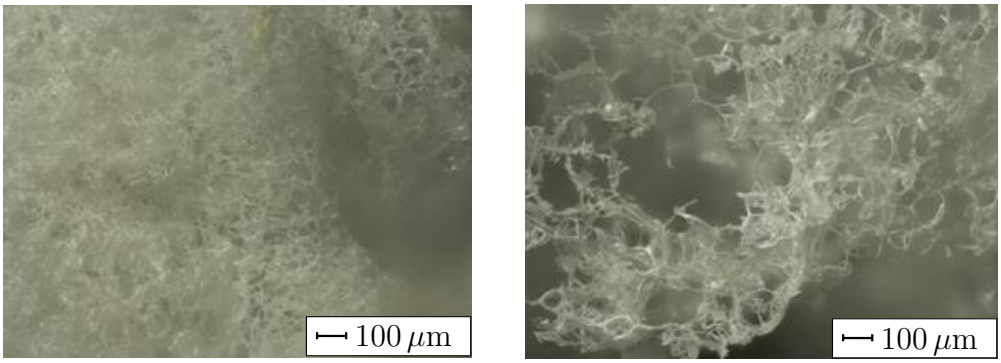
(a) (b)

Abbildung C.4: Struktur der Beschichtung DSB1-lö bei Erreichen des Schmelzpunktes im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich



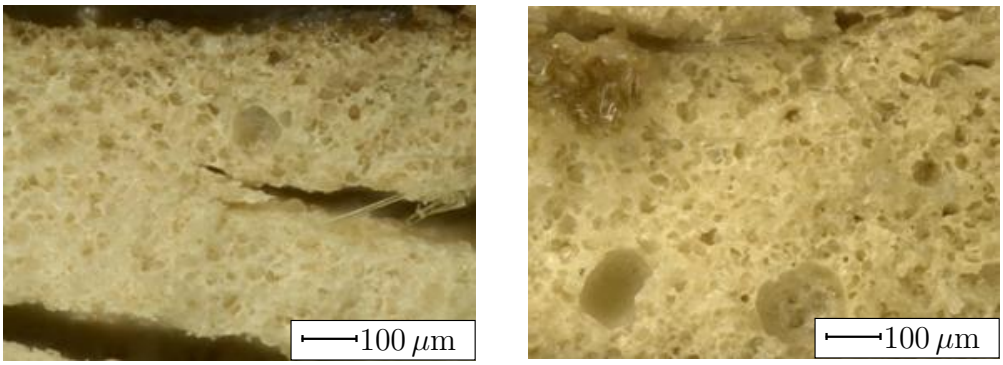
(a) (b)

Abbildung C.5: Struktur der Beschichtung DSB1-lö im maximal aufgeschäumten Zustand im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich



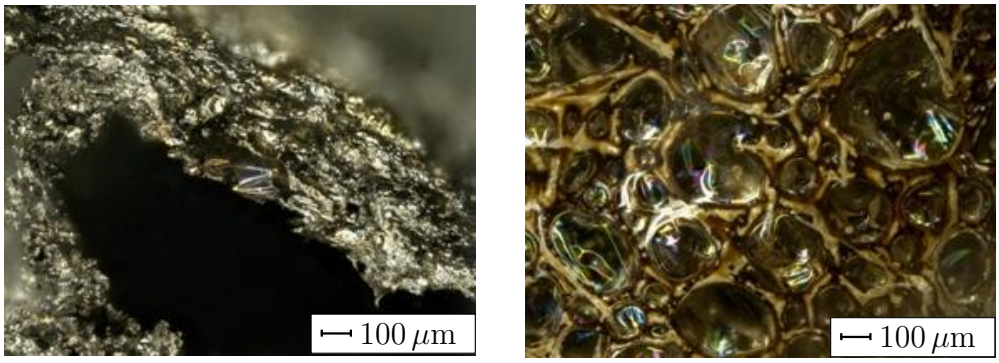
(a) (b)

Abbildung C.6: Struktur der Beschichtung DSB1-lö nach Pyrolyse der organischen Bestandteile im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich



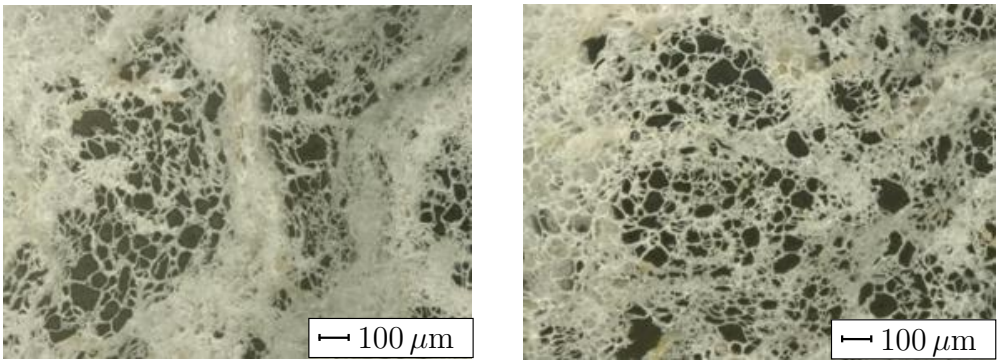
(a) (b)

Abbildung C.7: Struktur der Beschichtung DSB1-ep bei Erreichen des Schmelzpunktes im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich



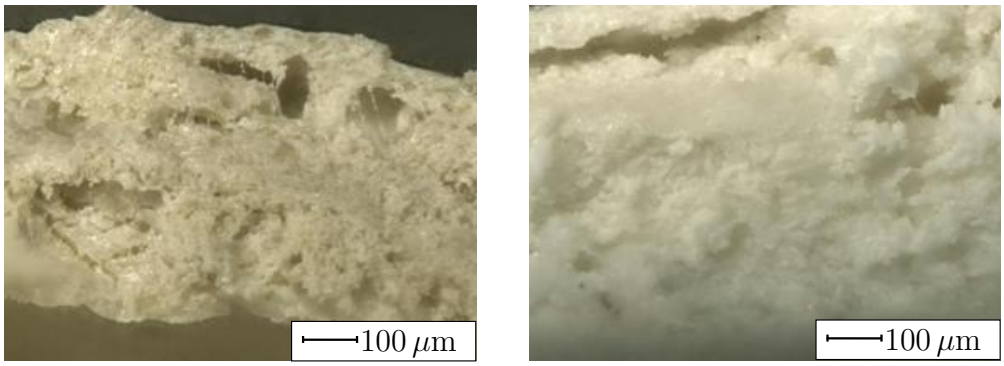
(a) (b)

Abbildung C.8: Struktur der Beschichtung DSB1-ep im maximal aufgeschäumten Zustand im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich



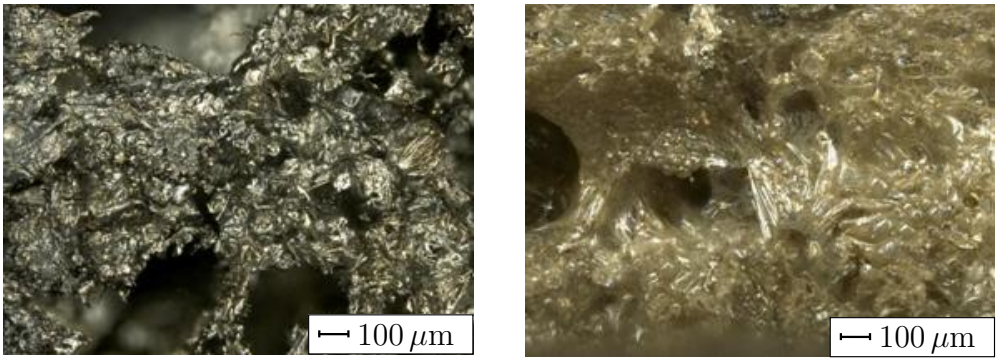
(a) (b)

Abbildung C.9: Struktur der Beschichtung DSB1-ep nach Pyrolyse der organischen Bestandteile im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich



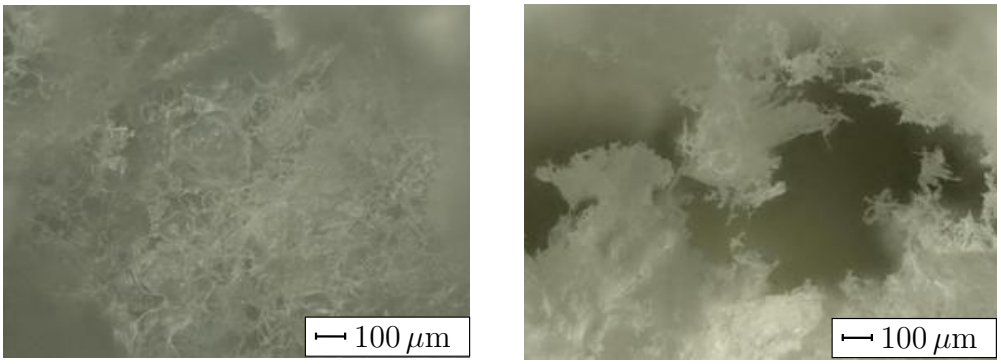
(a) (b)

Abbildung C.10: Struktur der Beschichtung DSB2-wa bei Erreichen des Schmelzpunktes im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich



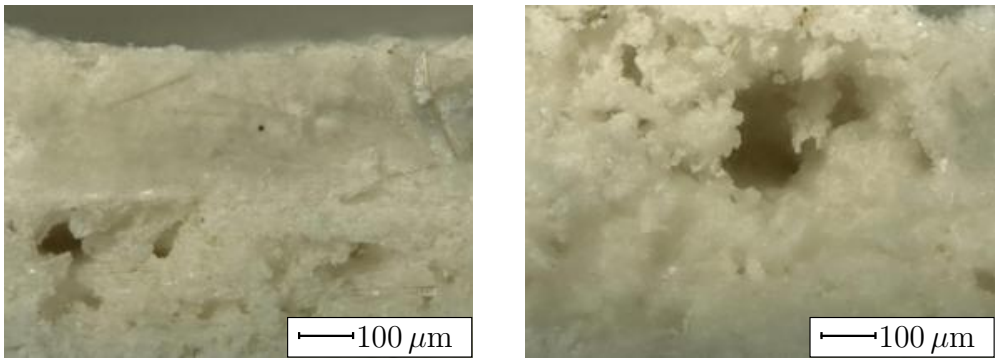
(a) (b)

Abbildung C.11: Struktur der Beschichtung DSB2-wa im maximal aufgeschäumten Zustand im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich



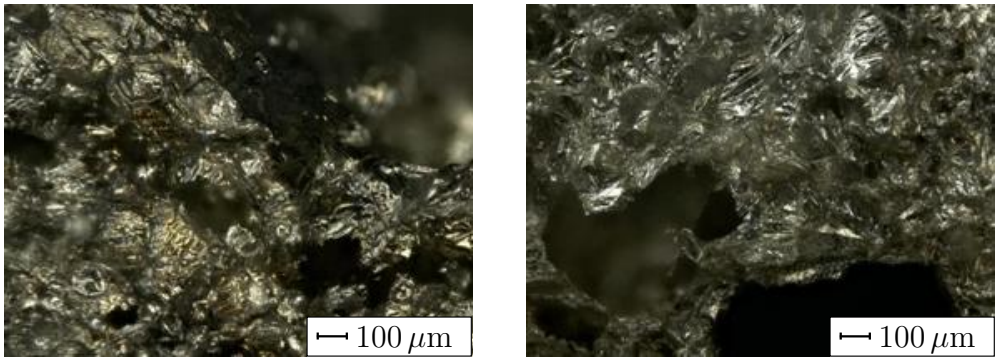
(a) (b)

Abbildung C.12: Struktur der Beschichtung DSB2-wa nach Pyrolyse der organischen Bestandteile im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich



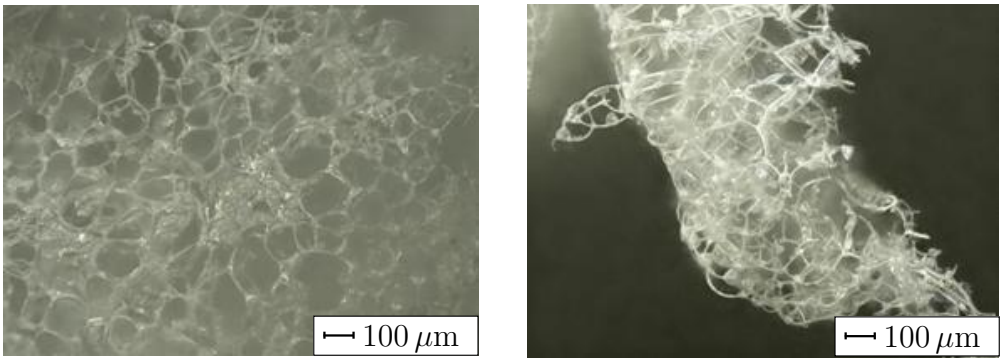
(a) (b)

Abbildung C.13: Struktur der Beschichtung DSB2-lö bei Erreichen des Schmelzpunktes im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich



(a) (b)

Abbildung C.14: Struktur der Beschichtung DSB2-lö im maximal aufgeschäumten Zustand im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich



(a) (b)

Abbildung C.15: Struktur der Beschichtung DSB2-lö nach Pyrolyse der organischen Bestandteile im (a) oberen Bereich und (b) unteren Bereich

D Temperaturverteilung und -entwicklung in den untersuchten Dämmschichtbildnern bei Temperaturbeanspruchung nach ETK

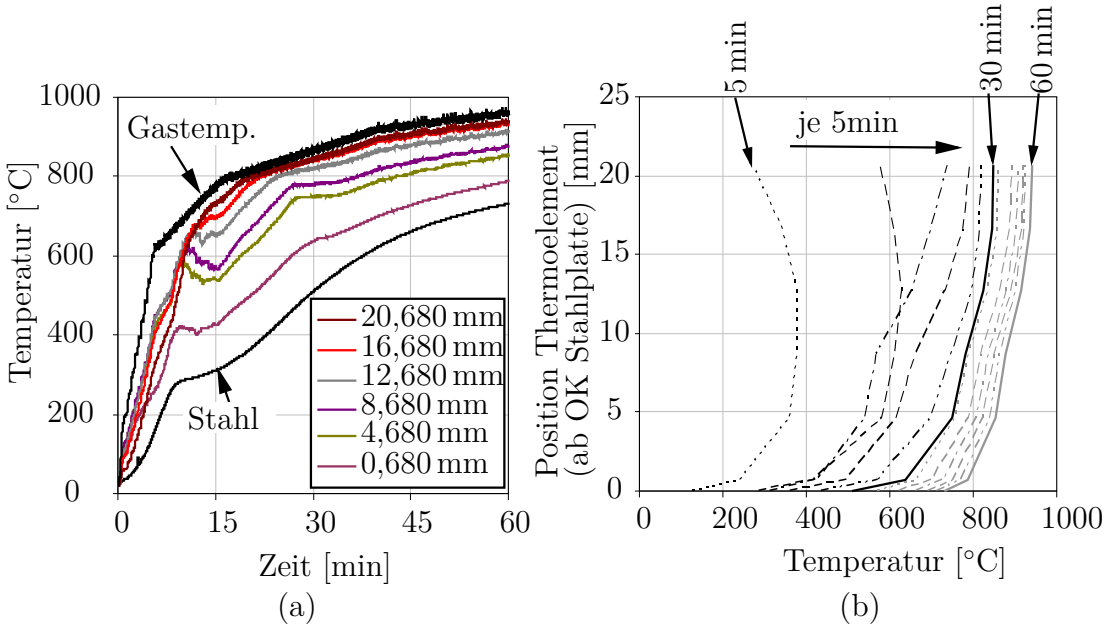


Abbildung D.1: Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 1 (DSB1-wa, Trockenschichtdicke 675 μm)

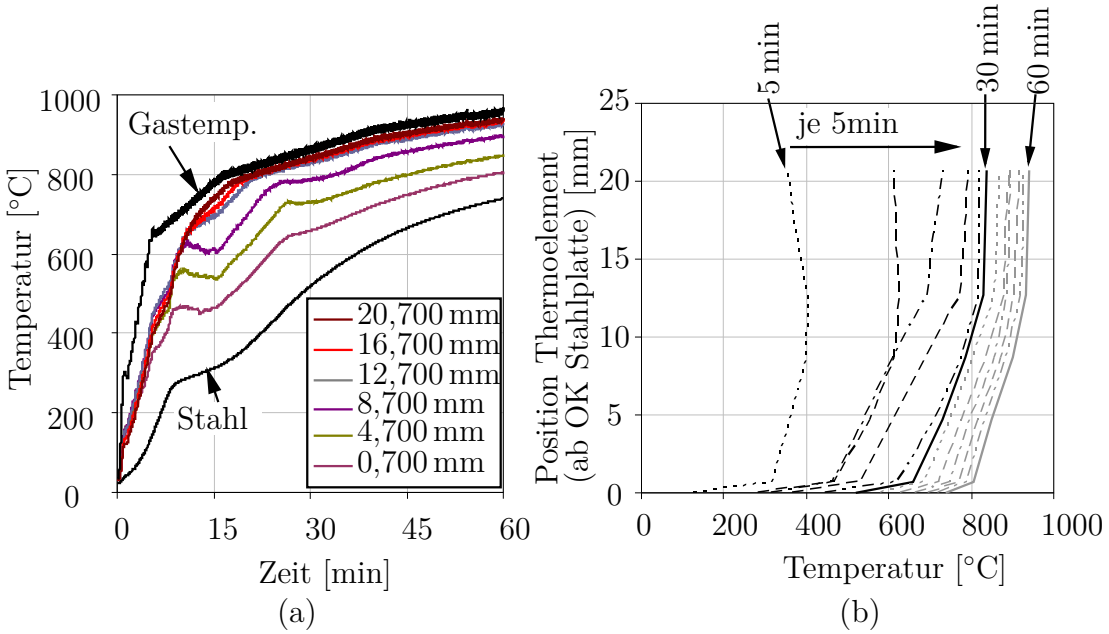


Abbildung D.2: Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 2 (DSB1-wa, Trockenschichtdicke 700 μm)

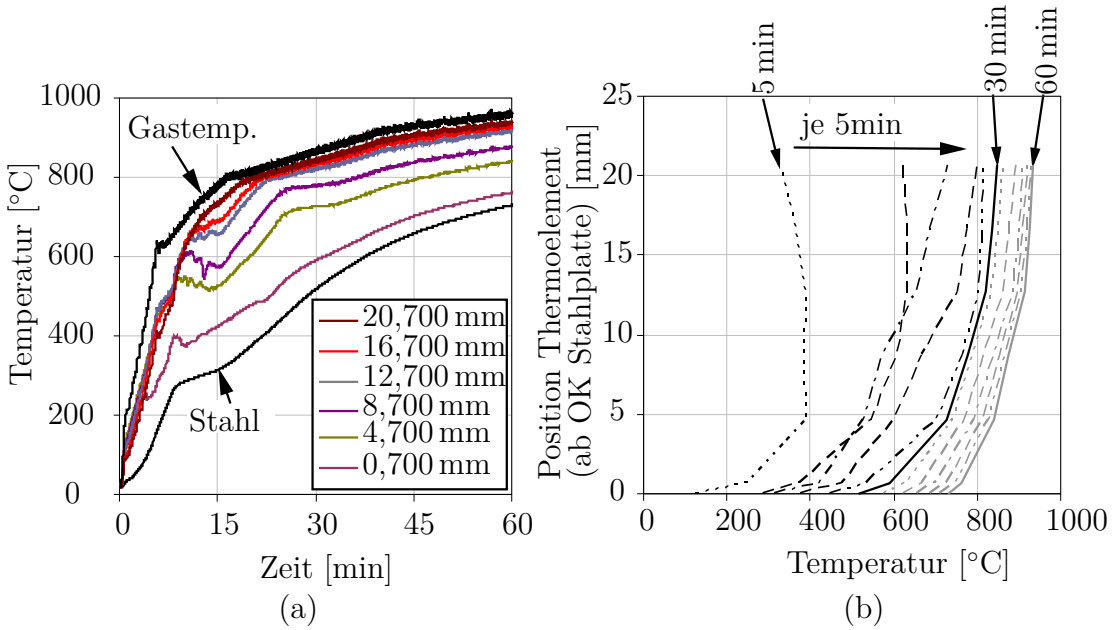


Abbildung D.3: Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 3 (DSB1-wa, Trockenschichtdicke 700 μm)

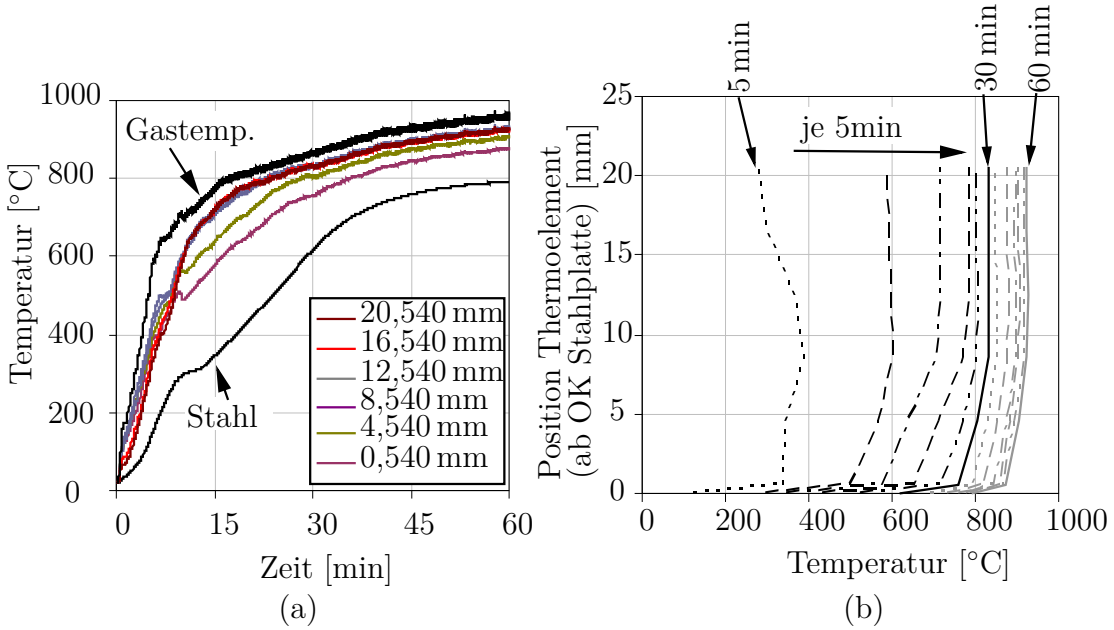


Abbildung D.4: Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 4 (DSB1-lö, Trockenschichtdicke 540 μm)

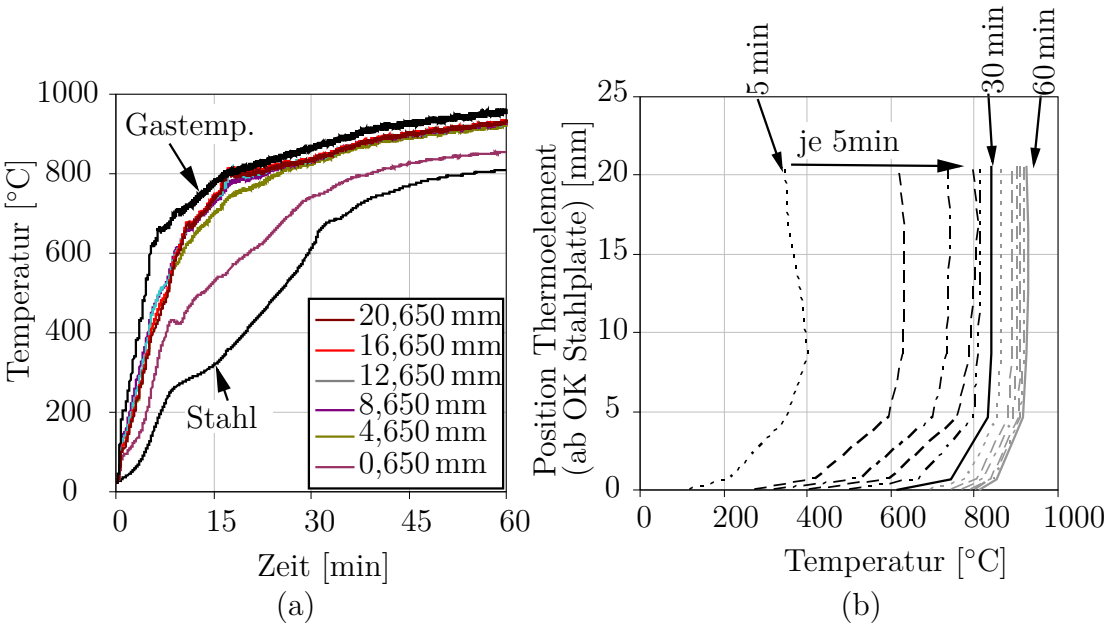


Abbildung D.5: Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 5 (DSB1-lö, Trockenschichtdicke 650 μm)

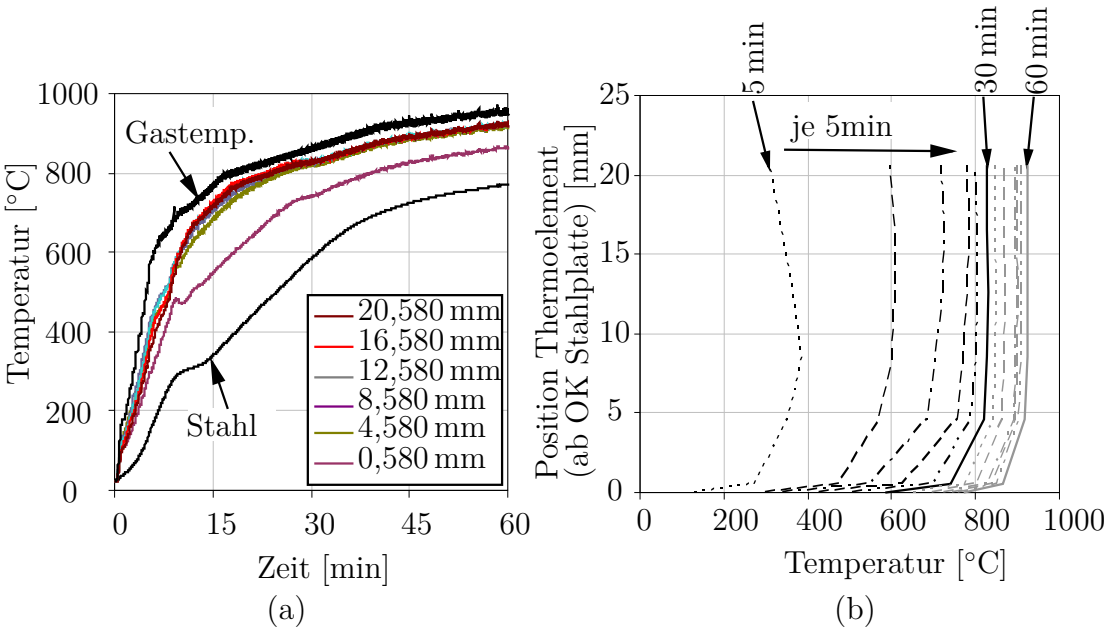


Abbildung D.6: Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 6 (DSB1-lö, Trockenschichtdicke 580 μm)

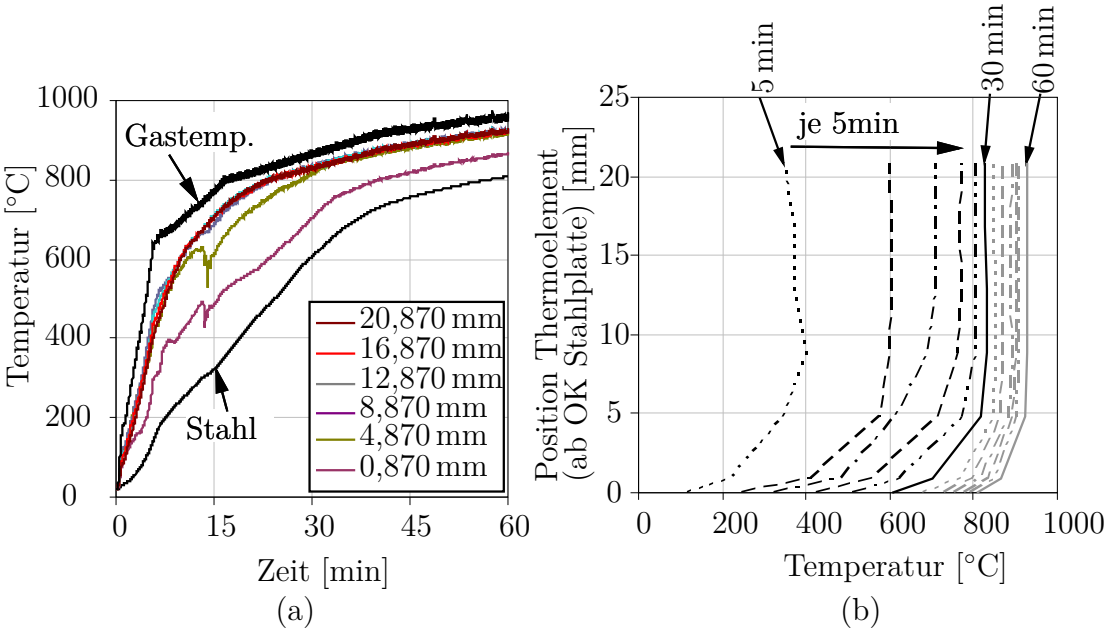


Abbildung D.7: Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 7 (DSB1-ep, Trockenschichtdicke 870 μm)

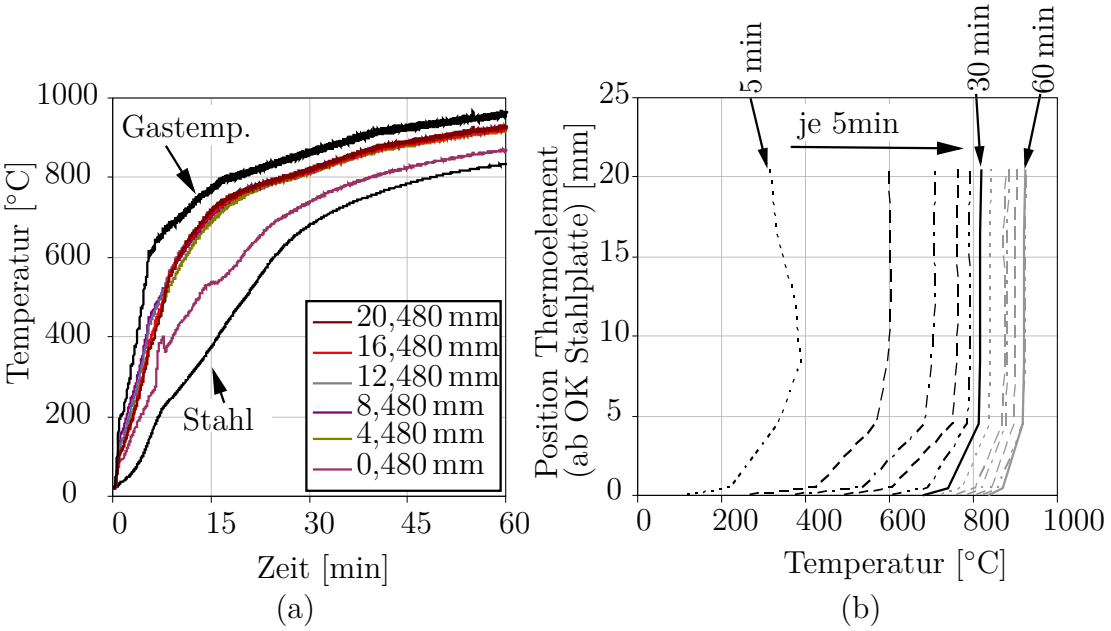


Abbildung D.8: Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 8 (DSB1-ep, Trockenschichtdicke 480 μm)

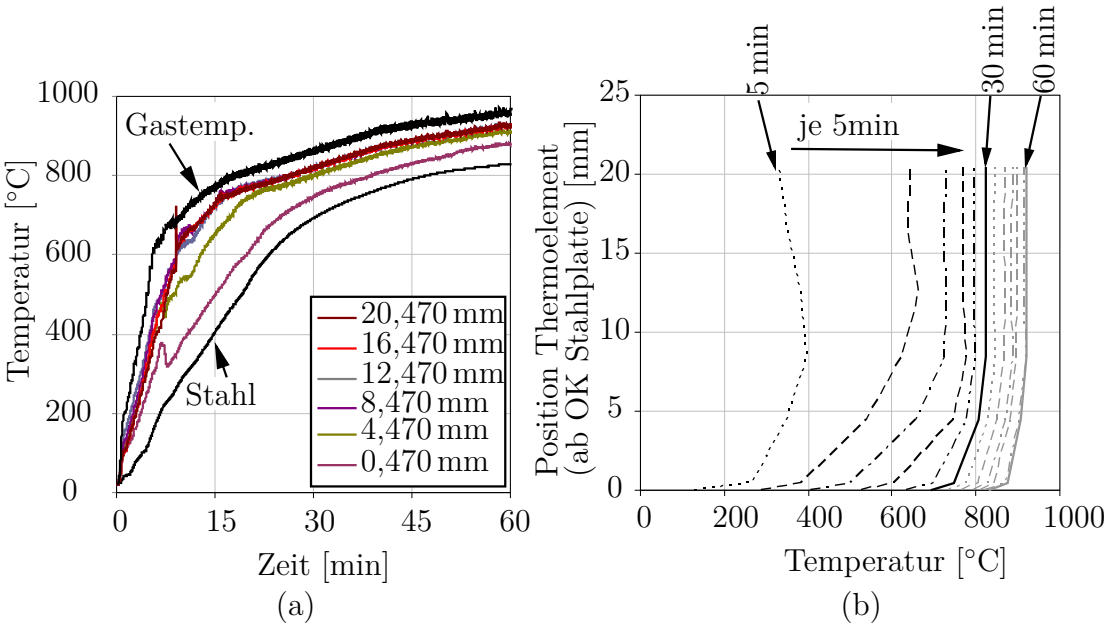


Abbildung D.9: Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 9 (DSB1-ep, Trockenschichtdicke 465 μm)

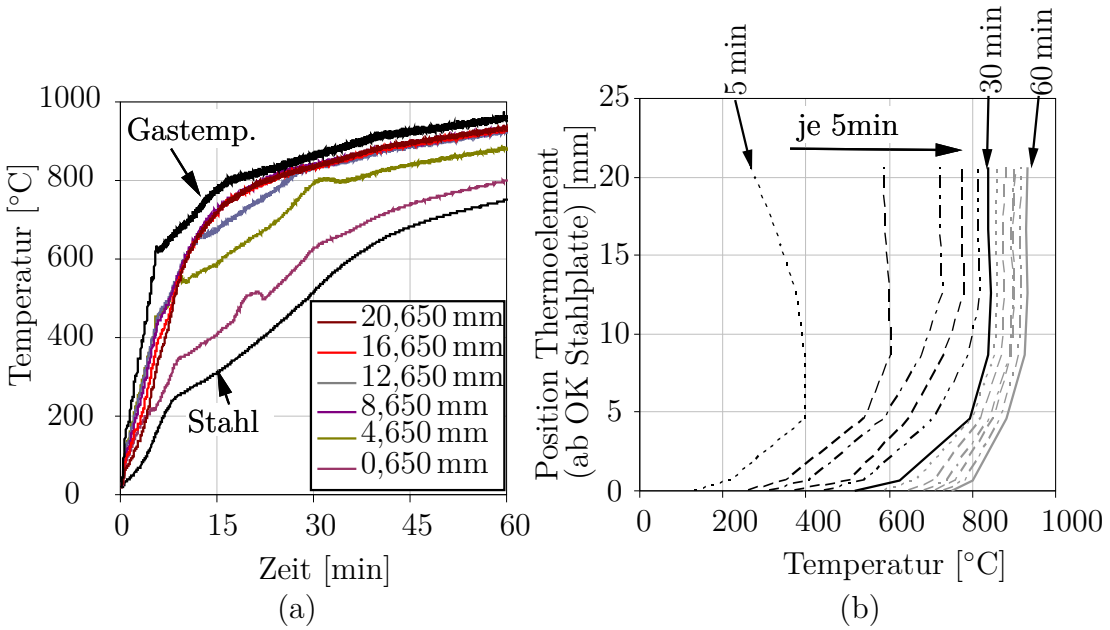


Abbildung D.10: Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 10 (DSB2-wa, Trockenschichtdicke 645 μm)

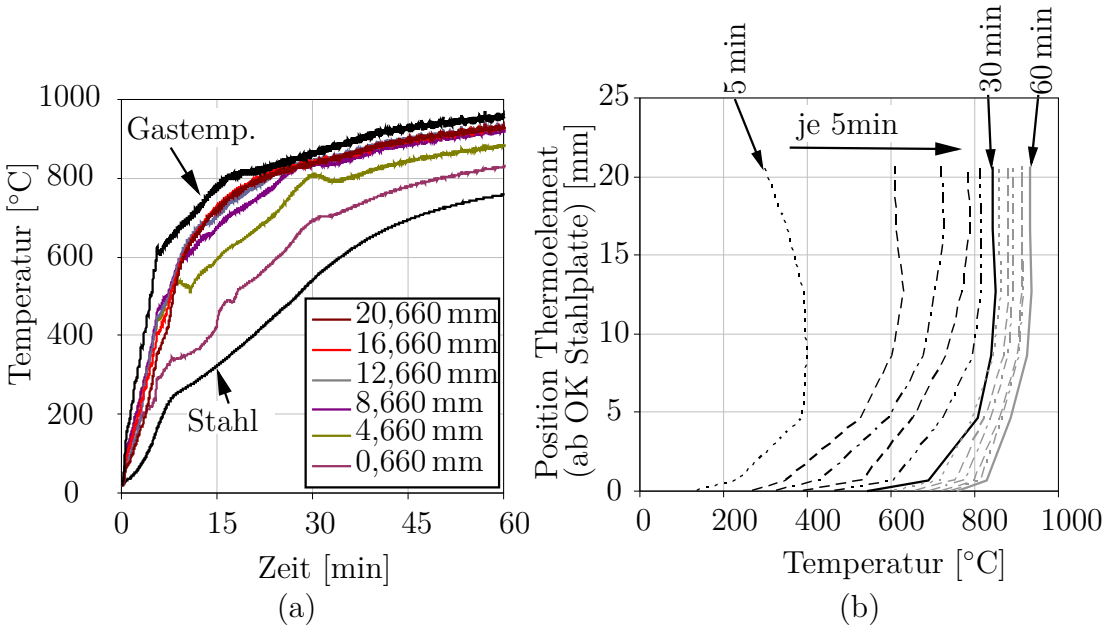


Abbildung D.11: Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 11 (DSB2-wa, Trockenschichtdicke 655 μm)

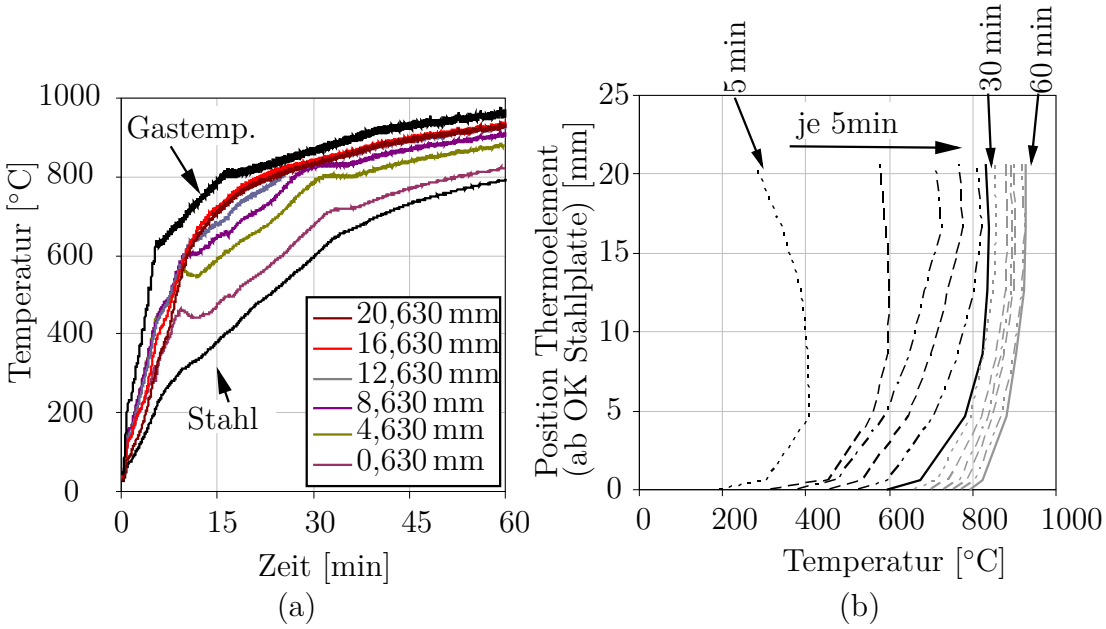


Abbildung D.12: Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 12 (DSB2-wa, Trockenschichtdicke 630 μm)

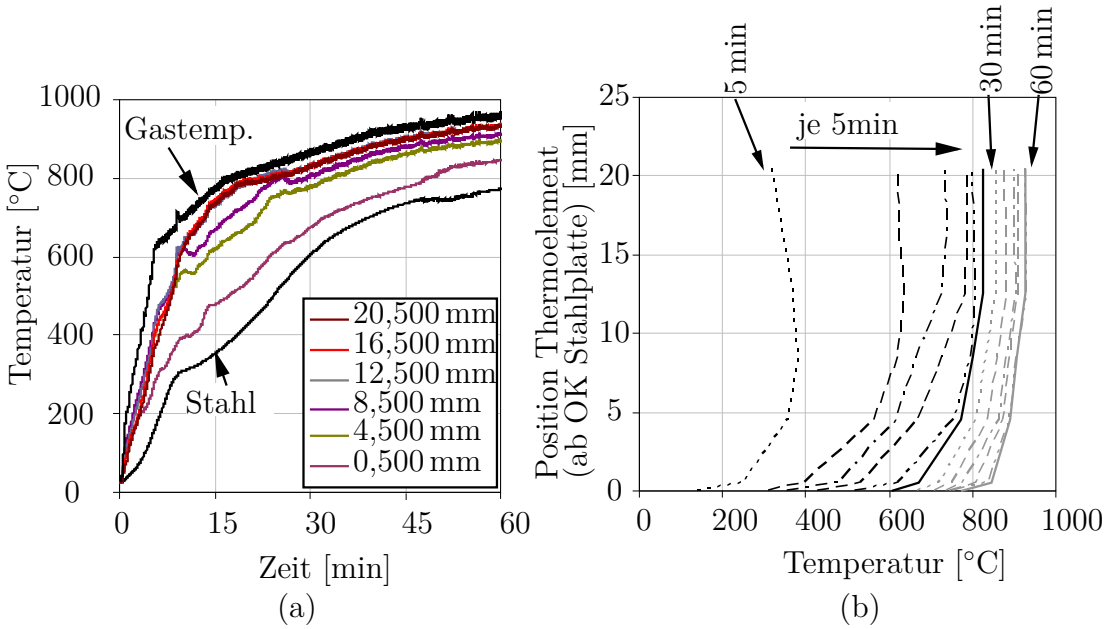


Abbildung D.13: Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 13 (DSB2-lö, Trockenschichtdicke 505 μm)

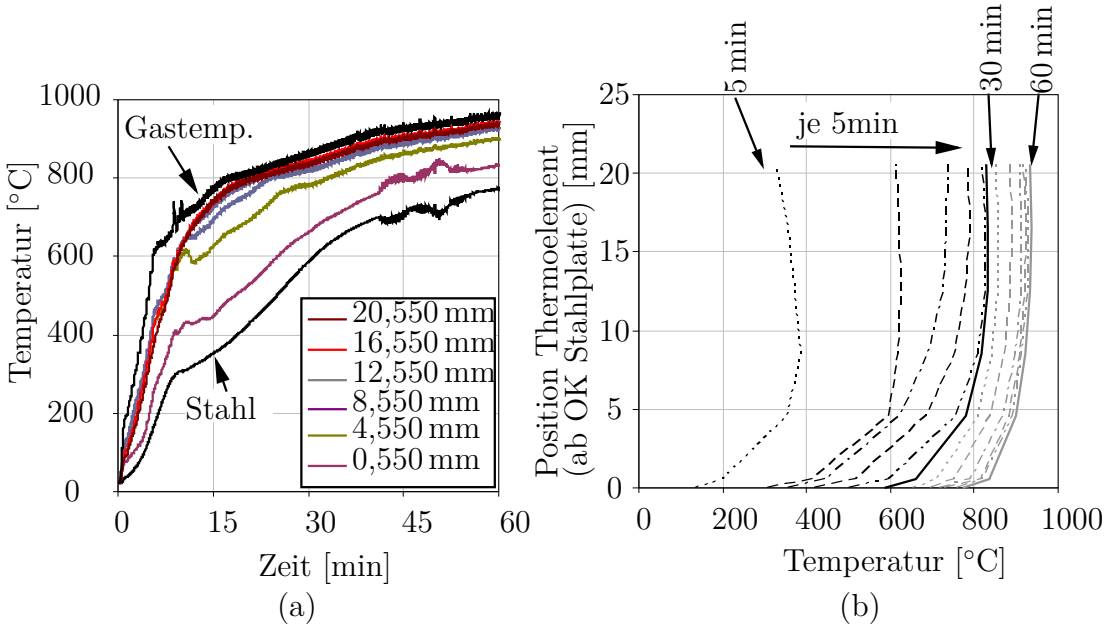


Abbildung D.14: Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 14 (DSB2-lö, Trockenschichtdicke 550 μm)

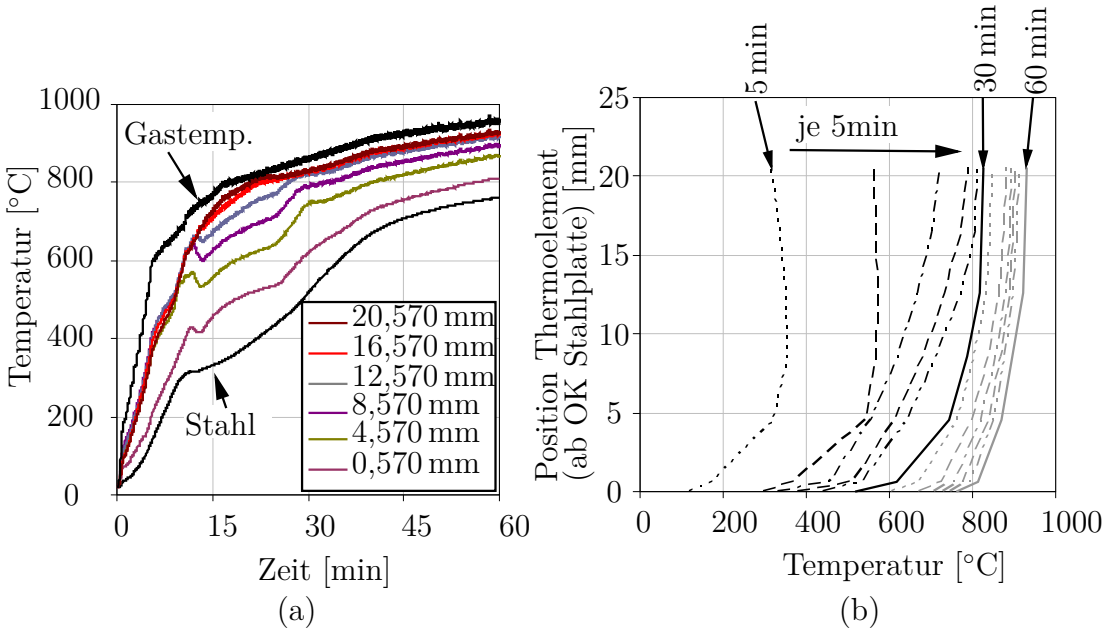


Abbildung D.15: Darstellung der (a) zeitlichen Temperaturentwicklung und (b) Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 15 (DSB2-lö, Trockenschichtdicke 570 μm)

E Gegenüberstellung der gemessenen und simulierten Temperaturentwicklungen in Dämmschichtbildnern auf Stahlplatten

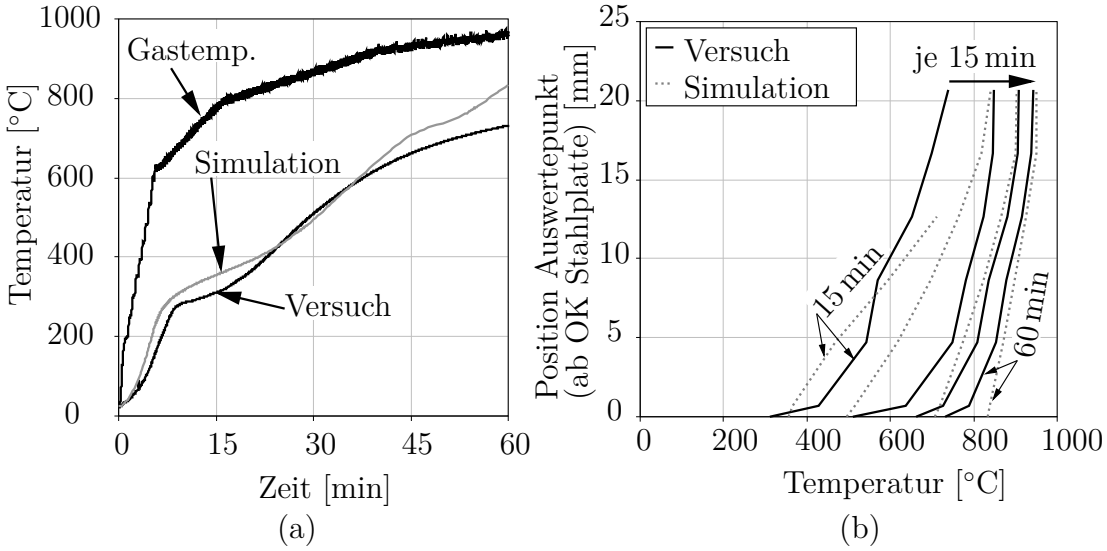


Abbildung E.1: Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 1 (DSB1-wa, Trockenschichtdicke 675 μm)

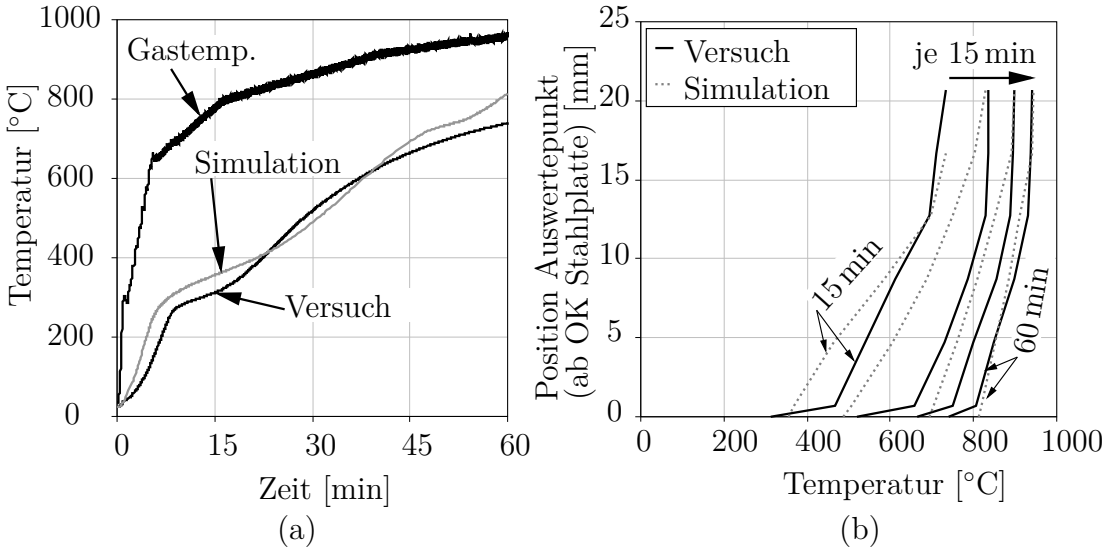


Abbildung E.2: Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 2 (DSB1-wa, Trockenschichtdicke 700 μm)

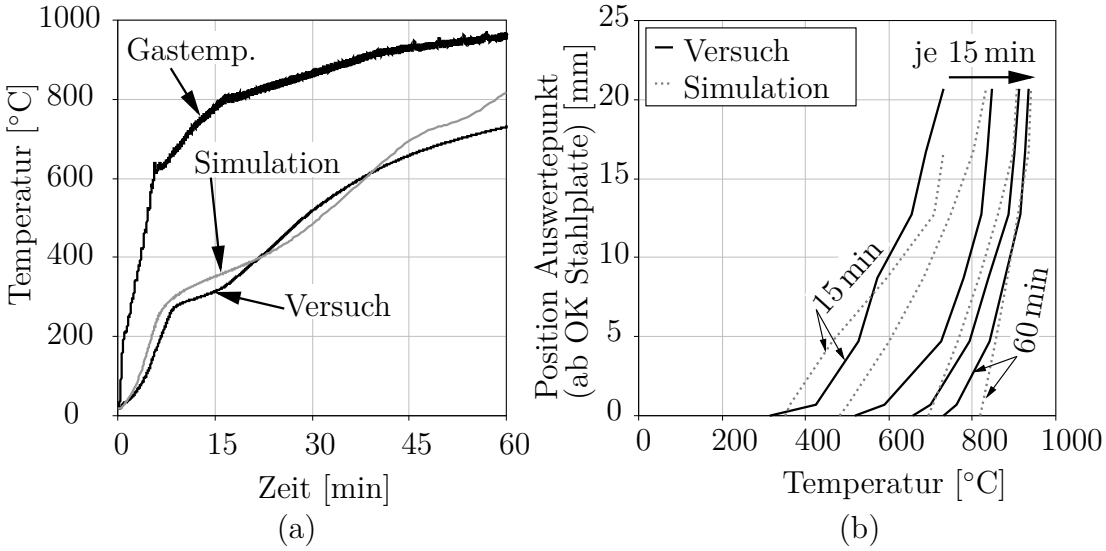


Abbildung E.3: Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 3 (DSB1-wa, Trockenschichtdicke 700 μm)

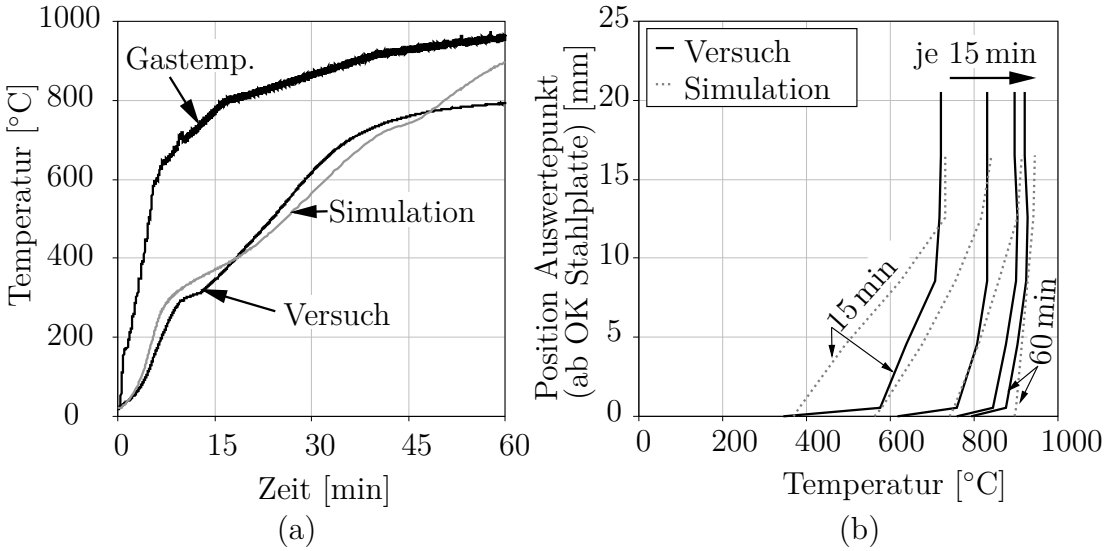


Abbildung E.4: Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 4 (DSB1-lö, Trockenschichtdicke 540 μm)

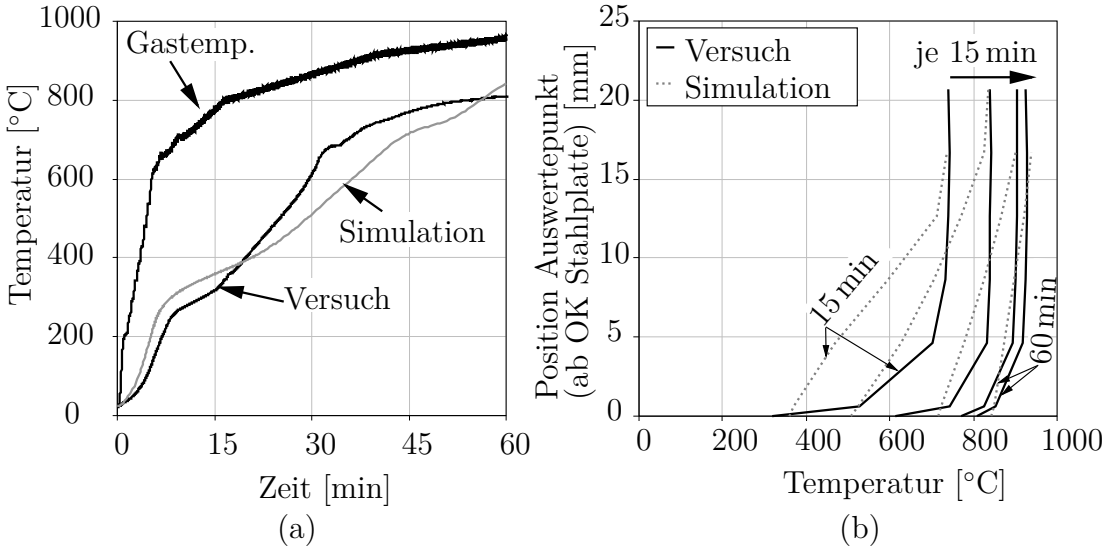


Abbildung E.5: Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 5 (DSB1-lö, Trockenschichtdicke 650 μm)

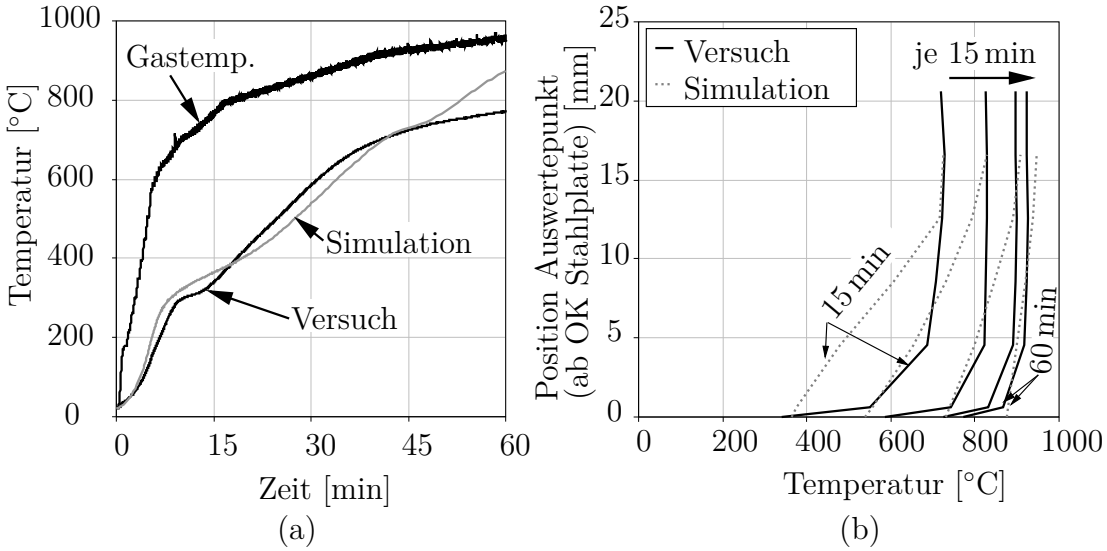


Abbildung E.6: Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 6 (DSB1-lö, Trockenschichtdicke 580 μm)

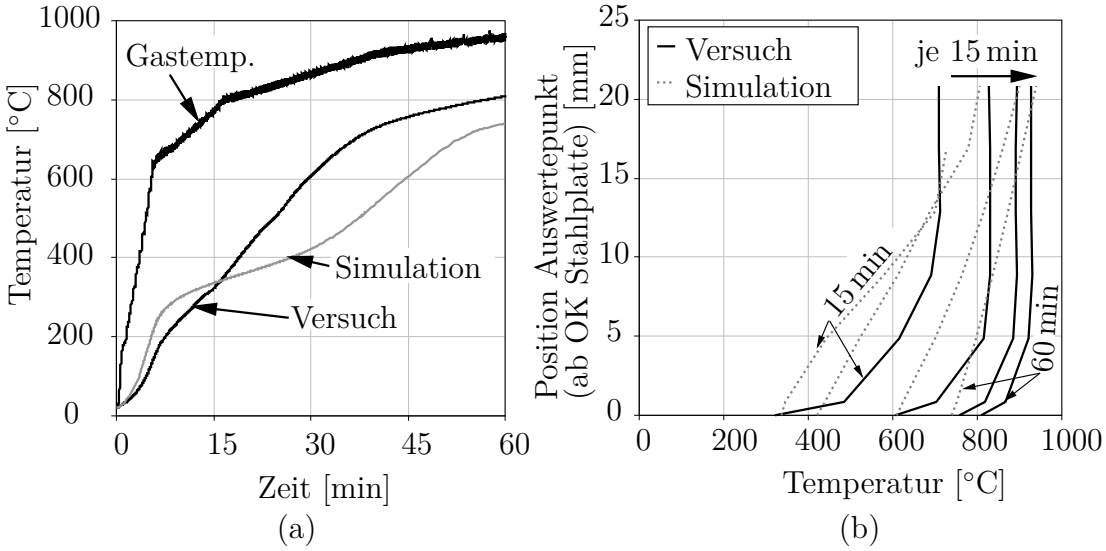


Abbildung E.7: Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 7 (DSB1-ep, Trockenschichtdicke 870 μm)

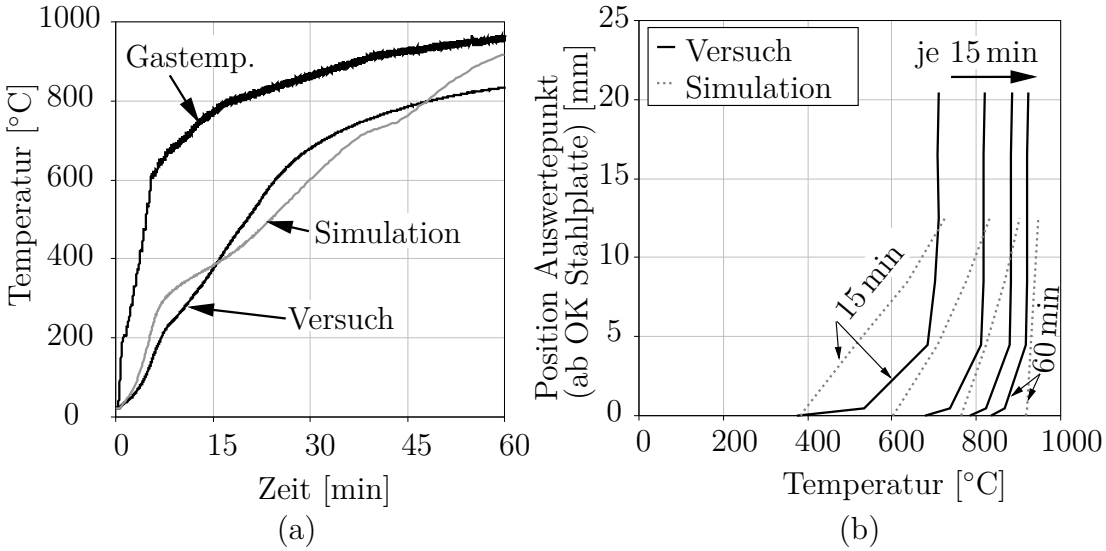


Abbildung E.8: Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 8 (DSB1-ep, Trockenschichtdicke 480 μm)

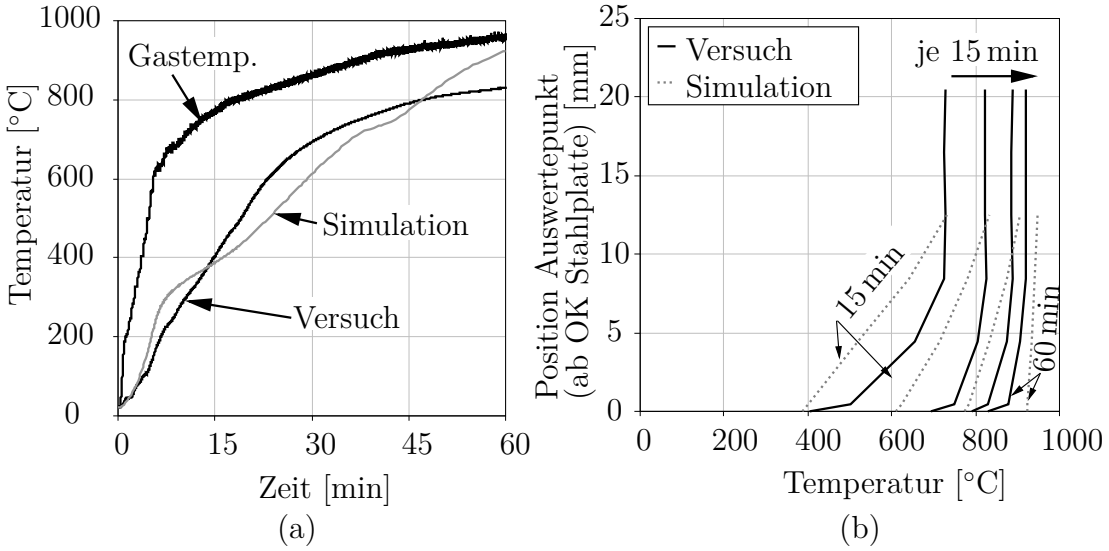


Abbildung E.9: Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 9 (DSB1-ep, Trockenschichtdicke 465 μm)

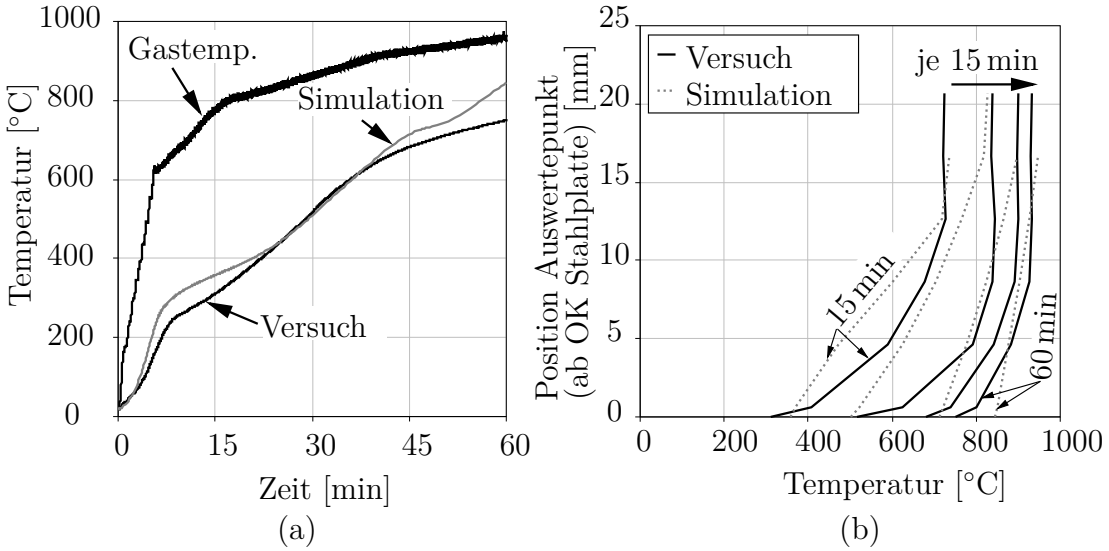


Abbildung E.10: Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 10 (DSB2-wa, Trockenschichtdicke 645 μm)

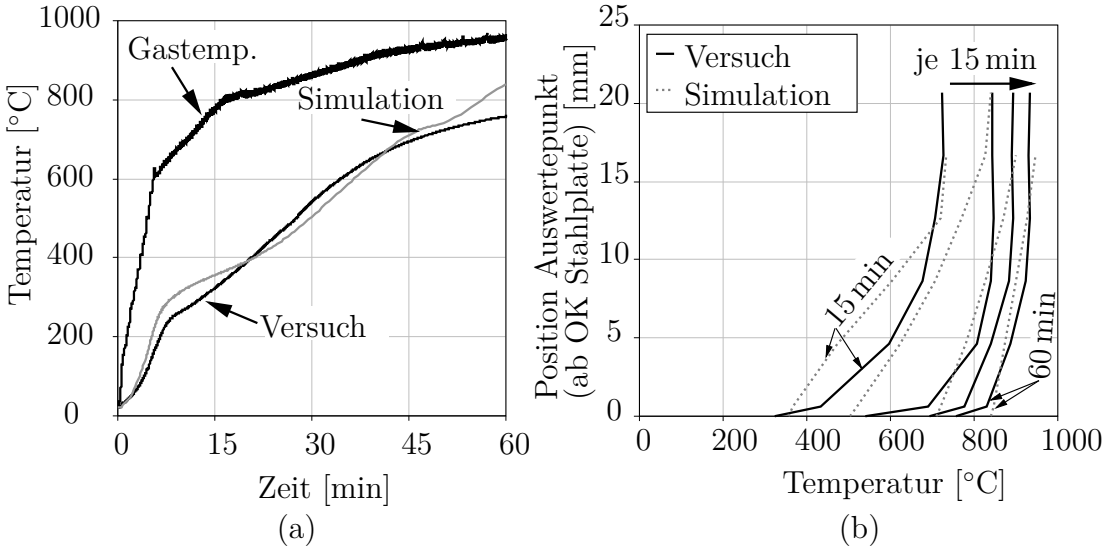


Abbildung E.11: Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 11 (DSB2-wa, Trockenschichtdicke 655 μm)

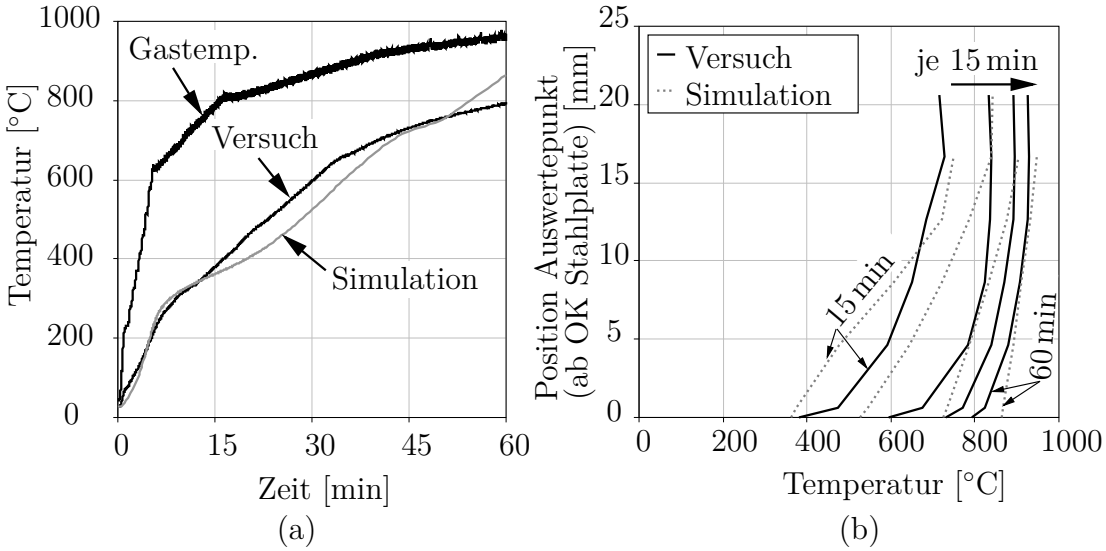


Abbildung E.12: Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 12 (DSB2-wa, Trockenschichtdicke 630 μm)

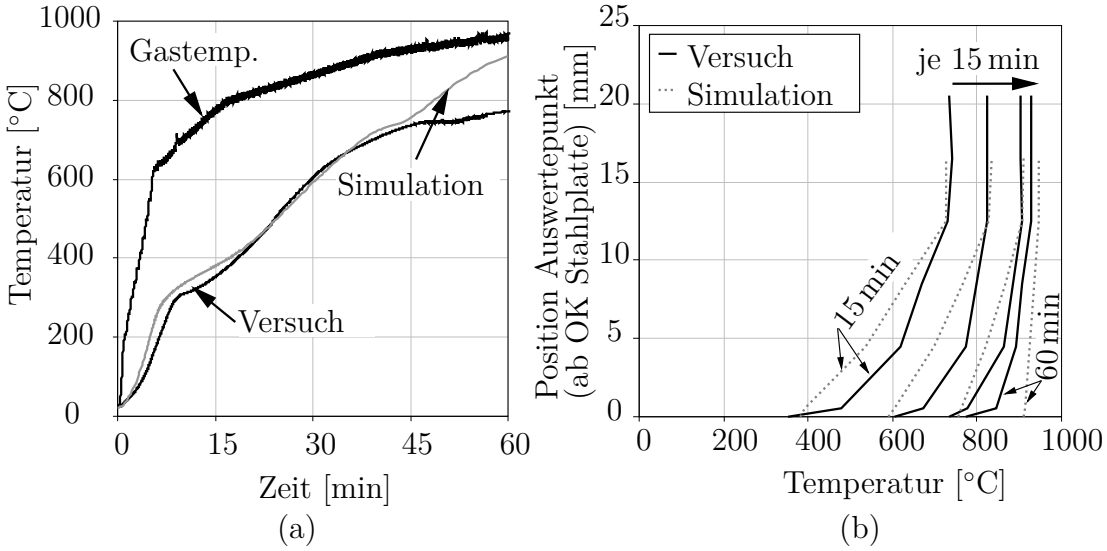


Abbildung E.13: Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 13 (DSB2-lö, Trockenschichtdicke 505 μm)

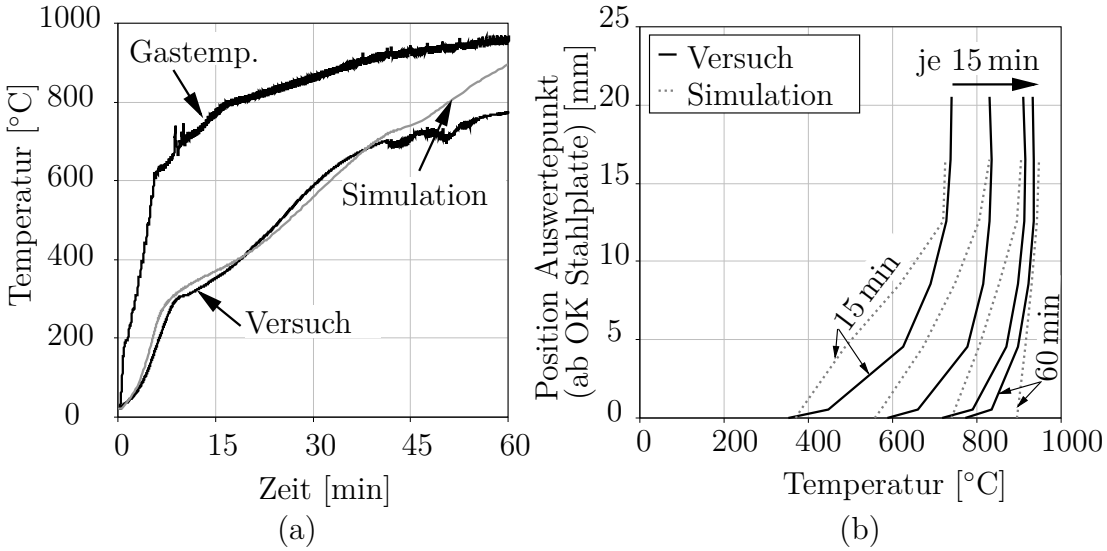


Abbildung E.14: Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 14 (DSB2-lö, Trockenschichtdicke 550 μm)

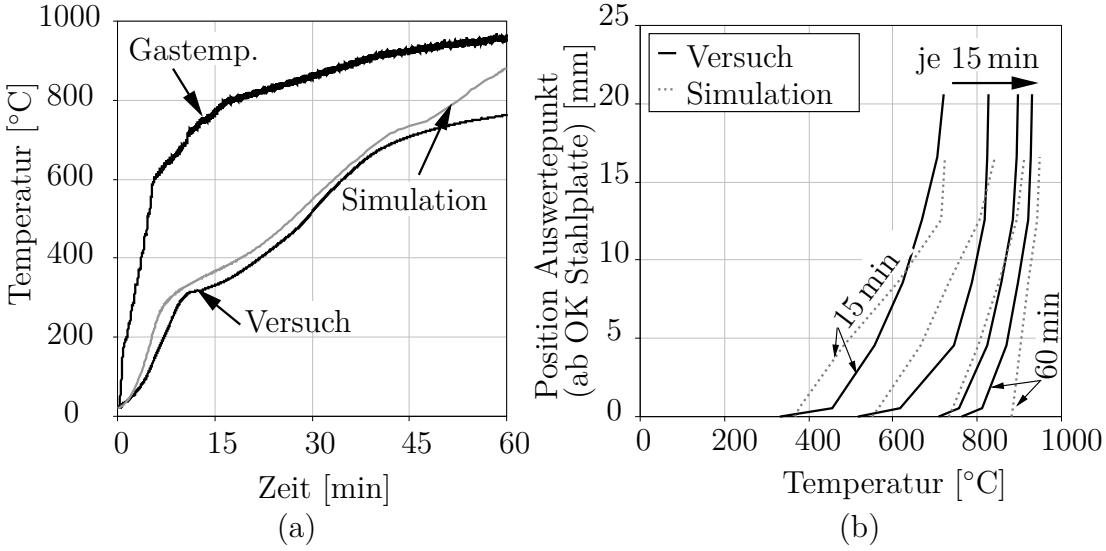


Abbildung E.15: Vergleich der (a) Stahltemperaturen und (b) der Entwicklung der Temperaturen über die Schichtdicke des DSB bei Versuch 15 (DSB2-lö, Trockenschichtdicke 570 μm)

Lebenslauf

Name:	Florian Tabeling
Geburtsdatum:	26.05.1983
Geburtsort:	Cloppenburg
Nationalität:	Deutsch
Familienstand:	Verheiratet

Ausbildung

1989-1993	Grundschule Garrel
1993-1995	Orientierungsstufe Garrel
1995-1996	Liebfrauenschule Cloppenburg
1996-1999	Realschule Garrel
1999-2000	Berufsfachschule Technik
2000-2003	Technisches Gynmasium Cloppenburg
2003-2005	Berufsausbildung zum Maurer
2005-2009	Studium Bauingenieurwesen an der Fachhochschule Mainz
2009	Diplom Bauingenieurwesen (FH)

Tätigkeiten

2009-2010	Mitarbeiter der CPU Ingenieurgesellschaft
2010-2014	Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Stahlbau der Leibniz Universität Hannover