

# **Numerische Modellierung des Schwelverhaltens von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen**

**Dissertation**

zur Erlangung des akademischen Grades

**Doktoringenieur**

**(Dr.-Ing.)**

von M.Sc. Patrick Marcel Sudhoff

geb. am 24.05.1993 in Seesen

genehmigt durch die Fakultät für Verfahrens- und Systemtechnik der  
Otto-von-Guericke Universität Magdeburg

Vorsitzender:

apl. Prof. Dr.-Ing. habil. Reza Kharaghani

Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. habil. Ulrich Krause

Prof. Dr.-Ing. Björn Kampmeier

Prof. Dr.-Ing. Fabian Brännström

Promotionskolloquium am 22.05.2025

## Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit entstand parallel zur Bearbeitung des Forschungsprojektes „Pyro-ProBiD“ und beschäftigt sich mit der Entwicklung eines neuen Ansatzes zur Modellierung der Schwelprozesse in Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen. Das Modell basiert auf einer expliziten Kopplung von Wärme-, Feuchte- und Stofftransport mit einem Reaktionsmodell. Zunächst werden die Grundlagen des Schwelverhaltens von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen hinsichtlich Entzündung, Schwelen und Übergang von Schwel- zu Flammenbrand beschrieben. Anschließend werden die bauordnungsrechtlichen Anforderungen für die Anwendung der Materialien in Deutschland aufgezeigt. Eine Literaturrecherche zur Modellierung von lignocellulosehaltigen Materialien bildet den Ausgangspunkt für die Modellentwicklung. Aufbauend auf einem Pyrolysemodell für Schüttgüter wurde ein gekoppeltes Reaktionsmodell entwickelt, welches die physikochemische Zersetzung des Materials im Rahmen von Schwelprozessen beschreibt. Das Reaktionsmodell beinhaltet die Stöchiometrie eines mehrstufigen Reaktionsmechanismus unter Berücksichtigung des Stofftransportes der an der Reaktion teilnehmenden Spezies. Die Beschreibung der temperatur- und diffusionsabhängigen Reaktionsgeschwindigkeit basiert auf einem modifizierten Arrhenius-Ansatz. Als Grundlage für die Implementierung wurde die Finite-Element Software COMSOL Multiphysics® verwendet. Für die experimentelle Bestimmung der notwendigen Materialparameter wurden eine statistische Versuchsplanung durchgeführt, mit der generische Datensätze für Holzfaser- und Zellulosedämmstoffe entwickelt wurden. Dabei wurden fehlende Materialparameter auf Grundlage einer Literaturrecherche ergänzt. Die Validierungsversuche in einem 1,5 m langen Rohrofen zeigen, dass das Modell in der Lage ist, die Schwelprozesse im mittleren Maßstab auf Grundlage der gegebenen Randbedingungen mit guter Genauigkeit vorherzusagen. Die Sensitivitätsanalyse deutet darauf hin, dass insbesondere die chemischen und thermischen Materialparameter einen signifikanten Einfluss haben und für die Modelloptimierung eine entscheidende Rolle spielen. Das Anwendungsbeispiel demonstriert, wie Einflüsse auf Schwelprozesse in Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen auf Grundlage eines vollständig gekoppelten Materialmodells bestimmt werden können. Die Modellierung ermöglicht ein tieferes Verständnis der komplexen Wechselwirkungen und bildet die Grundlage für eine Erweiterung auf die Bauteil- bzw. Fassadenebene.

# Abstract

This thesis was written as part of the research project „PyroProBiD“ and deals with the development of a new approach to modelling the smoldering processes in bio-based insulation materials. The model is based on an explicit coupling of heat, moisture and mass transport with a reaction model. First, the fundamentals of the smoldering behavior of bio-based insulation materials are described in terms of ignition, smoldering and the smoldering-to-flaming transition. Subsequently, the building regulations for the application of the materials in Germany are shown. A literature research on the modelling of lignocellulosic materials forms the starting point for the development of the model. Based on a pyrolysis model for bulk materials, a coupled reaction model was developed that describes the physico-chemical decomposition of the material in the context of smoldering processes. The reaction model includes the stoichiometry of a multistage reaction mechanism, taking into account the mass transfer of the species participating in the reaction. The description of the temperature- and diffusion-dependent reaction rate is based on a modified Arrhenius approach. The finite element software COMSOL Multiphysics® was used for the implementation. For the experimental determination of the necessary material parameters, a statistical experimental design was carried out to develop generic data sets for wood fiber and cellulose insulation materials. Missing material parameters were added based on a literature search. The validation tests in a 1.5 m long tube furnace show that the model is able to predict the smoldering processes in the medium scale with good accuracy based on the given boundary conditions. The sensitivity analysis indicates that the chemical and thermal material parameters in particular have a significant influence and play a crucial role in model optimization. With the developed model, it is possible in the future to predict smoldering processes in insulation materials made from renewable raw materials on the basis of a fully coupled material model. Ultimately, it enables a deeper understanding of the complex interactions and forms the basis for an extension to the component or facade level.

# Inhaltsverzeichnis

	<b>Seite</b>
<b>Symbolverzeichnis</b>	<b>VI</b>
<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>VIII</b>
<b>Tabellenverzeichnis</b>	<b>XIII</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1 Motivation und Zielstellung . . . . .	2
1.2 PyroProBiD-Projekt . . . . .	3
1.3 Methodik und Eingrenzung des Themas . . . . .	4
<b>2 Stand von Wissenschaft und Technik</b>	<b>6</b>
2.1 Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen . . . . .	6
2.1.1 Holzfaserdämmstoffe . . . . .	7
2.1.2 Zellulosefaserdämmstoffe . . . . .	9
2.1.3 Sonstige nawaRo-Dämmstoffe . . . . .	10
2.2 Brandverhalten . . . . .	11
2.2.1 Entzündungsverhalten . . . . .	11
2.2.2 Schwelverhalten . . . . .	14
2.2.3 Übergang vom Schwel- zum Flammenbrand . . . . .	17
2.3 Bauordnungsrechtliche Einstufung . . . . .	19
2.3.1 Baustoffanforderungen . . . . .	19
2.3.2 Bauteilanforderungen . . . . .	19
2.4 Modelle zur Bestimmung der raumabschließenden Funktion . . . . .	22
2.4.1 Component-Additive-Method (CAM) . . . . .	22
2.4.2 Weiterentwicklung durch Schleifer . . . . .	23
2.4.3 Erweiterung für Holzfaser- und Zellulosedämmstoffe . . . . .	24
2.4.4 Weiterentwicklung F-REI 90 . . . . .	25
2.4.5 Weiterentwicklung im Rahmen von prEN 1995-1-2:2023 . . . . .	25

2.4.6	Erweiterung für Hanf-, Jute- und Neptungrasdämmstoffe . . . . .	26
2.5	Modellierung von Reaktionsprozessen in lignocellulosebasierten Materialien	28
2.5.1	Empirische Modelle . . . . .	28
2.5.2	Thermische Modelle . . . . .	30
2.5.3	Kinetische Modelle . . . . .	32
2.5.4	Gekoppelte Modelle . . . . .	36
<b>3</b>	<b>Modellgrundlagen</b>	<b>41</b>
3.1	Transportmodell . . . . .	41
3.1.1	Strömung in porösen Medien . . . . .	42
3.1.2	Wärmetransport in porösen Medien . . . . .	43
3.1.3	Feuchtetransport in porösen Medien . . . . .	46
3.1.4	Transport reaktiver Spezies . . . . .	48
3.1.5	Modellkopplungen . . . . .	49
3.2	Reaktionsmodell . . . . .	50
3.2.1	Stöchiometrie . . . . .	51
3.2.2	Reaktionskinetik . . . . .	53
3.2.3	Reaktionsenthalpie . . . . .	54
3.2.4	Limitierung der Reaktionsgeschwindigkeit durch den Wärme- und Stofftransport . . . . .	55
3.2.5	Modellkopplungen . . . . .	56
3.3	COMSOL Multiphysics® 6 . . . . .	57
<b>4</b>	<b>Experimentelle Untersuchungen</b>	<b>58</b>
4.1	Statistische Versuchsplanung . . . . .	58
4.2	Dichtebestimmung . . . . .	60
4.2.1	Versuchsdurchführung . . . . .	60
4.2.2	Versuchsergebnisse . . . . .	60
4.3	Erwärmungsversuche . . . . .	61
4.3.1	Versuchsdurchführung . . . . .	61
4.3.2	Versuchsergebnisse . . . . .	62

4.4	Zwei-Platten-Apparatur . . . . .	64
4.4.1	Versuchsdurchführung . . . . .	64
4.4.2	Versuchsergebnisse . . . . .	66
4.5	Permeabilitätsmesszelle . . . . .	67
4.5.1	Versuchsdurchführung . . . . .	67
4.5.2	Versuchsergebnisse . . . . .	68
4.6	Klimaversuche . . . . .	69
4.6.1	Versuchsdurchführung . . . . .	69
4.6.2	Versuchsergebnisse . . . . .	70
4.7	Warmlagerungsversuche . . . . .	72
4.7.1	Versuchsdurchführung . . . . .	72
4.7.2	Versuchsergebnisse . . . . .	75
4.8	SEDEX-Ofen . . . . .	79
4.8.1	Versuchsdurchführung . . . . .	79
4.8.2	Versuchsergebnisse . . . . .	80
4.9	Elementaranalyse und Bombenkalorimeter . . . . .	82
4.9.1	Versuchsdurchführung . . . . .	82
4.9.2	Versuchsergebnisse . . . . .	83
4.10	Cone-Kalorimeter mit kontrollierter Gasatmosphäre . . . . .	84
4.10.1	Versuchsdurchführung . . . . .	84
4.10.2	Versuchsergebnisse . . . . .	86
4.11	Simultan-Thermische-Analysen . . . . .	88
4.11.1	Versuchsdurchführung . . . . .	88
4.11.2	Versuchsergebnisse . . . . .	89
<b>5</b>	<b>Generische Materialparameter</b>	<b>96</b>
5.1	Allgemeine Materialparameter . . . . .	97
5.2	Thermische Materialparameter . . . . .	97
5.2.1	Wärmeleitfähigkeit . . . . .	97
5.2.2	Spezifische Wärmekapazität . . . . .	102

5.3	Strömungsmechanische Materialparameter . . . . .	102
5.3.1	Porosität . . . . .	102
5.3.2	Tortuosität . . . . .	103
5.3.3	Permeabilität . . . . .	103
5.4	Feuchtetechnische Materialparameter . . . . .	104
5.4.1	Feuchtespeicherfunktion . . . . .	104
5.4.2	Relative Flüssigwasserpermeabilität . . . . .	104
5.4.3	Kapillartransportkoeffizient . . . . .	105
5.4.4	Diffusionskoeffizient . . . . .	105
5.5	Chemische Materialparameter . . . . .	106
5.5.1	Stöchiometrie . . . . .	106
5.5.2	Reaktionskinetische Parameter . . . . .	107
5.5.3	Effektive Reaktionswärme . . . . .	108
5.5.4	Wärme- und Stofftransportlimiter . . . . .	108
<b>6</b>	<b>Modellvalidierung im Labormaßstab</b>	<b>109</b>
6.1	Rohrofen Versuche . . . . .	109
6.1.1	Versuchsdurchführung . . . . .	110
6.1.2	Versuchsergebnisse . . . . .	111
6.2	Numerische Simulation . . . . .	114
6.2.1	Geometrische und numerische Randbedingungen . . . . .	114
6.2.2	Simulationsergebnisse . . . . .	116
6.2.3	Gitterkonvergenzstudie . . . . .	118
6.2.4	Globale Sensitivitätsanalyse . . . . .	120
6.3	Vergleich und Diskussion . . . . .	122
<b>7</b>	<b>Anwendungsbeispiel</b>	<b>127</b>
7.1	Geometrie und Brandszenario . . . . .	127
7.2	Numerische Randbedingungen . . . . .	129
7.3	Ergebnisse . . . . .	130
7.4	Diskussion . . . . .	132

<b>8 Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>134</b>
<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>XIV</b>
<b>Appendix</b>	<b>XXVII</b>
A1 Modellgleichungen . . . . .	XXVII
A2 Experimentelle Untersuchungen . . . . .	XXX

---

# Symbolverzeichnis

Symbol	Bedeutung	Einheit
$A_0$	Präexponentieller Faktor	1/s
$C$	Wärmekapazität	J/K
$c_p$	Spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck	J/(kgK)
$c$	Konzentration	mol/m <sup>3</sup>
$D$	Diffusionskoeffizient	m <sup>2</sup> /s
$d$	Dicke	m
$E$	Aktivierungsenergie	J/mol
$F$	Kraftvektor	kg/(m <sup>2</sup> s <sup>2</sup> )
$G$	Feuchtigkeitsquelle aus Reaktionen	kg/(m <sup>3</sup> s)
$g$	Schwerkraftvektor	m/s <sup>2</sup>
$g_w$	Feuchtigkeitsdiffusivität	kg/(m <sup>3</sup> s)
$g_l$	Flüssigwasserkapillarfluss	kg/(m <sup>3</sup> s)
$H$	Enthalpie	J/mol
$h$	Höhe	m
$k$	Reaktionsgeschwindigkeitskonstante	1/s
$l$	Länge	m
$J$	Massenstromdiffusion	mol/(m <sup>2</sup> s)
$L_v$	Verdampfungsenthalpie	J/mol
$m$	Masse	kg
$n$	Normalenvektor	-
$I$	Einheitsmatrix	-
$p$	Druck	Pa
$q$	Wärmestromdichte	W/(m <sup>2</sup> )
$Q_h$	Wärmequelle	J/(m <sup>3</sup> s)
$Q_m$	Massenquelle	kg/(m <sup>3</sup> s)
$r$	Reaktionsrate	mol/(m <sup>3</sup> s)
$R$	Ideale Gaskonstante	J/(molK)
$R_i$	Reaktionsrate i	mol/(m <sup>3</sup> s)
$s$	Flüssigwassersättigung	-
$t$	Zeit	s
$T$	Temperatur	K
$u$	Geschwindigkeit	m/s
$V$	Volumen	m <sup>3</sup>

<b>Symbol</b>	<b>Bedeutung</b>	<b>Einheit</b>
$\beta_R$	Roseland Extinktionskoeffizient	1/m
$\delta_{cr}$	Kritischer Frank-Kamenetskii-Parameter	-
$\epsilon$	Porosität	-
$\Psi$	Feststoffanteil	-
$\kappa$	Permeabilität	$m^2$
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit	W/(mK)
$\mu$	Dynamische Viskosität	Pa*s
$\nu$	Stöchiometrischer Koeffizient	mol
$\rho$	Dichte	$kg/m^3$
$\sigma$	Längenbezogener Strömungswiderstand	$(Pa * s)/m^2$
$\Theta_s$	Feststoffanteil	-
$\tau$	Tortuosität	-
$\Phi$	Relative Luftfeuchtigkeit	-
$\omega$	Wasserdampfmassenanteil	-

<b>Indizes</b>	<b>Bedeutung</b>
$eff$	Effektiver Parameter
$l$	Flüssige Phase
$g$	Gasphase
$p$	Poren
$pm$	Poröses Medium
$s$	Feste Phase

---

# Abbildungsverzeichnis

	<u>Seite</u>
<b>2 Stand von Wissenschaft und Technik</b>	
2.1 Biogenes Treibhauspotenzial unterschiedlicher Dämmstoffe je kg . . . . .	6
2.2 Skalierung der Mikro- und Makrobestandteile von lignocellulosehaltigen Materialien . . . . .	8
2.3 Herstellungsprozess im Nass- und Trockenverfahren . . . . .	9
2.4 Holzfaser- (links) und Zellulosedämmstoffe (rechts) als Platten-, Matten- bzw. Einblasdämmung . . . . .	10
2.5 Visualisierung der typischen Brandursachen für Schwelbrände von nawaRo- Dämmstoffen in einer Fassade . . . . .	11
2.6 Ergebnisse der Simultan-Thermischen Analyse für eine Holzfaserdämm- platte aus dem Trockenverfahren, Aufheizrate 5 K/min . . . . .	13
2.7 Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Bestimmung von Initi- taltemperaturen (links) sowie schwelender Probekörper nach dem Versuch (rechts) . . . . .	13
2.8 Visualisierung der Unterschiede zwischen Flammen- und Schwelbränden . .	14
2.9 Schematische Darstellung der Schwel-, Temperatur- und Sauerstoffprofile bei 1-dimensionalem Schwelen parallel bzw. entgegen der Strömungsrich- tung in einem geschlossenen System . . . . .	15
2.10 Versuchsaufbau und Schwelverlauf einer Holzfaserdämmplatte im Schwel- prüfstand nach DIN EN 16733 . . . . .	16
2.11 Schwelgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Rohdichte aus Versuchen im Schwelprüfstand nach DIN EN 16733 unter Berücksichtigung unterschied- licher Hersteller und Herstellungsverfahren . . . . .	17
2.12 24-Stunden-Brandversuche mit zwei Holztafelbauteilen mit Übergang von Schwelbrand zu Flammen nach 6 Stunden . . . . .	18
2.13 Abweichungen der Schutzzeiten der Dämmstoffebene zwischen Modell und Versuch für Hanf, Jute und Neptungras . . . . .	27
2.14 Scheinbare Wärmekapazität für die implizite Berücksichtigung von Phasenwechsel- und Reaktionsprozessen in vereinfachten Modellen . . . . .	30

---

2.15	Effektive temperaturabhängige Materialparameter für flexible Holzfaserdämmung mit einer Rohdichte von ca. $50 \text{ kg/m}^3$ . . . . .	31
2.16	Mehr-Komponenten-Mechanismus auf Basis von Cellulose, Hemicellulose und Lignin . . . . .	33
2.17	Mehrstufen-Mechanismus (Broido-Shafidazeh-Schema) . . . . .	34
2.18	Ohlemiller-Schema . . . . .	34
2.19	Übersicht von üblichen Methoden zur Quantifizierung der Reaktionskinetik	36
2.20	Auf Gpyro basierende Reaktionsparameter für Holzfaserdämmstoffe . . . .	38
<b>3</b>	<b>Modellgrundlagen</b>	
3.1	3-stufiger Reaktionsmechanismus mit inerter Pyrolyse (1.1), früher Oxidation (1.2) und später Charoxidation (2) . . . . .	51
<b>4</b>	<b>Experimentelle Untersuchungen</b>	
4.1	Probekörperabmessungen und Position des Thermoelements in den Erwärmungsversuchen (in mm) . . . . .	62
4.2	Gemittelte spezifische Wärmekapazität in Abhängigkeit der Temperatur, berechnet aus jeweils drei Einzelversuchen . . . . .	63
4.3	Schematischer Aufbau der Zwei-Platten-Apparatur . . . . .	65
4.4	Haupteffektdiagramm zur Beurteilung der Einflüsse auf die Wärmeleitfähigkeit . . . . .	66
4.5	Schematischer Aufbau der Permeabilitätsmesszelle . . . . .	68
4.6	Längenbezogener Strömungswiderstand in Abhängigkeit von Faserrichtung und Rohdichte bei $u = 0,5 \text{ mm/s}$ aus drei Einzelversuchen . . . . .	68
4.7	Proben von WT-c-05 nach unterschiedlicher Temperaturbeanspruchung . .	70
4.8	Ausgleichsfeuchtegehalt der Dämmstoffe in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte und vorheriger Temperaturbeanspruchung . . . . .	71
4.9	Würfel aus Holzfaserdämmstoff mit den Kantenlängen 30 mm, 60 mm und 120 mm . . . . .	72
4.10	Idealisierte Temperaturverläufe bei unterschiedlichen Warmlagerungstemperaturen gemäß DIN EN 15188 . . . . .	73
4.11	Warmlagerungsöfen vom Typ Heraeus Instruments T6060 . . . . .	75

---

4.12	Arrheniusdiagramm aus isoperibolen Warmlagerungsversuchen . . . . .	76
4.13	Haupteffektdiagramm zur Beurteilung der Einflüsse auf die Aktivierungsenergie, adiabate Methodik . . . . .	77
4.14	Foto und schematische Darstellung des Versuchsaufbaus mit kombinierter FTIR-Spektrometer Analyse . . . . .	79
4.15	Temperaturdifferenz zwischen Ofen und Probe im SEDEX mit WL-h-10, Inert- und Luftatmosphäre . . . . .	81
4.16	Integrierte Konzentration der FTIR-Analyse im SEDEX mit WL-h-10, Inert- und Luftatmosphäre mit je 3 Einzelversuchen . . . . .	82
4.17	Schematische Darstellung des Controlled-Atmosphere-Cone-Calorimeters (CACC) . . . . .	85
4.18	Mittlere Massenverlust- (MLR), Wärmefreisetzungsrate (HRR) und CO/CO <sub>2</sub> Produktion im 10-90%igen Massenverlustintervall für WL-h-10 bei unterschiedlichen Sauerstoffkonzentrationen aus CACC-Versuchen (n=40) . . . .	87
4.19	Bestimmung der Anstiege E/R für zwei Teilreaktionen aus STA-Analysen mit WT-c-05 in Luftatmosphäre . . . . .	89
4.20	Ergebnisse der thermogravimetrischen Analyse für WL-h-10 in Luft- und Inertatmosphäre aus drei Einzelversuchen . . . . .	89
4.21	Haupteffektdiagramm zur Beurteilung der Einflüsse auf die Aktivierungsenergie aus STA in Luftatmosphäre, 1. Teilreaktion . . . . .	90
4.22	Haupteffektdiagramm zur Beurteilung der Einflüsse auf die Aktivierungsenergie aus STA in Luftatmosphäre, 2. Teilreaktion . . . . .	92
4.23	Haupteffektdiagramm zur Beurteilung der Einflüsse auf die Aktivierungsenergie aus STA in Inertatmosphäre . . . . .	93
4.24	Haupteffektdiagramm zur Beurteilung der Einflüsse auf die Reaktionswärme, 1. Teilreaktion . . . . .	94
4.25	Haupteffektdiagramm zur Beurteilung der Einflüsse auf die Reaktionswärme, 2. Teilreaktion . . . . .	95
<b>5</b>	<b>Generische Materialparameter</b>	
5.1	Erhöhung der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit der Temperatur innerhalb der Poren . . . . .	100
5.2	Empirischer Zusammenhang zwischen Strömungswiderstand und Porosität	104

---

---

## 6 Modellvalidierung im Labormaßstab

- 6.1 Schematische Darstellung des Gero-Ofens und der Modellgeometrie . . . . 110
- 6.2 Foto des Gero-Ofens (links) sowie des Probenrohrs mit Probe (rechts) . . . 111
- 6.3 Gemessene Temperaturen in der Mitte des Probenrohrs während eines Schwelversuchs mit WL-c-09 bei  $V=120$  l/h (V1) . . . . . 112
- 6.4 Gemessene Temperaturen in der Mitte des Probenrohrs während eines Schwelversuchs mit WL-c-09 bei  $V=180$  l/h (V1) . . . . . 113
- 6.5 Gemessene Temperatur in der Mitte des Probenrohrs während eines Schwelversuchs mit WL-c-09 bei  $V=240$  l/h (V1) . . . . . 113
- 6.6 Maximaltemperaturen und Schwelgeschwindigkeiten für 120 l/h, 180 l/h und 240 l/h aus drei Einzelversuchen . . . . . 114
- 6.7 Darstellung der Elementqualität auf Basis der gleichwinkligen Elementschiefe 115
- 6.8 Simulierte Temperaturen in Rohrmitte für WL-c-09 bei  $V_{in} = 120$  l/h . . . 117
- 6.9 Simulierte Temperaturen in Rohrmitte für WL-c-09 bei  $V_{in} = 180$  l/h . . . 117
- 6.10 Simulierte Temperaturen in Rohrmitte für WL-c-09 bei  $V_{in} = 240$  l/h . . . 117
- 6.11 Relativer Fehler und Berechnungszeit in Abhängigkeit der Gitterverfeinerung 119
- 6.12 Sobol-Indizes aus Sensitivitätsanalyse für unterschiedliche Parameter . . . 121
- 6.13 Temperatur und Massenkonzentration für die Simulation von WL-c-09 bei 180 l/h zu unterschiedlichen Zeitpunkten . . . . . 123
- 6.14 Sauerstoffkonzentration und relative Luftfeuchtigkeit für die Simulation von WL-c-09 bei unterschiedlichen Zeitpunkten . . . . . 124
- 6.15 Vergleich der Maximaltemperaturen und Schwelgeschwindigkeiten zwischen Experiment und Simulation für  $V_{in} = 120$  l/h aus drei Einzelversuchen . . 124
- 6.16 Vergleich der Maximaltemperaturen und Schwelgeschwindigkeiten zwischen Experiment und Simulation für  $V_{in} = 180$  l/h aus drei Einzelversuchen . . 125
- 6.17 Vergleich der Maximaltemperaturen und Schwelgeschwindigkeiten zwischen Experiment und Simulation für  $V_{in} = 240$  l/h aus drei Einzelversuchen . . 125

## 7 Anwendungsbeispiel

- 7.1 Schematische Darstellung des Wandaufbaus sowie der Modellgeometrie . . 127
- 7.2 Brandraumtemperaturen in unterschiedlichen Höhen und Foto des Versuchsaufbaus . . . . . 128
- 7.3 Modellgeometrie mit Symmetrie-Randbedingung (blau) . . . . . 129

7.4	Simulierte Temperatur im Vertikal-(links) und Horizontalschnitt(rechts) der Gefachmitte zu unterschiedlichen Zeitpunkten . . . . .	131
7.5	Dichte und Sauerstoffkonzentration im Vertikalschnitt (Gefachmitte) zu unterschiedlichen Zeitpunkten . . . . .	131
7.6	Visualisierung der Oberflächentemperatur an der Außenseite der Bekleidung nach 2 Stunden . . . . .	132

## 0 Appendix

A2.1	Versuchsablauf der Konditionierungsversuche . . . . .	XXX
A2.2	Temperaturverlauf [°C] in Probenmitte bei trockenen (dry) und konditionierten (cond) Proben . . . . .	XXXII
A2.3	Gemessene Temperatur in der Mitte des Probenrohrs während eines Schmelversuchs mit WL-c-09 bei V=120 l/h (V2) . . . . .	XXXIV
A2.4	Gemessene Temperatur in der Mitte des Probenrohrs während eines Schmelversuchs mit WL-c-09 bei V=120 l/h (V3) . . . . .	XXXIV
A2.5	Gemessene Temperatur in der Mitte des Probenrohrs während eines Schmelversuchs mit WL-c-09 bei V=180 l/h (V2) . . . . .	XXXV
A2.6	Gemessene Temperatur in der Mitte des Probenrohrs während eines Schmelversuchs mit WL-c-09 bei V=180 l/h (V3) . . . . .	XXXV
A2.7	Gemessene Temperatur in der Mitte des Probenrohrs während eines Schmelversuchs mit WL-c-09 bei V=240 l/h (V2) . . . . .	XXXVI
A2.8	Gemessene Temperatur in der Mitte des Probenrohrs während eines Schmelversuchs mit WL-c-09 bei V=240 l/h (V3) . . . . .	XXXVI

---

---

# Tabellenverzeichnis

	<u>Seite</u>
<b>2 Stand von Wissenschaft und Technik</b>	
2.1 Abweichende Anforderungen gemäß VwV TB Baden-Württemberg . . . . .	21
<b>4 Experimentelle Untersuchungen</b>	
4.1 Übersicht der verwendeten Materialien und Merkmalsausprägungen für die statistische Versuchsplanung, Dichte gemäß Herstellerangaben . . . . .	59
4.2 Mittelwert und Standardabweichung der Dichtebestimmung im Vergleich zu den Herstellerangaben in $[kg/m^3]$ . . . . .	61
4.3 Formalkinetische Parameter aus isoperibolen und adiabaten Warmlagerungsversuchen . . . . .	78
4.4 Elementare Zusammensetzung (wasser- und aschefrei) und Heiz-/Brennwerte	84
<b>5 Generische Materialparameter</b>	
5.1 Zuordnung der verwendeten Materialien zu generischen Gruppen . . . . .	96
5.2 Vergleich der berechneten Wärmeleitfähigkeit $[W/(m \cdot K)]$ mit den experimentellen Ergebnissen aus Abschnitt 4.4.2, Mittelwerte aus drei Einzelversuchen . . . . .	100
5.3 Generische reaktionskinetische Parameter für die Teilreaktionen . . . . .	107
5.4 Generische Reaktionswärme für die Teilreaktionen . . . . .	108
<b>6 Modellvalidierung im Labormaßstab</b>	
6.1 Auswertungsgrößen für die Sensitivitätsanalyse mit Angabe der Verteilung	121
6.2 Erwärmungsrate aus Simulation und experimentellen Ergebnissen mit Standardabweichung . . . . .	126

**0 Appendix**

A2.1 Mittelwerte  $\bar{x}$ , Standardabweichungen  $s$  und Verhältnisse zwischen Strömungen senkrecht und parallel zur Faserausrichtung für  $u = 0,5$  mm/s aus drei Einzelversuchen . . . . . XXXI

A2.2 Verwendete FTIR-Datenbank . . . . . XXXI

A2.3 Selbstentzündungstemperaturen [°C] in Abhängigkeit der Kantenlänge durch isoperibole Warmlagerung nach DIN EN 15188 bestimmt . . . . . XXXI

A2.4 Abweichungen zwischen eingestellter und gemessener Temperatur im Rohrfen mit Vergleich zur Eichmessung der TE . . . . . XXXII

A2.5 Formalkinetische Parameter aus Simultan-thermischer-Analyse, drei Wiederholungen . . . . . XXXIII

---

# 1. Einleitung

Im Gebäudesektor, welcher 2023 für schätzungsweise 102 Mio. t Kohlenstoffdioxid( $CO_2$ )-äquivalent verantwortlich war, ist geplant, die Emission bis 2030 auf 66 Mio. t zu reduzieren [1]. Gleichzeitig besteht auf dem Wohnungsmarkt ein hoher Bedarf nach bezahlbarem Wohnraum, der im Jahr 2024 auf mindestens 400.000 neue Wohnungen pro Jahr geschätzt wurde [2]. Innerhalb der europäischen Bauproduktenverordnung (Nr. 305/2011) ist zudem die nachhaltige Nutzung der natürlichen Ressourcen als Grundanforderung für Bauwerke definiert [3]. Mit der Neufassung der europäischen Gebäuderichtlinie im Jahr 2024 wird die Lebenszyklusanalyse (engl. Life Cycle Assessment - LCA) für Neubebäude zukünftig verpflichtend [4].

Neben der Reduzierung der vorrangig durch die Zementproduktion freigesetzten Treibhausgase rückt insbesondere die Erhöhung der Energieeffizienz der Gebäude durch Dämmung in den Fokus. Um diese Ziele zu erreichen, wurden mit dem Gebäudeenergiegesetz (GEG) [5] höhere Neubaustandards definiert und somit Anreize zur energetischen Sanierung von Bestandsgebäuden geschaffen. Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen (nawaRo-Dämmstoffe) bilden dabei eine wichtige ökologische Alternative zu herkömmlichen erdölbasierten oder mineralischen Dämmstoffen. Der während des Wachstums durch die Photosynthese gebundene Kohlenstoff wird für die Dauer der Nutzung gespeichert. Hierdurch stellen lignocellulosehaltige Dämmstoffe während ihrer Nutzungsdauer eine natürliche Kohlendioxid-Senke dar. Die Dämmstoffe können nach Ende ihrer Nutzungsphase der Kreislaufwirtschaft zugeführt, kompostiert oder thermisch verwertet werden. Im Falle einer thermischen Verwertung wird das gespeicherte  $CO_2$  wieder freigegeben, es wird jedoch im Vergleich zu fossilen Energieträgern kein zusätzliches Treibhausgas erzeugt. Aufgrund ihrer vergleichsweise hohen Wärmespeicherfähigkeit sind sie neben den Anforderungen zur Energieeinsparung auch für den sommerlichen Wärmeschutz geeignet. Die feuchtigkeitsregulierenden Eigenschaften sorgen außerdem für ein ausgeglichenes Raumklima [6].

Umso bemerkenswerter ist es, dass der europäische Marktanteil von nawaRo-Dämmstoffen im Jahr 2022 nur etwa 1 % betrug [7]. Auf Grundlage einer Umfrage im Jahr 2019 basierte das Absatzvolumen von Dämmstoffen in Deutschland zu 43 % auf mineralischen und zu 48 % auf fossilen Rohstoffen [8]. Der Anteil von 9 % an nawaRo-Dämmstoffen gliederte sich in 58 % Holzfaser-, 32 % Zellulose- und 10 % sonstige Dämmstoffe. Das zeigt, dass das Potenzial sich noch nicht im Marktanteil widerspiegelt. Als Markthürden wurden dabei unter anderen baurechtliche Aspekte, darunter insbesondere die bestehenden Brandschutzanforderungen, genannt. So beschränkt sich die Anwendung derzeit nahezu ausschließlich auf Gebäude bis 7 m Höhe (Gebäudeklassen 1 bis 3).

Grund dafür ist das Brandverhalten der Dämmstoffe. Neben der ohnehin vorhandenen Brennbarkeit weisen Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen ein ausgeprägtes Schwelverhalten auf. Nach Wirksamwerden eines Zündinitials tritt in den meisten Fällen ein kontinuierliches Glimmen oder Schwelen ein. Hierbei handelt es sich um Reaktionen an den Feststoffoberflächen der Dämmstofffasern, die sich mit deutlich geringerer Geschwindigkeit ausbreiten als ein Flammenbrand. Die Problematik des Schwelens besteht darin, dass es bei sehr geringem Bedarf an Sauerstoff verläuft und dadurch z.B. eine Ausbreitung im Innern von Wärmedämmverbundsystemen oder von als Dämmung vorgesehenen Bauteilen möglich ist. Diese Vorgänge können längere Zeit unentdeckt bleiben, da von außen erst in einem fortgeschrittenen Stadium Anzeichen für einen solchen Prozess sichtbar werden. Durch die unvollständige Oxidation können weiterhin größere Mengen Kohlenmonoxid freiwerden, die sich potenziell über Grenzen von Nutzungseinheiten ausbreiten können [9].

## 1.1 Motivation und Zielstellung

Während das Schwelverhalten von nawaRo-Dämmstoffen in mehreren Projekten [10, 11] bereits umfangreich im Hinblick auf die Einflussfaktoren und Bewertungskriterien untersucht wurde und hieraus empirische Modelle abgeleitet wurden, blieb die umfassende Entwicklung eines ganzheitlichen Modells zur Vorhersage des Schwelverhaltens ausstehend.

Das übergeordnete Ziel des von 2016-2020 durch die Fachagentur Nachwachsende Rohstoffe e.V. (FNR) geförderten Verbundvorhabens „Mehr als nur Dämmung - Zusatznutzen von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen“ war es, die Anwendbarkeit von nawaRo-Dämmstoffen signifikant zu erhöhen [11]. Zu diesem Zweck wurden sechs Arbeitsbereiche mit den Themen Brandschutz, Schallschutz, Wärmeschutz, Ökobilanzierung, Feuchteschutz und Emissionen aufgestellt. Im Rahmen des Arbeitsbereichs 1 „Brandschutz“ wurde das Brandverhalten von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen in Abhängigkeit unterschiedlicher Parameter umfangreich experimentell untersucht. Auf Basis dieser Erkenntnisse wurde ein Handrechenmodell zur Ermittlung der Feuerwiderstandsfähigkeit von Bauteilen mit nawaRo-Dämmstoffen weiterentwickelt, welches jedoch nicht ausreichend validiert werden konnte. Aus dem Abschluss des Forschungsvorhabens resultierte der Bedarf einer vollständigen physikalisch-chemischen Beschreibung der komplexen Schwelprozesse im Rahmen eines numerischen Modells.

Um das Schwelen in Dämmstoffen korrekt beschreiben zu können, ist zunächst ein tieferes Verständnis der Wärme- und Stofftransportprozesse notwendig. Bisherige Modelle für die Berechnung des Raumabschlusses von Holzbauteilen mit nawaRo-Dämmstoffen basieren

ausschließlich auf der Verwendung von effektiven Materialparametern wie der Rohdichte, Wärmeleitfähigkeit und –kapazität, welche komplexe Prozesse vereinfacht auf die Änderung von einigen Materialparametern reduzieren [12]. Dabei können Transportprozesse wie der konvektive Wärmetransport oder die Feuchtetransportmechanismen nur unzureichend abgebildet werden, sodass der Modellfehler insbesondere bei Skalierung oder Veränderung der Geometrie erheblich ansteigen kann. Die Berücksichtigung des Schmelzverhaltens einschließlich der tatsächlich auftretenden Zersetzungsprozesse ist aufgrund der fehlenden Modellgrundlagen ebenfalls nicht möglich gewesen. Aus diesem Grund wurde das Forschungsprojekt „PyroProBiD“ initiiert.

## 1.2 PyroProBiD-Projekt

Die Entwicklung bzw. Weiterentwicklung von Modellen, welche die physikalischen Zusammenhänge der Bauteildurchwärmung und der Pyrolyse bzw. Schmelzmechanismen von nawaRo-Dämmstoffen betrachten, war Gegenstand des durch das Bundesministerium für Ernährung und Landwirtschaft geförderten Forschungsprojektes zur „Entwicklung eines **Pyrolyse-Prognosemodelles für Dämmstoffe** aus nachwachsenden (**bi**ogenen) Rohstoffen“ (Akronym: PyroProBiD). Die Projektidee entstand auf Basis des FNR-Projektes „Mehr als nur Dämmung“ sowie den Ergebnissen der Masterarbeit des Autors [9]. Das FNR-Projekt wurde von 2020 bis 2023 durch die Hochschule Magdeburg-Stendal in Kooperation mit der Otto-von-Guericke Universität Magdeburg sowie den Industriepartnern GUTEX GmbH & Co. KG und STEICO SE durchgeführt. Das Vorhaben wurde in die Teilvorhaben *1: Modellentwicklung, Verifizierung und Validierung* und *2: Analyse thermischer Materialparameter und numerische Berechnung* untergliedert. Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen der Tätigkeit des Autors als wissenschaftlicher Mitarbeiter innerhalb dieses Projektes. Mehrere projektbegleitende Veröffentlichungen [12–14] sowie der Schlussbericht [15] hängen thematisch mit dieser Arbeit zusammen.

Mit PyroProBiD wurde ein alternativer Modellansatz entwickelt, welcher auf der expliziten Kopplung des Wärme-, Feuchte- und Stofftransportes mit einem Reaktionsmodell basiert. Als Grundlage für die Implementierung wurde die Finite-Element Software COMSOL Multiphysics® verwendet. Für die Festlegung der für das Transportmodell notwendigen Materialparameter wurde einerseits auf bereits bestehende Forschungsarbeiten wie dem FNR-Projekt „Mehr als nur Dämmung“ zurückgegriffen. Außerdem wurden fehlende Materialparameter anhand eigener Versuchsreihen ermittelt. Das Reaktionsmodell beinhaltet die Stöchiometrie eines mehrstufigen Reaktionsmechanismus unter Berücksichtigung des Stofftransportes der an der Reaktion teilnehmenden Spezies. Die Beschreibung der temperatur- und diffusionsabhängigen Reaktionsgeschwindigkeit basiert auf einem modifizierten Arrhenius-Ansatz.

### 1.3 Methodik und Eingrenzung des Themas

Zunächst erfolgt in Kapitel 2 eine Vorstellung der Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen. Hierzu werden in 2.1 die unterschiedlichen Anwendungsgebiete sowie Herstellungsprozesse der im Vorhaben untersuchten Materialien betrachtet. Anschließend erfolgt in 2.2 eine Analyse des Brandverhaltens auf Basis von Literaturrecherchen und eigenen Versuchen, unterteilt in *Entzündung*, *Schwelverhalten* und *Übergang zum Flammenbrand*. In Abschnitt 2.3 wird der zum Zeitpunkt der Erstellung der Arbeit gültige bauordnungsrechtliche Rahmen für die Anwendung von nawaRo-Dämmstoffen in Deutschland beschrieben. In den Abschnitten 2.4 und 2.5 werden Ergebnisse einer Literaturstudie zu vorhandenen Modellen für Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen und lignocellulosebasierten Materialien wie Holz, Zellulose und Biomasse vorgestellt. Aufgrund der Vielzahl vorhandener Modelle beschränkt sich die Auswahl auf jene, welche ein gewisses Potenzial für die Entwicklung des vorliegenden Modells haben. Das Ziel der Analyse bestehender Modelle bestand einerseits darin, die Modellkomplexität einschließlich der notwendigen Materialparameter zu bestimmen. Andererseits soll im weiteren Verlauf eine Übertragbarkeit von ausgewählten Sub-Modellen auf Dämmstoffe für nachwachsende Rohstoffen überprüft werden.

Das Kernstück der vorliegenden Arbeit stellt Kapitel 3 dar, in dem die entwickelten Modellgrundlagen vorgestellt werden. Für eine bessere Übersicht wird zwischen dem Transport- und Reaktionsmodell unterschieden. Zusätzlich werden die Kopplungsmechanismen detailliert erläutert.

In Kapitel 4 erfolgt die Beschreibung der eigenen experimentellen Untersuchungen als Basis für die Bestimmung der Materialparameter. Um eine herstellerübergreifende Anwendung der zu bestimmenden Materialparameter zu ermöglichen, wurde eine statistische Versuchsplanung mit den mutmaßlichen Haupteinflussfaktoren erstellt. Aufbauend auf den Modellgrundlagen konnten die für die Bestimmung der Materialparameter notwendigen Referenzmaterialien ausgewählt werden. Hierbei wurde entschieden, sich zunächst auf Holzfaserdämmstoffe und Zellulose zu fokussieren, da diese mit circa 90 % den größten Marktanteil aufweisen. Dieses Kapitel enthält die Beschreibung der Versuchsdurchführung und die Versuchsergebnisse. Eine spätere Übertragbarkeit der im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Methodik auf andere Dämmstoffe ist grundsätzlich möglich.

Um eine produktübergreifende Anwendung zu ermöglichen, werden in Kapitel 5 generische Parametersets für Holzfaserdämmstoffe und Zellulose abgeleitet. Diese ergeben sich aus den experimentellen Ergebnissen des Kapitels 4 in Kombination mit Literaturwerten. Im Rahmen eines vollfaktoriellen Ansatzes konnten für Holzfaserdämmstoffe generische Parameter in Abhängigkeit von Flammschutzmittel-, Paraffin- und Bindemittel-Zusätzen

ermittelt werden. Ein weiteres Parameterset steht für Zellulose-Einblasdämmung zur Verfügung. Aufgrund der Vielzahl von notwendigen Parametern und der teilweise aufwendigen Bestimmung konnten nicht alle für die Modellkomplexität notwendigen Parameter aus eigenen Versuchen bestimmt werden. Dies trifft insbesondere auf den Bereich der feuchtetechnischen Materialparameter zu.

Zur Validierung des Modelles wurden Versuche in einem 1,5 m langen, vertikal orientierten Rohrofen durchgeführt. Die Versuchsgrundlagen und -ergebnisse sowie die geometrischen und numerischen Randbedingungen und Ergebnisse der Simulationen einschließlich einer Fehlerbetrachtung und Sensitivitätsanalyse befinden sich in Kapitel 6. In Kapitel 7 werden zukünftige Anwendungsbereiche des Modells im Rahmen eines Beispielszenarios demonstriert. Abschließend werden die gewonnenen Erkenntnisse in Kapitel 8 zusammengefasst und Vorschläge zur weiteren Optimierung aufgezeigt.

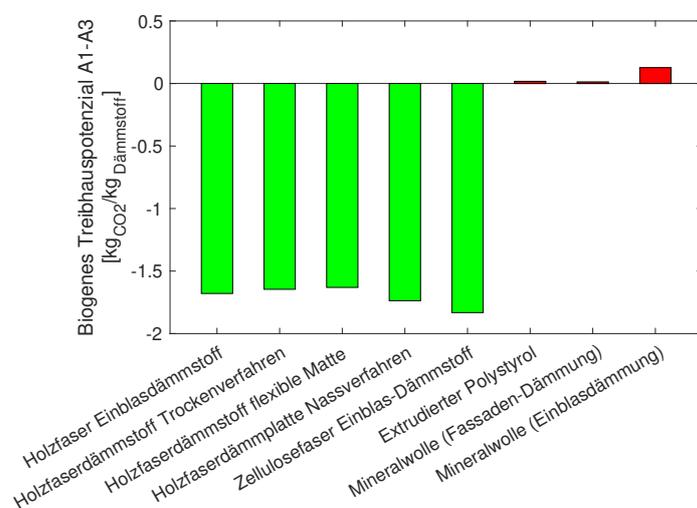
Für Dämmstoffe, welche im Hinblick auf ihre Eigenschaften deutlich von den hier verwendeten Produkten abweichen, ist eine ergänzende Parametrisierung erforderlich. Das hier entwickelte Modell beschränkt sich ausschließlich auf die Modellierung der Dämmstoffebene selbst. Für die Bekleidungsanlagen und andere umgebende Bauteile wie Holzständer sind Modellerweiterungen notwendig. Die Modellentwicklung ist außerdem auf die Beschreibung des Schwelverhaltens limitiert. Eine signifikante Oxidation in der Gasphase z.B. beim Übergang zum Flammenbrand mit Wechselwirkung zur kondensierten Phase ist in der vorliegenden Arbeit nicht berücksichtigt. Das Modell berücksichtigt ebenfalls keine morphologischen Änderungen wie Heraus- oder Zusammenfallen von Dämmstoffen. Bei Übertragung auf andere geometrische Randbedingungen sollte eine zusätzliche Validierung erfolgen.

## 2. Stand von Wissenschaft und Technik

### 2.1 Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen

Im Hinblick auf den voranschreitenden Klimawandel besteht die gesamtgesellschaftliche Herausforderung in der Reduzierung des anthropogenen Treibhausausstosses. So sollen die Emissionen in Deutschland gemäß Klimaschutzgesetz bis 2030 um insgesamt 65 % gegenüber 1990 gesenkt und bis 2045 eine Treibhausgasneutralität erreicht werden. Zur Erreichung dieser Ziele müssen in allen Sektoren enorme Einsparpotenziale erbracht werden [1]. Für den Bausektor spielt der Holzbau als Alternative zum Stahlbeton-, Stahl- und Mauerwerksbau eine wichtige Rolle. Dabei können Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen einen zusätzlichen Beitrag leisten.

Eine Übersicht des biogenen Treibhauspotenzials unter Einbeziehung der Lebenszyklen A1 bis A3 ist für unterschiedliche Dämmstoffe in Abbildung 2.1 dargestellt. Die Phase A1 bis A3 umfasst die Herstellung der Materialien, inklusive Rohstoffgewinnung und Transport. Es zeigt sich, dass die marktüblichen nawaRo-Dämmstoffe aufgrund ihrer biogenen Zusammensetzung im Gegensatz zu mineralischen oder erdölbasierten Produkten über ein großes  $CO_2$ -Speicherpotenzial verfügen. Neben dem biogenen Ursprung hat außerdem die zur Herstellung verwendete und für das Recycling benötigte Energie einen Einfluss auf das Treibhauspotenzial. Es kommt in der Herstellungsphase auch bei nawaRo-Dämmstoffen zu einer  $CO_2$ -Freisetzung. Aufgrund ihres Speicherpotenzials ist die  $CO_2$ -Bilanz dennoch meist negativ.



**Abbildung 2.1:** Biogenes Treibhauspotenzial unterschiedlicher Dämmstoffe je kg (Lebenszyklen A1-A3 aus [16])

Bei der Bilanzierung der Verwertung und Entsorgung (Phase C3-C4) wird dieses Speicherpotenzial infolge einer thermischen Verwertung wieder vollständig freigesetzt. Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen ersetzen dabei jedoch fossile Energieträger wie Öl oder Gas, welche bei ihrer Verbrennung zusätzliches Treibhauspotenzial in die Atmosphäre einbringen würden. Da sich dieses Einsparpotenzial jedoch außerhalb der Systemgrenze befindet, wird es in der Gebäudebilanzierung derzeit nicht berücksichtigt. Sofern die Dämmstoffe der Kreislaufwirtschaft zugeführt werden, würde das Speicherpotenzial erhalten bleiben.

Für die Anwendung von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen kommen je nach Dämmstofftyp unterschiedliche Anwendungsbereiche infrage:

- Wand: Gefach- und Innendämmung
- Decke: Gefachdämmung, Luft- und Trittschalldämmung, Dämmung für Bodenplatte und Geschossdecke
- Dach: Unterdeckung, Flachdach, Aufsparrendämmung, Zwischen- und Untersparrendämmung
- Fassade: Wärmedämmverbundsystem (WDVS), Außenwand mit Vorhangfassade (VHF)

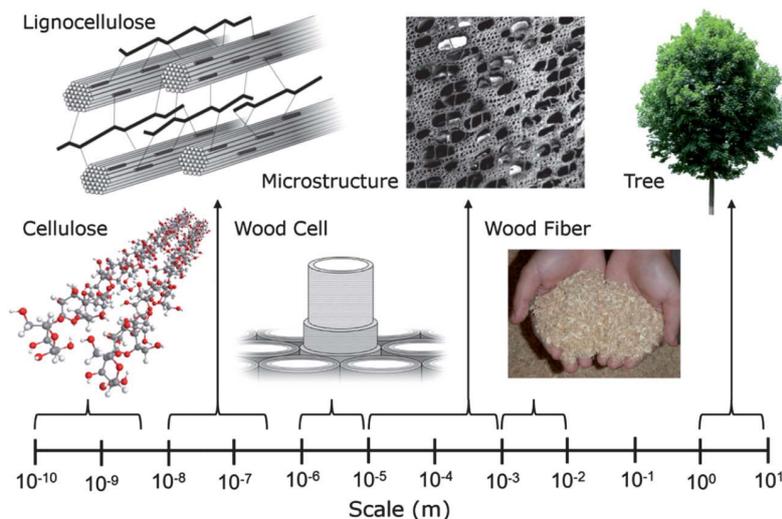
Neben Holzfaser- und Zellulosedämmstoffen, welche in Deutschland derzeit den größten Marktanteil ausmachen, gibt es noch eine Vielzahl weiterer Dämmstoffe wie Hanf, Flachs, Jute und viele mehr. Eine Marktübersicht für Deutschland findet sich in [6]. Nachfolgend werden die innerhalb der Arbeit untersuchten Dämmstoffarten im Detail erläutert.

### 2.1.1 Holzfaserdämmstoffe

Holzfaserdämmstoffen sind gemäß DIN EN 13171 [17] standardisierte, werkmäßig hergestellte Wärmedämmstoffe, die zu mindestens 80 % aus Holzfasern bestehen. Für die Herstellung werden üblicherweise Nadelhölzer wie Fichte, Kiefer oder Tanne verwendet. Chemisch betrachtet besteht Holz im Wesentlichen aus den Makromolekülen Cellulose, Hemicellulose und Lignin.

Cellulose (nicht zu verwechseln mit dem Zellulosedämmstoff) stellt mit 40-50 % den Hauptbestandteil von Holz dar und ist im wesentlichen für die Ausbildung der Zellwände verantwortlich. Cellulose setzt sich aus den Vielfachen der Monosaccharide  $\beta$ -D-Glucose bzw. Cellobiose zusammen. Die Verhältnisformel kann mit  $(C_6H_{10}O_5)_n$  angegeben werden. Hemicellulose macht einen Anteil von etwa 20-30 % der Trockenmasse aus und weist eine wesentlich heterogene Zusammensetzung auf. In Kombination mit Cellulose bildet

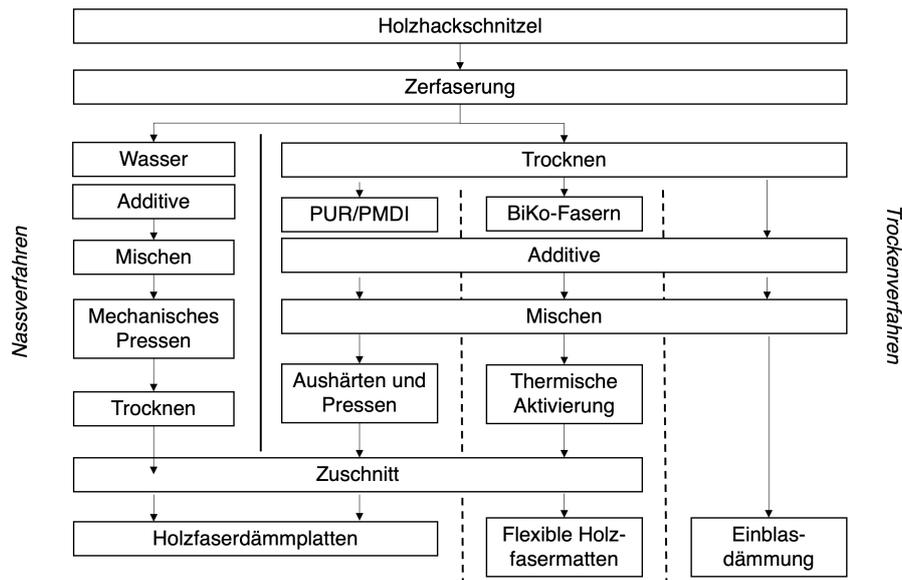
sie eine fibrilläre Matrix, deren Zwischenräume von Lignin ausgefüllt werden. Lignin besteht aus einer Gruppe von phenolischen Makromolekülen und macht einen Anteil von ca. 20-30 % der Trockenmasse aus [18]. Weiterhin enthalten Holzfasern Feuchtigkeit in Form von in den Zellwänden gebundenem Wasser, Kapillarwasser und Wasserdampf. Die einzelnen Mikro- und Makrobestandteile umfassen mehr als zehn Längenskalen, siehe Abbildung 2.2.



**Abbildung 2.2:** Skalierung der Mikro- und Makrobestandteile von lignocellulosehaltigen Materialien [19]

Die Anwendungsform der Holzfaserdämmstoffe wird grundsätzlich zwischen Platten-, Matten- und Einblasdämmstoffen unterschieden. Holzfaserdämmplatten werden überwiegend als Fassaden- und Innendämmung sowie teilweise auch als Trittschalldämmung eingesetzt. Für die Gefachdämmung werden flexible Holzfaserdämmplatten oder Einblasdämmung verwendet.

Bei der Herstellung kann zwischen Nass- und Trockenverfahren unterschieden werden, siehe Abbildung 2.3. Im Trockenverfahren werden zunächst Holzhackschnitzel zerkleinert und getrocknet. Die Holzfaserdämmstoffe könnten nach Zugabe von Additiven als Einblasdämmung verwendet oder weiterverarbeitet werden. Für die Fertigung von Platten werden anschließend Bindemittel in Form von PUR/PMDI-Harzen sowie je nach Anwendungsgebiet gegebenenfalls noch weitere Additive wie Paraffin als Hydrophobierungsmittel zugegeben. Die Aushärtung erfolgt unter Formpressung an einer mechanischen Walze. Anstelle des PUR/PMDI-Harzes werden den Matten Bikomponentenfasern als thermoplastisches Bindemittel beigemischt, welche anschließend unter erhöhter Temperatur mit den restlichen Fasern verschmelzen und so für eine höhere Stabilität sorgen. Die Anwendungsdicke variiert je nach Einsatzgebiet zwischen 20-300 mm mit Dichten zwischen 40 und  $230 \text{ kg/m}^3$  [20].



**Abbildung 2.3:** Herstellungsprozess im Nass- und Trockenverfahren

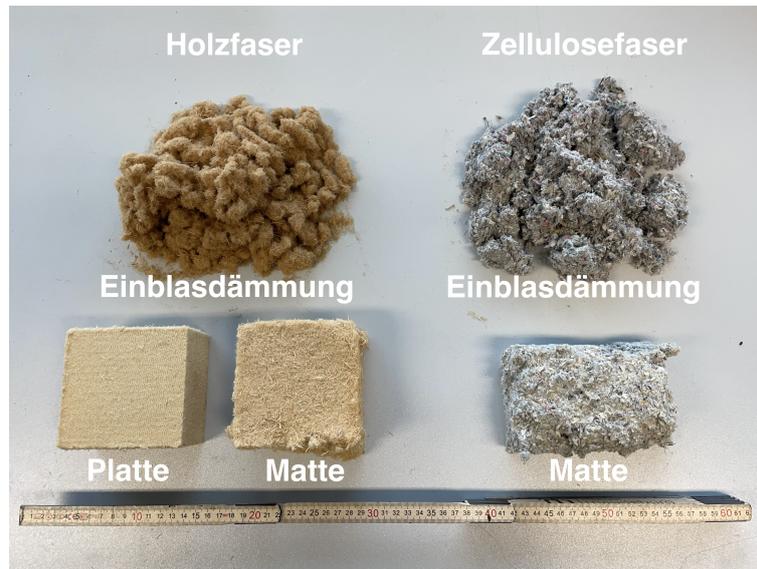
Beim Nassverfahren werden die holzeigenen Bindungskräfte des Lignins durch Zugabe von Wasser aktiviert, sodass eine Zugabe von Klebstoffen nicht notwendig ist. Bei Bedarf werden ebenfalls Additive wie Paraffin als Hydrophobierungsmittel eingesetzt. Für die Erreichung von Dämmplatten größerer Dicke müssen mehrere Lagen miteinander verklebt werden. Im Nassverfahren hergestellte Platten weisen in der Regel eine wesentlich höhere Rohdichte auf, als Platten im Trockenverfahren.

Für den Einsatz als Baustoff müssen die Dämmstoffe mindestens als normalentflammbar nach DIN 4102-1 [21] bzw. der Klassifizierung E nach DIN EN 13501-1 [22] entsprechen. Bei Dämmstoffen geringer Dichte, wie Matten oder Einblasdämmung, ist die Zugabe von Flammenschutzmitteln für die Erreichung dieser Kriterien obligatorisch. Als Flammenschutzmittel werden anorganische, phosphat- und oder sulfathaltige Flammenschutzmittel wie Ammoniumsalze, Borsäure, Aluminiumhydroxid oder Natriumcarbonat beigegeben. Vereinzelt werden auch biopolymerbasierte Flammenschutzmittel, wie modifizierte Weizenstärke, eingesetzt.

### 2.1.2 Zellulosefaserdämmstoffe

Zellulosefaserdämmstoffe (ZFD) werden überwiegend aus recyceltem Zeitungsdruckpapier hergestellt. Bei der Herstellung von Papier wird der Ligninanteil durch nasschemische Behandlung (Soda, Natriumsulfit) des Holzschliffs und durch Wasch- bzw. Bleichverfahren (Sauerstoff, Wasserstoffperoxid) verringert [23]. Der Gehalt der Makromoleküle schwankt im Bereich zwischen ca. 40-55 % Cellulose, 25-40 % Hemicellulose und 18-30 % Lignin [24].

Die Fertigung erfolgt im Trockenverfahren unter Zugabe von borhaltigen Flammschutzmitteln (Borax, Borsäure) oder als borfreie Alternative mit Aluminiumtrihydroxid, Ammoniumphosphat und Fungotannin [6]. Hinsichtlich ihrer Anwendungsform werden sie in Matten- und Einblasdämmstoffe unterschieden, siehe Abbildung 2.4.



**Abbildung 2.4:** Holzfaser- (links) und Zellulosedämmstoffe (rechts) als Platten-, Matten- bzw. Einblasdämmung

### 2.1.3 Sonstige nawaRo-Dämmstoffe

Nicht abschließend zählen auch eine Vielzahl von weiteren Rohstoffen als Ausgangsmaterial für nawaRo-Dämmstoffe:

- Hanf
- Jute, Flachs, See-/Wiesengras
- Kork, Reet, Schilf, Bambus
- Schafwolle
- Stroh, Baumrinde, Holzwolle
- Pilzgeflechte
- Mais- und Reishülsen, Nussschalen, Kokosfasern
- Recyclingprodukte, z.B. aus der Textilindustrie

Das Anwendungsgebiet beschränkt sich derzeit in Deutschland dabei jedoch auf vergleichsweise wenige Bauprojekte.

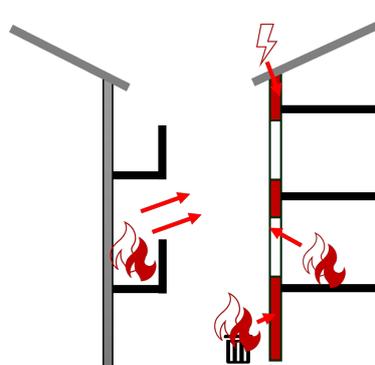
## 2.2 Brandverhalten

Das Brandverhalten von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen ist ein Grund für die vergleichsweise geringe Anwendung in Deutschland und wird daher im Folgenden detailliert beschrieben. Als auffällig ist insbesondere die ausgeprägte Schwelneigung der Dämmstoffe zu nennen. Zur Beschreibung des Brandverhaltens wird dieses nachfolgend in die Bereiche *Entzündung*, *kontinuierliches Schwelen* sowie *Übergang vom Schwel- zum Flammenbrand* unterschieden.

### 2.2.1 Entzündungsverhalten

Eine Entzündung der Dämmstoffe kann nur erfolgen, wenn von außen Energie hinzugeführt wird. Dabei sind je nach Anwendungsfall unterschiedliche Szenarien denkbar. Zur Entzündung von nawaRo-Dämmstoffen in einer Fassade (siehe Abbildung 2.5) können gemäß [25] führen:

- Funkenflug und Wärmestrahlung von gegenüberliegenden Brandherden, insbesondere in dicht besiedelten Innenstädten.
- Raumbrand mit einer Brandausbreitung auf die Fassade, insbesondere durch Fensteröffnungen.
- Brandeinwirkung von außen, z. B. durch einen brennenden Abfallbehälter an der Fassade.
- Brandausbrüche innerhalb der Fassade durch Renovierungs- und Bauarbeiten an der Fassade, insbesondere bei unsachgemäßer Ausführung von feuergefährlichen Arbeiten oder Blitzeinschlägen.



**Abbildung 2.5:** Visualisierung der typischen Brandursachen für Schwelbrände von nawaRo-Dämmstoffen in einer Fassade

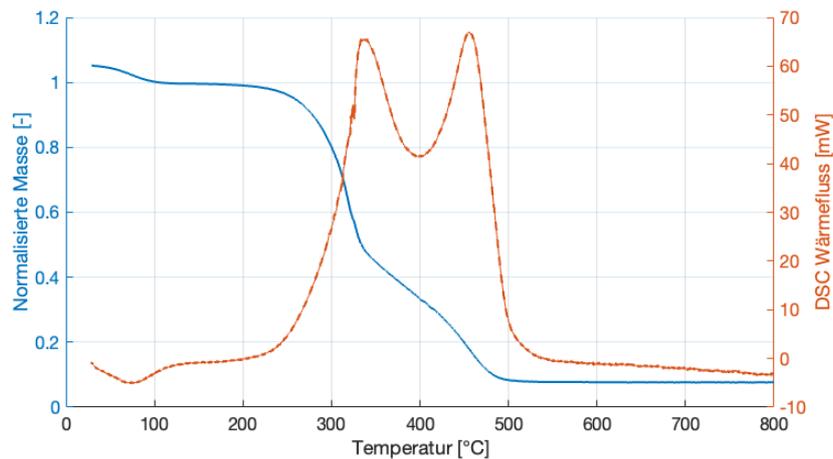
Bei Hohlraum- und Innendämmungen stellen vor allem Raumbrände (z.B. Zimmer- oder Küchenbrände) eine mögliche Brandursache dar. Dies gilt insbesondere für Bauteile ohne brandschutztechnisch wirksame Bekleidung oder bei möglicher Brandübertragung durch Fehlstellen in der Bekleidung durch Risse, Schrauben oder Hohlwanddosen [26]. Auch Brandentwicklungen durch Fehlerlichtbögen in schadhaften Elektroinstallationen sind nicht völlig auszuschließen. Basierend auf Untersuchungen von [27] sind handelsübliche Leitungsschutz- und Fehlerstrom-Schutz-Schalter jedoch im Regelfall in der Lage, eine Entzündung zu verhindern. Weitere mögliche Ursachen stellen unsachgemäß installierte Feuerstätten oder Dach-Schweißarbeiten dar. Als Entzündungsschutz werden vorrangig Gipskartonfeuerschutz- bzw. Gipsfaserplatten für Wand- und Deckenaufbauten verwendet. Für WDVS übernehmen die Putzsysteme, idealerweise Dickschichtputze, diese Aufgabe für eine gewisse Zeit.

Die Initialzündung, die den Schwelprozess in Gang setzt, hängt von mehreren Bedingungen ab. Aus chemischer Sicht muss eine Mindestaktivierungsenergie erreicht werden, bis die Makromoleküle einen Abbauprozess durchlaufen. Während die Pyrolyse als Zersetzung in einer inerten Atmosphäre stattfindet, gibt es an der Faseroberfläche erhebliche Oxidationsprozesse, die vom Sauerstoffgehalt der Umgebungsatmosphäre abhängen.

Abbildung 2.6 zeigt die Ergebnisse einer Simultan-Thermischen Analyse (STA), die eine Thermogravimetrische Analyse (TGA) mit einer Dynamischen Differenzkalorimetrie (DSC) kombiniert, für Proben einer handelsüblichen Holzfaserdämmplatte. Als Aufheizrate wurden 5 K/min verwendet. Das Material besteht zu 85 % aus Holzfasern und zusätzlich aus Wasser, Klebstoffen und Hydrophobierungsmitteln.

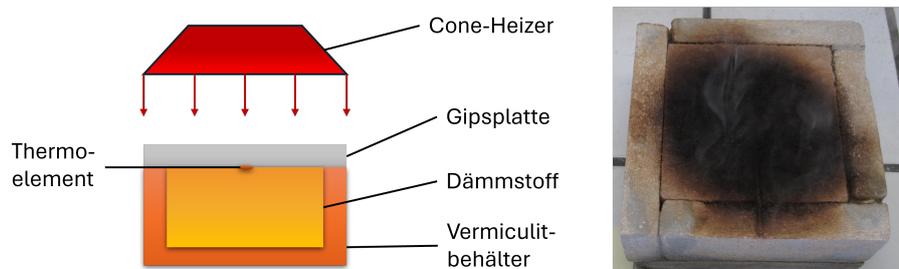
Im Temperaturbereich von etwa 70-100 °C verursacht die Verdunstung von freiem und kapillarem Wasser einen ersten Massenverlust mit einem endothermen Peak. Der Zersetzungsprozess beginnt bei etwa 180 °C, und es sind zwei Abbaustufen zu beobachten. Während der Zersetzung von Hemicellulose bei niedrigeren Temperaturen, etwa 200-300 °C, stattfindet, hat die stabilere Cellulose einen Zersetzungsbereich von 300 °C bis 375 °C und Lignin einen breiten Bereich von 250-500 °C [28]. Die Temperaturen für die maximale Wärmefreisetzung liegen bei 350 °C und 450 °C, wie aus Abbildung 2.6 hervorgeht. In zusätzlichen Experimenten unter inerter Atmosphäre wird kaum Wärme freigesetzt und der Zersetzungsmechanismus ist auf einen einzigen Schritt reduziert, was auf die fehlende Oxidation des Char zurückzuführen ist.

Anhand eigener Warmlagerungsversuche (siehe Abschnitt 4.7.1) konnten kritische Entzündungsbedingungen bereits bei etwa 160-180 °C über einen längeren Zeitraum beobachtet werden. Die Temperaturen liegen unterhalb der Zersetzungsphasen aus der TGA. Es handelt sich dabei jedoch um eine mehrseitige Erwärmung eines Würfels über mehrere Stunden, bei der eine langsame Depolymerisation zu einer Verringerung der Aktivierungsenergie führen kann.



**Abbildung 2.6:** Ergebnisse der Simultan-Thermischen Analyse für eine Holzfaserdämmplatte aus dem Trockenverfahren, Aufheizrate 5 K/min

In [11] wurde das Cone-Kalorimeter verwendet, um mögliche Zündtemperaturen zu ermitteln. Dabei wurden 10 cm x 10 cm x 6 cm große Proben in einen Probenhalter aus Vermiculit gelegt und oben mit einer Gipsplatte abgeschlossen, um die Wärmeverluste zu minimieren. Mit einem Thermoelement auf der Oberfläche des Dämmstoffs wurde eine Serie mit verschiedenen Grenztemperaturen durchgeführt. Nach Erreichen der gewählten Temperatur wurde die Gipsplatte entfernt, um zu beobachten, ob ein Schwelprozess sichtbar wurde. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 2.7 dargestellt. Die gemessenen Entzündungstemperaturen lagen zwischen 300 °C und 400 °C und stimmen mit den Bereichen maximaler Wärmefreisetzung aus der STA überein. Es bleibt festzuhalten, dass es sich bei dem gewählten Verfahren nur um eine orientierende Einschätzung der Initialtemperatur handeln kann. Die Erwärmung beschränkte sich auf einen kurzen Zeitraum, sodass niederenergetische Brandszenarien nicht abgedeckt wurden. Neben dem Energieeintrag pro Zeit spielt auch die lokale Sauerstoffkonzentration eine Rolle. Da es sich um einen sehr kleinen Versuchsmaßstab handelte und die Plattenbekleidung nur lose mit dem Behälter verbunden war, ist die Übertragbarkeit auf reale Bedingungen schwierig.



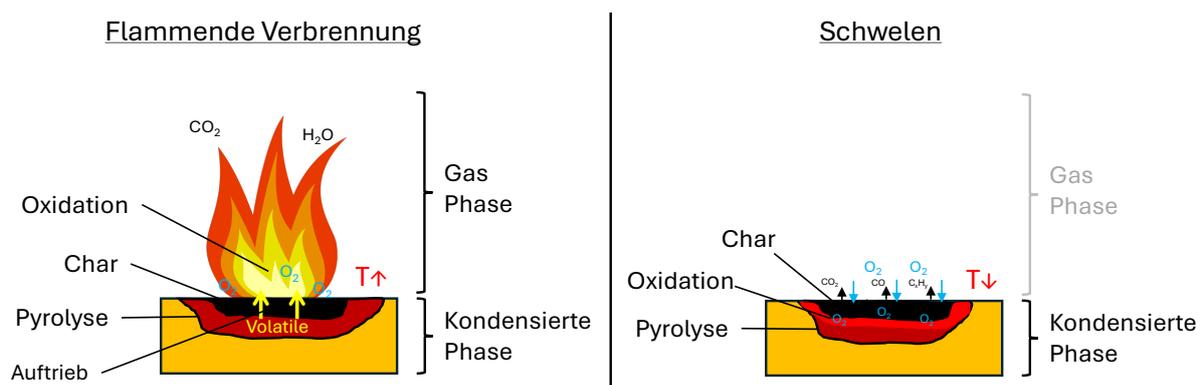
**Abbildung 2.7:** Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Bestimmung von Initialtemperaturen (links) sowie schwelender Probekörper nach dem Versuch (rechts)

Letztlich hängt die Wahrscheinlichkeit für eine Entzündung von vielen Faktoren ab, für deren genaue Berücksichtigung in der Regel numerische (gekoppelte) Modelle notwendig sind:

- Materialspezifische Einflüsse, Feuchtegehalt
- Einflüsse der umgebenden Materialschichten bzw. Brandschutzbekleidungen
- Zugeführte Wärmemenge
- Temperaturgradient
- Ein- oder mehrseitige Beanspruchung
- Sauerstoffzufuhr, Ventilation

## 2.2.2 Schwelverhalten

Nach DIN EN 16733 [29] ist *Schwelen* definiert als die „*Verbrennung eines Materials ohne Flammenbildung und mit oder ohne sichtbares Licht*“. Es schließt eine glühende Verbrennung, das sogenannte *Glimmen* mit ein. Unter *fortschreitendem Schwelen* wird eine sich selbstständig ausbreitende exothermische Oxidation verstanden, die nicht mit einer flammenden Verbrennung einhergeht. Die Unterschiede zwischen Schwel- und Flammenbrand sind in Abbildung 2.8 visualisiert.

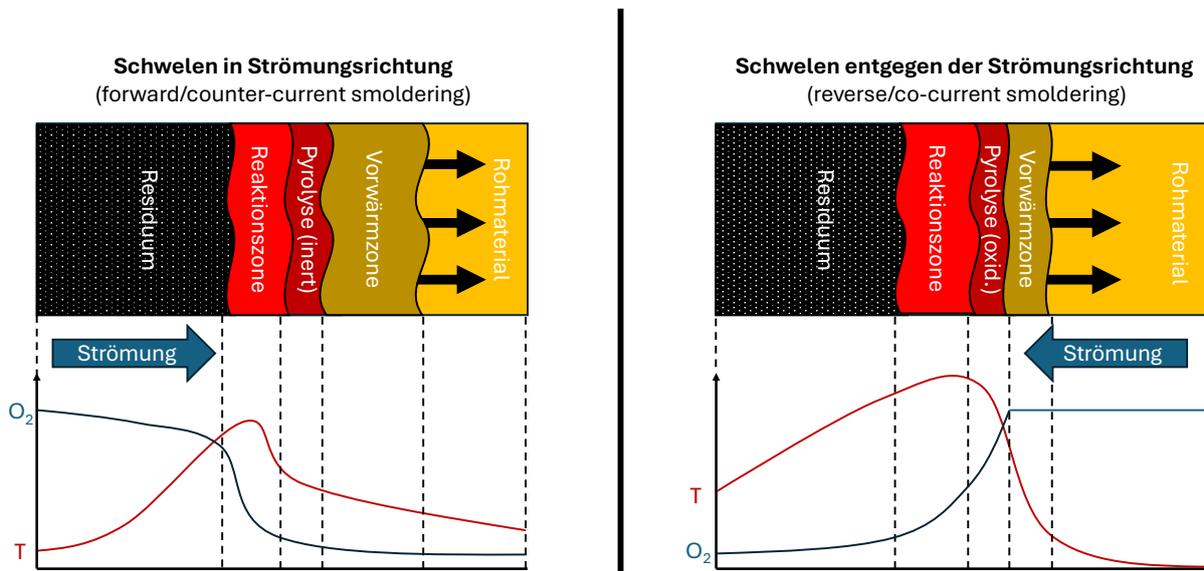


**Abbildung 2.8:** Visualisierung der Unterschiede zwischen Flammen- und Schwelbränden

Während bei der flammenden Verbrennung die primäre Energie durch die Oxidation in der Gasphase freigesetzt wird, handelt es sich beim Schwelbrand um heterogene Oxidationsprozesse in der kondensierten Phase. Insbesondere hochporöse Materialien wie brennbare Dämmstoffe bieten eine große Oberfläche für die Oxidation und neigen zum Schwelen, aber auch andere Materialien wie Holz(-werkstoffe), Zigaretten, Wald- und Torfböden sowie diverse Schüttgüter, weisen ein Schwelverhalten auf [30]. Auch Mineralwolle kann durch entsprechende organische Zusätze zum Schwelen neigen [31].

Die Reaktionsgeschwindigkeit hängt von den lokalen Temperatur- und Sauerstoffbedingungen ab. Die beim Schwelbrand freigesetzte Wärme wird durch die lokale Sauerstoffkonzentration beeinflusst, wobei Schwelprozesse teilweise auch bei sehr niedrigen Sauerstoffkonzentrationen aufrecht erhalten werden können. Je nach Vollständigkeit der Oxidation liegen typische Schweltemperaturen bei zellulosehaltigen Materialien im Bereich von etwa 400-700 °C [32]. Da die Materialien eine hohe Permeabilität aufweisen, kann der konvektive Wärme- und Stofftransport einen wesentlichen Einflussfaktor darstellen.

Eindimensional betrachtet wird zwischen einem dem Luftstrom parallelen Schwelen (engl. *forward/counter-current smoldering*) sowie dem Luftstrom entgegen gerichteten (engl. *co-current/opposed/reverse smoldering*) Schwelen unterschieden [33]. Dabei kann zwischen Vorwärm-, Pyrolyse-, Charoxidationszone sowie dem (un-)verbrannten Material differenziert werden, die in Abbildung 2.9 visualisiert sind.



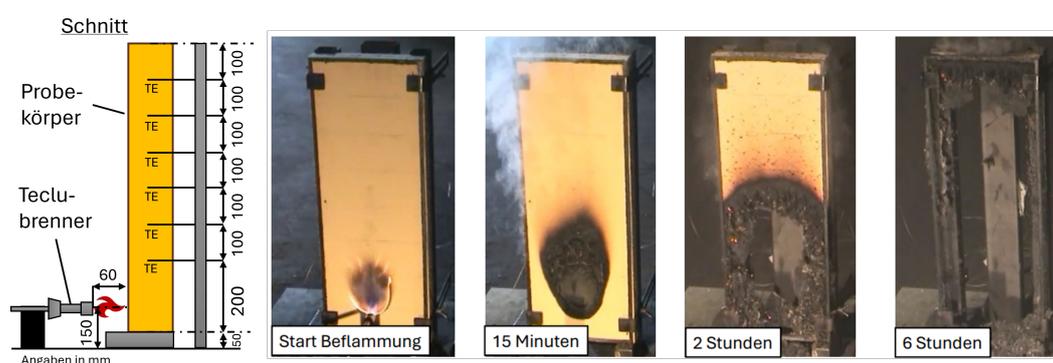
**Abbildung 2.9:** Schematische Darstellung der Schwel-, Temperatur- und Sauerstoffprofile bei 1-dimensionalem Schwelen parallel bzw. entgegen der Strömungsrichtung in einem geschlossenen System

Sofern die Luftströmung parallel zur Schwelfront verläuft (Beispiel: Rauchen einer Zigarette), erwärmt sich die Luft vor Eintritt in die Reaktionszone in dem bereits verbrannten, noch warmen Material. Die Reaktionszone selbst wird im Wesentlichen durch eine Charoxidation geprägt. Da die exotherme Charoxidation viel Sauerstoff verbraucht, kommt es in der vorgelagerten Pyrolysezone durch die nun sauerstoffarme Luft zu einer überwiegend inerten Pyrolyse. In Richtung der Schwelfront findet weiterhin eine signifikante Vorerwärmung und Trocknung des Rohmaterials durch heiße Abgase (primär  $CO$ ,  $CO_2$  und  $H_2O$ ) aus der Reaktionszone statt [30]. Während bei ersterem eine Vorerwärmung der Luft vor Eintritt in die Verbrennungszone stattfindet, erreicht die Luft bei entgegengesetzter Strömungsrichtung die Reaktionsfront von der kalten Seite.

Aufgrund der entgegengerichteten Strömung ist die Vorwärmzone hier vergleichsweise klein. Da die Luft in diesem Fall sauerstoffreich in die Pyrolysezone eintritt, kommt es zu einer oxidativen Pyrolyse, welche die Reaktion dominiert. Anschließend findet auch hier die Charoxidation statt und die heißen Abgase verlassen die Reaktionszone in Richtung des verbrannten Materials [30].

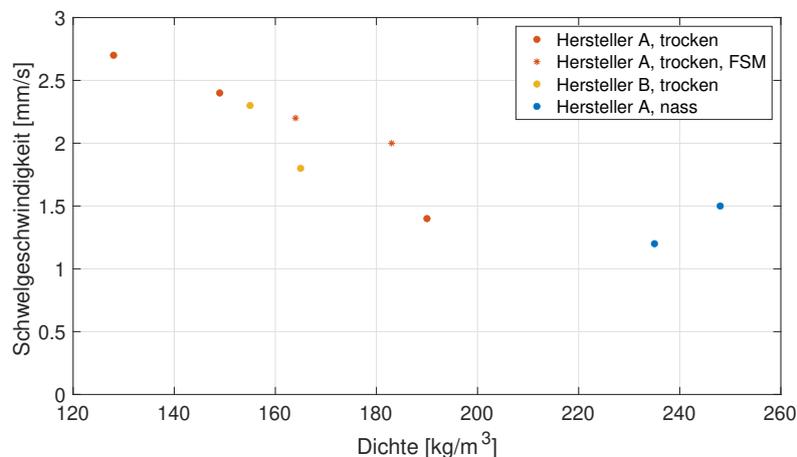
Im Falle einer natürlichen Konvektion findet Schwelen überwiegend entgegengesetzt zur Luftströmung statt, da der Sauerstoff ohne zusätzliche Triebkraft nicht in die Reaktionszone gelangt. Im Falle von erzwungener Konvektion ist auch ein vorwärtsgerichtetes Schwelen möglich [33]. Je nach Komplexität der Strömungsverhältnisse kann in der Realität auch eine Kombination der Mechanismen auftreten.

Die Schwelgeschwindigkeit selbst hängt vor allem von den Wärme- und Stofftransportmechanismen ab. In [34] wurden Versuche mit Holzfaserdämmstoffplatten am Schwelprüfstand nach DIN EN 16733 durchgeführt, bei denen eine Entzündung im unteren Bereich der Dämmstoffplatte (800 mm x 300 mm) mittels 15-minütiger offener Beflammung erfolgte. Versuchsaufbau und -ablauf sind in Abbildung 2.10 exemplarisch für eine Holzfaserdämmplatte dargestellt.



**Abbildung 2.10:** Versuchsaufbau und Schwelverlauf einer Holzfaserdämmplatte im Schwelprüfstand nach DIN EN 16733

Die Schwelgeschwindigkeit wurde mittels Thermoelementen in einem Abstand von jeweils 100 mm in Dämmstoffmitte bestimmt. In Abbildung 2.11 sind die mittleren Schwelgeschwindigkeiten für unterschiedliche Platten in Abhängigkeit der Rohdichte dargestellt. Es zeigt sich eine näherungsweise antiproportionale Abhängigkeit der Schwelgeschwindigkeit von der Rohdichte. Die Schwelgeschwindigkeiten liegen im Bereich von 1,2 mm/s bis 2,7 mm/s, wobei Flammschutzmittel keinen signifikanten Einfluss auf die Schwelgeschwindigkeit haben. Die DIN EN 16733 sieht Versuche mit ungeschützten Dämmstoffen vor. Im Realfall sind die Dämmstoffe jedoch innerhalb eines Gefachs bzw. innerhalb eines WDVS durch eine Bekleidung oder einen Putz geschützt und weisen aufgrund der begrenzten Sauerstoffzufuhr geringere Schwelgeschwindigkeiten auf. In [25] wurden Geschwindigkeiten von 0,5 m pro Tag für verputzte Probekörper gemessen.



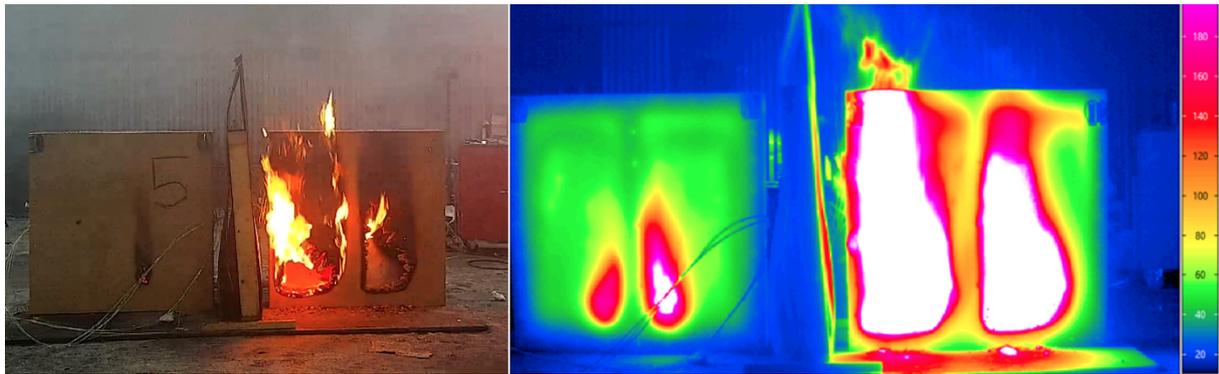
**Abbildung 2.11:** Schwelgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Rohdichte aus Versuchen im Schwelprüfstand nach DIN EN 16733 unter Berücksichtigung unterschiedlicher Hersteller und Herstellungsverfahren (basierend auf [34])

In [8] wurden zusätzliche Versuche zur Bestimmung der richtungsabhängigen Schwelgeschwindigkeit durchgeführt. Holzfaserdämmplatten ( $1260 \times 560 \times 100 \text{ mm}^3$ ) wurden über 5 Minuten mit einem Gasbrenner beflammt und anschließend mit einer Kamera beobachtet. Die Ergebnisse zeigten eine Schwelgeschwindigkeit von  $3 \text{ mm/s}$ , die nach oben doppelt so hoch ist wie nach unten und horizontal. Die hohe Permeabilität parallel zur Faserrichtung und Auftriebseffekte könnten ein Schwelen in Aufwärtsrichtung begünstigt haben. Die erhöhte Schwelgeschwindigkeit könnte jedoch auch durch die Vorerwärmung aufgrund der Flammenrichtung beeinflusst worden sein.

### 2.2.3 Übergang vom Schwel- zum Flammenbrand

Unter bestimmten Bedingungen kann das Schwelen von nawaRo-Dämmstoffen in eine flammende Verbrennung übergehen. Die genauen Umstände für diesen Übergang sind noch nicht vollständig geklärt.

In eigenen Versuchen an der Hochschule Magdeburg-Stendal wurde bei Langzeituntersuchungen über 24 Stunden ein Übergang von schwelender zu flammender Verbrennung beobachtet, (siehe Abbildung 2.12). Die aus einem  $1050 \text{ mm} \times 1050 \text{ mm} \times 160 \text{ mm}$  großen Holzrahmen mit zwei Gefachen aufgebauten Bauteile wurden mit einem handelsüblichen Holzfaserreinblasdämmstoff bzw. -dämmmatten gefüllt, die aus Holzfasern (Fichte/Tanne) und ca. 5% Flammschutzmittel bestanden. Die Bauteile wurden auf der brandexponierten Seite mit einer  $12,5 \text{ mm}$  dicken Gipskartonplatte verkleidet. Die Probekörper wurden in einem  $1 \text{ m} \times 1 \text{ m}$  großen Bauteilofen positioniert und mit der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) nach DIN EN 1991-1-2 [35] für ca. 15-20 Minuten beflammt, bis auf der dem Feuer zugewandten Dämmstoffoberfläche mindestens  $250 \text{ °C}$  erreicht waren.



**Abbildung 2.12:** 24-Stunden-Brandversuche mit zwei Holztafelbauteilen mit Übergang von Schwelbrand zu Flammen nach 6 Stunden (Umgebungs- und Wärmebildkamera) [36]

Anschließend wurden die Bauteile aus dem Ofen gehoben, paarweise nebeneinander gestellt und 24 Stunden lang beobachtet. Eine Trennwand verhinderte die gegenseitige Beeinflussung der Prüflinge. Zusätzlich zu den Thermoelementen wurden auf beiden Seiten Wärmebildkameras eingesetzt, um die Oberflächentemperatur aufzuzeichnen. Die hohe Konzentration von Pyrolysegasen im Inneren des Bauteils in Kombination mit einer plötzliche Sauerstoffzufuhr und der Reaktionswärme des Schwelens führten nach etwa 6-8 Stunden zu einem Übergang vom Schwel- zum Flammenbrand.

Ein ähnliches Verhalten ist grundsätzlich auch für WDVS und Gefache denkbar, bei denen die Putzschicht bzw. Bekleidung abfällt oder durch Löscharbeiten entfernt wird. Dennoch bleiben die genauen Bedingungen für dieses Brandverhalten unklar und das Phänomen wurde für nawaRo-Dämmstoffe bisher nur im mittleren Maßstab dokumentiert. Ergebnisse einer Studie mittels Controlled-Atmosphere-Cone-Kalorimeter (CACC) weisen darauf hin, dass die Entstehung eines Flammenbrandes signifikant von lokalen Temperatur- und Sauerstoffbedingungen abhängt [36].

Durch eine erhöhte Sauerstoffzufuhr in der Schwelzone kommt es zunächst zu einer Erhöhung der freigesetzten Reaktionswärme und somit zu einer stärkeren thermischen Zersetzung des Dämmstoffes. Die dabei entstehenden, zündfähigen Gase können unter Voraussetzung eines günstigen Brennstoff-Luft-Verhältnisses und einer Zündquelle (z.B. heiße Oberflächen) einen Übergang zum Flammenbrand verursachen. Eine Vorhersage ist jedoch aufgrund der oftmals unbekannt Randbedingungen für reale Bauteile schwierig.

## 2.3 Bauordnungsrechtliche Einstufung

### 2.3.1 Baustoffanforderungen

Gemäß § 26 der Musterbauordnung (MBO) werden Baustoffe hinsichtlich ihres Brandverhaltens unterschieden in *nichtbrennbar* und *brennbar*. Die brennbaren Baustoffe werden nochmals weiter unterteilt in *schwerentflammbar* und *normalentflammbar*. *Leichtentflammbare* Baustoffe dürfen nur verwendet werden, wenn sie in Kombination mit anderen Baustoffen mindestens normalentflammbar sind [37].

Eine Konkretisierung der Anforderungen an diese bauaufsichtlichen Begriffe erfolgt in der (Muster-)Verwaltungsvorschrift Technische Baubestimmungen. Gemäß A 2.1.2 ist für schwerentflammbare und nichtbrennbare Baustoffe zur Verwendung in baulichen Anlagen oder Teilen von diesen sicherzustellen, dass es nicht zu einem unbemerkt fortschreitendem Glimmen und/oder Schwelen kommt [38].

Für den Nachweis des Brandverhaltens kann in Deutschland zwischen der nationalen Klassifizierung nach DIN 4102-1 [21] sowie der europäisch harmonisierter Prüfnorm nach DIN EN 13501-1 [22] unterschieden werden. Dabei unterscheiden sich die Prüfnormen in der Art der Prüfung sowie der Zuordnung zu den Baustoffklassen.

Innerhalb der nationalen Baustoffklassifizierung können Baustoffe die Voraussetzung zur Einstufung *B1 - schwerentflammbar* - erfüllen, wenn sie die Anforderungen an die Baustoffklasse B2 erfüllen und eine Brandschachtprüfung nach DIN 4102-15 [39] erfüllen. Hinsichtlich des Nachbrandverhaltens fordert die Brandschachtprüfung eine mittlere Restlänge von 150 mm, ohne den Probekörper aktiv zu löschen. Damit wird ein kontinuierliches Schwelen national durch die Prüfung ausgeschlossen.

Die europäisch harmonisierte Klassifizierung für *schwerentflammbar* entspricht mindestens der Klassifizierung C-s2,d2. Als Prüfverfahren sind der Einzelflammentest nach DIN EN ISO 11925-2 [40] und der Single-Burning-Item(SBI-)Test nach EN 13823 [41] vorgesehen. Hier gilt zusätzlich, dass schwerentflammbare bzw. nichtbrennbare Teile baulicher Anlagen keine Neigung zum kontinuierlichen Schwelen aufweisen dürfen. Zur Bestimmung des Glimmverhaltens ist zusätzlich das Prüfverfahren gemäß DIN EN 16733 [29] vorgesehen. Aufgrund ihres Schwelenverhaltens können diese Anforderung derzeit von nahezu allen Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen nicht erfüllt werden.

### 2.3.2 Bauteilanforderungen

**Raumabschließende Bauteile** Gemäß § 26 MBO müssen Bauteile, die *hochfeuerhemmend* sind und aus brennbaren Baustoffen bestehen, eine allseitig angeordnete Brand-

schutzbekleidung und Dämmstoffe aus nichtbrennbaren Baustoffen aufweisen. Tragende und aussteiffende Teile *feuerbeständiger* Bauteile müssen aus nichtbrennbaren Baustoffen bestehen und zusätzlich eine in Bauteilebene durchgehende Schicht aus nichtbrennbaren Baustoffen haben.

Mit der Novellierung der Musterbauordnung erfolgte ein Zusatz, durch den Bauteile, an die feuerbeständige oder hochfeuerhemmende Anforderungen bestehen, *abweichend* auch aus brennbaren Baustoffen hergestellt werden dürfen. Hierfür sind jedoch die Technischen Baubestimmungen nach § 85a MBO zu beachten. Durch die Einführung der Muster-Richtlinie über brandschutztechnische Anforderungen an Bauteile und Außenwandbekleidungen in Holzbauweise (MHolzBauRL) liegt diese für Holztafel- und Holzmassivbauteile vor. Die ehemalige Muster-Richtlinie über brandschutztechnische Anforderungen an hochfeuerhemmende Bauteile in Holzbauweise – M-HFH HolzR wird durch diese Richtlinie ersetzt. Sie ist mit Stand März 2024 mit Ausnahme von Sachsen in allen Bundesländern bauordnungsrechtlich umgesetzt wurden. In Baden-Württemberg wird eine von der MHolzBauRL durch die Verwaltungsvorschrift Technische Baubestimmungen modifizierte Umsetzung angewandt.

Auf Grundlage der MHolzBauRL (2020) können Standardgebäude der Gebäudeklasse 4 und 5 in Holzmassivbauweise ausgeführt werden. Standardgebäude der Gebäudeklasse 4 können außerdem in Holzrahmen bzw. -tafelbauweise errichtet werden. Die Richtlinie konkretisiert dabei in Abschnitt 3.4, dass verwendete Dämmstoffe mit wenigen Ausnahme wie Trittschalldämmungen nichtbrennbar sein müssen und einen Schmelzpunkt  $\geq 1000$  °C aufweisen müssen.

Die auf der MHolzBauRL (2020) basierenden in Baden-Württemberg bauaufsichtlich eingeführte HolzBauRL (2022) fordert ebenfalls die Verwendung von nichtbrennbaren Dämmstoffen. Mit Einführung der Verwaltungsvorschrift Technische Baubestimmungen (VwV TB) vom 12.12.22 [42] wurden in Anlage A 2.2/BW2 jedoch anstelle von nichtbrennbaren Dämmstoffen abweichende Ausführungen zugelassen, welche den Einsatz von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen prinzipiell ermöglichen (siehe Tabelle 2.1). Damit wurde erstmals die Möglichkeit einer geregelten Anwendung von brennbaren Dämmstoffen in Bauteilen *abweichend hochfeuerhemmender* Bauweisen geschaffen.

Außerhalb dieser Anwendungen ist die Verwendung von brennbaren Dämmstoffen in abweichend hochfeuerhemmenden Bauteilen ausgeschlossen. Die MHolzBauRL 2024 sieht zwar eine Erweiterung der Holzrahmen- bzw. Holztafelbauweise auf die Gebäudeklasse 5 vor, es wird jedoch weiterhin eine Anwendung von nichtbrennbaren Dämmstoffen vorausgesetzt [43]. Eine Ausnahme stellen nicht-klassifizierte Bauteile, wie nicht-raumabschließende Innenwände dar. Da diese im Hinblick auf die Baustoffklassifizierung keinen bauordnungsrechtlicher Regeln unterliegen, können brennbare Dämmstoffe hier grundsätzlich eingesetzt werden.

**Tabelle 2.1:** Abweichende Anforderungen gemäß VwV TB Baden-Württemberg [42]

max. Brutto-Grundfläche	Zugelassene Dämmstoffe	Installationsführung	Bekleidung	Entzündungsschutz
100 m <sup>2</sup>	brennbar (allg.)	außerhalb	2 x 12,5 mm GKF/GF + HWP $\geq$ 18 mm	30 Min
200 m <sup>2</sup>	HFD/Zellulose	außerhalb	2 x 18 mm GKF/GF + HWP $\geq$ 12 mm	60 Min
200 m <sup>2</sup>	HFD/Zellulose (schwerentfl. Verhalten)	außerhalb	2 x 18 mm GF/GFK	60 Min

**Außenwände und Fassadensysteme** In Deutschland werden vorrangig folgende Fassadensysteme ausgeführt:

- Wärmedämmverbundsysteme (WDVS)
- Außenwandkonstruktionen mit geschossübergreifenden Hohl- und Lufträumen als vorgehängte hinterlüftete Außenwandbekleidung (VHF) oder Doppelfassade
- Vorhangfassaden

In §28 (1) MBO wird als Schutzziel festgelegt, dass Außenwände und -wandteile so auszubilden sind, „*dass eine Brandausbreitung auf und in diesen Bauteilen ausreichend lang begrenzt ist.*“

Tragende Außenwände müssen in GK 4 bzw. 5 hochfeuerhemmende bzw. feuerbeständige Anforderungen erfüllen, somit müssen Dämmstoffe nichtbrennbar ausgeführt werden.

Nichttragende Außenwände sowie nichttragende Teile tragender Außenwände müssen aus nichtbrennbaren Baustoffen bestehen. Sie können aus brennbaren (normalentflammbaren) Baustoffen bestehen, sofern sie als raumabschließende Bauteile feuerhemmend ausgeführt sind. Für Außenwandbekleidungen, einschließlich Wärmedämmverbundsysteme, gilt gemäß § 28(3) MBO, dass Dämmstoffe in den Gebäudeklassen 4 und 5 schwerentflammbar sein müssen. Lediglich Unterkonstruktionen aus normalentflammbaren Baustoffen sind unter Erfüllung der Anforderungen in §28 (1) zulässig. Im Falle der Verwendung von Außenwandbekleidungen aus normalentflammbaren Baustoffen (z.B. Holzfassaden) sind Dämmstoffe gemäß MHolzBauRL in den GK 4 und 5 nichtbrennbar auszuführen.

## 2.4 Modelle zur Bestimmung der raumabschließenden Funktion

Der Raumabschluss (E) ist gemäß DIN EN 13501-2 [44] als Fähigkeit eines Bauteils mit raumabschließender Funktion definiert,

*„der Beanspruchung eines an nur einer Seite angreifenden Feuers so zu widerstehen, dass ein Feuerdurchtritt zur unbeflammten Seite als Ergebnis des Durchtritts von Flammen oder heißer Gase verhindert wird“*

Die Anforderungen an die raumabschließende Funktion ergeben sich in Kombination mit Anforderungen an die Wärmedämmung (I). Sofern an Bauteile eine kombinierte Anforderung besteht, führt das Versagen eines der beiden Kriterien zum Verlust der raumabschließenden Funktion (EI-Kriterium). Bei Anforderungen an die Tragfähigkeit (R) führt auch hier das Versagen zum Verlust der Funktionsfähigkeit im Brandfall.

Die Klassifizierung von Holztafelbauteilen mit raumabschließender Funktion erfolgt derzeit im Regelfall über Brandversuche nach DIN EN 1363/-65. Zukünftig werden jedoch vermutlich auch Berechnungsverfahren wie die Component-Additive-Method (CAM) einen größeren Stellenwert einnehmen. Nachfolgend sollen die derzeit dem Stand der Wissenschaft und Technik entsprechenden Berechnungsmethoden zur Bestimmung der raumabschließenden Funktion von Holztafelbauteilen, einschließlich Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen, sowie deren Anwendungsgrenzen vorgestellt werden.

### 2.4.1 Component-Additive-Method (CAM)

Das in DIN EN 1995-1-2:2010 [45] in Anhang E verwendete Verfahren basiert auf der direkten Kalibrierung mit Brandversuchen, sodass die Positionsbeiwerte hinsichtlich der Variation von Bekleidungslagen deutlich begrenzt sind. Zwischenzeitlich wurde das Modell auf unterschiedliche Arten weiterentwickelt.

Das Prinzip der CAM basiert auf der Addition der Beiträge einzelner Schichten zur Erfüllung der raumabschließenden Funktion des gesamten Bauteils. Dabei werden jeder Schicht ein Grundwert der Wärmedämmung sowie weitere Positions- und Fugenbeiwerte zugewiesen. Die Positionswerte berücksichtigen dabei eine Vorerwärmung der einzelnen Lagen und eine damit verbundene Reduzierung der Schutzzeiten.

Hieraus ergibt sich die Zeit bis zum Überschreiten des Isolationskriteriums auf der brandabgewandten Seite und dem Verlust der raumabschließenden Funktion nach Gl. 2.1.

$$t_{ins} = \sum t_{ins,0,i} \cdot k_{pos} \cdot k_j \quad (2.1)$$

- $t_{ins}$  - Zeit bis zum Erreichen der Temperaturerhöhung von 140 K im Mittel bzw. 180 K an einzelnen Messpunkten auf der unbeflammten Seite der Bauteilschicht [min]
- $t_{ins,0,i}$  - Grundwert der Wärmedämmung der Schicht i [min]
- $k_{pos}$  - Positionsbeiwert [-]
- $k_j$  - Fugenbeiwert [-]

## 2.4.2 Weiterentwicklung durch Schleifer

Die CAM wurde im Rahmen der Dissertation von *Schleifer* [46] umfangreich weiterentwickelt. Hierzu wurde ein thermisches Finite-Elemente-(FE)-Modell auf Basis von Materialparametern aus Literaturquellen bzw. kleinskaligen Laborversuchen (z.B. TGA, DSC, TPS) erstellt. Anschließend wurde das Modell durch Iterationen der Materialparameter Rohdichte, Wärmekapazität und -leitfähigkeit mit kleinmaßstäblichen Brandversuchen kalibriert, bis die berechneten Temperaturverläufe möglichst exakt mit denen der Brandversuche übereinstimmten. Aus dem auf effektiven Materialparametern basierenden FE-Modell wurden anschließend die notwendigen Bemessungswerte in Gleichung 2.2 für unterschiedliche nichtbrennbare Dämmstoffe und Bekleidungsmaterialien abgeleitet. Abschließend wurde das Modell mittels mehrerer Großbrandversuche verglichen und hinsichtlich der Bestimmung des Versagenszeitpunktes für den Raumabschluss validiert.

Ergänzend zur Isolationszeit aus DIN EN 1995-1-2:2010 wurde eine Grundschutzzeit eingeführt, welche das Erreichen von 270 °C auf der brandabgewandten Seite der jeweiligen Lage innerhalb des Bauteils in Anlehnung an das Kapselkriterium nach DIN EN 13501-2 berücksichtigt. Außerdem wurden Positionsbeiwerte für den Einfluss von Lagen eingeführt, welche sich in brandzugewandte (exp) bzw. brandabgewandte (unexp) Positionen aus Sicht der jeweiligen betrachteten Lage unterscheiden:

$$t_{ins,i} = (t_{prot,0,i} \cdot k_{pos,exp,i} \cdot k_{pos,unexp,i} + \Delta t_i) \cdot k_{j,i} \quad (2.2)$$

- $t_{prot,0,i}$  - Grundschutzzeit der Lage i [min]
- $k_{pos,exp,i}$  - Positionsbeiwert der Lage i für brandzugewandte Lagen [-]
- $k_{pos,unexp,i}$  - Positionsbeiwert der Lage i für brandabgewandte Lagen [-]
- $k_j$  - Fugenbeiwert der Lage i [-]
- $\Delta t_i$  - Korrekturterm für Brandschutzbekleidungen [min]

Es wird davon ausgegangen, dass herkömmliche Bekleidungslagen nach dem Erreichen des 270 °C Kriteriums abfallen und somit keinen Beitrag mehr zum Raumabschluss leisten. Eine Ausnahme bilden Brandschutzbekleidungen, bei denen die erhöhte Zeit bis zum Abfallen mittels eines Korrekturterms  $\Delta t$  berücksichtigt wird.

Der Zeitpunkt, bis zu dem die raumabschließende Funktion noch aufrecht erhalten werden kann, ergibt sich aus den Schutzzeiten der einzelnen Schichten mit Ausnahme der letzten brandabgewandten Schicht, für die wiederum die Isolationszeit maßgeblich ist:

$$t_{ins} = \sum_{i=1}^{n-1} t_{prot,i} + t_{ins,n} > t_{req} \quad (2.3)$$

$t_{prot,i}$  - Schutzzeit der Lage i [min]

$t_{ins,n}$  - Isolationszeit der letzten brandabgewandten Lage n [min]

$t_{req}$  - Erforderliche Feuerwiderstandsdauer für den Raumabschluss

Das Verfahren von [46] basiert auf einer Wärmeleitungsgleichung und vernachlässigt konvektive Wärmeströme sowie den Feuchtetransport. Der Anwendungsbereich des Verfahrens von Schleifer beschränkte sich unter anderem auf eine Feuerwiderstandsdauer von 60 Minuten sowie die Verwendung von nichtbrennbaren Dämmstoffen. Durch die Kalibrierung mit Brandversuchen auf Basis der ETK ist das Modell außerdem nicht auf Naturbrände anwendbar.

### 2.4.3 Erweiterung für Holzfaser- und Zellulosedämmstoffe

Im Rahmen des Forschungsprojektes zur *Standardisierung der brandschutztechnischen Leistungsfähigkeit von Holztafelkonstruktionen mit biogenen Dämmstoffen* wurde das Modell auf Holzfaser- und Zellulosedämmstoffe sowie eine maximale Feuerwiderstandsdauer von 90 Minuten erweitert [47].

Zu diesem Zweck wurde ein thermisches Modell entwickelt, welches im Wesentlichen einem eindimensionalen Wärmeleitungsmodell ohne Konvektion und innere Wärmequellen und -senken entspricht. Die Modellgrundlagen werden in 2.5.2 erläutert.

Aus dem thermischen FE-Modell wurden die Schutz- bzw. Isolationszeiten sowie Positionsbeiwerte für die Erweiterung des Raumabschlussmodells von Schleifer bestimmt. Hierbei wurden zusätzliche Faktoren, wie für das Herausfallen von losen Dämmstoffen bei Beschädigung der Bekleidungslagen, berücksichtigt. Abschließend wurden Großbrandversuche zur Validierung herangezogen, bei denen die grundsätzliche Anwendbarkeit des Modells demonstriert wurde.

Die ausschließliche Berücksichtigung der Wärmeleitungsgleichung stellt eine starke Vereinfachung der tatsächlich in Holztafelbauteilen zu erwartenden Transportmechanismen dar. Die Prozesse werden dabei durch die effektive Temperaturleitfähigkeit abgebildet, welche die Komplexität der physikalischen Prozesse nicht widerspiegelt. Sobald grundsätzliche Änderungen in der Geometrie oder der Skala vorgenommen werden und sich die konvektiven Prozesse ändern, können die vereinfachten Materialparameter zu signifikanten Modellfehlern führen. Weiterhin kann bei brennbaren Dämmungen die Wärmefreisetzung aus Schwelprozessen (quellenbehaftete Felder) nicht vernachlässigt werden. Dieser Fehler kann auch nicht mit einer Korrektur der Stoffwerte kompensiert werden.

#### 2.4.4 Weiterentwicklung F-REI 90

Im Rahmen des Forschungsvorhabens F-REI 90 wurden Modelle entwickelt, mit denen der Raumabschluss sowie die Tragfähigkeit von Holzbauteilen auf Basis von analytischen Verfahren bis zu einer Beanspruchung mit 90 Minuten Einheits-Temperaturzeitkurve bestimmt werden kann [48]. Die zugrundeliegenden numerischen Modelle basieren auf effektiven Materialparametern (kalibrierte Temperaturleitfähigkeit), wobei nawaRo-Dämmstoffe nicht explizit betrachtet werden.

Das in der Dissertation von *Rauch* [49] entwickelte Rechenmodell für flächige Bauteile betrachtet ebenfalls lediglich den konduktiven Wärmetransport im Bauteil, wobei in Hohlräumen zusätzlich Strahlung berücksichtigt wird. Feuchtetransport- und Phasenumwandlungsprozesse werden wie im Modell von *Winter et al.* implizit berücksichtigt. Somit basiert das sogenannte „ $\lambda\rho c_p$ -Modell“ ebenfalls auf Gleichung 2.6. Für die Implementierung wurde ANSYS Workbench 2020 verwendet. Die temperaturabhängige Kalibrierung der effektiven Materialparameter erfolgte im Gegensatz zum automatisierten Trial and Error - Prinzip durch eine antwortflächenbasierte Optimierung. Das resultierende Modell zur Bestimmung der raumabschließenden Funktion ist aufgrund der kalibrierten Materialkennwerte nur für ETK-Beanspruchungen sowie weitere festgelegte Randbedingungen gültig. Die Validierung erfolgte bis zu einer Feuerwiderstandsdauer von 120 Minuten.

#### 2.4.5 Weiterentwicklung im Rahmen von prEN 1995-1-2:2023

Die Arbeiten von [46], [50] und [47], [49] bilden die Grundlage für die Erweiterung des Eurocode 5 Entwurfs prEN 1995-1-2:2023 [51] auf eine rechnerische Feuerwiderstandsdauer von 120 Minuten mit ETK-Beanspruchung. Außerdem wurde die Berücksichtigung der Abfallzeiten für die Brandschutzbekleidungen und die Implementierung von neuen Materialien durch *Mäger und Just* [52] verbessert.

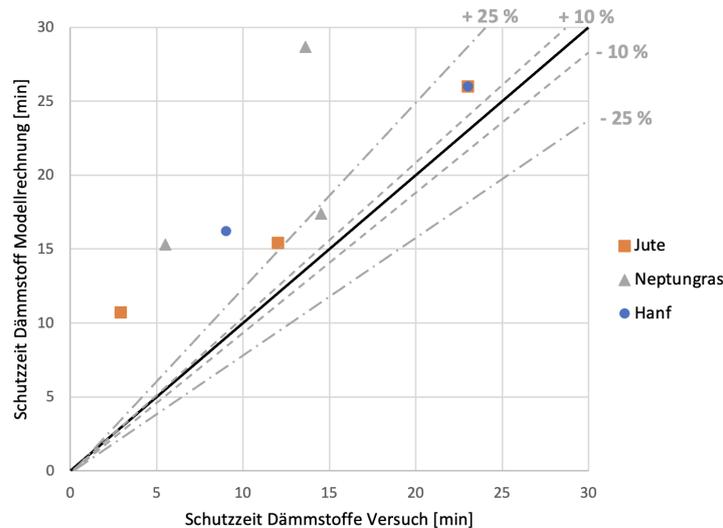
Im Rahmen von prEN 1995-1-2:2023, Anhang G soll es zukünftig durch den Anwender selbst möglich sein, entsprechende Bemessungswerte für ergänzende Materialien auf Basis der vorgestellten Kalibrierung mittels effektiver Materialparameter zu bestimmen. Die Entwicklung von weiteren thermischen Modellen auf Basis dieses Verfahrens jedoch sehr kritisch zu sehen. Zwar ist bei Anwendung des Verfahrens eine Validierung des Simulierungsmodells anhand eines Versuchs im Realmaßstab nachzuweisen. Dennoch basiert das gesamte Verfahren auf einer starken Vereinfachung der tatsächlichen physikalischen Prozesse. Es besteht die Gefahr, dass die entsprechenden „Kalibrierparameter“ keiner physikalischen Plausibilitätsprüfung unterzogen werden und letztlich ein vollkommen unphysikalisches Modell zur Berechnung von Raumabschlusszeiten verwendet wird. Außerdem kann durch einen einzigen Validierungsversuch keine ausreichende Sicherheit der Bestimmungsgleichungen nachgewiesen werden.

#### **2.4.6 Erweiterung für Hanf-, Jute- und Neptungrasdämmstoffe**

Innerhalb des Projektes „Mehr als nur Dämmung“ [11] wurde ebenfalls eine Erweiterung des Modells nach Schleifer angestrebt. Neben Holzfaserdämmstoffen und Zellulose sollten weitere nawaRo-Dämmstoffe wie Hanf, Jute und Flachs in das bestehende Modell integriert werden. Zu diesem Zweck wurden Grundschutzzeiten im Rahmen von Kleinbrandversuchen nach DIN 4102-8 durchgeführt. Während einer Beflammung des Dämmstoffes mit ETK wurde der Zeitpunkt bis zum Erreichen von 270 °C an der brandabgewandten Seite zwischen Dämmstoff und einer 19 mm dicken Spanplatte gemessen.

Durch die Verwendung von unterschiedlichen Bekleidungen konnten ebenfalls Positionswerte bestimmt werden. Es muss jedoch beachtet werden, dass sich das Abfallverhalten der Bekleidungslagen in Kleinbrandversuchen signifikant von realen Brandbedingungen unterscheidet. Zur Kompensation wurden Großbrandversuche durchgeführt, welche zur Bestimmung eines Skalierungsfaktors für das Abfallverhalten herangezogen wurden [12].

Zur angestrebten Validierung wurden neun Brandversuche in einem 3 m x 3 m großen Wandprüföfen durchgeführt. Die Gegenüberstellung der berechneten und tatsächlichen Schutzzeiten ist in Abbildung 2.13 dargestellt. Der Vergleich zeigt deutliche Abweichungen von stellenweise über 25 % zur unsicheren Seite auf. Die Ergebnisse zeigen, dass selbst unter Zuhilfenahme von Skalierungsfaktoren signifikante Abweichungen bei einer Änderung der Geometrie auftreten können.



**Abbildung 2.13:** Abweichungen der Schutzzeiten der Dämmstoffebene zwischen Modell und Versuch für Hanf, Jute und Neptungras [12]

**Sonstige** Erweiterungen zur expliziten Berücksichtigung des Abfallverhaltens von Bekleidungslagen wurden durch *Scheidel* [53] erarbeitet. Das Modell berücksichtigt zwar explizit das Abfallverhalten von Bekleidungslagen durch eine schrittweise Bauteilsimulation, basiert jedoch ebenfalls auf einem vereinfachten Wärmeleitungsmodell. Eine ausreichende Validierung des Verfahrens ist ebenfalls ausstehend.

**Fazit** Die Anwendung von einfachen Wärmeleitungsmodellen zur Berechnung der Feuerwiderstandsdauer von Bauteilen mit nawaRo-Dämmstoffen stellt derzeit den Stand der Technik dar. Die Vereinfachungen der komplexen Transport- und Reaktionsmechanismen bringen jedoch erhebliche Schwierigkeiten mit sich. Sie beschränken sich im Falle der experimentellen Kalibrierung sehr stark auf die vorherrschenden, zum Teil nicht messtechnisch erfassten Randbedingungen. Durch die Vernachlässigung von Transport- und Reaktionsprozessen können insbesondere bei Skalierungen und Geometrieänderungen signifikante Modellfehler entstehen.

Hierdurch können je nach verwendetem Ingenieurmodell deutliche Abweichungen zu den Ergebnissen von Brandversuchen auftreten [54]. Teilweise liegen die Ergebnisse deutlich auf der sicheren Seite, wodurch das Bauteil unterschätzt wird. Im ungünstigeren Fall werden rechnerisch höhere Feuerwiderstandsdauern erzielt, als im Brandversuch.

## 2.5 Modellierung von Reaktionsprozessen in lignocellulosebasierten Materialien

Zur Weiterentwicklung von Modellen für nawaRo-Dämmstoffe müssen relevante Reaktions- und Transportprozesse berücksichtigt werden. Hierfür sollen nachfolgend relevante Modellgrundlagen aus der Literatur vorgestellt werden.

Es existieren eine Vielzahl von unterschiedlichen Ansätzen für die Modellierung von Reaktionsprozessen lignocellulosebasierter Materialien. Obwohl die Modelle sich hinsichtlich ihres Anwendungsgebietes (Bauteile, physikalische Chemie, Schüttgüter etc.) deutlich unterscheiden, basieren sie alle auf ähnlichen Ausgangsmaterialien. Die Komplexität der Modelle soll nachfolgend in Anlehnung an die Taxonomie von Richter und Rogaume [55, 56] in vier Kategorien unterteilt werden:

- Empirische Modelle
- Wärmetransportgesteuerte (thermische) Modelle
- Reaktionsgesteuerte (kinetische) Modelle
- Gekoppelte Modelle

Die Erkenntnisse aus diesen Modellen sollen nachfolgend dargestellt und ihre Grundlagen im Kontext der Modellentwicklung für Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen beschrieben werden.

### 2.5.1 Empirische Modelle

Empirische Modelle basieren zumeist auf der Extrapolation empirischer Daten aus Brandversuchen. Der Vorteil besteht in einer vergleichsweise einfachen Bestimmung der notwendigen empirischen Korrelationen auf Basis von Versuchen. Probleme entstehen jedoch oft, sofern die Randbedingungen von denen der experimentellen Grundlage signifikant abweichen. Weiterhin sind in analytischen Modellen keine oder nur sehr beschränkte Aussagen über physikalisch-chemische Zusammenhänge enthalten, sodass die Aussagekraft auf das spezifisch für das Modell vorgesehene Ziel beschränkt bleibt.

Ein Beispiel für ein empirisches Modell stellt die Berechnung von Abbrandraten für Holzquerschnitte im Norm-Entwurf prEN 1995-1-2:2023 [51] dar. Als Lage der Abbrandgrenze wird die Position einer 300 °C-Isotherme berücksichtigt. Unter Annahme eines eindimensionalen Abbrandes bei Beanspruchung mit Einheits-Temperaturzeitkurve ergibt sich die Abbrandrate gemäß Gl. 2.4.

$$d_{char,0} = \beta_0 t \quad (2.4)$$

- $d_{char,0}$  - Bemessungswert der Abbrandtiefe für den eindimensionalen Abbrand [mm]  
 $\beta_0$  - Bemessungswert der eindimensionalen Abbrandrate bei Normbeanspruchung [mm/min]  
 $t$  - Zeitdauer der Beanspruchung [min]

Die eindimensionalen Abbrandraten für Vollholz aus Nadelholz und Buche wird mit 0,65 mm/min angegeben. Weiterhin enthält die Norm Berechnungsverfahren zur Berücksichtigung von Eckausrundungen und für anfänglich mit einer Brandschutzbekleidung geschützte Oberflächen.

Im Norm-Entwurf prEN 1995-1-2:2023 [51] wird ein Ansatz zur Berechnung von Holzrahmen-Baugruppen eingeführt, welche die Berücksichtigung von gedämmten und ungedämmten Hohlräumen ermöglicht. Das vorgeschlagene Verfahren berücksichtigt dabei auch erstmals Hohlraumdämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen auf Basis der Ergebnisse in [47] und [57]. Die Brandbeanspruchung der Seitenflächen einer Holzstütze bzw. eines Holzbalkens ist dabei im Wesentlichen von der Schutzwirkung der Hohlraumdämmung abhängig. Die Schutzwirkung wird durch das Schutzniveau PL (protection layer) differenziert. Während Steinwolle ( $\rho \geq 26 \text{ kg/m}^3$ ) als PL1 klassifiziert wird, erfolgt die Einstufung für Glaswolle ( $\rho \geq 14 \text{ kg/m}^3$ ) sowie Holzfaser- ( $\rho \geq 35 \text{ kg/m}^3$ ) und Zellulosedämmstoffe ( $\rho \geq 50 \text{ kg/m}^3$ ) in PL2. Die Zeitdauer bis zum Beginn des seitlichen Abbrandes linearer Holzbauteile  $t_{ch,2}$  wird für Hohlraumdämmungen PL2 berechnet mit

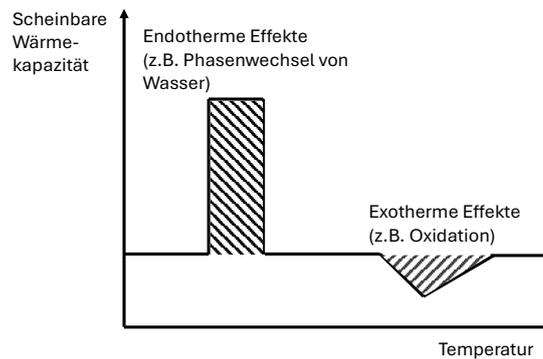
$$t_{ch,2} = t_{f,pr} + \frac{2}{3} \frac{h}{v_{rec}} \quad (2.5)$$

- $t_{f,pr}$  - Versagenszeit des Brandschutzsystems [min]  
 $h$  - Höhe des anfänglichen Querschnitts der Holzbauteile [mm]  
 $v_{rec}$  - Rückzugsgeschwindigkeit des Dämmstoffes [mm/min]

Für Holzfaser- und Zellulosedämmstoffe wird eine Rückzugsgeschwindigkeit von  $v_{rec}=14 \text{ mm/min}$  angegeben, welche das Abbrand- und Schrumpfverhalten berücksichtigen soll. Die Methodik stellt eine empirische Näherung für den Abbrand von Holzquerschnitten unter Berücksichtigung von Hohlraumdämmstoffen dar, die jedoch ohne thermisches Modell ausschließlich für die Vollbrandphase und nur bei Normbeanspruchung gültig ist. Die rechnerische Abbrandrate berücksichtigt dabei keine veränderlichen Einflüsse auf die Reaktionskinetik.

## 2.5.2 Thermische Modelle

Thermische Modelle berücksichtigen Wärmetransportmechanismen wie Wärmeleitung, Konvektion oder Wärmestrahlung. Dabei werden Reaktions- und Phasenwechselprozesse vorwiegend implizit in Form von effektiven Materialparametern berücksichtigt. So wird beispielsweise der Phasenwechsel von Wasser durch eine Erhöhung der scheinbaren Wärmekapazität abgebildet, siehe Abbildung 2.14.



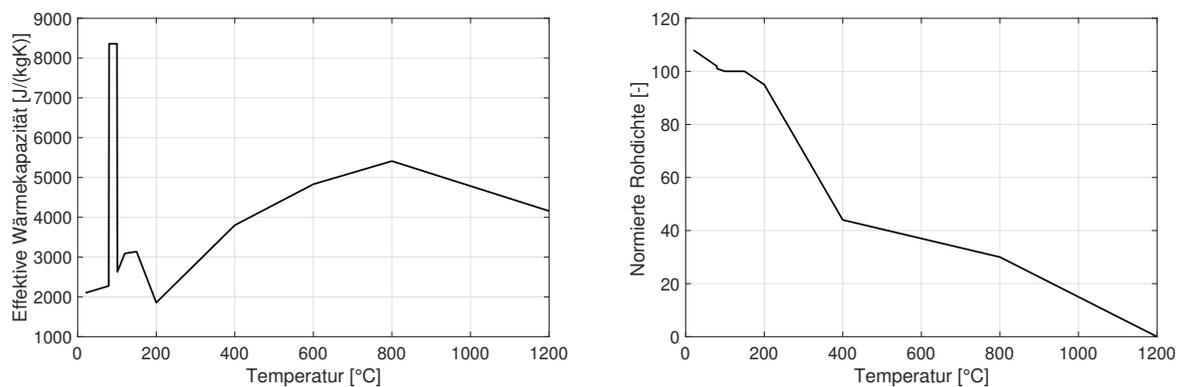
**Abbildung 2.14:** Scheinbare Wärmekapazität für die implizite Berücksichtigung von Phasenwechsel- und Reaktionsprozessen in vereinfachten Modellen

Ein Beispiel hierfür stellt die Grundlage des in Abschnitt 2.4 vorgestellten Raumabschlussmodelles für Holzfaser- und Zellschichtdämmstoffe dar. Zur impliziten Berücksichtigung der Effekte wurden effektive Materialparameter bestimmt, die ausgehend von den zuvor bestimmten Anfangswerten iterativ mit experimentellen Temperatur-Zeit-Verläufen kalibriert wurden. Die Kalibrierungsversuche wurden mit Probekörpern der Abmessungen 1,31 m x 1,32 m für Decken bzw. 1,31 m x 1,05 m für Wände durchgeführt. Mittels eines MATLAB-Codes wurde die (scheinbare) Wärmeleitfähigkeit bzw. spezifische Wärmekapazität so lange iteriert, bis eine ausreichende Übereinstimmung der Temperaturverläufe an der brandabgewandten Seite des Dämmstoffes zwischen Experiment und Simulation vorlag (Prinzip: „Trial and Error“ [49]).

Das thermische Modell basiert auf einer eindimensionalen instationären Wärmeleitungsgleichung. Die Änderung der Temperatur in einem Element  $dx$  im Zeitschritt  $t$  ist in diesem Fall von der zweiten örtlichen Ableitung der Temperatur abhängig. Die Temperaturleitfähigkeit bildet mit Rohdichte, Wärmeleitfähigkeit und spezifischer Wärmekapazität die Proportionalitätskonstante:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho C_p} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (2.6)$$

In Abbildung 2.15 sind effektive temperaturabhängige Materialparameter für eine flexible Holzfaserdämmung dargestellt. Eine erste Erhöhung der effektiven bzw. scheinbaren Wärmekapazität erfolgt im Bereich von 80-100 °C, wobei eine spezifische Verdampfungswärme von 167 kJ/kg bei einem Feuchtegehalt von 8 M-% als latente Wärme berücksichtigt wird. Anschließend erfolgt eine Multiplikation des Ausgangswerts mit dem Faktor 1,4 auf Basis von Hot-Disk-Messungen. Ab 200 °C wird die scheinbare Wärmekapazität anhand der Kalibrierung mit Brandversuchen angepasst.



**Abbildung 2.15:** Effektive temperaturabhängige Materialparameter für flexible Holzfaserdämmung mit einer Rohdichte von ca.  $50 \text{ kg/m}^3$  aus [47]

Der deutliche Anstieg der effektiven (scheinbaren) Wärmekapazität oberhalb von 200 °C ist physikalisch nicht plausibel. Die Erhöhung würde bedeuten, dass bei steigender Temperatur deutlich mehr Energie zur Erwärmung des Holzfaserdämmstoffes benötigt werden würde. Im Falle von Schwelprozessen ist in den meisten Fällen von einer exothermen Reaktion auszugehen, bei denen zusätzliche Energie freigesetzt wird. Durch exotherme Reaktionsprozesse müsste die scheinbare Wärmekapazität im vorliegenden Fall theoretisch absinken, da durch die zusätzliche Wärmequelle weniger Energie zur Erwärmung des Materials benötigt werden würde. Aufgrund der Vernachlässigung des konvektiven Wärmetransports sowie des fehlenden Reaktionsmodells für die Pyrolyse kann das Modell die Zersetzung von Dämmstoffen nur sehr eingeschränkt abbilden. Sobald sich die Randbedingungen für den Wärme- und Stofftransport innerhalb des Dämmstoffes ändern, z.B. durch andere Geometrien oder Temperaturbeanspruchungen, kann die Übertragbarkeit des Modells nicht mehr gewährleistet werden. Für eine Berücksichtigung dieser Effekte müsste eine Erweiterung der Wärmetransportgleichungen um einen Konvektions-Diffusionsterm sowie eine Kopplung mit einem kinetischen Modell erfolgen.

### 2.5.3 Kinetische Modelle

Kinetische Modelle, auch reaktionsgesteuerte Modelle genannt, ermöglichen die Modellierung von Reaktionsgeschwindigkeiten. Aufgrund der großen Anzahl von oft unbekanntem Elementarreaktionen werden starke Vereinfachungen notwendig. Die Komplexität variiert von einigen wenigen bis hin zu mehreren dutzend Teilreaktionen. Da kinetische Modelle häufig auf dem Arrhenius-Ansatz basieren und temperaturgesteuert sind, werden sie in der Regel zumindest mit einfachen Wärmeleitungsmodellen kombiniert. Dabei werden in einfachen Modellen jedoch Transportprozesse, wie die Diffusion oder Konvektion von Sauerstoff, vernachlässigt.

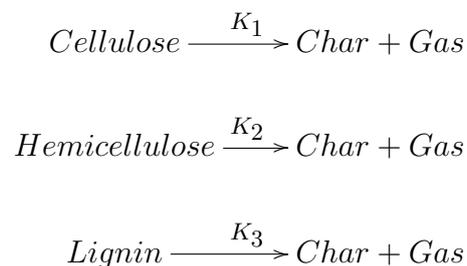
Zu den reaktionsgesteuerten Modellen gehören im Wesentlichen Pyrolysemodelle für lignocellulosehaltige Materialien wie Holz. Aufgrund des hohen Polymerisationsgrades von lignocellulosehaltigen Materialien wie Holz und der Vielzahl von Einzelreaktionen ist eine vollständige Beschreibung des Reaktionsmechanismus aktuell nicht möglich. Selbst für vergleichsweise einfache Reaktionen sind die genauen Reaktionsmechanismen oft unbekannt, sodass kein allgemeingültiges Modell anwendbar ist [28]. Dabei muss jedoch beachtet werden, dass komplexere Modelle nicht zwangsläufig zu einer höheren Genauigkeit führen. Durch die Einführung zusätzlicher (streuender) Modellparameter entsteht eine Modellschärfe, welche trotz höherer Komplexität im Endergebnis zu einer Verschlechterung des Ergebnisses führen kann. Gemäß Bal und Rein [58] sollte die Modellkomplexität daher unter dem Aspekt der Minimierung von Modellfehler und Unschärfe gewählt werden.

Somit besteht das grundsätzliche Problem, dass es für den vorliegenden Fall kein allgemein einsetzbares Modell gibt, sondern für die Beschreibung der Zersetzungsmechanismen eine schier unzählbare Menge an Möglichkeiten existiert. Dies führt zu einer großen Zahl von parallel existierenden Modellen, welche ihrerseits bestimmten Anwendungsgrenzen unterliegen. Für die Beschreibung des Zersetzungsmechanismus werden daher notwendige Vereinfachungen getroffen. Eine Methode hierfür besteht darin, den Reaktionsmechanismus auf die geschwindigkeitsbestimmenden Reaktionen zu reduzieren. Beispielfhaft sollen nachfolgend einige vereinfachte Zersetzungsmechanismen vorgestellt werden. Aufbauend hierauf existieren eine Vielzahl von komplexeren Modellen, welche eine Kombination aus mehrstufigen Mehrkomponenten-Reaktionen darstellen.

**Mehr-Komponenten-Mechanismen** Die Unterscheidung in die drei molekularen Bestandteile Hemicellulose, Cellulose und Lignin stellt einen weit verbreiteten Ansatz dar. Die jeweiligen Pseudospezien können anhand ihrer Reaktionsraten und Zersetzungstemperaturen beispielsweise mittels thermogravimetrischer Analysen differenziert werden. Nach einer thermischen Aufbereitung und dem Verdampfen des physikalisch gebundenen Wassers erfolgt bei entsprechendem Erreichen der notwendigen Mindestenergie das Aufbrechen

der Molekülketten des Polymers. Sofern die Bruchstücke verkleinert sind bzw. ausreichend Energie zum Verlassen der kondensierten Phase haben, werden sie als flüchtige organische Verbindungen (VOC) in die Gasphase freigesetzt. In lignocellulosehaltigen Materialien sind hierfür im Wesentlichen Cellulose und Hemicellulose verantwortlich. Molekülketten, die aufgrund ihrer Länge nicht in der Lage sind, die kondensierte Phase zu verlassen, verbleiben als Kohleschicht (Char). Cellulose weist eine Zersetzungstemperatur von 325-375 °C auf und dominiert die Pyrolyse aufgrund des hohen Anteils lignocelluloser Materialien wie Holz. Diese weist Aktivierungsenergien zwischen 195-286 kJ/mol auf. Der Bereich für Hemicellulose liegt aufgrund der geringeren Molekülgröße bei etwa 225-325 °C mit Aktivierungsenergien der Pyrolyse von 80-116 kJ/mol. Bei der Zersetzung dieser Polymere kommt es im Wesentlichen zur Freisetzung von niedermolekularen, flüchtigen Kohlenwasserstoffen durch Decarboxylierung. Der Zersetzungsbereich von Lignin umfasst 250-500 °C mit Aktivierungsenergien von 18-65 kJ/mol. Aufgrund des hohen Polymerisationsgrades ist Lignin maßgeblich für die Charbildung verantwortlich [28].

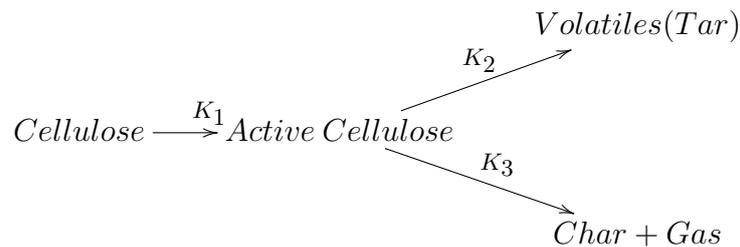
Die Beschreibung der Pyrolyse mittels des 3-Komponenten-Mechanismus ist in Abbildung 2.16 dargestellt.



**Abbildung 2.16:** Mehr-Komponenten-Mechanismus auf Basis von Cellulose, Hemicellulose und Lignin [59]

**Mehrstufige Zersetzungsmechanismen** Basierend auf den Arbeiten von *Shafidazeh und Chin* kann Biomasse auch als eine einzige Komponente betrachtet werden, welche in Abhängigkeit des Zersetzungsmechanismus in unterschiedliche Pseudospezies umgewandelt wird. Als wesentliche Produkte werden hierbei Char, Tars/Liquid und Gas definiert. Die Pyrolyse von Cellulose wird dabei im Allgemeinen als Reaktion 1. Ordnung angenommen [60]. Ein bis heute weitläufig akzeptierter Reaktionsmechanismus stellt das Broido-Shafidazeh-Schema dar, welches von *Bradbury, Sakai und Shafidazeh* [61] auf der Grundlage der Arbeiten von *Broido-Kilzer* [62] entwickelt wurde.

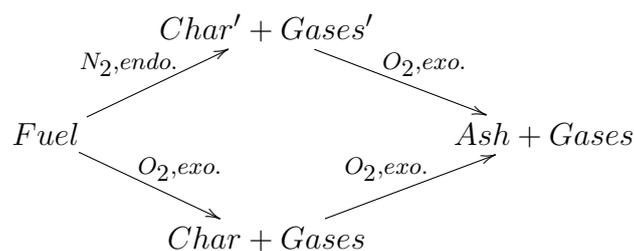
In dem Reaktionsmechanismus von Broido-Shafidazeh (siehe Abbildung 2.17), wird eine weitere Pseudospezies namens „Aktivierte Cellulose“ eingeführt. Dabei handelt es sich um ein nicht vollständig definierbares Zwischenprodukt, welches auf der anfänglichen Depolymerisation der Cellulose basiert.



**Abbildung 2.17:** Mehrstufen-Mechanismus (Broido-Shafidazeh-Schema) [61]

Es ist jedoch nicht eindeutig, inwieweit die Annahme dieses Zwischenproduktes unter der Berücksichtigung der Schwierigkeiten einer Quantifizierung der Eigenschaften für die Beschreibung der Pyrolyse notwendig ist [60]. Der Reaktionsmechanismus von *Broido-Shafidazeh* wird jedoch bis heute als eine wichtige Grundlage für die Beschreibung der Pyrolyse cellulosehaltiger Materialien angesehen und ist Bestandteil diverser Pyrolysemodelle, unter anderem von *Richter* [55].

**Ohlemiller-Mechanismus** Bei Vorhandensein von Sauerstoff können Oxidationen insbesondere beim Schwelen sowohl in der kondensierten als auch in der Gasphase stattfinden, welche die Zersetzungstemperatur herabsetzen und zu erheblichen Energiefreisetzen durch exotherme Reaktionen beitragen können. Eine wichtige Grundlage für die Beschreibung der Zersetzungsmechanismen im Rahmen des Schwelverhaltens wurde durch *Ohlemiller* [63] geschaffen. Basierend auf dem Modell von *Ohlemiller* kann das Schwelen von polymerhaltigen Materialien mittels eines mehrstufigen Zersetzungsmechanismus in Luft- und Inertatmosphäre dargestellt werden, siehe Abbildung 2.18.



**Abbildung 2.18:** Ohlemiller-Schema [63]

**Arrhenius-Ansatz** Neben den Reaktionsmechanismen ist die Reaktionsgeschwindigkeit eine wichtige Größe für kinetische Modelle. Den einzelnen Zersetzungsmechanismen werden dabei Reaktionsgeschwindigkeiten zugeordnet. Gemäß dem *Arrhenius*-Ansatz (Gl. 2.7) kann die Reaktionsgeschwindigkeitskonstante  $k$  einer Reaktion  $i$  in Abhängigkeit der Temperatur über die formalkinetischen Parameter  $E$  und  $A$  beschrieben werden [64].

$$k_{Arrh,i} = A_i \cdot e^{\frac{-E_i}{R \cdot T}} \quad (2.7)$$

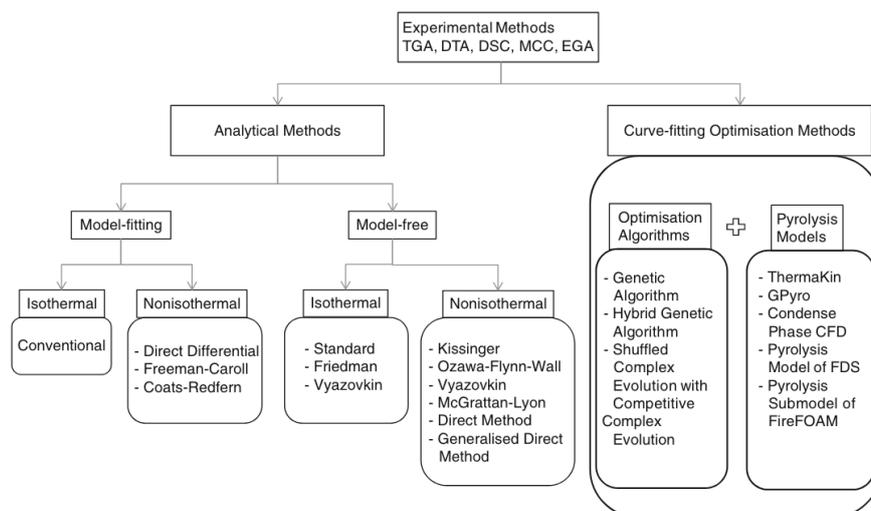
- k - Reaktionsgeschwindigkeitskonstante [1/s]  
A - Präexponentieller Faktor [1/s]  
E - Aktivierungsenergie [J/mol]  
R - Universelle Gaskonstante [J/(mol\*K)]

Physikalisch betrachtet ist die Reaktionsgeschwindigkeit von Molekülen einerseits von der Aufprallwahrscheinlichkeit und der -orientierung und weiteren intrinsischen Faktoren abhängig, welche sinngemäß durch den präexponentiellen Faktor bzw. die Stoßzahl charakterisiert werden können. Die Aktivierungsenergie beschreibt die für die Reaktion der Moleküle durchschnittlich benötigte Mindestenergie. Der präexponentielle Faktor ist genau genommen ebenfalls temperaturabhängig, wird jedoch oftmals vereinfachend als konstant angenommen.

Da es sich im Realfall um komplexe Makromoleküle mit einer Vielzahl von Reaktionsmechanismen handelt, stellen die formalkinetischen Parameter in der Praxis eine statistische Mittelung dar. Der Arrhenius-Ansatz ist seit mehreren Jahrzehnten ein weit verbreiteter Standard in der physikalischen Chemie zur Beschreibung temperaturabhängiger Reaktionsgeschwindigkeiten. Es muss jedoch beachtet werden, dass der Ansatz ursprünglich für Gasgemische entwickelt wurde und eine Anwendung auf Feststoffreaktionen aufgrund der limitierenden Diffusionsprozesse mit Einschränkungen verbunden ist.

Für die Analyse der Reaktionsraten und die Bestimmung der formalkinetischen Parameter werden in der Praxis unterschiedliche Verfahren verwendet, eine Übersicht ist in Abbildung 2.19 dargestellt.

Ein Standardverfahren zur Bestimmung der formalkinetischen Parameter besteht in der Durchführung thermogravimetrischer Analysen. Hierbei wird eine Probe von einigen Milligramm einer externen Wärmezufuhr ausgesetzt, während der Massenverlust kontinuierlich gemessen wird. Die Analyse kann in unterschiedlichen Gasatmosphären durchgeführt werden. Dabei muss beachtet werden, dass die Versuchsbedingungen (Probenmasse, Temperaturleitfähigkeit, Heizrate) einen signifikanten Einfluss haben können. Bei hohen Heizraten im Vergleich zu einer niedrigen Temperaturleitfähigkeit kann die Probe nicht mehr als thermisch dünn angesehen werden und die Auswertung lässt nur begrenzte Rückflüsse auf die temperaturabhängige Zersetzung zu. Eine weitere Herausforderung in der Anwendung kinetischer Modelle besteht darin, die komplexen Zersetzungsmechanismen durch geeignete Vereinfachungen abzubilden [66].



**Abbildung 2.19:** Übersicht von üblichen Methoden zur Quantifizierung der Reaktionskinetik [65]

## 2.5.4 Gekoppelte Modelle

Gekoppelte Modelle enthalten kinetische Modelle unter Berücksichtigung von Transportprozessen. Der Detail- und Kopplungsgrad kann sich dabei erheblich unterscheiden. Sie können komplexe Aussagen über die Wechselwirkungen eines Systems treffen, sind jedoch numerisch und auch im Hinblick auf die Parametrisierung sehr anspruchsvoll. Sie setzen sich aus unterschiedlichen kinetischen und thermischen Submodellen zusammen, teilweise werden sie auch durch analytische Modelle ergänzt. Nachfolgend sollen gekoppelte Modelle für Schüttgüter und Baustoffe vorgestellt werden, die aufgrund ihrer ähnlichen Zusammensetzung bzw. ihres vergleichbaren physikochemischen Materialverhaltens für die Modellentwicklung für nawaRo-Dämmstoffe relevant sind.

### Modelle für Baustoffe

*Lautenberger und Matala* [67] veröffentlichten auf Basis von „Gpyro“ ein generalisiertes Pyrolysemodell, mit dem die Simulation der Holzpyrolyse durch inverse Modellierung der Parameter aus thermogravimetrischen bzw. kalorimetrischen Analysen optimiert wurde. Das Modell ist in der Lage den Abbrand von Holz unter Berücksichtigung unterschiedlicher Wärmefreisetzungsraten und Gasatmosphären vorherzusagen.

Das Ziel der Arbeiten von *Richter* [55] war die Entwicklung eines vollständigen Modelles zur gekoppelten Beschreibung der reaktions- und wärmetransportgesteuerten Prozesse. Das Modell basiert auf der AMALGAM-Methode, bei der es im Gegensatz zur direkten Kalibrierung von Eingangsparametern mit experimentellen Daten geringere Probleme im

Hinblick auf die Skalierungsfähigkeit gibt. Diese Form der Optimierungsmethoden basieren einerseits auf diversen genetischen Algorithmen (GA), bei denen aus der Biologie bekannte Mechanismen wie die Variation und Selektion zu einer Auswahl der am besten geeigneten Parameter beitragen. Andererseits werden diese mit weiteren Verfahren wie der Shuffled-Complex-Evolution-Methode (SCE) kombiniert.

Für die Beschreibung des Brandverhaltens von Bekleidungen aus Gipskartonfeuerschutzplatten liegen Modelle unterschiedlicher Komplexität vor. So wurde in *Thi et al.* [68] die Kombination eines Pyrolysemodells für Brettsperrholz mit einem auf effektiven Materialparametern basierenden Modelles für Gipsbekleidungen untersucht. Obwohl das Modell gute Ansätze aufzeigt, werden die tatsächlichen Wärmetransportmechanismen mittels impliziter Berücksichtigung in der Iteration thermischer Materialparameter abgebildet, wodurch ein signifikanter Modellfehler entsteht. Das Problem kann gelöst werden, indem eine gekoppelten Betrachtung von Wärme- und Stofftransport für die Berücksichtigung der Dehydratation und des Wasserdampftransportes erfolgt. Erste erfolgversprechende Ansätze für eine explizite Berücksichtigung der Transportprozesse einschließlich eines Zersetzungsmodells für die Dehydratation von Gipsbekleidungen konnten von *Kontogeorgos und Fonti* [69] vorgestellt werden.

Simulationsmodelle für Holzwerkstoffplatten liegen hauptsächlich für OSB-Platten vor. Ähnlich der Pyrolysemodelle für Vollholz wurden Reaktionsmodelle in Kombination mit Massen- und Energieerhaltungsgleichungen verwendet. In *Gong et al.* [70] wurde hierfür ein 5-stufiger Zersetzungsmechanismus entwickelt, mit dem sowohl die Wasserverdampfung als auch die endothermen und exothermen Reaktionen für OSB-Platten auf Basis von TGA- und DSC-Versuchen abgebildet werden konnten. Das entwickelte Modell konnte in [71] mittels Versuchen am Controlled-Atmosphere-Cone-Kalorimeter validiert werden.

*Guindos et al.* veröffentlichten ein theoretisches Modell zur Beschreibung von Schwelprozessen in Holzfaserdämmstoffen [72]. Zu diesem Zweck wurde ein Pyrolysemodell auf Basis des Finite-Volumen-Modells *Gpyro* erstellt, wobei die Eingangsdaten wiederum anhand von TGA- und DSC-Analysen bzw. anhand von Literaturangaben von Holz bestimmt wurden (siehe 2.20). Für Referenzversuche wurde das Cone-Kalorimeter verwendet. Ein erster Vergleich der Experimente ergab keine ausreichende Übereinstimmung, weshalb genetische Algorithmen zur Kalibrierung verwendet wurden. Im Anschluss an eine Parameteroptimierung konnte der selbsterhaltene Schwelverlauf für die ersten 25 Minuten des Experimentes mit Abweichungen von ca. 23 % prognostiziert werden. Das Modell beschränkt sich jedoch aufgrund des einfachen Transportmodells und fehlenden Materialparametern auf den Kleinmaßstab. Das Cone-Kalorimeter eignet sich durch die verwendete Zündquelle sowie geringe Probekörpermaße sehr beschränkt zur Abbildung selbsterhaltender Schwelprozesse. Weiterhin sind einige der durch Optimierungsalgorithmen bestimmten Reaktionsparameter physiko-chemisch unplausibel.

Reaction	Arrhenius Parameters obtained through optimization				Heat of reaction
	$A$ (1/s)	$E$ (kJ/mol)	$n$ (unitless)	$n_{O_2}$ (unitless)	$\Delta H$ (J/kg)
Evaporation	$1,71 \times 10^{18}$	130	2,00	-	$2,25 \times 10^5$
Inert pyrolysis	$2,00 \times 10^{17}$	220	2,00	-	$5,75 \times 10^5$
Early oxidative pyrolysis	$3,35 \times 10^{10}$	140	0,70	3	$-8,00 \times 10^6$
Late oxidative pyrolysis	$1,10 \times 10^{03}$	50	2,50	1	$-2,3 \times 10^7$
Char oxidation	$5,24 \times 10^{17}$	240	0,20	22	$-8,8 \times 10^6$

**Abbildung 2.20:** Auf Gpyro basierende Reaktionsparameter für Holzfaserdämmstoffe [72]

So weist die späte oxidative Pyrolyse eine Reaktionswärme auf, die oberhalb der vergleichsweise niedrig eingeschätzten Reaktionswärme für die Charoxidation liegt. Im Vergleich wird die effektive Verbrennungswärme von Holzkohle in [73] mit etwa 30 MJ/kg angegeben. Für die unrealistisch hohe Reaktionsordnung von  $n_{O_2} = 22$  sowie hohe Aktivierungsenergien oberhalb von 200 kJ/mol werden ebenfalls keine Begründungen aufgeführt.

Das hygrothermische Modell WUFI<sup>®</sup> (**W**ärme **U**nd **F**euchte **I**nstationär) wird seit den 90er Jahren vom Fraunhofer Institut für Bauphysik entwickelt. Es ermöglicht die Berechnung des ein- bzw. zweidimensionalen, gekoppelten Wärme- und Feuchtetransports in Bauteilen und geht hinsichtlich des Funktionsumfangs deutlich über die stationären Berechnungsverfahren nach DIN 4108 (*Glaser*-Methode) hinaus. Die Software berücksichtigt Wärmetransport in Form von Wärmeleitung sowie einen 2-phasigen Feuchtetransport in Form von Wasserdampfdiffusion und Kapillarleitung, welche durch Diffusions- und Leitungsmodelle abgebildet werden [74]. Der konvektive Wärme- und Feuchtetransport wird vernachlässigt und die Feuchtespeicherung wird in Form von Sorptionsisothermen repräsentiert. Innerhalb des IGF-Vorhabens 484-ZN wurden eine Vielzahl von generischen Materialmodellen für Holzwerkstoffe, darunter auch Holzfaserdämmstoffe, entwickelt [75], die mit WUFI<sup>®</sup> genutzt werden können. Als Randbedingungen können verschiedene Klima- bzw. Bewitterungsmodelle genutzt werden. Das Modell ist für die hygrothermische Berechnung bei Umgebungsbedingungen (etwa -30 °C bis +60 °C) konzipiert. Eine Berücksichtigung quellenbehafteter Felder im Sinne von Zersetzungsmechanismen ist nicht möglich.

**Fazit** Für Baustoffe liegen Modelle unterschiedlicher Komplexität vor. Die Methodik zur Bestimmung der Materialparameter variiert zwischen den Modellen deutlich. Für die Bestimmung der formalkinetischen Parameter werden modellbasierte, modellfreie bzw. (nicht-)isotherme Verfahren angewandt. Auch Optimierungsalgorithmen werden vermehrt zur Bestimmung der Parameter eingesetzt. Für Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen gibt es aktuell kein Modell, welches sowohl Transport- als auch Reaktionsprozesse abbilden kann.

## Modelle für Schüttgüter und Stäube

*Lohrer* entwickelte im Rahmen seiner Dissertation [76] ein mathematisches Modell zur Beschreibung der Selbstentzündung und Brandausbreitung von brennbaren Schüttgütern und Stäuben. Als Basis wurde die Finite Element Software FEMLAB<sup>®</sup> genutzt, aus der später COMSOL Multiphysics<sup>®</sup> hervorging. Das Modell berücksichtigt den Wärme- und Stofftransport auf Basis von Diffusionsgleichungen, wobei eine Konvektion innerhalb der Schüttung vernachlässigt wird. Die Materialparameter werden als konstant und die Schüttung wird als homogen und isotrop angenommen. Die Reaktionsrate wird mittels eines modifizierten Arrhenius-Ansatzes und einer Reaktion 2. Ordnung beschrieben. Verdampfung, Kondensation und Adsorption von Wasser(-dampf) werden in die Energiebilanzierung integriert, der Feuchtetransport wird auf Grundlage des 2. Fickschen Gesetzes beschrieben. Der zunächst einstufige Reaktionsmechanismus wurde auf Grundlage der Arbeiten von *Krause et al.* zu einem vier-stufigen Modell erweitert [77]. Das Modell wurde abschließend experimentell validiert und konnte das Selbstentzündungsverhalten von Schüttgütern auch in größerem Maßstab beschreiben.

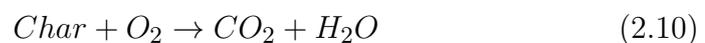
*Wanke* untersuchte in seiner Dissertation [78] das Schwelverhalten von Schüttgütern mit unterschiedlichen brennbaren und inerten Anteilen. Das Modell baut auf den zuvor vorgestellten Arbeiten von *Krause et al.* auf. Ein Fokus lag dabei auf der Maximaltemperatur, welche abhängig vom Gemisch deutlich oberhalb der Temperaturen des Ausgangsmaterials liegen kann. Die Ursachen hierfür wurden mittels eines gekoppelten Transport-Reaktions-Modelles, welches in die Software COMSOL Multiphysics<sup>®</sup> 5.3 implementiert wurde, numerisch untersucht. Zur Ermittlung der Materialparameter wurden umfangreiche experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Die Reaktionsstöchiometrie wurde aus Gas- und Elementaranalysen abgeleitet.

Die Simulation nimmt ein idealisiertes, homogenes Gemisch mit einer immobilen Phase als Feststoff sowie einer beweglichen, gasförmigen Phase an. Strahlung und Feuchtetransport werden vernachlässigt. Vergleichbar mit dem Modell von *Krause et al.* gibt es kein strukturmechanisches Modell. Die Permeabilität ändert sich jedoch auf Grundlage der Materialporosität. Im Gegensatz zu dem vorherigen Modell kann die Umgebungskubatur der Schüttung berücksichtigt werden, außerdem wurde das Materialmodell wesentlich verbessert. Für die Beschreibung der Reaktionskinetik wird ein diffusionslimitierter Arrhenius-Ansatz verwendet. Die formalkinetischen Parameter wurden vergleichend mittels isoperiboler, adiabater Warmlagerung und thermogravimetrischen bzw. dynamischen Differenz-Kalorimetrie-Analysen bestimmt. Aufgrund des durch die Diffusion limitierten Massentransports führte der gewöhnliche Arrhenius-Ansatz jedoch zu unrealistisch hohen Temperaturen. Vereinfachend konnte die Wechselwirkung über Gl. 2.8 zur Parallelschaltung von Widerständen berechnet werden.

$$k = \frac{k_{Arrh} \cdot k_d}{k_{Arrh} + k_d} \quad (2.8)$$

$k_d$  - Diffusionslimitierte Reaktionsgeschwindigkeitskonstante [1/s]

Dieser Ansatz ist in ähnlicher Form aus der physikalischen Chemie bekannt. Die Bestimmung des Terms  $k_d$  stellt jedoch eine große Herausforderung dar, da der Diffusionskoeffizient experimentell schwierig zu bestimmen ist. Durch *Wanke* wurde stattdessen eine iterative Methode verwendet, bei der  $k_d$  numerisch durch einen Vergleich mit experimentellen Maximaltemperaturen zu  $1/s$  bestimmt wurde. Die Reaktionsrate wird in Abhängigkeit der Reaktionsgeschwindigkeitskonstante  $k$  sowie der lokalen Sauerstoffkonzentration (Reaktion 1. Ordnung) beschrieben. Hinsichtlich des Sauerstoffbedarfs wird zwischen einer eher vollständigen und einer unvollständigen Oxidation unterschieden. Der Reaktionsmechanismus umfasst eine zweistufige Reaktion mit einer Brennstoffkomponente:



Als Geometrie für die Validierungsversuche wurde ein Warmlagerungs-ofen mit einer natürlichen Konvektion und einem Ein- und Auslass in 2D definiert. Der Vergleich zwischen Experiment und Simulation zeigt einen grundsätzlich physikalischen Verlauf. Es bestehen jedoch erhebliche Abweichungen im Temperaturverlauf, welche laut *Wanke* auf das unvollständige Verbrennungsmodell zurückzuführen sind. Dennoch liefert das Modell ein verbessertes physikalisch-chemisches Verständnis der Einflüsse auf das Reaktionsverhalten von Schüttgütern.

**Fazit** Aufgrund der vergleichbaren Strukturen und chemischen Zusammensetzungen ist das Entzündungs- und Brandverhalten von Schüttgütern, Stäuben und Dämmstoffen durchaus vergleichbar. Auch wenn die Schichtdicke von Dämmstoffen in der Regel nicht ausreicht, um eine Selbstentzündung zu forcieren, weisen beide Stoffe nach der Entzündung ein ähnliches Schwelverhalten auf. Im Rahmen der Modellierung von Schüttgütern und Stäuben liegen bereits weitreichende Grundlagen zur Simulation vor, die auf die Übertragbarkeit für nawaRo-Dämmstoffe überprüft werden sollen.

### 3. Modellgrundlagen

Wesentliche Neuerung des hier entwickelten Modells ist die direkte Berücksichtigung des Schwelverhaltens von nawaRo-Dämmstoffen. Bezüglich des Schwelens treten verschiedene Effekte auf, die bei der Modellierung relevant sein können:

- Wärmetransportmechanismen (Wärmeleitung, Konvektion, Strahlung, Wärmeübergänge)
- Mehrphasige Feuchtetransportmechanismen mit einhergehender (De-)Sorption und Phasenumwandlung
- Strömungs- und Diffusionsmechanismen in porösen Medien
- Pyrolyse bzw. Oxidation
- Weitere Materialeigenschaften wie Quellen, Schwinden, Rissbildung und Materialbewegung

Nachfolgend sollen die für die Beschreibung der Schwelvorgänge verwendeten Modellgrundlagen vorgestellt werden. Dabei soll zwischen dem Transport- und Reaktionsmodell unterschieden werden. Weiterhin werden Modellkopplungen zwischen den einzelnen Gleichungen erläutert. Die vollständige Auflistung des verwendeten Gleichungssystems befindet sich in Anhang A1.

#### 3.1 Transportmodell

Die allgemeine Form der Konvektions-Diffusionsgleichung basiert auf der Energie- und Massenerhaltung und stellt die Grundlage für die Berücksichtigung der Transportphänomene dar:

$$\underbrace{\frac{\partial \phi}{\partial t}}_{\text{instationär}} = \underbrace{\nabla \cdot (D \nabla \phi)}_{\text{Diffusion}} - \underbrace{\nabla \cdot (\mathbf{u} \phi)}_{\text{Konvektion}} + \underbrace{R}_{\text{Quellen-/Senken}} \quad (3.1)$$

Unterschieden wird dabei zwischen einem instationären Term, den Transporttermen für Diffusion und Konvektion und einem Quellen- und Senkenterm. Aus der allgemeinen Form mit der Variable  $\phi$  können unterschiedliche Transportgleichungen für Strömung, Wärme- und Feuchtetransport und den Transport reaktiver Spezies abgeleitet werden.

### 3.1.1 Strömung in porösen Medien

Poröse Medien werden durch die Kombination mehrerer Phasen beschrieben. Dabei existiert eine feste (unbewegliche) Phase zwischen der sich gasförmige und/oder flüssige Fluide bewegen können. Der Anteil zwischen Feststoff und Fluid kann dabei durch die Porosität ausgedrückt werden, welche das Verhältnis zwischen dem Hohlraum- bzw. Fluidvolumen zum Gesamtvolumen des porösen Mediums beschreibt [79]. Im vorliegenden Modell wird im Rahmen des Feuchtetransports neben der gasförmigen zusätzlich eine flüssige Phase in Form von Wasser betrachtet (Zweiphasenströmung).

Da die mikroskopische Porenstruktur poröser Medien sehr komplex ist, ist die direkte numerische Berechnung von mehrphasigen Strömungen in porösen Medien (Lagrange-Ansatz) mit einem enormen Berechnungsaufwand verbunden. Aus diesem Grund werden für die Simulation von porösen Medien im Regelfall geeignete Vereinfachungen der Erhaltungsgleichungen verwendet. Zu diesem Zweck wird auch im vorliegenden Modell von einem Euler-Euler-Modell (bezogen auf die gasförmige und flüssige Phase) ausgegangen, in welchem das Verhalten der Fluidteilchen im porösen Medium über ein Kontinuum gemittelt wird. Die Massenerhaltung kann für ein poröses Medium durch die Kontinuitätsgleichung unter Berücksichtigung der Porosität beschrieben werden:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_f \varepsilon_p) + \nabla \cdot (\rho_f \mathbf{u}) = Q_m \quad (3.2)$$

- $\mathbf{u}$  - (Darcy-)Geschwindigkeit [m/s]
- $\rho_f$  - Fluiddichte [ $kg/m^3$ ]
- $\varepsilon_p$  - Porosität [-]
- $Q_m$  - Quellen- und Senken [ $kg/(m^3s)$ ]

Die Impulserhaltung wird durch *Darcy's Gesetz* bestimmt. Die spezielle Lösung der Navier-Stokes-Gleichungen beschreibt den linearen Zusammenhang zwischen der Darcy-Geschwindigkeit sowie dem Druckgradienten unter Berücksichtigung der Permeabilität als Materialeigenschaft.

$$\mathbf{u} = -\frac{\kappa}{\mu} \Delta p \quad (3.3)$$

- $p$  - Druck [Pa]
- $\kappa$  - Permeabilität [ $m^2$ ]
- $\mu$  - Dynamische Viskosität [ $Pa * s$ ]

Für die Anwendung in Bereichen, in denen die Berücksichtigung der Scherspannung für den Impulstransport beispielsweise für Übergangsströmungen an der Grenzschicht zwischen dem porösen Körper und dem Fluid notwendig ist, wird die Erweiterung von Darcy's Gesetz mithilfe der *Brinkman*-Gleichung erforderlich.

Durch die Ergänzung der effektiven Viskosität  $\beta$  aus der Stokes-Gleichung wird der viskose Transport innerhalb der Impulsbilanz mitberücksichtigt. Für die Berücksichtigung von Dichte- und Druckgradienten innerhalb des Dämmstoffes wurde als Grundlage für Simulation die Brinkman-Gleichung für kompressible Medien aus [79] verwendet. Zudem wurden für die Berechnung von Auftriebsströmungen Schwerkrafteinflüsse berücksichtigt, woraus sich die folgende Feldgleichung für die Impulserhaltung ergibt:

$$\frac{\rho}{\varepsilon_p} \left( \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + (\mathbf{u} \cdot \nabla) \frac{\mathbf{u}}{\varepsilon_p} \right) = -\nabla \mathbf{p} - \frac{\mu}{\kappa} \mathbf{u} + \frac{\mu}{\varepsilon_p} \nabla^2 \mathbf{u} - \frac{\beta \rho}{\kappa^{1/2}} |\mathbf{u}| \mathbf{u} + \rho \mathbf{g} \quad (3.4)$$

$K$  - Spezifische Permeabilität [ $\text{m}^2$ ],

$\beta$  - Effektive Viskosität [ $\text{Pa} \cdot \text{s}$ ],

$g$  - Erdbeschleunigung [ $\text{m}/\text{s}^2$ ]

Die im Modell verwendeten Feldvariablen für die Strömung sind  $\mathbf{u}$  und  $\mathbf{p}$ .

### 3.1.2 Wärmetransport in porösen Medien

Gemäß dem 1. Hauptsatz der Thermodynamik gilt für die innere Energie eines abgeschlossenen Systems an dem keine Volumenänderungsarbeit erfolgt:

$$\frac{\partial u}{\partial t} + \nabla \cdot q = 0 \quad (3.5)$$

$$q = c_v \cdot m \cdot (T - T_0) \quad (3.6)$$

Der Wärmetransport durch Wärmeleitung in einem Kontinuum kann mittels der Fourier'schen Gleichung beschrieben werden:

$$q_{cond} = -\lambda \Delta T \quad (3.7)$$

Dabei stellt die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  [ $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ ] die Proportionalitätskonstante dar. Im Fall von anisotropen Materialien, d.h. wenn eine Richtungsabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit vorliegt, wird diese durch einen Tensor in Gl. 3.8 ausgedrückt.

$$\lambda = \begin{bmatrix} \lambda_{xx} & \lambda_{xy} & \lambda_{xz} \\ \lambda_{yx} & \lambda_{yy} & \lambda_{yz} \\ \lambda_{zx} & \lambda_{zy} & \lambda_{zz} \end{bmatrix} \quad (3.8)$$

Die Wärmeleitungsgleichung für die feste Phase ergibt sich damit unter Berücksichtigung innerer Wärmequellen/-senken (z.B. chemische Reaktion, Verdampfungsenthalpie) unter Annahme eines ruhenden, homogenen und isotropen Stoffsystems.

$$\rho_s c_{p,s} \frac{\partial T_s}{\partial t} + \nabla \cdot \mathbf{q}_s = Q_s \quad (3.9)$$

- $\rho$  - Dichte [ $kg/m^3$ ]
- $c_p$  - Spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck [ $J/(kg * K)$ ]
- $Q_s$  - Wärmequelle/-senke [ $W/(m^3 * s)$ ]

Bei Festkörpern erfolgt keine Unterscheidung zwischen  $c_p$  und  $c_v$ , da keine Volumenänderungsarbeit verrichtet werden kann. Infolgedessen sind innere Energie und Enthalpie gleich. Für niedrige Strömungsgeschwindigkeiten ( $Ma < 0,3$ ) kann der Einfluss viskoser Dissipation unter der Annahme der isobaren Zustandsänderungen (inkompressible Strömung) vernachlässigt werden.

Für die Temperaturfeldgleichungen der porösen Matrix soll eine Unterscheidung zwischen den Vorwärm-, Siede- und Reaktionszonen vorgenommen werden:

**Vorwärmzone** Im Fall der Vorwärmzone ( $T < T_{Siede}$ ) liegt eine Zweiphasenströmung vor, da flüssiges Wasser in den Kapillaren sowie Wasserdampf parallel existieren. Für die instationäre Wärmeleitung in porösen Medien wird somit zwischen Festkörper (solid - s) flüssiger (l - liquid) und Gasphase (g - gas) unterschieden. Die instationäre Temperaturfeldgleichung für das Gesamtsystem ergibt sich zu:

$$(\rho c_p)_{eff} \frac{\partial T}{\partial t} + (\rho_g c_{p,g} \mathbf{u}_g + \rho_f c_{p,l} \mathbf{u}_l) \cdot \nabla T + \nabla \cdot \mathbf{q}_{cond} = Q \quad (3.10)$$

Die effektiven (äquivalenten) Materialeigenschaften bilden dabei die Zusammensetzung der porösen Matrix aus Feststoff-, Flüssigkeits- und Gasphase ab. Die Bestimmung dieser erfolgt in Abschnitt 5.

Auf Grundlage des geringen Faserdurchmessers im porösen Medium und aufgrund der hohen Permeabilität wird von einem lokalen thermischen Equilibrium zwischen Feststoff und Fluiden ausgegangen:

$$T_g = T_l = T_s \quad (3.11)$$

**Siedezone** Im Bereich der Siedezone ( $T = T_{Siede}$ ) findet der Phasenübergang von Wasser zwischen flüssiger und gasförmiger Phase statt, sodass gilt:

$$T_g = T_l = T_s = T_{Siede} \quad (3.12)$$

**Reaktionszone** In der Reaktionszone werden Temperaturen weit oberhalb der Siedetemperatur von Wasser erwartet. Aus diesem Grund existiert in diesem Fall keine flüssige Phase und die Temperaturfeldgleichung vereinfacht sich im Rahmen einer Einphasenströmung zu:

$$(\rho c_p)_{eff} \frac{\partial T}{\partial t} + \rho_g c_{p,g} \mathbf{u}_g \cdot \nabla T + \nabla \cdot \mathbf{q}_{cond} = Q \quad (3.13)$$

mit

$$T = T_g = T_s \quad (3.14)$$

Für die Betrachtung von mehrphasigen Systemen ist die Angabe der spezifischen Wärmekapazität der festen Phase erforderlich, welche aus der experimentell bestimmten, effektiven Wärmekapazität ermittelt werden kann:

$$c_{p,s} = \frac{(\rho c_p)_{eff} - \epsilon_p \rho_g c_{p,g}}{\Theta_s \rho_s} \quad (3.15)$$

Die temperaturabhängige Änderung von  $c_{p,eff}$  und  $\lambda_{eff}$  erfolgt gemäß Abschnitt 5.2. Die Parameter  $\lambda_{eff,1}$  und  $c_{p,1}$  entsprechen der Wärmeleitfähigkeit und der Wärmekapazität des Ausgangsmaterials bei 20 °C. Neben einer temperaturabhängigen Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit wird ab einer Temperatur von 200 °C von einer signifikanten thermischen

Zersetzung des Ausgangsmaterials ausgegangen. Für das Verkohlungsprodukt werden daher neue Materialparameter  $\lambda_{eff,2}$  und  $c_{p,2}$  definiert. Die Modellierung des Übergangsbereichs erfolgt mit einer Rampen-Funktion über einem Intervall von 100 K.

### 3.1.3 Feuchtetransport in porösen Medien

Neben der Bilanzierung des Impulstransportes sind die Einflüsse durch den Feuchtigkeitstransport in hygroskopisch porösen Medien insbesondere im Hinblick auf die Massen- und Energiebilanzen des Modells zu beachten. Der bauphysikalische Wärmetransport kann insbesondere bei Dämmstoffen faktisch nicht losgelöst vom Feuchtetransport betrachtet werden [11].

Die Wasseraufnahme von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen erfolgt auf Grundlage von Adsorptions- und Kapillarkondensationsprozessen. Während die Feuchteaufnahme durch Adsorption auf den Anziehungskräften zwischen Festkörper- und Fluidmolekülen basiert, findet bei der Kapillarkondensation ein Wasserdampfniederschlag in den Kapillaren statt.

Der Zweiphasen-Transport wird dabei vergleichbar mit dem Wärmetransport durch eine Konvektions-Diffusionsgleichung beschrieben [80]. Aufgrund der durch die Aufheizprozesse induzierten starken Schwankungen der lokalen Dampfkonzentrationen bzw. Dampfdichte wurde die Formulierung für konzentrierte Spezies verwendet:

$$\frac{\partial w(\Phi_w)}{\partial t} + \rho_g \mathbf{u}_g \cdot \nabla \omega_v + \nabla \cdot \mathbf{g}_w + \mathbf{u}_l \cdot \nabla \rho_l + \nabla \cdot \mathbf{g}_l = Q_m \quad (3.16)$$

$w(\Phi_w)$	- Feuchtegehalt [ $kg/m^3$ ]
$\omega_v$	- Wasserdampfanteil in feuchter Luft [-]
$g_w$	- Wasserdampfdiffusionsstrom [ $kg/(m^2s)$ ]
$g_l$	- Flüssigkeitsdiffusionsstrom [ $kg/(m^2s)$ ]
$Q_m$	- Feuchtigkeitsquelle/-senke [ $kg/(m^3 * s)$ ]

Die Feuchtespeicherung wird durch die Feuchtespeicherfunktion  $w(\Phi_w)$  abgebildet und kann in folgende Bereiche eingeteilt werden:

- Sorptionsfeuchte
- Kapillarwasser
- Übersättigung

Bis zu einer relativen Luftfeuchtigkeit von etwa 95 % besteht im stationären Fall ein Gleichgewicht zwischen der Umgebungsfeuchte (temperaturabhängige, relative Luftfeuchte) und der Baustofffeuchte. Der Zusammenhang der Gleichgewichtsfeuchte kann mittels einer Sorptionsisotherme beschrieben werden, wobei die Kurven von Adsorption und Desorption aufgrund der sogenannten Hysterese nicht zwingend übereinstimmen. Ab einer relativen Feuchte von etwa 95 % werden die Kapillare mit Wasser gefüllt (überhygroskopischer oder auch Kapillarwasserbereich) und es kommt zu einer Sättigung des Probekörpers. Die freie Wassersättigung ist die maximale Wassermenge, die ein poröser Baustoff unter Normaldruck aufnehmen kann. Im Übersättigungsbereich besteht kein Gleichgewichtszustand mit der Luftfeuchte mehr [81].

Der Feuchtetransport in kapillarporösen hygroskopischen Baustoffen erfolgt ohne Konvektion vorwiegend durch Wasserdampfdiffusion und den Flüssigkeitstransport durch Kapillarkräfte, wobei hier die Oberflächendiffusion und die Kapillarleitung unterschieden werden können. Der Wasserdampftransport erfolgt auf Grundlage der Dampfdruckgradienten zwischen der Umgebungsluft und kann für poröse Medien mittels eines effektiven Diffusionskoeffizienten in Abhängigkeit des Diffusionskoeffizienten für feuchte Luft unter Berücksichtigung der Wandeffekte beschrieben werden:

$$\mathbf{g}_w = -\rho_g D_{eff} \nabla \omega_v \quad (3.17)$$

Die Berechnung des effektiven Diffusionskoeffizienten erfolgt dabei auf Grundlage der Porosität und Tortuosität des Materials als Einfluss auf die brownsche Molekularbewegung (Wandeffekte):

$$D_{eff} = \frac{(1 - s_i) \epsilon_p^2}{\tau} D \quad (3.18)$$

Im vorliegenden Fall muss aufgrund von Strömungsprozessen zusätzlich der konvektive Feuchtetransport berücksichtigt werden. Das Geschwindigkeitsfeld der feuchten Luft  $\mathbf{u}_g$  wird durch die Geschwindigkeit aus Gleichung 3.4 gekoppelt.

Der Flüssigwassertransport  $\mathbf{g}_l$  wird im Sinne eines Kapillarmodells gemäß [82] vereinfachend über einen Diffusionsansatz beschrieben, da die Auflösung der mikroskopischen Kapillare numerisch kaum realisierbar ist. Ein vergleichbarer Ansatz wurde durch [75] auf Holzfaserdämmstoffe angewandt. Der Transport ist dabei gemäß Gl. 3.19 von dem Gradienten des Feuchtegehaltes  $w(\phi_w)$  sowie der Feuchtigkeitsdiffusivität  $D_w$  abhängig.

$$\mathbf{g}_l = -D_w \frac{\partial w(\Phi_w)}{\partial \Phi_w} \nabla \Phi_w \quad (3.19)$$

Da der Flüssigwassertransport neben den Diffusionsprozessen ebenfalls vom Geschwindigkeitsfeld beeinflusst wird, muss die Transportgleichung durch eine weitere Feldvariable erweitert werden. Das Geschwindigkeitsfeld des flüssigen Wassers  $\mathbf{u}_l$  unterscheidet sich von der Darcy-Geschwindigkeit durch die Berücksichtigung der relativen Flüssigwasserpermeabilität  $\kappa_{rl}$ . Diese stellt das Verhältnis der effektiven Permeabilität der flüssigen Phase im Vergleich zur absoluten Permeabilität dar.

$$\mathbf{u}_l = \frac{\kappa_{rl} \kappa}{\mu_l} \nabla p_A \quad (3.20)$$

Auf der rechten Seite der Gleichung 3.16 befindet sich der Quell- und Senkenterm  $Q_m$ , welcher die Verdampfungs- und Kondensationsprozesse bzw. die Beteiligung chemischer Reaktionen abbildet:

$$Q_m = G_{evap} + G_{reac} \quad (3.21)$$

### 3.1.4 Transport reaktiver Spezies

Der Transport chemischer Spezies wird wiederum über eine Konvektions-Diffusionsgleichung auf Grundlage der Massenerhaltung gelöst. Hieraus ergeben sich der Transport sowie die zeitliche Ableitung der Spezieskonzentrationen der gasförmigen Spezies  $c_{O_2}$ ,  $c_{CO}$ ,  $c_{CO_2}$ ,  $c_{N_2}$ ,  $c_{CH_4}$ ,  $c_{H_2O}$  unter Berücksichtigung von Diffusion, Konvektion und Quellen bzw. Senken durch Reaktionen:

$$\frac{\partial(c_{i,g})}{\partial t} + \nabla \cdot \mathbf{J}_{i,g} + \mathbf{u} \cdot \nabla c_{i,g} = R_{i,g} \quad (3.22)$$

Der Massenstromvektor  $J_i$  ergibt sich unter Berücksichtigung der Diffusionskoeffizienten:

$$\mathbf{J}_{i,g} = -(D_{D,i,g} + D_{eff,i,g}) \nabla c_{i,g} \quad (3.23)$$

Der effektive Diffusionskoeffizient ergibt sich aus den Diffusionskoeffizienten der Spezies im Lösungsmittel  $D_{F,i}$  unter Berücksichtigung der Porosität und Tortuosität des porösen Mediums:

$$D_{eff,i,g} = \frac{\epsilon_p}{\tau_{F,i,g}} D_{F,i,g} \quad (3.24)$$

Die temperaturabhängigen Transporteigenschaften und Diffusionskoeffizienten der gasförmigen Spezies wurden der COMSOL 6.2 Datenbank für chemische Spezies entnommen. Die Reaktionsgeschwindigkeiten werden über das Reaktionsmodell berechnet.

Die zeitlichen Änderungen der lokalen Konzentrationen fester Pseudo-Spezies  $c_{i,s}$  (Rohmaterial, Char, Residuum) ergeben sich direkt aus der jeweiligen Reaktionsrate  $R_{i,s}$ :

$$\frac{\partial(c_{i,s})}{\partial t} = R_{i,s} \quad (3.25)$$

### 3.1.5 Modellkopplungen

**Feuchtigkeitsströmung** Die Kopplung zwischen der Strömung und dem Feuchtetransport in porösen Medien erfolgt über den Absolutdruck  $p_A$  und das Geschwindigkeitsfeld  $\mathbf{u}$ .

$$G_{evap} = \frac{\partial(\epsilon_p \rho_g \omega_v (1 - s_I))}{\partial t} + \rho_g \mathbf{u}_g \cdot \nabla \omega_v + \nabla \cdot \mathbf{g}_w \quad (3.26)$$

**Nicht-isotherme Strömung** Das Geschwindigkeitsfeld  $\mathbf{u}$  und der Absolutdruck  $p_A$  aus der Brinkman-Gleichung (Gl. 3.4) werden an die Temperaturfeldgleichungen (Gl. 3.10, 3.13) übergeben.

**Wärme und Feuchtigkeit** Die Kopplung zwischen dem Wärme- und Feuchtetransport erfolgt über die Temperatur und die relative Luftfeuchtigkeit. Außerdem wird die Sättigung  $s_I$  sowie das Geschwindigkeitsfeld  $u_I$  des flüssigen Wassers an das Submodell für den Wärmetransport übergeben.

Für die Berücksichtigung der Wechselwirkung zwischen Wärme- und Feuchtetransport in porösen Medien muss die latente Wärme der Dampfphase  $Q_{evap}$  gemäß Gl. 3.27 berücksichtigt werden.

$$Q_{evap} = L_v \cdot G_{evap} \quad (3.27)$$

$L_v$  - Verdampfungsenthalpie [kJ/mol],

Die Änderung der Porosität wurde anhand der Dichteänderung des festen Anteils durch Verbrauch des Feststoffs in den Reaktionen berücksichtigt.

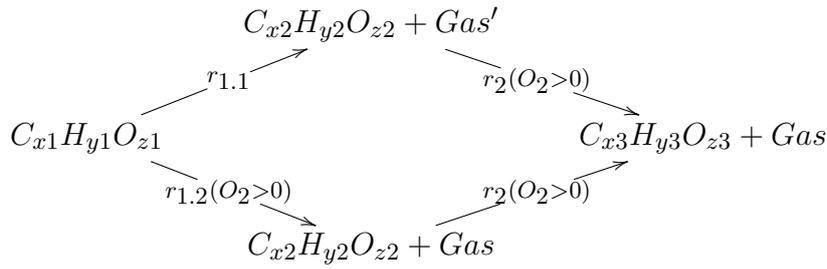
## 3.2 Reaktionsmodell

Das Reaktionsmodell betrachtet die physikochemische Zersetzung durch Pyrolyse bzw. Oxidation. Die Berechnung von sämtlichen, auf molekularer Ebene stattfindenden Elementarreaktionen ist durch Rechenkapazitäten und oftmals unbekannte Reaktionsparameter limitiert. Aus diesem Grund werden geeignete Vereinfachungen notwendig, welche den Reaktionsmechanismus auf die entscheidenden, geschwindigkeitsbestimmenden Reaktionen reduzieren. Das im Rahmen dieser Arbeit verwendete Reaktionsmodell besteht aus einem dreistufigen Reaktionsmechanismus, welcher basierend auf den Grundlagen von *Ohlemiller* [63] zwischen der Reaktion in Luft- und Inertatmosphäre unterscheidet. Der Vorteil besteht darin, dass beide Reaktionen durch die Variation der verwendeten Gasatmosphäre experimentell gut differenziert werden können.

In einer inerten Atmosphäre findet zunächst eine Reaktion erster Ordnung (Pyrolyse) statt, bei der sich ein Feststoff mit hohem Kohlenstoffgehalt (Char) und verschiedene flüchtige Stoffe (Gas) bilden. Ohne die Anwesenheit von Sauerstoff kommt es hier zu keiner weiteren Reaktion. In Gegenwart von Sauerstoff beinhaltet der Mechanismus eine frühe Oxidation, die zu einer erheblichen Reaktionswärme führt. Bei höheren Temperaturen erfolgt die Oxidation des Chars mit Bildung eines Rückstands im Rahmen einer weiteren Reaktion. Die Oxidation in der Gasphase wird nicht berücksichtigt, da das Modell auf den Schmelbrand beschränkt ist. Der verwendete Reaktionsmechanismus ist in Abbildung 3.1 dargestellt.

Den jeweiligen Zersetzungsschritten können nun die Stoffmengenverhältnisse, Reaktionsenthalpie und formalkinetische Parameter zugeordnet werden, welche sich aus den experimentellen Versuchen in Inert- und Luftatmosphäre ableiten lassen.

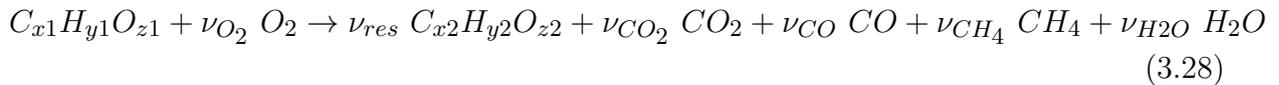
Bestehende Ansätze für die Pyrolyse von (Holz-)fasern wie von *Guindos et al.* [72] oder Richter [55] basieren zum Teil auf deutlich komplexeren Reaktionsmechanismen. Die Ermittlung der formalkinetischen Parameter findet dabei auf Basis von inverser Modellierung experimenteller Daten statt, beispielsweise mit Gpyro.



**Abbildung 3.1:** 3-stufiger Reaktionsmechanismus mit inerter Pyrolyse (1.1), früher Oxidation (1.2) und später Charoxidation (2)

### 3.2.1 Stöchiometrie

Auf Grundlage dieser Erkenntnisse wurden Versuche im SEDEX-Ofen in Inert- und Luftatmosphäre durchgeführt, siehe Abschnitt 4.8.1. Anhand der Ergebnisse aus FTIR-Spektrometer und Elementaranalysen wurde für die Zersetzung in Luftatmosphäre ein lineares Gleichungssystem in folgender Form aufgestellt:



Die Anteile von C, H und O wurden über eine Elementaranalyse bestimmt, siehe Abschnitt 4.9.2. Anhand der Kohlenstoffbilanz und den Verhältnissen von  $CO/CO_2$  und  $CO/CH_4$ , welche der Gasanalyse (siehe Abschnitt 4.8.1) entnommen werden können, ergibt sich:

$$\nu_{CO_2} + \nu_{CO} + \nu_{CH_4} = x_1 - x_2 \nu_{res} \quad (3.29)$$

Hieraus folgt:

$$\nu_{CO_2} = \frac{x_1 - x_2 \nu_{res}}{1 + \frac{r_{CO/CO_2}}{r_{CO/CH_4}} + r_{CO/CO_2}} \quad (3.30)$$

$$\nu_{CO} = \frac{x_1 - x_2 \nu_{res}}{1 + \frac{1}{r_{CO/CO_2}} + \frac{1}{r_{CO/CH_4}}} \quad (3.31)$$

$$\nu_{CH_4} = \frac{x_1 - x_2 \nu_{res}}{1 + \frac{r_{CO/CH_4}}{r_{CO/CO_2}} + r_{CO/CH_4}} \quad (3.32)$$

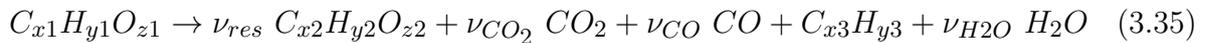
Anhand des Wasserstoffanteils im Rohmaterial, abzüglich des Anteils in  $CH_4$  und im Residuum, kann die freiwerdende Menge an Wasser bestimmt werden:

$$\nu_{H_2O} = \frac{y_1 - y_2 \nu_{res}}{2} - 2\nu_{CH_4} \quad (3.33)$$

Der Sauerstoffbedarf pro Mol des Ausgangsstoffes ergibt sich aus der Stoffmenge des festen Produktes, welche anhand der Restmasse in SEDEX-Versuchen bestimmt wurde, sowie den freiwerdenden Gasspezien:

$$\nu_{O_2} = \frac{\nu_{res} z_2}{2} + \nu_{CO_2} + \frac{\nu_{CO}}{2} + \frac{\nu_{H_2O}}{2} - \frac{z_1}{2} \quad (3.34)$$

Für die Pyrolyse in Inertatmosphäre wird die Methode der Kohlenstoffbilanzierung auf Grund der hohen Anteile kohlenstoffhaltiger Pyrolysegase, für die keine Detektionsmöglichkeit bestand, als ungeeignet angesehen. Aus diesem Grund wird für die inerte Reaktionsstöchiometrie eine Sauerstoffbilanzierung durchgeführt:



Durch die Stoffmengenbilanz für Sauerstoff ergibt sich:

$$\nu_{O_2, gas} = z_1 - \nu_{fuel} z_2 \quad (3.36)$$

$$z_1 - \nu_{fuel} z_2 = \nu_{CO} + 2\nu_{CO_2} + \nu_{H_2O} \quad (3.37)$$

Anhand der FTIR-Gasanalyse (Abschnitt 4.8.1) und der daraus resultierenden Verhältnisse der freiwerdenden Gase ergibt sich:

$$\nu_{CO_2} = \frac{\nu_{O_2, gas}}{r_{CO/CO_2} + 2 + r_{H_2O/CO_2}} \quad (3.38)$$

$$\nu_{CO} = r_{CO/CO_2} \cdot \nu_{CO_2} \quad (3.39)$$

$$\nu_{H_2O} = r_{H_2O/CO_2} \cdot \nu_{CO_2} \quad (3.40)$$

Sonstige, nicht spezifizierbare, flüchtige Kohlenwasserstoffe  $C_{x_3}H_{y_3}$  ergeben sich zu:

$$x_3 = C_{x1} - \nu_{res}C_{x2} - \nu_{CO2} - \nu_{CO} \quad (3.41)$$

$$y_3 = C_{y1} - \nu_{res}C_{y2} - 2\nu_{H2O} \quad (3.42)$$

Bei der Bestimmung der chemischen Struktur anhand von Elementaranalysen (Abschnitt 4.9.1) muss beachtet werden, dass hieraus lediglich Verhältnis- und keine Summenformeln berechnet werden können. Bei den untersuchten Materialien handelt es sich um Polymere, deren Polymerisationsgrad unbekannt ist. Letztlich hat dies jedoch keinen direkten Einfluss auf die Stöchiometrie, da das vorgestellte Gleichungssystem hiervon unabhängig ist. Des Weiteren muss berücksichtigt werden, dass die vorgestellten Reaktionsmechanismen lediglich einer gemittelten Reaktionsstöchiometrie entsprechen, welche im tatsächlichen Verlauf des Schwelvorgangs stärkeren Schwankungen unterliegt.

### 3.2.2 Reaktionskinetik

Der Arrhenius-Ansatz beschreibt die temperaturabhängige Kinetik einer Reaktion. Dabei werden den einzelnen Zersetzungsphasen sogenannte formalkinetische Parameter zugeordnet. Basierend auf einem präexponentiellen Faktor  $A$  und einer experimentell zu bestimmenden Aktivierungsenergie  $E$ , die benötigt wird, um eine Reaktion zu beginnen, kann die Reaktionsgeschwindigkeitskonstante  $k$  berechnet werden.

So kann die Reaktionsgeschwindigkeit einer Stoffkomponente  $i$  in Abhängigkeit der Temperatur gemäß folgender Exponentialfunktion beschrieben werden:

$$k_{Arrh,i} = A_i \cdot e^{-\frac{E_i}{R \cdot T}} \quad (3.43)$$

Unter Annahme einer Reaktion in Luftatmosphäre bei der die Reaktionsgeschwindigkeit von der Konzentration des Brennstoffs und des Sauerstoffs abhängig ist, ergibt sich die Reaktionsgeschwindigkeit in einer Reaktion 2. Ordnung zu:

$$r_{1.2/2} = k_{i,react} \cdot c_{fuel} \cdot \frac{c_{O2}}{c_{O2,\infty}} \quad (3.44)$$

Die Reaktionsgeschwindigkeitskonstanten ergeben sich aus Gleichung 3.49. Die örtliche Sauerstoffkonzentration wurde als Verhältnis gegenüber der atmosphärischen Sauerstoffkonzentration  $c_{O_2,\infty}$  normiert, um die Konsistenz der Einheiten zu gewährleisten.

Für den Fall einer inerten Umgebung (Pyrolyse) ergibt sich die Reaktionsgeschwindigkeit aus einer Reaktion 1. Ordnung zu:

$$r_{1.1} = k_{1.1, \text{reac}} \cdot c_{\text{fuel}} \quad (3.45)$$

Es muss jedoch beachtet werden, dass es in der Realität bei Sauerstoffgehalten zwischen 0-21 vol.-% zu einer Konkurrenzreaktion zwischen Oxidation und Pyrolyse kommt. Diese Überlagerung wird mittels eines linearen Übergangs berechnet. Die Reaktionsrate ergibt sich für die konkurrierende Reaktion aus Pyrolyse  $r_{1.1}$  und Oxidation  $r_{1.2}$  zu:

$$r_{1, \text{ges}} = r_{1.1} \cdot \left( 1 - \frac{c_{O_2}}{c_{O_2, \infty}} \right) + r_{1.2} \quad (3.46)$$

### 3.2.3 Reaktionsenthalpie

Die Bestimmung der Reaktionsenthalpie erfolgte über die Auswertung Simultan-Thermischer Analysen (STA). Die Kombination aus Thermogravimetrischer Analyse (TGA) und Dynamischer Differenzkalorimetrie (DSC) ermöglicht eine detaillierte Untersuchung der Zersetzungsphasen eines Materials, indem sowohl der Massenverlust als auch die damit einhergehenden Wärmeflüsse zeitgleich analysiert werden. Aus dem Quotienten des Flächenintegrals der DSC-Kurve und dem Massenverlust in diesem Temperaturbereich ergibt sich näherungsweise die freigesetzte Wärmemenge pro Masseneinheit.

Dabei muss beachtet werden, dass sich die freiwerdenden Wärmemengen zwischen einer Durchführung in Luft- und Inertatmosphäre signifikant unterscheiden. Die Reaktionsenthalpie wurde für die drei Teilreaktionen anhand von jeweils drei STA-Versuchen in Luft- und Inertatmosphäre bestimmt, siehe Abschnitt 5.5.3.

Die Wärmequellen aus Reaktionen werden im Rahmen des Reaktionsmodells in Abhängigkeit der Reaktionsgeschwindigkeit  $r_i$  und der Reaktionsenthalpie  $\Delta H_i$  bestimmt:

$$Q_i = r_i \cdot \Delta H_i \quad (3.47)$$

### 3.2.4 Limitierung der Reaktionsgeschwindigkeit durch den Wärme- und Stofftransport

Die Arrhenius-Gleichung beschreibt eine idealisierte Reaktion und ist somit auf bestimmte Bedingungen beschränkt. Während der präexponentielle Faktor als statistische Wahrscheinlichkeit eines Molekülzusammenstoßes beschrieben wird, wird er bei komplexen Reaktionen eher zu einem allgemeinen empirischen Faktor. Die Größe der formalkinetischen Parameter hängt dabei stark von der Versuchsanordnung ab [60]. Weiterhin geht die Arrhenius-Gleichung von einer idealen Mischung der Edukte aus, was beispielsweise in homogenen Gasphasenreaktionen der Fall ist.

Bei Oxidationsreaktionen in kondensierter Phase hängt die Reaktionsgeschwindigkeit nicht nur von der Temperatur, sondern auch von Beschränkungen des Stofftransports an den reaktiven Oberflächen der Partikel ab. Aufgrund der begrenzten Geschwindigkeit, mit der Sauerstoff in die Faser diffundiert, wird die Reaktionsgeschwindigkeit stärker durch den Massentransport begrenzt. Bei Vernachlässigung dieser Phänomene kann die allein auf der Arrhenius-Gleichung berechnete Reaktionsgeschwindigkeit daher unrealistisch hohe Werte annehmen.

Die Auswirkung der Diffusionsbegrenzung auf den Schwelbrand ist für lignocellulosehaltige Materialien bekannt [83], tritt aber auch bei anderen Reaktionen auf [84]. Diffusionsprozesse in Feststoffen werden häufig ebenfalls über den Arrhenius-Ansatz beschrieben, da die Diffusionsrate oft (vergleichbar zur Reaktionsrate) exponentiell von der Temperatur abhängig ist [85]:

$$k_D = D_0 \cdot e^{-\frac{Q_D}{R \cdot T}} \quad (3.48)$$

- $D_0$  - Diffusionskoeffizient/Präexponentieller Faktor [ $m^2/s$ ]  
 $Q_D$  - Aktivierungsenergie [ $J/mol$ ]

Eine direkte experimentelle Bestimmung der formalkinetischen Parameter ist schwierig. Angenommen, die temperaturabhängige Arrhenius-Reaktionskonstante  $k_{Arrh}$  ist nur bis zum Erreichen der Wärme- und Stofftransportlimitierung gültig. Dann sei  $k_{lim}$  die durch die Wärme- und Stofftransport limitierende Reaktionsgeschwindigkeitskonstante.

Zur Bestimmung einer Gesamtreaktionsgeschwindigkeit  $k_{reac,i}$  kann der harmonische Mittelwert bestimmt werden, vergleichbar zu einer Parallelschaltung von Widerständen [86] gemäß Gl. 3.49.

$$k_{\text{reac},i}(T) = \frac{k_{\text{Arrh},i}(T) \cdot k_{\text{lim}}}{k_{\text{Arrh},i}(T) + k_{\text{lim}}} \quad (3.49)$$

Der Ansatz wurde bereits erfolgreich zur Simulation von schwelenden Schüttgütern wie Braunkohle eingesetzt [78]. Allerdings war eine inverse Modellierung erforderlich, in welcher der Parameter durch Kalibrierung iterativ bestimmt wurde, bis die Temperaturen innerhalb eines realistischen Bereichs lagen. Aus diesem Grund wird nachfolgend ein neuer Ansatz für eine indirekte Bestimmung über die Gesamtreaktionsrate eingeführt, um einen realistischen Wert für  $k_{\text{lim}}$  zu schätzen. Hierzu wird davon ausgegangen, dass Wärme- und Massenstrombegrenzungen in der thermogravimetrischen Analyse durch langsame Heizraten und eine ideale Ventilation im Vergleich zu einem realen Schwelvorgang vernachlässigbar klein sind. Die Hypothese ist, dass die Reaktionsrate  $r_{\text{reac}}$  für eine Oxidation (siehe Gleichung 3.44) unter diesen Bedingungen ihr Maximum erreichen sollte:

$$r_{\text{reac},i,\text{max}} = \left( \frac{dm_i}{dt} \right)_{\text{max}} = -m_i \cdot k_{\text{reac},i,\text{max}} = -m_i \cdot \frac{k_{\text{Arrh},i}(T) \cdot k_{\text{lim}}}{k_{\text{Arrh},i}(T) + k_{\text{lim}}} \quad (3.50)$$

Da die Arrhenius-Parameter sowie die maximale Massenverlustrate bei einer bestimmten Temperatur für die Einzelreaktionen aus TGA-Versuchen bekannt sind, kann die transportlimitierende Geschwindigkeitskonstante  $k_{\text{lim},i}$  über die maximale Massenverlustrate berechnet werden:

$$k_{\text{lim},i} = \frac{A_i e^{-E_i/RT} \cdot \left( \frac{dm}{dt} \right)_{\text{max}}}{-m_i A_i e^{-E_i/RT} - \left( \frac{dm}{dt} \right)_{\text{max}}} \quad (3.51)$$

### 3.2.5 Modellkopplungen

**Strömung** Das Geschwindigkeitsfeld  $\mathbf{u}$  wird aus den Brinkman-Gleichungen an die Interfaces für den Transport verdünnter Spezies übergeben.

**Wärme und Reaktionen** Die Wärmequelle aus Reaktionen  $Q_{\text{reac}}$  wird aus dem Chemie-Interface an das Wärmetransportinterface übergeben.

**Feuchtigkeit und Reaktionen** Das in den Reaktionen entstehende Wasser wird gemäß Gl. 3.52 aus dem Chemie-Interface an das Feuchtetransportinterface übergeben.

$$G_{\text{reac},H_2O} = \sum_{i=1}^N R_{H_2O_i} \cdot M_{H_2O} \quad (3.52)$$

$R_{H_2O}$  - Reaktionsrate  $H_2O$  [ $\text{mol}/(\text{m}^3\text{s})$ ]

$M_{H_2O}$  - Molare Masse  $H_2O$  [ $\text{kg}/\text{mol}$ ]

Hiermit sind alle für die Simulation benötigten Gleichungen vorhanden und das Gleichungssystem damit mathematisch bestimmt.

### 3.3 COMSOL Multiphysics® 6

Die zur Beschreibung des Systems verwendeten Gleichungssysteme können oft nicht mehr exakt, sondern nur näherungsweise (numerisch) berechnet werden. Da die Materialparameter häufig ebenfalls vom Zustand des Systems (z.B. der Temperatur) abhängen, entstehen außerdem nichtlineare Abhängigkeiten. Aufgrund der Wechselwirkung der Prozesse ist eine gegenseitige Kopplung erforderlich.

Für die numerische Lösung der gekoppelten, nichtlinearen, partiellen Differentialgleichungen wurde COMSOL Multiphysics® verwendet. Dabei handelt es sich um eine proprietäre Simulationssoftware zur numerischen Lösung physikalisch-mathematischer Problemstellungen, welche in der Regel auf (partiellen) Differentialgleichungssystemen basieren. Die Diskretisierung basiert vorrangig auf der Finite-Elemente-Methode. Die Software verfügt über eine Benutzeroberfläche mit welcher der Benutzer eine graphische Übersicht über die Modellgeometrie sowie die möglichen Submodelle erhält. Das Modell kann in 0-D, 1-D, 2-D und 3-D Geometrien dargestellt werden. Die modular aufgebaute Plattform ist durch eine Vielzahl von weiteren Modulen erweiterbar. Für das nachfolgende Modell wurde COMSOL Multiphysics® Version 6.2 mit folgenden Zusatzmodulen verwendet:

- CFD Module
- Heat Transfer Module
- Chemical Reaction Engineering
- Optimization Module
- Uncertainty Quantification Module
- LiveLink for Excel/Matlab

Für die Dokumentation der Software sowie der einzelnen Module wird auf das Referenzhandbuch [87] verwiesen.

## 4. Experimentelle Untersuchungen

### 4.1 Statistische Versuchsplanung

Für die Parametrisierung wurde eine statistische Versuchsplanung erstellt, aus der herstellerunabhängige, generische Materialparameter abgeleitet wurden. Für die Versuchsplanung wurden neun Holzfaserdämmstoffe und eine Zelluloseeinblasdämmung verwendet, da diese den größten Marktanteil unter den nawaRo-Dämmstoffen darstellen und eine gute Vergleichbarkeit untereinander besteht. Zur Pseudonymisierung wurde eine mit [11] vergleichbare Codierung verwendet.

Betrachtet wurden hierbei vergleichend:

- Holzfaserplatten, im Nassverfahren hergestellt
- Holzfaserplatten, im Trockenverfahren hergestellt
- Holzfasermatten
- Holzfaser- und Zelluloseeinblasdämmung

Auf Basis der Einflussfaktoren „Paraffin“, „PUR/PMDI-Klebstoffe“ sowie „Flammschutzmittelgehalt (FSM)“ und „Dichte“ konnten zehn repräsentative Materialien identifiziert werden, siehe Tabelle 4.1. Neben den unterschiedlichen Merkmalsausprägungen hinsichtlich der Zusammensetzung bzw. der Zusätze wurde auf eine relativ ausgeglichene Rohdichte-Verteilung der Materialien geachtet, um diesen Einfluss ebenfalls untersuchen zu können. Mit CL-c-01 wurde ergänzend eine Zelluloseeinblasdämmung untersucht. Im Hinblick auf die Einblasdämmstoffe wurde für alle Versuche eine Schüttdichte von  $40 \text{ kg/m}^3$  festgelegt, welche innerhalb der empfohlenen Anwendungsgrenzen der Hersteller liegt. Die vorgestellte Methodik zur Ermittlung von Materialparametern lässt sich prinzipiell auch auf weitere Holzfaserdämmstoffprodukte und andere nawaRo-Dämmstoffe wie Hanf, Flachs, Cellulose etc. übertragen.

Die Zelluloseeinblasdämmung CL-c-01 enthält Flammschutzmittel in Form von Aluminiumhydroxid und Magnesiumsulfat. Die Holzfaserdämmstoffe WM-h-01, WL-c-09 und WL-h-10 enthalten 5-8 % Ammoniumsalze (Ammoniumpolyphosphate und Ammoniumsulfat). Als Hydrophobierungsmittel werden bis zu 4 % Paraffine eingesetzt. Zur Herstellung der Platten im Trockenverfahren werden außerdem 4-5 % PUR/PMDI-Klebstoffe als Bindemittel verwendet. WL-h-10 enthält etwa 5 % textile Binde- bzw. Bikomponentenfasern.

**Tabelle 4.1:** Übersicht der verwendeten Materialien und Merkmalsausprägungen für die statistische Versuchsplanung, Dichte gemäß Herstellerangaben

Code	Hydrophob.-mittel	Binde-mittel/-fasern	Flamm-schutz-mittel	Dichte [ $kg/m^3$ ]	Typ/Herstellung
WN-c-02	-	-	-	160	Platte/nass
WN-c-03	+	-	-	265	Platte/nass
WT-h-03	-	+	-	130	Platte/trocken
WL-h-10	-	-	+	25-40	Einblasdämmung
WT-c-05/WT-h-07	+	+	-	180/160	Platte/trocken
WL-c-09	+	-	+	32-45	Einblasdämmung
WM-h-01	-	+	+	50	Matte
WT-c-07	+	+	-	110	Platte/nass
CL-c-01	-	-	+	27-60	Einblasdämmung

Für die Überprüfung der statistischen Signifikanz der Ergebnisse ist die Anwendung geeigneter statistischer Verfahren notwendig. Eine große Herausforderung besteht in der Auswahl der benötigten, beziehungsweise technisch umsetzbaren, Versuchswiederholungen.

Es wurden mindestens drei Versuchswiederholungen je Merkmal durchgeführt, um die statistische Schwankung beurteilen zu können. In Summe wurden über 300 Einzelversuche an unterschiedlichen Apparaturen durchgeführt. Dennoch lässt sich aus der vorhandenen Stichprobengröße keine sichere Annahme über die Verteilung der Grundgesamtheit schließen, sodass parametrische Tests wie z.B. ANOVA oder der t-Test, als nicht geeignet angesehen werden.

Im Gegensatz zu parametrischen Tests, welche auf einer Varianzanalyse basieren, werden bei nicht-parametrischen Tests die Rangsummen betrachtet. Dabei wird zunächst jedem Messwert ein Rang zugeordnet (z.B. Rang 1 für den kleinsten Messwert, Rang 2 für den nächsthöheren usw.). Die Tests vergleichen anschließend die Rangsummen von Stichproben unterschiedlicher Merkmale (z.B. mit und ohne Flammschutzmittel) und treffen eine Aussage, ob die Abweichung zwischen den Stichproben zufallsbasiert oder statistisch signifikant ist. Hierdurch ist der Nachweis einer Normalverteilung der Zufallsgrößen nicht notwendig, auch wenn die Anwendungsmöglichkeiten sich damit auf einfachere Analysen beschränken.

Der Mann-Whitney-U-Test, auch bekannt als Wilcoxon-Mann-Whitney-Test, Wilcoxon-Rangsummentest oder einfach U-Test, ist eine nicht-parametrische Methode, die häufig eingesetzt wird, wenn die Daten nicht den Annahmen des parametrischen t-Tests entsprechen [88]. Der Test sagt aus, ob Unterschiede zwischen zwei Gruppen in Bezug auf die Rangsumme statistisch signifikant sind. Er kann jedoch keine Aussagen über die Richtung oder Stärke des Unterschieds treffen.

---

Für den Test sind folgende Voraussetzungen erforderlich:

1. Unabhängige Stichprobe
2. Abhängige Variable mindestens ordinalskaliert
3. Unabhängige Variable mit zwei Ausprägungen (z.B. Flammschutzmittel ja/nein)
4. Idealerweise gleiche Verteilungsform

Zusätzlich wurde ein Kolmogorov-Smirnov-Test durchgeführt, um zu überprüfen, ob sich die Verteilungsformen der Stichproben signifikant unterscheiden [89]. Besteht kein signifikanter Unterschied zwischen den Verteilungen, erlaubt der Whitney-U-Test eine direkte Aussage über die Mediane, andernfalls über die durchschnittliche Rangfolge.

Als Signifikanzniveau für die irrtümliche Ablehnung der Nullhypothese (Fehler 1. Art) wird eine Wahrscheinlichkeit von 5 % angenommen. Die Berechnung erfolgte mittels der Software IBM<sup>®</sup> SPSS Version 29.

## 4.2 Dichtebestimmung

### 4.2.1 Versuchsdurchführung

Die Bestimmung der Rohdichte der plattenförmigen Dämmstoffe erfolgte gemäß DIN EN 1602 [90]. Hierfür wurden je Material fünf Probekörper auf ein Maß von 100 mm x 100 mm x 60 mm zugeschnitten und bei einem Klima von 23 °C und 50 % r.H. bis zur Massekonstanz konditioniert. Anschließend wurden die Probekörper vermessen und die Masse mit einer Genauigkeit von 0,1 g bestimmt. Die Bestimmung der Reindichte von Zersetzungsprodukten erfolgte mittels Heliumpyknometer vom Typ Ultrapycnometer 1000 der Fa. Quantachrome Instruments.

### 4.2.2 Versuchsergebnisse

Die Ergebnisse zur Bestimmung der Rohdichten der plattenförmigen Dämmstoffe nach DIN EN 1602 [90] sind in Tabelle 4.2 dargestellt. Es zeigen sich Abweichungen bis maximal 14 % zu den Herstellerangaben, welche auf Messunsicherheiten, herstellungsbedingte Schwankungen und Lagerungseinflüsse zurückzuführen sind. Eine Bestimmung der Dichte des mattenförmigen Dämmstoffes war aufgrund der unscharfen Ränder (Ausfransen) nicht möglich. Daher wurde auf die Herstellerangabe von  $50 \text{ kg/m}^3$  zurückgegriffen.

**Tabelle 4.2:** Mittelwert und Standardabweichung der Dichtebestimmung im Vergleich zu den Herstellerangaben in  $[kg/m^3]$ 

Code	Messwert	Hersteller- angabe	Abweichung
WN-c-02	$168,3 \pm 2,7$	160	+5%
WN-c-03	$281,2 \pm 0,8$	265	+6%
WT-c-05	$182,9 \pm 6,3$	180	+2%
WT-c-07	$94,9 \pm 2,3$	110	-14%
WT-h-03	$142,0 \pm 2,3$	130	+9%
WT-h-07	$195,7 \pm 1,0$	185	+6%

Für die Einblasdämmstoffe wurde eine Einbaudichte von  $40 kg/m^3$  für alle Versuche festgelegt, welche innerhalb der vom Hersteller empfohlenen Einbaudichten liegt. Die Reindichte der Zersetzungsprodukte (Char) wurde mittels Heliumpyknometrie zu  $1750 kg/m^3$  bestimmt.

## 4.3 Erwärmungsversuche

### 4.3.1 Versuchsdurchführung

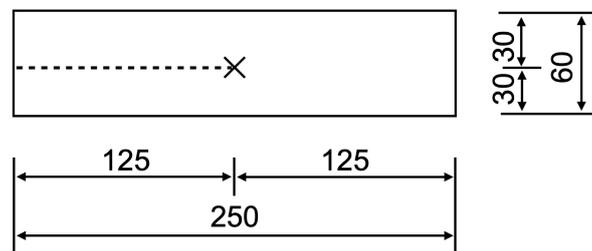
Die spezifische Wärmekapazität  $C_p$  ist definiert als Energiemenge, die benötigt wird, um die Temperatur eines Stoffes mit einer Masse von 1 kg um 1 K zu erhöhen. Die Bestimmung kann für einfache Geometrien (Platten, Zylinder und Kugeln) mittels einer analytischen Berechnung der Differentialgleichung für zeitlich veränderliche Temperaturfelder anhand der Groeber-Lösung für die instationäre Wärmeleitung erfolgen.

Die Temperaturfeldgleichung (Gl. 3.9) vereinfacht sich im Rahmen einer eindimensionalen Wärmeleitung in einer unendlich ausgedehnten Platte:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho C_p} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (4.1)$$

Durch Kenntnis der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  und Rohdichte  $\rho$  der Platte sowie des Wärmeübergangskoeffizienten kann über die Biot- und Fourierzahl die spezifische Wärmekapazität in Abhängigkeit der normierten Temperatur in Plattenmitte bestimmt werden. Dabei entspricht die thermische Fourierzahl dem Verhältnis zwischen Wärmeleitung und Wärmekapazität, während die Biot-Zahl dem Verhältnis von konvektivem Wärmetransport

und Wärmeleitung darstellt. Das Verhältnis der normierten Temperatur in Plattenmitte zu den dimensionslosen Kennzahlen kann anschließend analytisch bestimmt werden [91]. Im Rahmen der Masterarbeit von *Kirchhoff* [92] wurden Erwärmungsversuche in einem Warmlagerungs-ofen vom Typ Memmert UF55Plus durchgeführt. Die Plattenmaße beliefen sich auf 60 mm x 250 mm x 250 mm. In Vorversuchen konnte nachgewiesen werden, dass die Erwärmung im Mittelpunkt der Platte durch die 4-fache Ausdehnung in y- und z Richtung im Vergleich zur x-Richtung für den Zeitraum der Erwärmung vereinfachend als 1-dimensional (halbunendliche Platte) angenommen werden kann. Die Positionierung des Thermoelements ist in Abbildung 4.1 dargestellt.



**Abbildung 4.1:** Probekörperabmessungen und Position des Thermoelements in den Erwärmungsversuchen (in mm)

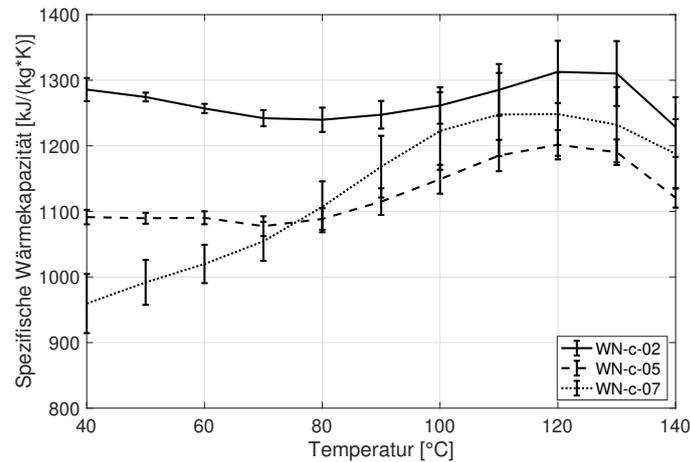
Für die Bestimmung der Wärmekapazität im darrtrockenen Zustand wurden die Proben zunächst bei 70 °C bis zur Massekonstanz getrocknet und in einem Exsikkator aufbewahrt. Zur Untersuchung des Einflusses der Dichte wurden drei Holzfaserdämmstoffe (WT-c-07, WT-c-05, und WN-c-03) mit unterschiedlichen Rohdichten verwendet. Der Ofen wurde im forcierten Umluftbetrieb verwendet, um eine Temperaturschichtung zu vermeiden. Die Ofentemperatur wurde auf 150 °C festgelegt, da eine signifikante thermische Zersetzung der Proben in diesem Temperaturbereich noch nicht zu erwarten ist. Für die Randbedingungen der Temperaturfeldgleichung wurde der Wärmeübergangskoeffizient in Vorversuchen mittels einer Wärmeflussplatte zu 17 W/(m<sup>2</sup>K) im Mittel bestimmt.

Nach Bestimmung der Probekörpermasse und der Positionierung der Thermoelemente wurden die Probekörper bei einer Starttemperatur von ca. 20 °C in den Ofen eingebracht und die Temperaturentwicklung bis zum Erreichen der 150 °C aufgezeichnet. Anschließend wurde die Probe herausgenommen, im Exsikkator abgekühlt und anschließend die Restmasse bestimmt.

### 4.3.2 Versuchsergebnisse

In Abbildung 4.2 ist der Verlauf der spezifischen Wärmekapazität in Abhängigkeit der Temperatur in Probenmitte dargestellt. Der beobachtete Anstieg der Wärmekapazität

oberhalb von 80 °C ist vermutlich auf die enthaltenen Zusatzstoffe wie Paraffin bzw. noch enthaltene Restfeuchtigkeit zurückzuführen. Durch die endothermen Phasenwechsel kommt es hier zu einer latenten Wärme, welche die scheinbare Wärmekapazität beeinflusst. Der Abwärtstrend am Ende ist durch die verwendete Berechnungsmethode zu erklären.



**Abbildung 4.2:** Gemittelte spezifische Wärmekapazität in Abhängigkeit der Temperatur, berechnet aus jeweils drei Einzelversuchen

Für die Dämmstoffe wurden Mittelwerte aus den berechneten Kurven bestimmt. Da es beim Einbringen des Probekörpers in den Ofen zu einer Kaltluftmischung kommt, wurden die ersten 10 K der Aufheizphase nicht in die Berechnung der Wärmekapazität einbezogen. Weiterhin wurden auch die letzten 10 K vor Erreichen der Ofentemperatur ausgeschlossen, da sich die Proben temperatur asymptotisch der Ofentemperatur annähert und das System letztlich einen stationären Zustand erreicht. Die normierte Temperatur, welche die Berechnungsgrundlage bildet, wird mit jedem Zeitschritt kleiner und das Temperaturfeld homogenisiert sich, wodurch der Wärmetransport zu gering für das Berechnungsverfahren wird.

Der Mittelwert für die spezifische Wärmekapazität der getrockneten Proben liegt für die drei betrachteten Dämmstoffe zwischen 1.200-1.260 J/(kg\*K). Die Dämmstoffe WN-c-02 und WN-c-05 weisen eine deutlich geringere Temperaturabhängigkeit von maximal  $\pm 100$  kJ/(kg\*K) auf, während bei WT-c-07 ein deutlich größerer Einfluss beobachtet werden konnte. Da sich die Zusammensetzung zwischen WN-c-05 und WN-c-07 jedoch nicht unterscheidet, ist der Unterschied möglicherweise auf die geringe Dichte des Dämmstoffes von ca.  $100 \text{ kg/m}^3$  zurückzuführen. Vor diesem Hintergrund könnte es in den Versuchen zu einem verstärkten Wärmetransport durch Konvektion gekommen sein, welcher nicht in der Energiebilanzgleichung berücksichtigt wurde.

Fehlereinflüsse können außerdem durch die Positionierung der Thermolemente im Dämmstoff entstanden sein. Aus der Auswertung von jeweils drei Einzelversuchen lässt sich

---

jedoch auf Basis der Standardabweichung von maximal 3 K eine sehr gute Reproduzierbarkeit ableiten. Die gemessenen Temperaturen in Probenmitte aus den Einzelversuchen können dem Anhang, Abbildung A2.2 entnommen werden.

## 4.4 Zwei-Platten-Apparatur

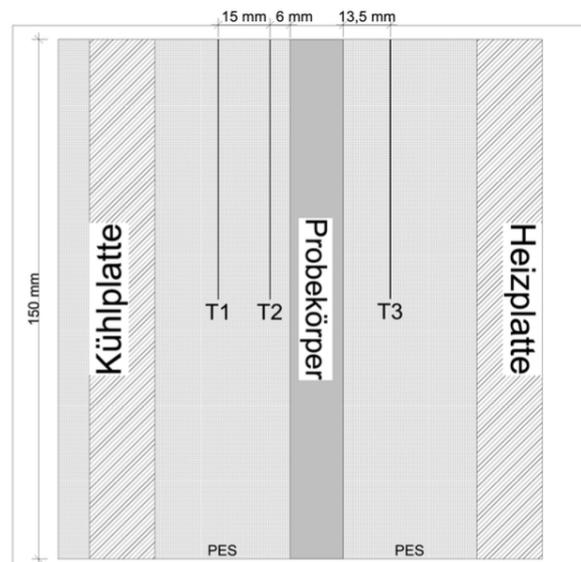
### 4.4.1 Versuchsdurchführung

Die Wärmeleitfähigkeit kann im stationären Zustand durch das Fouriersche Gesetz (Gl. 3.7) bestimmt werden. Die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  bildet dabei die Proportionalitätskonstante, welche unter anderem durch die Zwei-Platten-Apparatur ermittelt werden kann. Im Fokus stand dabei die Untersuchung der Einflüsse von Temperatur, Dichte und der Faser- beziehungsweise Plattenausrichtung auf die Wärmeleitfähigkeit.

**Rohmaterial** Im Rahmen der Bachelorarbeit von *Klenke* [93] wurde die Wärmeleitfähigkeit der Dämmstoffe ergänzend zu den bisherigen Literaturwerten mittels des Zwei-Platten-Verfahrens nach *Krause et al.* [94] gemessen. Drei Dämmstoffe unterschiedlicher Rohdichte wurden auf das Maß 150 mm x 150 mm x 15 mm zugeschnitten und zwischen zwei Polyethersulfonplatten (PES) eingebracht, welche jeweils an eine Heiz- bzw. Kühlplatte angeschlossen sind. Mittels der Heiz- bzw. Kühlplatte wurde ein Temperaturgradient über den Probekörper erzeugt. Die Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit erfolgte auf Grundlage der gemessenen Temperaturen der in den PES-Platten eingebrachten Thermoelemente. Da die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von PES bekannt ist, konnte auf Grundlage der Temperaturmessung bei einem stationären Temperaturprofil die Wärmeleitfähigkeit der Probe bestimmt werden.

Der schematische Aufbau der verwendeten Apparatur kann Abbildung 4.3 entnommen werden. Zur Beurteilung der Anisotropie der Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit der Faserrichtung wurden die Platten in unterschiedlichen Ausrichtungen in die Apparatur eingebracht. Im Falle der Ausrichtung des Wärmestroms parallel zur Faser mussten aufgrund der vorhandenen Plattendicke von 60 mm mehrere Plattenschichten mittels Holzleim aufeinander geklebt und passend zugeschnitten werden.

Die Proben unterschiedlicher Platten wurden bis zum Erreichen der Massekonstanz bei 70 °C getrocknet und anschließend in PE-Folie ( $d = 10 \mu\text{m}$ ) verpackt. Der Einfluss der PE-Folie wurde über eine Korrektur der Wärmeleitfähigkeit berücksichtigt. Für die Bestimmung wurde zunächst eine Temperaturdifferenz von 60 K mit 10 °C auf der kalten und 70 °C auf der heißen Seite erzeugt.



**Abbildung 4.3:** Schematischer Aufbau der Zwei-Platten-Apparatur

Im weiteren Verlauf wurden Versuche bei 10 °C auf der kalten und 110 °C auf der heißen Seite ergänzt, um einen möglichen Einfluss der Probentemperatur auf die Wärmeleitfähigkeit zu untersuchen. Insgesamt wurden drei Dämmstoffe unterschiedlicher Dichten in zwei unterschiedlichen Temperaturbereichen und in unterschiedlichen Einbausituationen betrachtet.

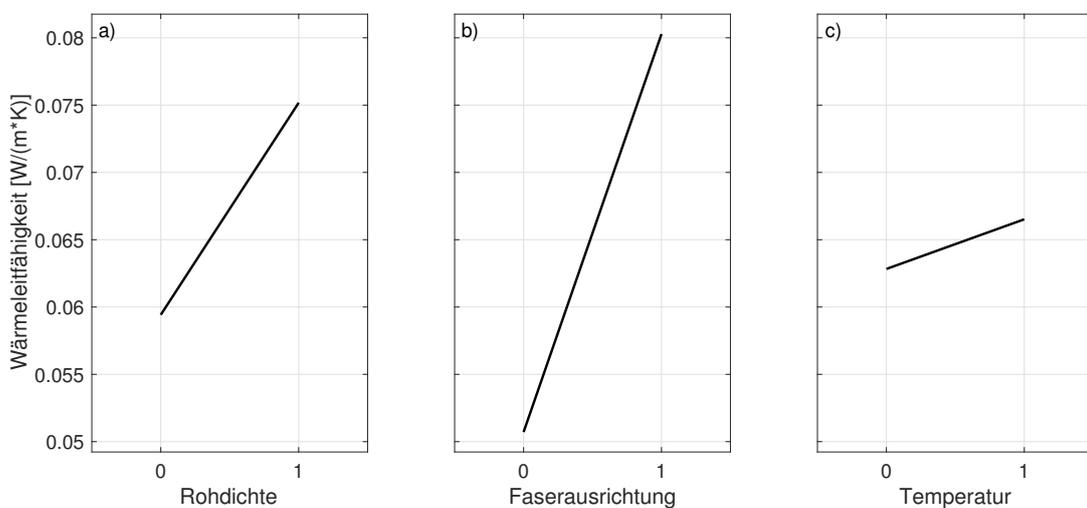
**Char** Ergänzend wurde die Wärmeleitfähigkeit der Zersetzungsprodukte untersucht. Hierzu wurden verkohlte Holzfasern aus Rohrofen-Versuchen (Versuchsdurchführung vgl. Abschnitt 6.1 bei 180 l/h extrahiert. Die Kohle wurde anschließend, vergleichbar zu den Versuchen mit Rohmaterial, bei 70 °C für 24 Stunden getrocknet und anschließend luftdicht in einen Vakuumbbeutel verpackt.

Mittels einer Vakuumpumpe wurde möglichst viel Luft aus dem Probenbeutel evakuiert. Die Probe wurde zunächst gewogen, anschließend erfolgte die Bestimmung der Rohdichte der Probe über die Verdrängungsmethode.

Die vakuumierte Probe wurde anschließend in die Zwei-Platten-Apparatur eingespannt und bis zum Erreichen der stationären Phase untersucht. Die Bestimmung der Reindichte der Kohle erfolgte mittels Heliumpyknometrie mit einem Ultrapycnometer 1000 der Fa. Quantachrome Instruments. Zuvor wurde die Probe mit einem Mörser manuell zerkleinert, um eventuelle Lufteinschlüsse zu reduzieren.

## 4.4.2 Versuchsergebnisse

**Rohmaterial** In Abbildung 4.4 sind die Mittelwerte der einzelnen Versuchsreihen hinsichtlich des Einflusses von Rohdichte (a), Faserausrichtung (b) und Temperatur (c) dargestellt. Es zeigt sich im Mittel eine deutliche Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit parallel zur Faserebene sowie zunehmender Dichte. Hinsichtlich des Einflusses steigender Temperaturen kommt es nur zu einer geringen Erhöhung. Die Wärmeleitfähigkeit stieg bei einer Erhöhung der mittleren Plattentemperatur von 20 K durchschnittlich um 10 % an.



**Abbildung 4.4:** Haupteffektdiagramm zur Beurteilung der Einflüsse auf die Wärmeleitfähigkeit (Dichte: 0=170 kg/m<sup>3</sup>, 1=280 kg/m<sup>3</sup>; Faserrichtung: 0=senkrecht, 1=parallel zum Wärmestrom, Temperatur: 0=niedrig, 1=hoch)

Die Ergebnisse des U-Tests ergeben, dass die Nullhypothese bezüglich der Ausrichtung ( $p < 0,001$ ) und der Dichte ( $p = 0,003$ ) abzulehnen ist. Es besteht somit ein **statistisch signifikanter** Einfluss bezüglich der Lagenausrichtung und Dichte bzw. Porosität. Hinsichtlich der Temperatur ( $p = 0,815$ ) ist die Differenz statistisch **nicht signifikant**.

Dieses Ergebnis ist vermutlich auf den sehr geringen Temperatureffekt bei hochporösen Materialien zurückzuführen, da sich die Wärmeleitfähigkeit der Luft im Vergleich zur Feststoffstruktur nur geringfügig ändert. Die gewählte Temperaturdifferenz ist daher nicht ausreichend, um statistisch signifikante Abweichungen zu bekommen. Höhere Temperaturen waren aufgrund des verwendeten Wärmepumpenöls und der PE-Folie nicht realisierbar. Die Wärmeleitfähigkeit ist auf Grundlage der Versuche bei einer Faserausrichtung parallel zum Wärmestrom etwa doppelt so hoch im Vergleich zur senkrechten Ausrichtung. Diese Ergebnisse decken sich mit Literaturwerten für Holz, bei denen der Faktor im Mittel bei 1,8 liegt [18], sowie Ergebnissen für Holzfaserdämmstoffe (Faktor 2) aus [11].

**Char** Die Auswertung von 17 Einzelversuchen mit Verkohlungsprodukten von WL-c-09 ergab eine Wärmeleitfähigkeit der festen Phase von  $\lambda_{char,s} = 0,2418 \pm 0,1149 \text{ W/(mK)}$ . Die hohe Standardabweichung ist mutmaßlich auf die Schwierigkeit der experimentellen Bestimmung der Probendichte im Einbauzustand zurückzuführen. Anhand von Thermogravimetrischen Versuchen kann davon ausgegangen werden, dass nach der Pyrolyse in Inertatmosphäre etwa 35 % der Ausgangsdichte verbleiben.

## 4.5 Permeabilitätsmesszelle

### 4.5.1 Versuchsdurchführung

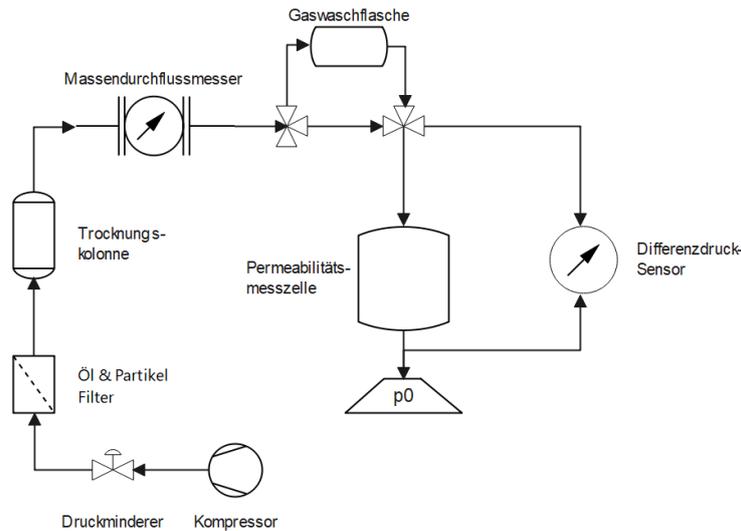
Zur Berücksichtigung der Wechselwirkung zwischen porösem Medium und durchströmenden Fluiden wurde der längenbezogene Strömungswiderstand der betrachteten Materialien in Abhängigkeit der Proben- bzw. Faserausrichtung bestimmt. Dieser ergibt sich aus dem Quotienten aus Differenzdruck  $\Delta p$  und Strömungsgeschwindigkeit  $u$ , welche sich unter anderem im Luftgleichstromverfahren bestimmen lassen. Der Strömungswiderstand  $R_v$  wird gemäß DIN EN ISO 9053-1 [95] als Verhältnis von Differenzdruck und Volumenstrom definiert:

$$R_v = \frac{\Delta p}{q_v} \quad (4.2)$$

Der längenbezogene Strömungswiderstand  $\sigma$  beschreibt die Druckdifferenz bei konstantem Volumenstrom in Relation zu Fläche  $A$  und Dicke  $d$  eines Dämmstoffes:

$$\sigma = \frac{R \cdot A}{d} = \frac{\Delta p \cdot A}{q_v \cdot d} \quad (4.3)$$

Zur Bestimmung des längenbezogenen Strömungswiderstandes wurde eine Permeationsmesszelle in Anlehnung an das Messverfahren nach DIN EN ISO 9053-1 aufgebaut. Hierzu wurde eine Druckmesszelle als Probenhalterung verwendet, welche von einem exakt geregelten Massenstrom durchströmt wird. Durch den Strömungswiderstand der Probe wurde ein Differenzdruck erzeugt, der parallel zur Probe gemessen wurde. Der schematische Aufbau ist in Abbildung 4.5 dargestellt. Der Probendurchmesser betrug 100 mm bei einer Probendicke von 50 mm. Zur Kalibrierung wurden zwei Kalibriernormale aus POM-Kunststoff ( $\sigma_1 = 17,6 \text{ kPas/m}^2$ ) beziehungsweise Akustikschaum ( $\sigma_2 = 62,9 \text{ kPas/m}^2$ ) verwendet. Der Vergleich mit den Messwerten des Prüfzertifikats offenbarte eine Abweichung von  $< 10 \%$ , was innerhalb der normativen Toleranzgrenzen des Messverfahrens liegt.

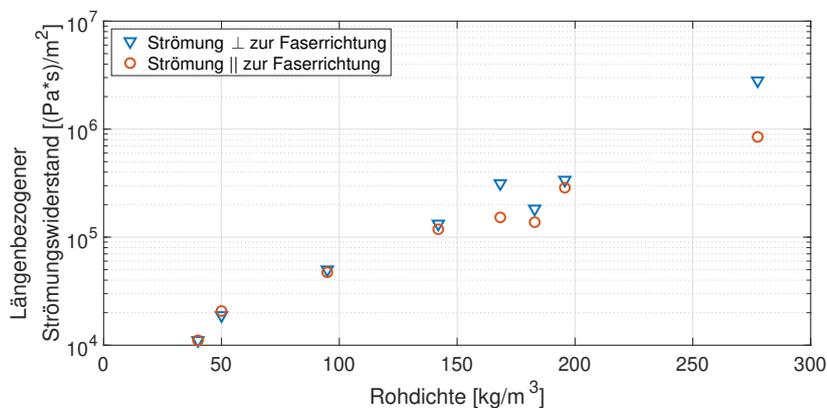


**Abbildung 4.5:** Schematischer Aufbau der Permeabilitätsmesszelle

Ergänzende Versuche wurden mit Wasserdampf durchgeführt, bei dem die durchströmende Luft zunächst mittels einer mit erwärmten Wasser gefüllten Gaswaschflasche angefeuchtet und anschließend durch den zuvor getrockneten Probekörper geleitet wurde.

### 4.5.2 Versuchsergebnisse

In Abbildung 4.6 ist der längenbezogene Strömungswiderstand in Abhängigkeit der Rohdichte und Faserausrichtung bei einer Strömungsgeschwindigkeit von 0,5 m/s dargestellt. Die tabellarischen Daten sind im Anhang, Tabelle A2.1 aufgelistet. Insgesamt ergibt sich eine sehr gute Reproduzierbarkeit der Einzelversuche. Die Verwendung von Wasserdampf zeigte keine statistisch signifikante Abweichung im Vergleich zu den Versuchen mit getrockneter Druckluft.



**Abbildung 4.6:** Längenbezogener Strömungswiderstand in Abhängigkeit von Faserrichtung und Rohdichte bei  $u = 0,5$  mm/s aus drei Einzelversuchen

Die Auswertung zeigt einen exponentiellen Anstieg des längenbezogenen Strömungswiderstandes in Abhängigkeit der Rohdichte. Außerdem zeigt sich insbesondere für die Proben WN-c-02-01 und WN-c-03-01 ein Anstieg des Strömungswiderstands senkrecht zur Faser, was wahrscheinlich auf den Einfluss der Lagenverklebung zurückzuführen ist.

Der Strömungswiderstand quer zur Faserrichtung ist im Durchschnitt 1,8 mal höher als parallel. Im Hinblick auf Probekörper ohne Lagenverklebung gibt es keine Differenzierung hinsichtlich der Einbaurichtung, da die Faserausrichtung hier willkürlich erfolgt.

Zur Bestimmung der Linearität des Strömungswiderstandes wurde eine lineare Regression über alle untersuchten Strömungsgeschwindigkeiten von 0,1 bis 15 mm/s durchgeführt. Das Bestimmtheitsmaß der linearen Regression für die Abhängigkeit des Differenzdrucks von der Strömungsgeschwindigkeit lag bei den losen Einblasdämmstoffen und -matten bei  $R^2 > 0,95$  und für die plattenförmigen Dämmstoffe bei  $R^2 > 0,999$ . Für alle zehn untersuchten Materialien ergab sich ein nahezu lineares Verhältnis von Differenzdruck und Strömungsgeschwindigkeit.

## 4.6 Klimaversuche

### 4.6.1 Versuchsdurchführung

Zur Bestimmung der Feuchtespeicherfähigkeit von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen in Abhängigkeit der thermischen Beanspruchung wurden Klimatisierungsversuche in Anlehnung an DIN EN ISO 12571 [96] durchgeführt. Ziel war es, die Speicherfähigkeit in Abhängigkeit der vorherigen Temperaturbeanspruchung zu untersuchen. Auf Grundlage der Masse im konditionierten Zustand in Bezug zur Trockenmasse wurde die Feuchtespeicherfähigkeit in Abhängigkeit der Luftfeuchte und der Temperatur ermittelt. Der vollständige Versuchsablauf ist in Anhang A2.1 abgebildet.

Die Abmessungen der Probekörper betragen 100 mm x 100 mm x 60 mm. In einem ersten Schritt wurden drei unterschiedliche Holzfaserdämmstoffplatten, eine Dämmstoffmatte sowie je eine Zellulose- und Holzfaserinblasdämmung bei unterschiedlichen Temperaturen unterhalb der Zersetzungstemperatur (50 °C, 75 °C, 100 °C, 125 °C, 150 °C) in einem Warmlagerungs-ofen vom Typ Memmert UF55plus für mindestens 72 h erwärmt. Anschließend wurden die Proben in einem Exsikkator abgekühlt und die Trockenmasse bestimmt. Je Dämmstofftyp und Temperaturbeanspruchung wurden drei Proben untersucht. In Abbildung 4.7 sind die unterschiedlich temperaturbeanspruchten Proben von WT-c-05 dargestellt.



**Abbildung 4.7:** Proben von WT-c-05 nach unterschiedlicher Temperaturbeanspruchung

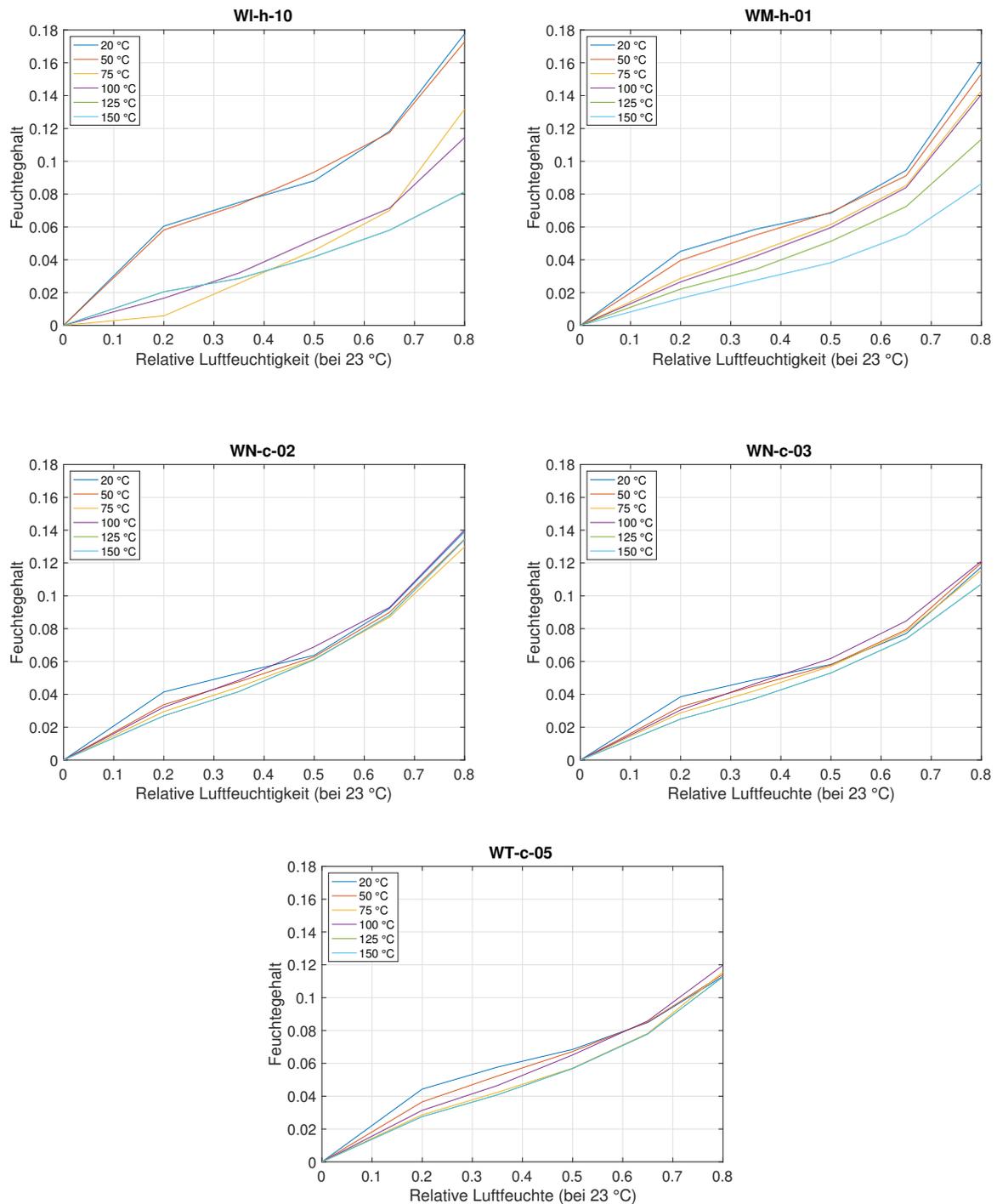
Im Anschluss an die Temperaturbeanspruchung wurden die Proben in einem Klimaschrank vom Typ Memmert ICH260 über jeweils etwa 4 Wochen bei den Klimata 23/20, 23/35, 23/50, 23/65 und 23/80 unter regelmäßiger Wägung bis zur Massenkonstanz konditioniert. Die Massekonstanz gilt als erreicht, wenn die Masseänderung in drei aufeinanderfolgenden Wägungen in einem Abstand von mindestens 24 h weniger als 0,1 % der Gesamtmasse beträgt.

## 4.6.2 Versuchsergebnisse

In Abbildung 4.8 ist der Ausgleichsfeuchtegehalt für die Sorption der fünf untersuchten Holzfaserdämmstoffe als Funktion der Temperaturbeanspruchung dargestellt.

Die Versuchsergebnisse zeigen einen deutlichen Unterschied in Bezug auf den Temperatureinfluss zwischen Dämmstoffen. Während bei den Dämmstoffplatten WN-c-02, WN-c-03 und WT-c-05 kein signifikanter Einfluss der Temperaturbeanspruchung auf das Feuchtespeichervermögen ersichtlich ist, sinkt die Aufnahmefähigkeit des Einblasdämmstoffes WI-h-10 sowie der Dämmstoffmatte WM-h-01 mit zunehmender Temperaturbeanspruchung um bis zu 50 %.

Eine Hypothese für die Differenz besteht in den verwendeten Zuschlagstoffen der Einblasdämmstoffe. Die verwendeten Flammschutzmittel in Form von Ammoniumsalzen weisen hygroskopische Eigenschaften auf, die die Wasseraufnahme begünstigen können. Reduziert sich der Anteil dieser Zusätze bei steigenden Temperaturen, sinkt auch die Feuchtespeicherfähigkeit. Die chemischen Zersetzungstemperaturen von Ammoniumsulfat ( $>235\text{ °C}$ ), Diammoniumhydrogenphosphat ( $155\text{ °C}$ ) liegen höher als die untersuchten Temperaturbereiche [97]. Die tatsächliche Zersetzungstemperatur der Zuschlagstoffe kann in Verbindung mit Feuchtigkeit (Hydratisierte Form) jedoch möglicherweise variieren.



**Abbildung 4.8:** Ausgleichsfeuchtegehalt der Dämmstoffe in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte und vorheriger Temperaturbeanspruchung

Neben dem Flammschutzmittel könnte das Herstellungsverfahren ebenfalls für die Differenz verantwortlich sein. So werden Holzfaserdämmplatten in der Regel mittels eines Mikrowellenverfahrens getrocknet, sodass diese bereits einer vorherigen Temperaturbeanspruchung unterlagen.

## 4.7 Warmlagerungsversuche

### 4.7.1 Versuchsdurchführung

Im Rahmen der Masterarbeit von *Weißenseel* [98] wurden vergleichende Untersuchungen zur Bestimmung der formalkinetischen Parameter mittels adiabater und isoperiboler Warmlagerungsversuche durchgeführt.

**Isoperibole Methode** Die isoperibole Methode ist ein nach DIN EN 15188 [99] standardisiertes Verfahren, welches auf der Theorie der Wärmeexplosion von Frank-Kamenetzki [100] basiert. Gemäß dieser besteht ein (instabiles) Gleichgewicht zwischen der Wärmeerzeugung durch chemische Reaktionen innerhalb einer Probe aus porösem Feststoff, sowie der Wärmeabgabe an seine Umgebung. Kippt das Gleichgewicht zugunsten der Wärmeerzeugung, kann die entstehende Wärme nicht mehr ausreichend abgeführt werden und es kommt zur Entzündung, der sogenannten Wärmeexplosion.

Das Verfahren nach DIN EN 15188 ist ursprünglich für die Bestimmung der Selbstzündungstemperatur (SET) für brennbare Stäube und Schüttgüter gedacht. Es beschränkt sich jedoch nicht auf ausschließlich oxidativ instabile Stoffe und ist auf jeden Feststoff anwendbar, für den die Theorie der Wärmeexplosion gilt [99]. Aus diesem Grund wird das Verfahren auch für Dämmstoffe als geeignet angesehen.

Für die Durchführung der Versuche wurde ein Warmlagerungssofen vom Typ Memmert UFE500 mit einer einstellbaren Temperatur bis maximal 300 °C verwendet. Die Proben-temperatur wurde mittels eines Mantel-Thermoelementes vom Typ K in Probenmitte gemessen. Die Überwachung der Ofentemperatur erfolgte mit zwei gegenüberliegenden Thermoelementen im Abstand von 5 cm zur Probe. Zur Untersuchung der Selbstzündungstemperaturen in Abhängigkeit der Probenvolumina wurden Würfel mit einer Kantenlängen von 30 mm, 60 mm und 120 mm hergestellt, siehe Abbildung 4.9.

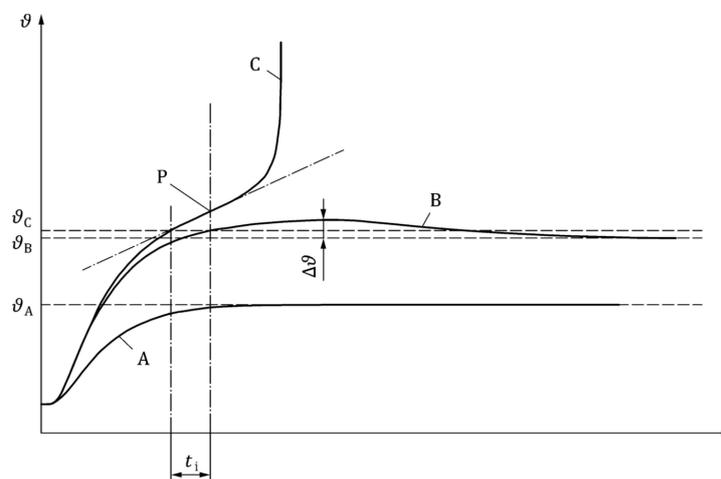


**Abbildung 4.9:** Würfel aus Holzfaserdämmstoff mit den Kantenlängen 30 mm, 60 mm und 120 mm

Für die Herstellung der 120 mm großen Würfel aus plattenförmigen Dämmstoffen war es erforderlich, zwei Lagen mittels PUR-Holzkleber zu verleimen. Als Probenhalter wurden für die jeweilige Probengröße passende, würfelförmige Drahtnetzkörbe aus Rundlochblech mit einer Lochweite von 2 mm verwendet. Anschließend wurden die Proben bei konstanten Ofentemperaturen in einem Zeitraum von 24 h beobachtet. Die DIN EN 15188 skizziert im Hinblick auf die SET drei idealisierte Temperaturverläufe (siehe Abbildung 4.10):

- A: Die Probentemperatur nähert sich asymptotisch der Ofentemperatur an
- B: Die Probentemperatur übersteigt die Ofentemperatur ohne Selbstentzündung
- C: Die Probentemperatur übersteigt die Ofentemperatur mit Selbstentzündung

Die SET ist als die höchste Temperatur definiert, bei der die betrachtete Probe gerade noch nicht entzündet wird. Die Entzündung gilt als erreicht, wenn die Temperatur in Probenmitte um mindestens 60 K oberhalb der Ofentemperatur liegt oder die Probentemperatur in der Aufheizphase einen Wendepunkt oberhalb der Ofentemperatur aufweist. Die SET gilt als bestimmt, wenn sich der Versuch mit auftretender Selbstentzündung (Verlauf C) zum Versuch ohne Selbstentzündung (Verlauf B) um nicht mehr als 2 Kelvin unterscheidet und die Nichtentzündung durch einen Wiederholungsversuch bestätigt werden kann.



**Abbildung 4.10:** Idealisierte Temperaturverläufe bei unterschiedlichen Warmlagerungstemperaturen gemäß DIN EN 15188 [99]

Auf Grund der Abhängigkeit des Volumens von der Kantenlänge in dritter Potenz und der Abhängigkeit der Oberfläche von der Kantenlänge in zweiter Potenz für würfelförmige Probekörper sinkt die SET mit steigender Probekörpergröße. Der Zusammenhang ergibt sich nach [99] durch Gleichung 4.4.

$$\ln \left( \frac{\delta_{cr} T_{SE}^2}{r^2} \right) = \ln \left( \frac{\rho H_0}{\lambda} \frac{E_a}{R} A_0 \right) - \frac{E_a}{RT_{SE}} \quad (4.4)$$

$\delta_{cr}$	- kritischer Frank-Kamenetskii-Parameter gemäß [99] Tabelle A.1
$r$	- charakteristische Länge [m] (Würfel: halbe Kantenlänge)
$H_0$	- Brennwert, siehe Abschnitt 5.5.1 [J/kg]
$A_0$	- präexponentieller Faktor [1/s]
$R$	- universelle Gaskonstante [J/(molK)]
$T_{SE}$	- Selbstentzündungstemperatur [K]
$\rho$	- (Schütt-)Dichte [kg/m <sup>3</sup> ], siehe Abschnitt 5.1
$\lambda$	- Wärmeleitfähigkeit [W/(m * K)] siehe Abschnitt 5.2
$E_a$	- scheinbare Aktivierungsenergie [J/mol]

Gleichung 4.4 entspricht einer Geradengleichung der Form  $y = m \cdot x + b$ , sodass sich mittels Arrhenius-Diagramm (siehe Abbildung 4.12) ein linearer Zusammenhang herstellen lässt. Aus der reziproken SET von mindestens drei unterschiedlich großen Proben lässt sich aus der Steigung  $E_a/R$  die scheinbare Aktivierungsenergie herleiten. Der präexponentielle Faktor ergibt sich aus dem Ordinatenabschnitt.

**Adiabate Methode** Die adiabate Methode basiert auf der Theorie des adiabaten Reaktors [101] und ist in Anhang D der DIN EN 15188 [99] beschrieben. Adiabate Randbedingungen werden erreicht, sofern es keine nennenswerte Temperaturdifferenz zwischen der Probe und der Umgebungstemperatur gibt. Somit entfällt der Wärmeleitungsterm aus Gleichung 3.9 und die Energiebilanz reduziert sich zu:

$$\rho C_p \frac{dT}{dt} = Q \quad (4.5)$$

Unter Annahme einer Reaktion 1. Ordnung ergibt sich der Wärmequellterm zu:

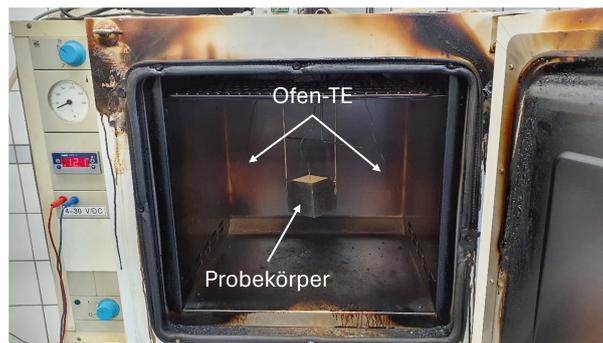
$$Q = H_0 \cdot \rho \cdot A_0 \cdot e^{-\frac{E}{RT}} \quad (4.6)$$

Ähnlich wie bei der isoperibolen Methode ergibt sich hier durch Einsetzen und Umformen der Gleichungen eine lineare Geradengleichung der Form  $y = m \cdot x + b$ , bei der sich aus der Steigung  $E_a/R$  die scheinbare Aktivierungsenergie ableiten lässt. Der präexponentielle Faktor ergibt sich aus dem Ordinatenabschnitt in Gleichung 4.7.

$$\ln\left(\frac{dT}{dt}\right) = -\frac{E}{R} \cdot \frac{1}{T} + \ln\left(\frac{H_0 \cdot A_0}{C_p}\right) \quad (4.7)$$

Für die Bestimmung des präexponentiellen Faktors wurde für  $C_p$  der in Abschnitt 4.3.2 bestimmte Wert und für  $H_0$  die im Bombenkalorimeter nach DIN 51900 bestimmten Werte aus Tabelle 4.4 eingesetzt.

Je Dämmstofftyp wurden insgesamt fünf Warmlagerungsversuche in einem Ofen vom Typ Heraeus Instruments T6060 durchgeführt. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 4.11 dargestellt. Die Proben wurden auf ein Maß von 60 mm x 60 mm x 60 mm zugeschnitten. Zur Messung der Probentemperatur wurde ein Mantelthermoelement vom Typ K mit einem Durchmesser von 1,5 mm in Probenmitte platziert. Im Ofen befanden sich zwei weitere Thermolemente zur Bestimmung der Umgebungstemperatur.



**Abbildung 4.11:** Warmlagerungs-ofen vom Typ Heraeus Instruments T6060

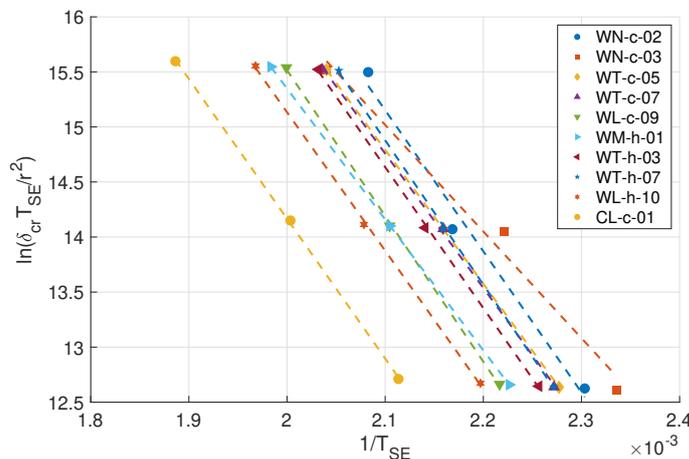
Die Onset-Temperatur wurde ca. 20 °C unterhalb der aus den isoperibolen Versuchen bekannten Zersetzungstemperatur gewählt. Anschließend wurde der Ofen im adiabaten Betrieb geregelt, sodass die Temperatur des Ofens dauerhaft zwischen 0,5-1 K oberhalb der Probentemperatur lag. Die Analyse erfolgte mittels eines MATLAB-Codes aus [78], Anhang B innerhalb des adiabaten Temperaturbereichs bis ca. 250 °C, da anschließend die Probentemperatur die Ofentemperatur überstieg.

## 4.7.2 Versuchsergebnisse

**Isoperibole Methode** Die Selbstentzündungstemperaturen der Holzfaserdämmstoffe liegen in einem Bereich von 155 °C (120 mm Kantenlänge) bis 235 °C (30 mm Kantenlänge). Zwischen den Holzfaserdämmstoffen bestehen geringere Unterschiede. Lediglich Zellulose weist signifikant höhere SET von 200 °C (120 mm) bis zu 257 °C (30 mm) auf. Wie erwartet sinkt die SET mit steigender Kantenlänge ab, was auf die Vergrößerung

des Volumen-zu-Oberflächen-Verhältnisses zurückzuführen ist. Durch die im Verhältnis zur Wärmeabgabe erhöhte Wärmeproduktion kommt es bei geringeren Umgebungstemperaturen zu einer Wärmeexplosion. Die vollständige Liste der SET kann dem Anhang, Tabelle A2.3 entnommen werden.

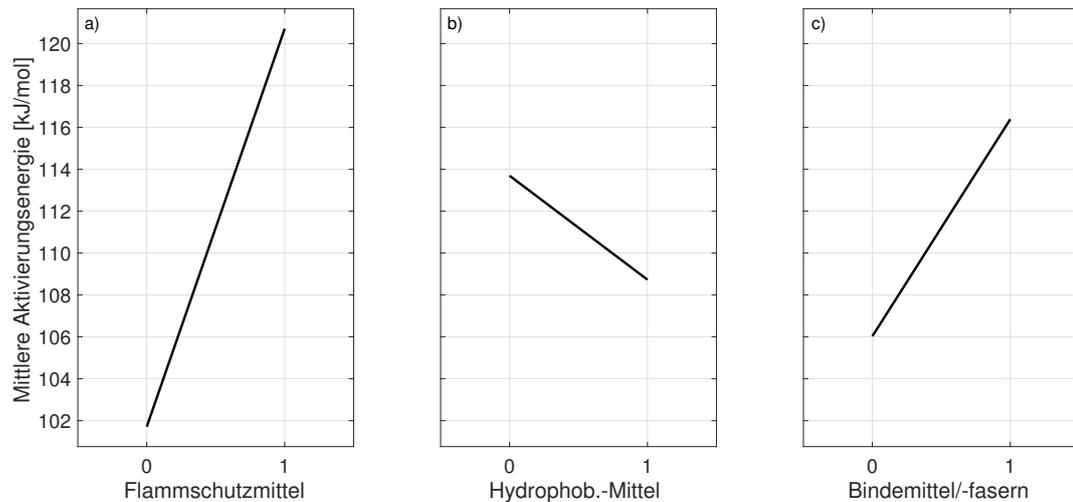
Aufgrund der vergleichsweise hohen Temperaturen weisen Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen in der normalen Einbausituation kein Selbstentzündungsverhalten auf. Außerdem kommt es im Brandfall zu einer überwiegend eindimensionalen Wärmebelastung des Brandstoffes. Dennoch kann die Selbstentzündungstemperatur als Richtwert für ein kritisches Gleichgewicht zwischen Wärmezufuhr und -abgabe herangezogen werden. Aus den Selbstentzündungstemperaturen wurde auf Basis der Methode nach DIN EN 15188 ein Arrheniusdiagramm erstellt, siehe Abbildung 4.12.



**Abbildung 4.12:** Arrheniusdiagramm aus isoperibolen Warmlagerungsversuchen

Es ergibt sich eine über alle Dämmstoffe hinweg gute bis sehr gute Regression mit einem Bestimmtheitsmaß von mindestens  $R=0,98$ , wobei allerdings nur drei Messpunkte existieren. Dieser Zusammenhang ist eine Bestätigung der Annahme, dass die zugrundeliegenden Mechanismen der (Selbst-)Entzündung von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen mittels des Arrhenius-Ansatzes beschrieben werden können und entsprechend skalierbar sind. Die resultierenden formalkinetischen Parameter sind in Tabelle 4.3 dargestellt.

**Adiabate Methode** Die formalkinetischen Parameter aus der adiabaten Methode sind in Tabelle 4.3 dargestellt. Die adiabate Methode weist eine gute Reproduzierbarkeit auf. Die maximale Standardabweichung der Aktivierungsenergie beträgt  $10,4 \text{ kJ/mol}$ . Auf Grundlage der signifikanten Unterschiede zwischen den Dämmstoffen wurde eine Effektanalyse durchgeführt. Zu diesem Zweck wurde ein Haupteffektdiagramm (Abbildung 4.13) erstellt, in dem die Mittelwerte der Populationen in Abhängigkeit der Probenmerkmale *Flammschutz-, Hydrophobierungs- und Bindemittel bzw. Bindefasern* dargestellt wurden.



**Abbildung 4.13:** Haupteffektendiagramm zur Beurteilung der Einflüsse auf die Aktivierungsenergie, adiabate Methodik

Abbildung 4.13a zeigt die Mittelwerte der Population ohne ( $n=25$ ) und mit Flammschutzmittelzusätzen ( $n=25$ ). Der Mittelwert der Aktivierungsenergie steigt bei vorhandenem Flammschutzmittel um ca. 20 kJ/mol. Die Verteilungen der beiden Gruppen unterscheiden sich voneinander nicht signifikant (Kolmogorov-Smirnov  $p>0,05$ ).

Der Mann-Whitney-U-Test ergibt unter einer Annahme eines Signifikanzniveaus von  $\alpha = 0,05$ , dass die Nullhypothese abzulehnen ist und der Effekt somit **statistisch signifikant** ist ( $U=105,00$   $p<0,001$ ).

Abbildung 4.13b zeigt die Mittelwerte der Population ohne ( $n=25$ ) und mit Hydrophobierungsmittel ( $n=25$ ). Der Mittelwert der Aktivierungsenergie sinkt bei vorhandenem Paraffin um ca. 5 kJ/mol. Die Verteilungen der beiden Gruppen unterscheiden sich voneinander nicht signifikant (Kolmogorov-Smirnov  $p>0,05$ ). Der Mann-Whitney-U-Test ergibt unter einer Annahme eines Signifikanzniveaus von  $\alpha = 0,05$ , dass die Nullhypothese beizubehalten ist und der Effekt somit statistisch **nicht signifikant** ist ( $U=245,00$ ,  $p=0,194$ ).

Abbildung 4.13c zeigt die Mittelwerte der Population ohne ( $n=25$ ) und mit Bindemittel/-fasern ( $n=25$ ). Der Mittelwert der Aktivierungsenergie steigt bei vorhandenem Zusatz um ca. 10 kJ/mol an. Die Verteilungen der beiden Gruppen unterscheiden sich voneinander nicht signifikant (Kolmogorov-Smirnov  $p>0,05$ ). Der Mann-Whitney-U-Test ergibt unter einer Annahme eines Signifikanzniveaus von  $\alpha = 0,05$ , dass die Nullhypothese beizubehalten ist und der Effekt somit statistisch **nicht signifikant** ist ( $U=277,00$   $p=0,497$ ).

Die Auswertung der Effekteinflüsse auf Grundlage der statistischen Analysen ergibt, dass es Unterschiede von 5-20 kJ/mol zwischen den jeweiligen Populationen gibt, jedoch nur die Flammschutzmittelzusätze einen statistisch signifikanten Effekt hatten.

**Vergleich** Die Aktivierungsenergie aus isoperibolen und adiabaten Warmlagerungsversuchen liegen grundsätzlich in derselben Größenordnung, siehe Tabelle 4.3. Es zeigt sich eine sehr gute Reproduzierbarkeit für beide Verfahren, wobei die adiabaten Versuche eine höhere Versuchsanzahl aufweisen.

**Tabelle 4.3:** Formalkinetische Parameter aus isoperibolen und adiabaten Warmlagerungsversuchen

Code	Isoperibol E [kJ/mol]	Isoperibol $k_0$	Adiabat E [kJ/mol]	Adiabat $k_0$
WN-c-02	106,6 ± 1,6	1,78E+09	94,8 ± 5,2	6,46E+04
WN-c-03	80,5 ± 1,2	2,67E+06	91,4 ± 1,3	2,22E+04
WT-h-03	106,4 ± 0,1	1,37E+09	112,1 ± 1,7	2,27E+06
WT-c-05	101,1 ± 0,1	3,50E+08	107,1 ± 4,5	7,35E+05
WT-h-07	109,0 ± 0,1	2,39E+09	114,3 ± 2,3	4,56E+06
WL-h-10	104,5 ± 0,1	1,55E+09	112,0 ± 3,5	3,96E+06
WL-c-09	110,1 ± 0,1	6,42E+09	143,7 ± 4,7	4,64E+13
WM-h-01	98,9 ± 0,1	3,60E+08	137,8 ± 10,4	1,71E+10
WT-c-07	101,5 ± 0,1	6,76E+08	106,3 ± 2,8	1,46E+06
CL-c-01	105,6 ± 0,1	7,03E+09	119,2 ± 2,5	6,94E+06

Die geringste Aktivierungsenergie und der niedrigste präexponentielle Faktor wurde in beiden Verfahren für WN-c-03 festgestellt. Im isoperibolen Verfahren beträgt die Aktivierungsenergie 80,5 kJ/mol und im adiabaten Verfahren 91,4 kJ/mol. Die WDVS-Platte weist die höchste Dichte aller untersuchten Proben auf. Vergleichbar niedrige Aktivierungsenergien wurden in adiabaten Versuchen für WN-c-02 festgestellt. Beide Platten sind im Nassverfahren hergestellt und enthalten eine Lagenverklebung, jedoch keine Flammenschutzmittel.

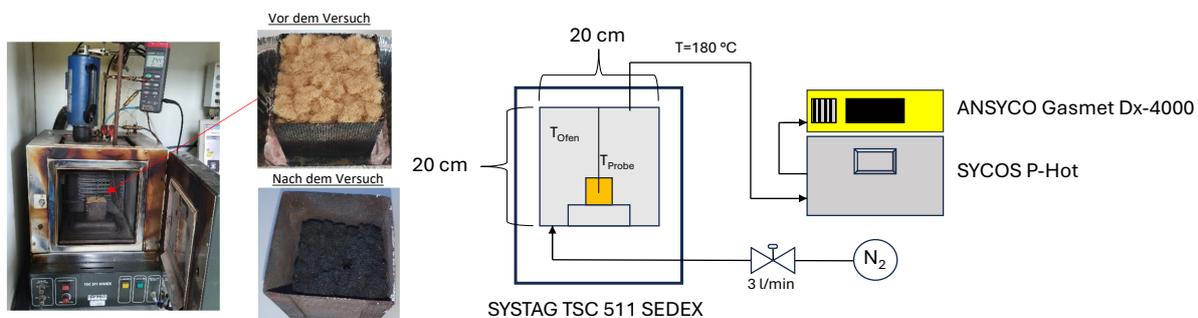
Die höchste Aktivierungsenergie weist WL-c-09 mit 143,7 kJ/mol im adiabaten Verfahren auf. Der größte Unterschied zwischen den Verfahren besteht für die Probe WM-h-01, wobei die adiabate Methode hier deutlich höhere Aktivierungsenergien als in der isoperibolen Methodik aufzeigt. Möglicherweise könnten die textilen Bindefasern hierbei eine signifikante Rolle spielen, welche in keiner der anderen Proben aufzufinden ist.

In den Untersuchungen von [102] zur vergleichenden Bestimmung der formalkinetischen Parameter von brennbaren Stäuben wurde festgestellt, dass die adiabate Methodik typischerweise 10-15 % kleinere Aktivierungsenergien aufweist. Dieser Trend konnte für Holzfaserdämmstoffe nicht abschließend nachgewiesen werden. Die adiabate Methodik scheint jedoch deutlich sensitiver im Hinblick auf die Probenmerkmale zu sein und berücksichtigt Einflüsse der frühen Reaktionsphase besser.

## 4.8 SEDEX-Ofen

### 4.8.1 Versuchsdurchführung

Zur Analyse der Zersetzungsprodukte in unterschiedlichen Gasatmosphären wurden Versuche im SYSTAG TSC 511 SEDEX der OVGU durchgeführt. Dabei handelt es sich um einen beheizbaren Ofen mit Umluftwälzung, der über Anschlüsse für Spülgas und Probengas verfügt. Somit besteht die Möglichkeit der Erzeugung unterschiedlicher Gasatmosphären in Kombination mit einer simultanen Gasanalyse, in diesem Fall mit einem Fourier-Transformations-Infrarot-Spektrometer (FTIR-Spektrometer). Die Versuchskonfiguration ist in Abbildung 4.14 visualisiert.



**Abbildung 4.14:** Foto und schematische Darstellung des Versuchsaufbaus mit kombinierter FTIR-Spektrometer Analyse

Die Proben wurden zu einem Würfel mit einer Kantenlänge von 60 mm zugeschnitten und in einen vergleichbar großen Probenhalter aus Lochblech verbracht. Anschließend wurde ein PT100-Thermoelement mit einem Durchmesser von 1,5 mm in Probenmitte positioniert. Die Höhe der Probe im Ofen wurde mittels einer Blechschale angepasst, um die optimale Positionierung zu erleichtern.

Nach Beladung wurde der Ofen mit einer linearen Aufheizrate bis zu einer Endtemperatur von 400 °C erwärmt. Das Aufzeichnungsintervall für die Temperatur betrug 1 Minute. Um sicherzustellen, dass die Probentemperatur aufgrund der thermischen Trägheit während der Aufheizphase keine signifikante Differenz zur Ofentemperatur aufweist, wurde auf Grundlage von Vorversuchen eine Aufheizrate von 15 K/h gewählt. Der Vorteil in der Verwendung des Ofens liegt in der im Vergleich zu Simultan-Thermischen Analysen deutlich größeren Probengrößen, womit eine realistische Abbildung der Schwelprozesse ermöglicht wird. Neben der Versuchsreihe in Umgebungsatmosphäre mit je drei Wiederholungsversuchen je Probe wurde der Ofen für eine weitere Versuchsreihe mit Inertgas in Form von Stickstoff gespült.

Da der Ofen nicht hermetisch dicht ist, mussten ca. 180 l/h Stickstoff für die Aufrechterhaltung der Atmosphäre aufgewandt werden. Auf Grundlage von Gasanalysen konnte somit eine Atmosphäre von < 1 Vol.-% Sauerstoff sichergestellt werden. Die Versuchsdauer betrug einschließlich Aufheiz- und Abkühlphase jeweils ca. 24 h.

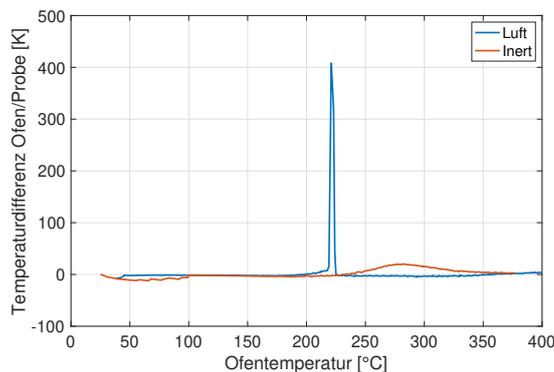
Die während des Schwelprozesses freiwerdenden gasförmigen Produkte wurden mittels FTIR-Analyse quantitativ erfasst. Die Gasentnahme erfolgte mittels einer Öffnung in der Decke des Ofens über das beheizte Gasentnahmesystem SYCOS P-Hot. Das Entnahmesystem und die Messzelle wurden vor Versuchsbeginn auf eine Temperatur von 180 °C vorgeheizt, um eine Kondensation höhersiedender Dämpfe zu vermeiden. Die Analyse erfolgte mit einem FTIR-Spektrometer vom Typ Ansyco Gasmet Dx4000. Die verwendete Spektren-Datenbank ist im Anhang, in Abbildung A2.2 dargestellt. Das Messintervall wurde so eingestellt, dass alle 5 Minuten eine Gasprobe über einen Zeitraum von 30 s analysiert wurde.

In Vorversuchen wurde festgestellt, dass bei stark exothermen Schwelprozessen in Luftatmosphäre zum Teil hohe Schadstoffkonzentrationen erreicht wurden. Zum Schutz des FTIR-Spektrometers wurde das Messgas vor der Analyse daher mit Druckluft verdünnt. Das Verhältnis von Analyse- und Spülgas betrug hierbei 1:9 und wurde bei der Auswertung der Daten herausgerechnet. In den Versuchen unter Inertgasatmosphäre konnte auf die Verdünnung verzichtet werden. Das FTIR-Spektrometer wurde täglich vor Versuchsbeginn mit Stickstoff mit der Reinheit von mindestens 99,999 % kalibriert. Außerdem wurde für die Berücksichtigung der Umgebungskonzentrationen ein Nullspektrum aufgezeichnet. Die Proben wurden nach Beendigung des Versuchs gesammelt und der Elementaranalyse zugeführt.

## 4.8.2 Versuchsergebnisse

Die Versuche in Luft- und Inertatmosphäre zeigen deutliche Unterschiede in Bezug auf die Wärmefreisetzung der Probe. In Abbildung 4.15 ist die Temperaturdifferenz zwischen Ofen und Probe vergleichend für Versuche in Inert- und Luftatmosphäre dargestellt. Es zeigt sich eine deutlich exotherme Reaktion der Probe in Luftatmosphäre bei einer Ofentemperatur von 220 °C und die Temperatur in Probenmitte erreicht innerhalb kurzer Zeit ca. 600 °C. Die Probe in Inertatmosphäre weist nur sehr geringe Temperaturdifferenzen gegenüber der Ofentemperatur auf.

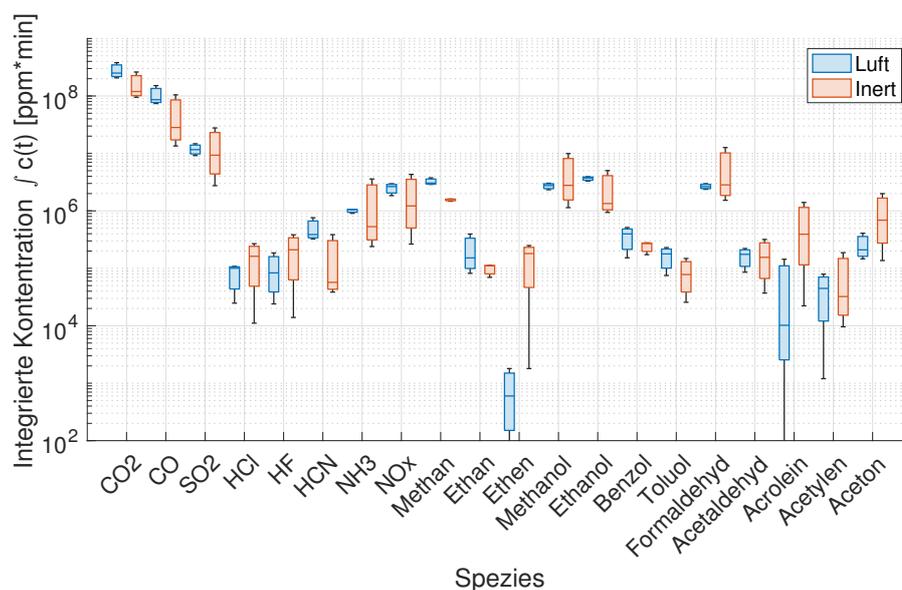
Die Ergebnisse der SEDEX-Versuche von WL-h-10 in Luftatmosphäre zeigen eine kontinuierliche Freisetzung von Ammoniak (50 ppm) in einem Temperaturbereich von 80-180 °C, die möglicherweise auf die enthaltenen Flammschutzmittel (Ammoniumsalze) zurückzuführen sind. Ab 180 °C konnte eine Emission von Schwefeldioxid, Alkoholen und Aldehyden verzeichnet werden.



**Abbildung 4.15:** Temperaturdifferenz zwischen Ofen und Probe im SEDEX mit WL-h-10, Inert- und Luftatmosphäre

Bei Schwefeldioxid könnte es sich ebenfalls um ein Produkt des Flammschutzmittels Ammoniumsulfat handeln, während die Alkohole und Aldehyde vermutlich auf die Depolymerisation der Hemicellulose zurückzuführen sind. Ab ca. 200 °C kam es zu einer massiven Freisetzung von  $CO_2$  (Peak 83.000 ppm) und CO (Peak 55.690 ppm) sowie zur Freisetzung von  $SO_2$ , Aldehyden, Alkoholen und Stickoxiden im Bereich von mehreren tausend ppm. Weiterhin wurden geringe Mengen HCN und Aromaten detektiert. Aromatische Verbindungen sind ein Hinweis auf die Depolymerisation des Lignins. Nach ca. 20 Minuten erreichte die Probe wieder die Ofentemperatur, die Gasfreisetzung sank deutlich und blieb bis zum Versuchsende auf einem niedrigen Niveau annähernd konstant, was eine nahezu vollständige Umsetzung der Probenmasse vermuten lässt. Die genannten Temperaturbereiche und Gasfreisetzungen konnten in allen Wiederholungsversuchen festgestellt werden.

Auch bei einer Reaktion in Inertatmosphäre kam es ab einer Temperatur von ca. 80 °C zu einer Ammoniakfreisetzung. Ab 180 °C kommt es durch die Zersetzungsprozesse ebenfalls zu einer Emission von Alkoholen und Aldehyden sowie Schwefeldioxid. Ab einer Temperatur von 300 °C werden hauptsächlich nur noch CO und  $CO_2$  freigesetzt, jedoch in einem deutlich geringeren Umfang als in Luftatmosphäre. Die Temperatur von Ofen und Proben divergierten nur geringfügig, sodass durch den fehlenden Sauerstoff von im Wesentlichen endothermen Reaktionen ausgegangen werden kann. Die durchgeführte FTIR-Analyse ermöglicht eine Auswertung der während der Zersetzung freiwerdenden Substanzen. Grundsätzlich muss beachtet werden, dass das FTIR-Spektrometer entsprechende Querempfindlichkeiten aufweist und es bei einer Überlagerung von Spektren zu einer fehlerhaften Detektion entsprechender Gase kommen kann. Die Auswahl der Spektren hat somit einen signifikanten Einfluss auf die Ergebnisse. Zur besseren Vergleichbarkeit der gesamten freigesetzten Gasanteile werden die über die Zeit integrierten Konzentrationen in der Abbildung 4.16 für unterschiedliche Spezies visualisiert. Aufgrund der unterschiedlichen Größenordnungen der Einzelspezies wird eine logarithmische Skala verwendet.



**Abbildung 4.16:** Integrierte Konzentration der FTIR-Analyse im SEDEX mit WL-h-10, Inert- und Luftatmosphäre mit je 3 Einzelversuchen

Zunächst fällt auf, dass die Verteilung der drei Einzelversuche in Inertatmosphäre eine größere Streuung aufweist. Die aufsummierten Spezieskonzentrationen sind in den Versuchen mit Luftatmosphäre annähernd doppelt so hoch, es wird also in Summe deutlich mehr Gas freigesetzt. Das Verteilungsmuster der freigesetzten Substanzen lässt sich jedoch grundsätzlich mit dem in Luftatmosphäre vergleichen, obwohl es in Inertatmosphäre nicht zu einer signifikanten exothermen Reaktion der Probe kam. Die Gasfreisetzung wird daher im Wesentlichen durch die Zersetzungsphase vor und weniger durch die Verbrennung während der Wärmeexplosion beeinflusst. Im Anschluss an die Wärmeexplosion ist kaum noch Probenmaterial vorhanden und die Gasfreisetzung lässt nach.

Als Hauptbestandteile werden in absteigender Reihenfolge  $CO_2$ ,  $CO$  und  $SO_2$  freigesetzt. In der nächstkleineren Größenordnung wurden Methan, Ammoniak, Stickoxide, Alkohole und Formaldehyd detektiert. Kleinere Mengen an  $HCl$ ,  $HF$ , diversen Kohlenwasserstoffen, Aromaten, Aldehyden und Ketonen wurden ebenfalls erfasst.

## 4.9 Elementaranalyse und Bombenkalorimeter

### 4.9.1 Versuchsdurchführung

Für die Bestimmung der Zusammensetzung der festen Stoffe wurden Elementaranalysen auf Basis der vorgestellten Zersetzungsmechanismen in drei verschiedenen Stadien bestimmt.

1. Analyse: Rohmaterial (Edukt) vor Versuchsbeginn
2. Analyse: Char (Zwischenprodukt) nach Schwelen in Inertatmosphäre
3. Analyse: Residuum (Produkt) nach Schwelen in Luftatmosphäre

Für die Analyse der Kohlenstoff-, Wasserstoff- und Stickstoffanteile wurde ein Gerät vom Typ LECO (R) CHN628 verwendet. Die Bestimmung des Wassergehalts erfolgte durch ein Coulometer vom Typ Sartorius (R) MA45/100.

Die Bestimmung des Brennwertes der Proben erfolgte nach DIN 51900 in einem Bombenkalorimeter vom Typ IKA (R) C200. Anschließend wurde der Heizwert unter Berücksichtigung des Wassergehaltes der Proben berechnet.

#### 4.9.2 Versuchsergebnisse

Die Auswertung der elementaren Zusammensetzung der Ausgangsmaterialien ist in Tabelle 4.4 dargestellt. Es zeigt sich eine gute Vergleichbarkeit der Zusammensetzungen innerhalb der Holzfaserdämmstoffe. Die Trockenmasse besteht zu etwa 55 % aus Kohlenstoff, 7 % aus Wasserstoff, 37 % aus Sauerstoff und 1 % aus Stickstoff. Abgesehen von Zusätzen bestehen die Materialien aus mehr als 85 % aus Nadelholz, sodass die Ergebnisse plausibel sind.

Der aus Recyclingpapier bestehende Zellulosefaserdämmstoff weist niedrigere Kohlenstoff- und höhere Sauerstoffanteile auf. Der höhere Sauerstoffgehalt kann auf das Bleichen des Papiers bei der Herstellung (beispielsweise mittels Wasserstoffperoxid) und den höheren Anteil von Cellulose zurückzuführen sein. Für Altpapier findet sich in der Literatur eine Zusammensetzung (wasser- und aschefrei) aus 36 % Kohlenstoff, 5 % Wasserstoff, 59 % Sauerstoff und <1 % Stickstoff [103].

Der Heizwert der Holzfaserdämmstoffe liegt mit durchschnittlich 18,4 MJ/kg etwas unterhalb von Fichtenholz (20,4 MJ/kg [65]). Der Heizwert des Zellulosedämmstoffs liegt mit 12,4 MJ/kg deutlich unterhalb von Zeitungspapier (19,7 MJ/kg [65]), was möglicherweise auf die enthaltenen Flammschutzmittel und den erhöhten Sauerstoffanteil zurückzuführen ist.

**Tabelle 4.4:** Elementare Zusammensetzung (wasser- und aschefrei) und Heiz-/Brennwerte

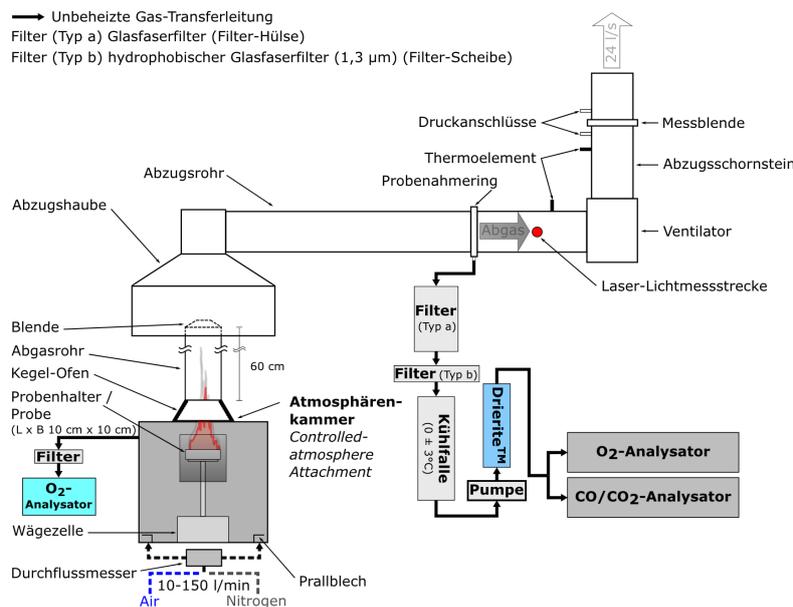
Code	Kohlenstoff- gehalt [%]	Wasserstoff- gehalt [%]	Sauerstoff- gehalt [%]	Stickstoff- gehalt [%]	Brennwert $H_o[kJ/kg]$	Heizwert $H_u[kJ/kg]$
WN-c-02	53,48	7,10	39,22	0,21	18.414	16.904
WN-c-03	54,84	7,21	36,94	1,00	19.381	17.842
WT-h-03	54,29	7,17	37,34	1,19	18.446	16.923
WT-c-05	56,22	7,64	35,19	0,95	19.885	18.265
WT-h-07	55,26	7,22	36,47	1,05	18.099	16.578
WL-h-10	51,44	7,26	39,77	1,53	17.163	15.626
WL-c-09	53,18	7,52	37,74	1,56	17.579	16.005
WM-h-01	51,42	7,29	39,46	1,83	18.115	16.567
WT-c-07	55,20	7,42	35,84	1,54	19.056	17.489
CL-c-01	41,46	6,05	51,62	0,87	13.692	12.387

## 4.10 Cone-Kalorimeter mit kontrollierter Gasatmosphäre

### 4.10.1 Versuchsdurchführung

Das nach ISO 5660 [104] standardisierte Cone-Kalorimeter dient der Bestimmung der Wärmefreisetzung von Materialien im Labormaßstab. Dabei wird die Probe unter einem konischen Heizer mit einer definierten Wärmestromdichte erhitzt. Die entstehenden Brandgase werden einer Rauchgasanalyse unterzogen, um den Sauerstoffverbrauch sowie die Anteile von Kohlenmonoxid und Kohlendioxid zu erfassen. Zusätzlich wird eine Waage verwendet, um den aktuellen Massenverlust zu bestimmen.

Das verwendete Controlled-Atmosphere-Cone-Kalorimeter (CACC) verfügt über eine Erweiterung, die sogenannte *vitiated Chamber*, mit der eine kontrollierte Atmosphäre in der Versuchskammer erzeugt werden kann. Somit können Einflüsse der umgebenden Sauerstoffatmosphäre auf die Wärmefreisetzung gezielt untersucht werden. Bei dem verwendeten Modell handelt es sich um ein offenes Cone-Kalorimeter (open-CACC) der Firma Fire Testing Technology, bei dem keine geschlossene Verbindung zwischen der Messkammer und dem Abluftkanal besteht. Um eine unkontrollierte *Post-Chamber*-Oxidation oberhalb der Messkammer zu minimieren, wurde oberhalb der Messkammer ein Ofenrohr mit einem Innendurchmesser von 100 mm angeordnet. Aufgrund der leicht abweichenden Bauweise zu dem schematisch in (siehe Abbildung 4.17) dargestellten Gerät betrug die Rohrlänge 40 cm. Das Gerät ermöglicht die Einstellung einer Atmosphäre von 0-20,95 Vol.-% Sauerstoff durch gezielte Mischung von Stickstoff und Umgebungsluft mittels Schwebekörperdurchflussregler bei einer konstanten Durchflussmenge von 180 l/min.



**Abbildung 4.17:** Schematische Darstellung des Controlled-Atmosphere-Cone-Calorimeters (CACC) [105]

Die erzielte Sauerstoffkonzentration in der Kammer wurde mittels eines MRU Optima 7 Messgerätes überprüft. Die standardisierte Berechnung der freiwerdenden Wärme basiert auf dem Hugget'schen Prinzip, das besagt, dass die Wärmefreisetzung organischer Brennstoffe direkt von der Menge des während der Verbrennung verbrauchten Sauerstoffs (13,1 MJ/kg) abhängt. Ein Nachteil dieser Methode bei Verwendung von variierenden Gasatmosphären besteht jedoch darin, dass schwankende Sauerstoffkonzentrationen, z.B. bei Öffnung der Blende oder durch expandierende Heißgase in der Messkammer, einen erheblichen Einfluss auf die Ergebnisse haben. Anstelle der Sauerstoffverbrauchskalorimetrie wurde daher eine Kohlenstoffoxidkalorimetrie (CDG-Methode) verwendet. Da Kohlenmonoxid ausschließlich durch die Probe freigesetzt wird und nur geringe Anteile von Kohlendioxid im Spülgas vorhanden sind, ist diese deutlich weniger sensitiv in Bezug auf externe Einflüsse. Die Wärmefreisetzungsrate ergibt sich anhand der freigesetzten  $CO$ - und  $CO_2$ -Massenströme nach *Janssens* [106] zu:

$$\dot{Q} = E_{CO_2}(\dot{m}_{e,CO_2} - \dot{m}_{a,CO_2}) + E_{CO}\dot{m}_{e,CO} \quad (4.8)$$

- $E_{CO_2}$  - Freigesetzte Wärme pro Masseneinheit Kohlendioxid [13,3 MJ/kg]
- $E_{CO}$  - Freigesetzte Wärme pro Masseneinheit Kohlenmonoxid [11,1 MJ/kg]
- $\dot{m}_{e,CO_2}$  - Massenstrom Kohlendioxid im Abgas [g/s]
- $\dot{m}_{a,CO_2}$  - Massenstrom Kohlendioxid Umgebungsatmosphäre [g/s]
- $\dot{m}_{a,CO}$  - Massenstrom Kohlenmonoxid im Abgas [g/s]

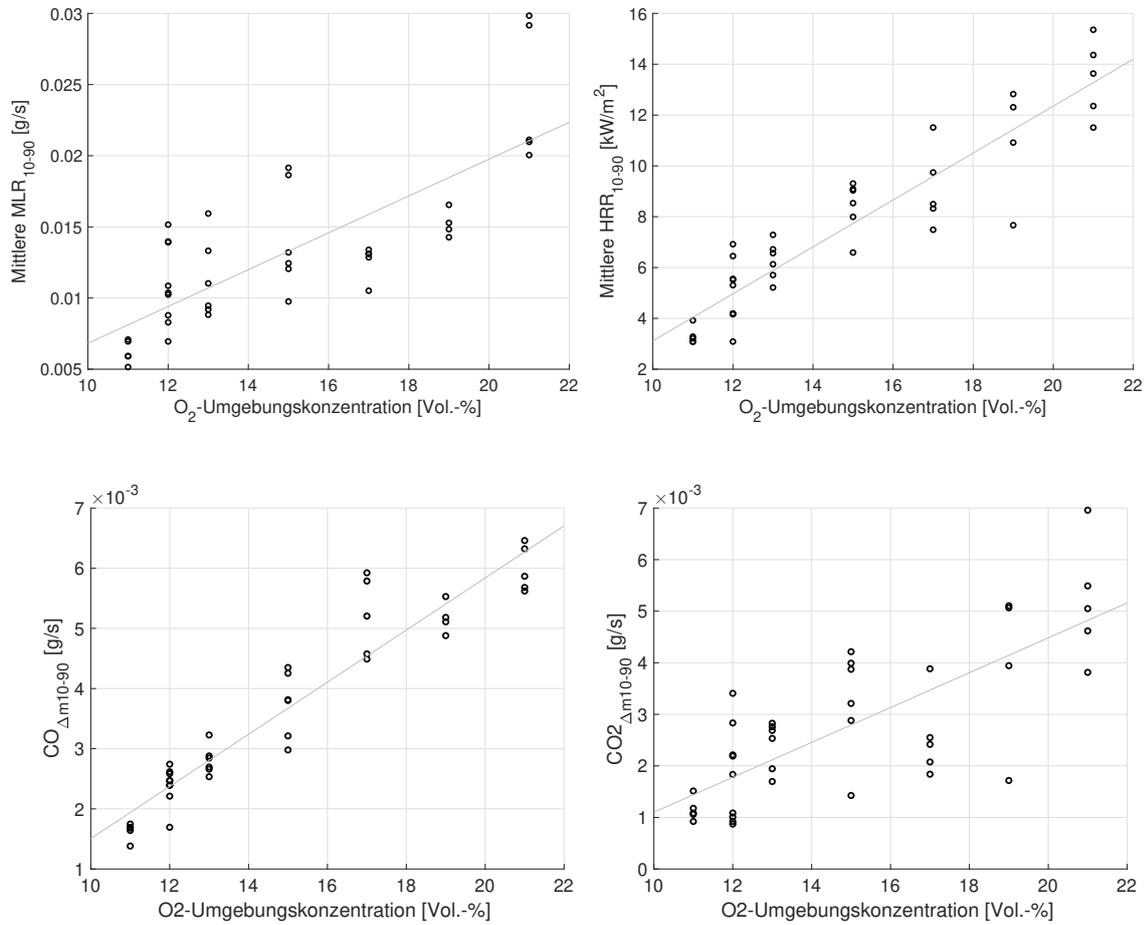
Für die Untersuchung des Einflusses der Gasatmosphäre wurden Sauerstoffkonzentrationen zwischen 11-20,95 Vol.-% betrachtet. Das untere Limit wurde auf 11 Vol.-% festgesetzt, da in Vorversuchen unterhalb dessen keine signifikante Wärmefreisetzung mehr gemessen werden konnte. Die Proben wurden zuvor bei einer Temperatur von 23 °C und einer Luftfeuchte von 65 % bis zur Massekonstanz konditioniert, um den Einfluss schwankender Materialfeuchte auszuschließen. Zur Minimierung von Wärmeverlusten an den Rändern der Probe und der Fokussierung auf einen 1-dimensionalen Abbrand wurden die Proben in einen Vermiculit-Behälter mit einer Dicke von 20 mm eingebracht. Der Probenbehälter wurde vor Versuchsbeginn getrocknet, um Einflüsse auf den Massenverlust zu reduzieren.

Zur Untersuchung des Schwelverhaltens wurden Wärmestromdichten von 15  $kW/m^2$  verwendet, da bei höheren Wärmestromdichten ein Flammenbrand nicht ausgeschlossen werden kann. Das Äquivalent der Wärmestromdichte einer Schwelfront liegt etwa zwischen 10-30  $kW/m^2$  [32]. Außerdem wurde der Funkenzünder deaktiviert. Um eine möglichst stabile Konzentration in der Kammer zu erzielen, wurde die Blende erst eine Minute nach Einbringen des Probekörpers und Verschließen der Tür gestartet. Der Versuch wurde beendet, sobald der Massenverlust  $< 1 \%/min$  betrug. Je Parameterset wurden mindestens drei Versuche durchgeführt. Basierend auf Vorversuchen wurde mit WL-h-10 ein Einblasdämmstoff ausgewählt, der eine gute Wiederholbarkeit aufweist. Insgesamt wurden 40 Versuche bei Sauerstoffkonzentrationen von 11-20,95 Vol.-% durchgeführt.

#### 4.10.2 Versuchsergebnisse

Abbildung 4.18 zeigt die Auswertung der mittleren Massenverlust- und Wärmefreisetzungsraten mittels Kohlenstoffoxidkalorimetrie sowie  $CO$  und  $CO_2$ -Freisetzungsraten von 40 Einzelversuchen mit WL-h-10 bei unterschiedlichen Gasatmosphären. Die Auswertung der Versuche erfolgte im 10-90 %-igen Massenverlustintervall, um die wesentliche Schwelphase zu fokussieren, eine bessere Vergleichbarkeit zwischen unterschiedlich lang andauernden Versuchen zu ermöglichen, sowie Schwankungen zu Beginn und am Ende des Versuchs zu vernachlässigen. Die Versuchsergebnisse streuen erwartungsgemäß, da das Cone-Kalorimeter insbesondere bei niedrigen Wärmefreisetzungen ein niedriges Signal-Rausch-Verhältnis aufweist. Für weitere Einflussfaktoren wird auf [107] verwiesen.

Aus den Ergebnissen lässt sich eine näherungsweise lineare Abhängigkeit der Wärmefreisetzung von der Sauerstoffkonzentration in der Messkammer feststellen. Unterhalb einer Konzentration von 10-11 Vol.-% kommen die wesentlichen exothermen Reaktionsprozesse zum Erliegen. Es muss jedoch beachtet werden, dass dieser Wert stark von der Geometrie des Probekörpers abhängig ist und Schwelen grundsätzlich auch bei deutlich niedrigeren Sauerstoffkonzentrationen stattfinden kann.



**Abbildung 4.18:** Mittlere Massenverlust- (MLR), Wärmefreisetzungsrate (HRR) und CO/CO<sub>2</sub> Produktion im 10-90%igen Massenverlustintervall für Wl-h-10 bei unterschiedlichen Sauerstoffkonzentrationen aus CACC-Versuchen (n=40)

Massenverlust- und Wärmefreisetzungsrate nehmen durch sinkende Sauerstoffkonzentrationen ab, wenngleich die Linearität hier aufgrund der Streuungen schwierig einzuordnen ist. Die Effektive Verbrennungswärme bleibt mit  $5,7 \pm 0,9$  MJ/kg bei 21 Vol.-% O<sub>2</sub> und  $5,6 \pm 0,6$  MJ/kg bei 11 Vol.-% O<sub>2</sub> nahezu konstant. Somit wird die freigesetzte Wärme pro Masseneinheit nicht wesentlich durch die Sauerstoffkonzentration beeinflusst.

Ähnlich verhält es sich mit den freigesetzten Mengen Kohlenmonoxid und Kohlendioxid. Während die Gesamtmenge der Gasfreisetzung vergleichbar zur Massenverlustrate sinkt, bleibt die Ausbeute näherungsweise konstant.

Das CO/CO<sub>2</sub>-Verhältnis nimmt von  $1,5 \pm 0,3$  bei 20,95 Vol.-% O<sub>2</sub> zu  $1,2 \pm 0,3$  bei 11 Vol.-% O<sub>2</sub> nur geringfügig ab. Beim Schwelen handelt es sich bereits bei Umgebungsbedingungen um eine stark unvollständige Verbrennung. Die Verringerung der Sauerstoffkonzentration in der Atmosphäre führt zu einer niedrigeren Massenverlustrate, hat jedoch nur einen geringeren Einfluss auf die Vollständigkeit der Oxidation selbst.

## 4.11 Simultan-Thermische-Analysen

### 4.11.1 Versuchsdurchführung

Zur Analyse der Zersetzungsphasen schwelender Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen wurden die Materialien in der Simultan-Thermischen Analyse (STA) untersucht. Die STA vom Typ *LABSYS evo Setaram TG/DSC* besteht aus einer Kombination von thermogravimetrischer Analyse (TGA) und dynamischer Differenzkalorimetrie (DSC). Die Probe mit der Einwaage von ca. 10 mg wurde hierbei einer linearen Aufheizrate von 5 K/min unter Luftatmosphäre unterzogen. Sowohl der Massenverlust der Probe als auch die aufgenommenen und abgegebenen Wärmemengen einer Probe wurden im Vergleich zu einem Referenztiegel ohne Probe bestimmt. Traten exotherme oder endotherme Effekte bzw. ein Massenverlust auf, wurden diese in Abhängigkeit des Temperaturverlaufs aufgezeichnet.

Die Versuchsreihen wurden mit je drei Versuchen für alle Materialien in Inert- und Luftatmosphäre durchgeführt. Die Bestimmung der formalkinetischen Parameter aus der thermogravimetrischen Analyse erfolgte über eine nicht-isotherme isokonversionelle Methode. Unter Annahme einer Reaktion 1. Ordnung kann die Reaktionsrate (Massenverlust pro Zeit) in Abhängigkeit der empirischen Arrhenius-Gleichung beschrieben werden:

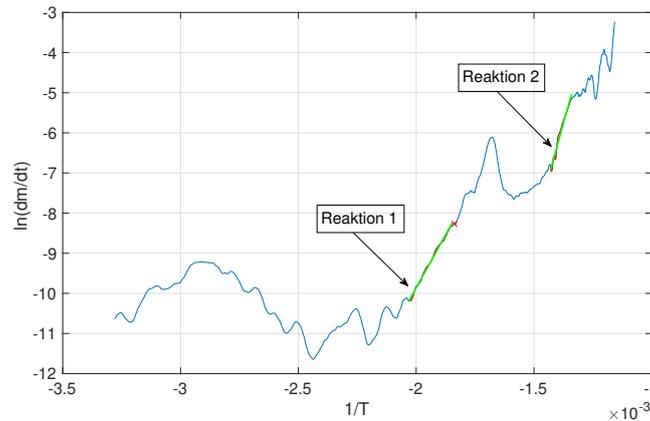
$$\frac{dm}{dt} = -m \cdot A_0 \cdot e^{\frac{-E}{RT}} \quad (4.9)$$

Durch Logarithmierung kann die Gleichung 4.9 in ein lineares Gleichungssystem der Form  $y = mx + b$  überführt werden:

$$\ln\left(-\frac{1}{m} \cdot \frac{dm}{dt}\right) = \frac{-E}{R \cdot T} + \ln(A_0) \quad (4.10)$$

Der Massenverlust pro Zeit über die Temperatur ist aus der TGA gegeben. Durch eine Auftragung von  $\frac{dm}{dt}(T)$  über die reziproke Temperatur entspricht  $E/R$  der Steigung und  $\ln(A_0)$  dem Ordinatenabschnitt. Die mathematische Auswertung der maximalen Steigung wurde anhand eines modifizierten MATLAB-Codes von [78] durchgeführt.

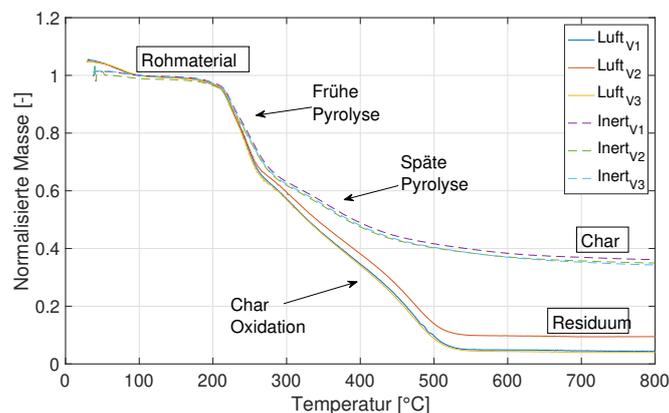
Durch die Modifikation ist der Code in der Lage, die formalkinetischen Parameter für zwei unterschiedliche Teilreaktionen zu bestimmen. Die Berechnung erfolgte für mehrstufige Reaktionen separat, siehe Abbildung 4.19.



**Abbildung 4.19:** Bestimmung der Anstiege  $E/R$  für zwei Teilreaktionen aus STA-Analysen mit WT-c-05 in Luftatmosphäre

#### 4.11.2 Versuchsergebnisse

In Abbildung 4.20 ist die Auswertung von jeweils drei STA Versuchen mit WL-h-10 in Luft- und Inertatmosphäre dargestellt. Der Massenverlust wurde auf die Masse bei 100 °C normiert, um den Einfluss von unterschiedlichen Wassergehalten auszuschließen. Die Auswertung der Simultan-Thermischen-Analyse zeigt eine grundsätzlich gute Reproduzierbarkeit der Wiederholungsversuche.



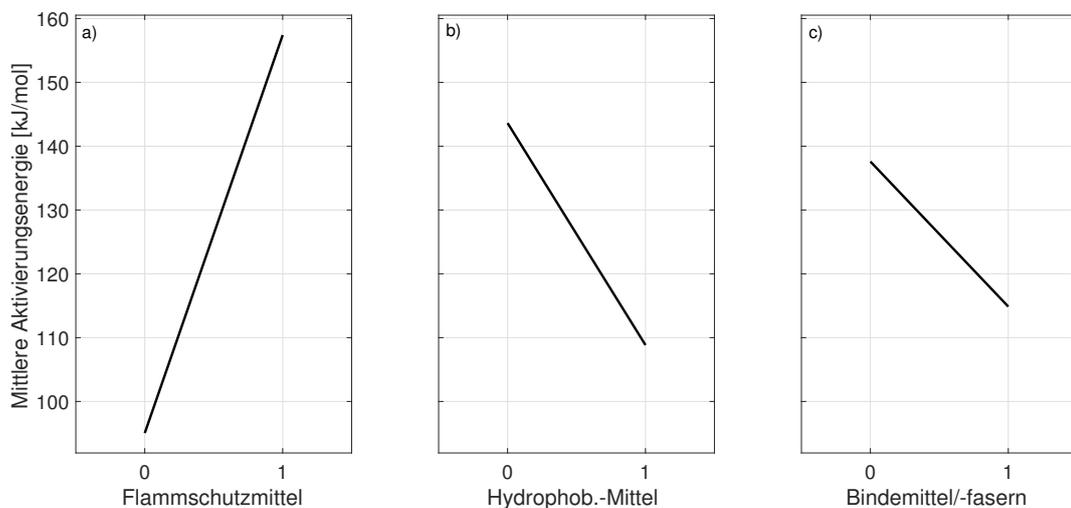
**Abbildung 4.20:** Ergebnisse der thermogravimetrischen Analyse für WL-h-10 in Luft- und Inertatmosphäre aus drei Einzelversuchen

Während der Analyse in Luftatmosphäre findet die erste Zersetzungsphase im Bereich von 220 °C - 250 °C statt. In diesem Bereich kommt es vorrangig zur Depolymerisation der Hemicellulose. Daran schließt sich eine Zersetzungsphase von 250 - 400 °C an, in der sich der Zersetzungsereich der Cellulose befindet. Die Zersetzungsphase von Lignin nimmt einen größeren Bereich von etwa 200 °C - 600 °C ein und überlagert damit die beiden anderen Reaktionen. Ab ca. 400 °C findet die Char-Oxidation statt.

Die Pyrolyse in Inertatmosphäre unterscheidet sich im Bereich bis ca. 300 °C nicht wesentlich von der Zersetzung in Luftatmosphäre. Die Depolymerisation ist temperaturgesteuert und die Reaktionsgeschwindigkeit wird nicht von Oxidationsreaktionen beeinflusst.

Die Oxidation findet im Fall der Analyse in Inertatmosphäre nicht statt, somit kommt es zu einem größeren Anteil von nicht oxidierten Charprodukten. Ein grundsätzlich ähnlicher Verlauf der Zersetzungsphasen bei unterschiedlichen Temperaturbereichen und Char- bzw. Residuumsanteilen konnte für alle untersuchten Holzfaser- und Zellulosedämmstoffe festgestellt werden.

**Formalkinetische Parameter, STA Luft, Teilreaktion 1** Zur Analyse der Einflüsse auf die Aktivierungsenergie wurde eine Effektanalyse durchgeführt. Zu diesem Zweck wurde ein Haupteffektendiagramm (Abbildung 4.21) erstellt, in dem die Mittelwerte der Populationen in Abhängigkeit der Probenmerkmale Flammenschutz-, Hydrophobierungs- und Bindemittel dargestellt wurden. Die Standardabweichung der Aktivierungsenergie beträgt zwischen 1,2 und 21,8 kJ/mol.



**Abbildung 4.21:** Haupteffektendiagramm zur Beurteilung der Einflüsse auf die Aktivierungsenergie aus STA in Luftatmosphäre, 1. Teilreaktion

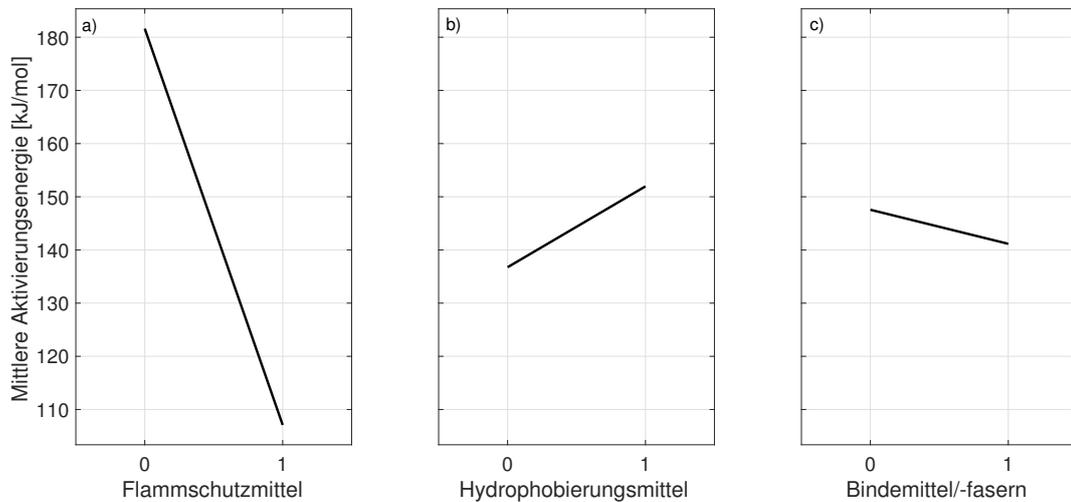
Abbildung 4.21a zeigt die Mittelwerte der Population ohne ( $n=15$ ) und mit Flammenschutzmittel ( $n=15$ ). Der Mittelwert der Aktivierungsenergie steigt bei vorhandenem Flammenschutzmittel um ca. 60 kJ/mol an. Die Verteilungen der beiden Gruppen unterscheiden sich nicht signifikant voneinander (Kolmogorov-Smirnov  $p>0,05$ ). Der Mann-Whitney-U-Test ergibt unter einer Annahme eines Signifikanzniveaus von  $\alpha = 0,05$ , dass die Nullhypothese abzulehnen ist und der Effekt somit **statistisch signifikant** ist ( $U=34,0$ ;  $Z=-3,256$ ;  $p=0,001$ ).

Abbildung 4.21b zeigt die Mittelwerte der Population ohne ( $n=15$ ) und mit Hydrophobierungsmittel ( $n=15$ ). Der Mittelwert der Aktivierungsenergie sinkt bei vorhandenem Paraffin um ca. 30 kJ/mol ab. Die Verteilungen der beiden Gruppen unterscheiden sich nicht signifikant voneinander (Kolmogorov-Smirnov  $p > 0,05$ ). Der Mann-Whitney-U-Test ergibt unter einer Annahme eines Signifikanzniveaus von  $\alpha = 0,05$ , dass die Nullhypothese abzulehnen ist und der Effekt somit **statistisch signifikant** ist ( $U=46,00$ ;  $Z=-2,758$ ;  $p=0,005$ ).

Abbildung 4.21c zeigt die Mittelwerte der Population ohne ( $n=15$ ) und mit Bindemittel/-fasern ( $n=15$ ). Der Mittelwert der Aktivierungsenergie sinkt bei Bindemitteln bzw. -fasern um ca. 25 kJ/mol ab. Die Verteilungen der beiden Gruppen unterscheiden sich nicht signifikant voneinander (Kolmogorov-Smirnov  $p > 0,05$ ). Der Mann-Whitney-U-Test ergibt unter einer Annahme eines Signifikanzniveaus von  $\alpha = 0,05$ , dass die Nullhypothese beizubehalten ist und der Effekt somit **statistisch nicht signifikant** ist ( $U=410,00$ ;  $Z=-1,597$ ;  $p=0,116$ ). Die Auswertung der Effekteinflüsse auf Grundlage der statistischen Analysen ergibt, dass es Unterschiede von bis zu 60 kJ/mol zwischen den jeweiligen Populationen gibt. Gemäß der nicht-parametrischen Tests sind die Effekte für Flammenschutz- und Bindemittel statistisch signifikant.

**Formalkinetische Parameter, STA Luft, Teilreaktion 2** Die Standardabweichung der Aktivierungsenergie beträgt zwischen 1,4 und 24,6 kJ/mol. Abbildung 4.22a zeigt die Mittelwerte der Population ohne ( $n=15$ ) und mit Flammenschutzmittel ( $n=15$ ). Der Mittelwert der Aktivierungsenergie sinkt bei vorhandenem Flammenschutzmittel um ca. 75 kJ/mol ab. Die Verteilungen der beiden Gruppen unterscheiden sich nicht signifikant voneinander (Kolmogorov-Smirnov  $p > 0,05$ ). Der Mann-Whitney-U-Test ergibt unter einer Annahme eines Signifikanzniveaus von  $\alpha = 0,05$ , dass die Nullhypothese abzulehnen ist und der Effekt somit **statistisch signifikant** ist ( $U=1,00$ ;  $Z=-4,666$ ;  $p=0,001$ ). Die signifikante Abnahme der Aktivierungsenergie durch Stickstoff-Phosphor-basierte Flammenschutzmittel wurde bei der thermischen Zersetzung von Holz in höheren  $>350$  °C Temperaturbereichen ebenfalls beobachtet. Als Ursache wurde eine synergistische Wechselwirkung von P-N auf die Charbildung mit einhergehender Absenkung der Zersetzungstemperaturen angegeben [108].

Abbildung 4.22b zeigt die Mittelwerte der Population ohne ( $n=15$ ) und mit Hydrophobierungsmittel ( $n=15$ ). Der Mittelwert der Aktivierungsenergie steigt bei vorhandenem Hydrophobierungsmittel um ca. 15 kJ/mol an. Die Verteilungen der beiden Gruppen unterscheiden sich nicht signifikant voneinander (Kolmogorov-Smirnov  $p > 0,05$ ). Der Mann-Whitney-U-Test ergibt unter einer Annahme eines Signifikanzniveaus von  $\alpha = 0,05$ , dass die Nullhypothese beizubehalten ist und der Effekt somit **statistisch nicht signifikant** ist ( $U=82,00$ ;  $Z=-1,265$ ;  $p=0,217$ ).

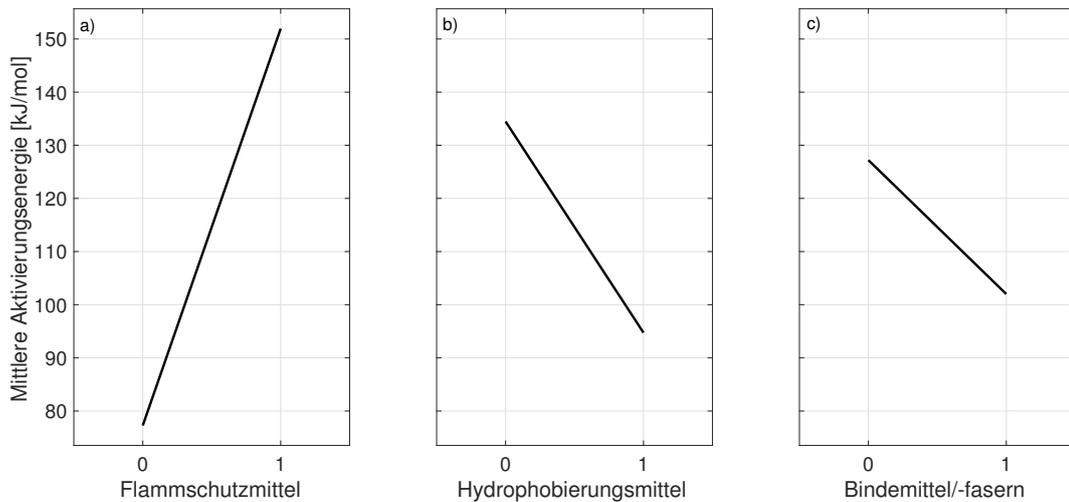


**Abbildung 4.22:** Haupteffektdiagramm zur Beurteilung der Einflüsse auf die Aktivierungsenergie aus STA in Luftatmosphäre, 2. Teilreaktion

Abbildung 4.22c zeigt die Mittelwerte der Population ohne ( $n=15$ ) und mit Bindemittel/-fasern ( $n=15$ ). Der Mittelwert der Aktivierungsenergie sinkt bei vorhandenem Klebstoff um ca. 8 kJ/mol ab. Die Verteilungen der beiden Gruppen unterscheiden sich nicht signifikant voneinander (Kolmogorov-Smirnov  $p > 0,05$ ). Der Mann-Whitney-U-Test ergibt unter einer Annahme eines Signifikanzniveaus von  $\alpha = 0,05$ , dass die Nullhypothese beizubehalten ist und der Effekt somit statistisch **nicht signifikant** ist ( $U=107,00$ ;  $Z=-0,228$ ;  $p=0,838$ ).

**Formalkinetische Parameter aus STA in Inertatmosphäre** Für die zweite Teilreaktion wurde ebenfalls eine Effektanalyse (Abbildung 4.23) durchgeführt. Die Standardabweichung der Aktivierungsenergie beträgt zwischen 0,6 und 17,3 kJ/mol.

Abbildung 4.23a zeigt die Mittelwerte der Population ohne ( $n=15$ ) und mit Flammschutzmittel ( $n=15$ ). Der Mittelwert der Aktivierungsenergie steigt bei vorhandenem Flammschutzmittel um ca. 75 kJ/mol an. Die Verteilungen der beiden Gruppen unterscheiden sich signifikant voneinander (Kolmogorov-Smirnov  $p \leq 0,05$ ).



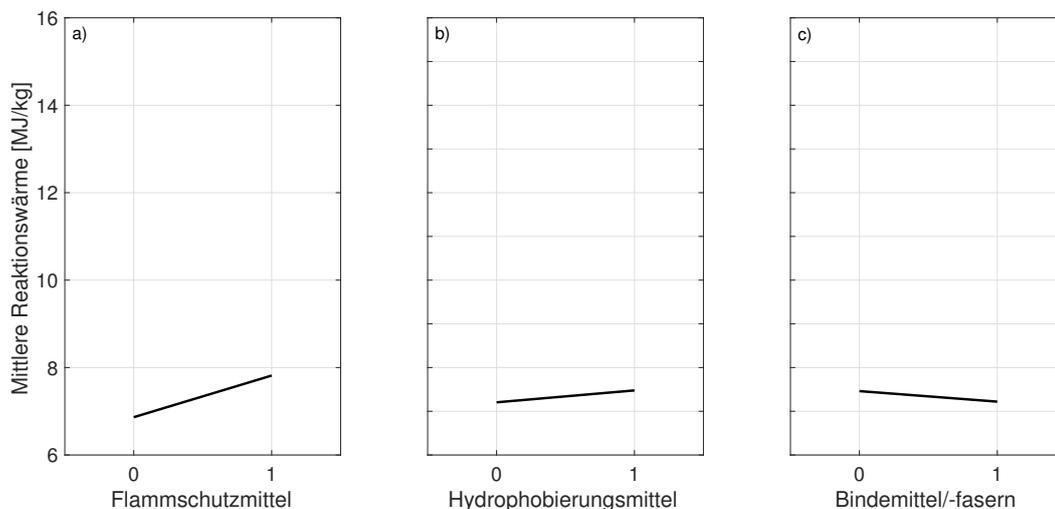
**Abbildung 4.23:** Haupteffektendiagramm zur Beurteilung der Einflüsse auf die Aktivierungsenergie aus STA in Inertatmosphäre

Der Mann-Whitney-U-Test ergibt unter einer Annahme eines Signifikanzniveaus von  $\alpha = 0,05$ , dass die Nullhypothese abzulehnen ist und der Effekt somit **statistisch signifikant** ist ( $U=45,00$ ;  $Z=-2,80$ ;  $p=0,004$ ).

Abbildung 4.23b zeigt die Mittelwerte der Population ohne ( $n=15$ ) und mit Hydrophobierungsmittel ( $n=15$ ). Der Mittelwert der Aktivierungsenergie sinkt bei vorhandenem Hydrophobierungsmittel um ca. 40 kJ/mol ab. Die Verteilungen der beiden Gruppen unterscheiden sich **signifikant** voneinander (Kolmogorov-Smirnov  $p \leq 0,05$ ). Der Mann-Whitney-U-Test ergibt unter einer Annahme eines Signifikanzniveaus von  $\alpha = 0,05$ , dass die Nullhypothese abzulehnen ist und der Effekt somit **statistisch signifikant** ist ( $U=46,00$ ;  $Z=-2,785$ ;  $p=0,005$ ).

Abbildung 4.23c zeigt die Mittelwerte der Population ohne ( $n=15$ ) und mit Bindemittel/-fasern ( $n=15$ ). Der Mittelwert der Aktivierungsenergie sinkt bei vorhandenem Bindemittel/-fasern um ca. 25 kJ/mol ab. Die Verteilungen der beiden Gruppen unterscheiden sich **signifikant** voneinander (Kolmogorov-Smirnov  $p \leq 0,05$ ). Der Mann-Whitney-U-Test ergibt unter einer Annahme eines Signifikanzniveaus von  $\alpha = 0,05$ , dass die Nullhypothese beizubehalten ist und der Effekt somit **statistisch nicht signifikant** ist ( $U=94,00$ ;  $Z=-0,767$ ;  $p=0,461$ ).

**Reaktionswärme** Abbildung 4.24 zeigt die in den STA-Versuchen gemessene Reaktionswärme für die erste Teilreaktion in Luftatmosphäre. Der Mittelwert steigt bei vorhandenem Flammschutzmittel um ca. 1 MJ/kg an. Der Mann-Whitney-U-Test ergibt, dass der Effekt **statistisch signifikant** ist ( $U=42,00$ ;  $Z=-2,92$ ;  $p=0,003$ ). Die Änderungen bei Hydrophobierungsmittel und Bindemittel/-fasern sind **nicht signifikant**.



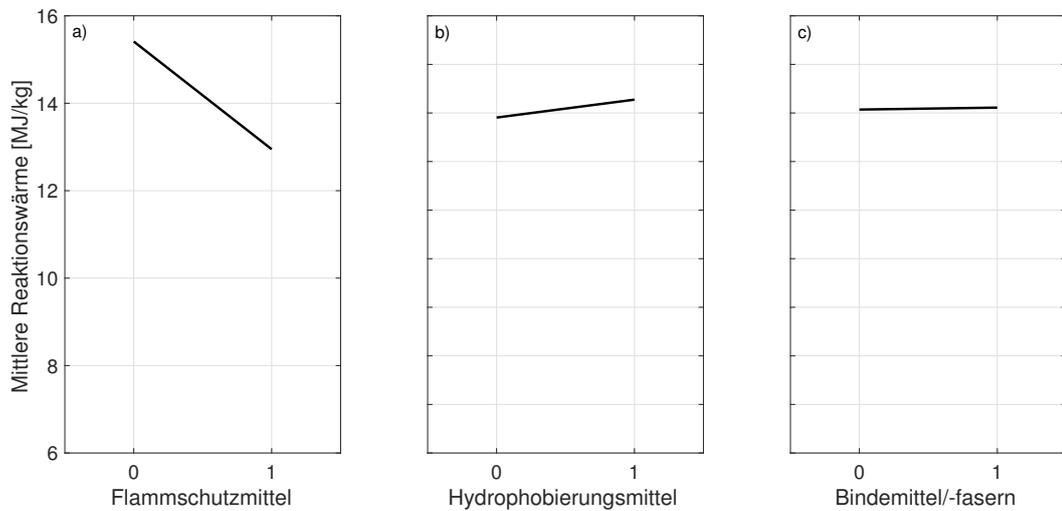
**Abbildung 4.24:** Haupteffektdiagramm zur Beurteilung der Einflüsse auf die Reaktionswärme, 1. Teilreaktion

Die zweite Teilreaktion in Luftatmosphäre ist in Abbildung 4.25 dargestellt. Hierbei zeigt sich, dass der Mittelwert der Reaktionsmittel bei Proben mit Flammenschutzmittel von etwa 15,5 MJ/kg auf 12,5 MJ/kg deutlich absinkt. Der Mann-Whitney-U-Test ergibt auch hier, dass der Effekt **statistisch signifikant** ist ( $U=,00$ ;  $Z=-4,66$ ;  $p=\leq 0,001$ ). Bei den anderen Additiven können nur geringfügige Einflüsse beobachtet werden.

Die leichte Erhöhung der Reaktionswärme in der ersten Teilreaktion durch das Flammenschutzmittel ist durch eine Absenkung der Zersetzungstemperaturen (insbesondere für die Charbildung) zu erklären. Die Anwendung von phosphorbasierten Flammenschutzmitteln kann in lignozellulosehaltigen Materialien zu einer geringeren thermischen Stabilität und damit zu einer früheren Pyrolyse führen [109]. Somit verschiebt sich die exotherme Reaktion bei der Verwendung von Flammenschutzmitteln hin zu niedrigeren Temperaturen, wobei die gesamte Reaktionswärme aus beiden Teilreaktionen bei Flammenschutzmittelzusatz jedoch insgesamt sinkt.

Die signifikante Reduktion der Reaktionswärme in der zweiten Teilreaktion ist vermutlich auf die Wirkungsweise der als Flammenschutzmittel verwendeten Ammoniumsalze zurückzuführen. Oberhalb von 250 °C zersetzt sich das Ammoniumpolyphosphat endotherm zu Ammoniak und Meta-Phosphorsäure. Während Ammoniak und Wasserdampf entweichen (siehe Gasanalyse in 4.8.2), reagiert die Meta-Phosphorsäure endotherm mit Hydroxylgruppen des Polymers und bildet eine stabile Kohleschicht [110].

In den Inertversuchen wurden Reaktionswärmen von  $\leq 1$  MJ/kg gemessen. Die gemessene Reaktionswärme liegt in einer Größenordnung, die auch durch eine Änderung der Wärmekapazität (latente Wärme) verursacht worden sein könnte.



**Abbildung 4.25:** Haupteffektdiagramm zur Beurteilung der Einflüsse auf die Reaktionswärme, 2. Teilreaktion

Experimentelle Daten aus den anderen Versuchen (CACC, SEDEX) sprechen ebenfalls für eine endotherme Reaktion in Abwesenheit von Sauerstoff. Die vollständigen Werte für die Reaktionswärme und die formalkinetischen Parameter sind in Anhang A2, Tabelle A2.5 dargestellt.

## 5. Generische Materialparameter

Nachfolgend werden generische Materialparameter für Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen hergeleitet, welche sich einerseits aus den experimentellen Daten aus Kapitel 4 ergeben und andererseits durch Literaturangaben ergänzt werden. Generische Datensätze stellen eine herstellerunabhängige und produktneutrale Verallgemeinerung dar, welche auf Grundlage der statistischen Versuchsplanung (siehe Kapitel 4.1) erstellt wurden. Für den Fall fehlender Daten oder Materialien, die sich deutlich von den hier untersuchten Materialien unterscheiden, sollte eine zusätzliche Bestimmung von Parametern vorgenommen oder Literaturwerte hinzugezogen werden.

Mögliche Quellen für ergänzende Materialparameter (nicht abschließend):

- Herstellerangaben
- WUFI® [74]
- Datenbank für Kennwerte zum Feuchte- und Wärmetransport in Holz und Holzwerkstoffen [111]
- Wood Handbook [18]
- Schlussbericht zum Projekt "Mehr als nur Dämmung" [11]

Für die generischen Datensätze wurden Mittelwerte für insgesamt vier Materialtypen bestimmt, welche sich in der Materialart sowie dem Vorhandensein von Additiven unterscheiden. Die Auflistung erfolgt in Tabelle 5.1. Alle weiteren Materialparameter wie Dichte, Strömungswiderstand oder feuchtetechnische Eigenschaften sind materialspezifisch zu betrachten.

Code	Material	Flammschutzmittel	Hydrophobierungsmittel	Quelle
P-WF-0	Holzfaser, Nadelholz	nein	nein	WN-c-02
				WT-h-03
P-WF-HY	Holzfaser, Nadelholz	nein	ja	WN-c-03
				WT-c-05
				WT-c-07
				WT-h-07
P-WF-FR	Holzfaser, Nadelholz	ja	$\leq 1\%$	WL-c-09
				WL-h-10
				WM-h-01
P-CL-FR	Cellulose, Altpapier	ja	nein	CL-c-01

**Tabelle 5.1:** Zuordnung der verwendeten Materialien zu generischen Gruppen

Die formalkinetischen Parameter werden im Wesentlichen vom Flammschutzmittelanteil sowie teilweise von Hydrophobierungsmitteln beeinflusst. Der Einfluss von PUR-Harzen oder Binfasern  $\leq 5\%$  kann auf Grundlage der Ergebnisse aus Abschnitt 4.11.2 als vernachlässigbar eingestuft werden.

## 5.1 Allgemeine Materialparameter

**Rohdichte** Die Bestimmung der Trockenrohichte für Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen kann gemäß DIN EN 1602 [90] erfolgen. Bei Einblasdämmungen ist die tatsächlich verwendete Einbaudichte unter Berücksichtigung des Feuchtegehalts abzuschätzen. Größere Dichteunterschiede durch Inhomogenitäten können die Ergebnisse signifikant beeinflussen.

**Reindichte** Im Gegensatz zur Rohdichte wird mit der Reindichte der Festkörperanteil ohne Porenvolumen beschrieben. Für Holzfaserdämmstoffe kann die Reindichte gemäß [75] in guter Näherung mit  $\rho_{rein} \approx 1.500 \text{ kg/m}^3$  angenommen werden. Die experimentell bestimmte Reindichte der Verkohlungsprodukte beträgt  $\rho_{rein,char} = 1.725 \text{ kg/m}^3$ . Aufgrund ähnlicher chemischer Zusammensetzungen kann dieser Wert auch für Zellulosefasern und vergleichbare lignocellulosehaltige Materialien angenommen werden. Alternativ kann die Reindichte beispielsweise per Heliumpyknometrie bestimmt werden.

## 5.2 Thermische Materialparameter

### 5.2.1 Wärmeleitfähigkeit

**Einflüsse durch Dichte, Temperatur und Lagenausrichtung** Die Ergebnisse aus Abschnitt 4.4.2 zeigen, dass eine Quantifizierung der Einflüsse auf die Wärmeleitfähigkeit von Dämmstoffen aus nawaRo - insbesondere in erhöhten Temperaturbereichen - messtechnisch schwierig ist. In empirischen Untersuchungen wurde für Holz ein Anstieg der Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit der Temperatur von etwa 0,2-0,3 %/K [18] festgestellt. Im Wärme- und Feuchtetransportmodell WUFI<sup>®</sup> finden sich für diverse Holzfaserdämmstoffe ebenfalls Wärmeleitfähigkeitszuschläge von  $10^{-4} \text{ W}/(\text{m} * \text{K}^2)$ .

Nachfolgend soll ein theoretisches Materialmodell hergeleitet werden, mit dem die Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit von Temperatur, Dichte, Lagenausrichtung und Feuchtegehalt bestimmt werden kann. Hierzu sollen die Grundlagen von [82] exemplarisch auf Holzfaserdämmstoffe übertragen werden.

Auf Grundlage des Modells in [82] kann die Wärmeleitfähigkeit trockener poröser Medien als thermischer Widerstand des Feststoffes und der Poren beschrieben werden. Die maximale Wärmeleitfähigkeit ergibt sich somit zu [91]:

$$\lambda_I = (1 - \epsilon) \cdot \lambda_s + \epsilon \cdot \lambda_p \quad (5.1)$$

Die minimale Wärmeleitfähigkeit im Sinne eines maximalen Widerstands ergibt sich aus einer Parallelschaltung [91]:

$$\lambda_{II} = \frac{1}{\frac{1-\epsilon}{\lambda_s} + \frac{\epsilon}{\lambda_p}} \quad (5.2)$$

Die effektive Wärmeleitfähigkeit ergibt sich aus dem reziproken Mittel unter Berücksichtigung eines Gewichtungsfaktors zu [91]:

$$\lambda_{eff,dry} = \frac{1}{\frac{1-a}{\lambda_I} + \frac{a}{\lambda_{II}}} \quad (5.3)$$

Für den komplementären Gewichtungsfaktor wird auf Grundlage einer idealen Widerstandsverteilung vereinfachend zu  $a = 0,5$  angenommen, sodass sich aus Gleichung 5.3 ergibt:

$$\lambda_{eff,dry} = \frac{2\lambda_I\lambda_{II}}{\lambda_I + \lambda_{II}} \quad (5.4)$$

Die Wärmeleitfähigkeit der Poren kann für trockene Dämmstoffe als Summe aus Leitfähigkeit des Porengases und des radiativen Anteils angenommen werden [91]:

$$\lambda_p = \lambda_{pg} + \lambda_{rad} \quad (5.5)$$

Die Wärmeleitfähigkeit der festen Phasen werden Literaturwerten für Holz [112] entnommen und unterscheiden sich je nach Ausrichtung der Faser zu  $\lambda_{s(\parallel)} = 0,430 \text{ W}/(m * K)$  bzw.  $\lambda_{s(\perp)} = 0,766 \text{ W}/(m * K)$ .

Die Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit trockener HFD bezüglich der Lagenausrichtung bei Umgebungsbedingungen konnte experimentell in Abschnitt 4.4.2 mit vergleichbarer Größenordnung bestätigt werden.

Ausgehend von Luft als primäres Porengas kann die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit für trockene Luft gemäß [91] wie folgt angenähert werden (Temperatur  $\vartheta$  in °C):

$$\lambda_{pg} = \lambda_{air}(\vartheta) \approx 0,0243 + 7,821 \cdot 10^{-5}\vartheta - 2,0755 \cdot 10^{-8}\vartheta^2 \text{ W}/(m * K) \quad (5.6)$$

Der radiative Anteil innerhalb optisch dicker Medien kann theoretisch über die Rosseland-Näherung hergeleitet werden [91]:

$$\lambda_{rad} = \frac{16\sigma T^3 n^2}{3\beta_R} \quad (5.7)$$

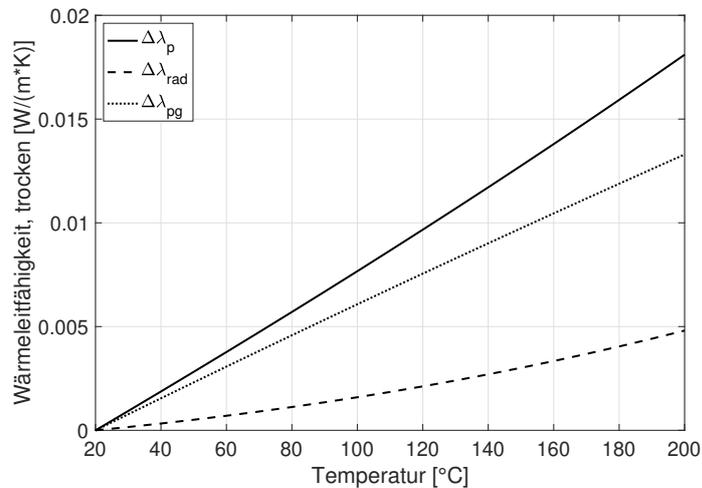
- $\sigma$  - Stephan-Boltzmann-Konstante
- $\beta_R$  - Rosseland Extinktionskoeffizient
- $n$  - Brechungsindex

Bei Schüttungen mit hohen Porositäten kann der Brechungsindex mit 1 angenommen werden. Die direkte Bestimmung des Extinktionskoeffizienten gestaltet sich als experimentell schwierig. Ausgehend von den Randbedingungen  $\lambda_{rad} = 1,5 \cdot 10^{-3} \text{ W}/(m * K)$  bei 20 °C aus [113] beträgt der Rosseland-Extinktionskoeffizient für Holzfaserdämmstoffe aus Gl. 5.7 rechnerisch:

$$\beta_R \approx 5,08 \cdot 10^3 \text{ 1}/m \quad (5.8)$$

Auf Grundlage von Gl. 5.6 und Gl. 5.7 wurde die temperaturabhängige Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit durch Wärmestrahlung und Wärmeleitung in Luft in Abhängigkeit der Temperaturen berechnet. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5.1 dargestellt.

Aufgrund des geringen Feststoffanteils hochporöser Medien wird die Änderung der Wärmeleitfähigkeit der festen Phasen als vernachlässigbar angenommen. Durch die vergleichsweise hohe Porosität der Dämmstoffe hat die Wärmeleitfähigkeit des Fluids einen bedeutenden Einfluss auf die Wärmeleitfähigkeit des Gesamtsystems. Mit zunehmender Temperatur steigt jedoch auch der Anteil der Wärmestrahlung signifikant an.



**Abbildung 5.1:** Erhöhung der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit der Temperatur innerhalb der Poren

Weitere Effekte, z.B. die erhöhte Porendiffusion, können den Wärmetransport ebenfalls beeinflussen, werden jedoch im Vergleich zur Filmdiffusion, die im Rahmen der Transportmodellierung berücksichtigt wird, als vernachlässigbar eingestuft. Zur Validierung des Materialmodells für die Wärmeleitfähigkeit werden die Ergebnisse aus Gleichung 5.3 für unterschiedliche Dichten mit den experimentellen Werten verglichen. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.2 dargestellt.

**Tabelle 5.2:** Vergleich der berechneten Wärmeleitfähigkeit [W/(m\*K)] mit den experimentellen Ergebnissen aus Abschnitt 4.4.2, Mittelwerte aus drei Einzelversuchen

Typ	$\Delta T$	$\lambda_I$	$\lambda_{II}$	$\lambda_{pg}$	$\lambda_{rad}$	$\lambda_p$	$\lambda_{eff,calc}$	$\lambda_{eff,test}$
WN-c-02	10/70	0,072	0,032	0,027	0,002	0,029	0,045	0,040 ± 0,003
WT-c-05		0,077	0,033				0,046	0,046 ± 0,004
WN-c-03		0,100	0,035				0,052	0,055 ± 0,002
WN-c-02	10/110	0,074	0,035	0,031	0,002	0,033	0,047	0,044 ± 0,002
WT-c-05		0,079	0,035				0,049	0,053 ± 0,004
WN-c-03		0,102	0,037				0,054	0,057 ± 0,012

Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen der berechneten Wärmeleitfähigkeit auf Basis der Beiträge aus fester Phase, Gasphase und Strahlung mit den experimentellen Ergebnissen. Die Berechnungen liefern die physikalische Grundlage für die temperatur- und dichteabhängige Wärmeleitfähigkeit trockener Holzfaserdämmstoffe unterhalb der Zersetzungstemperatur von ca. 200 °C. Es wird angenommen, dass eine Übertragbarkeit auf andere Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen möglich ist.

Alternativ kann der Zuschlag für die Wärmeleitfähigkeit aus Gleichung 5.5 durch lineare Regression näherungsweise angenommen werden zu  $\frac{\Delta\lambda_T}{\Delta T} = 1 \cdot 10^{-4} \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K}^2)$

**Einflüsse durch Feuchte** Der Einfluss des Feuchtegehalts auf die Wärmeleitfähigkeit von Holzwerkstoffen kann als annähernd linear angenommen werden und ist im Wesentlichen auf die Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit durch den erhöhten Wasseranteil in den Kapillaren zurückzuführen [75, 114].

Die Wärmeleitfähigkeit beträgt für ruhendes Wasser etwa  $0,6 \text{ W}/(m \cdot K)$ , eine zusätzliche Temperaturabhängigkeit des Wassers wird vernachlässigt. Der Zuschlag in Abhängigkeit der Sättigung mit flüssigem Wasser  $S_w$  wird daher vereinfacht angenommen zu:

$$\Delta\lambda_w(S_w) = \lambda_{H_2O} \cdot S_w \quad (5.9)$$

Für Holzfaserdämmstoffe ergibt sich eine ausrichtungs-, temperatur- und feuchteabhängige Wärmeleitfähigkeit auf Grundlage des Modells zu:

$$\lambda_{eff}(T, S_w) = \frac{2\lambda_I\lambda_{II}}{\lambda_I + \lambda_{II}}(T) + \Delta\lambda_w \quad (5.10)$$

bzw. anhand der empirischen Näherung:

$$\lambda_{eff}(T, S_w) = \lambda_{eff,dry} + 0,6 \text{ W}/(m \cdot K) \cdot S_w + 1 \cdot 10^{-4} \text{ W}/(m \cdot K^2) \quad (5.11)$$

$$(5.12)$$

Sofern eine Anisotropie vorliegt (in der Regel bei plattenförmigen Dämmstoffen):

$$\lambda_{eff,dry}(||) \approx 2 \cdot \lambda_{eff,dry}(\perp) \quad (5.13)$$

**Zersetzungsprodukte** Die Wärmeleitfähigkeit von Holzkohle wird gemäß [115] in weiten Grenzen um den Bereich  $0,07 \text{ W}/(m \cdot K)$  angegeben. Die Wärmeleitfähigkeit ist aufgrund der geringeren Wärmeleitfähigkeit von Luft in hohem Maße von der Porosität beeinflusst. Aus eigenen Versuchen für Zersetzungsprodukte von Holzfaserdämmstoffen (Abschnitt 4.4.2) ergibt sich eine Wärmeleitfähigkeit der festen Phase von etwa  $\lambda_{char,s} = 0,24 \text{ W}/(m \cdot K)$ . Die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit der Kohleschichten kann anschließend in Abhängigkeit der Porosität über Gleichung 5.10 bestimmt werden.

## 5.2.2 Spezifische Wärmekapazität

Die spezifische Wärmekapazität beträgt laut Herstellerangaben für die betrachteten Dämmstoffe  $2.100 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ . In DIN EN ISO 10456 [116] werden vergleichbare Nennwerte von  $2.000 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$  für Holzfaserdämmplatten mit einem Wassergehalt von  $< 5 \text{ Vol.-%}$  angegeben. Dabei wird jedoch explizit darauf hingewiesen, dass die tabellierten Werte keine Auswirkungen von Feuchtetransport und Verdampfungsprozessen berücksichtigen. Bisherige Werte für die Wärmekapazität wie in DIN EN ISO 10456 beschränken sich auf einen für die Bauphysik üblichen Temperaturbereich von  $-30 \text{ °C}$  bis  $+60 \text{ °C}$ .

Die Wärmekapazität trockener Proben wurde mittels eines analytischen Verfahrens in Abschnitt 4.3.1 bestimmt. Die ermittelte spezifische Wärmekapazität liegt für alle drei untersuchten Platten im trockenen Zustand bei ca.  $1.200 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ . Die in [11] auf Grundlage von DSC-Versuchen ermittelten Werte für Holzfasern betragen bei Umgebungstemperatur im trockenen Zustand  $1.352\text{-}1.368 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ , sodass eine gute Vergleichbarkeit zu anderen Holzfaserdämmstoffen angenommen wird.

Eine signifikante Temperaturabhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität darrtrockener Proben wurde im untersuchten Temperaturbereich von  $20 \text{ °C}$  bis  $150 \text{ °C}$  nicht festgestellt, sodass für die poröse Phase ein konstanter Wert von  $1,3 \text{ kJ}/(\text{kg}\cdot\text{K})$  als hinreichend genau angenommen wurde.

## 5.3 Strömungsmechanische Materialparameter

### 5.3.1 Porosität

Die Porosität beschreibt das Verhältnis des Porenvolumens zum Gesamtvolumen eines porösen Mediums. Sie kann durch das Verhältnis von Rohdichte zu Reindichte berechnet werden:

$$\varepsilon = 1 - \frac{\rho_{roh}}{\rho_{rein}} \quad (5.14)$$

Für marktübliche Holzfaserdämmstoffe wird somit eine Porosität von ca.  $0,80$  bis  $0,98$  erreicht.

### 5.3.2 Tortuosität

Die Tortuosität kann als Grad der Verwundenheit von Transportwegen in porösen Medien interpretiert werden. Sie wird durch das Quadrat der mittleren effektiven Länge  $l_{z,eff}$  des Transportweges zur Dicke  $d$  der Schicht definiert:

$$\tau = \left( \frac{l_{z,eff}}{d} \right)^2 \quad (5.15)$$

Für die untersuchten Holzfaserdämmstoffe wird auf Grundlage der Ergebnisse von [11] eine Tortuosität von 1 angenommen.

### 5.3.3 Permeabilität

Die Berechnung der Permeabilität erfolgte anhand der längenbezogene Strömungswiderstände aus 4.5.2 über das Verhältnis zur dynamischen Viskosität des durchströmenden Mediums:

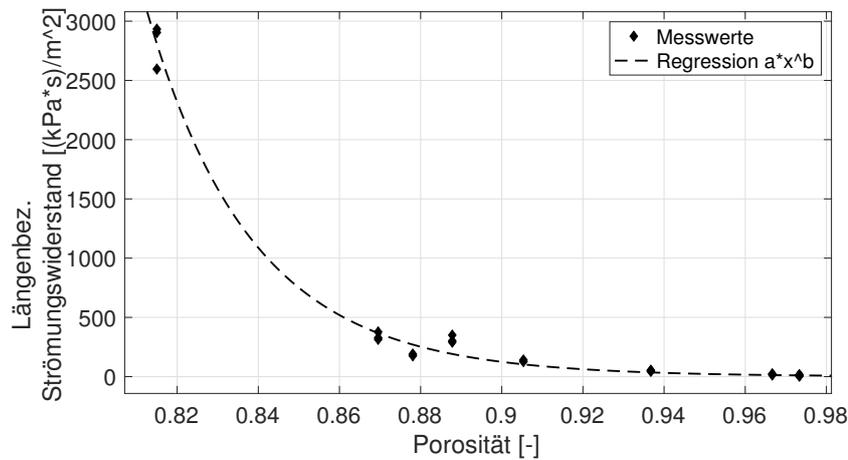
$$k_0 = \frac{\eta}{\sigma} \quad (5.16)$$

Innerhalb der untersuchten Strömungsgeschwindigkeiten von bis zu 15 mm/s kann auf Grundlage der Messergebnisse von einem linearen Verhältnis zwischen Volumenstrom und Differenzdruck (Darcy-Strömung) ausgegangen werden. Für die Simulation wurde die temperaturabhängige dynamische Viskosität von trockener Luft aus [91] zur Berechnung der Permeabilität verwendet.

Auf Grundlage der Versuchsergebnisse sowie dem Zusammenhang von Rohdichte und Porosität nach Gleichung 5.14 kann der Zusammenhang zwischen Strömungswiderstand und Porosität abgeleitet werden. In Abbildung 5.2 ist die Regression über alle Messwerte mit Strömung parallel zur Faser dargestellt.

Hieraus ergibt sich folgender empirischer Zusammenhang für den Strömungswiderstand parallel zur Faser bzw. ohne Einfluss der Faserrichtung:

$$\sigma = 5258 \cdot \varepsilon^{-30,74} \left[ \frac{Pa \cdot s}{m^2} \right] \quad (5.17)$$



**Abbildung 5.2:** Empirischer Zusammenhang zwischen Strömungswiderstand und Porosität

## 5.4 Feuchtetechnische Materialparameter

### 5.4.1 Feuchtespeicherfunktion

Die Ergebnisse der Klimaversuche zeigen, dass die Temperaturbeanspruchung bei flamm- schutzmittelhaltigen Dämmstoffen einen signifikanten Einfluss auf die Feuchtespeicherfähigkeit hat. So sinkt die Feuchtespeicherkapazität zwischen 20 °C und 150 °C um bis ca. 50 % ab. Hingegen konnte bei den untersuchten Holzfaserdämmplatten WN-c-03 und WN-c-02 kein eindeutiger Einfluss auf die Feuchtespeicherfähigkeit beobachtet werden.

Eine mögliche Ursache könnten die in den Einblasdämmstoffen enthaltenen Ammoniumsalze sein, welche eine hygroskopische Funktion ausüben. Eine abschließende Beurteilung der Feuchtespeicherfähigkeit in Abhängigkeit der Temperaturbeanspruchung ist im Rahmen der durchgeführten Versuche nicht möglich. Im Rahmen des Modelles werden Sorptionsisothermen  $dW$  für die jeweiligen Dämmstoffe aus [74] herangezogen. Für die flammenschutzmittelhaltigen Dämmstoffe wurde anschließend eine temperaturabhängige Reduktion der Feuchtespeicherfähigkeit mittels linearer Regression durchgeführt:

$$w(\Phi, T) = dW(\Phi) - dW(\Phi) \cdot 0,0042 \cdot (T - 293,15K) \quad (5.18)$$

### 5.4.2 Relative Flüssigwasserpermeabilität

Die relative Flüssigwasserpermeabilität kann als Funktion der Wassersättigung beschrieben werden. Das Modell von *Brooks und Corey* [117] beschreibt die Abhängigkeit für poröse Medien als Potenzgesetz gemäß Gl. 5.19.

$$\kappa_{rl} = S_W^n \quad (5.19)$$

- $\kappa_{rl}$  - Relative Flüssigwasserpermeabilität  
 $S_W$  - Wassersättigung

Basierend auf dem experimentell validierten Transportmodell von *Autengruber* [118] kann die relative Permeabilität der flüssigen Phase für Holz in Abhängigkeit der 2. Potenz ( $n=2$ ) der Wassersättigung  $S_W$  abgebildet werden. Auf Grundlage der Ähnlichkeit der Feuchtetransportmechanismen in Holz wird für Holzfaserdämmstoffe von einer ausreichenden Näherung ausgegangen.

### 5.4.3 Kapillartransportkoeffizient

Der Kapillar- bzw. Flüssigwassertransportkoeffizient wird für die Berechnung der Weiterverteilung der flüssigen Phase durch die Kapillarwirkung benötigt. Da entsprechende Angaben in der Regel nicht Bestandteil der Herstellerdeklarationen sind, müssen diese aus Datenbanken wie WUFI® entnommen oder experimentell bestimmt werden.

Die experimentelle Bestimmung kann über Befeuchtungs- und Trocknungsversuche erfolgen, bei denen der Feuchtegehalt orts- und zeitabhängig gemessen wurde [115]. Eine Alternative besteht in der Bestimmung des Flüssigtransportkoeffizienten nach DIN EN ISO 12572 für trockene Proben sowie bei Materialfeuchte im Bereich des Fasersättigungspunktes [75]:

$$D_w = \frac{D_p p_s}{RT} \frac{\left(\frac{1}{\mu} - \frac{1}{\mu^*}\right)}{\frac{dw}{d\Phi}} \quad (5.20)$$

- $D_p$  - Dampfdiffusionskoeffizient in Luft [ $\text{m}^2/\text{s}$ ]  
 $p_s$  - Sättigungsdampfdruck [Pa]  
 $R$  - Gaskonstante für Wasserdampf  
 $\mu$  - Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl aus Trockenbereichsmessung [-]  
 $\mu^*$  - Fiktive Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl (mit Flüssigtransport) [-]

### 5.4.4 Diffusionskoeffizient

Für die Berechnung des Diffusionskoeffizienten von Wasserdampf in Luft wird eine temperaturabhängige Beziehung gemäß Gl. 5.21 aus [91] verwendet.

$$D_v = \frac{2,252}{p} \cdot \frac{T}{273,15}^{1,81} \quad (5.21)$$

Zur Berechnung der Transporteigenschaften chemischer Spezies wurde die Datenbank für thermodynamische Eigenschaften von COMSOL Multiphysics<sup>®</sup> verwendet. Zu diesem Zweck wurde ein thermodynamisches System für die Komponenten Sauerstoff, Stickstoff, Kohlenmonoxid, Kohlendioxid, Methan und Wasser definiert.

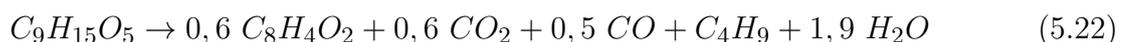
## 5.5 Chemische Materialparameter

### 5.5.1 Stöchiometrie

Auf Grundlage der Elementaranalysen wurden die Verhältnisformeln der jeweiligen Edukte und Produkte bestimmt. Wegen des niedrigen Stickstoffgehalts und dessen untergeordneter Bedeutung auf das Reaktionsmodell beschränkt sich die Verhältnisformel auf Kohlenstoff, Wasserstoff und Sauerstoff. Weiterhin wurden die Formeln für die Implementierung in die Simulation auf ganzzahlige Werte gerundet.

Da es sich bei den untersuchten Materialien um Naturprodukte handelt und sowohl die chemische Zusammensetzung als auch die unbekanntenen Elementarreaktionen in der Realität variieren, kann die für das Reaktionsmodell verwendete Stöchiometrie nur als eine Näherung verstanden werden. Bei den untersuchten Holzfaserdämmstoffen handelt es sich zu etwa 85 % um dasselbe Ausgangsmaterial. Die gemessenen Abweichungen der Zusammensetzungen von Edukten und Produkten werden als vernachlässigbar klein angesehen. Daher wurde die folgende Stöchiometrie über eine Mittelung des 3-stufigen Reaktionsmechanismus für alle Holzfaserdämmstoffe als praktikabel angesehen:

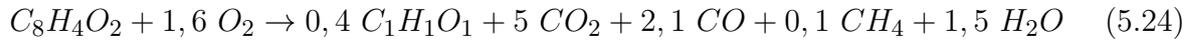
HFD Reaktion 1.1 (Pyrolyse):



HFD Reaktion 1.2 (Frühe Oxidation):

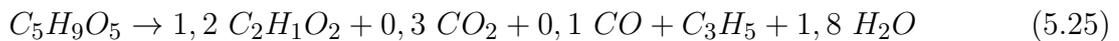


HFD Reaktion 2 (Späte Oxidation):



Da sich die chemische Zusammensetzung von Zellulosefaserdämmstoffen signifikant unterscheidet, wurde hierfür eine gesonderte Stöchiometrie berechnet:

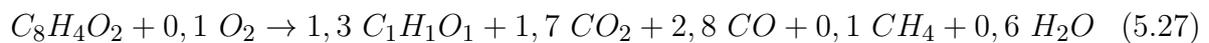
ZFD Reaktion 1.1 (Pyrolyse):



ZFD Reaktion 1.2 (Frühe Oxidation):



ZFD Reaktion 2 (Späte Oxidation):



## 5.5.2 Reaktionskinetische Parameter

Die Ergebnisse aus 4.11.2 zeigen, dass Flammschutzmittelzusätze einen signifikanten Einfluss auf die Aktivierungsenergie haben. Die Aktivierungsenergien und der präexponentielle Faktor steigen dabei in der 1. Teilreaktion sowohl in inerter als auch in Luftatmosphäre an. Beide Werte sinken in der 2. Oxidation bei Vorhandensein von Flammschutzmitteln signifikant ab. Die Ergebnisse für die generischen Modellparameter sind in Tabelle 5.3 dargestellt.

**Tabelle 5.3:** Generische reaktionskinetische Parameter für die Teilreaktionen

Code	Pyrolyse		Frühe Oxidation		Späte Oxidation	
	E [kJ/mol]	A [1/s]	E [kJ/mol]	A [1/s]	E [kJ/mol]	A [1/s]
P-WF-0	80	5E+8	98	2E+8	187	3E+14
P-WF-P	71	4E+3	91	3E+6	160	2E+14
P-WF-FR	192	2E+17	195	10E+18	108	4E+5
P-CL-FR	105	7E+7	114	3E+7	95	2E+4

### 5.5.3 Effektive Reaktionswärme

Die Ergebnisse aus 4.11.2 zeigen, dass Flammschutzmittelzusätze ebenfalls einen signifikanten Einfluss auf die Reaktionswärme haben. Während die Reaktionswärme durch den Flammschutzmittelgehalt in der frühen Oxidation leicht ansteigt, wird sie in der späten Oxidation deutlich reduziert. Die Ergebnisse für die generischen Modellparameter sind in Tabelle 5.4 dargestellt.

**Tabelle 5.4:** Generische Reaktionswärme für die Teilreaktionen

Code	Frühe Oxidation [MJ/kg]	Späte Oxidation [MJ/kg]
P-WF-0	6,5	15,4
P-WF-P	7,4	15,1
P-WF-FR	8,3	12,4
P-CL-FR	6,4	13,3

### 5.5.4 Wärme- und Stofftransportlimiter

Für die Limitierung des Stoff- und Wärmetransports in Abschnitt 3.2.4 ergibt sich für Holzfaserdämmstoffe ein  $k_{lim} = 2E - 4 \pm 1E - 4 [1/s]$ .

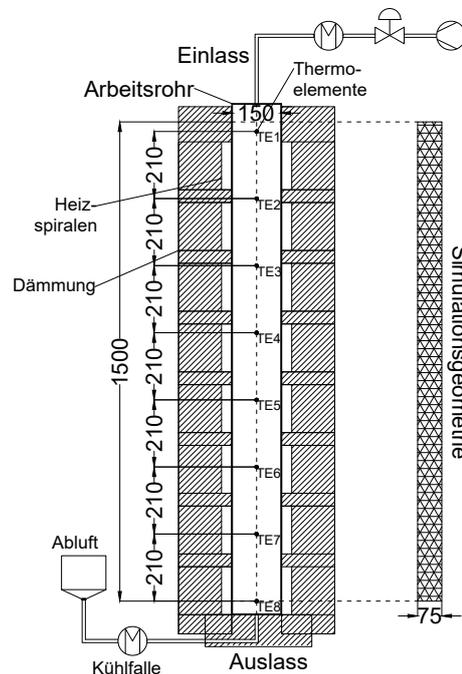
## 6. Modellvalidierung im Labormaßstab

Für die Modellvalidierung wurde eine Versuchseinrichtung benötigt, bei der die Anfangs- und Randbedingungen möglichst genau definiert werden können. Andernfalls ist es schwierig zu beurteilen, ob das Modell selbst oder die Unschärfe in den Anfangs- und Randbedingungen für Abweichungen von den Versuchsergebnissen verantwortlich sind. Da Versuche im Bauteilofen einer Vielzahl von unbekanntem Einflüssen, wie der Temperatur- und Druckverteilung, den Ventilationsbedingungen im Bauteil unterliegen und validierte Materialmodelle für Bekleidungen fehlen, wurde stattdessen ein Rohrofen verwendet. Dieser beschränkt sich ausschließlich auf den Dämmstoff selbst, sodass direkte Rückschlüsse auf die Validierung des Materialmodells getroffen werden können. Neben den kontrollierten Randbedingungen reduzierte sich der Schwelprozess auf ein vorwärtsgerichtetes Schwelen und die Geometrie konnte deutlich vereinfacht werden.

### 6.1 Rohrofen Versuche

Der Gero-Rohrofen an der Otto-von-Guericke Universität Magdeburg verfügt über halbschalige CrFeAl-Heizspulen, die in acht getrennt regelbare Heizzonen unterteilt sind, siehe Abbildung 6.1. Die Halbschalen haben eine Höhe von jeweils 14 cm und sind an der Außenseite mit einem keramischen Dämmstoff isoliert. Für jede Heizzone gibt es Regelthermoelemente zur Einhaltung der eingestellten Temperatur. Zwischen den Halbschalen-Heizspiralen befindet sich ein herausnehmbares Probenrohr aus Stahl (Abbildung 6.2) mit einem Innendurchmesser von 15 cm und einer Innenlänge von 1,6 m. Das Probenrohr kann nach dem Herausnehmen an beiden Enden zum Einfüllen von Material geöffnet werden. Am unteren Ende befindet sich ein Drahtnetz, welches ein Eindringen von Probenmaterial in den Auslass verhindert. Aufgrund des Öffnungsmechanismus sowie des Luftraums, der für einen gleichmäßigen Durchfluss sorgt, ist der Platz für das Material auf eine Innenlänge von 1,5 m begrenzt. Das obere Ende des Rohrs ist mit einer vorgewärmten Leitung zum Gasvorwärmer und Massenflussregler verbunden, während das untere Ende mit dem Abgassystem verbunden ist. So kann der Massenstrom am Kopfende reguliert und auf eine bestimmte Temperatur vorgewärmt werden. Am Ausgang ist eine Kühlfalle angebracht, um die Gase abzukühlen und Kondensate vor dem Abgassystem abzuscheiden.

An acht Stellen des herausnehmbaren Probenrohrs befinden sich Öffnungen zur Einführung der Thermolemente (TE), welche einen Abstand von 210 mm untereinander aufweisen. Die Temperaturen im Probenrohr wurden mit acht NiCr-Ni-Thermolementen vom Typ K aufgezeichnet, die von außen durch die geschweißten Verbindungsrohre mittig in das Probenrohr eingeführt wurden. Als Datenlogger wurde ein Agilent 34972A verwendet.



**Abbildung 6.1:** Schematische Darstellung des Gero-Ofens und der Modellgeometrie

### 6.1.1 Versuchsdurchführung

Für die Validierung wurden insgesamt neun Versuche mit dem Holzfaser einblasdämmstoff Wl-c-09 durchgeführt, da der Ofen sich nur für Einblasdämmstoffe eignet. Hierzu wurden Volumenströme von 120 l/h, 180 l/h und 240 l/h eingestellt und je Volumenstrom drei Versuche durchgeführt. Die eingestellten Volumenströme beziehen sich auf Standardbedingungen. Für den Versuchsaufbau wurde eine Schüttdichte von etwa  $45 \text{ kg/m}^3$  gewählt, die innerhalb der praktischen Anwendungsgrenzen des Einblasdämmstoffes liegt. Das Probenmaterial wurde von Hand aufgelockert, um eine möglichst homogene Dichte zu erhalten. Danach wurden 1,2 kg eingefüllt und in Schritten von 0,3 kg verdichtet. Anschließend wurde das Probenrohr in den Ofen eingeführt und mit dem Ein- und Auslass verbunden.

Zu Beginn des Experiments wurden der Gasvorwärmer, das Heizband und die obere Heizzone auf eine Temperatur von  $190 \text{ }^\circ\text{C}$  aufgeheizt. Die Temperatur lag etwa 30 K über der Selbstentzündungstemperatur, die zuvor durch Warmlagerungsversuche in Abschnitt 4.7.2 bei einer Würfellänge von 12 cm ermittelt wurde. Die anderen Heizzonen 2-8 wurden auf eine Temperatur von  $150 \text{ }^\circ\text{C}$  eingestellt, etwa 10 K unterhalb der SET. Nach Versuchsbeginn wurden die Temperaturen im Arbeitsrohr mit einem Intervall von 60 s aufgezeichnet, bis die Schwelfront den Boden erreichte. Je nach Volumenstrom dauerte der Versuch bis zu 30 Stunden.

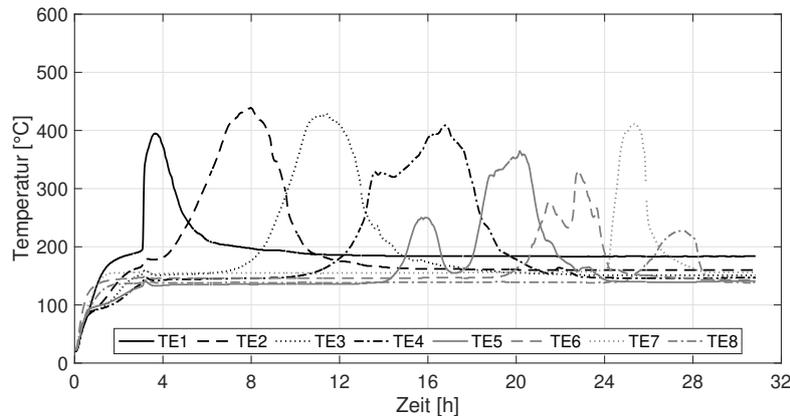


**Abbildung 6.2:** Foto des Gero-Ofens (links) sowie des Probenrohrs mit Probe (rechts)

Die Schwelgeschwindigkeit wurde anhand des Abstandes von 210 mm zwischen den Thermoelementen, geteilt durch die Zeitdifferenz zwischen Erreichen der Maximaltemperaturen ermittelt. Zusätzlich wurden die Massen des Ausgangsmaterials und der Produkte vor bzw. nach dem Versuch gemessen.

### 6.1.2 Versuchsergebnisse

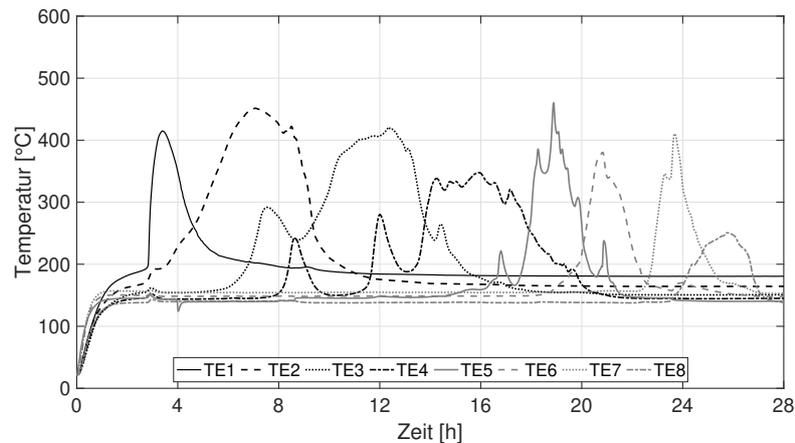
**Volumenstrom 120 l/h** In Abbildung 6.3 ist exemplarisch ein Versuch bei einem eingestellten Volumenstrom von 120 l/h dargestellt. Die beiden Wiederholungsversuche befinden sich im Anhang (Abbildungen A2.3 und A2.4). Die Zündung erfolgte nach etwa 3 h am TE 1 bei einer Maximaltemperatur von 400 °C. Die Schwelfront bewegte sich zunächst gleichmäßig bei Temperaturen von etwa 420 °C abwärts, wobei im Thermoelement 4 erstmalig ein Doppelppeak sichtbar ist. Das TE 1 verblieb über den restlichen Zeitraum des Versuchs bei 190 °C, was der eingestellten Temperatur von Zone 1 entspricht. Die anderen Thermoelemente verblieben nach Durchlaufen der Schwelfront bei 150 °C. Die Abstände zwischen den Maximalpeaks sind relativ gleichmäßig. Hinter TE 4 sank die Maximaltemperaturen auf 300-350 °C ab und stieg bei TE 7 wieder auf 400 °C an. Die mittlere Schwelgeschwindigkeit aus drei Versuchen beträgt  $62 \pm 14$  mm/h und die Schwelfront erreichte nach einer Versuchszeit von etwa 29 h das untere Ende des Rohrs, wobei an TE 8 lediglich 230 °C erreicht wurden.



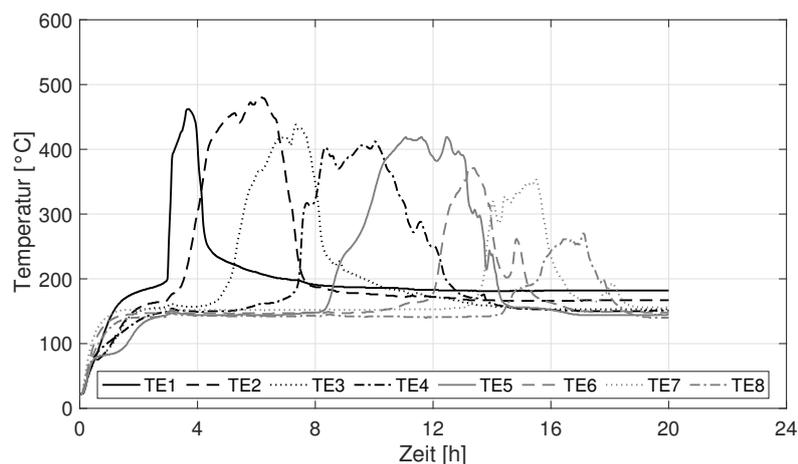
**Abbildung 6.3:** Gemessene Temperaturen in der Mitte des Probenrohrs während eines Schwelversuchs mit WL-c-09 bei  $V=120$  l/h (V1)

**Volumenstrom 180 l/h** Abbildung 6.4 zeigt exemplarisch die Temperaturen in der Mitte des Rohrs bei einem Versuch mit einem Volumenstrom von 180 l/h. Die beiden Wiederholungsversuche befinden sich im Anhang (Abbildungen A2.5 und A2.6). Die Zündung erfolgte nach etwa 3 Stunden am oberen Thermoelement (TE1) mit einer Maximaltemperatur von ca. 410 °C. Danach bewegte sich die Schwelbrandfront zunächst gleichmäßig nach unten und erreichte nacheinander die anderen Thermoelemente. Die Temperaturen bewegten sich dabei in Bereichen zwischen 350 °C und 450 °C. Ab dem TE 3 sind wiederholte Peaks an den Thermoelementen sichtbar. Es zeigt sich, dass die Gleichmäßigkeit des Schwelverlaufs ähnlich wie beim Versuch mit einem Volumenstrom von 120 l/h mit zunehmender Versuchszeit abnimmt. Während die Peaks an den TE 1-4 relativ breit sind, verkleinert sich die Breite zwischen den Thermoelementen 5-8 deutlich. Die mittlere Schwelgeschwindigkeit aus drei Versuchen beträgt  $77 \pm 7$  mm/h und die Schwelfront erreichte nach einer Versuchszeit von etwa 27 h das untere Ende des Rohrs, wobei an TE 8 lediglich 260 °C erreicht wurden.

**Volumenstrom 240 l/h** Abbildung 6.5 zeigt exemplarisch die Temperaturen bei einem Versuch mit einem Volumenstrom von 240 l/h. Die beiden Wiederholungsversuche befinden sich im Anhang (Abbildungen A2.7 und A2.8). Die Zündung erfolgte nach ca. 4 h an TE 1, wobei zeitgleich ein Temperaturanstieg an TE 2 beobachtet werden konnte. Im Vergleich zu den anderen Volumenströmen weist dieser Versuch den unregelmäßigsten Temperaturverlauf auf. Insbesondere an TE 7 wurde nach 13 h bereits ein erster Peak erreicht, wobei der Maximalwert erst nach 19 h erreicht wurde. Die globale Maximaltemperatur wurde an TE 5 mit 480 °C erreicht. Anschließend betragen die Maximaltemperaturen an den Thermoelementen zwischen 280-420 °C, mit den geringsten Temperaturen an TE 8. Die mittlere Schwelgeschwindigkeit aus drei Versuchen beträgt  $120 \pm 45$  mm/h und die Schwelfront erreichte das untere Ende des Probenrohrs nach etwa 22 h.

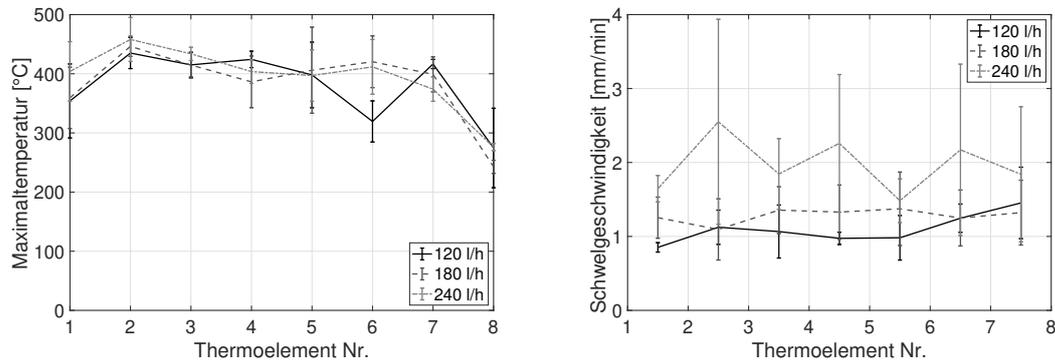


**Abbildung 6.4:** Gemessene Temperaturen in der Mitte des Probenrohrs während eines Schwelversuchs mit WL-c-09 bei  $V=180$  l/h (V1)



**Abbildung 6.5:** Gemessene Temperatur in der Mitte des Probenrohrs während eines Schwelversuchs mit WL-c-09 bei  $V=240$  l/h (V1)

**Vergleich der Volumenströme** Die maximale Temperatur an jedem Thermoelement, gemittelt über drei Versuche für jeden Volumenstrom, ist in Abbildung 6.6 links dargestellt. Die durchschnittliche Maximaltemperatur an den Thermoelementen lag für alle Versuche bei etwa  $400$  °C. Nur das Thermoelement TE 8 wies im Durchschnitt deutlich niedrigere Temperaturen auf. Die Schwelgeschwindigkeit ist signifikant vom eingestellten Volumenstrom abhängig, siehe Abbildung 6.6 rechts. Die mittleren Schwelgeschwindigkeiten in Abhängigkeit vom eingestellten Volumenstrom betragen  $V_{s,120l/h} = 62 \pm 14$  mm/h,  $V_{s,180l/h} = 77 \pm 7$  mm/h und  $v_{s,240l/h} = 120 \pm 45$  mm/h. Die Standardabweichung nahm bei höheren Volumenströmen deutlich zu. Der durchschnittliche Massenverlust betrug  $\Delta m_{120l/h} = 69,1 \pm 0,2$  %,  $\Delta m_{180l/h} = 73,1 \pm 0,8$  % und  $\Delta m_{240l/h} = 72,8 \pm 0,7$  %.



**Abbildung 6.6:** Maximaltemperaturen und Schwelgeschwindigkeiten für 120 l/h, 180 l/h und 240 l/h aus drei Einzelversuchen

**Versuchseinflüsse** Beim Einbringen der Proben in das Probenrohr wurde auf eine vergleichsweise homogene Dichteverteilung geachtet. Dennoch können lokale Dichteschwankungen nicht sicher ausgeschlossen werden. Das TE 8 wies deutlich niedrigere Temperaturen als alle anderen Thermoelemente auf, was vermutlich auf den hohen Wärmeverlust durch fehlende Isolierung am unteren Ende des Arbeitsrohrs zurückzuführen ist.

Der Datenlogger wies Lücken in der Aufzeichnung von einigen Minuten auf. Aufgrund des langsamen Verlaufs der Schwelfront haben die Ausfälle jedoch keinen nennenswerten Einfluss auf die Auswertung. Bei den verwendeten Thermoelementen kann gemäß Herstellerangaben von einer Abweichung von  $\pm 1,5$  °C ausgegangen werden. Im Rahmen einer Masterarbeit [119] wurden Abweichungen zwischen der eingestellten Ofentemperatur und den Thermoelementen ermittelt. Die Ergebnisse sind im Anhang, Tabelle A2.4 dargestellt.

## 6.2 Numerische Simulation

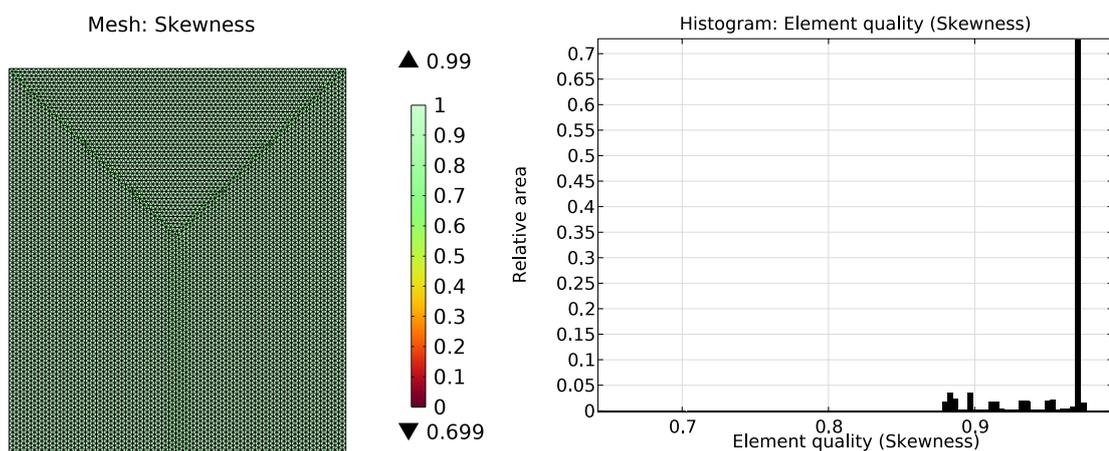
### 6.2.1 Geometrische und numerische Randbedingungen

Zur Simulation des Rohrofens wurde eine achsensymmetrische 2D-Geometrie gewählt, um den Rechenaufwand zu verringern. Der Gasraum über und unter dem Material wurde vernachlässigt, so dass die Geometrielänge 1,5 m beträgt (siehe Abbildung 6.1). Zur Simulation der acht Heizzonen wurden die jeweiligen Temperaturen als Dirichlet-Randbedingungen ( $T = T_{Heiz}$ ) verwendet. Eine Glättungsfunktion wurde verwendet, um hohe Gradienten am Kontaktpunkt zwischen der ersten und zweiten Heizzone zu vermeiden. Der Einlass wird durch eine Massenstrom-Randbedingung im Brinkman-Interface dargestellt, die dem eingestellten Volumenstrom unter Berücksichtigung der Einlasstemperatur entspricht.

Für die Bedingung des Wärme- und Feuchtestroms am Einlass wurde eine Danckwerts-Randbedingung mit einer spezifizierten Vorlauftemperatur von 190 °C und trockener Luft verwendet. Um numerische Probleme zu vermeiden, wurden alle Randbedingungen ausgehend von den Umgebungsbedingungen mit einer Stufenfunktion über 5 Minuten hochgefahren. Für den Auslass wurde eine Dirichlet-Randbedingung ( $p = p_0$ ) mit Umgebungsdruck verwendet. Der Transport von Feuchtigkeit und Wärme am Auslass ist strömungsdominiert ( $n \cdot q = 0$ ).

Die Anfangswerte der Materialeigenschaften wurden an die tatsächlichen Versuchsbedingungen angepasst. So entsprach die in der Simulation verwendete Schüttdichte der tatsächlichen Einbaudichte von ca.  $45 \text{ kg/m}^3$ . Die relative Luftfeuchtigkeit im Dämmstoff wurde vor dem Start auf 30 % r.H. eingestellt, was in etwa den Lagerungsbedingungen entsprach. Die Thermoelemente vom Typ K wurden als Punktsonden dargestellt.

Es wurden verschiedene Elementformen für die Vernetzung getestet. Strukturierte Netze werden häufig für Rohrströmungen verwendet. Die chemische Reaktion erzeugt im vorliegenden Fall zusätzliche, ungleichmäßige Konzentrations- und Temperaturgradienten. Dies erfordert eine entsprechend feinere Auflösung und konvergiert besser mit einem unstrukturierten Netz. Daher wurden Dreieckselemente mit einer maximalen Elementgröße von 1 mm gewählt (insgesamt 279092 Elemente). In Abbildung 6.7 ist die Netzstatistik anhand der gleichwinkligen Elementskiefe dargestellt. Es zeigt sich eine durchschnittliche Elementqualität von 0,9652 bei einer minimalen Elementqualität von 0,6991.



**Abbildung 6.7:** Darstellung der Elementqualität auf Basis der gleichwinkligen Elementskiefe

Die ersten Simulationen zeigten Konvergenzprobleme aufgrund einer starken nichtlinearen Kopplung zwischen den Feldgrößen. Aus diesem Grund wird das Strömungsfeld im Rohr als stationär angenommen. In einem ersten Löser-Schritt wird das Strömungsfeld (Brinkman-Interface) mit einem stationären Löser berechnet. Die Lösung bildet den Anfangswert für den zweiten Löser-Schritt.

Im zweiten, instationären Schritt berücksichtigt ein vollständig gekoppelter, direkter PARDISO-Löser die Feldvariablen Temperatur, Geschwindigkeit (konstant aus Schritt 1), Feuchtigkeit, Druck und Konzentrationen. Ein direkter, vollständig-gekoppelter Löser ist grundsätzlich stabiler als iterative Methoden, benötigt aufgrund der größeren Matrizen jedoch mehr Arbeitsspeicher. Die Einstellung des nicht-linearen Löser wurde auf Konstant (Newton) mit einem Dämpfungsfaktor von 0,7 konfiguriert und die Berechnung eines Versuchs dauerte etwa 24 Stunden auf einer 12-Kern-CPU mit 128 GB RAM.

## 6.2.2 Simulationsergebnisse

**Volumenstrom 120 l/h** Abbildung 6.8 zeigt die simulierten Temperaturen in Rohrmitte bei  $V_{in} = 120 \text{ l/h}$ . Die Zündung erfolgte etwa eine Stunde nach Versuchsbeginn. Die Schweltemperatur erreichte während der Zündung etwa  $530 \text{ °C}$  und sank bei den Thermoelementen TE 2 bis TE 7 auf etwa  $410 \text{ °C}$  ab. Das letzte Thermoelement verzeichnete eine etwas höhere Temperatur von  $450 \text{ °C}$ . Die Schwelfront bewegte sich gleichförmig von oben nach unten und erreichte das Ende des Rohrs nach etwa 33 Stunden. Die mittlere Schwelgeschwindigkeit lag bei  $48 \pm 6 \text{ mm/h}$  und der Massenverlust in der Simulation betrug  $\Delta m_{120\text{l/h}} = 54 \%$ .

**Volumenstrom 180 l/h** Abbildung 6.9 zeigt die simulierten Temperaturen in Rohrmitte bei  $V_{in} = 180 \text{ l/h}$ . Die Zündung erfolgte ebenfalls etwa eine Stunde nach Versuchsbeginn. Die Schweltemperatur erreichte während der Zündung etwa  $610 \text{ °C}$  und sank bei den Thermoelementen TE 2 bis TE 7 auf etwa  $490 \text{ °C}$  ab. Das letzte Thermoelement verzeichnete eine etwas höhere Temperatur von  $500 \text{ °C}$ . Die Schwelfront bewegte sich gleichförmig von oben nach unten und erreichte das Ende des Rohrs nach etwa 24 Stunden. Die mittlere Schwelgeschwindigkeit lag bei  $72 \pm 8 \text{ mm/h}$  und der Massenverlust in der Simulation betrug  $\Delta m_{180\text{l/h}} = 56 \%$ .

**Volumenstrom 240 l/h** Abbildung 6.10 zeigt die simulierten Temperaturen in Rohrmitte bei  $V_{in} = 240 \text{ l/h}$ . Die Zündung erfolgte etwa eine Stunde nach Versuchsbeginn. Die Schweltemperatur erreichte während der Zündung etwa  $620 \text{ °C}$  und sank bei den Thermoelementen TE 2 bis TE 7 auf etwa  $520 \text{ °C}$  ab. Das letzte Thermoelement verzeichnete eine etwas höhere Temperatur von  $530 \text{ °C}$ . Die Schwelfront bewegte sich gleichförmig von oben nach unten und erreichte das Ende des Rohrs nach etwa 19 Stunden. Die mittlere Schwelgeschwindigkeit lag bei  $96 \pm 10 \text{ mm/h}$  und der Massenverlust in der Simulation betrug  $\Delta m_{240\text{l/h}} = 56 \%$ .

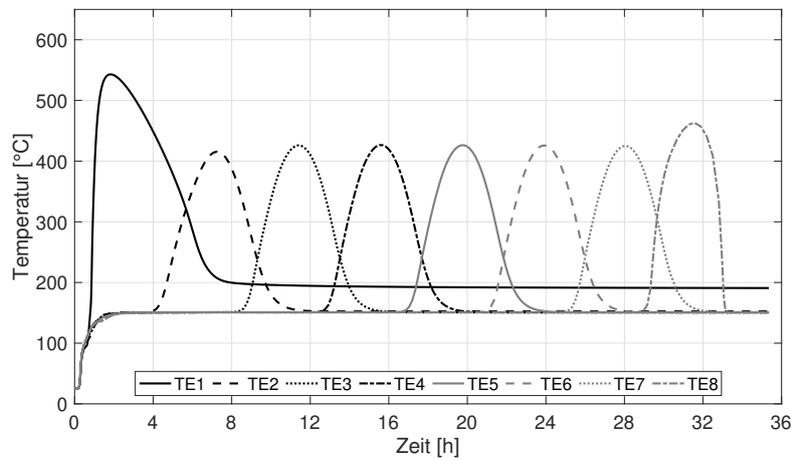


Abbildung 6.8: Simulierte Temperaturen in Rohrmitte für WL-c-09 bei  $V_{in} = 120 \text{ l/h}$

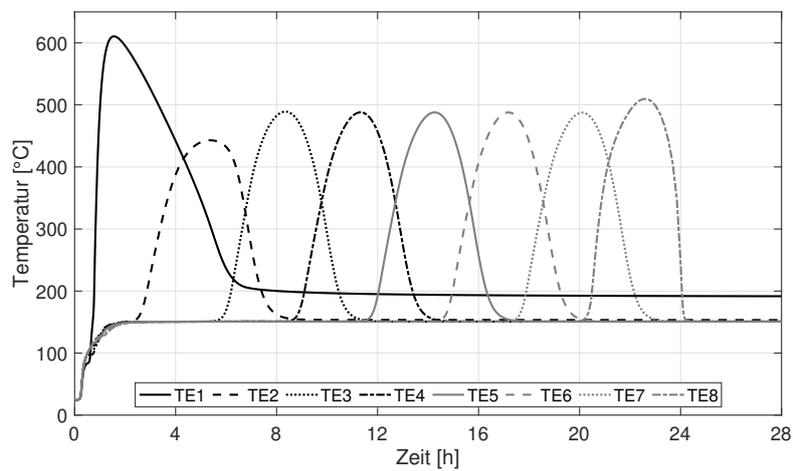


Abbildung 6.9: Simulierte Temperaturen in Rohrmitte für WL-c-09 bei  $V_{in} = 180 \text{ l/h}$

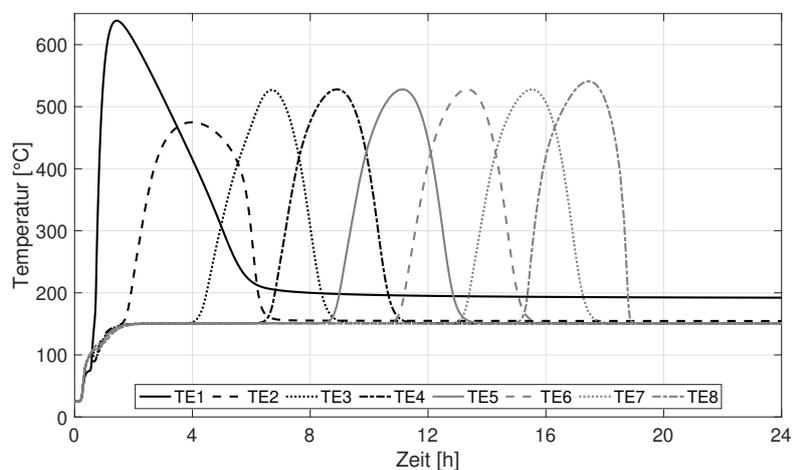


Abbildung 6.10: Simulierte Temperaturen in Rohrmitte für WL-c-09 bei  $V_{in} = 240 \text{ l/h}$

### 6.2.3 Gitterkonvergenzstudie

Zur numerischen Berechnung müssen die kontinuierlichen partiellen Differentialgleichungen in finite Differenzen diskretisiert werden. Aufgrund der finiten Zeitschritt- und Gitterweite und somit endlicher Genauigkeit entstehen zwangsläufig Fehler bei der räumlichen und zeitlichen Diskretisierung. Weiterhin entstehen numerisch bedingte Abbruch- und Rundungsfehler [120]. Zur Überprüfung der Konsistenzordnung wurden die Einflüsse des Diskretisierungsfehlers durch den Vergleich unterschiedlicher Netzauflösungen untersucht. Grundsätzlich sollte die relative Abweichung bei kleineren Gitterweiten kleiner werden und bei unendlich kleinen Gitterweiten theoretisch gegen die exakte Lösung konvergieren.

Zur quantitativen Überprüfung der Gitterkonvergenz wurde das in der Dissertation von *Münch* beschriebene Verfahren verwendet [120]. Dabei sei der Vektor  $x_i$  definiert als Differenz zwischen den Lösungen auf grobem und feinem Gitter:

$$x_i = \phi_{Mesh1} - \phi_{Mesh2} \quad (6.1)$$

Die Analyse numerischer Einflüsse wurde mittels einer p-Norm durchgeführt. Die p-Norm wird definiert als:

$$\|x\|_p := \left( \sum_{i=1}^N |x_i|^p \right)^{1/p} \quad (6.2)$$

Je nach Ordnung ergeben sich unterschiedliche Spezialfälle der p-Norm, wie die Summen- oder Euklidische Norm. Die Summennorm ( $l^1$ -Norm) ergibt sich für  $p=1$  und entspricht der Betragssumme Vektorkomponenten. Geteilt durch die Anzahl der Komponenten  $N$  ergibt sich die mittlere absolute Abweichung:

$$MAE =: \frac{1}{N} \|x\|_1 =: \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N |x_i| \quad (6.3)$$

Die Euklidische Norm ( $l^2$ -Norm) ergibt sich für  $p=2$  und entspricht der Summe der Betragsquadrate der Vektorkomponenten. Geteilt durch die Anzahl der Komponenten ergibt sich die mittlere quadrierte Abweichung bzw. die Varianz:

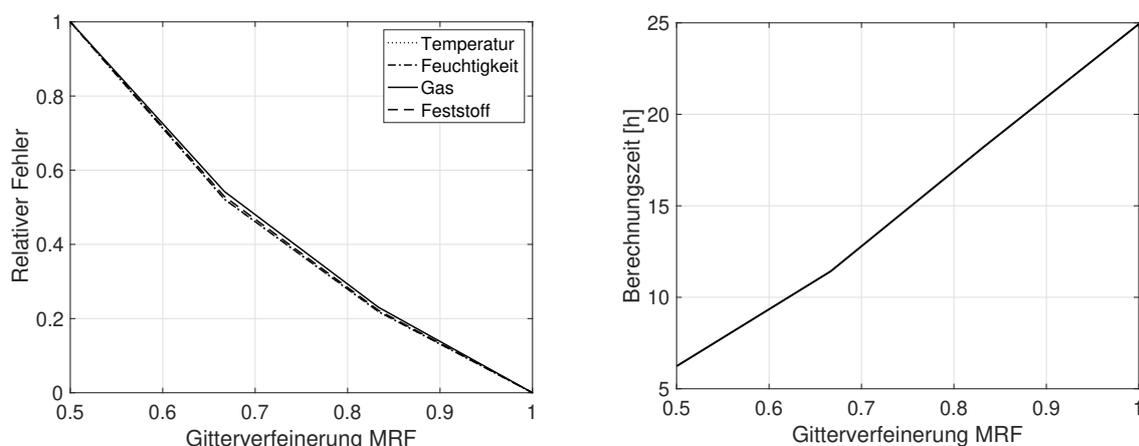
$$\text{Var}(x) =: \frac{1}{N} \|x\|_2 := \frac{1}{N} \sqrt{\sum_{i=1}^N |x_i|^2} \quad (6.4)$$

Zur Bestimmung der euklidischen Norm wurden vergleichende Simulationen bei unterschiedlichen Gitterweiten durchgeführt. Dabei entspricht der Mesh Refinement Factor (MRF) von 1 der in den Validierungssimulationen verwendeten, maximalen Gitterweite von 1 mm. Bei  $\text{MRF} < 0.5$  traten Konvergenzprobleme auf, während der vorhandene Arbeits- und Festplattenspeicher für  $\text{MRF} > 1$  nicht ausreichend war.

Als Größen  $x_i$  für die Auswertung wurden die Feldvariablen an allen acht Positionen der Thermoelemente über die gesamte Simulationszeit mittels der  $L^2$ -Norm verglichen, die in vier Gruppen eingeteilt werden:

- Temperatur
- Luftfeuchte
- Konzentrationen der Gas-Spezies ( $O_2$ ,  $CO_2$ ,  $CO$ ,  $H_2O$ ,  $N_2$ ,  $CH_4$ )
- Konzentrationen der Feststoff-Spezies (Rohmaterial, Zwischen- und Endprodukt)

Die Analyse der relativen Abweichung, welche die absolute Abweichung über die maximale Abweichung normiert, ist in Abbildung 6.11 dargestellt. Die relative Abweichung nimmt mit zunehmender Gitterverfeinerung ab. Das Konvergenzverhalten kann über alle Messgrößen hinweg beobachtet werden.



**Abbildung 6.11:** Relativer Fehler und Berechnungszeit in Abhängigkeit der Gitterverfeinerung

## 6.2.4 Globale Sensitivitätsanalyse

Eine varianzbasierte, globale Sensitivitätsanalyse wurde durchgeführt, um die Einflüsse der Streuung in den Materialparameter auf die Simulationsergebnisse zu ermitteln. Da die Simulation der gesamten Geometrie bis zu 24 Stunden pro Simulation dauerte und eine Vielzahl von Wiederholungen notwendig waren, wurde lediglich die Schwelausbreitung in der ersten Hälfte betrachtet. Die vorherigen Simulationen haben gezeigt, dass sich die Schwelfront ab dem dritten Thermoelement mit einer konstanten Geschwindigkeit fortbewegt. Das Rohr wurde auf eine 1-D-Geometrie reduziert und auf die ersten 50 cm der Kopfseite des Rohrs einschließlich der ersten drei Thermoelemente beschränkt. Die Randbedingungen entsprachen der Simulation mit einem Zufluss von 180 l/h. Als Auswertungsgrößen (QoI) wurden die Erwärmungsrate (Temperature Growth Rate - TEGRA) und der Gesamtmassenverlust gewählt, da sie sowohl thermische als auch chemische Reaktionseffekte berücksichtigen. Die TEGRA [K/min] ist definiert als Maximaltemperatur  $T_{max}$  am Thermoelement  $i$  geteilt durch die Zeit bis zum Erreichen der Maximaltemperatur.

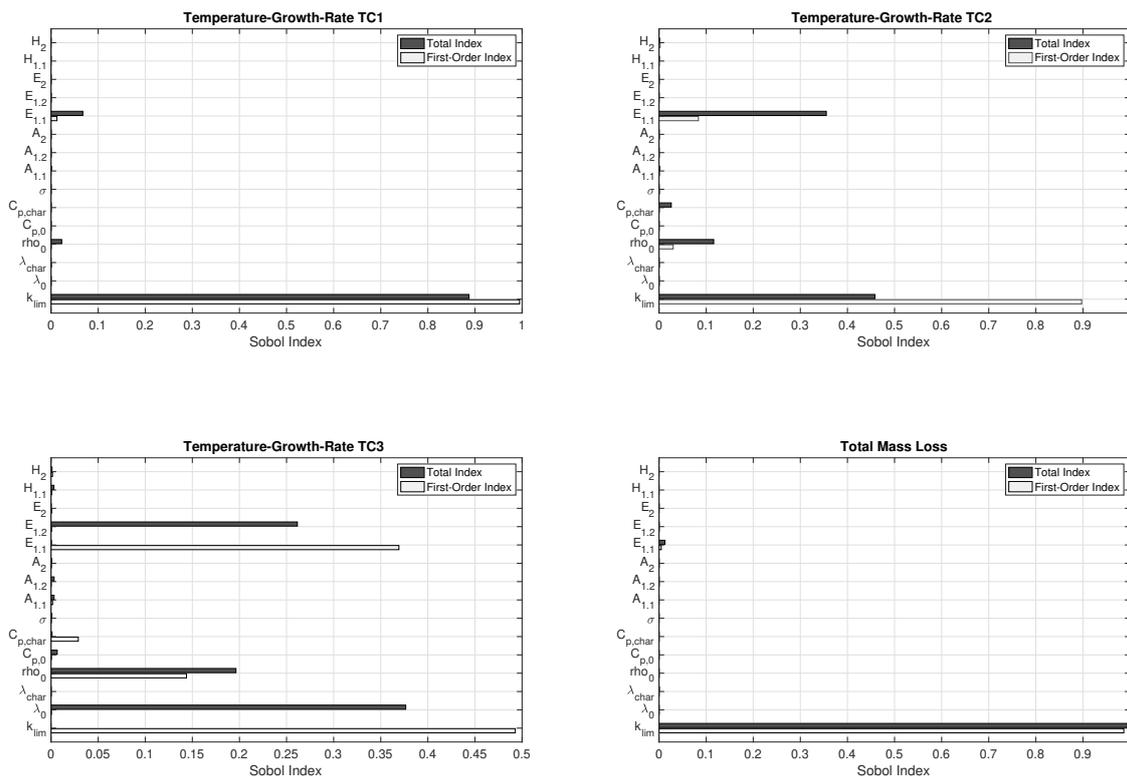
Die Sobol-Methode wurde verwendet, um den Beitrag der Eingangsparameter und deren Wechselwirkungen zu den Ergebnissen zu bewerten. Da die stichprobenartige Auswertung der komplexen Wechselwirkungen einer Vielzahl von Einflussfaktoren eine sehr hohe Anzahl Simulationen im Original benötigen würde, werden üblicherweise Ersatzmodelle verwendet. Ein Ersatzmodell bildet die aufwändigen Berechnungen des vollständigen Modells anhand von mathematischen Näherungsfunktionen ab. Die Erstellung des Ersatzmodells erfolgt auf Grundlage einer Polynomialen-Chaos-Expansion, wobei die QoI in Abhängigkeit der Eingangsparameter in Tabelle 6.1 um multivariate Polynome erweitert werden. Die Parametrisierung erfolgt anschließend auf Grundlage eines Trainings über das Originalmodell [87].

Für alle Materialparameter, mit Ausnahme des diffusionsbegrenzenden Parameters  $k_{lim}$ , wurde eine Normalverteilung gewählt. Der mittlere Durchschnitt und die Standardverteilung wurden aus den experimentellen Variationen abgeleitet. Um größeren Unsicherheiten Rechnung zu tragen, wurde ein Bereich von 0,1 % bis 99,9 % der kumulativen Verteilungsfunktion (CDF) gewählt. Dies entspricht in etwa einem Bereich der dreifachen Standardabweichung ( $3\sigma$ ). Da die Verteilung von  $k_{lim}$  nicht ausreichend bekannt ist, wurde hier eine Gleichverteilung von  $1E-5$  1/s bis  $1E-3$  1/s gewählt. Die Anzahl der Eingabepunkte betrug 20 pro QoI, so dass der Gesamtprobenumfang 300 betrug. Die berechnete Ausga-bezeit wurden auf 5 Stunden pro Zyklus festgelegt.

Abb. 6.12 zeigt die Sobol-Indizes in Abhängigkeit der Eingangsparameter. Der Sobol-Index erster Ordnung ist eine Größe für den Beitrag eines einzelnen Parameters, während der Gesamt-Sobol-Index alle Wechselwirkungen mit anderen Parametern umfasst.

**Tabelle 6.1:** Auswertungsgrößen für die Sensitivitätsanalyse mit Angabe der Verteilung

Variable	Beschreibung	Einheit	Verteilung ( $\mu; \sigma$ )
$k_0$	WLF Rohmaterial, trocken	W/(m*K)	Normal (0,038;0,002)
$k_{char}$	WLF Char, trocken	W/(m*K)	Normal (0,105;0,011)
$\rho_0$	Rohdichte, trocken	kg/m <sup>3</sup>	Normal (40;5)
$c_{p,0}$	Wärmekapazität, Rohmat., trocken	J/(kg*K)	Normal (1214;66)
$c_{p,char}$	Wärmekapazität, Char, trocken	J/(kg*K)	Normal (1449;277)
$\sigma$	Längenbez. Strömungswiderstand	Pa * s/m <sup>2</sup>	Normal (10,4;4,2)
$A_{1.1}$	Prä-exp. Faktor Schritt 1.1	1/s	Normal (5,1E15;8,1E13)
$A_{1.2}$	Prä-exp. Faktor Schritt 1.2	1/s	Normal (7,3E16;1,3E15)
$A_2$	Prä-exp. Faktor Schritt 2	1/s	Normal (7,75E5;11625)
$E_{1.1}$	Aktivierungsenergie Schritt 1.1	kJ/mol	Normal (179,7;4,3)
$E_{1.2}$	Aktivierungsenergie Schritt 1.2	kJ/mol	Normal (190,7;3,5)
$E_2$	Aktivierungsenergie Schritt 2	kJ/mol	Normal (102,1;1,4)
$H_{1.1}$	Reaktionswärme Schritt 1.1	kJ/kg	Normal (7822;84)
$H_2$	Reaktionswärme Schritt 2	kJ/kg	Normal (12389;754)
$k_{lim}$	Reaktionslimiter	1/s	Gleich (1E-5; 1E-3)



**Abbildung 6.12:** Sobol-Indizes aus Sensitivitätsanalyse für unterschiedliche Parameter

Die Sensitivitätsanalyse zeigt, dass die Einflüsse stark von der Position abhängen. Es kann zwischen Zündung (TE 1) und kontinuierlichen Schwelphänomenen (TE 2 und TE 3) unterschieden werden. Da die Summe der Ordnungsindizes etwa 1 beträgt, scheinen die

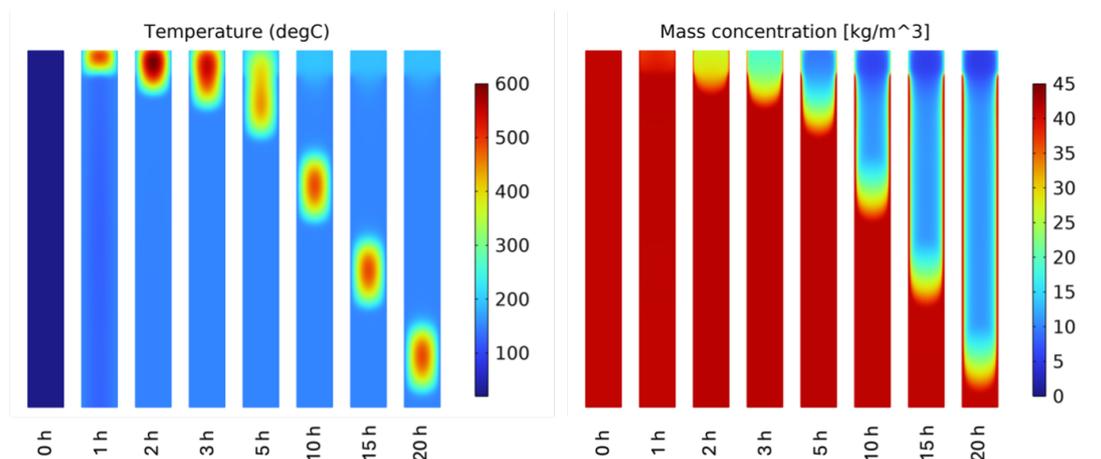
Einflüsse additiv zu sein. Die Massenverlustrate und die TEGRA am ersten Thermoelement werden fast ausschließlich durch den reaktionsbegrenzenden Faktor  $k_{lim}$  mit einem Index erster Ordnung von etwa 1 beeinflusst. Außerdem gibt es einige Wechselwirkungen mit der Aktivierungsenergie für die frühe Oxidation und der Rohdichte. Mit zunehmender Entfernung vom Einlass nimmt der Einfluss von  $k_{lim}$  ab. Am zweiten Thermoelement nimmt der Einfluss der Wechselwirkung von  $E_{1,1}$ ,  $c_{p,char}$  und  $\rho_0$  deutlich zu. Schließlich nimmt der indirekte Einfluss der Aktivierungsenergie für die Pyrolyse und der Wärmeleitfähigkeit am dritten Thermoelement zu, während der Einfluss des diffusionslimitierenden Faktors unter 50 % fällt.

### 6.3 Vergleich und Diskussion

Die Simulation konnte für alle drei Volumenströme eine kopfseitige Entzündung des Dämmstoffes mit kontinuierlichem, abwärtsgerichteten Schwelen vorhersagen. Insgesamt lässt sich feststellen, dass die Simulation einen gleichmäßigen, idealisierten Schwelprozess zeigt. Im Gegensatz dazu ist die longitudinale Ausdehnung der Schwelbrandfront im Versuch aufgrund von Inhomogenität starken Schwankungen unterworfen. Trotz der gut kontrollierten Bedingungen wurden größere Abweichungen zwischen den Versuchen festgestellt, insbesondere bei höheren Volumenströmen. Über die radiale und azimutale Verteilung konnten aufgrund der ausschließlichen Temperaturmessung in der Mitte des Rohres keine Aussagen getroffen werden.

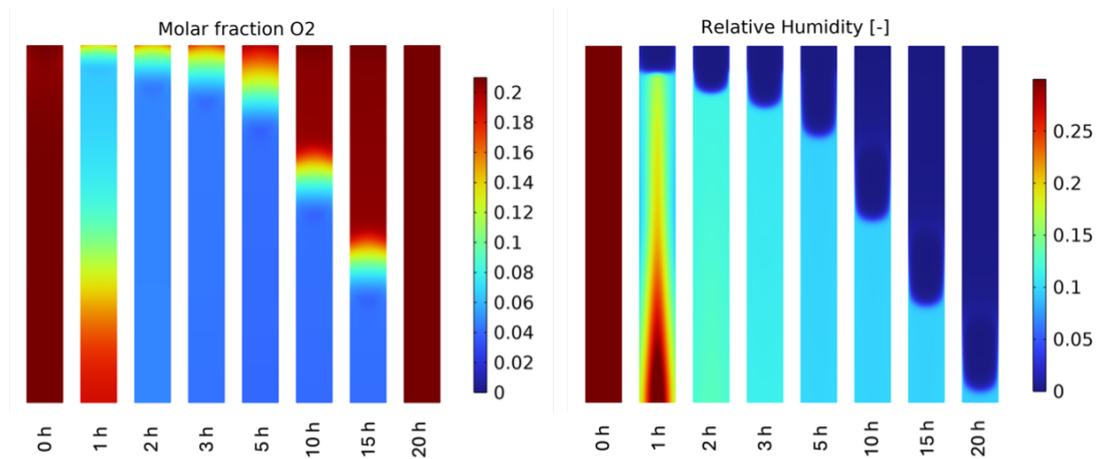
Der qualitative Vergleich zwischen Experiment und Simulation zeigt eine deutliche Differenz bezüglich des Entzündungszeitpunktes von 2 bis 3 Stunden. Es kann nicht mit Sicherheit ausgeschlossen werden, ob eventuelle Restfeuchte in der Druckluft zu einem Eintrag von Feuchtigkeit in die Probe geführt hat. Da die Proben nicht in einer Klimakammer konditioniert wurden, ist der genaue Feuchtegehalt unbekannt und wurde auf Grundlage von wenigen Stichproben ermittelt. Diese Einflüsse könnten zur Folge haben, dass die Zündung im Versuch deutlich später stattfindet. Des Weiteren lag die gewählte Temperatur im Versuch nur etwa 30 K oberhalb der Selbstentzündungstemperatur. Möglicherweise sind das Reaktionsmodell bzw. die formalkinetischen Parameter aus TGA nicht sensitiv genug, um insbesondere die besonders frühe Zersetzungsphase im Bereich von 180 °C abzubilden. Die Maximaltemperatur an TE 1 wird durch die Simulation in allen Bereichen überschätzt. Im Vergleich zum Experiment kommt es hier schlagartigen Zündung in der Anfangsphase, sodass entsprechend viel Sauerstoff zur Verfügung steht. TE 1 befindet sich nur wenige cm unterhalb des kopfseitigen Luftraums, sodass je nach Lage des Dämmstoffes auch ein schlechter Kontakt zum Material ursächlich für die geringen Temperaturen im Experiment sein könnte.

Die Schwankungen der Maximaltemperatur im Experiment sind vermutlich auf eine nicht ganz mittige Positionierung der Thermoelemente zurückzuführen. Die Form der Temperaturkurven zeigt, dass der Schwelbrand sich nicht gleichmäßig ausbreitet. Sowohl die Maximaltemperaturen als auch die longitudinale Ausdehnung der Schwelbrandfront variieren erheblich. Teilweise ist mehr als ein Peak zu sehen, was auf eine inhomogene Materialdichte bzw. Materialbewegung hinweist. Die Experimente weisen im Hinblick auf den Massenverlust eine gute Reproduzierbarkeit auf. Die Abweichungen zwischen dem prognostizierten und gemessenem Massenverlust betragen 15-17 Masse-%. Die Simulation weist ebenso wie das Experiment nur eine geringe Änderung des Massenverlustes in Bezug auf den Zuluftvolumenstrom auf. Abbildung 6.13 zeigt die qualitative Auswertung von Temperatur und Materialdichte bei einem Volumenstrom von 180 l/h.



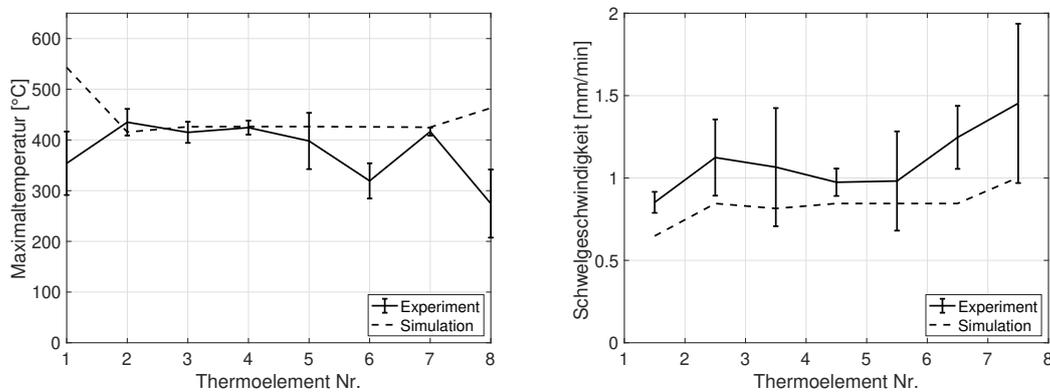
**Abbildung 6.13:** Temperatur und Massenkonzentration für die Simulation von WL-c-09 bei 180 l/h zu unterschiedlichen Zeitpunkten

Nach ca. 1 h kommt es kopfseitig zu einer Entzündung des Dämmstoffes. Anschließend bewegt sich die Schwelfront nach unten. Die Temperaturen der Schwelfront nehmen zu den Rändern hin deutlich ab und erreichen vor und hinter der Schwelfront mit einer Ausdehnung von ca. 30 cm wieder 150 °C. Die Materialdichte hinter der Schwelbrandfront sinkt auf etwa 10-15  $kg/m^3$  und die Porosität steigt durch den Massenverlust von etwa 80 % deutlich an. Es ist jedoch zu erkennen, dass eine dünne Restschicht aus unverbranntem Brennstoff im Randbereich des Rohrs verbleibt. Der unterschiedlichen Restmassen in Simulation und Experiment könnten mit dieser an der Rohroberfläche verbleibenden Schicht aus Rohmaterial zusammenhängen. In der Realität würde diese Schicht vermutlich kollabieren und somit für den Schwelprozess zur Verfügung stehen, was in dem Modell nicht berücksichtigt ist. In Abbildung 6.14 sind Sauerstoffkonzentration und Luftfeuchtigkeit nach 10 Stunden dargestellt. Der Sauerstoffgehalt sinkt über die Schwelfront von 21 Vol.-% auf etwa 6-7 Vol.-% ab. Das Material ist nach ca. 2 h vollständig getrocknet, durch die Reaktion wird jedoch Wasserdampf freigesetzt.



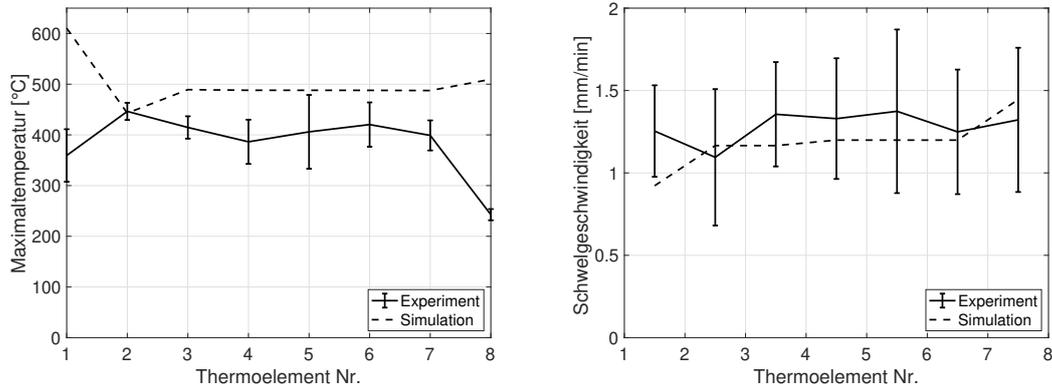
**Abbildung 6.14:** Sauerstoffkonzentration und relative Luftfeuchtigkeit für die Simulation von WL-c-09 bei unterschiedlichen Zeitpunkten

Die Auswertung der Feldvariablen Temperatur, Sauerstoffkonzentration, Dichte und Luftfeuchtigkeit lässt grundsätzlich einen physikalisch plausiblen Verlauf erkennen. Die Abbildungen 6.15 bis 6.17 visualisieren die experimentellen Ergebnisse mit der Standardabweichung von drei Versuchen gegenüber der Modellvorhersage.

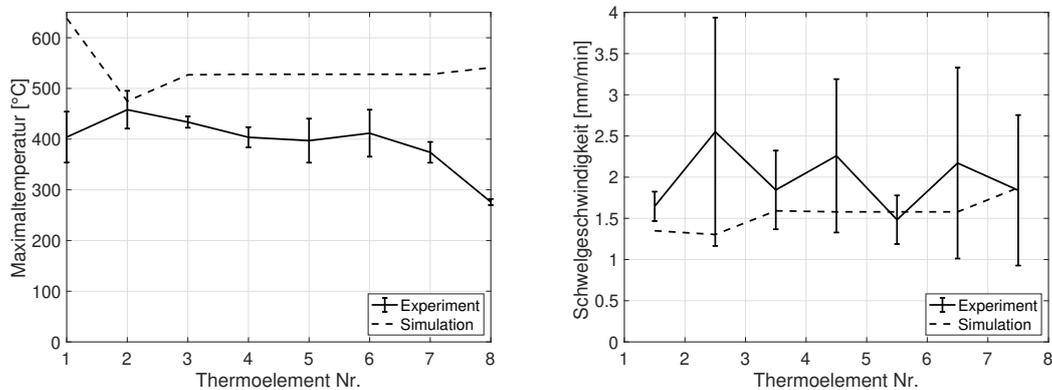


**Abbildung 6.15:** Vergleich der Maximaltemperaturen und Schwelgeschwindigkeiten zwischen Experiment und Simulation für  $V_{in} = 120 \text{ l/h}$  aus drei Einzelversuchen

Die Temperaturen an TE 1 und 8 werden in allen drei Einstellungen überschätzt. Während die Temperaturen für  $120 \text{ l/h}$  zwischen Experiment und Simulation vergleichbar sind, sind die Temperaturen bei den Versuchen mit  $180 \text{ l/h}$  und  $240 \text{ l/h}$  in der Simulation etwa  $50\text{--}100 \text{ K}$  höher. Die mittlere Schwelgeschwindigkeit für die Simulation von  $120 \text{ l/h}$  beträgt  $0,8 \pm 0,1 \text{ mm/min}$  und wird im Vergleich zum Experiment mit  $1,0 \pm 0,2 \text{ mm/min}$  leicht unterschätzt. Für  $180 \text{ l/h}$  sagt die Simulation  $1,2 \pm 0,1 \text{ mm/min}$  voraus und stimmt somit mit der experimentelle Schwelgeschwindigkeit von  $1,3 \pm 0,1 \text{ mm/min}$  gut überein. Für  $240 \text{ l/h}$  wird eine Schwelgeschwindigkeit von  $1,6 \pm 0,2 \text{ mm/min}$  vorausgesagt, was innerhalb der Standardabweichung des Versuchs von  $2,0 \pm 0,8 \text{ mm/min}$  liegt.



**Abbildung 6.16:** Vergleich der Maximaltemperaturen und Schwelgeschwindigkeiten zwischen Experiment und Simulation für  $V_{in} = 180 \text{ l/h}$  aus drei Einzelversuchen



**Abbildung 6.17:** Vergleich der Maximaltemperaturen und Schwelgeschwindigkeiten zwischen Experiment und Simulation für  $V_{in} = 240 \text{ l/h}$  aus drei Einzelversuchen

Der mittlere quadratische Fehler (RSME) für die Schwelgeschwindigkeit beträgt  $v_{RSME,120l/h} = 0.29 \text{ mm/min}$ ,  $v_{RSME,180l/h} = 0.18 \text{ mm/min}$  und  $v_{RSME,240l/h} = 0.60 \text{ mm/min}$ . Tabelle 6.2 enthält die Erwärmungsrate (Temperature Growth Rate - TEGRA) im Vergleich zwischen Simulation und Experiment. Die Simulation überschätzt das erste Thermoelement in allen drei Einstellungen. Die Simulation zeigt im Allgemeinen ein gleichmäßigeres Verhalten, während das Experiment Unterschiede zwischen den Thermoelementen und zwischen den Versuchen aufweist.

Die Wahl der Gitterweite ist sowohl von den zur Verfügung stehenden Rechenressourcen als auch von dem Konvergenzverhalten abhängig. Das Lösungsverhalten kann verbessert werden, indem große Sprünge bei Anfangs- und Randbedingungen durch schrittweises Anfahren vermieden werden. Durch eine entsprechend feine Auflösung des Berechnungsgebietes verbesserte sich die Konvergenz maßgeblich.

Aus der durchgeführten Sensitivitätsanalyse lässt sich ein dominierender Effekt der chemischen Modellparameter ableiten. Insbesondere die Sensitivität des reaktionslimitierenden Faktors  $k_{lim}$  hat einen signifikanten Einfluss auf die Erwärmungsrate.

**Tabelle 6.2:** Erwärmungsrate aus Simulation und experimentellen Ergebnissen mit Standardabweichung

Thermoelement	120 l/h		180 l/h		240 l/h	
	Sim.	Exp.	Sim.	Exp.	Sim.	Exp.
TE1	4,9	1,8 ± 0,3	6,5	2,3 ± 0,4	7,5	1,8 ± 0,3
TE2	1,7	1,8 ± 0,1	1,9	2,7 ± 0,6	3,1	3,6 ± 0,3
TE3	1,7	2,2 ± 0,3	2,7	2,2 ± 0,9	3,3	5,3 ± 3,0
TE4	1,7	2,2 ± 0,8	2,7	2,5 ± 0,8	4,0	3,5 ± 0,8
TE5	1,7	1,9 ± 0,4	2,8	2,5 ± 0,3	4,0	4,3 ± 2,0
TE6	1,7	1,5 ± 0,5	2,8	2,7 ± 0,8	4,0	2,9 ± 0,8
TE7	1,7	2,5 ± 0,3	2,8	2,3 ± 0,8	4,0	4,5 ± 2,9
TE8	2,2	1,8 ± 0,2	3,5	1,3 ± 0,5	4,8	2,2 ± 1,6

Im weiteren Verlauf der Schwelfront gewinnen Einflüsse wie die Aktivierungsenergie aber auch die Rohdichte und thermische Materialparameter an Bedeutung. Weitere Materialmodelloptimierungen sollten daher primär an den sensitiven Parametern durchgeführt werden. Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass die Simulation die durchschnittlichen Schwelgeschwindigkeiten mit angemessener Genauigkeit vorhersagen kann, aber Probleme bei der korrekten Vorhersage der Zündung aufweist, die genauer untersucht werden sollten. Aufgrund des Temperaturverlaufs ist im Experiment von einem schrittweisen Zusammenfallen des Dämmstoffes auszugehen. Das Modell bildet dieses Phänomen aufgrund von Modellvereinfachungen wie Unbeweglichkeit und Volumenkonstanz der kondensierten Phase nicht ab. Außerdem könnten Dichteschwankungen einen erheblichen Einfluss auf das Schwelverhalten haben. Lose gefüllte Dämmstoffe mit geringer Dichte werden durch Materialkollaps beeinflusst. Daher sollten die Fluid-Struktur-Wechselwirkung und die Auswirkung einer veränderten Permeabilität für Optimierungen in den Mittelpunkt gestellt werden.

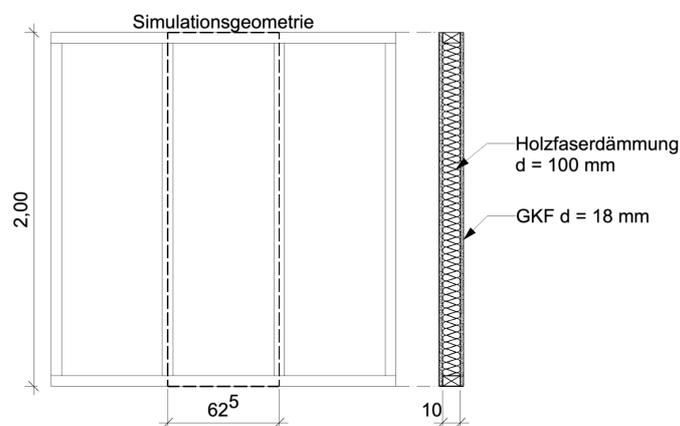
## 7. Anwendungsbeispiel

Das Ziel des folgenden Anwendungsbeispiels ist eine Demonstration der Anwendungsmöglichkeiten und -grenzen des entwickelten Modelles. So könnte das Modell eingesetzt werden, um zu untersuchen, unter welchen Voraussetzungen es zu einer Entzündung eines nawaRo-Dämmstoffes in einer Holzkonstruktion kommt und wie sich der Hohlraumbrand im Inneren der Konstruktion ausbreitet.

Der verwendete Bemessungsbrand bezieht sich auf einen Brandversuch aus dem Forschungsprojekt *HoBraTec* [121]. Der Vorteil in der Verwendung eines Brandversuchs als Bemessungsbrand liegt in einer realistischen Naturbrandbeanspruchung auf Grundlage der Versuchsdaten. Es handelt sich jedoch ausdrücklich nicht um eine weitere Validierung, da einerseits nicht alle Randbedingungen des Versuchs bekannt sind und andererseits vereinfachte Materialmodelle für die Bekleidungslagen und das Konstruktionsholz verwendet werden mussten. Dennoch sollen anhand des Anwendungsbeispiels wichtige Schnittstellen identifiziert und Optimierungsmöglichkeiten aufgezeigt werden.

### 7.1 Geometrie und Brandszenario

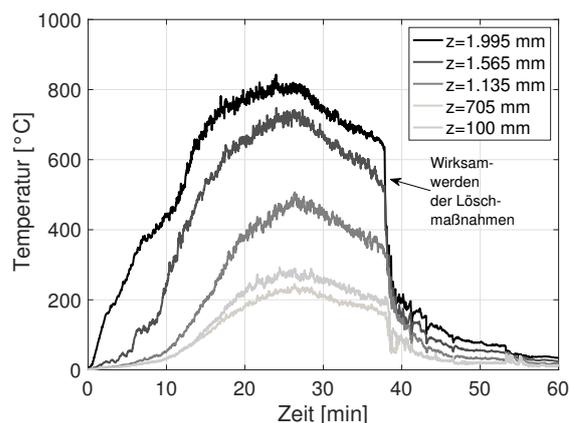
Angenommen wird eine Zimmertrennwand ohne tragende oder raumabschließende Funktion, an die keine brandschutztechnischen Anforderungen bestehen, da diese Bauteile von den Anforderungen der HolzBauRL nicht erfasst sind. Dieser Aufbau ist somit grundsätzlich in allen Gebäudeklassen mit Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen ohne brandschutztechnisch wirksame Bekleidung ausführbar. Der Wandaufbau ist in Abbildung 7.1 dargestellt.



**Abbildung 7.1:** Schematische Darstellung des Wandaufbaus sowie der Modellgeometrie

Die für das Beispiel angenommene Konstruktion besteht aus einer Holztafelinnenwand mit einer Höhe von 2 m bei einer Gefachtiefe von 100 mm, welche mit einer Holzfaserdämmmatte ( $\rho = 50 \text{ kg/m}^3$ ) vollflächig ausgefüllt wird. Das Konstruktionsholz weist einen Querschnitt von 100 mm x 60 mm auf und der Achsabstand der Holzständer beträgt 625 mm. Das Gefach ist beidseits mit je einer Gipsplatte, Typ DF nach DIN EN 520 [122] und einer Dicke von  $d=18 \text{ mm}$  verschlossen.

Das Brandszenario geht von einem kurzen aber intensiven Raumbrand mit anschließendem Eingreifen durch die Feuerwehr aus. Der angenommene Bemessungsbrand basiert auf dem Abbrand einer Holzkrippe mit einer Masse von ca. 110 kg in einem Überseecontainer der Größe 6 m x 2,4 m x 2,4 m und einer Ventilationsöffnung von 0,85 m x 2 m. Nach etwa 30 Minuten schloss sich eine Brandbekämpfung an. Die Temperatur- und Druckverhältnisse wurden an unterschiedlichen Messtellen erfasst und dienen als Eingangsdaten für die Simulation. Die Brandraumtemperaturen in der Nähe zum Probekörper sind in Abbildung 7.2 dargestellt.

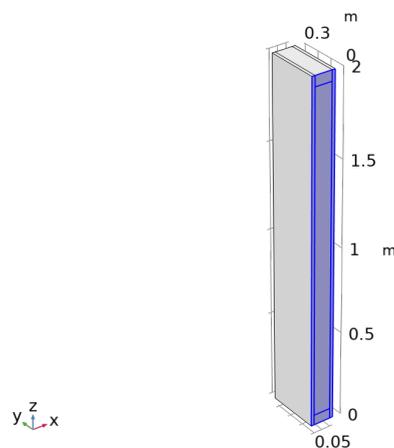


**Abbildung 7.2:** Brandraumtemperaturen in unterschiedlichen Höhen und Foto des Versuchsaufbaus (mit freundlicher Genehmigung [121])

Im Rahmen des Brandversuches in [121] wurde bei einem identischen Wandaufbau kein Abfallen oder signifikante Rissbildung an der Bekleidung festgestellt, sodass in der Simulation von einer intakten Bekleidung ausgegangen wurde. Auf Basis des betrachteten Szenarios kam es im Versuch im oberen Drittel zu einer Entzündung des Holzfaserdämmstoffes. Die Schwelfront bewegte sich anschließend abwärts und erreichte nach etwa 15 h das untere Ende des Gefachs [121].

## 7.2 Numerische Randbedingungen

Die 3D Simulationsgeometrie beschränkt sich auf ein einzelnes Gefach mit einer Breite von 625 mm und einer Höhe von 2 m. Aufgrund des symmetrischen Gefachaufbaus konnte in Gefachmitte sowie in der Achsmittle des Holzständers eine Symmetrie-Randbedingung angenommen. Auf Grundlage dieser quasi-unendlichen Wand konnte das Rechenggebiet deutlich reduziert werden. Die verwendete Simulationsgeometrie ist in Abbildung 7.3 dargestellt.



**Abbildung 7.3:** Modellgeometrie mit Symmetrie-Randbedingung (blau)

An den brandzugewandten und -abgewandten Flächen wurde eine Wärmeübergangsbedingung durch Wärmestrahlung und Konvektion angenommen. Die anzunehmende Wärmeübergangskoeffizienten für einen Naturbrand beträgt gemäß DIN EN 1991-1-2 [35]  $\alpha_c = 35 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  für die brandzugewandte und  $\alpha_c = 4 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  für die brandabgewandte Seite. Für die Berücksichtigung der Wärmestrahlung wurde eine Emissivität von  $\epsilon = 0,9$  für die Gipsoberfläche angesetzt.

Der Überdruck im Brandraum wurde zu 10 Pa während der Brandphase angenommen. Die Temperaturverteilung wurde anhand der Messdaten aus dem Brandversuch über die Höhe und Zeit interpoliert. Für den Brandraum wurde ein Absinken des mittleren Sauerstoffgehaltes auf 5 Vol-% bis zum Erreichen der Abkühlphase angenommen, da hierfür keine Messdaten aus den Versuchen vorlagen.

Für die Holzfaserdämmmatte wurden die Parameter gemäß P-WF-FR aus Kapitel 5 verwendet, da diese gewöhnlich ein Flammschutzmittel enthalten. Die Materialparameter für das Konstruktionsvollholz wurden der COMSOL Multiphysics®-Datenbank entnommen, wobei eine thermische Zersetzung unberücksichtigt blieb. Es wird davon ausgegangen, dass das Konstruktionsholz sich, wenn überhaupt, erst zu einem späten Zeitpunkt signifikant am Brandgeschehen beteiligt.

Da für die Gipskartonfeuerschutzplatte kein validiertes Materialmodell zur Verfügung stand, welches den gekoppelte Wärme- und Feuchtetransport unter Naturbrandbeanspruchung berücksichtigt, mussten Vereinfachungen vorgenommen werden. Für die temperaturabhängigen Materialparameter der Gipsbekleidung wurde auf die Arbeiten von *Zehfuß und Sander* [123] zurückgegriffen. Das Modell wurde für die Naturbrandbeanspruchung von Gipsbekleidungen entwickelt, verwendet jedoch effektive temperaturabhängige Materialparameter, welche den Feuchtetransport bzw. das durch die Dehydratation entstehende Wasser nicht abbilden können. Aus diesem Grund wurde der Feuchtetransport in der Simulation deaktiviert.

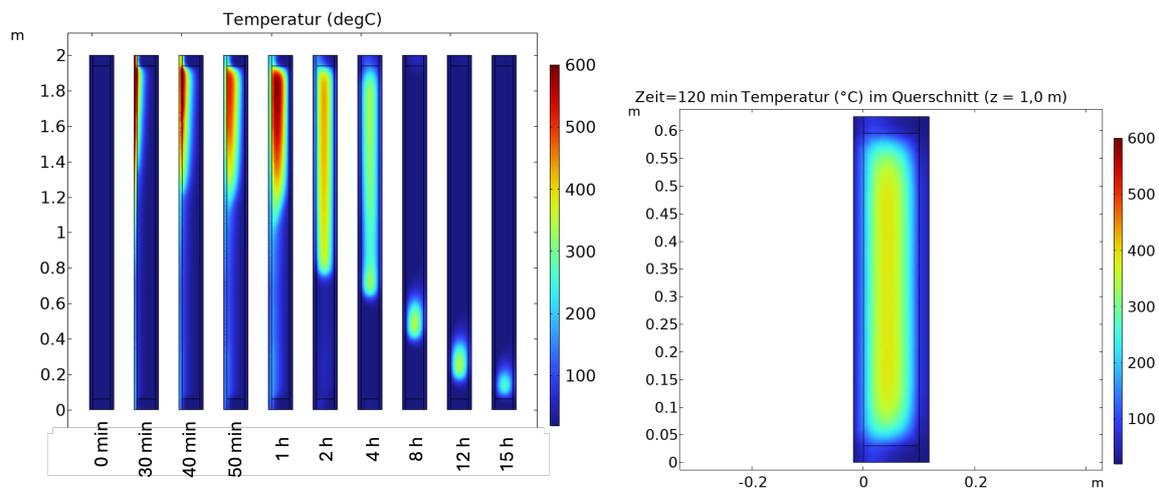
Die Permeabilität der Gipsplatten wurde gemäß [124] auf  $2,8 * 10^{-14} m^2$  festgelegt. Die angenommene Rohdichte beträgt  $800 kg/m^3$  gemäß Mindestanforderungen nach DIN EN 520. Um die Hysterese der Materialparameter zu berücksichtigen, wurde eine Zustandsvariable eingeführt, welche die Materialparameter Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität und Rohdichte zwischen der Erwärmungs- und Abkühlphase unterscheidet. Andernfalls würde die brandbeanspruchte Platte die Parameter in der Abkühlphase ihren unbeanspruchten Zustand wieder einnehmen.

Der Wärmetransport wurde zusammen mit der Strömung sowie dem Speziestransport gekoppelt berechnet. Das Netz bestand aus 642120 Volumen-, 53362 Oberflächen- und 2332 Linienelementen. Aufgrund der hohen Anzahl von Freiheitsgraden wurden die Feldvariablen nacheinander (*segregated*) und mit iterativen GMRES Löser berechnet.

### 7.3 Ergebnisse

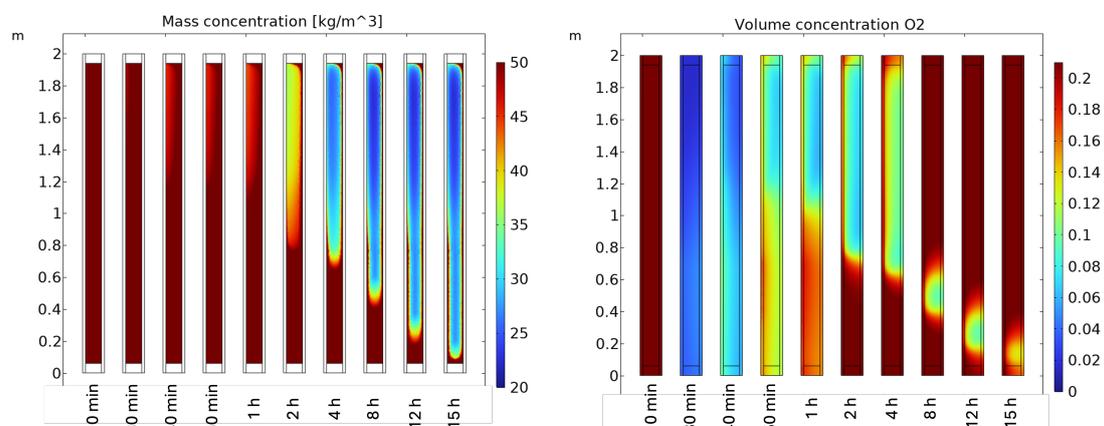
In Abbildung 7.4 sind die Temperaturen der Simulation im Vertikal- und Horizontalschnitt der Gefachmitte zu unterschiedlichen Zeitpunkten dargestellt. Die Temperatur an der brandzugewandten Dämmstoffoberfläche erreicht nach ca. 30 Minuten ca.  $300\text{ °C}$  und es kommt anschließend zu einer Entzündung des Dämmstoffes. Während die Brandraumtemperaturen absinken, entwickelt sich die Schwelfront zunächst horizontal bei Maximaltemperaturen von  $600\text{ °C}$ . Im Anschluss bewegt sich die Schwelfront vertikal abwärts in Richtung der Schwelle.

Die Temperatur in der Mitte der Schwelfront beträgt nach ca. 2 Stunden etwa  $350\text{ °C}$  und fällt durch den Wärmeverlust zu den Rändern hin ab. Die Außenseiten der Gipsplatten weisen eine Oberflächentemperatur von etwa  $50\text{-}60\text{ °C}$  auf. Die Schwelgeschwindigkeit beträgt etwa  $5\text{ cm/h}$  und die Schwelfront erreicht nach etwa 15 h das untere Ende des Gefaches.



**Abbildung 7.4:** Simulierte Temperatur im Vertikal-(links) und Horizontalschnitt(rechts) der Gefachmitte zu unterschiedlichen Zeitpunkten

Abbildung 7.5 zeigt die Rohdichte im Gefach sowie die Sauerstoffkonzentration im Vertikalschnitt der Gefachmitte zu unterschiedlichen Zeitpunkten. Die Dichte des Dämmstoffes sinkt im Verlauf der Schwelfront auf etwa  $30 \text{ kg/m}^3$  ab. Ähnlich wie in den Validierungssimulationen verbleibt ein geringer Anteil von Dämmstoff an den kalten Rändern. Der Sauerstoffgehalt im Gefach sinkt in den ersten 30 Minuten auf etwa 5 Vol.-%, was der Sauerstoffkonzentration im Brandraum entspricht. Anschließend gelangt Sauerstoff durch die Gipsplatte in das Gefach und wird durch den Schwelprozess im Rahmen von Oxidationsprozessen verbraucht. Der Sauerstoffgehalt in der oberen Hälfte beträgt ca. 8 bis 10 Vol.-% und steigt erst mit dem Nachlassen der Schwelintensität wieder an. Der Sauerstoff erreicht die Schwelfront im wesentlichen entgegengesetzt zur Schwelrichtung. Der Verlauf zeigt somit ein typisches dem Luftstrom entgegengerichtetes (opposed/counter-current) Schwelen.

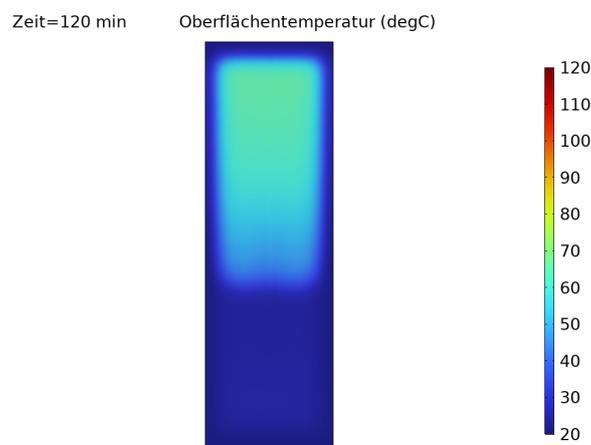


**Abbildung 7.5:** Dichte und Sauerstoffkonzentration im Vertikalschnitt (Gefachmitte) zu unterschiedlichen Zeitpunkten

## 7.4 Diskussion

Das vorliegende Beispiel demonstriert die prinzipielle Anwendbarkeit des Dämmstoffmodells im Rahmen eines Naturbrandszenarios. Das Modell zeigt einen physikalisch-plausiblen Verlauf mit einer Zündung der Hohlraumdämmung im oberen Bereich sowie einer sich anschließenden etwa 15-stündigen Schwelphase.

Das wesentliche Ergebnis aus Sicht des Anwenders ist, dass die vorhandene Bekleidung bei dem angenommenen Szenario nicht ausreichend ist, um eine Entzündung des Dämmstoffes zu verhindern. Für die Erreichung dieses Ziels könnte als Maßnahme eine Ertüchtigung mittels einer weiteren Lage Gips erfolgen. Die Temperatur an den Holzrahmenelementen erreicht bis zu 300 °C, sodass ein Mitbrennen nicht ausgeschlossen werden kann. Im vorliegenden Szenario erreicht die Oberflächentemperatur der brandabgewandten Gipsplatte ca. 50-60 °C. Auf Basis der Ergebnisse kann von einer grundsätzlichen Detektierbarkeit des Schwelbrandes mittels Wärmebildkamera ausgegangen werden, siehe Abbildung 7.6. Eine zusätzliche Gipsplatte könnte die Detektion erschweren, was durch weitere Simulationen betrachtet werden könnte.



**Abbildung 7.6:** Visualisierung der Oberflächentemperatur an der Außenseite der Bekleidung nach 2 Stunden

Das Beispiel zeigt die mögliche Anwendung des Modells abseits von üblichen Anwendungsbeschränkungen einer fest definierten Brandbeanspruchung, beispielsweise der Einheits-Temperaturzeitkurve. Grundsätzlich ist das Modell in der Lage, das Schwelverhalten von nawaRo-Dämmstoffen auf Grundlage beliebiger Randbedingungen zu beschreiben. Dabei muss jedoch beachtet werden, dass selbst auf Grundlage von Brandversuchen nicht immer alle benötigten Daten für eine vollständige Abbildung der Brandbeanspruchung vorliegen. So mussten im vorliegenden Fall Abschätzungen für den Sauerstoffgehalt im Brandraum getroffen werden, welche auch die Sauerstoffkonzentration im Inneren der Konstruktion und somit den Schwelprozess signifikant beeinflussen kann.

Neben der Schnittstelle zwischen Konstruktion und Brandraum zeigt das Beispiel jedoch auch die Relevanz der Schnittstelle zwischen Dämmstoff und angrenzenden Baustoffen auf. So wurde im vorliegenden Fall auf ein Modell für die Gipsbekleidung zurückgegriffen, welche nicht über eine gleichwertige Komplexität wie das Dämmstoffmodell verfügt. Aus Kompatibilitätsgründen konnte daher der Feuchtetransport nicht berücksichtigt werden, was im Falle der Dehydratation der brandbeanspruchten Gipsplatte zu signifikanten Modellfehlern führen kann.

Eine andere Herausforderung besteht in der Berücksichtigung von Imperfektionen wie beispielsweise Konstruktionsfugen zwischen der Gipsplatte und dem Holzrahmen sowie eventuelle Rissbildungen an den Bekleidungslagen. Die Berücksichtigung dieser Effekte ist numerisch betrachtet schwierig und muss daher gegebenenfalls implizit, zum Beispiel über eine erhöhte Porosität bzw. Permeabilität der Gipsplatte berücksichtigt werden.

## 8. Zusammenfassung und Ausblick

Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen weisen eine Vielzahl von positiven Eigenschaften auf, die im Hinblick auf die Herausforderungen des Klimawandels nützlich sind. In Verbindung mit anderen Baustoffen aus nachwachsenden Rohstoffen können sie zukünftig Teil einer nachhaltigeren Bauweise sein. Dennoch gibt es insbesondere hinsichtlich ihres Brandverhaltens Herausforderungen, welche die derzeitige Anwendbarkeit der nawaRo-Dämmstoffe deutlich einschränken. So ist die flächendeckende Regelbauweise nach dem heutigen Stand auf Gebäude bis 7 m Höhe beschränkt. Modelle bieten die Möglichkeit, ein besseres Verständnis der während der Schwelphase ablaufenden Prozesse zu erlangen und die helfen, kostenintensive Brandversuche zu reduzieren.

Die Modellierung komplexer Brandphänomene wie Schwelprozesse erfordert die Berücksichtigung einer Vielzahl von Faktoren wie Materialeinflüsse, thermodynamische und thermochemische Einflüsse, Phasenübergänge, Skalierungseffekte, Diffusion und vielen mehr. Die Vielzahl der unterschiedlichen Modelle für die Pyrolyse und Oxidation von lignozellulosehaltigen Materialien offenbart, dass es derzeit kein generalisiertes Modell gibt. Bisherige Ansätze zur Beschreibung des Schwelverhaltens von biobasierten Dämmstoffen beruhen fast ausschließlich auf empirischen Grundlagen und sind daher auf bestimmte Randbedingungen beschränkt.

Das im Rahmen dieser Arbeit vorgestellte Modell stellt eine gekoppelte Beschreibung der Pyrolyse- und Oxidationsphänomene in Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen dar. Die Validierungsexperimente haben gezeigt, dass das vorgestellte Modell grundsätzlich für die Berechnung von Schwelprozessen geeignet ist. Damit ist eine solide Basis für die weitere Optimierung und Skalierung gegeben. Die Simulationen zeigen, dass insbesondere der Wärme- und Stofftransport einen maßgeblichen Einfluss auf das Schwelverhalten hat und dieser mit dem Modell erstmals quantitativ betrachtet werden kann.

Mit dem hier vorgestellten experimentellen Ansatz konnten weiterhin eine Vielzahl von Materialparametern für die Simulation des gekoppelten Wärme-, Feuchte- und Strömungstransports in Verbindung mit Reaktionsprozessen bestimmt werden. Das entwickelte Materialmodell zeigt wichtige Wechselwirkungen zwischen Wärme-, Feuchtetransport und Strömung auf. Die hieraus abgeleiteten generischen Parameter dienen als Grundlage für die produktübergreifende Anwendung. Eine Übertragbarkeit auf andere Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen auf Basis der vorgestellten statistischen Versuchsplanung ist grundsätzlich möglich.

Der verwendete Rohofen ist grundsätzlich für die Untersuchung von Schwelprozessen geeignet. Allerdings zeigten die Experimente unter kontrollierten Bedingungen deutliche Unterschiede in den Schwelgeschwindigkeiten. Es ist zu erwarten, dass diese Schwankun-

gen zumindest bei Bauteilen mit Einblasdämmung auftreten. Dies führt zu der allgemeinen Herausforderung, morphologische Veränderungen des Materials in der Simulation zu berücksichtigen.

Die globale Sensitivitätsanalyse zeigt, dass Schwankungen in den Reaktionsparametern wie die für Diffusion aber auch Materialparameter wie die Aktivierungsenergie und die Rohdichte wesentliche Einflüsse darstellen. Andere Parameter, z.B. die Wärmeleitfähigkeit von Holzkohle, sind in diesem Rahmen vernachlässigbar. Die Analyse bestätigt auch, dass die Begrenzungen des Wärme- und Stofftransports innerhalb der Partikel entscheidende Phänomene für die Simulation des Schwelens sind. Insbesondere die Voraussetzungen für die Annahme eines thermischen Equilibriums zwischen den unterschiedlichen Phasen sollten daher bei zukünftigen Anwendungsfällen genauer untersucht werden.

Es wurde eine neue Methode zur Bestimmung der hinsichtlich der diffusionslimitierenden Einflüsse für das Reaktionsmodell vorgestellt. Dennoch bleibt die experimentelle Bestimmung eine Herausforderung und es ist noch nicht hinreichend überprüft, inwiefern sich die Parameter bei anderen Versuchsgeometrien ändern. Diese Fragen müssen Teil der weiteren Modellentwicklung und Skalierung sein. Hierzu können insbesondere auch Methoden der inversen Modellierung hilfreich sein. Das Modell kann möglicherweise in seiner Komplexität reduziert werden, sodass die Berechnung von vergleichsweise geringen Einflüssen vermieden wird.

Das Anwendungsbeispiel hat gezeigt, dass die vorhandenen Modellgrundlagen prinzipiell auf praxisrelevante, 3-dimensionale Geometrien übertragen werden kann. Somit kann das Modell Aussagen über die Entzündung, Brandausbreitung und Detektierbarkeit, beispielsweise in einem Holztafelement, treffen. Dabei wurden jedoch auch signifikante Anwendungsgrenzen festgestellt, welche die Modellierung angrenzender Bauteile aber auch unbekannte Randbedingungen und Effekte wie Imperfektionen betreffen.

Im Rahmen einer Modellerweiterung kann das Modell zukünftig im Rahmen von Ingenieurmethoden verwendet werden und außerdem als Grundlage für die Weiterentwicklung von Raumabschlussmodellen dienen, die derzeit auf effektiven Materialparametern beruhen. Das verbesserte Verständnis der Wärme-, Feuchte- und Stoffübertragungsprozesse kann neben dem Brandschutz auch in den Bereichen Schall-, Wärme- und Feuchteschutz Anwendung finden.

## Literaturverzeichnis

---

- [1] EXPERTENRAT FÜR KLIMAFRAGEN: *Prüfbericht zur Berechnung der deutschen Treibhausgasemissionen für das Jahr 2023. Prüfung und Bewertung der Emissionsdaten gemäß § 12 Abs. 1 Bundes-Klimaschutzgesetz.* <https://www.expertenrat-klima.de>
- [2] DEUTSCHE BUNDESREGIERUNG: *Mehr bezahlbaren Wohnraum schaffen.* <https://www.bundesregierung.de/breg-de/aktuelles/wohnungsbaufoederung-2258722>. Version: Februar 2024, Abruf: 2024-06-24
- [3] *Verordnung (EU) Nr. 305/2011 des Europäischen Parlaments und des Rates vom 9. März 2011 zur Festlegung harmonisierter Bedingungen für die Vermarktung von Bauprodukten und zur Aufhebung der Richtlinie 89/106/EWG des Rates.* März 2011
- [4] *Gesamtenergieeffizienz von Gebäuden (Neufassung) Legislative Entschließung des Europäischen Parlaments vom 12. März 2024 zu dem Vorschlag für eine Richtlinie des Europäischen Parlaments und des Rates über die Gesamtenergieeffizienz von Gebäuden.* [https://www.europarl.europa.eu/doceo/document/TA-9-2024-0129\\_DE.pdf](https://www.europarl.europa.eu/doceo/document/TA-9-2024-0129_DE.pdf). Version: 2024, Abruf: 2024-06-24
- [5] *Gebäudeenergiegesetz (GEG) vom 8. August 2020 (BGBl. I S. 1728), das zuletzt durch Artikel 1 des Gesetzes vom 16. Oktober 2023 (BGBl. 2023 I Nr. 280) geändert worden ist*
- [6] FACHAGENTUR NACHWACHSENDE ROHSTOFFE E. V.: *Marktübersicht Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen, 13., aktualisierte Auflage.* Gülzow-Prüzen, 2024
- [7] CARDELLINI, Giuseppe ; MIJNENDONCKX, Joren: *Synergies, Energy Efficiency and Circularity in the Renovation Wave - Bio-Based Products for the Renovation Wave / European Environment Agency.* Version: Juni 2022. <http://dx.doi.org/10.5281/ZENODO.6530825>. 2022 (ETC CM Report 2022/01). – Forschungsbericht
- [8] FACHAGENTUR NACHWACHSENDE ROHSTOFFE E. V.: *Marktanteil von Nawaro-Dämmstoffen wächst.* <https://www.fnr.de/presse/pressemitteilungen/aktuelle-mitteilungen/aktuelle-nachricht/marktanteil-von-nawaro-daemmstoffen-waechst>. Version: Februar 2021, Abruf: 2024-01-09
- [9] SUDHOFF, P.: *Quantifizierung der CO-Freisetzung bei Schwelprozessen von Holzfaserdämmstoffen in WDVS einschließlich Überprüfung der Anwendbarkeit auf Holz*

- basierender Pyrolysemodelle*. Magdeburg, Otto-von-Guericke Universität Magdeburg, Masterarbeit, März 2018. <http://dx.doi.org/10.25673/34617>
- [10] STEEGER, F. ; KÜPPERS, J. ; BRUNKHORST, S.: Schwel- und Brandverhalten von Wärmedämmverbundsystemen aus Holzfaserdämmplatten. In: *Bautechnik* 94 (2017), Nr. 6, 361–367. <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/bate.201700027>
- [11] FACHAGENTUR NACHWACHSENDE ROHSTOFFE (FNR) E.V.: Schlussbericht zum Verbundvorhaben: Mehr als nur Dämmung - Zusatznutzen von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen: Zusammenfassender Bericht zum Gesamt-Verbundprojekt. Version: März 2021. <https://www.fnr.de/ftp/pdf/berichte/22011615.pdf>. Gülzow-Prüzen, März 2021. – Forschungsbericht
- [12] SUDHOFF, P. ; STEEGER, F. ; ZEHFUSS, J. ; KAMPMEIER, B.: Brandverhalten von Dämmstoffen aus Nachwachsenden Rohstoffen – Teil 2: Untersuchungen zur Bautechnischen Verwendung im Gefach von Holztafelbauweisen. In: *Bauphysik* 43 (2021), Januar, Nr. 5, 303–313. <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/10.1002/bapi.202100024>
- [13] SUDHOFF, P.: PyroProBiD: Ein Modell zur Vorhersage des Schwelverhaltens von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen. In: *Magdeburg-Köthener Brand- und Sicherheitstagung 2024*. Magdeburg, März 2024. – ISBN 978–3–948749–41–5
- [14] SUDHOFF, P.: Modeling the Fire Behavior of Bio-Based Insulation Materials. In: *The 4th International Symposium on Fire Safety of Facades (FSF) 2024*. Lund, Juni 2024. – ISBN 978–91–89971–04–2
- [15] SUDHOFF, P. ; KAMPMEIER, B. ; KRAUSE, U.: Schlussbericht zum Verbundvorhaben "PyroProBiD- Entwicklung eines Pyrolyse-Prognosemodelles für Dämmstoffe aus nachwachsenden Rohstoffen / Fachagentur Nachwachsende Rohstoffe e.V. Version: Juni 2024. <https://www.fnr.de/ftp/pdf/berichte/2220HV009A.pdf>. Gülzow-Prüzen, Juni 2024. – Forschungsbericht
- [16] BUNDESMINISTERIUM FÜR WOHNEN, STADTENTWICKLUNG UND BAUWESEN: *ÖKOBAUDAT-Datenbank*. <https://www.oekobaudat.de/>. Version: März 2024, Abruf: 2024-03-07
- [17] *DIN EN 13171, Wärmedämmstoffe für Gebäude – Werkmäßig hergestellte Produkte aus Holzfasern (WF) – Spezifikation; Deutsche Fassung EN 13171:2012+A1:2015*
- [18] U.S. DEPARTMENT OF AGRICULTURE, FOREST SERVICE, FOREST PRODUCTS LABORATORY: Wood Handbook: Wood as an Engineering Material / U.S. Depart-

- ment of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 2021 (General Technical Report FPL-GTR-282). – Forschungsbericht
- [19] METTLER, M. S. ; VLACHOS, D. G. ; DAUENHAUER, P. J.: Top Ten Fundamental Challenges of Biomass Pyrolysis for Biofuels. In: *Energy & Environmental Science* 5 (2012), Januar, Nr. 7, S. 7797. <http://dx.doi.org/10.1039/c2ee21679e>. – DOI 10.1039/c2ee21679e
- [20] INFORMATIONSDIENST HOLZ E.V.: *Holzfaserdämmstoffe: Eigenschaften – Anforderungen – Anwendungen*. Reihe 4 Teil 5 Folge 2. Februar 2021
- [21] *DIN 4102-1:1998-05, Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen Teil 1: Baustoffe; Begriffe, Anforderungen und Prüfungen*
- [22] *DIN EN 13501-1:2018, Klassifizierung von Bauprodukten und Bauarten zu ihrem Brandverhalten - Teil 1: Klassifizierung mit den Ergebnissen aus den Prüfungen zum Brandverhalten von Bauprodukten; Deutsche Fassung EN 13501-1:2018*
- [23] MARTENS, Hans ; GOLDMANN, Daniel: Recycling von Papier. Version: 2016. <https://doi.org/10.1007/978-3-658-02786-5-8>, Abruf: 2024-10-25. In: MARTENS, Hans (Hrsg.) ; GOLDMANN, Daniel (Hrsg.): *Recyclingtechnik: Fachbuch für Lehre und Praxis*. Wiesbaden : Springer Fachmedien, 2016. – ISBN 978-3-658-02786-5
- [24] KUMAR, P. ; BARRETT, D. M. ; DELWICHE, M. J. ; STROEVE, P.: Methods for Pretreatment of Lignocellulosic Biomass for Efficient Hydrolysis and Biofuel Production. In: *Industrial & Engineering Chemistry Research* 48 (2009), April, Nr. 8, 3713–3729. <https://doi.org/10.1021/ie801542g>
- [25] KÜPPERS, J.: *Grundlagenuntersuchungen zum Brandverhalten von WDVS mit nachwachsenden Rohstoffen*, TU Braunschweig, Diss., 2020. <https://doi.org/10.24355/dbbs.084-202012081229-0>
- [26] LANGE, J. ; WEGNER, S. ; NESKE, M.: Branddynamik von unentdeckten Konstruktions- und Hohlraumbränden im Holzbau. In: *Tagungsband Magdeburg-Köthener Brand- und Sicherheitstage*, 2024. – ISBN 978-3-948749-41-5
- [27] STEEGER, F. ; SCHWABROH, T. ; ZEHFUSS, J. ; KAMPMEIER, B.: Untersuchung des Brandverhaltens von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen. In: *bmH Bauen mit Holz* (2021), Nr. 4.2021, S. 22–29
- [28] DI BLASI, C.: Modeling Chemical and Physical Processes of Wood and Biomass Pyrolysis. In: *Progress in Energy and Combustion Science* 34 (2008), Ja-

- nuar, Nr. 1, S. 47–90. <http://dx.doi.org/10.1016/j.pecs.2006.12.001>. – DOI 10.1016/j.pecs.2006.12.001
- [29] *DIN EN 16733:2016-07, Prüfungen Zum Brandverhalten von Bauprodukten - Bestimmung der Neigung eines Bauprodukts zum Kontinuierlichen Schwelen; Deutsche Fassung EN 16733:2016*
- [30] BABRAUSKAS, V.: *Smoldering Fires*. New York, 2021. ISBN 978–0–9728111–1–8
- [31] LEPPÄNEN, Perttu ; MALASKA, Mikko: Experimental Study on the Smouldering Combustion of Mineral Wool Insulation in Chimney Penetrations. In: *Fire Technology* 55 (2019), November, Nr. 6, 2171–2194. <https://doi.org/10.1007/s10694-019-00849-1>
- [32] REIN, G.: Smoldering Combustion. Version:2016. [https://doi.org/10.1007/978-1-4939-2565-0\\_19](https://doi.org/10.1007/978-1-4939-2565-0_19), Abruf: 2023-10-12. In: HURLEY, Morgan J. (Hrsg.): *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*. New York, NY : Springer, 2016. – ISBN 978–1–4939–2565–0, 581–603
- [33] DRYSDALE, D.: *An Introduction to Fire Dynamics*. Version:Third edition, Januar 2011. <http://dx.doi.org/10.1002/9781119975465>. – DOI 10.1002/9781119975465. ISBN 978–0–470–31903–1
- [34] KÜPPERS, J. ; STEEGER, F.: Verwendung brennbarer Dämmstoffe bei mehrgeschossigen Gebäuden. In: *Tagungsband Braunschweiger Brandschutztag 2016*. Braunschweig, 2016-09-22. – ISBN 978–3–89288–213–8
- [35] *DIN EN 1991-1-2, Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen - Brandeinwirkungen auf Tragwerke; Deutsche Fassung EN 1991-1-2:2002+AC:2009*
- [36] SUDHOFF, P. ; ÅSTRÖM, J.: Smoldering-to-Flaming Transition of Bio-based Insulation Materials. In: *Nordic Fire and Safety Days, Book of Abstracts*. Lund, Juni 2024 (RISE Report 2024:49). – ISBN 978–91–89971–08–0
- [37] *Musterbauordnung (MBO) in der Fassung November 2002, zuletzt geändert durch Beschluss der Bauministerkonferenz vom 23./24.11.2023*
- [38] *Veröffentlichung der Muster-Verwaltungsvorschrift Technische Baubestimmungen (MVV TB) 2024/1 Amtliche Mitteilungen 2024/2, Ausgabe 28. August 2024*
- [39] *DIN 4102-15:1990-05, Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen; Brandschacht*

- [40] *DIN EN ISO 11925-2:2020-07, Prüfungen zum Brandverhalten\_ - Entzündbarkeit von Produkten bei direkter Flammeneinwirkung - Teil 2: Einzelflammentest, Deutsche Fassung EN ISO 11925-2:2020*
- [41] *DIN EN 13823:2023-04, Prüfungen Zum Brandverhalten von Bauprodukten - Thermische Beanspruchung durch einen einzelnen brennenden Gegenstand für Bauprodukte mit Ausnahme von Bodenbelägen; Deutsche Fassung EN 13823:2020+A1:2022*
- [42] *Verwaltungsvorschrift des Ministeriums für Landesentwicklung und Wohnen über Technische Baubestimmungen Vom 12. Dezember 2022 (Verwaltungsvorschrift Technische Baubestimmungen – VwV TB)*
- [43] *Muster-Richtlinie über brandschutztechnische Anforderungen an Bauteile und Außenwandbekleidungen in Holzbauweise (MHolzBauRL), Fassung 04. September 2024*
- [44] *DIN EN 13501-2:2016-12, Klassifizierung von Bauprodukten und Bauarten zu Ihrem Brandverhalten - Teil 2: Klassifizierung mit den Ergebnissen aus den Feuerwiderstandsprüfungen, mit Ausnahme von Lüftungsanlagen; Deutsche Fassung EN 13501-2:2016*
- [45] *DIN EN 1995-1-2:2010, Bemessung und Konstruktion von Holzbauten: Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall, Deutsche Fassung EN 1995-1-2:2004 + AC:2009*
- [46] SCHLEIFER, V.: *Zum Verhalten von raumabschliessenden mehrschichtigen Holzbauteilen im Brandfall*, ETH Zürich, Diss., Januar 2009. <http://dx.doi.org/10.3929/ETHZ-A-005771863>. – DOI 10.3929/ETHZ-A-005771863
- [47] WINTER, S. ; WERTHER, N. ; HOFMANN, V. ; KAMMERER, E.: *Standardisierung der brandschutztechnischen Leistungsfähigkeit von Holztafelkonstruktionen mit biogenen Dämmstoffen / Technische Universität München. München, 2018. – Forschungsbericht*
- [48] RAUCH, M. ; WERTHER, N. ; SUTTNER, E. ; WINTER, S.: *F-REI 90 Ein Analytisches Berechnungsverfahren für Holzrahmen- und Holzmassivbauteile bis zu einer Feuerwiderstandsdauer von 90 Minuten. Bonn, Juni 2022 (BBSR-Online-Publikation 24/2022). – Forschungsbericht*
- [49] RAUCH, M.: *Beurteilung der raumabschließenden Funktion brandbeanspruchter Holzbauteile mittels einer „Component Additive Method“*, Technische Universität München, Diss., 2022. <https://mediatum.ub.tum.de/1637514>, Abruf: 2024-05-03
- [50] FRANGI, A. ; BRÜHWILER, I. ; WIEDERKEHR, R.: *3.1 Feuerwiderstandsbemessung – Bauteile Und Verbindungen. 2011. – LIGNUM Dokumentation*

- [51] *DIN EN 1995-1-2:2023-09 Entwurf, Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 1-2: Tragwerksbemessung für den Brandfall; Deutsche und Englische Fassung prEN 1995-1-2:2023*
- [52] MÄGER, K. N. ; JUST, A. ; SCHMID, J. ; WERTHER, N. ; KLIPPEL, M. ; BRANDON, D. ; FRANGI, A.: Procedure for Implementing New Materials to the Component Additive Method. In: *Fire Safety Journal* 107 (2019), Januar, 149–160. <http://dx.doi.org/10.1016/j.firesaf.2017.09.006>. – DOI 10.1016/j.firesaf.2017.09.006. – ISSN 03797112
- [53] SCHEIDEL, Sabine: *Nachweisführung für Holzrahmenkonstruktionen mit einer Feuerwiderstandsdauer von 90 Minuten anhand Finite-Elemente-Simulationen*, Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau, doctoralthesis, 2024. <http://dx.doi.org/10.26204/KLUED0/8227>. – DOI 10.26204/KLUED0/8227. – XVI, 172 S.
- [54] SCHEIDEL, S. ; DIENST, S. ; GÖTZ, T. ; KORNADT, O.: Berechnungsverfahren von Holzrahmenbauteilen Mit brandschutztechnischer raumabschließender Funktion. In: FOUAD, Nabil A. (Hrsg.): *Bauphysik Kalender 2022*. Wiley, Januar 2022, S. 465–496
- [55] RICHTER, F.: *Computational Investigation of the Timber Response to Fire*, Imperial College London, Diss., Januar 2019. <http://dx.doi.org/10.25560/79464>. – DOI 10.25560/79464
- [56] ROGAUME, T.: Thermal Decomposition and Pyrolysis of Solid Fuels: Objectives, Challenges and Modelling. In: *Fire Safety Journal* 106 (2019), Januar, S. 177–188. <http://dx.doi.org/10.1016/j.firesaf.2019.04.016>. – DOI 10.1016/j.firesaf.2019.04.016
- [57] TISO, M. ; JUST, A. ; SCHMID, J. ; KLIPPEL, M.: Effective Cross-Sectional Method for Timber Frame Assemblies—Definition of Coefficients and Zero-Strength Layers. In: *Fire and Materials* 42 (2018), Nr. 8, 897–913. <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/fam.2645>
- [58] BAL, N. ; REIN, G.: Relevant Model Complexity for Non-Charring Polymer Pyrolysis. In: *Fire Safety Journal* 61 (2013), Januar, S. 36–44. <http://dx.doi.org/10.1016/j.firesaf.2013.08.015>. – DOI 10.1016/j.firesaf.2013.08.015
- [59] MILLER, R.S. ; BELLAN, J.: A Generalized Biomass Pyrolysis Model Based on Superimposed Cellulose, Hemicellulose and Lignin Kinetics. In: *Combustion Science and Technology* 126 (1997), Juli, Nr. 1–6, 97–137. <https://doi.org/10.1080/00102209708935670>

- [60] BURNHAM, A. K. ; ZHOU, X. ; BROADBELT, L. J.: Critical Review of the Global Chemical Kinetics of Cellulose Thermal Decomposition. In: *Energy & Fuels* 29 (2015), Januar, Nr. 5, S. 2906–2918. <http://dx.doi.org/10.1021/acs.energyfuels.5b00350>. – DOI 10.1021/acs.energyfuels.5b00350
- [61] BRADBURY, A. G. ; SAKAI, Y. ; SHAFIZADEH, F.: A Kinetic Model for Pyrolysis of Cellulose. In: *Journal of Applied Polymer Science* 23 (1979), Juni, Nr. 11, 3271–3280. <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/10.1002/app.1979.070231112>, Abruf: 2023-09-18
- [62] KILZER, F.J. ; BROIDO, A.: Speculations on the Nature of Cellulose Pyrolysis. In: *Scientific Journal* (1965), Nr. Pyrodynamics. 2: 151-163
- [63] OHLEMILLER, T.: Modeling of Smoldering Combustion Propagation. In: *Progress in Energy and Combustion Science* 11 (1985), Nr. 4, 277–310. [http://dx.doi.org/10.1016/0360-1285\(85\)90004-8](http://dx.doi.org/10.1016/0360-1285(85)90004-8), Abruf: 2023-09-18. – DOI 10.1016/0360-1285(85)90004-8. – ISSN 03601285
- [64] GOLD, Victor (Hrsg.): *The IUPAC Compendium of Chemical Terminology: The Gold Book*. Version: 4, 2019. <http://dx.doi.org/10.1351/goldbook>. – DOI 10.1351/goldbook
- [65] HURLEY, Morgan J. et a. (Hrsg.): *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*. New York, NY, 2016. ISBN 978-1-4939-2564-3 978-1-4939-2565-0
- [66] VYAZOVKIN, Sergey et a.: ICTAC Kinetics Committee Recommendations for Collecting Experimental Thermal Analysis Data for Kinetic Computations. In: *Thermochimica Acta* 590 (2014), August, 1–23. <http://dx.doi.org/10.1016/j.tca.2014.05.036>, Abruf: 2024-09-20. – DOI 10.1016/j.tca.2014.05.036. – ISSN 00406031
- [67] LAUTENBERGER, C.: *A Generalized Pyrolysis Model for Combustible Solids*, Diss., Januar 2007. [http://reaxengineering.com/media/docs/lautenberger\\_dissertation.pdf](http://reaxengineering.com/media/docs/lautenberger_dissertation.pdf)
- [68] V.D. THI ; KHELIFA, M. ; OUDJENE, M. ; EL GANAOU, M. ; ROGAUME, Y.: Numerical Simulation of Fire Integrity Resistance of Full-Scale Gypsum-Faced Cross-Laminated Timber Wall. In: *International Journal of Thermal Sciences* 132 (2018), Januar, S. 96–103. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2018.06.003>. – DOI 10.1016/j.ijthermalsci.2018.06.003
- [69] KONTAGEORGOS, D. A. ; FOUNTI, M. A.: A Generalized Methodology for the Definition of Reactive Porous Materials Physical Properties: Prediction of Gypsum Board Properties. In: *Construction and Building Materials* 48 (2013), Januar,

- S. 804–813. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.07.095>. – DOI 10.1016/j.conbuildmat.2013.07.095
- [70] GONG, J. ; ZHU, H. ; ZHOU, H. ; STOLIAROV, S.: Development of a Pyrolysis Model for Oriented Strand Board. Part I: Kinetics and Thermodynamics of the Thermal Decomposition. In: *Journal of Fire Sciences* 39 (2021), Januar, Nr. 2, S. 190–204. <http://dx.doi.org/10.1177/0734904120982887>. – DOI 10.1177/0734904120982887
- [71] GONG, J. ; ZHOU, H. ; ZHU, H. ; MCCOY, C.G. ; STOLIAROV, Stanislav I.: Development of a Pyrolysis Model for Oriented Strand Board: Part II—Thermal Transport Parameterization and Bench-Scale Validation. In: *Journal of Fire Sciences* 39 (2021), Januar, Nr. 6, S. 477–494. <http://dx.doi.org/10.1177/073490412111036651>. – DOI 10.1177/073490412111036651. – ISSN 0734–9041
- [72] GUINDOS, P. ; AUAD, G. ; KOLB, T.: Theoretical Model for Further Development of Intumescent Substances to Remediate Smoldering in Wood Fiber Insulation Panels. In: *Maderas. Ciencia y tecnología* 23 (2021). <http://dx.doi.org/10.4067/S0718-221X2021000100451>. – DOI 10.4067/S0718-221X2021000100451
- [73] MACLEOD, Cameron E. ; LAW, Angus ; HADDEN, Rory M.: Quantifying the Heat Release from Char Oxidation in Timber. In: *Fire Safety Journal* 138 (2023), Januar, S. 103793. <http://dx.doi.org/10.1016/j.firesaf.2023.103793>. – DOI 10.1016/j.firesaf.2023.103793. – ISSN 03797112
- [74] FRAUNHOFER INSTITUT FÜR BAUPHYSIK, Fraunhofer: *WUFI(R) Pro Reference Material, Version 6*. [https://wufi.de/en/wp-content/uploads/sites/11/WUFIPro\\_6\\_manual.pdf](https://wufi.de/en/wp-content/uploads/sites/11/WUFIPro_6_manual.pdf). Version: 2019
- [75] RÜTHER, N. ; ZIRKELBACH, D.: Schlussbericht zu dem IGF-Vorhaben Entwicklung von Modellen zur Generierung hygrothermischer Kennwerte von Holzwerkstoffen zur numerischen Simulation des Bauteilverhaltens. Braunschweig, Mai 2016. – Forschungsbericht
- [76] LOHRER, C.: *Einflussgrößen auf die Selbstentzündung von Schüttgütern und Stäuben: Experimentelle Untersuchungen und numerische Simulationen*. Bremerhaven, Januar 2006 ISBN 3–86509–377–9
- [77] KRAUSE, U. ; SCHMIDT, M. ; LOHRER, C.: A Numerical Model to Simulate Smoldering Fires in Bulk Materials and Dust Deposits. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 19 (2006), März, S. 218–226. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jlpp.2005.03.005>. – DOI 10.1016/j.jlpp.2005.03.005

- [78] WANKE, C.: *Smoldering Combustion in Mixtures with Inert Material*, Otto von Guericke University Magdeburg, Diss., 2021. <http://dx.doi.org/10.25673/60683>. – DOI 10.25673/60683
- [79] NIELD, D. A. ; BEJAN, Adrian (Hrsg.): *Convection in Porous Media*. 4th ed. 2013. New York, NY : Springer, 2013 (SpringerLink Bücher). – ISBN 978–1–4614–5541–7
- [80] *DIN EN 15026:2023-12, Wärme- und feuchtetechnisches Verhalten von Bauteilen und Bauelementen\_ - Bewertung der Feuchteübertragung durch numerische Simulation; Deutsche Fassung EN 15026:2023*
- [81] KÜNZEL, Hartwig M. ; KIESSL, Kurt: Calculation of Heat and Moisture Transfer in Exposed Building Components. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 40 (1996), Oktober, Nr. 1, S. 159–167. [http://dx.doi.org/10.1016/S0017-9310\(96\)00084-1](http://dx.doi.org/10.1016/S0017-9310(96)00084-1). – DOI 10.1016/S0017-9310(96)00084-1
- [82] KRISCHER, Otto: “*Trocknungstechnik*”. Bd. 1: *Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik*. 3., neubearbeitete Auflage von W. Kast. Berlin -Heidelberg-New York : Springer-Verlag, 1979 <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/10.1002/star.19790310113>
- [83] MOUSSA, N. A. ; TOONG, T. Y. ; GARRIS, C. A.: Mechanism of Smoldering of Cellulosic Materials. In: *Symposium (International) on Combustion* 16 (1977), Januar, Nr. 1, 1447–1457. [http://dx.doi.org/10.1016/S0082-0784\(77\)80427-X](http://dx.doi.org/10.1016/S0082-0784(77)80427-X), Abruf: 2023-12-18. – DOI 10.1016/S0082-0784(77)80427-X. – ISSN 0082-0784
- [84] HIRSCHLER, M. M. ; TOWNSEND, R. P.: The Role of Diffusion in the Rapid Combustion of Cellulose. In: *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences* 396 (1984), Nr. 1810, 119–130. <https://www.jstor.org/stable/2397629>, Abruf: 2023-12-18. – ISSN 0080-4630
- [85] MEHRER, H. (Hrsg.): *Springer Series in Solid-State Sciences*. Bd. 155: *Diffusion in Solids*. Berlin, Heidelberg : Springer, 2007. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-540-71488-0>. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-540-71488-0>. – ISBN 978-3-540-71486-6 978-3-540-71488-0
- [86] AGMON, N. ; SZABO, A.: Theory of Reversible Diffusion-Influenced Reaction. In: *The Journal of Chemical Physics* 92 (1990), Mai, S. 5270–5284. <http://dx.doi.org/10.1063/1.458533>. – DOI 10.1063/1.458533
- [87] COMSOL AB, Sweden. Stockholm (Hrsg.): *Uncertainty Quantification Module, User’s Guide, COMSOL Multiphysics (R) Version 6.2*. <https://doc.comsol.com>. Version: 2024

- [88] FAY, Michael P. ; PROSCHAN, Michael A.: Wilcoxon-Mann-Whitney or t-Test? On Assumptions for Hypothesis Tests and Multiple Interpretations of Decision Rules. In: *Statistics surveys* 4 (2010), 1. <http://dx.doi.org/10.1214/09-SS051>, Abruf: 2024-10-29. – DOI 10.1214/09-SS051
- [89] MASSEY, Frank J.: The Kolmogorov-Smirnov Test for Goodness of Fit. In: *Journal of the American Statistical Association* 46 (1951), März, Nr. 253, 68–78. <http://dx.doi.org/10.1080/01621459.1951.10500769>, Abruf: 2024-10-29. – DOI 10.1080/01621459.1951.10500769. – ISSN 0162-1459, 1537-274X
- [90] *DIN EN 1602:2013-05, Wärmedämmstoffe für das Bauwesen - Bestimmung der Rohdichte; Deutsche Fassung EN 1602:2013*
- [91] VDI E.V.: *VDI-Wärmeatlas*. Version: Januar 2013. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-642-19981-3>. – DOI 10.1007/978-3-642-19981-3. ISBN 978-3-642-19980-6
- [92] KIRCHHOFF, H.: *Bestimmung der Wärmekapazität von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen mittels instationärer Wärmeleitung im Hinblick auf die Modellierung von Schwelprozessen*, Otto-von-Guericke Universität Magdeburg, Masterarbeit, September 2021
- [93] KLENKE, C.: *Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen mittels stationärer Wärmeleitung im Hinblick auf die Modellierung von Schwelprozessen*. Magdeburg, Bachelorarbeit, Mai 2021
- [94] KRAUSE, U.: *Messverfahren zur Bestimmung der Wärmetransportfähigkeit*, Patentnummer DE 102 58 817 B4 2006.10.19. Oktober 2006
- [95] *DIN EN ISO 9053-1:2018 ,Akustik - Bestimmung des Strömungswiderstandes - Teil 1: Verfahren mit statischer Luftströmung (ISO 9053-1:2018); Deutsche Fassung EN ISO 9053-1:2018*
- [96] *DIN EN ISO 12571:2022-04, Wärme- Und feuchtetechnisches Verhalten von Baustoffen und Bauprodukten - Bestimmung der hygroskopischen Sorptionseigenschaften (ISO\_12571:2021); Deutsche Fassung EN ISO 12571:2021*
- [97] INSTITUT FÜR ARBEITSSCHUTZ DER DEUTSCHEN GESETZLICHEN UNFALLVERSICHERUNG: *GESTIS-Stoffdatenbank*. <https://gestis.dguv.de/>, Abruf: 2023-10-14
- [98] WEISSENSEEL, M.: *Vergleichende Bestimmung der formalkinetischen Parameter (Aktivierungsenergie, Stoßzahl) mittels Warmlagerungsversuchen und thermogravimetrischer Analyse im Hinblick auf die numerische Berechnung von Schwelprozessen*

- in Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen*. Magdeburg, Otto-von-Guericke Universität Magdeburg, Masterarbeit, Dezember 2021
- [99] *DIN EN 15188, Bestimmung des Selbstentzündungsverhaltens von Staubschüttungen: = Determination of the Spontaneous Ignition Behaviour of Dust Accumulations*. Deutsche Fassung EN 15188:2020
- [100] FRANK-KAMENETSKII, D. A.: *Diffusion and Heat Transfer in Chemical Kinetics*. 2., enl. and rev. ed. New York : Plenum Press, 1969. – ISBN 978–0306303494
- [101] SCHOSSIG, J. ; SCHMIDT, M. ; KRAUSE, U.: Abschlussbericht Forschungsvorhaben „Validierung von formalkinetischen Größen aus der adiabatischen Warmlagerung“ / Bundesanstalt für Materialforschung und -technik. Version:2011. [https://www.bgrci.de/fileadmin/BGRCI/Downloads/DL\\_Praevention/Explosionsschutzportal/Wissen/Abschlussbericht\\_Adiabatische\\_Warmlagerung.pdf](https://www.bgrci.de/fileadmin/BGRCI/Downloads/DL_Praevention/Explosionsschutzportal/Wissen/Abschlussbericht_Adiabatische_Warmlagerung.pdf). Berlin, 2011. – Forschungsbericht
- [102] BINKAU, B. ; WANKE, C.: Vergleich verschiedener Methoden zur Bestimmung der Aktivierungsenergie von brennbaren Stäuben in Mischungen mit Interstoffen Und Inhibitoren. In: *Tagungsband Magdeburger Brand- und Explosionsschutztag*, 2015
- [103] ROHIT ; CHANDEL, Munish K.: Kinetics and Thermodynamic Analysis of Pyrolysis of Paper Waste. In: *Biomass Conversion and Biorefinery* (2024), September. <http://dx.doi.org/10.1007/s13399-024-06145-5>, Abruf: 2024-10-25. – DOI 10.1007/s13399-024-06145-5. – ISSN 2190-6823
- [104] *ISO 5660-1:2015 Reaction-to-fire Tests Heat Release, Smoke Production and Mass Loss Rate Part 1: Heat Release Rate (Cone Calorimeter Method) and Smoke Production Rate (Dynamic Measurement)*. <https://www.iso.org/standard/57957.html>, Abruf: 2024-03-08
- [105] WERREL, M.: *Einfluss des Sauerstoffangebots auf die Wärmefreisetzung und Brandrauchzusammensetzung im Controlled-atmosphere Cone Calorimeter*, Bergische Universität Wuppertal, Diss., 2022. <http://elekpub.bib.uni-wuppertal.de/ubwhs/7272153>, Abruf: 2023-10-14
- [106] JANSSENS, M.: Calorimetry. Version:2016. [https://doi.org/10.1007/978-1-4939-2565-0\\_27](https://doi.org/10.1007/978-1-4939-2565-0_27), Abruf: 2023-11-27. In: HURLEY, Morgan J. (Hrsg.): *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*. New York, NY : Springer, 2016. – ISBN 978-1-4939-2565-0, 905–951
- [107] MARQUIS, D. ; GUILLAUME, E. ; LESENECHAL, D.: Accuracy (Trueness and Precision) of Cone Calorimeter Tests with and Without a Vitiated Air Enclosure. In:

- Procedia Engineering* 62 (2013), Januar, S. 103–119. <http://dx.doi.org/10.1016/j.proeng.2013.08.048>. – DOI 10.1016/j.proeng.2013.08.048. – ISSN 18777058
- [108] JIANG, Jinxue ; LI, Jianzhang ; HU, Jing ; FAN, Dongbin: Effect of Nitrogen Phosphorus Flame Retardants on Thermal Degradation of Wood. In: *Construction and Building Materials* 24 (2010), Dezember, Nr. 12, 2633–2637. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2010.04.064>, Abruf: 2024-05-02. – DOI 10.1016/j.conbuildmat.2010.04.064. – ISSN 0950–0618
- [109] GEBKE, Stefan ; THÜMLER, Katrin ; SONNIER, Rodolphe ; TECH, Sören ; WAGENFÜHR, André ; FISCHER, Steffen: Flame Retardancy of Wood Fiber Materials Using Phosphorus-Modified Wheat Starch. In: *Molecules* 25 (2020), Januar, Nr. 2, 335. <http://dx.doi.org/10.3390/molecules25020335>, Abruf: 2023-09-20. – DOI 10.3390/molecules25020335. – ISSN 1420–3049
- [110] TRETSAKOVA-MCNALLY, Svetlana ; JOSEPH, Paul: Phosphorus-Containing Flame Retardants. In: *Fire Retardancy of Polymeric Materials*. 3. CRC Press, 2024. – ISBN 978–1–00–338068–9
- [111] NIEMZ, Peter ; SONDEREGGER, Walter U.: *Holzphysik: Eigenschaften, Prüfung Und Kennwerte*. 2., aktualisierte Auflage. München, Januar 2021. ISBN 978–3–446–47010–1
- [112] GRØNLI, M.: *Theoretical and Experimental Study of the Thermal Degradation of Biomass*. Trondheim, Norwegian University of Science and Technology, Diss., Januar 1996. <https://www.osti.gov/etdeweb/servlets/purl/642467>
- [113] KAEMMERLEN, A. ; ASLLANAJ, F. ; SALLÉE, H. ; BAILLIS, D. ; JEANDEL, G.: Transient Modeling of Combined Conduction and Radiation in Wood Fibre Insulation and Comparison with Experimental Data. In: *International Journal of Thermal Sciences* 49 (2010), November, Nr. 11, 2169–2176. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2010.06.013>, Abruf: 2023-10-04. – DOI 10.1016/j.ijthermalsci.2010.06.013. – ISSN 1290–0729
- [114] KOL, H.: Thermal and Dielectric Properties of Pine Wood in the Transverse Direction. In: *BioResources* 4 (2009), November
- [115] WILLEMS, Wolfgang (Hrsg.): *Lehrbuch der Bauphysik*. Version: Januar 2013. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-8348-2101-0>. – DOI 10.1007/978-3-8348-2101-0. ISBN 978–3–8348–1415–9
- [116] *DIN EN ISO 10456:2010-05, Baustoffe und Bauprodukte\_- Wärme- und feuchtetechnische Eigenschaften\_- Tabellierte Bemessungswerte und Verfahren zur Bestimmung der wärmeschutztechnischen Nenn- und Bemessungswerte*

- (ISO\_10456:2007\_+ Cor.\_1:2009); Deutsche Fassung EN\_ISO\_10456:2007\_+ AC:2009 (Deutsche Norm)
- [117] BROOKS, Royal H. ; COREY, A. T.: *Hydraulic Properties of Porous Media*. Fort Collins, 1964 (Hydrology Papers)
- [118] AUTENGRUBER, M. ; LUKACEVIC, M. ; FÜSSL, J.: Finite-Element-Based Moisture Transport Model for Wood Including Free Water above the Fiber Saturation Point. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 161 (2020), Januar, S. 120228. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2020.120228>. – DOI 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2020.120228. – ISSN 00179310
- [119] KLENKE, C.: *Untersuchung des Schwelverhaltens von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen mittels Gero-Ofen im Hinblick auf die Modellierung von Schwelprozessen*. Magdeburg, Otto-von-Guericke Universität Magdeburg, Masterarbeit, 11.09.22
- [120] MÜNCH, M.: *Konzept Zur Absicherung von CFD-Simulationen im Brandschutz und in der Gefahrenabwehr*. Magdeburg, Otto-von-Guericke Universität Magdeburg, Diss., Juni 2013
- [121] LANGE, J. ; WESTPHAL, R. ; KAMPMEIER, B: Schlussbericht zum Verbundvorhaben HOBRATEC - Teilvorhaben 3: Grundlagen der Branddynamik von Konstruktions- und Hohlraumbränden im Holzbau / Hochschule Magdeburg-Stendal. Magdeburg, 2024. – Forschungsbericht
- [122] *DIN EN 520:2009-12, Gipsplatten - Begriffe, Anforderungen und Prüfverfahren, Deutsche Fassung EN 520:2004+A1:2009*
- [123] ZEHFUSS, J. ; SANDER, L.: Gypsum plasterboards under natural fire—Experimental investigations of thermal properties. In: *Civil Engineering Design* 3 (2021), S. 62–72. <http://dx.doi.org/10.1002/cend.202100002>. – DOI 10.1002/cend.202100002
- [124] SHEPEL, Sergey V. ; WAKILI, Karim G. ; HUGI, Erich: Investigation of Heat Transfer in Gypsum Plasterboard Exposed to Fire for Three Nominal Fire Scenarios. In: *Journal of Fire Sciences* 30 (2012), Mai, Nr. 3, S. 240–255. <http://dx.doi.org/10.1177/0734904111433265>. – DOI 10.1177/0734904111433265. – ISSN 0734–9041
-

# Appendix

## A1 Modellgleichungen

Strömung:

$$\frac{\rho}{\varepsilon_p} \left( \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + (\mathbf{u} \cdot \nabla) \frac{\mathbf{u}}{\varepsilon_p} \right) = -\nabla p - \frac{\mu}{\kappa} \mathbf{u} + \frac{\mu}{\varepsilon_p} \nabla^2 \mathbf{u} - \frac{\beta \rho}{\kappa^{1/2}} |\mathbf{u}| \mathbf{u} + \rho \mathbf{g} \quad (\text{A1.1})$$

Wärmetransport:

$$\begin{cases} (\rho c_p)_{eff} \frac{\partial T}{\partial t} + (\rho_g c_{p,g} \mathbf{u}_g + \rho_f c_{p,l} \mathbf{u}_l) \cdot \nabla T + \nabla \cdot \mathbf{q}_{cond} = Q_i & \text{falls } T \leq T_{Siede} \\ (\rho c_p)_{eff} \frac{\partial T}{\partial t} + \rho_g c_{p,g} \mathbf{u}_g \cdot \nabla T + \nabla \cdot \mathbf{q}_{cond} = Q_i & \text{falls } T > T_{Siede} \end{cases} \quad (\text{A1.2})$$

$$\mathbf{q}_{cond} = -\lambda_{eff} \nabla T \quad (\text{A1.3})$$

$$\lambda_{eff} = \begin{bmatrix} \lambda_{eq,xx} & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_{eq,yy} & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_{eq,zz} \end{bmatrix} \quad (\text{A1.4})$$

$$c_{p,s} = \frac{(\rho c_p)_{eff} - \varepsilon_p \rho_g c_{p,g}}{\Theta_s \rho_s} \quad (\text{A1.5})$$

$$c_{\rho,eff} = \theta_1 c_{\rho,eff,roh} + \theta_2 c_{\rho,eff,char} \quad (\text{A1.6})$$

$$\lambda_{eq} = \theta_1 \lambda_{roh} + \theta_2 \lambda_{char} \quad (\text{A1.7})$$

$$\lambda_{char} = (1 - \varepsilon) \lambda_{char,s} + \varepsilon \cdot \lambda_g \quad (\text{A1.8})$$

$$\theta_1 + \theta_2 = 1 \quad (\text{A1.9})$$

Feuchtetransport:

$$\frac{\partial w(\Phi_w)}{\partial t} + \rho_g \mathbf{u}_g \cdot \nabla \omega_v + \nabla \cdot \mathbf{g}_w + \mathbf{u}_l \cdot \nabla \rho_l + \nabla \cdot \mathbf{g}_l = Q_m \quad (\text{A1.10})$$

$$\mathbf{g}_w = -\rho_g D_{eff} \nabla \omega_v \quad (\text{A1.11})$$

$$D_{eff} = \frac{(1 - s_i) \epsilon_p^2}{\tau} D \quad (\text{A1.12})$$

$$\mathbf{g}_l = -D_w \frac{\partial w(\Phi_w)}{\partial \Phi_w} \nabla \Phi_w \quad (\text{A1.13})$$

$$\mathbf{u}_l = \frac{\kappa_{rl} \kappa}{\mu_l} \nabla p_A \quad (\text{A1.14})$$

$$Q_m = G_{evap} + G_{reac} \quad (\text{A1.15})$$

Speziestransport:

$$\frac{\partial (c_{i,g})}{\partial t} + \nabla \cdot \mathbf{J}_{i,g} + u \cdot \nabla c_{i,g} = R_{i,g} \quad (\text{A1.16})$$

$$\mathbf{J}_{i,g} = -(D_{D,i,g} + D_{eff,i,g}) \nabla c_{i,g} \quad (\text{A1.17})$$

$$D_{e,i,g} = \frac{\epsilon_p}{\tau_{F,i,g}} D_{F,i,g} \quad (\text{A1.18})$$

$$\frac{\partial (c_{i,s})}{\partial t} = R_{i,s} \quad (\text{A1.19})$$

Chemische Reaktionen:

$$k_{Arrh,i} = A_i \cdot e^{-\frac{E_i}{R \cdot T}} \quad (\text{A1.20})$$

$$k_{reac,i}(T) = \frac{k_{Arrh,i}(T) \cdot k_{lim}}{k_{Arrh,i}(T) + k_{lim}} \quad (\text{A1.21})$$

$$r_{1,2/2} = k_{i,react} \cdot c_{fuel} \cdot \frac{c_{O2}}{c_{O2,\infty}} \quad (\text{A1.22})$$

$$r_{1,1} = k_{1,1,react} \cdot c_{fuel} \quad (\text{A1.23})$$

$$r_{1,ges} = r_{1,1} \cdot \left( 1 - \frac{c_{O2}}{c_{O2,\infty}} \right) + r_{1,2} \quad (\text{A1.24})$$

$$Q_{reac,i} = r_i \cdot \Delta H_i \quad (\text{A1.25})$$

$$R_{Edukt,i} = \sum_{i=1}^N -r_i \cdot \nu_{i,Edukt} \quad (\text{A1.26})$$

$$R_{Produkt,i} = \sum_{i=1}^N r_i \cdot \nu_{i,Produkt} \quad (\text{A1.27})$$

Kopplungen:

$$G_{\text{evap}} = \frac{\partial (\varepsilon_p \rho_p \omega_v (1 - s_l))}{\partial t} + \rho_g \mathbf{u}_g \cdot \nabla \omega_v + \nabla \cdot \mathbf{g}_w \quad (\text{A1.28})$$

$$Q = - \left[ (c_{\rho,v} - c_{\rho,a}) \mathbf{g}_w + c_{\rho,l} \mathbf{g}_{lc} \right] \cdot \nabla T \quad (\text{A1.29})$$

$$Q_{\text{evap}} = L_v G_{\text{evap}} \quad (\text{A1.30})$$

## A2 Experimentelle Untersuchungen

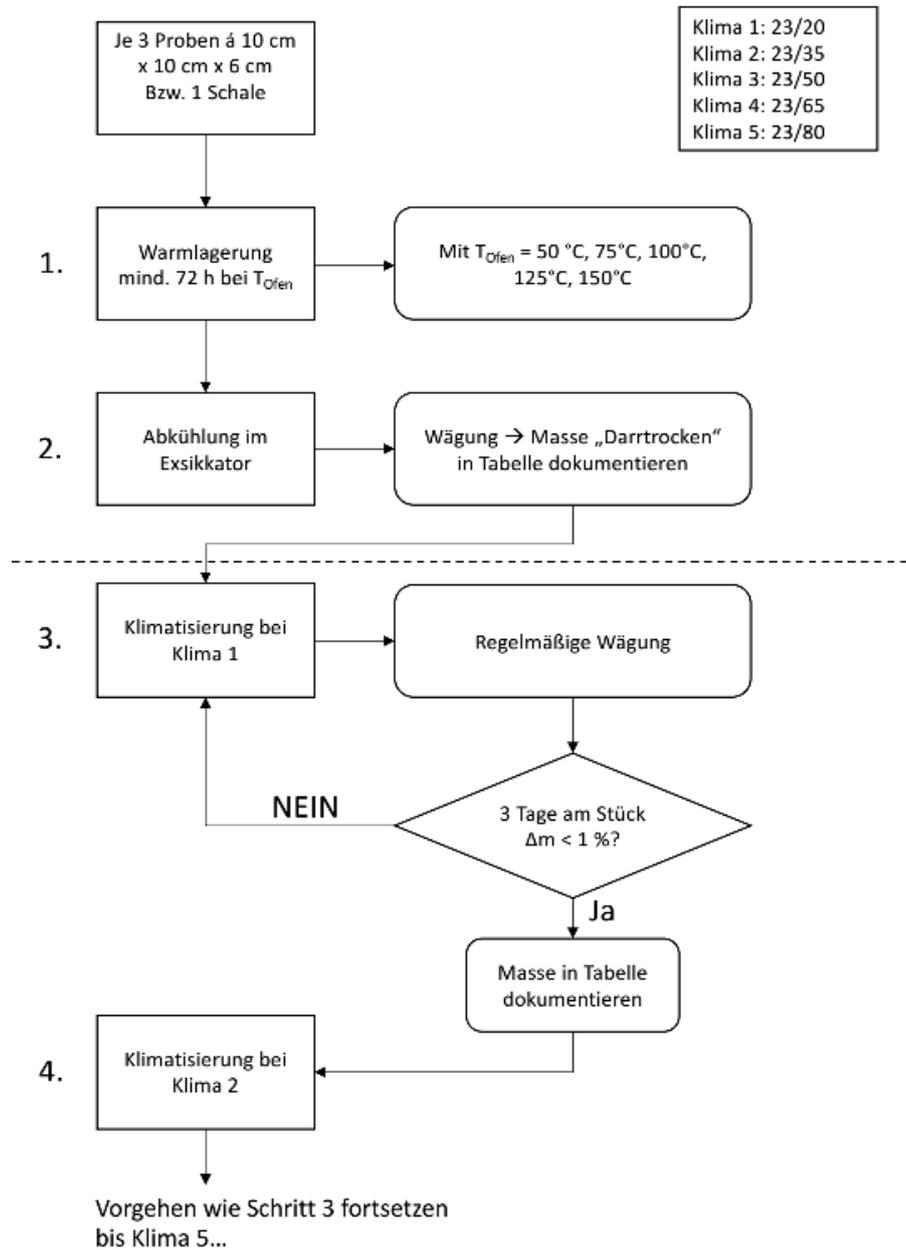


Abbildung A2.1: Versuchsablauf der Konditionierungsversuche

**Tabelle A2.1:** Mittelwerte  $\bar{x}$ , Standardabweichungen  $s$  und Verhältnisse zwischen Strömungen senkrecht und parallel zur Faserausrichtung für  $u = 0,5$  mm/s aus drei Einzelversuchen

Code	Strömung $\perp$ Faser		Strömung $\parallel$ Faser		Verhältnis
	$\bar{x}$	$s$	$\bar{x}$	$s$	
WN-c-02-01	314,2	26,1	152,3	13,7	2,1
WN-c-03-01	2811,1	152,7	847,5	25,1	3,3
WT-c-05-01	182,9	6,1	137,6	9,6	1,3
WT-c-07-01	50,0	4,0	47,3	2,1	1,1
WL-c-09-01	10,4	4,2	*	*	
WM-h-01-01	18,9	4,2	20,7	2,1	0,9
WT-h-03-01	132,7	5,7	118,3	2,1	1,1
WT-h-07-01	338,2	26,9	286,9	33,5	1,2
WL-h-10-01	11,1	2,1	*	*	
CL-c-01-01	10,0	2,1	*	*	

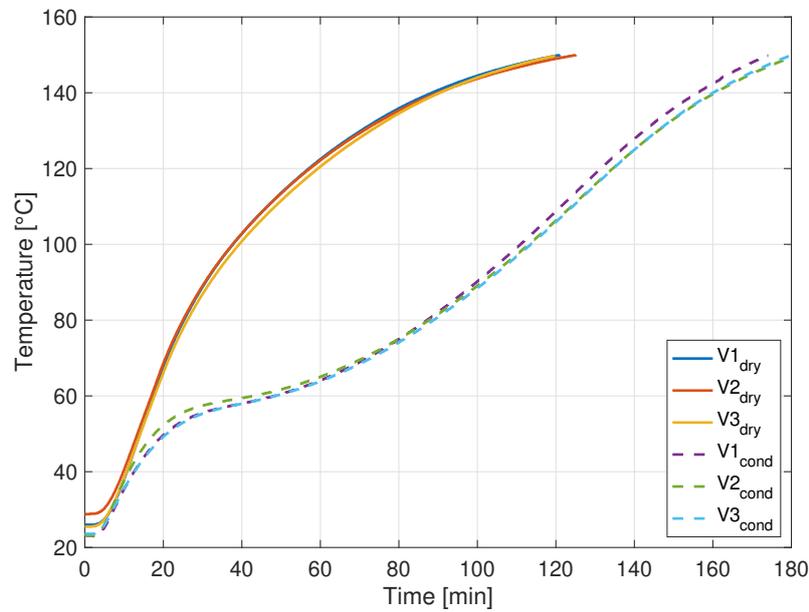
\*ohne definierbare Faserausrichtung

**Tabelle A2.2:** Verwendete FTIR-Datenbank

Substanz	Formel	Substanz	Formel
Kohlenmonoxid	$CO$	Wasser	$H_2O$
Kohlendioxid	$CO_2$	Schwefeldioxid	$SO_2$
Methan	$CH_4$	Stickoxide	$NO_x$
Methanol	$CH_4O$	Stickstoffmonoxid	$NO$
Formaldehyd	$CH_2O$	Stickstoffdioxid	$NO_2$
Ameisensäure	$CH_2O_2$	Distickstoffmonoxid	$N_2O$
Essigsäure	$C_2H_4O_2$	Ammoniak	$NH_3$
Acrolein	$C_3H_4O$	Fluorwasserstoff	$HF$
Benzol	$C_6H_6$	Cyanwasserstoff	$HCN$
Ethen	$C_2H_4$	Chlorwasserstoff	$HCL$

**Tabelle A2.3:** Selbstentzündungstemperaturen [ $^{\circ}C$ ] in Abhängigkeit der Kantenlänge durch isoperibole Warmlagerung nach DIN EN 15188 bestimmt

Code	30 mm	60 mm	120 mm
WN-c-02	207	188	161
WN-c-03	217	177	155
WT-c-05	217	190	166
WT-c-07	218	190	167
WL-c-09	227	202	178
WM-h-01	231	202	176
WT-h-03	219	194	170
WT-h-07	214	190	167
WL-h-10	235	208	167
CL-c-09	257	226	200



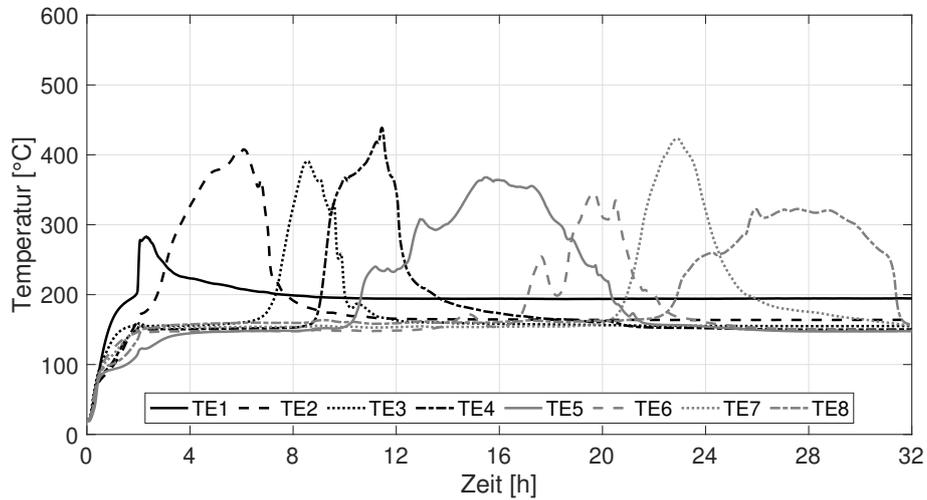
**Abbildung A2.2:** Temperaturverlauf [°C] in Probenmitte bei trockenen (dry) und konditionierten (cond) Proben

TE	Rohröfen		Eichmessung			
	100 °C	200 °C	100 °C	200 °C	300 °C	400 °C
1	1,41	2,34	0,34	1,86	2,44	2,89
2	2,85	5,94	0,99	0,75	0,69	0,63
3	0,80	2,25	0,69	1,21	1,33	1,56
4	1,6	1,84	0,59	1,42	1,67	1,86
5	-	3,70	0,80	1,66	2,07	1,64
6	0,90	0,36	0,74	1,15	1,56	2,14
7	1,03	4,99	0,48	1,65	1,87	2,06
8	4,52	4,03	1,25	0,58	0,21	0,58

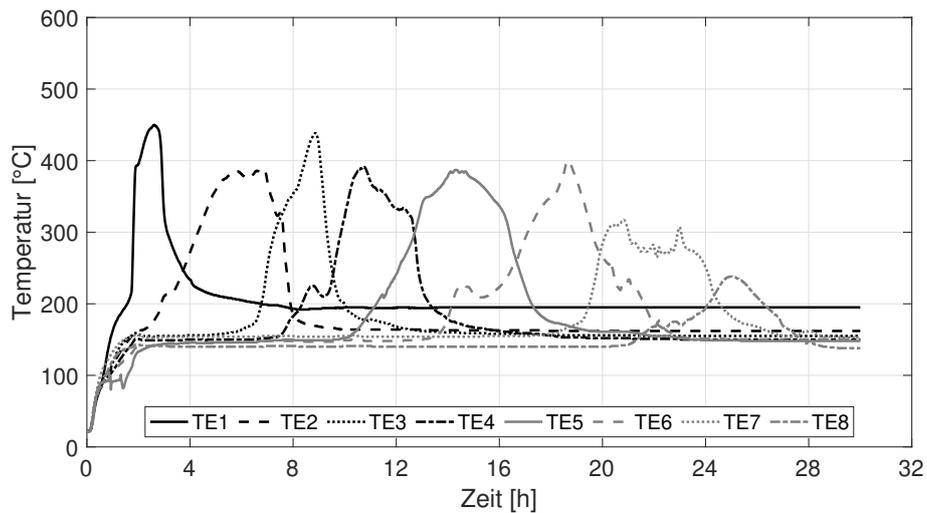
**Tabelle A2.4:** Abweichungen zwischen eingestellter und gemessener Temperatur im Rohröfen mit Vergleich zur Eichmessung der TE [119]

**Tabelle A.2.5:** Formalkinetische Parameter aus Simultan-thermischer-Analyse, drei Wiederholungen

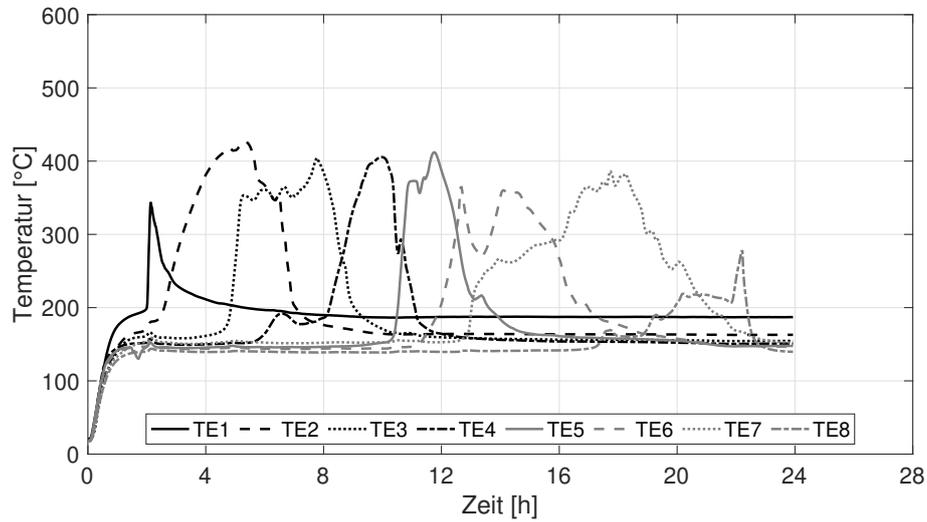
Code	$E_{air,1}$ [kJ/mol]	$k_{0,air,1}$ [1/s]	$E_{air,2}$ [kJ/mol]	$k_{0,air,2}$ [1/s]	$E_{inert}$ [kJ/mol]	$k_{0,inert}$ [1/s]
WN-c-02	93,1 ± 3,2	4,34E+08	218,9 ± 17,4	6,12E+14	75,0 ± 3,6	5,15E+03
WN-c-03	90,8 ± 1,2	2,51E+05	208,3 ± 24,6	8,48E+14	71,3 ± 2,1	3,53E+05
WT-c-05	88,6 ± 3,1	1,10E+05	154,7 ± 18,4	4,58E+09	78,7 ± 1,5	3,53E+05
WT-c-07	83,3 ± 21,8	9,58E+06	106,3 ± 10,2	7,52E+04	56,0 ± 3,5	2,03E+02
WL-c-09	179,7 ± 4,3	5,06E+15	102,1 ± 1,4	7,75E+05	190,7 ± 3,5	7,29E+16
WM-h-01	197,6 ± 18,4	4,77E+18	118,7 ± 3,5	3,98E+05	214,0 ± 17,3	2,44E+20
WT-h-03	103,0 ± 6,2	1,87E+06	163,4 ± 2,3	1,68E+09	84,3 ± 3,5	1,05E+06
WT-h-07	99,7 ± 2,2	1,28E+06	170,3 ± 10,8	1,47E+10	77,0 ± 2,6	3,71E+03
WL-h-10	210,2 ± 7,2	1,91E+19	95,3 ± 7,4	1,40E+04	194,0 ± 7,8	4,12E+17
CL-c-01	114,2 ± 2	2,69E+07	95,0 ± 6,9	2,43E+04	105,0 ± 4,6	6,79E+07



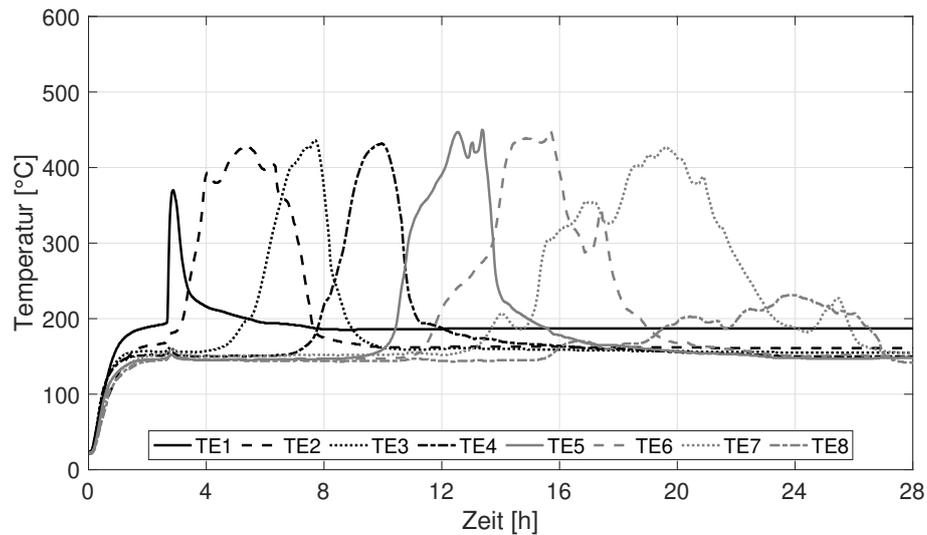
**Abbildung A2.3:** Gemessene Temperatur in der Mitte des Probenrohrs während eines Schweißversuchs mit WL-c-09 bei  $V=120$  l/h (V2)



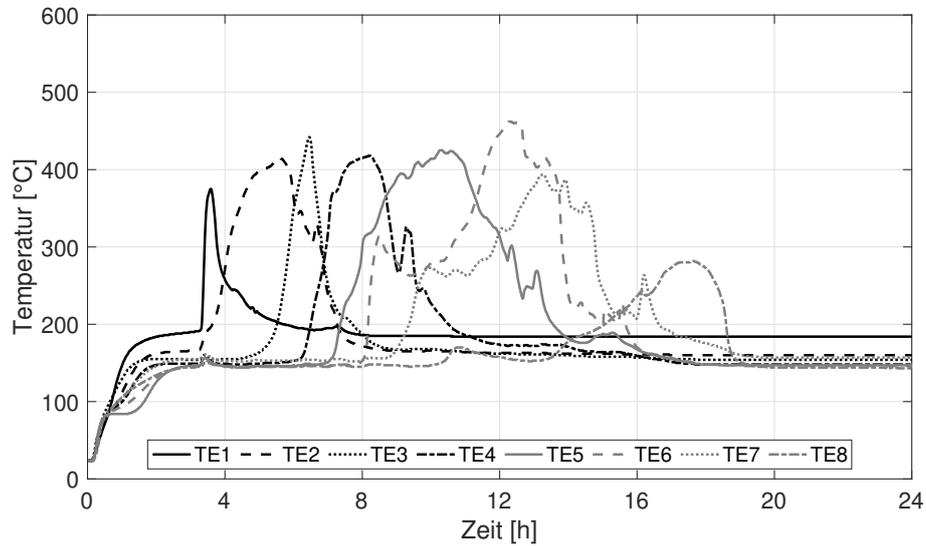
**Abbildung A2.4:** Gemessene Temperatur in der Mitte des Probenrohrs während eines Schweißversuchs mit WL-c-09 bei  $V=120$  l/h (V3)



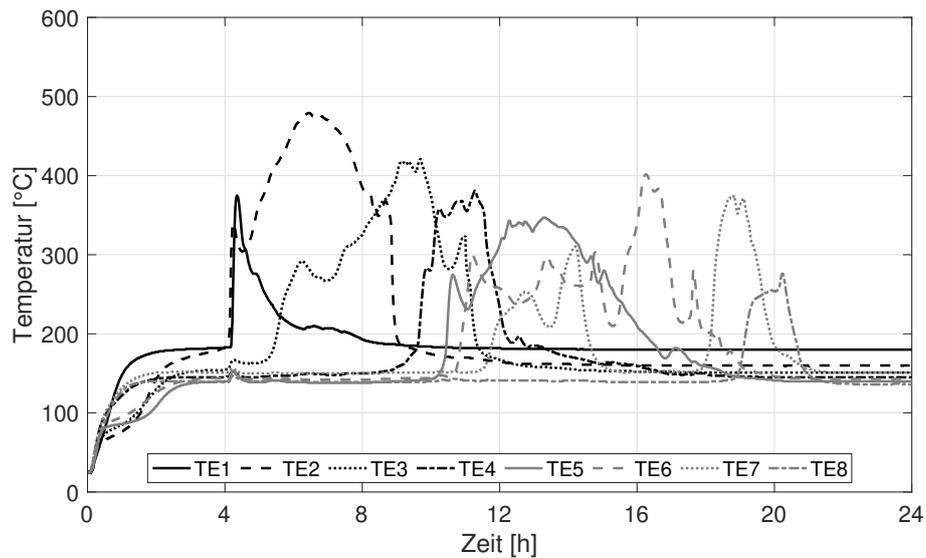
**Abbildung A2.5:** Gemessene Temperatur in der Mitte des Probenrohrs während eines Schweißversuchs mit WL-c-09 bei  $V=180$  l/h (V2)



**Abbildung A2.6:** Gemessene Temperatur in der Mitte des Probenrohrs während eines Schweißversuchs mit WL-c-09 bei  $V=180$  l/h (V3)



**Abbildung A2.7:** Gemessene Temperatur in der Mitte des Probenrohrs während eines Schwelversuchs mit WL-c-09 bei  $V=240$  l/h (V2)



**Abbildung A2.8:** Gemessene Temperatur in der Mitte des Probenrohrs während eines Schwelversuchs mit WL-c-09 bei  $V=240$  l/h (V3)