

---

# Analyse des Brandverhaltens von Stoßdämpfern für Behälter zum Transport radioaktiver Stoffe

---

## **Dissertation**

Zur Erlangung des akademischen Grades

## **Doktoringenieurin**

**(Dr.-Ing.)**

von M.Sc., Marina, Erenberg  
geb. am 13.01.1988 in Berlin

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

Promotionskommission   Alba Dieguez-Alonso (Vorsitz)  
                                  Ulrich Krause (Gutachter)  
                                  Eckehard Specht (Gutachter)

eingereicht am 17. Feb. 2021  
Promotionskolloquium am 27. Juli 2021



# Abstract

Stoßdämpfer, die zum Schutz von Behältern zum Transport radioaktiver Stoffe eingesetzt werden und welche häufig aus von Stahlblech ummantelten, geschichtetem Holz bestehen, reduzieren bei einem etwaigen Unfall die auf den Behälterkörper wirkende mechanische Belastung erheblich. In Zulassungsverfahren muss die Sicherheit der jeweiligen Behälterkonstruktion nachgewiesen werden, wobei u. a. der Nachweis erbracht werden muss, dass die Behälter definierten Prüfbedingungen widerstehen. Diese beinhalten Aufprallsequenzen aus verschiedenen Höhen und Positionen sowie ein anschließendes das Versandstück 30 min lang allumhüllendes Feuer bei 800 °C.

Falls Stoßdämpfer infolge der 30-minütigen Feuerbeanspruchung in Brand geraten, dürfen diese unter den Prüfbedingungen nicht gelöscht werden. Die Auswirkungen auf die Sicherheit des Behälters sind hierbei zu untersuchen. Das ist die Basis für die in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen zum Brandverhalten von stahlblechumkapselten Holzstrukturen mit dem Ziel der Bewertung der daraus resultierenden zusätzlichen thermischen Belastung auf den Behälter.

Ein wesentlicher Bestandteil war die Durchführung eines Großbrandversuchs, bei dem ein originalgroßer Stoßdämpfer auf dem Brandprüfstand während einer 30-minütigen Feuerphase entzündet wurde. Der Stoßdämpfer hatte ein Volumen von 3 m<sup>3</sup> und war mit aus den Prüfbedingungen resultierenden Vorschädigungen versehen. Es wurde ein Prüfstand zur Messung der variablen Wärmeleistung des brennenden Stoßdämpfers entwickelt. Die Wärme wird dabei in den Energieaufnahmebehälter (EAB) eingetragen. Aufgrund der entwickelten Temperaturregelung konnte die Wärmeleistung mit geringen Messfehlern bestimmt werden. Dabei wurde der EAB um maximal 10 K erwärmt.

Im Großbrandversuch wurde gezeigt, dass der vorgeschädigte Stoßdämpfer 72 h lang brannte und dass eine signifikante Wärmeleistung in den EAB eingetragen wurde. Die während des Stoßdämpferbrands erzeugte Energie betrug ein Vielfaches im Vergleich zur Wärmeleistung, die allein durch das IAEA-Feuer eingetragen wird. Temperaturen von bis zu 1100 °C wurden erreicht. Im Versuch wurde Flammenschlagen im Stoßdämpferinnern und das Glühen der Stoßdämpferstahlblechummantelung beobachtet.

Bewusst dessen, dass ein einzig durchgeführter Brandversuch nur unzulängliche Aussagekraft hat, um das Brandverhalten von Stoßdämpfern zu beschreiben, wurde in weiteren Kleinbrandversuchen die Parameterabhängigkeit beim Brand von stahlblechumkapselten Holzstrukturen untersucht. Dafür wurde das Brandverhalten von 8 zylinderförmigen 0,07 m<sup>3</sup> großen Probekörpern bei variabler Schadstellengröße getestet.

In der Bewertung der Kleinbrandversuche konnte gezeigt werden, dass eine kritische Schadstellengröße existiert und welche Streubreite in den Kleinbrandversuchen vorliegt. Die Kleinbrandversuche können damit Aufschluss darüber geben, welche Abweichungen in weiteren Großbrandversuchen zu erwarten wären.



# Abstract

Impact limiters protect accident safe packages used for the transport of spent nuclear fuel and high-level waste. These impact limiters are often filled with wooden boards encapsulated by steel sheets. Their function is to reduce stress on the metal cask in the event of an accident.

The transport packages undergo numerical analysis and tests for their safety approval. It has to be demonstrated that the packages can withstand test conditions represented by cumulative drop tests from different heights and positions and a 30 min enduring fully engulfing 800 °C fire test phase.

Generally, burning of impact limiters in consequence of the fire test is known but was revalued recently. Therefore, the burning of wooden board packages encapsulated by steel sheets was investigated in this PhD thesis.

One objective of this work was the design and preparation of a real scale impact limiter fire test, where a 3 m<sup>3</sup> volume impact limiter was ignited during the 30 min enduring fire phase. The impact limiter was equipped with a pre-damage in consequence of the test conditions. One aim of the test was to measure the heat flux of the burning impact limiter. Therefore, a test bench for heat flux quantification was designed. The maximum desired temperature difference across the calorimeter tank circuit between incoming and outgoing water was 10 K. A feedback control for the calorimeter tank temperature was implemented for precise quantification of the heat flux.

In the real scale fire test it was proven that the pre-damaged impact limiter burnt for 72 hours. A significant heat flux into the calorimeter tank and temperatures above 1100 °C were measured during the test. This is a multiple of the heat flux that resulted during the 30 min enduring fire phase. Flaming combustion inside the impact limiter and the glowing of the steel sheet encapsulation were observed.

Still aware that the conduction of a single real scale impact limiter fire test is not sufficient to evaluate the burning behaviour of impact limiters. Therefore several small scale fire tests were conducted for the assessment of the burning behaviour and the investigation of the parameter dependency. These tests consisted of 8 cylindrical specimen with varying sizes of pre-damage and a wood volume of 0,07 m<sup>3</sup>.

Furthermore a critical pre-damage size and the spread of the measurement results were shown. The small scale fire tests shed light on variations that can be expected in further impact limiter fire tests.



# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung und Ziel der Arbeit</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Theoretische Grundlagen</b>	<b>3</b>
2.1	Transport von radioaktiven Stoffen . . . . .	3
2.1.1	Aufbau von Behältern und Stoßdämpfern . . . . .	3
2.1.2	Holz als Dämpfermaterial . . . . .	4
2.1.3	Gesetzliche Grundlagen . . . . .	6
2.1.4	Zulassung und sicherheitstechnische Bewertung von Behältern .	6
2.1.5	Die mechanische Prüfung . . . . .	8
2.1.6	Die thermische Prüfung . . . . .	9
2.2	Verbrennungsvorgänge . . . . .	11
2.2.1	Abbrand von Feststoffen . . . . .	11
2.2.1.1	Pyrolyse von Holz . . . . .	11
2.2.1.2	Abbrand von Holz und brandbeeinflussende Faktoren .	14
2.2.2	Schwelbrände . . . . .	16
2.2.3	Übergang zu flammender Verbrennung . . . . .	19
2.3	Wärmeübertragungsvorgänge . . . . .	20
2.3.1	Wärmestrahlung . . . . .	20
2.3.2	Wärmeleitung . . . . .	21
2.3.3	Konvektion . . . . .	21
2.4	Eigenschaften von Fichtenholz . . . . .	22
<b>3</b>	<b>Messtechnik</b>	<b>25</b>
3.1	Temperaturmessung . . . . .	25
3.1.1	Temperaturmessung mit Widerstandsthermometern . . . . .	25

3.1.2	Temperaturmessung mit Thermoelementen . . . . .	26
3.1.2.1	Funktionsweise von Thermoelementen . . . . .	26
3.1.2.2	Messung von Feuertemperaturen . . . . .	27
3.1.3	Vor- und Nachteile der Temperaturmessverfahren . . . . .	28
3.1.4	Einbau von Temperaturlaufnehmern in Rohrleitungen . . . . .	28
3.1.5	Thermografie . . . . .	29
3.2	Gewichtsmessung . . . . .	30
3.2.1	Eingesetztes Messsystem . . . . .	30
3.2.2	Wägezelleneinbau und Störeinflüsse . . . . .	31
3.3	Messung der Luftzufuhr . . . . .	32
<b>4</b>	<b>Großbrandversuch</b>	<b>35</b>
4.1	Zielstellung . . . . .	35
4.2	Kalorimetrieversuch zur Einstellung des IAEA-Feuers . . . . .	36
4.3	Entwicklung des Versuchsstands und der Versuchsregelung . . . . .	40
4.3.1	Entwicklung des Versuchsstands . . . . .	40
4.3.1.1	Versuchsstands Aufbau . . . . .	41
4.3.1.2	Wärmeleistungsabschätzung und EAB-Auslegung . . .	43
4.3.1.3	Dimensionierung der Einzelkomponenten des kalorimetrischen Systems . . . . .	50
4.3.2	Versuchsregelung und -steuerung . . . . .	51
4.3.2.1	Regelung der EAB-Austrittstemperatur . . . . .	51
4.3.2.2	Labview-Programm: Regelung und Versuchsstandssteuerung . . . . .	54
4.3.2.3	Regelung der EAB-Eintrittstemperatur . . . . .	55
4.4	Versuchsaufbau und Durchführung . . . . .	56
4.4.1	Anfertigung des Versuchsstoßdämpfers . . . . .	56
4.4.1.1	Aufbau des Stoßdämpfers . . . . .	57
4.4.1.2	Auswahl der Vorschädigungen . . . . .	58
4.4.1.3	Messtechnische Instrumentierung des Stoßdämpfers .	60
4.4.2	Versuchsaufbau auf dem Brandprüfstand . . . . .	61
4.4.3	Versuchsdurchführung . . . . .	63
4.5	Ergebnisse des Großbrandversuchs . . . . .	64

4.5.1	Brandverlauf . . . . .	64
4.5.1.1	Untersuchung des Brandverhaltens . . . . .	66
4.5.2	Bestimmung der Wärmeleistung . . . . .	67
4.5.2.1	Temperaturmessung . . . . .	68
4.5.2.2	Durchflussmessung . . . . .	70
4.5.2.3	Wärmeleitungsverluste an die Umgebung . . . . .	72
4.5.2.4	Berechnung der Wärmeleistung . . . . .	73
4.5.2.5	Messfehler . . . . .	73
<b>5</b>	<b>Kleinbrandversuche</b>	<b>75</b>
5.1	Zielstellung . . . . .	75
5.2	Versuchsaufbau und Durchführung . . . . .	76
5.2.1	Aufbau der Kleinversuchsbehälter . . . . .	76
5.2.2	Versuchsaufbau auf dem Brandprüfstand . . . . .	77
5.2.3	Versuchsdurchführung . . . . .	78
5.3	Eingesetzte Messtechnik . . . . .	79
5.3.1	Messung der Abbrandtemperaturen . . . . .	79
5.3.2	Messung der Abbrandrate . . . . .	79
5.3.2.1	Justieren der Wägezellen . . . . .	79
5.3.2.2	Wiegegenauigkeit . . . . .	80
5.3.3	Messung der Luftzufuhr . . . . .	81
5.4	Ergebnisse der Kleinbrandversuche . . . . .	83
5.4.1	Messung von Temperatur und Masse . . . . .	83
5.4.1.1	Ergebnisse der Temperaturdaten . . . . .	84
5.4.1.2	Ergebnisse der Gewichtsmessung . . . . .	86
5.4.2	Messung der Luftzufuhr . . . . .	86
5.4.3	Verkohlung der nicht verbrannten Behälter . . . . .	88
<b>6</b>	<b>Versuchsauswertung</b>	<b>91</b>
6.1	Auswertung des Großbrandversuchs . . . . .	91
6.1.1	Auswertung von Versuchsaufbau und Durchführung . . . . .	91
6.1.2	Auswertung des Kalorimetrieversuchs . . . . .	93
6.1.3	Auswertung der Versuchsstandsauslegung . . . . .	94

6.1.4	Auswertung der Versuchsergebnisse . . . . .	95
6.2	Auswertung der Kleinbrandversuche . . . . .	97
6.2.1	Auswertung von Versuchsaufbau und Durchführung . . . . .	98
6.2.2	Auswertung der gemessenen Daten . . . . .	98
6.2.3	Auswertung der Ergebnisse . . . . .	99
6.3	Vergleich von Großbrandversuch und Kleinbrandversuchen . . . . .	100
6.4	Skalierbarkeit der durchgeführten Brandversuche . . . . .	101
6.5	Simulation der Brandversuche . . . . .	103
<b>7</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>105</b>
7.1	Zusammenfassung . . . . .	105
7.2	Ausblick . . . . .	107
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>109</b>
	<b>Anhang</b>	<b>119</b>
<b>A</b>	<b>Großbrandversuch</b>	<b>119</b>
A.1	Kalorimetrieversuch . . . . .	119
A.2	Einstellungen der CFD-Berechnungen . . . . .	120
A.3	Messstellenpläne Großbrandversuch . . . . .	121
A.4	Zeichnungen . . . . .	123
A.5	Benutzeroberfläche des Prüfstandsregelungsprogramms . . . . .	124
A.6	Versuchsergebnisse Großbrandversuch . . . . .	125
A.7	Fotos vom Versuchsaufbau . . . . .	128
<b>B</b>	<b>Kleinbrandversuche</b>	<b>129</b>
B.1	Messstellenpläne Kleinbrandversuche . . . . .	129
B.2	Versuchsergebnisse Kleinbrandversuche . . . . .	130
<b>C</b>	<b>Auswertung</b>	<b>134</b>
C.1	Oberflächentemperaturmessung . . . . .	134

# Abbildungsverzeichnis

2.1	Explosionsansicht eines typischen Transport- und Lagerbehälters . . . . .	4
2.2	Kraft-Verschiebungs-Diagramme von Fichtenholz und PU-Schaum . . . . .	6
2.3	Verschiedene Behälterfallpositionen in der mechanischen Prüfung . . . . .	9
2.4	Teil der Zellulosemolekülkette und $\beta$ -D Glucopyranose . . . . .	12
2.5	Exemplarische mit dem Cone Kalorimeter gemessene Wärmefreisetzungsrates . . . . .	15
2.6	Schematischer Schwelbrandverlauf . . . . .	17
3.1	Aufbau eines Thermoelements . . . . .	27
3.2	Fixierung von Thermoelementen auf Oberflächen . . . . .	28
3.3	Verschraubung für die Durchführung von Temperatursensoren . . . . .	29
3.4	Einbau von Temperatursensoren in Rohrleitungen . . . . .	29
3.5	DMS-Wägezelle . . . . .	32
4.1	Kalorimetrieversuchsaufbau . . . . .	38
4.2	Kalorimetrieversuchsbehälter auf dem Brandprüfstand . . . . .	38
4.3	Feuertemperaturen am Kalorimetrieversuchsbehälter Test Nr. 17012 . . . . .	39
4.4	Feuertemperaturen am Kalorimetrieversuchsbehälter Test Nr. 17016 . . . . .	39
4.5	Kalorimetrischer Aufbau zur Messung der Wärmeleistung . . . . .	41
4.6	Stoßdämpferbrandversuchsstands-aufbau . . . . .	43
4.7	Temperaturentwicklung im Energieaufnahmebehälter . . . . .	47
4.8	Temperaturverteilung im EAB bei langsamer Durchströmung . . . . .	49
4.9	Temperaturverteilung im EAB bei schneller Durchströmung . . . . .	49
4.10	Blockschaltbild zur Regelung der EAB-Austrittstemperatur . . . . .	52
4.11	Fuzzymengen der Linguistischen Variablen . . . . .	54
4.12	Regelungsalgorithmus für die EAB-Ausgangstemperatur . . . . .	54

4.13	Charakteristische Größen der Mehrspeicherstreckensprungantwort . . .	56
4.14	Stoßdämpfermaße und Position der Stoßdämpfervorschädigungen . . . .	58
4.15	Stoßdämpferzusammenbau . . . . .	58
4.16	CONSTOR-Behälter nach dem 9m-Fall . . . . .	59
4.17	Stoßdämpferbeschädigungen nach der Feuerphase . . . . .	60
4.18	Verlegen der Thermoelementleitungen . . . . .	61
4.19	Brennerring und Stoßdämpfergroßbrandversuchsaufbau . . . . .	62
4.20	Stoßdämpfergroßbrandversuch auf dem propangasbefeueten Prüfstand	62
4.21	Stoßdämpfergroßbrandversuchsaufbau . . . . .	62
4.22	Stoßdämpferaufnahmen während des Brandversuchs . . . . .	63
4.23	Infrarotbildaufnahmen des brennenden Stoßdämpfers . . . . .	65
4.24	Stoßdämpferbrandaufnahme in den Segmenten A und H . . . . .	66
4.25	Temperaturentwicklung im Innensegment des Stoßdämpfers . . . . .	67
4.26	Aufnahmen der Stoßdämpfersegmente nach Versuchsende . . . . .	68
4.27	Gemessene Temperaturen an Ein- und Austritt des EAB . . . . .	68
4.28	Positionierung der Temperatursensoren zur Differenztemperaturmessung	69
4.29	Relativer Temperaturmessfehler bei der Bestimmung der Wärmeleistung	70
4.30	Durchflussmessung . . . . .	71
4.31	EAB mit Gestell zur Lastaufnahme . . . . .	72
4.32	Gemessene Wärmeleistung im Großbrandversuch . . . . .	73
4.33	Messabweichungen von der gemessenen Wärmeleistung . . . . .	74
5.1	Verschiedene Ansichten der Kleinversuchsbehälter . . . . .	76
5.2	Kleinbrandversuche - Versuchsaufbau . . . . .	77
5.3	Anbringung der Wägezellen am Gestell . . . . .	79
5.4	Nullabgleich und Justieren durch Änderung der Kennlinienneigung . . .	80
5.5	Hitzdrahtmessrohr im Brandversuch . . . . .	82
5.6	Abbrand-Temperatur-Verlauf und Massenabnahme bei einer Schadstel- lengröße von 52 mm, Prüfkörper 7 . . . . .	84
5.7	Gemessene Strömungsgeschwindigkeiten im Messrohr: Prüfkörper 3 . .	87
5.8	Fotos von Prüfkörper 2 nach Abschalten des Propangasfeuers . . . . .	89
5.9	Fotos von Prüfkörper 1 und 8 nach Abschalten des Propangasfeuers . . .	89

6.1	Positionierung von Thermoelementen zur Oberflächentemperaturmessung	93
6.2	Vergleich von gemessener Wärmeleistung des brennenden Stoßdämpfers und Wärmeleistung des IAEA-Feuers . . . . .	97
A.1	Messstange mit Thermoelementen und Kalorimetrieversuchsbehälter . .	119
A.2	Thermoelementeverlegungsplan Lagenübersicht und Lage A-A . . . . .	121
A.3	Thermoelementeverlegungsplan Lage B-B und C-C . . . . .	121
A.4	Thermoelementeverlegungsplan Lage D-D und E-E . . . . .	121
A.5	Thermoelementeverlegung zwischen EAB und Stoßdämpfer . . . . .	122
A.6	Thermoelementeverlegung auf dem EAB . . . . .	122
A.7	Zeichnung von Stoßdämpfer und EAB . . . . .	123
A.8	Benutzeroberfläche des Labviewprogramms . . . . .	124
A.9	Gemessene Temperaturen im Großbrandversuch auf der EAB-Oberfläche	125
A.10	Gemessene Temperaturen im Großbrandversuch in Lage A-A . . . . .	125
A.11	Gemessene Temperaturen im Großbrandversuch in Lage B-B . . . . .	125
A.12	Gemessene Temperaturen im Großbrandversuch in Lage C-C . . . . .	126
A.13	Gemessene Temperaturen im Großbrandversuch in Lage D-D . . . . .	126
A.14	Gemessene Temperaturen im Großbrandversuch in Lage E-E . . . . .	126
A.15	Temperaturentwicklung im Innensegment des Stoßdämpfers . . . . .	126
A.16	Gemessene Temperaturen im Großbrandversuch in Segment B . . . . .	127
A.17	Gemessene Temperaturen im Großbrandversuch in Segment G . . . . .	127
A.18	Hydraulischer Versuchsaufbau im Container . . . . .	128
A.19	Versuchsrechner im Container . . . . .	128
B.1	Messstellenplan von Prüfkörper 1, 2 und 3 . . . . .	129
B.2	Messstellenplan von Prüfkörper 4, 5 und 6 . . . . .	129
B.3	Messstellenplan von Prüfkörper 7, 8 und 9 . . . . .	129
B.4	Abbrand-Temperatur-Verlauf und Massenabnahme bei einer Schadstellengröße von 100 mm, Prüfkörper 5 . . . . .	130
B.5	Abbrand-Temperatur-Verlauf und Massenabnahme bei einer Schadstellengröße von 100 mm, Prüfkörper 6 . . . . .	130
B.6	Massenverlustrate und Gewicht bei Schadstellengröße 100 mm, PK 5 . .	131
B.7	Massenverlustrate und Gewicht bei Schadstellengröße 100 mm, PK 6 . .	131
B.8	Abbrand-Temperatur-Verlauf und Massenabnahme bei einer Schadstellengröße von 73 mm, Prüfkörper 3 . . . . .	131

B.9	Abbrand-Temperatur-Verlauf und Massenabnahme bei einer Schadstellengröße von 73 mm, Prüfkörper 4 . . . . .	132
B.10	Massenverlustrate und Gewicht bei Schadstellengröße 73 mm, PK 3 . . .	132
B.11	Massenverlustrate und Gewicht bei Schadstellengröße 73 mm, PK 4 . . .	132
B.12	Abbrand-Temperatur-Verlauf und Massenabnahme bei einer Schadstellengröße von 73 mm, Prüfkörper 9 . . . . .	133
B.13	Massenverlustrate und Gewicht bei Schadstellengröße 73 mm, PK 9 . . .	133
C.1	Vergleich von verschiedenen Oberflächentemperaturmessverfahren . . .	134
C.2	Versuchsaufbau zur Oberflächentemperaturmessung . . . . .	134

# Tabellenverzeichnis

2.1	Versandstückspezifische sicherheitstechnische Anforderungen . . . . .	7
2.2	Tabellarische Auflistung der Vorgänge im Pyrolyseprozess . . . . .	13
4.1	Kalorimetrieversuchsergebnisse . . . . .	40
4.2	Ermittelter Durchflussmassenstrom durch den EAB . . . . .	51
4.3	Messfehler in der Durchflussmessung nach Handbuch . . . . .	71
5.1	Durchgeführte Kleinbrandversuche . . . . .	78
5.2	Widerstandskraft auf einen zylinderförmigen Prüfkörper . . . . .	81
5.3	Ergebnisse Kleinbrandversuche . . . . .	83
6.1	Oberflächen-Volumen-Verhältnis in den Brandversuchen . . . . .	102



# Nomenklatur

## Lateinische Buchstaben

Symbol	Beschreibung	Einheit
$A$	Oberfläche	$m^2$
$A^*$	linearer Temperaturkoeffizient	$K^{-1}$
$a$	Absorptionsanteil der Strahlung	1
$B^*$	quadratischer Temperaturkoeffizient	$K^{-2}$
$B$	Messbereich	kg
$C_1$	Konstante für das Plancksche Strahlungsgesetz	$W\mu m^4 m^{-2}$
$C_2$	Konstante für das Plancksche Strahlungsgesetz	$\mu m K$
$c_p$	spezifische Wärmekapazität	$J kg^{-1} K^{-1}$
$c_w$	Aerodynamischer Widerstandsbeiwert	1
$d$	Wanddicke	m
$E$	Energie	$kg m^2 s^{-2}$
$E_S$	Strahlungsdichte	$W m^{-2}$
$E_{S,\lambda}$	spektrale Strahlungsdichte	$W m^{-2} \mu^{-1}$
$e$	Regelabweichung	1
$F$	Kraft	$kg m s^{-2}$
$f_s$	Sicherheitsfaktor Wärmeleistung	1
$H_S$	Brennwert	$J kg^{-1}$
$h$	Enthalpie	$J kg^{-1}$
GK	Genauigkeitsklasse	%
$H_I$	Heizwert	$kWh kg^{-1}$
$i$	Zeitschritt	1
$L_V$	Verbrennungswärme	$J kg^{-1}$
$\dot{m}$	Massenstrom / Abbrandrate	$kg s^{-1}$
$m$	Masse	kg
$M$	Masse des EAB	kg
$MEG$	Messergebnis	kg
$n$	Anzahl der Wägezellen	1
$Q$	Wärme	J
$\dot{Q}$	Wärmeleistung	W
$\bar{Q}_{Feuer, f_s}$	durchschnittliche Wärmeleistung in den EAB	W
$\dot{q}$	Wärmestromdichte	$W m^{-2}$
$R$	spezifische Gaskonstante	$J kg^{-1} K^{-1}$
$R_T$	Temperaturabhängiger elektrischer Widerstand	$\Omega$
$Re$	Reynoldszahl	1
$T$	Temperatur	$^{\circ}C$ bzw. K

<b>Symbol</b>	<b>Beschreibung</b>	<b>Einheit</b>
$T_g$	Ausgleichszeit	s
$T_u$	Verzugszeit	s
$t$	Zeit	s
$u$	Messunsicherheit	kg
$U$	innere Energie	J
$v$	Geschwindigkeit	$\text{ms}^{-1}$
$V$	Volumen	$\text{m}^3$

## Griechische Buchstaben

<b>Symbol</b>	<b>Beschreibung</b>	<b>Einheit</b>
$\alpha_K$	konvektiver Wärmeübergangskoeffizient	$\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$
$\alpha$	Absorptionsgrad	1
$\epsilon$	Emissionsgrad	1
$\lambda$	Wellenlänge	m
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit	$\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$
$\rho$	Dichte	$\text{kgm}^{-3}$
$\rho_{\text{ref}}$	Reflexionsanteil der Strahlung	1
$\sigma$	Stefan-Boltzmann-Konstante	$\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-4}$
$\sigma_{1,2}$	Strahlungskonstante der Anordnung	$\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-4}$
$\tau$	Transmissionsanteil der Strahlung	1
$\xi$	Effizienzfaktor der Verbrennung	1
$\Delta$	Änderung	1
$\Omega$	Widerstand	$\text{VA}^{-1}$
$\mu$	Erwartungswert	1
$\Phi_0$	hereinkommende Strahlung	$\text{Wm}^{-2}$
$\Phi_{\text{abs}}$	absorbierte Strahlung	$\text{Wm}^{-2}$
$\Phi_{\text{ref}}$	reflektierte Strahlung	$\text{Wm}^{-2}$
$\Phi_{\text{trans}}$	transmittierte Strahlung	$\text{Wm}^{-2}$

## Tiefgestellter Index

<b>Symbol</b>	<b>Beschreibung</b>
A	absorbiert
erf.	erforderlich
F	Feuer
i	Zeitpunkt
K	Konvektion
L	Leitung
max.	maximal
O	Oberfläche
0	Null
R	reflektiert
S	Strahlung
Std.	Stoßdämpfer
T	transmittiert
$T$	Temperatur
$v$	Geschwindigkeit
V	Verlust
w	Widerstand
W	Wand

## Abkürzungen

BAM	Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung
CFD	Computational Fluid Dynamics
EAB	Energieaufnahmebehälter
GNS	Gesellschaft für Nuklear-Service
IAEA	International Atomic Energy Agency
IAEO	Internationale Atomenergie-Organisation
IRSN	Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire
KTA	Konstant-Temperatur-Anemometrie
MHI	Japan Mitsubishi Heavy Industries Ltd.
MRFC	Multi Room Fire Code
NBB	Normale Beförderungsbedingungen
NTL	Nuclear Transport Limited
NZP	Nicht zulassungspflichtig
PID	Proportional-Integral-Differential
PSW	Pumpstufenwechsel
PTFE	Polytetrafluorethylen
RBB	Routinebeförderungsbedingungen
SBI	Single Burning Item
UBB	Unfallbeförderungsbedingungen
ZP	Zulassungspflichtig



# Einleitung und Ziel der Arbeit

Weltweit sind in den letzten 40 Jahren mehr als 150 Mio. Versandstücke mit radioaktiven Stoffen transportiert worden (vgl. [1]). Aktuell sind es etwa 20 Mio. Transporte jährlich. In Deutschland allein werden jährlich ca. 500.000 Sendungen innerstaatlich als auch grenzüberschreitend transportiert. Die Anzahl von Transporten im Zusammenhang mit der Ver- und Entsorgung von Kernkraftwerken beläuft sich dabei auf 35.000 Versandstücke im Jahr 2013. Davon wurden im Jahr 2013 423 Transporte mit Kernbrennstoffen, welche unter den Versandstücken das Inventar der höchsten Aktivität beinhalten, durchgeführt (vgl. [2]). Diese Zahlen verdeutlichen die Bedeutung der sicherheitstechnischen Begutachtung von Behältern zum Transport radioaktiver Stoffe und begründen die Notwendigkeit einer Reglementierung zur Verhinderung radioaktiver Freisetzung durch Unfälle und daraus folgender Schädigung von Mensch und Umwelt.

Die radioaktiven Stoffe werden in speziell dafür ausgelegten Behältern transportiert. Diese sind teils mit Stoßdämpfern versehen, welche bei einem etwaigen Unfall die auf den Behälter wirkende mechanische Belastung erheblich reduzieren. Durch Verformung der Stoßdämpferkomponenten wird ein Großteil der kinetischen Energie aufgenommen. Heute in Deutschland gefertigte Stoßdämpfer sind oftmals Stahlblechummantelungen, die mit in verschiedene Faserrichtungen verlegten Holzbrettern gefüllt sind. Zusätzlich sind die Stoßdämpfer durch Stahltrennbleche in mehrere Holzsegmente aufgeteilt.

In Zulassungsverfahren muss die Sicherheit der jeweiligen Versandstückkonstruktion (das Versandstück besteht aus Behälter mit radioaktivem Inhalt und den umgebenden Stoßdämpfern) nachgewiesen werden, wobei u. a. der Nachweis erbracht werden muss, dass die Behälter einem hypothetischen Unfallszenario widerstehen. Dieses Unfallszenario beinhaltet Aufprallsequenzen aus verschiedenen Höhen und Positionen und ein anschließendes das Versandstück 30 min lang allumhüllendes Feuer bei mind. 800 °C.

Bereits durch [3] wurde gezeigt, dass Stoßdämpfer spezieller Bauart brennen könnten. Allerdings wurde in diesen Versuchen geschlussfolgert, dass die thermischen Lasten auf

das Deckel-Dichtsystem aufgrund der dämmenden Wirkung des Holzes nicht so hoch sind. Bislang wurde daher der Stoßdämpferbrand als kein schwerwiegendes Unfallfolgeszenario angesehen. Weitere Gründe für diese Annahme sind, dass die holzgefüllten Stoßdämpfer im Innern sehr dicht gepackt, von Metall ummantelt und damit luftdicht abgeschlossen sind. Selbst ein Aufplatzen der Metallummantelung müsste erst genügend große Beschädigungen verursachen, um ausreichend Sauerstoffzufuhr zu ermöglichen, sodass ein Unfallfolgebrand in der Stoßdämpferumgebung selbigen Stoßdämpfer entzündet. Zum anderen wird davon ausgegangen, dass im Falle eines Brandes ein langsamer, wenig energiereicher Schwelbrandprozess eintritt, der weniger thermisch schädigend als das 30-minütige durch die Internationale Atomenergie-Organisation (IAEO/IAEA) definierte Feuer wäre.

In der letzten Zeit wurde der Stoßdämpferbrand intensiver untersucht. Die Beschädigungen, die in der Außenhaut der Stoßdämpfer nach Fallversuchen zu sehen waren, zeigten signifikante Öffnungen in der Stoßdämpferhülle.

Versuche, bei welchen mit Holz gefüllte Weißblecheimer an der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) im Ofen durch ein 30-minütiges Feuer entzündet wurden [4, 5], zeigten, dass sich anschließend in den Eimern ein Schwelbrand entwickelte und das darin enthaltene Holz vollständig ausbrannte. Am Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire (IRSN) wurde ein Brandversuch eines Stoßdämpfers in Originalgröße durchgeführt, bei dem eine französische Stoßdämpferform durch das regelwerkskonforme 30-minütige Feuer entzündet wurde [6]. Die französische Stoßdämpferkonstruktion unterscheidet sich von der deutschen Stoßdämpferkonstruktion insbesondere durch das verwendete Eichen- und Balsaholz und die quadratische Stoßdämpferform. Die Versuchsergebnisse zeigten, dass der Stoßdämpfer nahezu vollständig ausbrannte. Diese Versuche zeigten, dass von Stahlblech ummanteltes Holz eben doch viel Wärme freisetzen kann.

In dieser Arbeit soll deshalb untersucht werden, ob und unter welchen Bedingungen im Stoßdämpfer nach der Feuerphase des thermischen Tests ein Brand initiiert wird und wie groß die thermische Zusatzbelastung durch Stoßdämpferbrand auf den Behälter ist. Ziel ist es herauszufinden, ob die thermische Zusatzbelastung durch Stoßdämpferbrand zukünftig anders berücksichtigt werden muss. Dafür soll ein vorgeschädigter Stoßdämpfer einem Brandversuch ausgesetzt und die Wärmeleistung durch Stoßdämpferbrand über die gesamte Brenndauer quantifiziert werden. Zu diesem Zweck soll ein Versuchsstand entwickelt werden, der die generierte Wärmeleistung des brennenden Stoßdämpfers misst. Darüber hinaus soll das Brandverhalten von stahlblechummantelten Holzstrukturen in weiteren Kleinbrandversuchen experimentell untersucht werden.

# Theoretische Grundlagen

## 2.1 Transport von radioaktiven Stoffen

### 2.1.1 Aufbau von Behältern und Stoßdämpfern

In dieser Arbeit werden typische Bauformen von Behältern mit Stoßdämpfern betrachtet. Die oftmals sowohl für den Transport als auch für die Lagerung verwendeten Behälter, z. B. für abgebrannte Brennelemente oder hochradioaktive Abfälle sind im Allgemeinen ähnlich aufgebaut. Eine beispielhafte Explosionsansicht eines Transport- und Lagerbehälters zeigt Abb. 2.1. Der Tragkorb, welcher z. B. die Brennelemente aufnimmt, befindet sich im Innern des Behälterkörpers. Durch den Tragkorb wird das radioaktive Inventar in der spezifizierten Anordnung gehalten und damit auch eine unterkritische Anordnung des radioaktiven Inhalts realisiert. Auf den möglichen Austrittspfaden der Neutronenstrahlung des radioaktiven Inhalts sind die Bereiche des Behälters (Behälterkörper, Deckelbereich) zwecks Abschirmung der Neutronenstrahlung mit sogenannten Moderatormaterialien ausgestattet. Die durch den Inhalt abgegebene  $\alpha$ -,  $\beta$ - und  $\gamma$ -Strahlung wird durch die metallische Wandung ausreichend abgeschirmt.

Der Behälterkörper wird durch einen Primärdeckel und gegebenenfalls durch einen Sekundärdeckel, mit dem Behälterkörper verschraubt.

Der Behälterkörper zusammen mit dem oder den Deckeln, der Deckelverschraubung, den Metall- bzw. Elastomerdichtungen sowie im Deckel befindlicher Kleindeckelsysteme bilden die dichte Umschließung der Verpackung. Dicht bedeutet hierbei, dass eine zulässige Leckagerate nicht überschritten wird.

Die Abfuhr der Nachzerfallswärme des radioaktiven Inhalts aus dem Behälter erfolgt hauptsächlich in radialer Richtung von innen nach außen über Wärmeleitung sowie über Wärmestrahlung innerhalb von Hohlräumen. Die passive Wärmeabfuhr des Behälters an

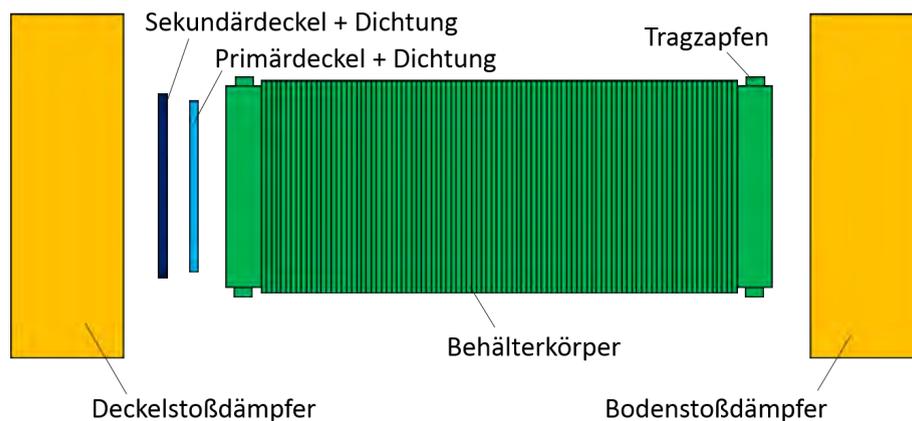
die Umgebung erfolgt hauptsächlich über Wärmestrahlung und -konvektion. Mögliche Radialrippen am Behälterkörper vergrößern die Oberfläche des Behälters und verbessern so die Wärmeabgabe an die Umgebung. Zwecks verbesserter Wärmeableitung aus dem Innern ist der Behälter typischerweise mit Helium, das die Wärme deutlich besser als Luft leitet, gefüllt. Die Tragzapfen dienen der Handhabung im Bereich kerntechnischer Anlagen und u. U. der Auflage des Versandstücks auf dem Transportmittel sowie einer möglichen Kranhandhabung während des Transports.

Das mechanische Verhalten von stoßdämpfenden Bauteilen von Behältern für radioaktive Stoffe wurde u. a. in [7] untersucht. Die Funktionsweise der Stoßdämpfer wird hier umfassend beschrieben. Aus diesen Ausführungen wurde die Konstruktion des in dieser Arbeit eingesetzten Versuchsstoßdämpfers abgeleitet.

Der Zweck des Stoßdämpfers ist es, den Behälter während eines Aufpralls zu schützen, indem die kinetische Energie über einen möglichst langen Zeitraum und Weg irreversibel in plastische Formänderungsenergie umgewandelt wird. Die Auslegung und das Design von Stoßdämpfern erfolgen derart, dass im Fall eines Aufpralls des Versandstücks ein Maximum an kinetischer Energie durch Verformung des Stoßdämpfers aufgenommen wird, und somit die auf den Behälter wirkenden Kräfte und Beschleunigungen minimiert werden. Begrenzungen des Außendurchmessers von Stoßdämpfern sind i. d. R. für bestimmte Anwendungen erforderlich, um das Lichtraumprofil auf Bahnstrecken und Straßen einzuhalten.

### 2.1.2 Holz als Dämpfermaterial

Bei Betrachtung der Stoßdämpfung von Behältern stellt sich eingangs die Frage, weshalb Stoßdämpfer von Behältern in Deutschland vorwiegend aus Holz gefertigt werden.



**Abbildung 2.1:** Explosionsansicht eines typischen Transport- und Lagerbehälters

Es gibt zahlreiche alternative Materialien, die zur Stoßdämpfung eingesetzt werden - beispielsweise PU-Schäume [8], Carbonschäume [9] (bekannt für geringe Dichte, niedrige thermische Leitfähigkeit und Feuerresistenz), Metallschäume [9] (bekannt für ihre hohe spezifische Energieabsorptionskapazität, z. B. Aluminiumschaum) oder Dämpferbeton [10] wie z. B. Kaolite 1600. Bei PU-Schäumen als Dämpfermaterial zeigten sich allerdings bereits hinsichtlich der thermischen Eigenschaften Defizite (vgl. [11]). So setzen diese Schäume unter IAEA-Feuerbedingungen [12] erhebliche Mengen an Gasen frei, die in Kavitäten im Deckeldichtbereich vordringen und ohne konstruktive Maßnahmen zu erheblichen Temperaturanstiegen führen können.

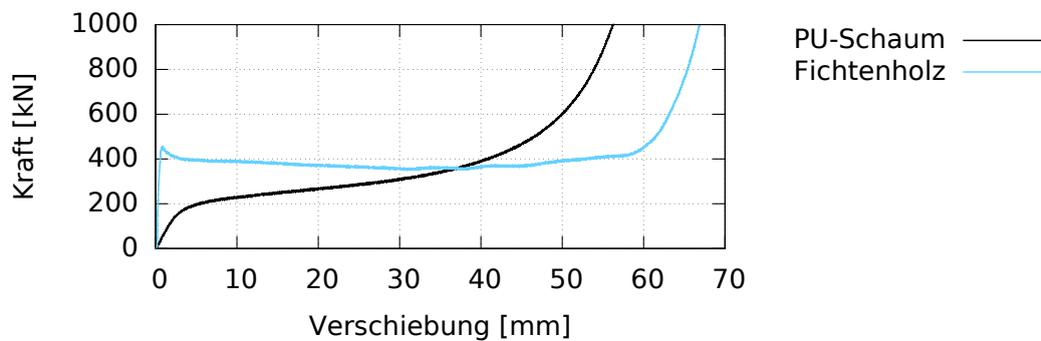
Eine andere Stoßdämpferform wird in [13] vorgestellt, wo ein Behälter zusätzlich von 3 Ringstoßdämpfern aus Aluminium umgeben ist um den Behälter im Horizontalfall zu schützen.

Holz hat sich als Stoßdämpfermaterial für Behälter seit Langem bewährt und erschien bereits zu Beginn von radioaktiven Transporten in den 60er Jahren als geeigneter Werkstoff für den Bau von Stoßdämpfern. Die Eigenschaften des Holzes waren aus anderen Anwendungsbereichen umfassend untersucht und dessen Einsatz langjährig optimiert worden. Holz ist aufgrund der Eigenschaften als Naturwerkstoff heterogen und hat transversal-isotrope Materialeigenschaften, die einer gewissen Streuung unterliegen. Darüber hinaus ist Holz sehr kostengünstig und in Deutschland verfügbar.

Aus mechanischer Sicht eignet sich Holz als Dämpfermaterial besonders gut, weil das Plateau im Kraft-Verschiebungs-Diagramm bezogen auf die Behältermasse sowie -maße auf geeigneter Höhe liegt und der Behälter nicht zu großen Belastungen ausgesetzt wird. Die aufgenommene Verformungsenergie ist nach [14] für prismatische Körper wie folgt definiert:

$$E_{\text{Verformung}} = \int_0^{\text{Verformungsweg}} F dx. \quad (2.1)$$

Nachdem der elastische Anfangsbereich verlassen wird tritt Entfestigung ein und es schließt sich ein ausgeprägtes Plateau an. Es werden große Verformungswege bei einer nahezu konstanten Kraft realisiert, bevor die Verfestigung einsetzt (vgl. Abb. 2.2). Dies ist bei Fichtenholz dann der Fall, wenn das Holz in der Querdehnung behindert wird und sich nicht seitlich ausdehnen kann, was bei den Holzstoßdämpfern aufgrund der Stahlblechkapselung gegeben ist. In [15] wurden umfangreiche Untersuchungen zu verschiedenen Dämpfermaterialien durchgeführt. Hier zeigte sich, dass Fichtenholz bei Belastung parallel zur Faser bei gleichzeitiger Querdehnungsbehinderung deutlich mehr Energie aufnehmen kann als andere Werkstoffe wie die beispielsweise in [15] untersuchten PU-Schäume (vgl. Abb. 2.2).



**Abbildung 2.2:** Kraft-Verschiebungs-Diagramme von Fichtenholz und PU-Schaum (würfelförmige Proben mit 100 mm Kantenlänge) bei gleicher Dehnrate und Raumtemperatur bei querdehnungsbehinderter Kompression (Quelle: nach [15])

### 2.1.3 Gesetzliche Grundlagen

Empfehlungen zur Reglementierung der zivilen Nutzung der Kernenergie werden regelmäßig von der IAEA herausgegeben.

Die nationalen gesetzlichen Grundlagen für Transporte mit radioaktiven Stoffen gehen auf das Regelwerk der IAEA zurück. Die technischen Anforderungen an die Sicherheit von Behältern sind in den „Regulations for the Safe Transport of Radioactive Material (SSR-6)“ [12] wiederzufinden. Die Empfehlungen zur Durchführung finden sich im „Advisory Material for the IAEA Regulations for the Safe Transport of Radioactive Material“(SSG-26) [16].

National verankert in der deutschen Gesetzgebung zum Gefahrgutrecht sind die Empfehlungen zum Transport von radioaktiven Stoffen unter den verschiedenen Verkehrsträgern durch das Gefahrgutbeförderungsgesetz GGBefG [17] über folgende Regelwerke:

- GGVSEB Verordnung über die innerstaatliche und grenzüberschreitende Beförderung gefährlicher Güter auf der Straße, mit Eisenbahnen und auf Binnengewässern (Gefahrgutverordnung Straße, Eisenbahn und Binnenschifffahrt) [18],
- GGVSee Verordnung über die Beförderung gefährlicher Güter mit Seeschiffen (Gefahrgutverordnung See) [19],
- Luftverkehrsgesetz (LuftVG) [20].

### 2.1.4 Zulassung und sicherheitstechnische Bewertung von Behältern zum Transport radioaktiver Stoffe

Zulassungspflichtige (ZP) Bauarten sind Versandstücke vom Typ B oder Typ C oder solche die spaltbare Stoffe enthalten und die nicht von den für spaltbare Stoffe geltenden

Zulassungsanforderungen der Vorschriften ausgenommen sind oder Versandstücke mit einem radioaktiven Inventar von mehr als 0,1 kg Uranhexafluorid [21]. Nicht zulassungspflichtig (NZP) sind freigestellte Versandstücke sowie Industrierversandstücke IP-1, IP-2, IP-3 oder Typ A. Es gibt 5 verschiedene Arten von Versandstücken, deren radioaktives

**Tabelle 2.1:** Versandstückspezifische sicherheitstechnische Anforderungen, die Pfeile zeigen an in welche Richtung das Aktivitätsinventar zunimmt, bei Typ B bzw. C ist dies in Einzelzulassungen festgelegt

Versandstücktyp	Zulassungspflicht	Beförderungsbedingungen	Aktivität des Inventars
Freigestellte Versandstücke	NZP	RBB	↓
Industrierversandstücke	NZP	RBB, NBB	↓
IP-1, IP-2, IP-3			↓
Typ A	NZP	RBB, NBB, UBB	↓
Typ B	ZP	RBB, NBB, UBB	↓
Typ C	ZP	RBB, NBB, UBB, UBB+	

Inventar sowie die Menge des zu transportierenden Stoffes von der Eingruppierung in eine dieser Gruppen abhängt. Die Menge des zu transportierenden radioaktiven Inventars und die Prüfanforderungen nehmen in Tabelle 2.1 hin zum Typ C zu. Je nach Typ des Versandstücks müssen Routinebeförderungsbedingungen (RBB), Normale Beförderungsbedingungen (NBB) bis hin zu den Unfallbeförderungsbedingungen (UBB) erfüllt werden. Während unter NBB nur kleinere Zwischenfälle durch die Sicherheitsprüfungen in Form von Wassersprüh-, Stapeldruck- und Durchstoßprüfung sowie eine mechanische Fallprüfung abgedeckt werden, liegen unter Unfallbeförderungsbedingungen die höchsten sicherheitstechnischen Anforderungen an die Behälter vor. UBB für Typ-B-Behälter sehen eine kumulative Einwirkung einer umfangreichen mechanischen Prüfung (vgl. Abschnitt 2.1.5) sowie einer thermischen Prüfung vor (vgl. Abschnitt 2.1.6). Außerdem ist auch eine Wassertauchprüfung vorgesehen. Zusätzlich ist bei Typ C-Behältern, die per Flugzeug transportiert werden, ein Aufprall mit  $90 \text{ ms}^{-1}$  auf ein unnachgiebiges Fundament und eine verlängerte Feuereinwirkung in der thermischen Prüfung erforderlich. Grundlage für die Bewertung der Sicherheit von Behältern ist die probabilistische Sicherheitsanalyse. Aus statistischen Daten wurden abdeckende Unfallszenarien für allgemeine Beanspruchungen aus Transportunfällen abgeleitet. Im Gegensatz zur deterministischen Analyse wird durch die probabilistische Analyse das Risiko untersucht, das durch die deterministischen Untersuchungen nicht abgedeckt wird. Je nach Klassifizierung eines Versandstücks in Typ B oder C sind Prüfbedingungen im Regelwerk der IAEA [12] basierend auf statistischen Daten von realen Unfällen festgelegt.

### 2.1.5 Die mechanische Prüfung

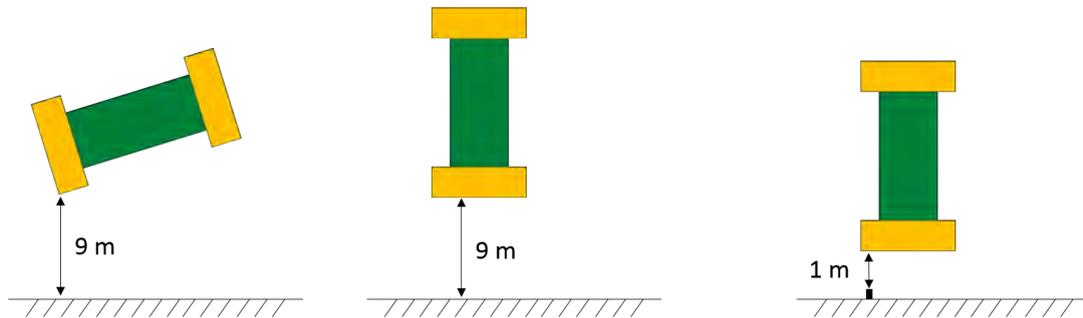
In Abschnitt 2.1.4 wurden die unterschiedlichen Anforderungen für die jeweiligen Behälter beschrieben. Die mechanische Prüfung unter UBB besteht nach SSR-6 [12] aus 3 verschiedenen Fallprüfungen. Paragraph § 719 SSR-6 [12] beschreibt, welche Tests durchgeführt werden müssen, um die NBB zu erfüllen. Folgende Tests werden hier gefordert:

- § 721 Wassersprühprüfung: Simulation von Regenfall zeitlich äquivalent einer Stunde Regen,
- § 722 Freier Fall sowie Kantenfall: Fallprüfung mit einer behältergewichtsabhängigen variierenden Fallhöhe sowie ein Fall des Behälters auf die Ecken des Behälters,
- § 723 Stapeltest: Eine behältergewichtsabhängige Belastung des Prüfkörpers und
- § 724 Durchstoßtest: Eine 6 kg schwere zylinderförmige Masse wird auf das Prüfmuster fallengelassen.

Nach § 726 SSR-6 [12] muss durch Nachweisführung belegt werden, dass ein Behälter die UBB erfüllt. Der Test nach § 726 beschreibt das kumulative Einwirken von mechanischem § 727 SSR-6 [12] und thermischem Test nach § 728 SSR-6 [12] im Falle der UBB. Der § 727 SSR-6 [12] beschreibt explizit, dass die Falltests so ausgeführt werden müssen, dass der Behälter den größtmöglichen Schaden im nachfolgenden thermischen Test erfährt (vgl. z. B. auch [22]). Jeder Behälter, der nach UBB geprüft wird, wird 2 der nachfolgend beschriebenen 3 Fallszenarien nach § 727 SSR-6 [12] ausgesetzt. Abhängig von Gewicht, Größe und radioaktivem Inventar wird entweder das Fallszenario a) oder c) durchgeführt:

- a) ein Fallversuch aus 9 m Höhe auf ein unnachgiebiges Fundament: die Fallhöhe zwischen dem niedrigsten Punkt des Behälterkörpers und dem Fundament beträgt 9 m, wobei die Fallpositionen variabel sind (vgl. Abb. 2.3),
- b) ein Fallversuch auf einen Dorn mit ca. 15 cm Durchmesser und mind. 20 cm Länge, der orthogonal auf dem Fundament befestigt ist (der Behälter befindet sich dabei in 1 m Höhe über dem flachen Dornende) und
- c) ein Fallversuch, bei dem eine 500 kg schwere Stahlplatte aus horizontaler Lage auf den auf dem Fundament liegenden Behälter fallengelassen wird.

Das Fundament, welches bei den Tests verwendet wird, ist in § 717 SSR-6 [12] beschrieben. Es soll so ausgeführt sein, dass eine weitere Verstärkung des Fundaments für den darauffallenden Behälter keine relevante zusätzliche Beschädigung bedeutet. Laut § 726.3 SSG-26 [16] wird mit diesen Tests bezweckt, dass dem Behälter der Schaden zugefügt



**Abbildung 2.3:** Verschiedene typische Behälterfallpositionen nach § 727 (a): Slap-down<sup>1</sup>- und Vertikalfall (links und mittig), 1 m-Fall auf einen Dorn § 727 (b) (rechts)

wird, der dem aus einem schweren Unfallszenario resultierenden Schaden äquivalent ist.

Nach SSR-6 [12] sind zur Erbringung des Sicherheitsnachweises sowohl rechnerische als auch experimentelle Nachweise oder Schlussfolgerungen aus bisher erbrachten Nachweisen und die Kombination der verschiedenen Methoden möglich. Dass sich sowohl numerische Analysen als auch mechanische Tests anbieten, begründet sich in den notwendigen Bauteilversuchen zur Validierung der Modelle. Bei den Versuchsbehältern für die Behälterfallprüfungen handelt es sich i. d. R. um speziell dafür angefertigte Prototypen. Mithilfe der numerischen Analyse ist es möglich, dabei eine große Zahl von Fallorientierungen zu untersuchen, um die kritischen Fälle für die mechanischen Tests ausfindig zu machen. Dadurch kann die Anzahl der Versuche und der benötigten Versuchsbehälter reduziert werden. Bei bekannten Eigenschaften der stoßdämpfenden Komponenten wurden mit der numerischen Analyse gute Erfahrungen gemacht. Diese gestaltet sich aber schwierig, wenn nicht alle benötigten Materialmodelle verfügbar sind. Teilweise sind erstellte numerische Modelle für eine Fallposition anwendbar, erfordern aber Anpassungen für die Untersuchung anderer Fallpositionen.

### 2.1.6 Die thermische Prüfung

Die thermische Prüfung der Behälter nach IAEA-Kriterien findet gemäß dem SSR-6 [12] nach der mechanischen Prüfsequenz statt. Der Ablauf der thermischen Prüfung ist in § 728 SSR-6 [12] beschrieben. Zu Beginn der thermischen Prüfung muss sich der Prüfkörper vor Beginn der Feuerphase im thermischen Gleichgewicht bei einer Umgebungstemperatur von 38 °C befinden, der Sonneneinstrahlung und der maximalen inneren Wärmeleistung durch radioaktives Inventar ausgesetzt. Sollten diese Parameter beim Test nicht eingehalten werden können, so muss dies in nachfolgenden Betrachtungen Berücksichtigung finden.

Während der Feuerphase wird der Prüfkörper für eine Dauer von 30 min einer Wärmeleistung ausgesetzt, die mindestens der eines Kohlenwasserstoffluftfeuers in ruhiger Luft bei durchschnittlich min. 800 °C Feuertemperatur gleicht. Der Prüfkörper muss dabei allseitig umhüllt sein. Der Emissionskoeffizient des Feuers  $\epsilon_F$  muss dabei mindestens 0,9 betragen und der Emissionskoeffizient der Oberfläche  $\epsilon_O$  muss mindestens 0,8 oder dem realen Emissionskoeffizienten des Prüfkörpers entsprechen.

Im Anschluss an die Feuerphase erfolgt die Abkühlphase. In dieser wird der Prüfkörper wiederum der Umgebungstemperatur von 38 °C, der Sonneneinstrahlung und der maximalen inneren Wärmeleistung durch radioaktives Inventar ausgesetzt. Die Abkühlphase darf nach § 728.6 SSG-26 [16] nicht beeinflusst werden und dauert solange an bis die Temperaturen überall im Prüfkörper abnehmen oder sich dem Ausgangszustand annähern. Hier wird herausgestellt, dass es nach dem Regelwerk nicht gestattet ist, einen initiierten Verbrennungsprozess zu löschen.

Der § 728 SSR-6 [12] wurde seit der ersten Herausgabe des Regelwerks durch die IAEA mehrfach verändert und an wissenschaftliche Entwicklungen angepasst, woraus Regelwerksänderungen abgeleitet worden sind. Die Feuer- und Prüfstandsparameter, die den Aufheizvorgang des Behälters, den Wärmeeintrag ins Behälterinnere und den Abkühlvorgang stark beeinflussen können, wurden u. a. in [23] untersucht. Einen Überblick über die historische Entwicklung der Regularien zum Transport von Behältern für radioaktive Stoffe gibt [24]. Hier ist begründet, warum die im thermischen Test anzusetzende Feuertemperatur 800 °C beträgt und nicht die in Versuchen beispielsweise durch [25] ermittelten 1010 °C. In [25] wurden für die Temperaturmessung im Feuer Wärmemesser bestehend aus Kupfer und Stahl zur Messung der Feuertemperatur verwendet. Wurde 1991 noch eine Prüfkörperposition von 1 m Höhe angestrebt, so stehen im heutigen Regelwerk die in [24] vorgeschlagenen 0,6-1 m Höhe, die zwecks Verbesserung der Flammenumhüllung vorgeschlagen wurden. Der Wärmeübergangskoeffizient in einem Propanfeuer, bei dem das Gas unter Druck durch Düsen in den Prüfstand zugeführt wird, wurde in [26] an der BAM untersucht.

An der BAM wird im Unterschied zu dem im Regelwerk beschriebenen Feuer ein propangasbefuerter Prüfstand genutzt (u. a. wegen der besseren Umweltverträglichkeit, gesetzlichen Vorgaben etc.). Deshalb muss nachgewiesen werden, dass im Brandversuch die gleiche Wärmeleistung auf den Behälter wirkt. Dieser Nachweis wird in Vorbereitung des Stoßdämpfergroßbrandversuchs in Abschnitt 4.2 erbracht. Details zum Brandprüfstand auf dem TTS finden sich in [27].

## 2.2 Verbrennungsvorgänge

### 2.2.1 Abbrand von Feststoffen

Der Abbrand von holzhaltigen Feststoffen erfordert die vorherige chemische Dekomposition des Brennstoffs: die Pyrolyse (vgl. Abschnitt 2.2.1.1). Die Verbrennung von Feststoffen ist komplex. Insbesondere Holz besteht aus einer komplexen Mischung natürlicher Polymere, wobei die physikalischen Eigenschaften stark richtungsabhängig sind. Beim chemischen Zersetzungsprozess wird eine Vielzahl von Zersetzungsprodukten gebildet. Die Zusammensetzung der Verbrennungsgase beeinflusst den Verbrennungsprozess unmittelbar.

Aufgrund dieser Komplexität des Verbrennungsprozesses werden die Brandeigenschaften von Materialien häufig durch kleinskalige Versuche charakterisiert.

Die Wärmeleistung  $\dot{Q}$  bei einem Abbrand wird im Wesentlichen von der Abbrandrate  $\dot{m}$  beeinflusst und kann durch nachfolgende Gleichung beschrieben werden:

$$\dot{Q} = \dot{m} \xi H_S. \quad (2.2)$$

Hierbei ist  $\xi$  ein Effizienzfaktor der Verbrennung und  $H_S$  der Brennwert. Auf die Abbrandrate wird aufgrund der Bedeutung für die Charakterisierung der Wärmeleistung später noch eingegangen. Diese kann wie folgt beschrieben werden:

$$\frac{\dot{m}}{A} = \frac{\dot{q}_F - \dot{q}_V}{L_V} \left[ \frac{\text{kg}}{\text{m}^2\text{s}} \right]. \quad (2.3)$$

$\dot{q}_F$  ist die vom Feuer generierte Wärmestromdichte,  $\dot{q}_V$  die Verlustwärmestromdichte und  $L_V$  die Verbrennungswärme. Auf Basis dieser Gleichungen (vgl. [28]) ist es in kleinskaligen Versuchen möglich, Werkstoffe hinsichtlich der Verbrennungsintensität zu klassifizieren.

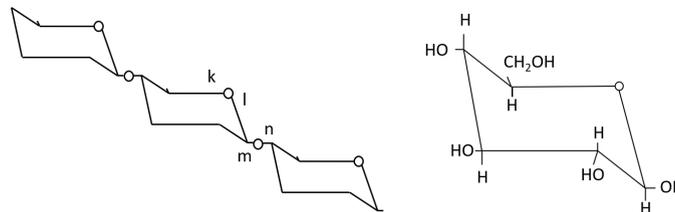
#### 2.2.1.1 Pyrolyse von Holz

Der Abbrand von holzhaltigen Feststoffen erfordert in fast allen Fällen die chemische Zersetzung des Brennstoffs um Brenngase zu erzeugen. Dieser Prozess, bei dem ein organisches Material der Zufuhr von Wärme ausgesetzt wird, nennt sich Pyrolyse. Bei diesem Prozess erfolgt die thermische Spaltung der chemischen Verbindungen eines Stoffes und die Umsetzung eines Feststoffes in die Gasphase. Durch hohe Temperaturen wird ein Bindungsbruch innerhalb von großen Molekülen herbeigeführt. Die langkettigen Polymere werden in kleinere zerlegt bis eine Verdampfung möglich wird [29]. Dieser Vorgang

wird beim Holz von hunderten chemischen Reaktionen begleitet [30].

Holz ist ein inhomogener, anisotroper Werkstoff. Die Bestandteile von Holz sind Cellulose (50 %), Hemicellulose (25 %) und Lignin (25 %). Bei Leichthölzern wie dem in Stoßdämpfern verwendeten Fichtenholz liegt der Ligninanteil (23-33 %) etwas höher als bei Harthölzern (16-25 %), weshalb Weichhölzer mehr Asche bilden als Harthölzer.

Den größten Anteil am Pyrolyseprozess des Holzes hat die Cellulose. Diese weist eine lineare Molekülstruktur auf (vgl. Abb. 2.4, links). Holz absorbiert Feuchtigkeit, welche



**Abbildung 2.4:** Teil der Zellulosemolekülkette (links) und  $\beta$ -D Glucopyranose (rechts) nach [28]

sich in Form von OH-Gruppen an den OH-Gruppen des Holzes anlagert. Diese werden nur durch schwache kapillare Kräfte gehalten. Bei 100 °C lösen sich die adsorptiv gebundenen OH-Gruppen in einem endothermen Prozess ab, was bei Erwärmung des Holzes zu einer Temperaturstagnation in diesem Bereich führt (vgl. z. B. [31, 32]).

Chemisch kann der Zersetzungsprozess der Cellulose auf 2 verschiedenen Wegen erfolgen. Infolge von Wärmeeinwirkung kann die Polymerkette der Cellulose an der Stelle k oder l brechen (vgl. Abb. 2.4, links), sodass sich die Sechsringstruktur öffnet, wobei die Polymerkette ohne Unterbrechung bestehen bleibt. Die flüchtigen Stoffe ermöglichen in dieser Variante die Bildung von Holzkohle. Wenn andererseits die Sechsringstruktur an der Stelle m oder n bricht, so ist die ganze Polymerkette unterbrochen und die reaktiven Enden liegen frei. Von diesen können wiederum Levoglucosanmoleküle wegbrechen und sich von der heißen Temperaturzone verflüchtigen. Brandschutzadditive bewirken, dass die holzkohleproduzierende Reaktion begünstigt wird.

Hemicellulose hat eine verästelte Molekülstruktur, basierend auf Pentose- und Hexosezuckern mit geringem Molekulargewicht.

Lignin besteht aus phenolischen Makromolekülen und hat einen wesentlichen Anteil an der Festigkeit und Stabilität des Holzes.

Durch thermogravimetrische Analyse zeigt sich bei welchen Temperaturen die flüchtigen Stoffe freigesetzt werden. Eine tabellarische Auflistung der einzelnen Prozesse findet sich in Tabelle 2.2.

Die Umwandlungen im Pyrolyseprozess hängen beträchtlich von der Sauerstoffanreicherung des Oxidationsmittels ab (vgl. [36]).

Bei etwa 600 °C endet der Pyrolyseprozess bzw. die Entgasungsphase. Bis zu dieser Tem-

**Tabelle 2.2:** Tabellarische Auflistung der Vorgänge im Pyrolyseprozess

Temperatur	Prozess im Pyrolysevorgang
ab 60 °C	Der Zersetzungsprozess beginnt mit Trocknung Es finden sich Spuren erster organischer Abbauprodukte
bis 150 °C [33]	Bis 150 °C erfolgen kaum chemische Reaktionen
100-200 °C [34]	Es erfolgt weitere Trocknung und Bildung von Kohlendioxid
ab 150 °C [31]	Es erfolgt die Zersetzung von Lignin und den Polyosen
bei 150-200 °C	Hauptsächlich Gase werden freigesetzt
bis 175 °C [33]	Freisetzung geringfügiger Gasmengen (70 % $CO_2$ und 30 % $CO$ )
200-260 °C [28]	Zersetzung von Hemicellulose
bzw. 200-300 °C [34]	
240-350 °C [28]	Zersetzung von Cellulose
225-450 °C [34]	Zersetzung von Lignin
ab 220-280 °C [31]	Beginn der exothermen Pyrolyse (Zersetzungsreaktionen
bzw. bei 250 °C [35]	erzeugen mehr Wärme als sie verbrauchen)
ab 270-280 °C [31]	Hauptzersetzung des Holzes mit starker Gasentwicklung
bei 300-450 °C	Heftige Freisetzung von brennbaren Gasen
300 °C	Einsetzen der Verkohlung
über 300 °C [31]	Holz beginnt sich sehr schnell aufzulösen
etwa 500 °C [31]	Selbstzündung des Holzes
etwa 600 °C	Ende des Pyrolyseprozesses bzw. der Entgasungsphase

peratur verliert luftgetrocknetes Holz bis zu 85 % seiner Masse in Form von Wasserdampf, Kohlendioxid und brennbaren hochreaktiven gasförmigen Stoffen. Bis hier wurden 70 % des Heizwertes von Holz freigesetzt. Während der Pyrolyse werden allerdings nur 60 % der Energie des Holzes umgesetzt (vgl. [35]). Danach verbleibt als Endprodukt der Entgasung eine energiereiche Holzkohle, die zu 90 % aus Kohlenstoff besteht. Die Verbrennung bei Temperaturen über 600 °C erfolgt flammlos und weniger heftig - die Oxidation setzt nochmals 30 % des Heizwertes frei. Nur 0,5-1 % Asche verbleiben. Nach [37] sind flüchtige Gase hauptsächlich bedingt durch die Pyrolyse von Cellulose, wohingegen die Pyrolyse des Lignins eine teerartige Masse und Holzkohle erzeugt. Die Verkohlungsrate hängt stark davon ab bei welcher Temperatur der Pyrolyseprozess stattfindet. Bei Verbrennungstemperaturen von 500 °C sinkt der verkohlte Anteil des Holzes auf einen Bruchteil dessen was bei geringeren Brandtemperaturen als Reaktionsprodukt abfällt. Allgemeine Modelle für die Pyrolyse gibt es in zahlreicher Form und Detailtiefe. Ein 1-D-Pyrolyse-Modell mit Verkohlungsprozess, Verdampfung, Flammen

und Wärmeleitungseffekten wurde in [32] erstellt. Ein Modell für oxidative Pyrolyse eines Holzstücks, das Erhaltungsgleichungen für jede gasöse Spezies im Holz löst, findet sich in [38]. Heterogene (Gas, Brennstoff) und homogene (Gas, Gas) Reaktionen im Feststoff werden hier betrachtet.

### 2.2.1.2 Abbrand von Holz und brandbeeinflussende Faktoren

Ziel ist es das Stoßdämpferabbrandverhalten für verschiedene Konfigurationen und Geometrien beurteilen zu können und zu untersuchen, ob nach Erlöschen des von außen auf den Stoßdämpfer einwirkenden Propangasfeuers der Brand im Stoßdämpferinnern erlischt oder anhält und welche Faktoren die Aufrechterhaltung oder das Erlöschen des Brandes begünstigen.

Voraussetzung für einen Abbrand ist, dass die von der Flamme erzeugten Heißgase die Wärmeverluste ausgleichen:  $\dot{q}_F \geq \dot{q}_V$  (vgl. [39]). Das Abbrandverhalten von Holz ist folglich stark vom Oberflächen-Volumen-Verhältnis abhängig. Ein dickes Stück Holz brennt beispielsweise nur, wenn es von einer anderen Quelle durch Wärmestrahlung oder Konvektion angefacht wird.

Im Journal of Fire Protection Engineering [40] wird eine umfangreiche Übersicht, welche Parameter den Abbrand von Feststoffen beeinflussen, gezeigt.

Hier wurde das Brandverhalten hinsichtlich unterschiedlicher Anwendungsgebiete wie bei Waldbränden für verschiedene Materialien (poröse oder nicht poröse Brennstoffe) und in Laborversuchen untersucht. Beispielsweise wird der Brand dadurch beeinflusst, wie lange der Prüfkörper diesem ausgesetzt wird (vgl. [41]).

Für den Stoßdämpferbrand relevant ist die Orientierung der Versuchsprobekörper. Die Ausrichtung (vertikal oder horizontal) beeinflusst die Zündzeit. Mittels Cone Calorimeter wurde herausgefunden, dass die Zündzeit für vertikal aufgestellte Probekörper länger ist als für horizontal aufgestellte Probekörper. [42] zeigte, dass die Wärmefreisetzung im Falle von horizontal aufgestellten Probekörpern um 30 % höher ist, was auf das größere Flammenvolumen bei Horizontalaufstellung zurückgeführt wurde.

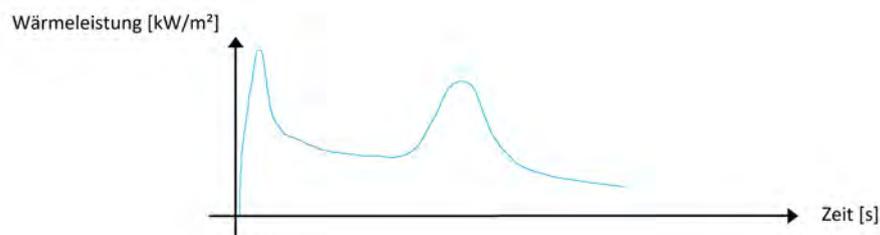
Der Brandfortschritt hängt ebenfalls von der Oberfläche ab, auf der sich eine Flamme ausbildet. Je größer die Brennstoffoberfläche ist, desto größer fällt der Anteil der Strahlung an der Wärmefreisetzung gegenüber der Konvektion aus.

Ein weiterer Einflussfaktor ist die dem Feuer ausgesetzte Fläche und der Einfluss des Wärmeübergangskoeffizienten. Je höher ein Prüfkörper in seinen geometrischen Abmaßen ist, desto größer ist aufgrund der sich von unten nach oben bildenden Grenzschicht der Einfluss des Wärmeübergangskoeffizienten.

Kühlung durch konvektive Strömung wird als weiterer Faktor angeführt. Diese verur-

sacht 2 Effekte: Einerseits wird das Mischverhältnis von Brennstoff zu Oxidationsmittel verbessert, indem eine bessere Durchmischung erfolgt, andererseits erfolgt Kühlung durch Konvektion. Bei Konvektionsgeschwindigkeiten größer  $0,5 \text{ ms}^{-1}$  soll der kühlende Effekt überwiegen. Der Feuchtegehalt des Holzes ist ebenfalls ein Faktor, der das Brandverhalten beeinflusst. Die Wärmefreisetzungsrate von Holz hängt nach [43] beträchtlich von diesem Wert ab. Typische Wärmefreisetzungsraten von Holzproben im Cone Kalorimeter<sup>2</sup> haben ein Profil, das ein steiles Wärmefreisetzungsmaximum direkt zu Brandbeginn aufweist (s. Abb. 2.5), das dann langsam mit zunehmender Verkohlungs gleichbedeutend mit Wärmedämmung des unverbrannten Holzes abfällt und wiederum langsam zu einem zweiten Maximalwert ansteigt (vgl. [34, 42]). Der zweite Peak ist darauf zurückzuführen, dass auch der Teil des Holzes, der auf der Auflagefläche des Cone Kalorimeters aufliegt die Zersetzungsphase erreicht hat, aber zur isolierten Seite keine Wärme abführen kann.

Mit erhöhter Sauerstoffkonzentration geht, bedingt durch höhere Flammentemperatu-



**Abbildung 2.5:** Exemplarische mit dem Cone Kalorimeter gemessene Wärmefreisetzungsrate

ren, eine schnellere Brandausbreitung einher. Dies wird dadurch verursacht, dass ein größerer Anteil an Verbrennungswärme genutzt wird, um den umliegenden Brennstoff aufzuheizen. Mit erhöhter Sauerstoffkonzentration und Temperatur steigt die strahlungsbasierte Wärmefreisetzung erheblich an wohingegen die konvektive sinkt. Die zunehmend von der Oberfläche aufsteigenden Pyrolysegase hemmen den konvektiven Wärmestrom hin zur Oberfläche.

Mit steigender Ausgangstemperatur des Brennstoffs beschleunigt sich die Brandausbreitung, da weniger Energie zur Aufheizung des unverbrannten Brennstoffs benötigt wird. Mit zunehmender Ausbreitung des Feuers nimmt die Querstrahlung von Flammen und zwischen verschiedenen brennenden Oberflächen zu. Brennrate und Ausbreitungsrate werden vergrößert (vgl. [44]).

Ein schnellerer Abbrand wird erzielt, wenn sich das Feuer an einzelnen Orten besser ausprägen kann. Das kann überall dort erwartet werden, wo brennende Flächen in unmittel-

<sup>2</sup>Das Cone Kalorimeter ist ein Gerät zur Untersuchung des Brandverhaltens von verschiedenen Materialien (u. a. der Wärmefreisetzungsrate).

telbarer Nähe zueinander stehen. Optimale Konfigurationen für eine schnelle Feuerausbreitung sind Kanäle und Kavitäten. Die Brandgeometrie ist also auch ein Einflussfaktor. Hohe Brennraten können für Holzstücke auch beobachtet werden, wenn diese thermisch dünn sind, was bedeutet, dass diese eine niedrigere Biotzahl<sup>3</sup> haben. Die Wärmeverluste in den umliegenden Körper sind kleiner. Die maximale Dicke von Holz, die noch als thermisch dünn betrachtet wird, kann danach bestimmt werden, ob eine Entzündung erfolgt. Die Vielzahl an Einflussfaktoren zeigen, dass der Abbrand des Holzes ein sehr komplexer Prozess ist. Ziel ist es, mit den in den Kapiteln 4 und 5 durchgeführten Versuchen Abbranddauer, Wärmeleistung und brandbeeinflussende Faktoren besser einschätzen zu können.

### 2.2.2 Schwelbrände

Der Schwelbrand ist eine vergleichsweise langsame Verbrennung bei niedriger Temperatur ohne sichtbare Flammen, welcher durch die Oxidationsreaktion des Brennstoffs mit Sauerstoff aufrechterhalten wird (vgl. [45]). Dieser kann auch mit sehr wenig Sauerstoff voranschreiten. Die charakteristischen Schwelbrandtemperaturen liegen bei 250-700 °C, die durchschnittliche spezifische Energie bei Verbrennung beträgt 6-12 kJg<sup>-1</sup> [46].

Wesentliche Voraussetzung für einen Schwelbrand ist ein Brennstoff poröser Form, der sich bei Erhitzung in kohlenstoffreiches Material umwandelt. Weitere Anforderung für einen Schwelbrand ist das Vorhandensein einer genügend großen Wärmequelle. Relevant ist die Temperatur dieser Wärmequelle. Beispielsweise kann eine Zündung durch direkten Kontakt mit einer leuchtenden 40-Watt-Glühbirne erfolgen, allerdings kann Schwelen auch lediglich durch eine Rauchquelle verursacht werden. In Selbstentzündungsversuchen in Kohlesilos [47] waren Zündquellen mit Temperaturen von mehr als 400 °C erforderlich. Ein Schwelbrand wird umso leichter initiiert, desto größer die erhitzte Oberfläche bezogen auf die Brennstoffmasse ist, womit der Sauerstoff eine größere Angriffsfläche hat. Im Oxidationsprozess wird eine beträchtliche Wärmemenge freigesetzt, die der Branderhaltung dient. Stoffe, die unter Wärmeeinwirkung schmelzen und schrumpfen, können im Allgemeinen keinen Schwelbrandprozess durchlaufen besagt [48]. Aufgrund des Wegschrumpfens von der Verbrennungszone ist die Wärmeausbreitung in Brandausbreitungsrichtung stark eingeschränkt. [49] hingegen behauptet, dass die Schrumpfung den Wärmetransfer verbessert.

Dass der Degradationsmechanismus eine relevante Rolle spielt, fällt beim Vergleich des Schwelprozesses celluloseartiger Materialien auf. Reine Alpha-Cellulose hat wenig bis

---

<sup>3</sup>Die Biotzahl ist eine dimensionslose Kennzahl, die das Verhältnis von Wärmeleitung zu Wärmeübergang an das umgebende Medium angibt.

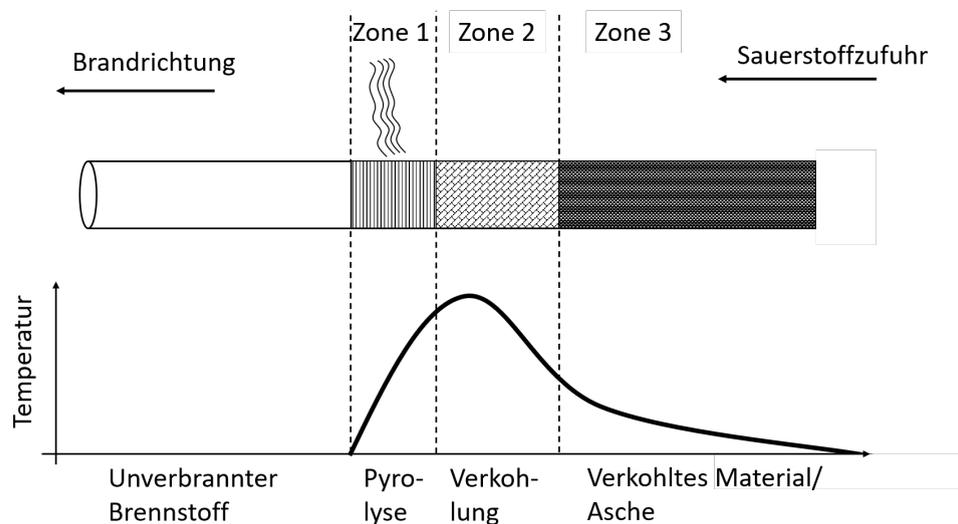
keine Tendenz zum Schwelen. Cellulose neigt anders als Baumwolle oder Viskose bei der Erwärmung auch nicht zur Verkohlung.

Den Brandfortschritt des Schwelbrands kann man in 3 Zonen unterteilen (vgl. [48]):

- Zone 1: Dies ist die Zersetzungszone, innerhalb derer ein steiler Temperaturanstieg aufgrund Aufheizung durch die angrenzende Reaktionszone erfolgt. Die Zersetzung kann abhängig vom Sauerstoffgehalt in einer sauerstoffarmen Umgebung pyrolytisch oder in einer sauerstoffreichen Umgebung oxidativ als exotherme Zersetzungsreaktion erfolgen [50].
- Zone 2: Es folgt die Reaktionszone. Der unverbrannte Brennstoff ist bereits zersetzt. Die Temperatur erreicht hier aufgrund der schwelenden Verbrennung ihr Maximum.
- Zone 3: In dieser Zone befinden sich Asche und die überbleibend sehr poröse Kohle. Die Kohlereste können später noch in der sogenannten *secondary char oxidation* [51] umgesetzt werden. Die Temperatur fällt hier langsam ab.

Die verschiedenen Zonen des Schwelbrandprozesses und den ortsabhängigen Temperaturverlauf im Brennstoff zeigt Abb. 2.6.

Die flüchtigen Degradationsprodukte, die aus Zone 1 aufsteigen oxidieren nicht und stel-



**Abbildung 2.6:** Schematischer Schwelbrandverlauf bspw. in einer Zigarette nach [28]

len den gasförmigen Brennstoff dar, der sich bei flammender Verbrennung als eine Flamme über der Oberfläche des Brennstoffs ausbildet. Die brennbaren Pyrolysegase finden sich zwischen dem unverbrannten Brennstoff und der Zone aktiver Verbrennung (Abb. 2.6).

Das Schwelbrandverhalten kann unterschieden werden in Vorwärts- und Rückwärts-

schwelen. Beim Vorwärtsschwelen erfolgt der Abbrand in dieselbe Richtung wie die Zufuhr des Oxidationsmittels, beim Rückwärtsschwelen in die entgegengesetzte. T.J. Ohlemiller untersuchte das Schwelbrandverhalten in unterschiedlichen Brennstoffen (u. a. in Holz). Er bestimmte die Ausbreitungsgeschwindigkeit von Schwelbränden in weißer Kiefer und roter Eiche auf 10-60 mm je Stunde im Falle eines Vorwärtsschwelprozesses [52]. Dabei stellte er heraus, dass ab einer Geschwindigkeit von 50-55 mm je Stunde die Wahrscheinlichkeit eines Umschlags in flammenden Abbrand stark ansteigt. Die Ausbreitungsgeschwindigkeit, bei der ein Schwelbrand in flammenden Abbrand umschlägt, ist allerdings zufallsbasiert. Der Dichteunterschied in beiden Holzarten hatte nur geringen Einfluss auf die bestimmten Schwelbrandgeschwindigkeiten. In [53] wurden umfassende Untersuchungen zum Übergang von schwelender zu flammender Verbrennung durchgeführt, welche zeigten, dass nicht klar ist unter welchen Bedingungen die Entflammung, erfolgt.

Die Abbrandgeschwindigkeit im vorwärtsgerichteten Schwelprozess ist im Vergleich zum rückwärtsgerichteten Schwelprozess um den Faktor 10 höher. Typische Schwelbrandausbreitungsgeschwindigkeiten betragen 10-30 mm je Stunde [46], durchschnittlich 2 Größenordnungen niedriger als typische horizontale Brandausbreitungsgeschwindigkeiten in Feststoffbränden.

Nachdem ein Schwelbrand initiiert wurde, wird die Abbrandrate durch die Sauerstoffzufuhr gesteuert (vgl. [54]). Mit zunehmender Sauerstoffzufuhr nimmt die Schwelbrandausbreitungsgeschwindigkeit zu [45]. Im Brandfall ist die Brandausbreitungsgeschwindigkeit von Interesse. Die Basisgleichung der Schwelbrandausbreitungsgeschwindigkeit lautet:

$$v_{\text{Schwelbrand}} = \frac{\dot{q}}{\rho \Delta h}, \quad (2.4)$$

$$\Delta h = c_p (T_{\text{max.}} - T_0). \quad (2.5)$$

Hierbei ist  $\rho$  die Rohdichte des Brennstoffs,  $\Delta h$  die Enthalpieänderung infolge Erhöhung der Brennstofftemperatur auf Zündtemperatur,  $\dot{q}$  die Nettowärmeleistung durch die Feueroberfläche und  $c_p$  die spezifische Wärmekapazität.  $T_0$  ist die Initialtemperatur.

Unter Annahme der Wärmeübertragung zwischen Zone 2 und Zone 1 allein durch Wärmeleitung  $\dot{q}_x = -\lambda \frac{dT}{dx}$  kann man die Ausbreitungsgeschwindigkeit grob in Funktion von der Wärmeleitfähigkeit, der Dichte und der spezifischen Wärmekapazität abschätzen:

$$v_{\text{Schwelbrand}} \approx \frac{\lambda}{\rho c_p x}. \quad (2.6)$$

Mehrere Faktoren werden in dieser Gleichung nicht berücksichtigt – beispielsweise die Anfangstemperatur (vgl. [47]), die maximale Verbrennungstemperatur und die Sauerstoffkonzentration.

Die Reduktion der Schwelbrandneigung kann durch die Auswahl eines Materials, das keine steife Kohle bildet oder dessen Neigung zur Verkohlung verringert werden kann, erreicht werden.

### 2.2.3 Übergang zu flammender Verbrennung

Flammende Verbrennung ist eine schnelle exotherme Gasphasenreaktion [45]. Damit sich brennbare Gase entzünden können, muss die Temperatur der Gase ansteigen damit eine Verbrennungsreaktion stattfinden kann. [55] beschreibt diesen Zeitpunkt in Funktion einer Induktionszeit und einer Pyrolysezeit. Die Induktionszeit entspricht der Zeit, bei der die Verbrennungstemperatur erreicht wird. Die Pyrolysezeit entspricht der Zeit, die es dauert, bis eine brennbare Mischung gebildet wurde. Für ein gegebenes Verbrennungsphänomen bedeutet eine Zunahme der Umströmung, dass die Pyrolysezeit kürzer wird, während die Induktionszeit zunimmt [30]. Wurden die Pyrolysegase entzündet, weil sich genügend Gase gebildet haben und die Zündtemperatur erreicht wurde, muss die Pyrolyserate ausreichend sein. Andernfalls erlöschen die Flammen wieder und entzünden sich immer wieder erneut bis der Übergang von unbeständigen Verbrennung (flashpoint ignition) zur beständigen Verbrennung (fire point) erfolgt.

Die Flammentemperatur bestimmt sich durch das Verhältnis von Sauerstoff- zu Brennstoffmenge. Nach [33] werden in großen Feuern Temperaturen von 800-1300 °C erzielt. Eine charakteristische Zahl zur Beschreibung des Übergangs zur beständigen Verbrennung ist auch die 2. Damköhlerzahl, die eine Korrelation zwischen Brennstoffproduktion und Flammentemperatur beschreibt. Der Übergang vom Schwelbrand zum Flammen tritt selbst in Windstille zufällig auf.

In [54] wurde der Übergang vom Schwelen zum Flammen in Cellulosedämmung als Brennstoff untersucht. Für die Versuche wurde ein Tunnel mit rechteckigem Querschnitt mit variierender Luftströmung durchströmt. Am Tunnelboden befand sich ein Bett aus 2 Schichten Zellulosedämmung, das mittels Zündvorrichtung entzündet wurde. In den Versuchen wurde der Übergang vom Schwelen zum Flammen beim Vorwärts- und Rückwärtsschwelen untersucht. Dabei steigerte die Kombination von Wärmeerhaltung und zunehmendem Luftstrom sowohl die Temperatur als auch die Abbrandrate. Der Übergang zum Flammen beim Vorwärtsschwelen erfolgte mit zunehmender Sauerstoffzufuhr deutlich schneller und wurde bei Geschwindigkeiten über 2,5 m/s beobachtet. Für den Rückwärtsschwelprozess konnte hingegen kein merklicher Einfluss der Sauerstoffzufuhr beobachtet werden. In [45] wird der Übergang vom Schwelen zum Flammen als zufällig beschrieben. Wenn die Wärmezufuhr begünstigt oder die Wärmeverluste minimiert werden, wird ein flammender Abbrand begünstigt.

## 2.3 Wärmeübertragungsvorgänge

Energie, die als Prozessgröße in Form von Wärme über eine Systemgrenze hinweg übertragen wird, kann entweder leitungs- oder strahlungsbasiert übertragen werden. Die strahlungsbasierte Wärmeübertragung geht auf ein elektromagnetisches Phänomen zurück. Wärmeleitung und konvektive Wärmeübertragung beruhen auf molekularen Wechselwirkungen benachbarter Teilchen (vgl. [56–58]).

### 2.3.1 Wärmestrahlung

Elektromagnetische Wärmestrahlung ist ein nichtstoffgebundener Energietransport zwischen 2 Körpern durch elektromagnetische Schwingungen. Im Gegensatz zur Wärmeleitung, welche nur dann eintritt, wenn zwischen 2 Körpern eine Temperaturdifferenz vorliegt, findet Wärmestrahlung immer dann statt, wenn die Temperatur eines Körpers über dem absoluten Nullpunkt von  $-273,15\text{ °C}$  liegt.

Nach dem Stefan-Boltzmannschen Strahlungsgesetz beträgt die durch Wärmestrahlung über alle Wellenlängen emittierte Strahlungsdichte  $E_S(T)$  für einen idealen schwarzen Körper<sup>4</sup> [58]:

$$E_S(T) = \sigma T^4. \quad (2.7)$$

Die Stefan-Boltzmann-Konstante  $\sigma$  beträgt  $5,67 \cdot 10^{-8} \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-4}$ .

Das Plancksche Strahlungsgesetz beschreibt die spektrale (wellenlängenabhängige) Strahlungsdichte  $E_{S,\lambda}(T)$  in Funktion der Temperatur und der Wellenlänge  $\lambda$  mit den Konstanten  $C_1 = 3,741 \cdot 10^8 \text{ W}\mu\text{m}^4\text{m}^{-2}$  und  $C_2 = 1,439 \cdot 10^4 \mu\text{mK}$ :

$$E_{S,\lambda}(T) = \frac{C_1}{\lambda^5 \left[ \exp\left(\frac{C_2}{\lambda T}\right) - 1 \right]}. \quad (2.8)$$

Die Wärmestrahlung hat eine Wellenlänge von 780 nm-1 mm [58], welche über die Grenze der sichtbaren Strahlung hinausgeht. Der Emissionsgrad beschreibt in welchem Maß eine reale Oberfläche bei einer bestimmten Temperatur und Wellenlänge im Absorptionsverhalten der eines schwarzen Körpers entspricht. Er beschreibt das Verhältnis der von einer realen Oberfläche emittierten Strahlung  $E(T,\lambda)$  zu der von der Oberfläche eines schwarzen Körpers emittierten Strahlung  $E_S(T,\lambda)$  [58]:

$$\epsilon(T,\lambda) = \frac{E(T,\lambda)}{E_S(T,\lambda)}. \quad (2.9)$$

---

<sup>4</sup>Der schwarze Körper absorbiert als idealer diffuser Strahler wellen- und richtungsunabhängig jegliche auftreffende Strahlung. Der schwarze Körper ist ein strahlungsphysikalisches Modell realer Körper.

Nach dem Kirchhoffschen Gesetz ist die Menge der absorbierten Strahlung gleich der Menge der emittierten Strahlung, weshalb Absorptionsgrad  $a$  und Emissionsgrad  $\epsilon$  gleich sind  $\epsilon = a$ .

Mit dem Stefan-Boltzmann-Gesetz gilt für die Wärmestromdichte durch Wärmestrahlung zwischen 2 Oberflächen:

$$\dot{q}_S = \sigma_{1,2} A_1 (T_1^4 - T_2^4). \quad (2.10)$$

Dabei ist  $\sigma_{1,2}$  die Strahlungskonstante der Anordnung.

Für den Fall, dass die Fläche von Körper 1 viel kleiner ist als die Oberfläche von Körper 2 gilt  $\sigma_{1,2} = \epsilon_1 \sigma$ . Der Emissionsgrad realer Oberflächen ist im Gegensatz zum Emissionsgrad des schwarzen Strahlers kleiner als 1 und nicht konstant. Dieser hängt von der Temperatur  $T$ , von der Wellenlänge  $\lambda$  und der Richtung der emittierten Strahlung ab.

### 2.3.2 Wärmeleitung

Die Wärmeleitung geht auf atomare und molekulare Wechselwirkungen benachbarter Teilchen zurück, welche ein materielles Kontinuum erfordern.

Die Wärmestromdichte durch Wärmeleitung berechnet sich nach dem Fourierschen Gesetz, das für den Fall eines festen Körpers mit 2 Wandflächen wie folgt lautet:

$$\dot{q}_L = -\lambda \text{grad } T. \quad (2.11)$$

Die Wärmestromdichte ist umgekehrt proportional zum Wärmeleitwiderstand.

### 2.3.3 Konvektion

Konvektive Wärmeübertragung beschreibt die strömungsunterstützte Wärmeleitung zwischen einem laminar oder turbulent strömenden Fluid und einem Festkörper oder einem weiteren Fluid [57]. Zusätzlich zur reinen Wärmeleitung nach Gleichung (2.11) kommt in diesem Fall ein weiterer Energietransport hinzu. Der Wärmeübergang durch Konvektion setzt sich aus Wärmeleitung und dem Wärmetransport durch freie (natürliche) oder erzwungene Konvektion (Zwangskonvektion) zusammen. Die maßgeblichen Konvektionsvorgänge finden im Bereich der Grenzschicht statt.

Bei der freien Konvektion entsteht durch einen temperaturbedingten Dichteunterschied eine Auftriebsströmung, welche beispielsweise im Segelflug in Form der thermischen Aufwinde genutzt wird. Die Geschwindigkeit der Strömung ist abhängig von der Temperatur- und Dichtedifferenz.

Bei der erzwungenen Konvektion ist dies nicht der Fall, da das Geschwindigkeitsfeld von außen aufgeprägt wird.

Die konvektive Wärmestromdichte gemäß dem Newtonschen Abkühlungsgesetz beträgt:

$$\dot{q}_K = \alpha_K(T_W - T_\infty). \quad (2.12)$$

Diese ist proportional zur Temperaturdifferenz zwischen Wand  $T_W$  und der freien Strömung  $T_\infty$ . Der konvektive Wärmeübergangskoeffizient (Wärmeübergangszahl)  $\alpha_K$  hängt von einer Vielzahl von Parametern (Geometrie, Strömungsart, Strömungsgeschwindigkeit, Temperaturdifferenz etc.) ab, weshalb häufig experimentelle Daten in Korrelationen mit dimensionslosen Kennzahlen verwendet werden (vgl. Berechnungsbeispiele in [59]).

## 2.4 Eigenschaften von Fichtenholz

Holz weist als Baumaterial viele günstige Eigenschaften, u. a. eine dämmende Wirkung auf und ist ein leicht zu bearbeitender Werkstoff. Fichtenholz hat mit 17 km [60] eine sehr große Reißlänge (Stahl hat zum Vergleich eine Reißlänge von 7 km). Hinzu kommen die in Abschnitt 2.1.2 beschriebenen positiven Eigenschaften als Dämpfermaterial. Holz hat eine große spezifische innere Oberfläche. Die spezifische Oberfläche liegt bei Fichtenholz bei  $220 \text{ m}^2\text{g}^{-1}$ . Holz ist hygroskopisch, nimmt Wasser durch Sorption auf und gibt Wasser durch Desorption ab. Je nach Luftfeuchte stellt sich durch diesen Vorgang eine Ausgleichsfeuchte des Holzes ein.

Die Normal-Rohdichte ist die Dichte unter Normalbedingungen bei  $20^\circ\text{C}$  und 65 % Luftfeuchte und beträgt bei Fichtenholz  $470 \text{ kgm}^{-3}$ . Typischerweise stellt sich dann eine Holzfeuchte von etwa 12 % ein. Der Einfluss der Holzfeuchte auf die Rohdichte wird in der DIN 52182 [61] beschrieben.

Holz ist ein extrem inhomogener Werkstoff mit transversal isotropen Eigenschaften, die sich in Faserrichtung, in Radial- und Tangentialrichtung stark unterscheiden (vgl. [60, 62]). Thermophysikalische Eigenschaften wie die Wärmeleitfähigkeit, die Rohdichte und die spezifische Wärmekapazität von Holz ändern sich erheblich mit der Temperatur und dem Feuchtegehalt (vgl. [60, 63]).

Die Wärmeleitfähigkeit von Fichte beträgt durchschnittlich  $0,13 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$  [56, 60],  $0,11 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$  nach [64].

Die thermische Leitfähigkeit parallel zur Faser ist etwa 2 mal so groß wie orthogonal zur Faser (vgl. z.B. [65]) und der Diffusionsunterschied besonders bei geringem Feuchtegehalt des Holzes ist sogar von noch höherer Größenordnung. Die Diffusionsfähigkeit

ist längs der Faser etwa 4 Größenordnungen höher als quer zur Faser (vgl. [62]). Auch feuchtegehaltsabhängig variiert die Diffusionsfähigkeit um den Faktor 3-4 (vgl. [66] für Norwegische Fichte).

Verkohltes Holz hat eine geringere Leitfähigkeit und eine größere Porosität und Permeabilität. Auch hier wurden in der Literatur unterschiedliche Angaben zu den Absolutwerten gefunden. Nach [60] beträgt die Wärmeleitfähigkeit von verkohltem Holz nur etwa 20 % verglichen mit nicht verkohltem Holz. Nach [63] beträgt die Wärmeleitfähigkeit immerhin noch  $0,1 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ . In [31] wurde zwecks Untersuchung des Wärmedämmeinflusses auf die Abbrandrate ein Temperaturprofil über die verbrannte und unverbrannte Zone des Holzquerschnitts erstellt und darauf basierend eine hohe Isolationswirkung abgeleitet. Betrachtet man die Abbildungen der Holzkohle in [31] fällt auf, dass diese sehr homogen und gleichmäßig ist.

Der Brennwert (früher: oberer Heizwert) ist die Energiemenge, die bei Verbrennung von 1 kg feuchtem Holz freigesetzt wird, wenn das aus dem Holz stammende Wasser im Abgas flüssig vorliegt. Der in der Praxis relevantere Heizwert  $H_1$  (früher: unterer Heizwert) ist der Wert, bei dem das im Abgas enthaltene Wasser dampfförmig vorliegt. Der Heizwert für Fichte  $H_{1, \text{Fichte}}$  beträgt  $5-5,7 \text{ kWhkg}^{-1}$  [67].



# Messtechnik

## 3.1 Temperaturmessung

Die Temperatur gilt als eine der wichtigsten und meistgemessenen technisch-physikalischen Größen [68]. Das erklärt weshalb es so viele verschiedene Temperaturmessverfahren gibt. Es wird zwischen der berührenden und berührungslosen, spektroskopischen Temperaturmessung unterschieden. Nachfolgend werden die Temperaturmessverfahren vorgestellt, die in den Brandversuchen zum Einsatz kommen.

### 3.1.1 Temperaturmessung mit Widerstandsthermometern

Das Temperaturmessprinzip der Widerstandsthermometer geht auf die verschiedenen Leitungsmechanismen von elektrischem Strom zurück. Die elektrische Leitfähigkeit von Festkörpern wird ausschließlich von der Elektronenleitung durch frei bewegliche Elektronen und Defektelektronen innerhalb des Materials bestimmt. Die Elektronen- und Ionenleitung beeinflussen die elektrische Leitfähigkeit von Metallen [68]. Man unterscheidet zwischen guten Leitern, Halbleitern und Isolatoren. Platin ist das am häufigsten verwendete Material für Temperaturnanehmer von Widerstandsthermometern. Platin eignet sich besonders gut aufgrund der Möglichkeit Platin in sehr reiner Form herzustellen, weil es einen hohen Schmelzpunkt aufweist [69] und zudem sehr korrosionsbeständig ist. Der Zusammenhang zwischen der Temperatur und dem elektrischen Widerstand ist nur empirisch bekannt und lässt sich über folgende Formel als Polynom höherer Ordnung für verschiedene Leitermaterialien approximieren:

$$R_T = R_0 (1 + A^* T + B^* T^2) \quad (3.1)$$

Nach DIN EN 60751 [70] sind die Koeffizienten  $A^*$  und  $B^*$  für einen Standard-Platin-Widerstand mit  $R_0 = 100 \Omega$  definiert.  $R_0$  ist der Widerstand bei  $0^\circ\text{C}$  und wird als Nennwert angegeben. Die Koeffizienten müssen durch Kalibrierung angepasst werden, um eine hohe Genauigkeit zu erzielen.

Besonders häufig werden  $100 \Omega$ -Widerstände eingesetzt. Größere Messwiderstände bieten aufgrund ihrer höheren Empfindlichkeit Vorteile, weil mit einhergehendem geringeren Leitungswiderstand weniger Stromzufuhr erforderlich ist. Bei gleicher Leitungslänge hat der Pt 1000 gegenüber dem Pt 100 eine geringere Eigenerwärmung, da der Strom quadratisch und der Widerstand linear in die Eigenerwärmung eingeht. Der Widerstand wird von einem konstanten Strom durchflossen. Hierbei ist die anliegende Spannung ein leicht messbares dem Widerstand proportionales Signal. Bei langen Leitungswegen zur Messstelle gilt es, den Leitungswiderstand zu minimieren. Dies ist durch einen größeren Widerstand, oder besser durch eine Vierleiterschaltung mit separater Messstromzufuhr möglich, wodurch Einflüsse der Leitungswiderstände eliminiert werden können.

Bei der Messung in widriger Umgebung können Mantelthermoelemente zum Schutz vor physikalisch-chemischen Einflüssen des Messmediums oder der Umgebung eingesetzt werden. Der Messeinsatz besteht dann nicht wie üblich aus Messwiderstand, Schutzrohr und Anschlusssockel, sondern der Messwiderstand ist von einer biegsamen mineralisierten Mantelleitung umgeben, die bis zum Anschlusssockel durchgeht.

### 3.1.2 Temperaturmessung mit Thermoelementen

Die Temperaturmessung von Thermoelementen geht auf thermoelektrische Wirkprinzipien zurück.

#### 3.1.2.1 Funktionsweise von Thermoelementen

Ein Thermoelement besteht aus 2 metallisch verbundenen aber unterschiedlichen Leitermaterialien, die in einem Lötunkt, der sich an der Messstelle befindet, miteinander verbunden sind (vgl. Abb. 3.1). Die Vergleichsstelle ist die Verbindungsstelle der beiden verschiedenen Leitermaterialien, an die die Kupferleitung anschließt.

Bei modernen Messgeräten wird die Vergleichsstellentemperatur mittels eines hochgenauen Sensors gemessen. Aus der bekannten Temperatur an der Vergleichsstelle wird messgeräteintern die Temperatur an der Spitze des Thermoelements errechnet.

Die Leiter sind aufgrund des Seebeck-Effekts<sup>1</sup> zur Temperaturmessung geeignet. In einer Schleife aus 2 elektrischen Leitern wird ein Strom hervorgerufen, wenn sich die Verbindungsstellen beider Leiter auf unterschiedlichen Temperaturen befinden [68]. Dabei entsteht eine Thermospannung. In DIN EN 60584-2 [71] sind für verschiedene Leitermaterialien zulässige Grenzabweichungen für Thermoelemente definiert, wobei es 3 verschiedene Genauigkeitsklassen gibt (Klasse 1, 2, 3).

Die Temperaturabhängigkeit beim Thermoelement ist nichtlinear. Die Kennlinien sind gekrümmt und für verschiedene Temperaturbereiche gelten unterschiedliche Gleichungen, welche komplexer sind als beim Pt 100.

### 3.1.2.2 Messung von Feuertemperaturen mit Thermoelementen

Für die Messung der Feuertemperaturen im Holz sowie in 10 cm Distanz zum Prüfkörper wurden Mantel-Thermoelemente des Thermoelementtyps K mit dem Leitermaterial NiCr-Ni eingesetzt. Der Mantel besteht aus dem Werkstoff Inconel 600 und der Manteldurchmesser beträgt 1,5 mm. Die Grenzabweichungen der Thermospannungen nach DIN EN 60584-2 [71] entsprechen den für Klasse 1 maximal aufgeführten Abweichungen.

Mantelthermoelemente wurden eingesetzt, weil diese deutlich langlebiger als nicht ummantelte Thermoelemente sind und den hohen Temperaturen dauerhaft standhalten.

Die innerhalb des Prüfkörpers verlegten Thermoelemente wurden in dem Bereich der Leitungen, der durch das offene Feuer zum Messverstärker führt mit Promaglaf-Dämmwolle ummantelt, um ungewollte Messstörungen zu eliminieren.

In der ISO 834-1 Feuerwiderstandsprüfungen - Bauteile - Teil 1: Allgemeine Anforderungen [72] wird das Plattenthermometer beschrieben, um die adiabate Flammentemperatur zu messen. Die adiabate Flammentemperatur ist die Temperatur einer perfekt

<sup>1</sup>Der Seebeck-Effekt ruft in einem Stromkreis aus 2 verschiedenen elektrischen Leitern bei einer Temperaturdifferenz zwischen den Kontaktstellen eine der Temperaturdifferenz proportionale elektrische Spannung hervor.

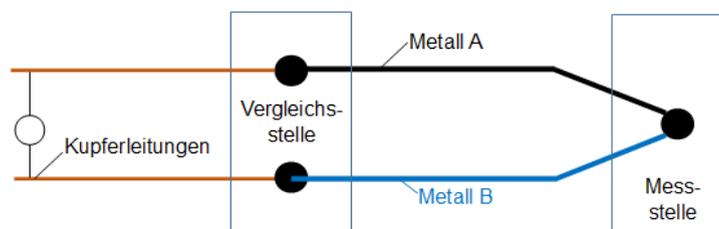


Abbildung 3.1: Aufbau eines Thermoelements

gedämmten Oberfläche, die Strahlung ausgesetzt wird und die in Brennöfen als Referenztemperatur Anwendung findet (vgl. [73]).

In den Brandversuchen wurde die Feuertemperatur mit Thermoelementen gemessen, die mit einer Ausgleichsmasse versehen wurden um die Temperaturschwankungen zu reduzieren. Zwecks Messung von Oberflächentemperaturen wurden die Thermoelemente mit einem Punktschweißgerät an der Messstelle auf der Oberfläche angeheftet (vgl. Abb. 3.2).



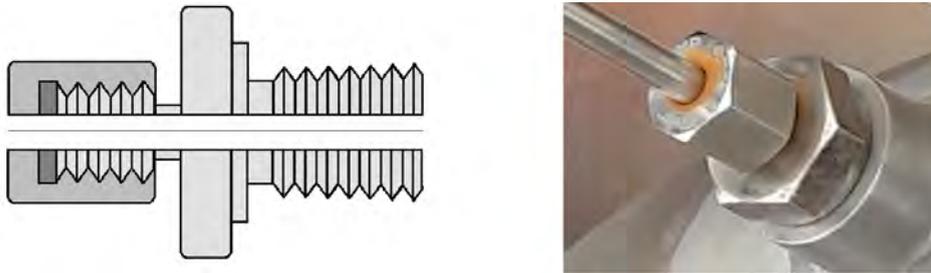
**Abbildung 3.2:** Fixierung von Thermoelementen auf Oberflächen mittels Befestigungsdrähten, welche durch ein Punktschweißgerät angeheftet wurden

### 3.1.3 Vor- und Nachteile der Temperaturmessverfahren

Einer der Nachteile von Widerstandsthermometern gegenüber Thermoelementen ist, dass diese relativ groß und träge sind im Vergleich zu den häufiger eingesetzten Thermoelementen. Die maximal messbare Temperatur von Widerstandsthermometern beträgt etwa  $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ , was erheblich weniger ist als die mit Thermoelementen messbare Temperatur von bis zu  $2500\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Ein großer Vorteil von Widerstandsthermometern hingegen ist die hohe Messgenauigkeit.

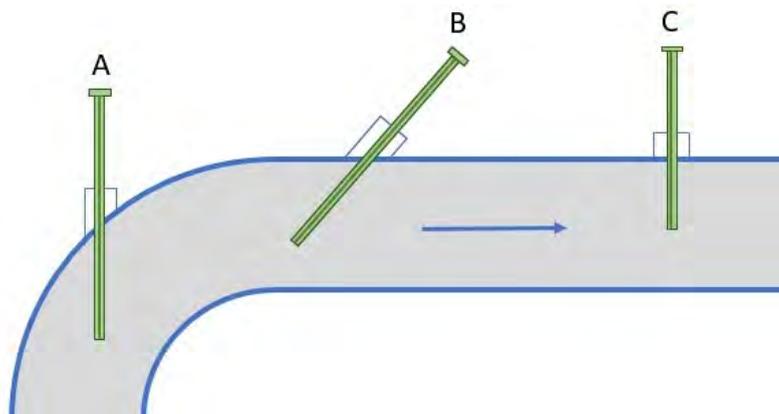
### 3.1.4 Einbau von Temperaturlaufnehmern in Rohrleitungen

Die Durchführung von Messleitungen von Temperaturlaufnehmern in Wasserbehälter oder Rohrleitungen muss wasserdicht erfolgen. Dafür bieten sich Verschraubungen nach der Art in Abb. 3.3 an. Je nach Anwendungstemperatur lassen sich verschiedene Dich-



**Abbildung 3.3:** Verschraubung für die Anbringung von Temperatursensoren: Schnittansicht nach [74] links, Foto im eingebauten Zustand rechts

tungen einsetzen. Polytetrafluorethylen (PTFE)-Dichtungen sind begrenzt wiederverwendbar und eignen sich je nach Herstellerangabe für Temperaturen bis ca. 200 °C. Sind die Rohrleitungen aber im Feuer und kann nicht sichergestellt werden, dass diese Temperatur nicht überschritten wird, eignen sich nicht wiederverwendbare Keramikdichtungen, die durch Zusammenschrauben zerbröseln und durch den Keramikstaub abdichten. Der Einbau von Temperaturfühlern in Rohrleitungen soll nach VDI/VDE 3511 [75] nach Möglichkeit entgegen der Strömungsrichtung erfolgen (A) (vgl. Abb. 3.4), kann aber auch schräg oder senkrecht zur Strömungsrichtung erfolgen (B,C). Die Einbaulänge des Ther-



**Abbildung 3.4:** Einbau von Temperatursensoren in Rohrleitungen, nach [75]

mometers soll relativ lang gewählt werden, um Wärmeableitungsfehler zu vermeiden. Der Wärmeableitungsfehler ist hier aber aufgrund der hohen spezifischen Wärmekapazität des Wassers weniger relevant als bei Gasen.

### 3.1.5 Thermografie

Thermografieaufnahmen ermöglichen die Darstellung eines globalen Temperaturbildes. Im Stoßdämpfergroßbrandversuch sollen sie den Brandverlauf im Stoßdämpfer anschaulich darstellen. Thermografische Aufnahmen beruhen auf der Messung der Wärmestrahlung.

lung (vgl. Abschnitt 2.3.1).

Das Prinzip der Energieerhaltung erfordert, dass jegliche hereinkommende Strahlung  $\Phi_0$  entweder reflektiert ( $\Phi_{\text{ref}}$ ), transmittiert ( $\Phi_{\text{trans}}$ ) oder absorbiert ( $\Phi_{\text{abs}}$ ) wird (vgl. [76]).

$$\Phi_0 = \Phi_{\text{ref}} + \Phi_{\text{trans}} + \Phi_{\text{abs}} \quad (3.2)$$

Teilt man diese Gleichung durch die hereinkommende Strahlung  $\Phi_0$  erhält man die jeweiligen Strahlungsanteile von Reflexion  $\rho_{\text{ref}}$ , Transmission  $\tau$  und Absorption  $a$ .

$$1 = \rho_{\text{ref}} + \tau + a \quad (3.3)$$

Die Emissivität ist in der Realität von vielen Faktoren abhängig. Ein emissivitätsbeeinflussender Faktor ist die Oberflächenstruktur, die für polierte Materialien  $\epsilon = 0,02$  betragen kann, wohingegen sie für raue Oberflächen 0,8 beträgt. Entscheidend ist ebenfalls der Kamerawinkel. Wenn ein Objekt normal zur Oberfläche betrachtet wird, sendet es die meiste Strahlung aus. Alle Raumrichtungen mit geringerem Winkel als dieser Normalenrichtung erfahren weniger Oberflächenstrahlung. Weitere Einflussfaktoren sind die Temperatur und die Wellenlänge.

Die Bestimmung des realen Emissionsgrades ist entscheidend für genaue Thermografieaufnahmen.

## 3.2 Gewichtsmessung

Da die Massenverlustrate  $\dot{m}$  zur Bestimmung der Wärmeleistungsdichte  $\dot{q}$  bei einem Abbrand der größte Einflussfaktor ist (vgl. Formel 2.2), soll diese gemessen werden. Da diese nicht direkt gemessen werden kann wird die Gewichtskraft über die Zeit gemessen, durch die mittlere Gravitationsbeschleunigung geteilt und die erste Ableitung der Masse gebildet.

Die Kleinbrandversuchsbehälter stehen auf einem Gestell, das im Wasser steht (vgl. Abschnitt 5.2.2). Dieses ist erforderlich, um den Beton vor Aufplatzen durch Feuer zu schützen, weshalb die eingesetzte Waage wasserdicht sein muss.

### 3.2.1 Eingesetztes Messsystem

Zur Messung des Gewichts bietet sich ein Wägesystem an, bei dem das Gestell auf 3 Auflagepunkten auf einzelnen Wägezellen positioniert wird, sodass das System statisch bestimmt ist. Ein Dehnungsmessstreifen (DMS)-Wägezellensystem von Hottinger

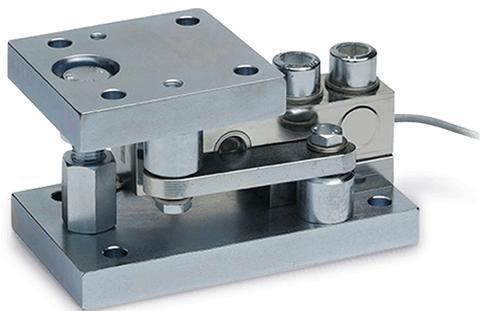
Baldwin Messtechnik (HBM) wurde ausgewählt. Für die Wägung eines Versuchskörpers werden 3 Wägezellen des Typs K-HLCM-R-C3-110-N-12-B2 (vgl. Datenblatt [77]) verwendet: Material (Nichtrostend)-Genauigkeitsklasse (C3) - Nennlast je Wägezelle (110 kg) - Ex-Schutz (keiner) - Kabellänge (12 m)- Wägezellentyp (HLC-B2). Das eingesetzte Wägesystem besteht aus 3 Wägezellen, einem Messverstärker (WTX 110) und einem Klemmkasten (VKK1-4), mit dem die Wägezellen parallel geschaltet sind. Das DMS-Wägezellensystem gehört zu den elektromechanischen Waagen, wobei das Messsignal über mechanische Zwischengrößen in ein elektrisches Signal umgewandelt wird. Abhängig von der Dehnung und der resultierenden Verformung eines Metalls ändert sich der elektrische Widerstand der verbauten Dehnungsmessstreifen. Weil sich ein spannungsfrei gelagerter Werkstoff bei Temperaturänderung ausdehnt, kann ein temperaturbedingter Messfehler entstehen. Da diese Ausdehnung jedoch keiner Belastung entspricht, erfolgt die Fehlereliminierung durch selbstkompensierende Dehnungsmessstreifen in den Wägezellen.

Die DMS-Wägezellen sind als Brückenschaltung mit Vollbrücke in 6-Leiter-Technik ausgeführt, was gegenüber der 4-Leiter-Technik eine Genauigkeitserhöhung ermöglicht. Bei der 6-Leiter-Technik wird die an der Wägezelle anliegende Brückeneinspeisespannung ermittelt und daraufhin die Speisespannung der Messverstärker solange nachgeregelt, bis die Sollbrückeneinspeisespannung an den Wägezellen vorliegt. Dadurch werden etwaige Messfehler durch den Kabelwiderstand eliminiert. Der Teilungswert der Waage ist ein Maß für die Auflösung. Er ist als der Quotient des Messbereiches und der Anzahl der Teilungswerte definiert und kann je nach gewähltem Messbereich variieren. Möchte man die theoretische Genauigkeit der Waage in den Messungen erzielen, so muss der Teilungswert kleiner als die theoretische Messunsicherheit  $u$  der Waage sein. Die Wägezellen sind hermetisch gekapselt und verfügen über die Schutzklasse IP 68 - sie sind somit wasserdicht und können trotz der Wasserkühlung des Brandprüfstands während des Brandversuchs eingesetzt werden.

### 3.2.2 Wägezelleneinbau und Störeinflüsse

Das gemessene Gewicht wird in eine Masse umgerechnet, wofür die mittlere Gravitationsbeschleunigung genutzt wird. Die Wägezellen müssen auf einer ebenen belastbaren Unterlage aufliegen, welche sich bei Belastung nicht verformen darf. Zusätzlich verfügt die Wägezelle über ein selbstzentrierendes Pendellager, was eine Neigung des Untergrunds von bis zu  $3^\circ$  ohne wesentliche Messfehler zulässt, da von der axialen Lastleitung nicht abgewichen wird. Der Brandprüfstand hat zwecks Kühlwasserablauf eine Neigung von  $2^\circ$ . Die Last auf den jeweiligen Wägezellenmodulen muss zentrisch

eingeleitet werden. Das kann realisiert werden, indem das Gestell an den in Abb. 3.5 zu sehenden Auflageflächen auf der gesamten Wägezellenfläche aufliegt und mit dieser verschraubt wird. Kraftnebenschlüsse sollen soweit wie möglich vermieden werden. Die erforderlichen Kühlwasseranschlüsse, die mit dem Gestell verschraubt werden, sind flexible Wellschläuche. Zusätzlich kann es durch Windeinfluss zu Messverfälschungen kommen. Wird der Kleinversuchsbehälter in Zylinderform im Versuch orthogonal zur Kreisfläche angeströmt, so wirkt auf der einen Gestellseite eine Zusatzkraft, auf der anderen Seite eine Abhebekraft - was aber nicht zu einer Gewichtsänderung führt. Eine zusätzliche Kraft kann dann gemessen werden, wenn eine Böe von oben wirkt. Wird



*Abbildung 3.5: DMS-Wägezelle mit freundlicher Genehmigung von HBM, Quelle [77]*

der Kleinversuchsbehälter von oben mit einer Böe belastet, so wirkt eine Zusatzkraft die in der Gewichtsmessung berücksichtigt werden muss (vgl. Abschnitt 5.3.2.2).

### 3.3 Messung der Luftzufuhr

Im Rahmen einer Bachelorarbeit sollte eine Messapparatur entwickelt werden, die es ermöglicht die Luftzufuhr in die Kleinversuchsbehälter zu ermitteln. Hier stellte sich eingangs die Frage nach einem geeigneten Messverfahren zur Messung von sehr niedrigen Geschwindigkeiten bzw. je nach Anbringung der Messapparatur zusätzlich bei hohen Temperaturen.

In der Auswahl geeigneter Messverfahren näher betrachtet wurden Flügelradanemometer mit mechanischem Messprinzip, die Prandtlsonde basierend auf dem geschwindigkeitsabhängigen Luftdruck und das Hitzdrahtanemometer als thermoelektrisches Messverfahren. Im niedrigen Geschwindigkeitsbereich stellt das Hitzdrahtanemometer das genaueste Messverfahren dar. Als nachteilig stellten sich die Messungenauigkeiten durch Staubablagerungen und die Fragilität der Hitzdrähte, die Messungen außerhalb von sterilen Messräumen erschweren, heraus. Aufgrund der geringen Dicke der Hitzdrähte

stellen diese bei der Messung keinen wesentlichen Strömungswiderstand dar. Ein weiterer Vorteil der Hitzdrähte ist, dass Strömungen hoher Turbulenz aufgrund der sehr geringen thermischen Trägheit des Hitzdrahtes gemessen werden können. Da es eine Möglichkeit gab, das Hitzdrahtanemometer so zu positionieren, dass es die zufließende Luft misst, war der Hitzdraht keinen hohen Temperaturen ausgesetzt. Bei der Konstant-Temperatur-Anemometrie wird die Geschwindigkeit mittels einer elektrisch erwärmten Hitzdrahtsonde gemessen. Ein sehr dünner Hitzdraht mit einer Dicke im Mikrometerbereich wird zwischen 2 Haltezinken aufgespannt. Die Haltezinken sind in einem Keramikkörper eingelassen. Über einen Draht wird der Strom in den Hitzdraht eingeleitet. Bei der Konstant-Temperatur-Anemometrie (KTA) wird der Hitzdraht auf eine konstante Temperatur geheizt (vgl. [78]). Durch die Umströmung des Hitzdrahtes sinkt die Temperatur und damit der elektrische Widerstand des Drahtes. Eine geschwindigkeitsproportionale Spannung ist erforderlich um den Hitzdraht auf die Solltemperatur zu heizen. Diese Spannung wird gemessen und lässt sich in eine Strömungsgeschwindigkeit umrechnen.

Die Kalibrierung der Hitzdrähte ist aufwendig, da jeder Sensor aufgrund unterschiedlicher Sensoreigenschaften einzeln kalibriert werden muss.



# Großbrandversuch

## 4.1 Zielstellung

In Abschnitt 1 wurde bereits das Ziel formuliert: Es soll untersucht werden, ob im Stoßdämpfer nach der Feuerphase des thermischen Tests ein Brand initiiert wird und wie groß die thermische Zusatzbelastung durch Stoßdämpferbrand auf den Behälter ist. Zu diesem Zweck soll ein Großbrandversuch eines Stoßdämpfers einer generischen vorgeschädigten Stoßdämpferkonstruktion durchgeführt werden, dessen Brandverhalten untersucht und die dabei auf den Behälter wirkende im Brandprozess freigesetzte Wärmeleistung ermittelt werden.

Die Erforderlichkeit des Stoßdämpfergroßbrandversuchs begründet § 728.6 SSG-26 [16] (vgl. Abschnitt 2.1.6). Dieser besagt, dass ein bestehender Brandprozess während des thermischen Test nicht gelöscht werden darf. Somit wirken sich die Folgen des Stoßdämpferbrandes zeitlich verzögert auf den Behälter aus.

Hier sollen noch einmal die heutigen Prüfabläufe beschrieben und die Bedeutung eines Stoßdämpferbrandes für den thermischen Test ausgeführt werden. Dafür ist es wichtig sich die Hintergründe zur Ausgestaltung des thermischen Tests zu vergegenwärtigen. Je nach Fallversuchsergebnis wird ein Versuchsaufbau für den thermischen Test abgeleitet. Bislang wurde dabei davon ausgegangen, dass der Stoßdämpfer nicht brennt.

Wenn der Stoßdämpfer sich nicht vom Behälter löst und die Verbindung intakt bleibt, dann kann der anschließende thermische Test mit dem am Behälter befestigten Stoßdämpfer durchgeführt werden. Falls sich der Stoßdämpfer aber vom Behälter löst, dann muss der thermische Test mit dem Behälter allein ohne Stoßdämpfer durchgeführt werden, weil dann unter der Voraussetzung, dass dieser nicht brennt diese Konfiguration die in § 727 SSR-6 [12] beschriebene größtmögliche thermische Schädigung zur Folge hat. Üblicherweise bleibt die Stoßdämpfer-Behälter-Verbindung bestehen und der Stoß-

dämpfer kann, wenn davon ausgegangen wird, dass der Stoßdämpfer nicht brennt, als nahezu adiabatisch angenommen werden. In diesem Fall kann die Wärmezufuhr in den vom Stoßdämpfer überdeckten Bereich des Behälters aufgrund der Dämmwirkung des Holzes vernachlässigt werden. Wenn der Abbrand des Holzes nicht in den Berechnungen berücksichtigt wird, dann ist diese Variante jene, bei der der Behälter der geringsten thermischen Belastung ausgesetzt wird. Die Zufuhr von Wärme erfolgt hauptsächlich über die freiliegenden Flächen des Behälters während der 30 min andauernden Feuerphase des thermischen Tests.

Muss nun aber davon ausgegangen werden, dass der Stoßdämpfer brennt, dann müssten diese Prüfzenarien, die auch durch rechnerische Nachweise erbracht werden können, überdacht werden.

## 4.2 Kalorimetrieversuch zur Einstellung des IAEA-Feuers

In jedem Brandversuch der zum Zweck von Behälterzulassungen durchgeführt wird, muss gezeigt werden, dass das Feuer im thermischen Test den Regelwerksanforderungen entspricht. Dies kann sofern das Feuer dem im Regelwerk beschriebenen Kohlenwasserstoffluftfeuer entspricht durch Messung der Feuertemperaturen, Nachweis der allumhüllenden Beflammung und regelwerkskonformen Aufbau des Versuchs erfolgen. Da auf dem BAM Testgelände Technische Sicherheit ein propangasbefuerter Freiluftfeuerteststand anstelle des Kohlenwasserstoffluftfeuers verwendet wird, soll hier der Nachweis einer äquivalenten thermischen Belastung (vgl. Abschnitt 2.1.6) des Stoßdämpfers in Kalorimetrieversuchen erbracht werden.

In § 728.21 SSG-26 [16] wird [79] herangezogen, um die Gleichwertigkeit einer für den Brandversuch eingesetzten Befeuungsart mit dem in der IAEA beschriebenen Kohlenwasserstoffluftfeuer nachzuweisen.

In diesem Abschnitt wird nachgewiesen, dass die thermische Belastung durch das Propangasfeuer mit dem im Regelwerk beschriebenen Prüfstand, betrieben mit einem Kohlenwasserstoffluftgemisch als Brennstoff, äquivalent ist. Die Kalorimetrieversuche basieren darauf, dass die äquivalente Wärmestromdichte im Brandversuch für eine gegebene Kalorimetrieversuchsbehältergeometrie und Feuereinstellungen nachgewiesen werden. Dabei ist der Kalorimetrieversuchsbehälter anders als der Stoßdämpfer mit Wasser gefüllt.

Der an der BAM betriebene propangasbefeuerte Prüfstand bringt noch die Einschränkung mit sich, dass sich das Feuer bei einem definierten Massenstrom erst nach gewisser Verzögerungszeit voll ausbildet. Der Grund dafür ist, dass die Gasleitungen anfangs

erst langsam gefüllt werden. Bis der gewollte Massendurchsatz erreicht ist vergehen einige Minuten, was für die erforderlich Dauer des Feuers berücksichtigt werden muss um die 30-minütige Feuerphase gemäß IAEA-Bedingungen zu erfüllen.

### Grundlagen für die Versuche

Die gemittelte Wärmestromdichte  $\dot{q}_{\text{ist}}$  kann aufgrund der bekannten Temperaturdifferenz  $\Delta T$  des Wassers über die Dauer  $\Delta t$  des Kalorimetrieversuchs bestimmt werden:

$$\dot{q}_{\text{ist}} = \frac{c_{p, \text{Wasser}} m_{\text{Wasser}} \Delta T + c_{p, \text{Stahl}} m_{\text{Stahl}} \Delta T}{A_{\text{Std.}} \Delta t}. \quad (4.1)$$

Die minimale Wärmestromdichte  $\dot{q}_{\text{erf}}$  in einem IAEA-Feuer wurde mit den im Regelwerk gegebenen Parametern für ein Kohlenwasserstoffluftfeuer nach Gleichung (4.2) berechnet (vgl. [79]):

$$\dot{q}_{\text{erf}} = \epsilon_{\text{F}} \epsilon_{\text{O}} \sigma (T_{\text{F}}^4 - T_{\text{O}}^4) + \alpha_{\text{K}} (T_{\text{F}} - T_{\text{O}}) = 75 \frac{\text{kW}}{\text{m}^2}. \quad (4.2)$$

Die folgenden Werte wurden aus dem IAEA-Regelwerk für ein Kohlenwasserstoffpoolfeuer übernommen: der Emissionskoeffizient des Feuers  $\epsilon_{\text{F}} = 0,9$ , der Emissionskoeffizient der Oberfläche  $\epsilon_{\text{O}} \leq 1,0$ , die durchschnittliche Feuertemperatur  $T_{\text{F}} = 1073,15 \text{ K}$ , die Oberflächentemperatur  $T_{\text{O}} = 311,15 \text{ K}$  und der konvektive Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_{\text{K}} = 10 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ .

Die im Kalorimetrieversuch erzeugte Wärmestromdichte muss mindestens der minimalen Wärmestromdichte entsprechen, um die Regelwerksanforderungen zu erfüllen.

In den Kalorimetrieversuchen wird gezeigt, unter welchen atmosphärischen Bedingungen das eingestellte Propangasfeuer für die untersuchte Stoßdämpfergeometrie dieser minimalen Wärmestromdichte entspricht. Außerdem wird gezeigt, dass vollständige Umflammung des Prüfkörpers gegeben ist. § 728.3 SSG-26 [16] besagt, dass ausreichend hohe Feuertemperaturen erforderlich sind, welche gemittelt über  $800 \text{ }^\circ\text{C}$  betragen müssen.

Die gemessene Wärmestromdichte in den propangasbefeueten Kalorimetrieversuchen variiert abhängig von den Windgeschwindigkeiten, selbst wenn diese im niedrigen Geschwindigkeitsbereich liegen (vgl. [79, 80]).

### Konstruktion und Aufbau

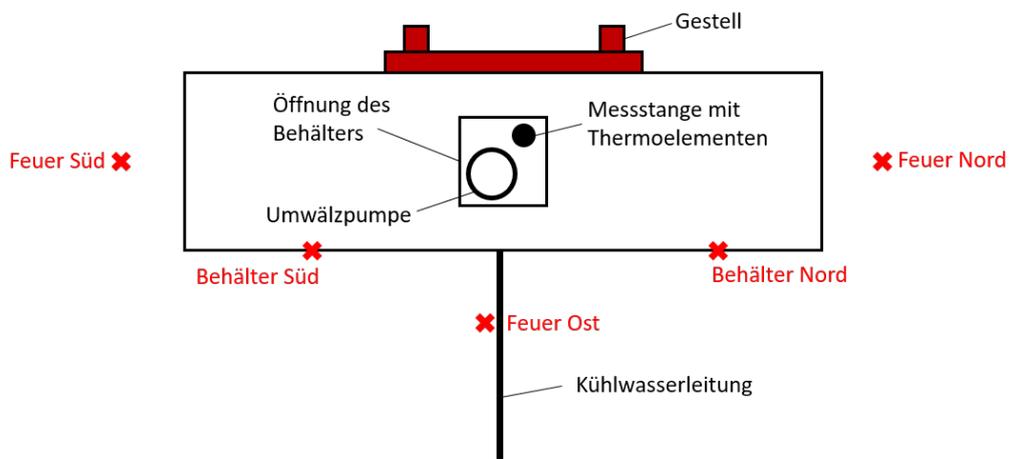
Den Versuchsaufbau für die Kalorimetrieversuche zeigen Abb. 4.1 und 4.2. Das Gestell mit EAB ist mit Steinwolle gedämmt. Der am EAB festgeschraubte Kalorimetrieversuchsbehälter weist dieselben geometrischen Maße auf wie der mit Holz gefüllte Stoßdämpfer, der im Stoßdämpfergroßbrandversuch ebenfalls am EAB verschraubt wird (vgl.

Abschnitt 4.4.1.1).

Für die Feuertemperaturmessung wurden 3 Thermoelemente, jeweils nördlich, östlich und südlich nahe des Prüfkörpers platziert (vgl. Abb. 4.1).

Die Wassertemperatur wurde durch 15 äquidistant in 15 cm Abstand an einer Messstange befestigten Thermoelementen im Kalorimetrieversuchsbehälter gemessen. Die Messstange wurde durch die Kalorimetrieversuchsbehälteröffnung eingeführt (vgl. Abb. 4.1). Weitere Abbildungen von der Messstange und dem Versuchsbehälter finden sich im Anhang A.1.

Dieser hat oben eine Öffnung zwecks Befüllung mit Wasser und einen Überlauf, da sich das Wasser bei Erhitzung durch das Feuer ausdehnt.



**Abbildung 4.1:** Kalorimetrieversuchsaufbau: Draufsicht auf den Behälter, Positionierung von Versuchsvorrichtungen und Positionierung von Thermoelementen (Feuer Süd, Ost und Nord in 10 cm Distanz zum Behälter)



**Abbildung 4.2:** Kalorimetrieversuchsbehälter auf dem Brandprüfstand

### Durchführung

Die Versuchsdurchführung sieht vor, dass der mit Wasser gefüllte Kalorimetrieversuchsbehälter einige Minuten durch das Feuer erhitzt und durch eine Pumpe im Behälterinnern (die durch die Öffnung des Behälters eingeführt wurde) durchgehend durchmischt wird. In den Kühlwasserzuleitungen an der Stoßdämpferfrontseite werden die elektrischen Kabel für die Versorgung der Pumpe verlegt.

### Ergebnisse und Auswertung

Die Abbildungen 4.3 und 4.4 zeigen eine Übersicht der gemessenen Feuertemperaturen. In der Tabelle 4.1 sind die Ergebnisse der gemessenen Wärmeströme, Windbedingungen,

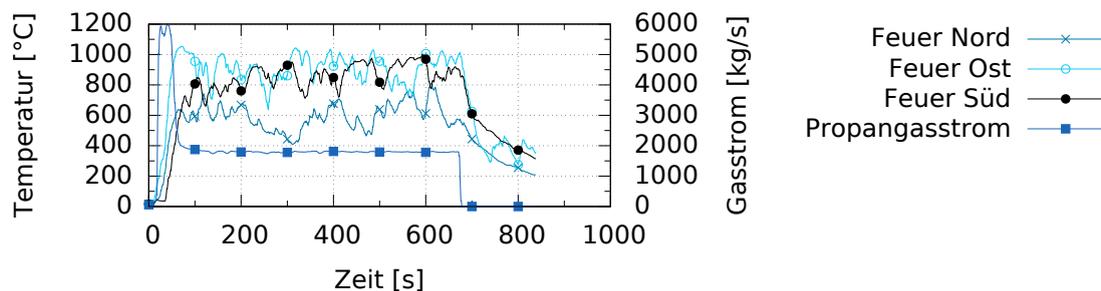


Abbildung 4.3: Gemessene Feuertemperaturen am Kalorimetrieversuchsbehälter Test Nr. 17012

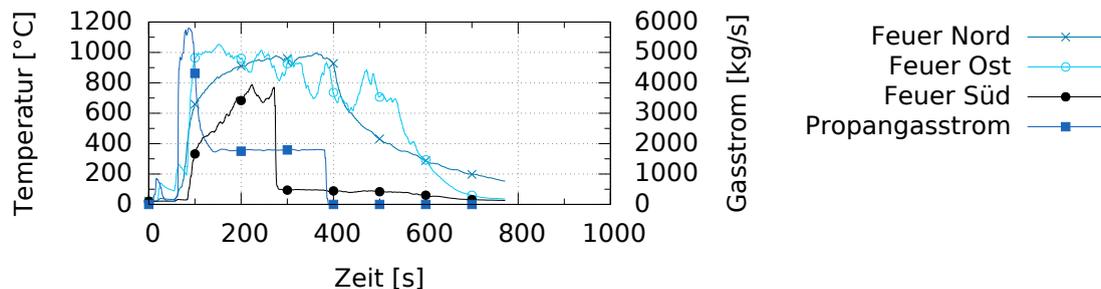


Abbildung 4.4: Gemessene Feuertemperaturen am Kalorimetrieversuchsbehälter Test Nr. 17016

gen, Propangasdurchsätze und Wetterdaten für die 5 durchgeführten Versuche dargestellt und zusammengefasst.

Um die Feuerparameter besser bewerten zu können, wurden Tests bei unterschiedlichen Witterungsbedingungen durchgeführt. Der initiale Propangasdurchsatz wurde auf einen Massenstrom von  $1800 \text{ kg h}^{-1}$  gesetzt. Dieser Wert basierte auf Erfahrungen mit vergleichbar großen Prüfkörpern.

In Test 17012 wurde bei einer Windgeschwindigkeit von  $2,2 \text{ ms}^{-1}$  eine Wärmestromdichte von  $78,5 \text{ kW m}^{-2}$  erzielt. Wetterdaten für das BAM TTS und Erfahrungen mit den lokalen Windeinflüssen zeigen, dass dieser angenommene Wert für die Windgeschwin-

digkeit im später folgenden Stoßdämpferbrandversuch ein realistischer Wert ist, wenn ein windstiller Tag ausgewählt wird. Höhere Windgeschwindigkeiten bedeuten eine ungenügende Wärmestromdichte (vgl. Test 17015) und an sehr windstillen Tagen kann bei diesem Propangasdurchsatz eine Wärmestromdichte von bis zu  $85 \text{ kWm}^{-2}$  erzielt werden (vgl. Test 17016).

In Kalorimetrieversuch 17012 betrug die Wärmestromdichte gemittelt  $78,5 \text{ kWm}^{-2}$ , welche mit den Anforderungen der IAEA übereinstimmt. Die durchschnittliche gemessene Temperatur am Prüfkörper hingegen betrug  $780 \text{ °C}$  (vgl. Abb. 4.3). Diese lag im Mittel folglich knapp unter der erforderlichen Durchschnittstemperatur von  $800 \text{ °C}$ . In Kalorimetrieversuch 17016 wurde die niedrigste Windgeschwindigkeit und eine Durchschnittstemperatur von etwa  $840 \text{ °C}$  gemessen (vgl. Abb. 4.4). Während des Versuchs ist die Thermoelementhalterung des südlichen Thermoelements unter der Wärmeeinwirkung abgeknickt. Zusammenfassend kann aus den Kalorimetrieversuchen abgeleitet werden, dass geringere Windgeschwindigkeiten als im Versuch 17012 gemessenen für den Stoßdämpfergroßbrandversuch anvisiert werden sollen, um bei einem Propangasdurchsatz von  $1800 \text{ kgh}^{-1}$  sowohl die Wärmestromdichtebedingung als auch die Temperaturbedingung zu erfüllen. Der anfänglich gewählte Propangasdurchsatz von  $1800 \text{ kgh}^{-1}$  erscheint deshalb geeignet groß.

**Tabelle 4.1:** Ergebnisse der Kalorimetrieversuche durchgeführt im Juli 2017

Test Nr.	Wärmestromdichte	Propangasdurchsatz	$v_{\text{Wind max.}}$ , Bewölkung
17012	$78,5 \text{ kWm}^{-2}$	$1800 \text{ kgh}^{-1}$	$2,2 \text{ ms}^{-1}$ , bewölkt
17013	$86,1 \text{ kWm}^{-2}$	$2000 \text{ kgh}^{-1}$	$2,4 \text{ ms}^{-1}$ , bewölkt
17014	$82,2 \text{ kWm}^{-2}$	$1900 \text{ kgh}^{-1}$	$1,3 \text{ ms}^{-1}$ , sonnig
17015	$70,5 \text{ kWm}^{-2}$	$1800 \text{ kgh}^{-1}$	$3,3 \text{ ms}^{-1}$ , sonnig
17016	$85,0 \text{ kWm}^{-2}$	$1800 \text{ kgh}^{-1}$	$1,3 \text{ ms}^{-1}$ , bewölkt

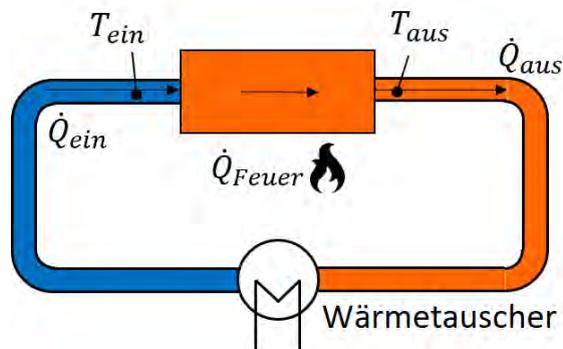
## 4.3 Entwicklung des Versuchsstands und der Versuchsregelung zur Messung der Wärmeleistung

### 4.3.1 Entwicklung des Versuchsstands

Ein wesentliches Ziel des Stoßdämpfergroßbrandversuch ist es, die abgegebene Wärmeleistung des Stoßdämpfers über ein kalorimetrisches Messverfahren zu bestimmen. Es gibt verschiedene Arten von Kalorimetern um die übertragene Wärmemenge durch

Temperaturdifferenzmessung eines Mediums, an das der Probekörper die freigesetzte Wärme abgibt, zu bestimmen. Für den Stoßdämpfergroßbrandversuch war aufgrund der großen erwarteten Wärmeleistung ein Versuchsaufbau erforderlich, bei dem dem Wärmeübertragungsmedium im Kalorimeter über die Versuchsdauer konstant Wärme entzogen wird, sodass das Wärmeübertragungsmedium nicht überhitzt und ein Siedevorgang die Quantifizierung der Wärmeleistung beeinträchtigt.

Die Entwicklung eines kalorimetrischen Systems mit konstanter Zulauftemperatur wurde gewählt. Die durch das Feuer generierte Wärmeleistung wird an das Messmedium Wasser übertragen. Die Wärmeleistung berechnet sich abhängig von der Differenz zwischen Zu- und Ablauftemperatur. Aufgrund der erforderlichen Aufheizleistung für das zuzuführende Wasser (die Wassertemperatur im Zulauf soll  $70\text{ °C}$  betragen) ist ein System mit Wasserkreislauf wie in Abb. 4.5 gewählt worden. Die generierte Wärme muss



**Abbildung 4.5:** Kalorimetrischer Aufbau zur Messung der Wärmeleistung

über den sogenannten EAB (der den Behälter im realen Aufbau ersetzt) an das Wärmeübertragungsmedium abgegeben werden.

Der allgemeine Aufbau des Versuchsstands wird in Abschnitt 4.3.1.1 beschrieben, die Auslegungsberechnungen werden in Abschnitt 4.3.1.2 durchgeführt und die Dimensionierung der Einzelkomponenten erfolgt in Abschnitt 4.3.1.3.

#### 4.3.1.1 Versuchsaufbau

Wird der Stoßdämpfer einem Brandszenario ausgesetzt, so wird die generierte Wärmeleistung in den Behälterkörper eingeleitet. Im Versuch ist an dessen Stelle der EAB vorgesehen.

Der Versuchsstand wurde so ausgelegt, dass der EAB abhängig von der momentanen Wärmeleistung schneller oder langsamer durchströmt wird. Ziel ist eine genügend große Temperaturdifferenz, denn nur dann ist die Wärmeleistung ausreichend genau messbar. Je geringer die Temperaturdifferenz ist, desto größer wird der Messfehler durch

Messungengenauigkeit. Die Temperaturdifferenz geht linear in die Gleichung zur Messung der Wärmeleistung ein.

Die Versuchsregelung und -steuerung wird in einem Programm in Labview realisiert, worüber automatisch Pumpen- und Ventilstellung zur Regulierung der Geschwindigkeit ausgegeben werden. Die Messdatenerfassung der Wärmeleistungsdaten und Wassertemperaturen erfolgt ebenfalls über Labview. Der Versuchsstand wurde so ausgelegt, dass durch Messung von Ein- und Austrittstemperatur am EAB ( $T_{\text{ein}}, T_{\text{aus}}$ ) und von Massenstrom  $\dot{m}_{\text{Wasser}}$  (Wasser dient als Messflüssigkeit) die über die EAB-Oberfläche gemittelte Wärmeleistung in den EAB  $\dot{Q}_{\text{EAB}}$  bzw. die Wärmestromdichte  $\dot{q}_{\text{EAB}}$  als Funktion der Zeit bestimmt werden können:

$$\dot{Q}_{\text{EAB}} = c_{p, \text{Wasser } 75^\circ\text{C}} \dot{m}_{\text{Wasser}} A(T_{\text{aus}} - T_{\text{ein}}) \quad (4.3)$$

Da die mittlere Wassertemperatur  $75^\circ\text{C}$  beträgt wurde die spezifische Wärmekapazität bei dieser Temperatur in die Gleichung eingesetzt.  $A$  entspricht der Fläche des EAB, die mit dem Stoßdämpfer in Kontakt steht.

Dieser Messansatz macht es unumgänglich, dass eine zeitliche Verzögerung bei der Messung der Wärmeleistung eintritt. Die Verzögerung ist abhängig von der Größe des Wassertanks, in den die Wärme eingetragen wird. Ein größerer Wassertank bedeutet, dass die Wärmeleistung stärker gemittelt wird. Gäbe es keinen Wasserspeicher, sondern lediglich ein Rohrsystem, so würde die instantane Wärmeleistung gemessen werden. Weil dieser Versuch erstmalig durchgeführt wird, kann die zu erwartende Messgröße nur schwer abgeschätzt werden. Da ein großer EAB aber Fehlabschätzungen in der tatsächlichen Wärmeleistung auszugleichen ermöglicht, weil temporär eine größere als die angenommene maximale Wärmeleistung im EAB ohne Überschreitung der Auslegungstemperatur gespeichert werden kann, ist ein großer EAB durchaus gewünscht.

Der EAB wurde so ausgelegt, dass die Wasserzulauftemperatur etwa der Temperatur entspricht, die im Transportszenario im Deckeldichtungsbereich an gleicher Stelle vorherrschen würde. Diese liegt je nach Behälterinventar aufgrund der Nachzerfallswärme bei etwa  $70 - 90^\circ\text{C}$ .

Wassertemperaturen größer als  $70^\circ\text{C}$  waren nicht umsetzbar, denn ein genügend großer Abstand zum Siedepunkt sollte eingehalten werden.

Der Stoßdämpfer wurde mittels 8 Schrauben am EAB befestigt. An Ein- und Ausgang des EAB wurde die Wassereintrittstemperatur mit den Sensoren  $T_{\text{ein},1}, T_{\text{ein},2}$  und die Wasseraustrittstemperatur mit den Sensoren  $T_{\text{aus},1}, T_{\text{aus},2}$  redundant gemessen.

Der EAB wurde mit Steinwolle wärmegeämmt, sodass der Wärmeeintrag durch die 30 min andauernde externe Feuerphase gering ist.

In Abb. 4.6 ist links der Aufbau von Stoßdämpfer und EAB zu sehen. Rechts in Abb. 4.6

ist der Primärwasserkreislauf mit den Einbaukomponenten hydrostatischer Drucktank, Pumpe, Ventil, Wärmetauscher, Durchflussmesser sowie Strömungserhitzer dargestellt. Ein Sekundärkreislauf war erforderlich, um dem Wärmetauscher Kühlwasser zuzufüh-

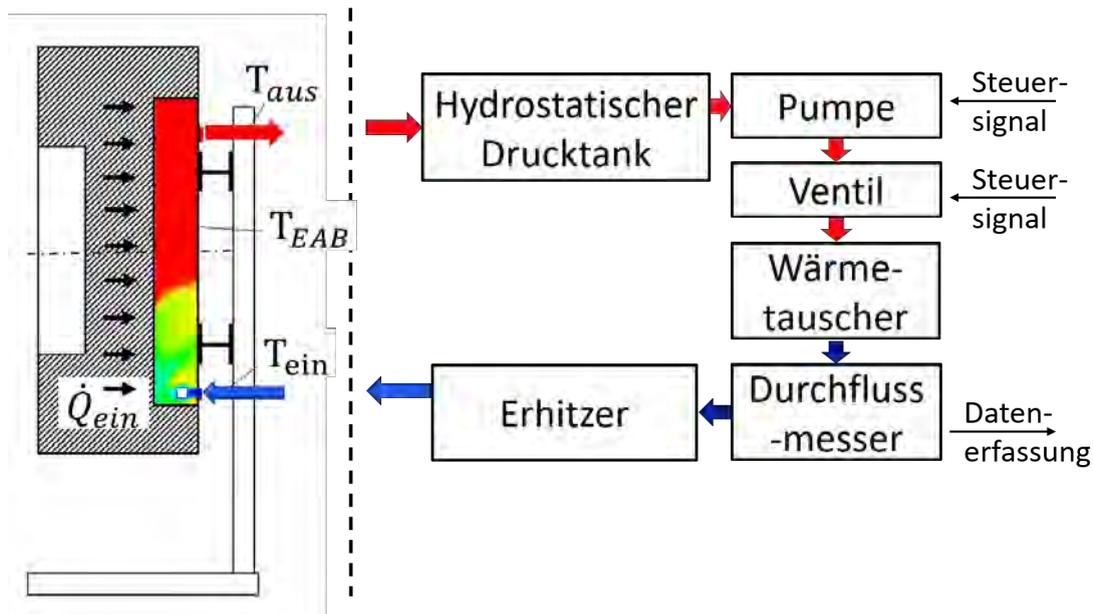


Abbildung 4.6: Stoßdämpferbrandversuchsaufbau (schematisch)

ren. Nach dem EAB folgt der hydrostatische Drucktank. Dieser wurde zur Aufrechterhaltung des Drucks im System sowie zur Befüllung und als Ausdehnungsgefäß benötigt. Es schließen sich die frequenzgesteuerte Pumpe und ein Ventil an.

Der Wärmetauscher kühlt das erhitzte Wasser unter die Eingangstemperatur  $T_{\text{ein}}$  des EAB.

Der darauffolgende Durchflussmesser ermöglicht die Messung des Durchflusses durch den EAB. Die letzte Komponente im Wasserkreislauf ist der Strömungserhitzer. Hier wird das Wasser erneut erhitzt, sodass die EAB-Eingangstemperatur  $T_{\text{ein}}$  erreicht wird. Der Strömungserhitzer ermöglicht im Gegensatz zum Wärmetauscher eine präzise Temperaturregelung, weshalb dieser indirekte Weg erforderlich ist.

#### 4.3.1.2 Wärmeleistungsabschätzung und EAB-Auslegung

Zwecks Dimensionierung des kalorimetrischen Systems soll zuerst theoretisch abgeschätzt werden, mit welcher Wärmeleistung während des Stoßdämpferbrandversuchs zu rechnen ist. Auf Basis der Abschätzung der zu erwartenden Wärmeleistung wird der weitere Versuchsstand ausgelegt und beispielsweise das Fördervolumen der Pumpe abgeleitet.

Ausgehend von an der BAM durchgeführten Vorversuchen [81] mit weißblechumkapsel-

ten Fichtenholzprobekörpern, und dem vom IRSN durchgeführten Stoßdämpferbrandversuch [6] wurde für den großen Stoßdämpfer eine Abbranddauer von 72 h als weitere Berechnungsgrundlage angenommen. Ausgehend vom durchschnittlichen Heizwert von Fichtenholz (vgl. Abschnitt 2.4) und dem Holzvolumen des Stoßdämpfers lässt sich die durch Stoßdämpferbrand mögliche Energiefreisetzung abschätzen und eine Wärmeleistung berechnen:

$$t_{\text{Brand}} \approx 72 \text{ h}, \quad (4.4)$$

$$H_{\text{I, Fichte}} = 5,7 \text{ kWhkg}^{-1}, \quad (4.5)$$

$$\rho_{\text{Fichte}} = 470 \text{ kgm}^{-3}, \quad (4.6)$$

$$V_{\text{Stoßdämpfer}} \approx 3 \text{ m}^3, \quad (4.7)$$

$$E_{\text{Stoßdämpfer}} = H_{\text{S, Fichte}} \rho_{\text{Fichte}} V_{\text{Stoßdämpfer}} \approx 8040 \text{ kWh}, \quad (4.8)$$

$$\dot{Q}_{\text{Feuer}} = E_{\text{Stoßdämpfer}} t_{\text{Brand}}^{-1} \approx 112 \text{ kW}. \quad (4.9)$$

Angenommen wird, dass von der freigesetzten Wärmeleistung 25 % an den Behälter oder den EAB abgegeben werden. Das entspricht etwas mehr als dem Anteil der Oberfläche, den der Behälter vom Stoßdämpfer abdeckt. Damit lässt sich eine durchschnittliche an den Behälter übertragene Wärmeleistung berechnen. Ein Sicherheitsfaktor von  $f_s = 2$  wird gewählt, um längere Phasen hoher Wärmeleistung abzufangen. Grundlage für die weitere Auslegung des Systems ist dann die durchschnittlich in den EAB übergehende Wärmeleistung  $\bar{Q}_{\text{Feuer}, f_s}$ , die mit dem Sicherheitsfaktor  $f_s$  beaufschlagt ist.

$$\bar{Q}_{\text{Feuer}} = 0,25 \frac{E_{\text{Stoßdämpfer}}}{t_{\text{Brand}}} \approx 28 \text{ kW} \quad (4.10)$$

$$\bar{Q}_{\text{Feuer}, f_s} = 0,25 f_s \frac{E_{\text{Stoßdämpfer}}}{t_{\text{Brand}}} \approx 56 \text{ kW} \quad (4.11)$$

Der EAB und dessen Durchfluss mussten dimensioniert werden. Der Behälter muss in der Lage sein kurze Wärmeleistungsspitzen mit dem Wasserspeicher abzufangen, so dass dieser nicht zu heiß wird und partiell Sieden im EAB auftritt. Andererseits darf der Behälter aber auch nicht zu groß sein, denn umso größer der EAB ist, desto schwieriger messbar wird die Wärmeleistung, wenn diese gering ist. Ein großer EAB stellt einen großen Wärmespeicher dar – aber umso größer der Behälter ist, desto stärker wird die gemessene Wärmeleistung gemittelt. Aus den Versuchsdaten ist dann nicht ersichtlich, ob die Wärmeleistung variierte oder konstant war. Umso kleiner der EAB ist, desto geringer ist die Totzeit in der gemessenen Wärmeleistung.

Der Massendurchfluss durch den EAB muss ermöglichen, die generierte Wärme zu übertragen.

Nach Evaluierung der Temperatursensoren wird eine Temperaturdifferenz von 10 K an-

visiert, damit trotz Temperaturmessfehler gemessen werden kann.

### Auslegung der EAB-Größe (analytisch)

Für die maximal erforderliche Kühlleistung lässt sich unter der Annahme  $\dot{Q}_{\max. \text{Kühlung}} = \bar{\dot{Q}}_{\text{Feuer}, f_s}$  folgender Massenstrom berechnen:

$$\dot{m}_{\max. \text{Kühlleistung}} = \frac{\dot{Q}_{\max. \text{Kühlung}}}{c_p \Delta T} \quad (4.12)$$

$$\dot{m}_{\max. \text{Kühlleistung}} = \frac{\bar{\dot{Q}}_{\text{Feuer}, f_s}}{c_p \Delta T} \quad (4.13)$$

$$\dot{m}_{\max. \text{Kühlleistung}} = \frac{56,8 \text{ kW}}{4,2 \frac{\text{kJ}}{\text{kg K}} 10 \text{ K}} = 1,35 \text{ kgs}^{-1} = 4,9 \text{ m}^3 \text{h}^{-1} \quad (4.14)$$

Die maximal erforderliche Kühlleistung ermöglicht die Dimensionierung der Förderleistung der Pumpe. Bei geringerer Wärmeleistung und gleichbleibendem Massenstrom wird die Temperaturdifferenz über den EAB geringer.

Um den Einfluss der EAB-Größe auf die Veränderung der Behälterausgangstemperatur abzuschätzen, soll im Folgenden untersucht werden, wie sich die Wassertemperatur am EAB-Austritt abhängig von der Speichergröße und dem Massenstrom verhält.

Dafür muss die Energiebilanz für den EAB aufgestellt werden (vgl. Abb. 4.5).

Die Energiebilanz für den EAB ergibt sich als Differenz aller zu- und abfließenden Wärme- und Enthalpieströme sowie den Energiequellen im Kontrollvolumen mit der inneren Energie  $U_{\text{EAB}}$ :

$$\frac{dU_{\text{EAB}}}{dt} = \dot{Q}_{\text{ein}} + \dot{Q}_{\text{Feuer}} - \dot{Q}_{\text{aus}}. \quad (4.15)$$

Die Wärmeverluste über die EAB-Deckelseite werden hier vernachlässigt, da diese durch Dämmung des EAB mit Steinwolle vernachlässigbar gering gehalten werden.  $\dot{Q}_{\text{ein}}(t)$  und  $\dot{Q}_{\text{aus}}(t)$  sind wie folgt definiert:

$$Q_{\text{ein}}(t) = Q_{\text{ein}} = c_p T_{\text{ein}} m(t), \quad (4.16)$$

$$\dot{Q}_{\text{ein}}(t) = c_p T_{\text{ein}} \dot{m}(t) = c_p T_{\text{ein}} \dot{m} \text{ und} \quad (4.17)$$

$$Q_{\text{aus}}(t) = c_p T_{\text{aus}}(t) m(t), \quad (4.18)$$

$$\dot{Q}_{\text{aus}}(t) = c_p \dot{T}_{\text{aus}}(t) m(t) + c_p T_{\text{aus}}(t) \dot{m}(t) = c_p \dot{T}_{\text{aus}}(t) m(t) + c_p T_{\text{aus}}(t) \dot{m}. \quad (4.19)$$

Dabei ist  $m(t)$  die Masse des zum Zeitpunkt  $t$  zu- bzw. abfließenden Wasser. Die Ableitung von  $T_{\text{ein}}$  beträgt 0, da  $T_{\text{ein}}$  über die Zeit gleich bleibt. Es wird die Annahme getroffen, dass die Temperatur im EAB aufgrund der Durchmischung homogen ist und im gesamt-

ten EAB mit der Wassermasse  $M$  die Temperatur des abfließenden Wassers  $T_{\text{EAB}} = T_{\text{aus}}$  vorliegt:

$$U_{\text{EAB}}(t) = c_p T_{\text{aus}}(t) M, \quad (4.20)$$

$$\dot{U}_{\text{EAB}}(t) = c_p \dot{T}_{\text{aus}}(t) M. \quad (4.21)$$

Eingesetzt in die Gleichung der Energiebilanz (4.15) erhält man:

$$c_p \dot{T}_{\text{aus}}(t) M = c_p T_{\text{ein}} \dot{m} + \dot{Q}_{\text{Feuer}} - (c_p \dot{T}_{\text{aus}}(t) m(t) + c_p T_{\text{aus}}(t) \dot{m}). \quad (4.22)$$

Auflösen nach  $\dot{T}_{\text{aus}}(t)$  ergibt:

$$\dot{T}_{\text{aus}}(t) = (T_{\text{ein}} \dot{m} - T_{\text{aus}}(t) \dot{m}) \frac{1}{(M + m(t))} + \frac{\dot{Q}_{\text{Feuer}}}{c_p (M + m(t))} \quad (4.23)$$

Iterativ lässt sich diese Differentialgleichung hier unter Anwendung eines Rückwärts-Finite-Differenzen-Verfahrens lösen:

$$\Delta T_{\text{aus}} = \Delta t \dot{T}_{\text{aus}}(t), \quad (4.24)$$

$$\Delta t = t_i - t_{i-1}, \quad (4.25)$$

$$T_{\text{aus}, i} = T_{\text{aus}, i-1} + \Delta T_{\text{aus}}. \quad (4.26)$$

Der Zeitschritt beträgt 1 s. Auch bei Variation des Zeitschrittes blieb das Verfahren stabil. Die Behälterausgangstemperatur erhält man durch Auswertung folgender Gleichung:

$$T_{\text{aus}, i} = T_{\text{aus}, i-1} + \left( T_{\text{ein}} \frac{\dot{m}}{(M + m(t))} - T_{\text{aus}}(t) \frac{\dot{m}}{(M + m(t))} + \frac{\dot{Q}_{\text{Feuer}}}{c_p (M + m(t))} \right) \Delta t. \quad (4.27)$$

Ohne Wärmeeintrag durch den Stoßdämpfer vereinfacht sich die Gleichung:

$$T_{\text{aus}, i} = T_{\text{aus}, i-1} + \left( T_{\text{ein}} \frac{\dot{m}}{(M + m(t))} - T_{\text{aus}}(t) \frac{\dot{m}}{(M + m(t))} \right) \Delta t. \quad (4.28)$$

Abb. 4.7 zeigt die Lösung der Gleichung (4.27) für variierende Randbedingungen. Der Massenstrom und die Behältergröße werden in den einzelnen Diagrammen variiert. In der Abbildung werden 2 gewählte EAB-Größen betrachtet (300 kg und 600 kg). Der Massenstrom variiert von  $0,3 \text{ m}^3 \text{ h}^{-1}$  bis  $4,86 \text{ m}^3 \text{ h}^{-1}$ .

In Abb. 4.7 ist in den linken Diagrammen die Temperaturentwicklung für einen Behälter mit 300 kg Fassungsvermögen abgebildet, auf der rechten Seite die Temperaturentwicklung für einen Behälter mit 600 kg Fassungsvermögen. Die Massenströme werden variiert, vom höchsten Massenstrom in den oberen Diagrammen bis hin zum niedrigsten Massenstrom mit ca.  $0,3 \text{ m}^3 \text{ h}^{-1}$  in den unteren Diagrammen.

In der Abb. 4.7 für den maximalen Massenstrom ( $4,9 \text{ m}^3 \text{ h}^{-1}$ ) und 300 kg Behältergröße

sowie einer Wärmeleistung von 56,8 kW (vgl. Abb. 4.7 oben links) stellt sich eine Temperaturdifferenz von 10 K ein, bei 1,774 kW sind es aber nur noch ca. 0,3 K. Hier ließe sich die Wärmeleistung nur mit großem Messfehler bestimmen. Bei einem Massenstrom von  $0,3 \text{ m}^3\text{h}^{-1}$  hingegen, können für die gleiche Wärmeleistung bereits 5 K Temperaturdifferenz erzielt werden (vgl. Abb. 4.7, unten links). Hat  $T_{\text{aus}}$  90 % des sich einstellenden stationären Endwertes bei einem Massenstrom von  $4,86 \text{ m}^3\text{h}^{-1}$  und 300 kg Behältergröße nach etwa 500 s (ca. 8 min) erreicht, so dauert dies bei einem Massenstrom von  $0,3 \text{ m}^3\text{h}^{-1}$  etwa 1 h.

In den unteren Diagrammen werden die höheren Wärmeleistungskurven nicht betrach-

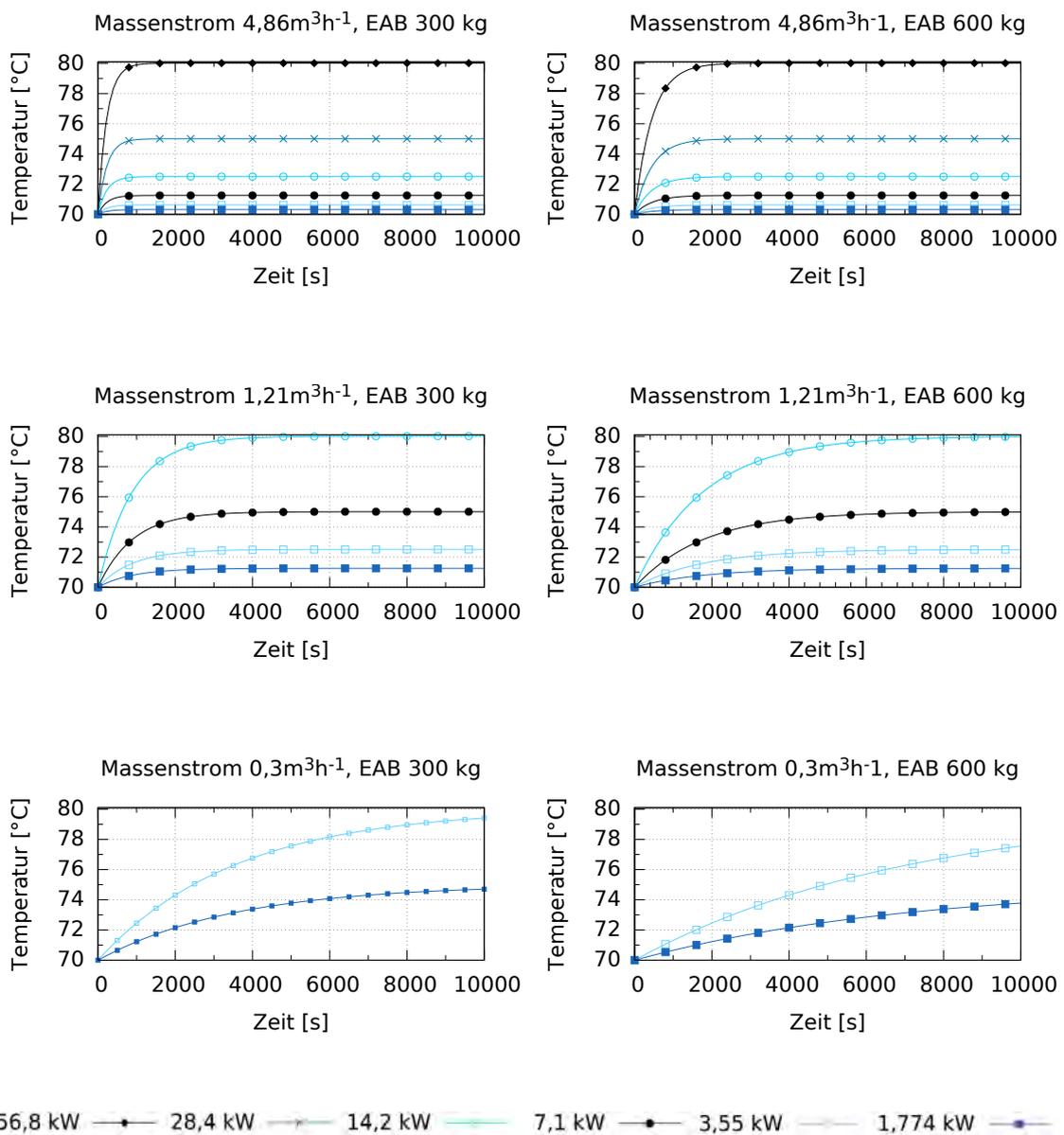


Abbildung 4.7: Temperaturentwicklung im EAB bei Variation von Massenstrom und Behältergröße für unterschiedliche Wärmeleistungen

tet, da der EAB auf eine maximale Temperaturdifferenz von 10 K ausgelegt wird.

Auf der rechten Seite ist selbige Diagrammstruktur noch einmal für einen größeren EAB mit 600 kg Fassungsvermögen abgebildet.

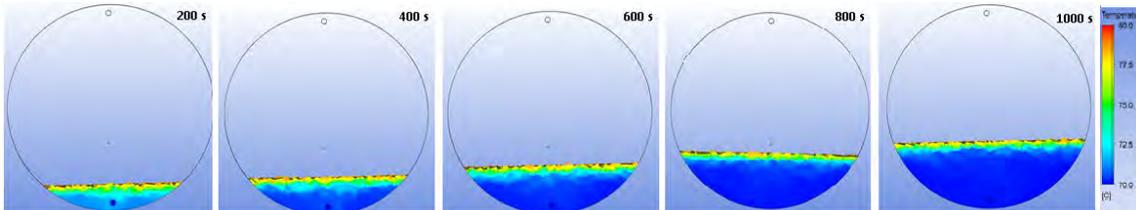
Die Auswertung der Gleichung (4.27) zeigt, dass das Erreichen des sich einstellenden stationären Temperaturendwertes  $T_{\text{aus}}$  umso länger dauert, desto größer der Behälter ist. Wird der Massenstrom verringert, so erhöht sich ebenfalls die Temperatur, die sich im stationären Zustand am Behälteraustritt einstellt. Dies wird im Diagramm ersichtlich, wenn man beispielsweise die Wärmeleistungskurve 3,55 kW für verschiedene Massenströme betrachtet. Allerdings dauert der Temperaturanstieg ebenfalls umso länger je geringer der Massenstrom ist. Die veränderte Wärmeleistung wird mit der Messtechnik erst dementsprechend verzögert registriert. Für die instantane Messung ist also ein möglichst großer Massenstrom sowie ein möglichst kleiner Wärmespeicher sinnvoll, gleichzeitig sollte aber zwecks Erzielung hoher Messgenauigkeit eine große Temperaturdifferenz erzielt werden.

### **CFD-basierte Untersuchung der Durchströmung des EAB**

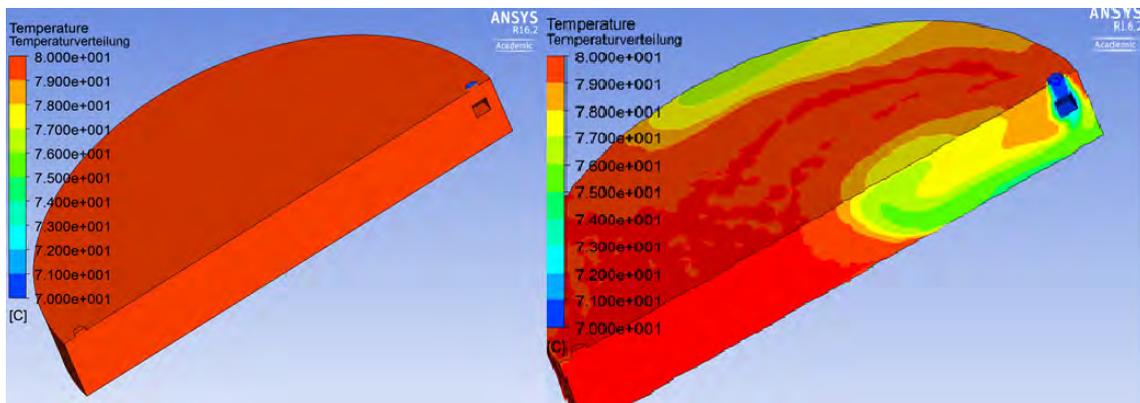
Ziel der CFD-Simulationen war es die Durchströmung des Behälters besser zu verstehen, um die Temperatur am Behälterausschluss besser regeln zu können. Wird der Behälter so durchströmt, dass eine homogene Durchmischung erfolgt und sich eine gleichmäßige Temperaturverteilung im Behälter einstellt oder bilden sich Totzonen aus und der Behälterinhalt beginnt teilweise zu siedeln? Wenn die Temperatur zu sehr variiert, ist es schwierig die Temperaturregelung auszulegen. Die Regelung basierte auf der EAB-Austrittstemperatur. Überschreitet diese Temperatur einen gewissen Wert, soll der Durchfluss im System erhöht werden, um dem entgegenzuwirken. Schwankt die Temperatur am EAB-Austritt aufgrund ungünstiger Durchmischung, so erschwert dies die Temperaturregelung.

Für den niedrigen Massendurchfluss ( $0,3 \text{ m}^3 \text{ h}^{-1}$ ) und den maximalen Massendurchfluss ( $6 \text{ m}^3 \text{ h}^{-1}$ ) wurde die Durchströmung des Behälters ermittelt. Bei der langsamen Durchströmung (vgl. Abb. 4.8) stellte sich eine horizontale Temperaturschichtung ein. In dieser Simulation war der EAB initial gefüllt mit  $80^\circ \text{C}$  heißem Wasser. Am Einlass strömt durchgehend Kühlwasser mit  $70^\circ \text{C}$  zu. In den 5 Bildern sieht man wie sich die Wassertemperatur mit der Zeit (nach 200 s, 400 s, 600 s, 800 s und 1000 s) ändert. In den Einzelbildern ist nur der Bereich des EAB farblich ausgefüllt, in dem die Temperatur unter  $78^\circ \text{C}$  beträgt. Bei der schnellen Durchströmung (vgl. Abb. 4.9) beträgt die EAB-Anfangstemperatur ebenfalls  $80^\circ \text{C}$ . Am Einlass strömt Wasser mit einer Temperatur von  $70^\circ \text{C}$  zu. Die Strömung trifft auf das am Eintritt befestigte Prallblech und strömt

entlang des äußeren Randes bis zum Behälteraustritt. Sowohl bei langsamer als auch bei schneller Durchströmung bilden sich in beiden Fällen keine Totzonen aus, sodass die Regelung dadurch nicht erschwert wird. Die gewählten Einstellungen für die durchgeführten Berechnungen in Ansys CFX befinden sich im Abschnitt A.2.



**Abbildung 4.8:** Durchströmung des EAB bei  $0,3 \text{ m}^3\text{h}^{-1}$ , wobei nur das Fluid im Behälter zu sehen ist, dessen Temperatur kleiner als  $78 \text{ }^\circ\text{C}$  ist; der Zufluss des Wassers erfolgt unten, der Abfluss oben



**Abbildung 4.9:** Temperaturverteilung im EAB bei  $6 \text{ m}^3\text{h}^{-1}$ : nach 1 s (links), nach 60 s (rechts), Schnittansicht

### Zusammenfassung EAB-Auslegung

Zum Abschluss der EAB-Behälter-Auslegung kann zusammengefasst werden, dass die Temperaturen am EAB-Austritt keinen großen Fluktuationen unterliegen werden, womit die anschließende Regelung der Behälterausgangstemperatur vereinfacht wird. Veränderungen in der Wärmeleistung des brennenden Stoßdämpfers werden mit der Messtechnik aufgrund der in diesem Abschnitt gezeigten Trägheit des EAB mit entsprechender Totzeit registriert. In Abb. 4.7 war zu sehen, dass der EAB bei einer Größe von 600 kg zu träge war. Die Trägheit ist bei 300 kg Behältergröße bereits viel geringer. Die ausgewählte EAB-Größe von 300 kg ermöglicht es den Freiraum im Stoßdämpfer, an dessen Stelle sich im Transportszenario der Behälterkörper befindet auszufüllen, sodass der EAB planar mit der Stoßdämpferaußenseite abschließt (vgl. Zeichnung des Stoßdämpfers, Abb. A.7).

#### 4.3.1.3 Dimensionierung der Einzelkomponenten des kalorimetrischen Systems

##### **Strömungserhitzer**

Der Strömungserhitzer, bestehend aus einem Flanschheizkörper, hat eine Leistung von 20 kW. Ein dreiphasiger Thyristorsteller (vgl. Typenblatt [82]) und der Dicon Touch Zweikanalprozessregler (vgl. Typenblatt [83]) zur stufenlosen Heizungsregelung mit einem Pt 100 im Erhitzer ermöglichen die präzise Temperaturregelung am Austritt des Strömungserhitzers. In Abschnitt 4.3.2.3 wird die Reglereinstellung beschrieben.

##### **Wärmetauscher**

Der Wärmetauscher muss so ausgelegt werden, dass die Wärmeleistung des brennenden Stoßdämpfers abgeführt werden kann. Dies erfordert nach Abschnitt 4.3.1, dass der Wärmetauscher für eine Kühlleistung von 56 kW ausgelegt wird. Als geeigneter Wärmetauscher wurde der Vitotrans 100 Typ 3003 491 ausgewählt (vgl. Datenblatt [84]). Die Wärmeleistung von 56 kW kann bei der gegebenen Temperaturspreizung zwischen Primär- und Sekundärkreislauf erzielt werden. Damit die Kühlleistung im Fall geringer Wärmeabgabe des Stoßdämpfers nicht zu hoch ist, muss der Durchfluss im Sekundärkreislauf und somit die Kühlleistung des Wärmetauschers reduzierbar sein.

##### **Pumpe und Ventil**

Bei der Pumpe handelt es sich um eine Hochdruck Inline Pumpe von KSB des Typs MovitecVF006\02-B1D13F2071D5W (vgl. Baureihenheft [85]). Der maximale Förderstrom ohne eingebautes Ventil beträgt  $9 \text{ m}^3\text{h}^{-1}$ , der minimale Förderstrom  $0,8 \text{ m}^3\text{h}^{-1}$ . Der Durchfluss der Pumpe lässt sich über die Vorgabe der Drehzahl regeln. Über einen Analogeingang wird der Pumpe über das Regelungsprogramm (beschrieben in Abschnitt 4.3.2) eine Drehzahl vorgegeben. Abhängig von der Drehzahl stellt sich ein Massenstrom ein. Da der Durchfluss durch die Frequenzsteuerung nicht genügend gedrosselt werden kann, wird zusätzlich ein Stellventil des Typs BOA-CVE C/CS/W/IMS/EKB (vgl. Baureihenheft [86]) eingesetzt, welches ebenfalls über das Regelungsprogramm angesteuert wird.

Die Kombination von Drehzahlregelung der Pumpe und Variation der Ventilstellung ermöglicht es, die in Tabelle 4.2 aufgeführten getesteten Durchflüsse zu erzielen.

Der Durchfluss im Primärkreislauf wird durch kombinierte Stellbefehle an eine frequenzgesteuerte Pumpe und ein Ventil reguliert. Der Durchfluss kann durch Auswahl einer von 8 verschiedenen ermittelten Pumpstufen angepasst werden. Der niedrigste Durchfluss von  $0,6 \text{ m}^3\text{h}^{-1}$  wird in der ersten Pumpstufe erzielt, der größte Durchfluss von  $6,6 \text{ m}^3\text{h}^{-1}$  in der achten (vgl. Tabelle 4.2).

### 4.3.2 Versuchsregelung und -steuerung

Ziel war es ein Programm zu entwerfen, das den Brandversuch überwacht, die Wärmeleistung misst und die Temperatur am Austritt des EAB auf eine Solltemperatur regelt sowie die dafür erforderlichen Geräte ansteuert. Das Programm muss die Erfassung aller Messwerte ermöglichen, die nicht über die vorhandene Infrastruktur des Brandprüfstands aufgezeichnet werden können. Die für die Regelungsaufgabe erforderlichen Sensoren müssen redundant ausgelegt werden, da eine Wiederholung des Versuchs zu aufwendig ist. Auf etwaige Probleme in der Regelung muss reagiert werden können, indem das Programm notfalls manuell gesteuert werden kann.

#### 4.3.2.1 Regelung der EAB-Austrittstemperatur

Die Regelung der Temperatur am EAB-Austritt erfolgt, indem der Massenstrom durch eine Änderung der Pumpstufe variiert wird. Ist die Ausgangstemperatur  $T_{\text{aus, ist}}$  zu hoch, muss der EAB schneller durchströmt werden. Ist die Temperatur zu niedrig, muss der EAB langsamer durchströmt werden. Ein genaues mathematisches Modell der Regelstrecke kann nicht erstellt werden, weil das Brandverhalten des Stoßdämpfers nicht bekannt ist und nicht klar ist welcher Wärmeeintrag in Form der Wärmeleistung über die Zeit in den EAB eingetragen wird. Die Wärmeleistung des brennenden Stoßdämpfers ist fluktuierend und nichtlinear. Durch Abschnitt 4.3.1.3 wurde aber gezeigt, dass der EAB sehr träge ist. Die Temperaturzeitantwort am EAB-Austritt auf eine Sprungantwort in der Wärmeleistung ist aperiodisch.

Somit stellt sich die Frage welcher Regler für diese Aufgabe am besten geeignet ist. Das vereinfachte Blockschaltbild des Regelkreises zeigt Abb. 4.10.

**Tabelle 4.2:** Ermittelter Durchflussmassenstrom für verschiedene Einstellungen von Pumpe und Ventil

Pumpstufe	Pumpstellung	Ventilstellung	Durchfluss
1	1200 Hz	27 %	0,6 m <sup>3</sup> h <sup>-1</sup>
2	1200 Hz	30 %	0,7 m <sup>3</sup> h <sup>-1</sup>
3	1200 Hz	33 %	1,0 m <sup>3</sup> h <sup>-1</sup>
4	1200 Hz	35 %	1,4 m <sup>3</sup> h <sup>-1</sup>
5	1200 Hz	50 %	2,3 m <sup>3</sup> h <sup>-1</sup>
6	1557 Hz	100 %	3,5 m <sup>3</sup> h <sup>-1</sup>
7	2277 Hz	100 %	5,2 m <sup>3</sup> h <sup>-1</sup>
8	2800 Hz	100 %	6,6 m <sup>3</sup> h <sup>-1</sup>

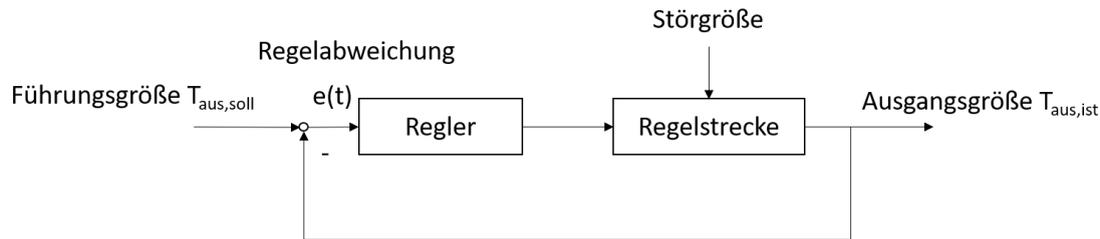


Abbildung 4.10: Blockschaltbild zur Regelung der EAB-Austrittstemperatur

## Reglerauswahl

Die einzusetzenden Regler lassen sich nach stetigem und unstetigem Regelverhalten unterteilen. Lässt sich ein stetiger Regler einsetzen und kann die Regelstrecke durch ein mathematisches Modell beschrieben werden, so ist der Einsatz von PID-Reglern oder Sonderformen sehr verbreitet. Die Auslegung dieser Regler erfolgt entweder durch empirische Reglereinstellverfahren wie z. B. nach Ziegler Nichols [87] oder bei bekanntem mathematischem Modell über grafische bzw. mathematische Stabilitätsbetrachtungen unter Verwendung der Übertragungsfunktion der Regelstrecke. Stetige Regler bieten sich für die Regelung der EAB-Austrittstemperatur deswegen nicht an, weil der Massendurchfluss nur stufenweise verändert werden kann. Ein unstetiger Regler ist erforderlich.

## Unstetige Regler

Obwohl die Pumpe und das Ventil nur unstetig geändert werden, wird sich die EAB-Temperatur bei einer Stellgrößenänderung aufgrund der Funktion des EAB als Energiespeicher stetig ändern.

Die Palette an unstetigen Reglern bietet u.a. Zweipunkt-, Dreipunkt- und Mehrpunktregler. Der Zweipunktregler kann in der Stellgröße nur zwischen 2 diskreten Zuständen unterscheiden – „Ein“ oder „Aus“. Ein Anwendungsbeispiel dafür ist ein Bimetallschalter, der einen Kühltisch mit nicht variabler Leistung steuert. Der Dreipunktregler besitzt 3 Schaltzustände – „Heizen“, „Kühlen“ oder „Stopp“. Ein Anwendungsbeispiel für den Dreipunktregler ist ein Klimaschrank mit Heiz- als auch Kühlfunktion. Dreipunktregler können aber auch so realisiert werden, dass anstelle einer Relaischaltung ein stetiges, bzw. stufenweises Ausgangssignal realisiert wird (vgl. [88]). Mit dem Dreipunktregler wäre es also möglich verschiedene Massenströme anzufahren.

Der Fuzzy-Regler, der mit unscharfen Mengen arbeitet ist ebenfalls ein nichtlinearer Regler. Die Funktionsweise des Fuzzy-Reglers wird im Folgenden erläutert.

## Fuzzyregler

Der Entwurf eines Fuzzyreglers erfolgt nach einer einheitlichen Struktur (Fuzzifizie-

nung, Fuzzy-Inferenz, Defuzzifizierung, vgl. z. B. [89]). Eingangsgrößen der Regelung wären z. B. die Austrittstemperatur des EAB und die vergangene Zeit seit dem letzten Pumpstufenwechsel (PSW). Diese Eingangsgrößen werden in der Fuzzy-Regelung als linguistische Variablen bezeichnet. Jeder linguistischen Variablen erfolgt die Zuordnung mehrerer Fuzzymengen wie z. B. der Fuzzymenge „Hohe Temperatur“ oder „Sehr hohe Temperatur“ mit spezifizierter Zugehörigkeitsfunktion. Eine Temperatur von  $86\text{ }^{\circ}\text{C}$  wird der Fuzzymenge „Hohe Temperatur“ dann zu 80 % zugeordnet, die Zugehörigkeit zur Menge „Sehr hohe Temperatur“ beträgt 20 %. Diese Art von Zuordnung eines scharfen Messwertes in Zugehörigkeitsgraden bezeichnet man als Fuzzifizierung.

Im zweiten Schritt wird die Regelbasis erstellt. Es werden Wenn-Dann-Regeln abgeleitet. Wenn die Temperatur hoch ist, dann öffnet sich das Ventil zu 80 %, wenn die Temperatur sehr hoch ist, dann öffnet es sich zu 100 %. Dadurch werden Stellbefehle für die Ausgangsgrößen abgeleitet. Im dritten Schritt, der Defuzzifizierung, werden aus diesen sich überlappenden Mengen und Stellbefehlen wiederum scharfe Aussagen abgeleitet. Die Temperatur  $86\text{ }^{\circ}\text{C}$  gehört zu 2 Fuzzymengen. Es wird also ein Stellbefehl abgeleitet, welcher einen aus beiden Mengen gewichteten Stellwert darstellt.

### **Resultierende Reglerstruktur**

Durch die Untersuchungen in Abschnitt 4.3.1.3 wurde die Regelstrecke analysiert. Die klassische Regelungstechnik eignet sich wegen fehlender mathematischer Modelle nicht. Die durchgeführten Rechnungen und die Kenntniss über die Systemträgheit ermöglichen aber das Aufstellen von Wenn-Dann-Regeln analog dem Entwurf eines Fuzzyreglers. Als Eingangsgrößen eignen sich die Temperatur am EAB-Austritt und die Zeit, die seit dem letzten PSW vergangen ist. Letztere dient dazu, ein ständiges Hin- und Herschalten in Übergangsbereichen zu vermeiden. Da die Temperatur am EAB-Austritt schwanken kann, wird ein Temperaturmittelwert der letzten 3 min betrachtet. Um den Regleralgorithmus einfach zu halten, soll der Prozess der Fuzzifizierung ausbleiben. Die Eingangsgröße Temperatur wird in 5 scharf getrennte Mengen geteilt, ohne dass Überlappung auftritt. Abb. 4.11 zeigt die Unterteilung der Temperatur in die Mengen sehr niedrig, niedrig, ideal, hoch und sehr hoch. Die Zeit seit Stellgrößenänderung wird unterteilt in  $< 3\text{ min}$ ,  $> 3\text{ min} \ \& \ < 6\text{ min}$  und  $> 6\text{ min}$ .

Wie beim Fuzzyregler werden nun Wenn-Dann-Regeln abgeleitet um die Pumpstufe zu ändern. Wenn die Temperatur niedrig ist und seit mehr als 3 min keine Stellgrößenänderung stattgefunden hat, dann soll die Pumpstufe von Stufe  $i$  auf Stufe  $i - 1$  reduziert werden. Eine Zusammenfassung dieser Regeln in Form des in Labview implementierten Algorithmus zur Stellgrößenänderung zeigt Abb. 4.12.

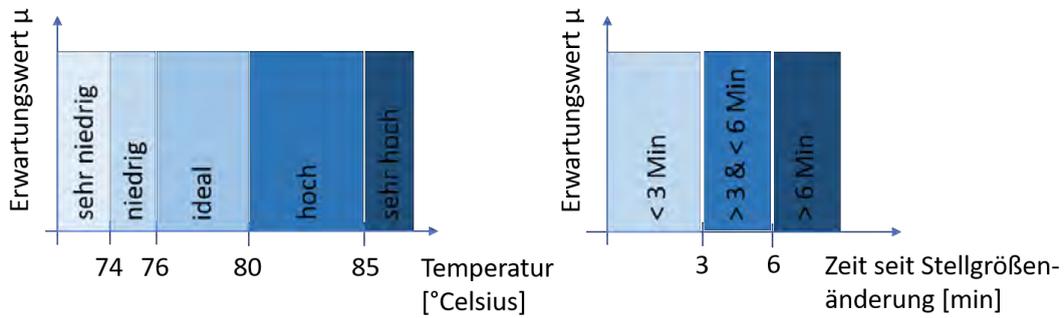


Abbildung 4.11: Fuzzymengen der Linguistischen Variablen Temperatur und Zeit seit Stellgrößenänderung

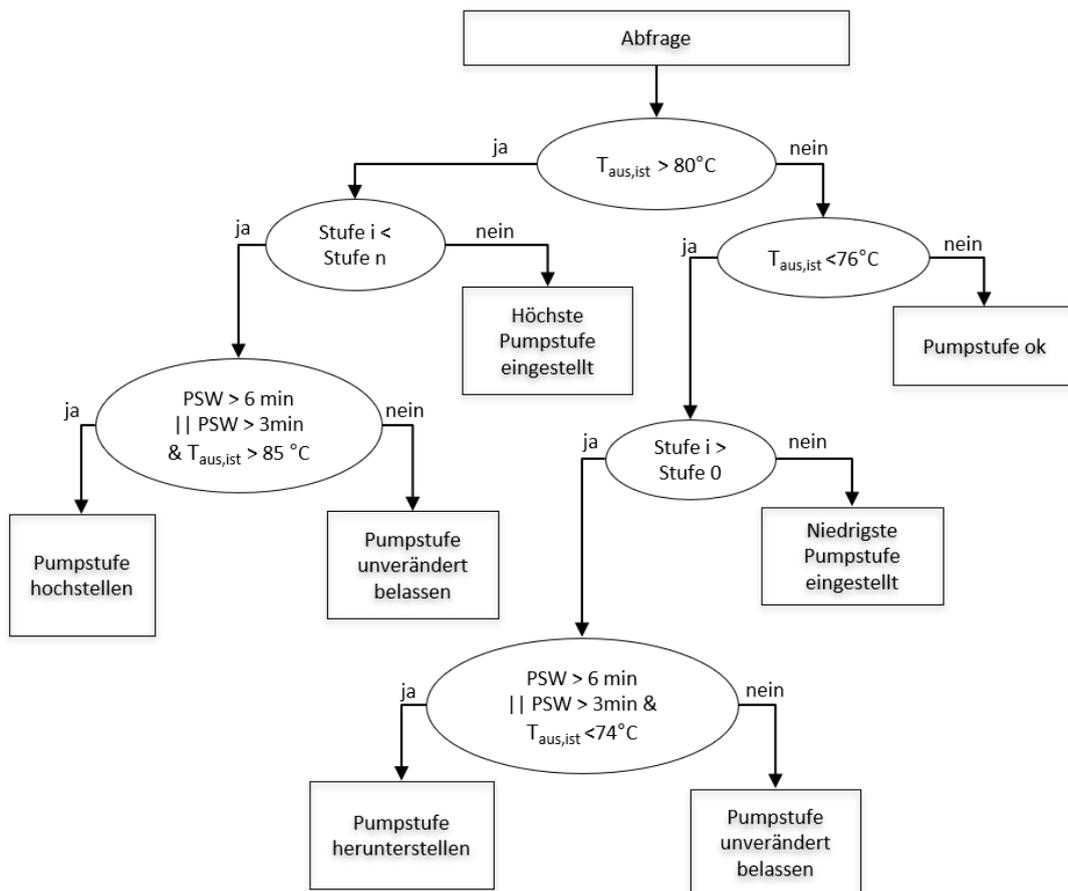


Abbildung 4.12: Regelungsalgorithmus für die EAB-Austrittstemperatur

#### 4.3.2.2 Labview-Programm zur Datenerfassung, Versuchsstandsteuerung und EAB-Austrittstemperaturregelung

Das Chassis der Serie cDaq-9171 [90] in Kombination mit dem Temperaturmessmodul NI-9216 [91] für Pt 100 RTDs wird zur Messung der Ein- und Ausgangstemperatur des EAB sowie der Temperaturen im EAB-Innern genutzt. Mit dem AD-Wandler NI-BNC-USB-6343 [92] wird das Analogsignal des Durchflussmessers erfasst und Ventil sowie Pumpe werden angesteuert.

Die Temperaturlaufzeichnung der Thermoelemente im Stoßdämpfer erfolgt über die vorhandenen Messleitungen des Brandprüfstands.

Nachfolgend sind die Ein- und Ausgabemöglichkeiten des Labview-Programms aufgeführt. Es gibt 4 Rubriken auf der Benutzeroberfläche des Labviewprogramms. Ein Screenshot der Benutzeroberfläche befindet sich im Anhang (vgl. Abb. A.8).

Kanaleinstellungen:

- Einstellung der Datenerfassung und -ausgabe.

Allgemeine Einstellungen:

- Arraylänge (Anzahl der Messwerte aus denen die Wärmeleistung gemittelt wird),
- Absolutwert der Ausgangstemperatur am EAB  $T_{\text{aus,soll}} = 80\text{ °C}$  und
- Auswahl des Sensors  $T_{\text{aus,1}}$ ,  $T_{\text{aus,2}}$  im Fall eines Sensorausfalls.

Bedieneingaben:

- Umschaltmöglichkeit auf manuelle Schaltung (bei Fehler im Programm),
- Manuelle Auswahl der Pumpstufe und
- Starten und Beenden der Messung.

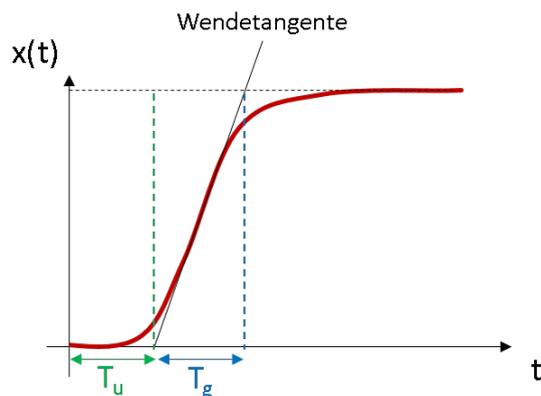
Kontrollwerte:

- Wärmeleistung,
- Ein- und Ausgangstemperatur am EAB  $T_{\text{ein,1,2}}$ ,  $T_{\text{aus,1,2}}$ ,
- Temperaturverteilung im EAB,
- Anzeige des momentanen Durchflusses,
- Anzeige der momentanen Pumpstufe und
- Vergangene Zeit seit Zündung des externen Feuers.

#### 4.3.2.3 Regelung der EAB-Eintrittstemperatur

Der Strömungserhitzer wird in Kombination mit einem Jumo Dicon Touch Regler [83] betrieben. Als Regler soll ein stetiger PID-Regler genutzt werden, welcher eine hohe Genauigkeit erreicht. Der zur Regelung genutzte Temperaturfühler ist im Strömungserhitzer verbaut. Bei der Regelstrecke handelt es sich um eine Regelstrecke höherer Ordnung mit Totzeit. Die Regelstrecke ändert sich abhängig vom Massenstrom und erfordert für jede Pumpstufe unterschiedliche Reglerparameter. Zur Bestimmung der Reglerparameter wird ein heuristisches Reglereinstellverfahren genutzt. Allgemein verbreitet sind das Stabilitätsrandverfahren oder die Regelstreckencharakterisierung durch die Streckensprungantwort. Die Reglerparameter ergeben sich anhand der Einstellregeln von Ziegler und Nichols [87]. Alternativ hätten auch die Einstellregeln von Chien, Hrones und

Reswick [93] eingesetzt werden können, welche später entwickelt und bezüglich Mehrspeicherstrecken optimiert wurden. Die einzelnen PID-Glieder berechnen sich beim Stabilitätsrandverfahren aus den charakteristischen Größen der Sprungantwort – der Verzugszeit  $T_u$  und Ausgleichszeit  $T_g$  (vgl. Abb. 4.13). Die Sprungantwort der Temperatur



**Abbildung 4.13:** Charakteristische Größen der Mehrspeicherstreckensprungantwort

im Strömungserhitzer variiert abhängig von der eingestellten Pumpstufe relativ stark, weshalb für jede Pumpstufe die Sprungantwort charakterisiert werden muss.

In [94] werden 3 Schwierigkeitsgrade einer Strecke unterschieden. Für eine Mehrspeicherstrecke berechnet sich dieser als Quotient aus den die Sprungantwort charakterisierenden Größen – Verzugszeit und Ausgleichszeit. Die Regelstrecke wird in allen Pumpstufen als mittelschwere Strecke charakterisiert, was bedeutet, dass die Regelung möglich ist.

Der Jumo Dicon Touch bietet die Möglichkeit die PID-Glieder des Reglers einzustellen, um so eine sehr genaue Temperaturregelung zu erzielen. Mithilfe des Reglereinstellverfahrens über die Sprungantwort wurden die PID-Glieder für alle Pumpstufen ermittelt und eingestellt.

## 4.4 Versuchsaufbau und Durchführung

### 4.4.1 Anfertigung des Versuchsstoßdämpfers

In diesem Teil wird die Stoßdämpfergeometrie in Abschnitt 4.4.1.1 und die aus der mechanischen Prüfung (Abschnitt 2.1.5) resultierenden gewählten Vorschädigungen in Abschnitt 4.4.1.2 aufgezeigt. Die Vorschädigungen wurden als exemplarische Schadstellen in die Stoßdämpferstruktur eingebracht. Reale Fallversuche wurden nicht durchgeführt.

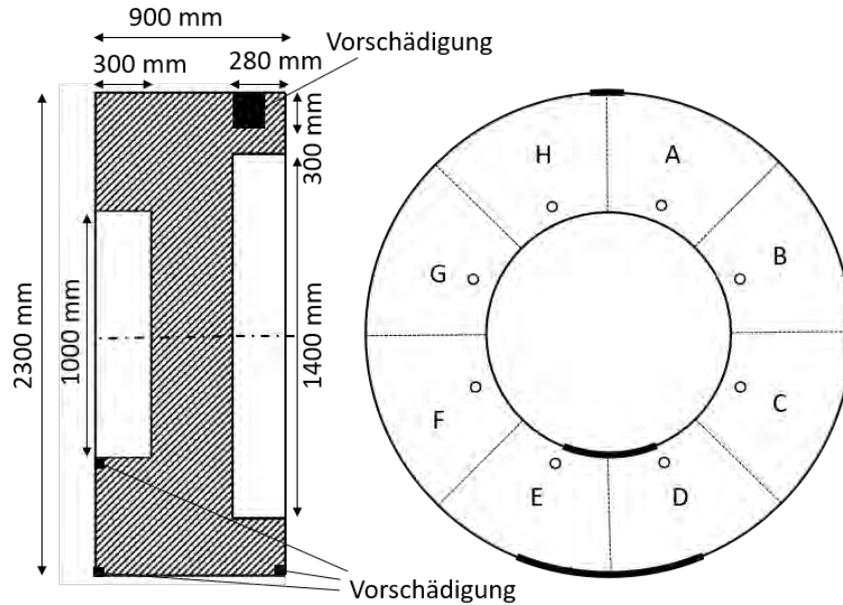
In Abschnitt 4.4.1.3 wird die messtechnische Instrumentierung des Stoßdämpfers beschrieben.

#### 4.4.1.1 Aufbau des Stoßdämpfers

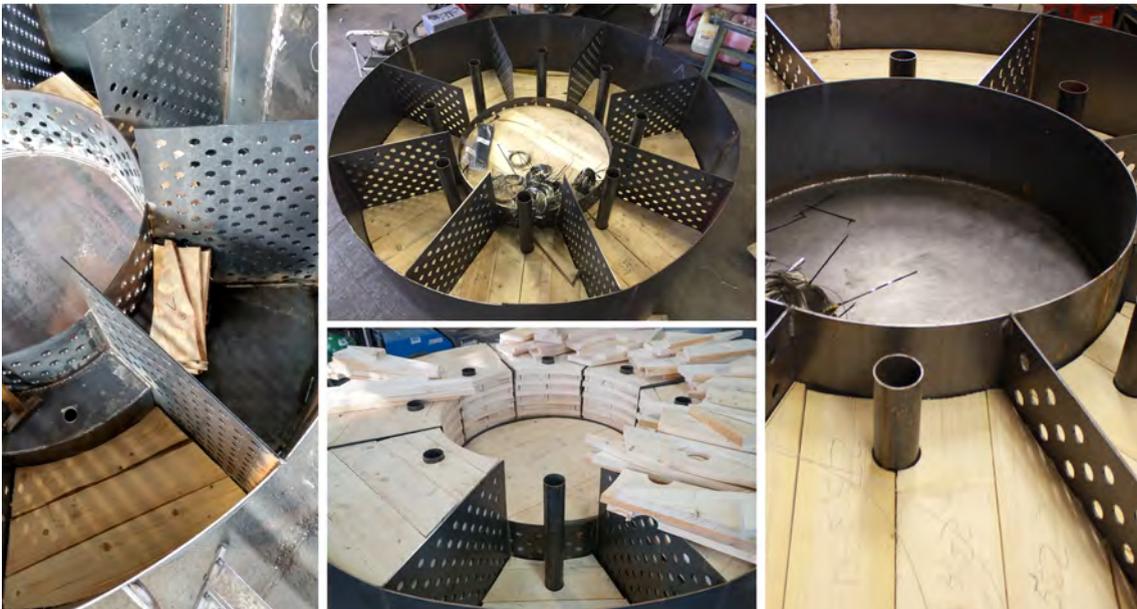
Stoßdämpfer weisen im Allgemeinen eine runde, achteckige oder quadratische Form auf. Die in Deutschland weit verbreitete Bauform ist ein rundes Stoßdämpferdesign, weshalb dieses gewählt worden ist. Die Maße des runden Stoßdämpfers betragen 2300 mm im Durchmesser und 900 mm in der Tiefe. Das Stahlblech hat eine Dicke von 5 mm. Der Stoßdämpfer hat zylinderförmige Ausnehmungen an der jeweiligen Stoßdämpferaußenseite (vgl. Abb. 4.14). Die Ausnehmung, an der der Stoßdämpfer auf den Behälter (vgl. Abb. 2.1) montiert wird, hat einen Durchmesser von 1400 mm und ist 280 mm tief. Die Ausnehmung an der Stoßdämpferaußenseite misst 1000 mm im Durchmesser und 300 mm in der Tiefe. Der Stoßdämpfer ist unterteilt in 9 Holzsegmente (Kreissektorsegmente A-H und Mittensegment), welche durch Versteifungslochbleche aus Stahl separiert sind. Der Stoßdämpferaufbau im Innern ist in Abb. 4.15 zu sehen. In Abb. 4.15, links ist der Stoßdämpfer noch nicht mit Holz gefüllt, sodass die innere Struktur des Stoßdämpfers gut ersichtlich ist. Auf den 3 rechten Fotos sind die Durchführungen für 8 Schrauben, mit denen der Stoßdämpfer befestigt wird, zu sehen. Für den Stoßdämpferbrandversuch wird der Stoßdämpfer nicht am Behälter befestigt, sondern am Energieaufnahmebehälter (EAB), was in späteren Abschnitten beschrieben wird.

Die Holzfüllung des Stoßdämpfers besteht aus Fichtenholzbrettern mit einer Dicke von 30 mm. Die Holzfasern in 2 übereinander liegenden Holzbretterschichten sind orthogonal zueinander ausgerichtet. Der Feuchtegehalt im Fichtenholz wurde umfangreich messtechnisch bestimmt und beträgt 9 – 14 % [95]. Ziel war eine Spaltbreite von 2 – 8 mm zwischen Holz und Stahlblech, die aber fertigungstechnisch nicht ohne immensen Aufwand eingehalten werden konnte, u. a. auch deswegen weil der Stoßdämpfer nicht kreisrund war und sich etwas verzogen hatte, sodass die Form jedes Einzelsegments etwas variierte. Die Spaltbreite betrug deswegen teils bis zu 15 mm, wohingegen das Holz an anderen Stellen wiederum passgenau verlegt wurde. Damit das Holz beim Verschweißen des Stoßdämpferdeckels nicht in Brand gerät, wurde das Holz an den Schweißnähten zwischen Deckel und Stoßdämpfer mit Glasfasermatten geschützt.

Der fertige Stoßdämpfer hat eine Masse von 2410 kg. Die Leermasse des Stoßdämpfers beträgt dabei 1190 kg, die Holzmasse beträgt 1220 kg.



**Abbildung 4.14:** Stoßdämpfermaße und Position der Stoßdämpfervorschädigungen



**Abbildung 4.15:** Stoßdämpferzusammenbau: Stoßdämpfer ohne Holzfüllung (links), Instrumentierung des Stoßdämpfers mit Thermoelementen (mittig), Stoßdämpfer mit Holzfüllung und verschweißtem Deckel auf dem Mittensegment (rechts)

#### 4.4.1.2 Auswahl der Vorschädigungen

Grundlage für die Sicherheitsbegutachtung des Behälters ist das IAEA-Regelwerk in Form des SSR-6 [12] und des SSG 26 [16]. In Abschnitt 2.1.4 und 2.1.5 wurden die Prüfbedingungen in Form einer mechanischen Prüfsequenz beschrieben. Typische Schädigungsmuster aus Fallversuchen sollen in den Versuchsstoßdämpfer eingebracht werden.

Diese werden so ausgewählt, dass sie aus den im Regelwerk vorgeschrieben Fallversuchen resultieren und typischen Schädigungsmustern aus durchgeführten Fallversuchen entsprechen. Ziel ist es, eine Schädigung in die Stoßdämpferstruktur einzubringen, die der Realität entspricht.

Die Untersuchung zahlreicher mechanischer Schädigungen unterschiedlicher an der BAM geprüfter Behälterkonfigurationen ermöglichte die Ableitung einer Beispielschädigung des Versuchsstoßdämpfers. Der erste Falltest nach § 727 SSR-6 [12] ist in verschiedenen Behälterpositionen möglich (Slap-down-, Vertikal-, Horizontal- oder deckel- oder boden-seitiger Flachfall). Die Beschädigung eines achteckigen Stoßdämpfers nach dem Horizontalfall ist in [96] abgebildet. Die Schweißnähte an den Stoßdämpferaußenseiten sind während des Falls auf das unnachgiebige Fundament aufgeplatzt, besonders in den Bereichen, die auf dem Fundament auftrafen. Aber auch an anderen Außenseiten deformierte sich die Stoßdämpferhülle an den Oberflächen (vgl. Abb. 4.16). Eine beschädigte Stoßdämpferhülle nach dem Horizontalfall ist in [97] abgebildet. Hier wurde ein Behälter mit kreisrundem Stoßdämpfer einem Falltest unterzogen. Die Schädigung des Stoßdämpfers ist ähnlich. Das Aufplatzen der Schweißnähte ist ein häufig auftretendes Schädigungsbild dieser Stoßdämpfer.

Der zweite durchzuführende Falltest nach § 727, bei dem der Stoßdämpfer auf einen Dorn



**Abbildung 4.16:** Beschädigungen am CONSTOR-Behälter nach dem 9m-Fall, Aufnahme des Fachbereichs 3.3 (Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung)

mit 150 mm Durchmesser auftrifft, verursacht das Durchstanzen der Stoßdämpferhülle an der Aufprallfläche und die Kompression des dahinter liegenden geschichteten Holzes an dieser Stelle.

Die Beschädigungen der Struktur resultieren aus dem Behälterfall aus 9 m Höhe und dem Dornfall (vgl. Abschnitt 2.1.5). Die in diesem Abschnitt gezeigte Darstellung von Beschädigungen in der Stoßdämpferstruktur ließ folgendes Schädigungsmuster des Versuchsstoßdämpfers ableiten: Der Stoßdämpfer wurde mit 3 Schadstellen, die jeweils eine aufgeplatzte Schweißnaht imitieren sowie einer Dornlochschädigung, welche an der Stoßdämpferoberseite platziert wurde, versehen. Das Holz hinter der aus der Dornschädigung resultierenden Öffnung in der Stoßdämpferhülle wurde in zylindrischer Form entfernt. Alle 3 imitierten aufgeplatzten Schweißnähte sind mit 20 mm Breite und der Länge eines Achtelumfangs angenommen. Die gewählte Stoßdämpferschädigung ist in den Abb. 4.14 und 4.17 abgebildet.

Mit diesem Schadensmuster soll § 727, der vorschreibt, dass die mechanischen Tests so



**Abbildung 4.17:** Stoßdämpferbeschädigungen nach der Feuerphase: simulierte aufgeplatzte Schweißnähte (links und mittig), Dornloch (rechts)

durchgeführt werden, dass daraus maximale thermische Schädigung des Stoßdämpfers erfolgt, umgesetzt werden. Dabei ist die gewählte Schadstellenkonfiguration nur eine Annahme für die maximale Schädigung. Beabsichtigt war die Realisierung eines Kamineffektes in den unteren Segmenten D und E, realisiert durch die 2 simulierten aufgeplatzten Schweißnähte im unteren und oberen Bereich dieser beiden Segmente. Die weitere Brandausbreitung sollte durch einen zweiten Kamineffekt im oberen Stoßdämpferbereich in den Segmenten A und H durch eine Dornlochbeschädigung, welche die Abfuhr der Brenngase ermöglicht (siehe Abb. 4.14) und durch den Initialbrand in den Segmenten D und E realisiert werden.

Ziel war es, eine schnelle Brandausbreitung in den temperatursensiblen Deckeldichtbereich zu erzielen.

#### 4.4.1.3 Messtechnische Instrumentierung des Stoßdämpfers

Der Stoßdämpfer wurde mit 54 Thermoelementen im Stoßdämpferinnern instrumentiert, die sich in 4 verschiedenen äquidistanten Lagen und einer weiteren Lage an der dem Behälter zugewandten Stoßdämpferinnenseite befanden (vgl. Anhang: Lagenübersicht und Thermoelementlage A-A in Abb. A.2, Thermoelementlage B-B und C-C in Abb.

A.3, Thermoelementlage D-D und E-E in Abb. A.4 sowie die übrigen Thermoelemente in Abb. A.5). Die Thermoelemente wurden an der oberen aufgeplatzten Schweißnaht von Segment D und E in den Stoßdämpfer eingeführt. Im Stoßdämpfer wurden Kanäle mit der Fräskopfbreite einer bzw. mehrerer Thermoelemente ausgefräst, durch die die Thermoelementleitungen verlegt worden sind, um die Messspitze des Thermoelements bis zum Messort zu verlegen. Die Leitungen wurden am Fichtenholz mithilfe eines Heftgerätes appliziert (vgl. Abb. 4.18) um die Entstehung von Hohlräumen zu vermeiden. Am Messort wurde die Thermoelementspitze in 15 mm Holztiefe versenkt. Damit soll



*Abbildung 4.18: Verlegen der Thermoelementleitungen durch gefräste Holzbahnen und Befestigung mit Tackernadeln*

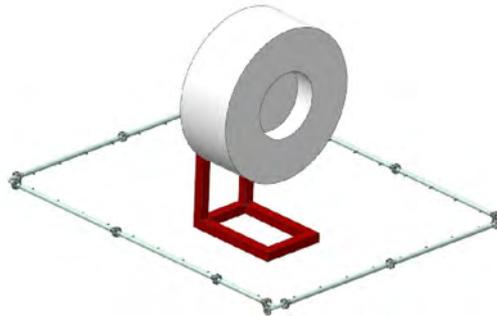
sichergestellt werden, dass das Thermoelement die lokale Temperatur misst und nicht durch durchströmende Gase beeinflusst wird. Alle gefrästen Leitungsbahnen wurden in dem Bereich, in dem die Thermoelemente in der Holzlage versenkt wurden, mit feuerfestem Ofenkitt aufgefüllt und abgedichtet. Bei der Messung von Oberflächentemperaturen wurden die 1,5 mm dicken Thermoelemente auf dem Stahlblech aufgelegt und mithilfe eines Drahtes, der durch ein Punktschweißgerät angebracht wurde, fixiert (vgl. Abb. 3.2).

#### 4.4.2 Versuchsaufbau auf dem Brandprüfstand

Der Stoßdämpfergroßbrandversuch wird ebenfalls auf dem propangasbefeuernten Teststand auf dem BAM Testgelände Technische Sicherheit (TTS) durchgeführt. Da sich der Behälter nach dem IAEA-Regelwerk in ca. 1 m Höhe über dem Boden befinden soll, wurde ein Gestell zur Aufhängung des Stoßdämpfers über dem Boden angefertigt. Das Gestell besteht aus dem Stahlgerüst zur Lastaufnahme und dem EAB, mit dem der Stoßdämpfer verschraubt wird. Der EAB ersetzt den im Transportszenario an den Stoßdämpfer angrenzenden Behälter. Den Brennerring des Brandprüfstands zeigt Abb. 4.19, links. Dieser hat die Maße 4000 \* 5000 mm. Der Brandprüfstand ist von Windschutzblechen umgeben (vgl. Abb. 4.20). Die Brennerringgröße und die Anzahl der mit Gas durchströmten Düsen wurden an die Stoßdämpfergeometrie so angepasst, dass die erforderliche

Feuerüberlappung des Prüfkörpers eingehalten wird.

Mittig im Brennerring wird der Stoßdämpfer positioniert (vgl. Abb. 4.19, rechts und Abb. 4.21).



**Abbildung 4.19:** Brennerring (links), Anordnung des Versuchsaufbaus innerhalb des Brennerrings für den Stoßdämpfergroßbrandversuch (rechts)



**Abbildung 4.20:** Stoßdämpfergroßbrandversuch auf dem propangasbefeuelten Prüfstand



**Abbildung 4.21:** Stoßdämpfergroßbrandversuchsaufbau

### 4.4.3 Versuchsdurchführung

Die technischen Anforderungen für die thermische Prüfung sind im Regelwerk der IAEA für ein Kohlenwasserstoffluftfeuer mit 30 min Dauer definiert (vgl. Abschnitt 2.1.6). Die Versuchsabfolge für den hier durchgeführten Brandversuch wurde in diesem Abschnitt beschrieben.

Der Großbrandversuch fand Mitte Oktober 2017 statt. Die Wetterbedingungen waren sonnig, trocken und die Temperatur betrug 16–20 °C. Der Wind war mit im Mittel  $0,3 \text{ ms}^{-1}$  sehr gering. Die geforderte Umgebungstemperatur von 38 °C konnte aufgrund der geringen Außentemperaturen vor Versuchsbeginn nicht erreicht werden, trotzdem der EAB bereits 24 h vorab von 70 °C warmen Wasser durchströmt wurde. Dies beeinträchtigt den Versuch insoweit, dass eine Initiation des Holzbrandes erschwert wird, da höhere Temperaturen den Brandprozess noch mehr begünstigen würden.

Zu Beginn des Brandversuchs befanden sich die Zuleitungen des EAB kurzzeitig im Kühlwasser des Brandprüfstands weshalb die EAB-Eintrittstemperatur stark gesunken ist. Dieser Zustand wurde gleich zu Beginn behoben, sodass sich die geplante Behältereingangstemperatur einstellte.

Nach der 30-minütigen externen Feuerphase (vgl. Abb. 4.20 und 4.22, links) entzündete sich der Stoßdämpfer.



*Abbildung 4.22: Stoßdämpfer während des Brandversuchs: Beflammung des Stoßdämpfers während des Propangasfeuers (links) und Stoßdämpfer nach Einwirkung des äußeren Feuers (mittig und rechts)*

## 4.5 Ergebnisse des Großbrandversuchs

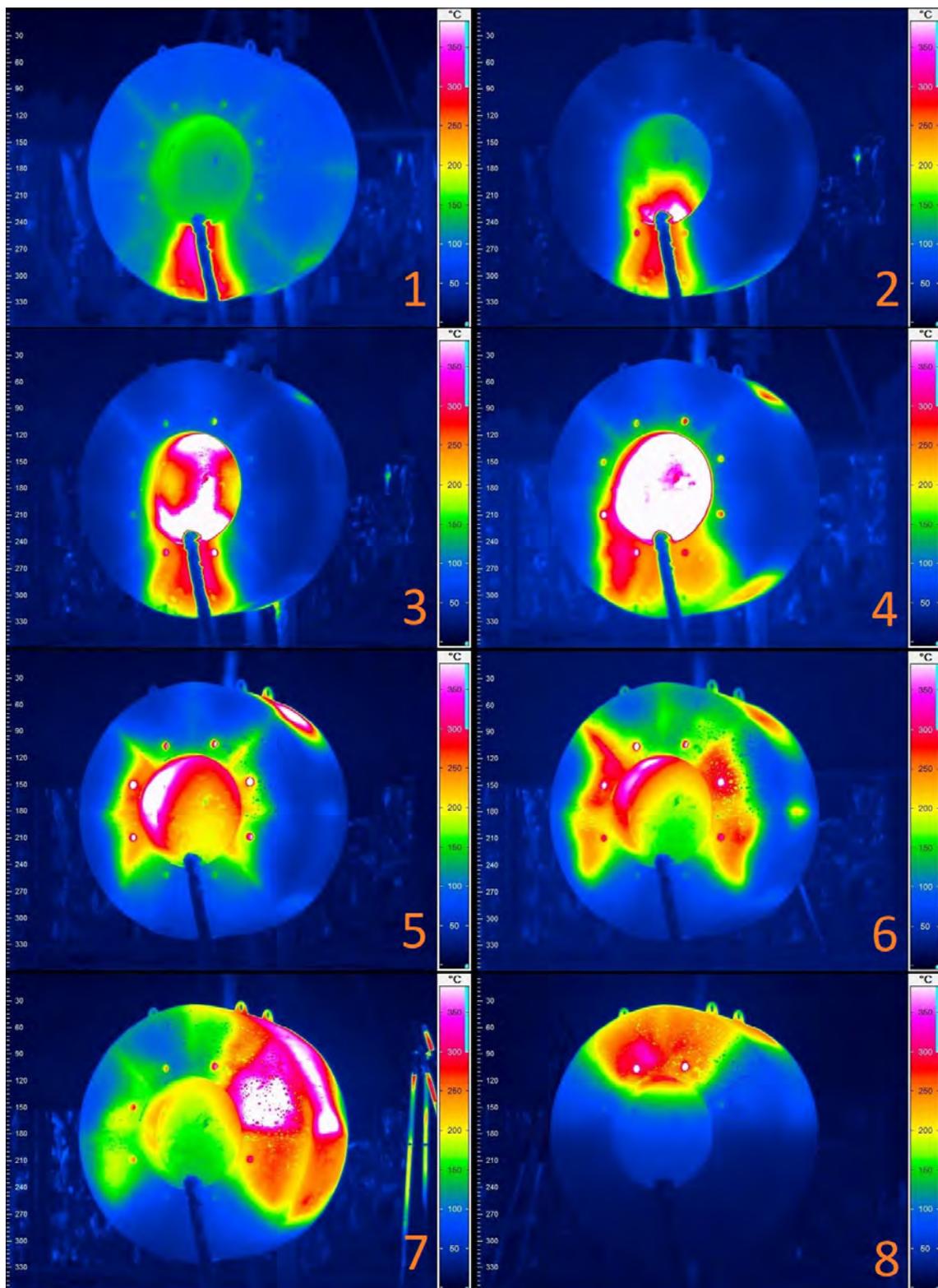
In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse des Stoßdämpferbrandversuchs dargestellt. Im ersten Abschnitt 4.5.1 wird der Brandverlauf beschrieben und im zweiten Abschnitt 4.5.2 die Wärmeleistung berechnet.

### 4.5.1 Brandverlauf

Während der 30-minütigen externen Feuerphase erreichten die gemessenen Stahltemperaturen in den Segmenten B und G (stoßdämpferinnenseitig) Maximalwerte von etwa 730 °C (vgl. Thermoelement S28, S78 in Abb. A.16, A.17). Die Temperaturen an der kreisförmigen Stoßdämpferaußenseite betrugen maximal bis zu 840 °C. Nach Abschaltung des Propangasfeuers fielen die an den meisten Thermoelementen gemessenen Temperaturen stark ab. Pyrolysegase entwichen aus allen Stoßdämpferöffnungen, aus den unteren Stoßdämpferöffnungen schlugen Flammen (vgl. Abb. 4.22, mittig unten).

Nach Abschaltung des Propangasfeuers wurden zusätzlich thermografische Aufnahmen des Abbrandprozesses durch eine Infrarotkamera aufgenommen. In Abb. 4.23 sind die thermografischen Aufnahmen in chronologischer Abfolge dargestellt. Die Thermokamera wurde mit dem Thermoelement  $T_{\text{kal}}$  kalibriert. Zusammen mit den örtlich gemessenen Temperaturen durch Thermoelemente im Innern des Stoßdämpfers ergibt sich ein detailliertes Bild des Brandgeschehens. Die Messdaten, der nicht hier abgebildeten Thermoelemente, befinden sich im Anhang A.6.

Der Brandprozess im Stoßdämpfer entzündete sich zuerst in den beiden unteren Stoßdämpfersegmenten D und E (vgl. Abb. 4.14). Dieser Verlauf wurde erwartet, da hier 3 Beschädigungen in die Stoßdämpferhülle eingebracht worden sind. Die Temperatur von Thermoelement 53 steigt bereits nach 3 h auf ca. 600 °C an. Im Bereich der Dornlochschädigung ist ein deutlicher Temperaturanstieg nach 10 h zu verzeichnen. Das Thermoelement 31 (Abb. A.12) steigt hier nach 10 h auf 800 °C an. Das Thermoelement 11 steigt nach 12 h auf 300 °C an. Der Brand in den oberen Segmenten A und H findet anfangs offenbar sehr lokal in der Umgebung der Schadstelle statt. Die Temperatur in unmittelbarer Nähe der Schadstelle steigt noch nicht an (vgl. z.B. Thermoelement 51). In den Thermografieaufnahmen ist zu diesem Zeitpunkt ebenfalls noch kein Temperaturanstieg zu sehen. Aus den unteren Segmenten breitet sich der Brand offenbar ins mittlere Segment aus. Nach ca. 13 h hat sich die aus Segment D und E kommende Flammenfront bis an die Oberseite des Mittensegments durchgearbeitet. Zuerst stieg im Mittensegment die Temperatur des Thermoelements 3A an, das am weitesten unten angebracht wurde. Dann stiegen der Reihe nach die Werte der anderen Thermoelemente 3B, 3C, 3D und 3E an



*Abbildung 4.23: Infrarotbildaufnahmen der Außenseite des brennenden Stoßdämpfers in 10-Stunden-Sequenzen; beginnend etwa 1 h nach der externen Feuerphase*

(vgl. Abb. 4.25). Das stimmt überein mit den thermografischen Aufnahmen. Nach 10 h betragen die Temperaturen an der Außenseite des Mittensegments im unteren Drittel

bereits bis zu 400 °C. Den thermografischen Aufnahmen zufolge fällt die Temperatur im Mittensegment 30 h nach Brandbeginn. An den Thermoelementen ist hier ebenfalls ein starker Abfall zu sehen. Die Temperatur fällt nach ca. 35 h auf unter 500 °C und nimmt bis auf einen kurzen Zeitraum bei 60 h monoton ab (vgl. Abb. A.15).

Vom Mittensegment breitet sich der Brand relativ symmetrisch in die Seitenbereiche des Stoßdämpfers (Segment B,C,F und G) aus. Die Temperaturaufzeichnungen durch die Thermoelemente besagen, dass der Brandschwerpunkt in Segment B bei 55 – 65 Stunden nach Brandbeginn liegt. Der Brandschwerpunkt im Bereich G liegt bei 60 – 70 Stunden nach Brandbeginn. Dies stimmt mit den Infrarotbildaufnahmen überein. Der Temperaturanstieg im linken Bereich des Stoßdämpfers (Segment G) erfolgt etwas früher als im rechten Teil des Stoßdämpfers.

Zuletzt brennen die beiden oberen Segmente A und H vollständig aus. Thermoelement 11 und 51 zeigen hier bei ca. 70 h Höchstwerte von 900 °C. In den Thermografieaufnahmen befindet sich hier ebenfalls das Temperaturmaximum. Es ist davon auszugehen, dass ein Großteil des Stoßdämpfers nachdem sich das Feuer einen Weg durch das ganze Innensegment gebahnt hat, flammend abbrannte (genügend Sauerstoffzufuhr war dann vorhanden). Eine fotografische Aufnahme vom flammenden Abbrand zeigt Abb. 4.24.



*Abbildung 4.24: Stoßdämpferbrandaufnahme in den Segmenten A und H durch das Dornloch fotografiert*

#### 4.5.1.1 Untersuchung des Brandverhaltens

Aufgrund von Voruntersuchungen wurde ein Schwelbrandverhalten erwartet, sollte der Stoßdämpfer durch das Propangasfeuer entzündet werden. Diese Annahme basierte auf Tests von mit Fichtenholz gefüllten zylinderförmigen Probekörpern aus dünnem Blech mit einem Volumen von 0,03 m<sup>3</sup>, die an der BAM durchgeführt worden sind [4]. Während dieser Tests wurden Spitzentemperaturen von bis zu 600 °C erreicht. Die Abbrandgeschwindigkeit konnte mit in Probekörperlängsrichtung platzierten Thermoelementen auf bis zu 13 ± 2,5 mmh<sup>-1</sup> bestimmt werden. Dieser Wert entspricht den in der Literatur

angegebenen Geschwindigkeiten von Schwelbränden (vgl. [45, 46]).

Die Abbrandgeschwindigkeit bezeichnet das zeitliche Voranschreiten des Abbrandes in zurückgelegter Strecke pro Zeit. Nach DIN EN 1995-1-2:2010-12 [63] ist sie als Grenzlinie zwischen der Kohleschicht und dem verbleibenden Restquerschnitt definiert. Zur Messung der Abbrandgeschwindigkeit gibt es verschiedene Methoden. In [31] wird die Abbrandgeschwindigkeit gemessen, indem die Breite des verbrannten Bereichs nach dem Abbrandversuch ermittelt wird und durch die Dauer der Brandbelastung dividiert wird. In [98] wie hier wird die Brandgeschwindigkeit ermittelt, indem aus dem örtlichen Abstand von 2 Thermoelementen und der Zeit eine Geschwindigkeit  $v$  bestimmt wird. Hier muss darauf geachtet werden, dass die Bezugstemperatur im Bereich des linearen Temperaturanstiegs zwischen 200 – 400 °C liegt, wobei hier das Maximum in der Steigung der Temperatur-Zeitkurve zwischen 200 – 400 °C gewählt wurde:

$$v = \frac{\text{Abstand TE1-TE2}}{t(\max(\frac{dT}{dt})_{\text{TE1}}) - t(\max(\frac{dT}{dt})_{\text{TE2}})}$$

Die Verbrennung erfolgte mit Geschwindigkeiten von  $97 \text{ mmh}^{-1} \pm 25\%$  bei Betrachtung unterschiedlicher Thermoelemente (vgl. Abb. 4.25).

Der gesamte Inhalt des Stoßdämpfers verbrannte in etwa 3 Tagen. Nach Öffnung des

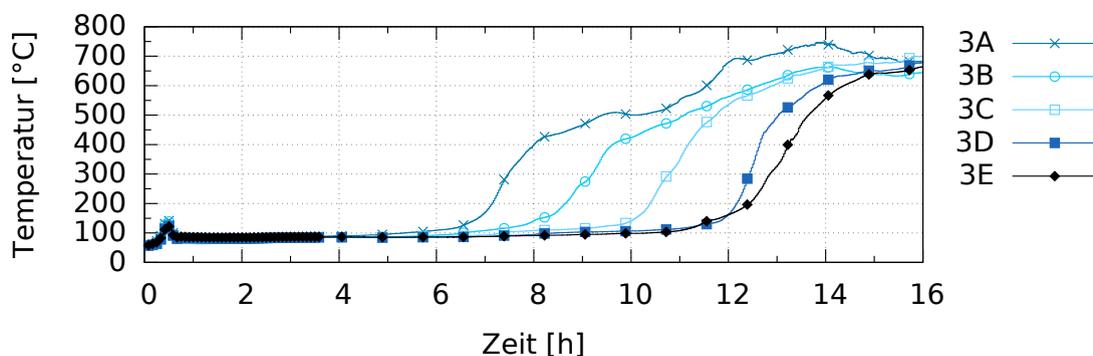


Abbildung 4.25: Temperaturentwicklung im Innensegment des Stoßdämpfers

Stoßdämpfers befanden sich keinerlei unverbrannte Holzrückstände mehr darin – es war nur noch Asche übrig (Abb. 4.26, vgl. auch mit [99]).

#### 4.5.2 Bestimmung der Wärmeleistung

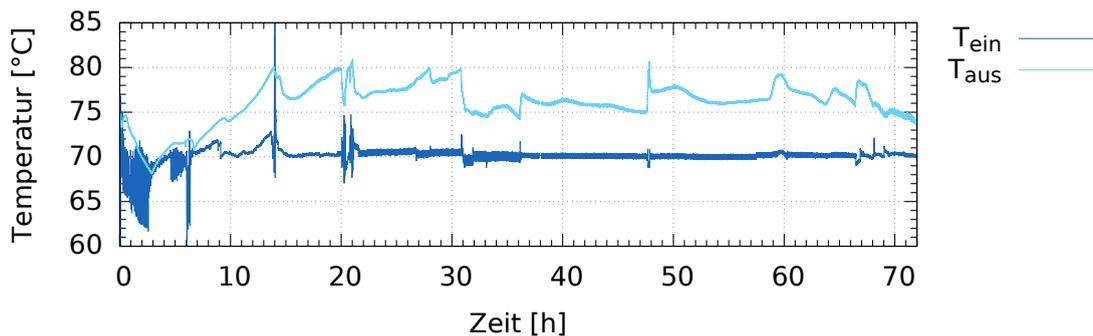
In den Unterpunkten 4.5.2.1, 4.5.2.2 werden die für die Ermittlung der Wärmeleistung gemessenen Größen dargestellt und in 4.5.2.3 die Wärmeverluste berechnet, um in 4.5.2.4 die Wärmeleistung zu bestimmen.



**Abbildung 4.26:** Segment A (links) und Segment E (rechts) nach Versuchsende; der Stoßdämpfer wurde mit einem Plasmaschneidgerät geöffnet

#### 4.5.2.1 Temperaturmessung zwecks Wärmeleistungsbestimmung

An Ein- und Auslass des EAB wurden die Temperaturen zwecks Bestimmung der resultierenden Wärmeleistung gemessen (vgl. Abb. 4.27). Aus Redundanzgründen sind hier je-



**Abbildung 4.27:** Gemessene Temperaturen an Ein- und Austritt des EAB

weils 2 Temperatursensoren platziert worden. Aufgrund der höheren Genauigkeit gegenüber Thermoelementen wurden Widerstandsthermometer ausgewählt (vgl. Abschnitt 3.1.3). Die Widerstandsthermometer wurden in der Mitte der Rohre etwa 300 mm vor und hinter dem EAB angebracht (vgl. Abb. 4.28).

#### Auswahl der Temperatursensoren

Als Sensormaterial wurden Platin-Widerstandsthermometer des Typs Pt 100 aufgrund ihres reversiblen Widerstands-Temperaturverhaltens ausgewählt (vgl. Abschnitt 3.1.1). Ein expliziter Vergleich von Thermoelement und Widerstandsthermometer bei einer Temperaturmessung im Bereich von 80 °C verdeutlicht den Genauigkeitsunterschied. Das geeignetste Thermoelement für den Temperaturbereich wäre ein Thermoelement des Typs T bestehend aus den Leitermaterialien aus Kupfer und Constantan. Das Ther-

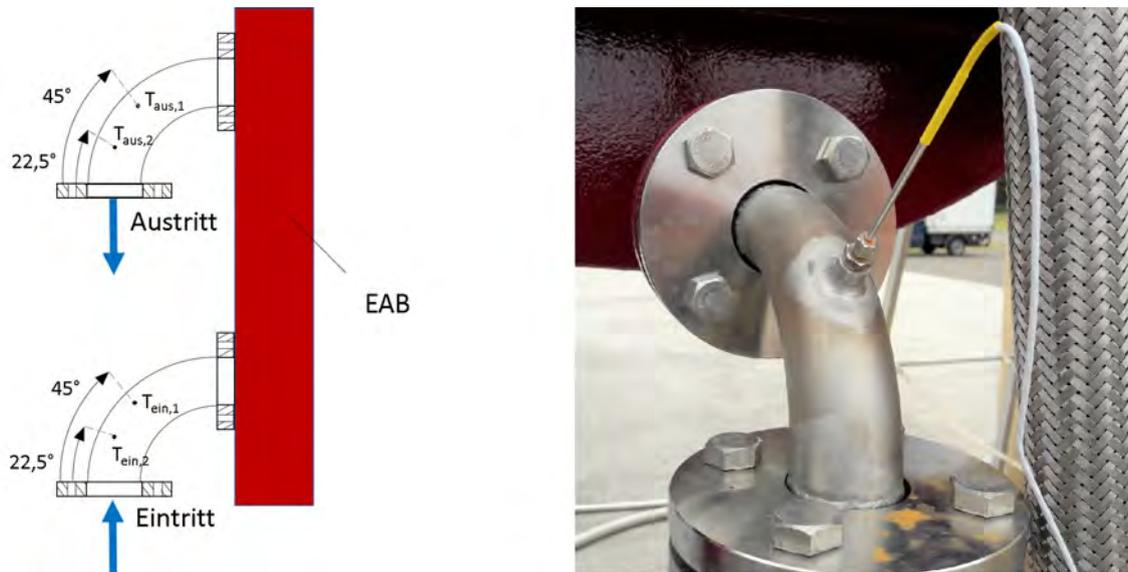


Abbildung 4.28: Positionierung der Temperatursensoren zur Differenztemperaturmessung

moelement hat bei  $80\text{ }^{\circ}\text{C}$  eine Genauigkeit von  $\pm 0,5\text{ K}$  in der höchsten Genauigkeitsklasse AA (vgl. [71]), wohingegen ein Widerstandsthermometer eine Genauigkeit von  $0,24\text{ K}$  erzielt (vgl. [70]). Da bei der Temperaturmessung im Wasser nur sehr geringe Temperaturschwankungen gemessen werden, ist eine hohe Messgenauigkeit entscheidend. Zur Erreichung höchster Messgenauigkeit wurden Widerstandsthermometer ausgewählt. Durch Kalibrierung der Sensoren im Wasserbad kann der zu erwartende Messfehler erheblich reduziert werden. Die Widerstandsthermometer wurden an der BAM für einen Temperaturbereich von  $65\text{ }^{\circ}\text{C} - 90\text{ }^{\circ}\text{C}$  in  $5\text{ K}$ -Schritten kalibriert [100]. Der gemessene Widerstand ist temperaturabhängig und berechnet sich nach Gleichung (3.1).

### Kalibrierung der Widerstandsthermometer

Nach DIN EN 60751 [70] sind die Koeffizienten  $A^*$  und  $B^*$  für einen Standard-Platin-Widerstand mit  $R_0 = 100\ \Omega$  definiert, müssen aber durch Kalibrierung angepasst werden, um eine hohe Genauigkeit zu erzielen.

Für die Sensorkalibrierung wird ein sehr genau kalibrierter Referenztemperatursensor und der zu kalibrierende Sensor in ein Wasserbad gehalten, um möglichst gleiche Testbedingungen wie im späteren Großbrandversuch zu realisieren.

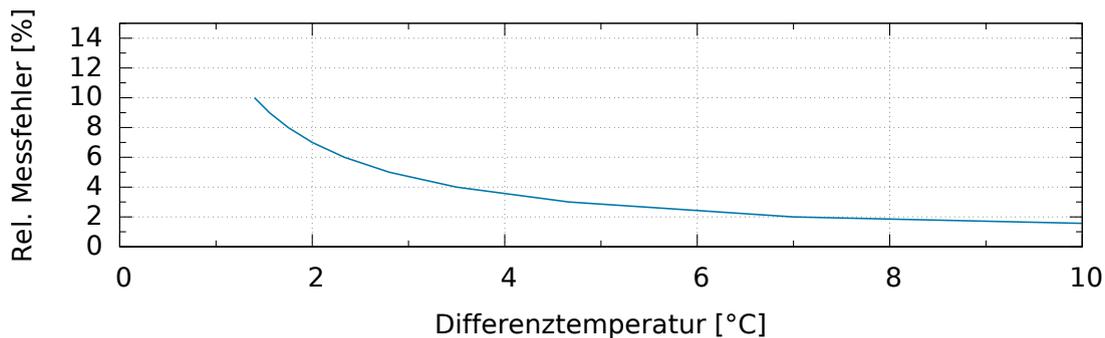
Der temperaturabhängige Widerstand  $R_T$  wird bestimmt. Die Standard Pt100-Koeffizienten  $A$  und  $B$  werden nach Gleichung (3.1) für den jeweiligen Sensor bestimmt. Je nach Sensoreigenschaften werden diese Koeffizienten angepasst. Die Messunsicherheit  $u$  zum Referenzsensor beträgt hierbei  $0,07\text{ K}$ . Hinzu kommen nicht klassifizierbare Fehler z. B. durch Temperaturschwankungen im Wasserbad. Da die Temperatursensoren an Ein- und Austritt genau gleich installiert werden und die Differenztemperatur dieser

beiden Temperatursensoren gemessen wird, sollten geringfügige installationsbedingte Messfehler nicht relevant sein.

### Relativer Messfehler infolge Temperaturmessung

Der relative Messfehler, der in die Bestimmung der Wärmeleistung eingeht, kann anhand der bekannten Messunsicherheit bestimmt werden. Angenommen die Wärmeleistung beträgt 0 kW, können bei einer Messunsicherheit von  $\pm 0,07$  K am Eintritt im ungünstigsten Fall 69,93 K und am Austritt 70,07 K gemessen werden, obwohl keine Temperaturdifferenz an Ein- und Austritt vorliegt. Damit beträgt die Messunsicherheit bei Messung der Differenztemperatur 0,14 K. Der relative Messfehler lässt sich nach Gleichung (4.29) unter Verwendung von Messunsicherheit und Differenztemperatur (vgl. DIN EN 1319-1 [101]) bestimmen. Der relative Messfehler variiert und nimmt mit steigender Differenztemperatur ab (vgl. Abb. 4.29).

Der relative Messfehler geht in die Fehlerberechnung des Wärmestroms ein.



**Abbildung 4.29:** Relativer Messfehler bei der Bestimmung der Wärmeleistung infolge Temperaturmessung abhängig von der gemessenen Differenztemperatur

$$\text{Relativer Messfehler} = \frac{\text{Messunsicherheit}}{\text{Messergebnis}} = \frac{u}{|MEG|} \quad (4.29)$$

#### 4.5.2.2 Durchflussmessung zwecks Wärmeleistungsbestimmung

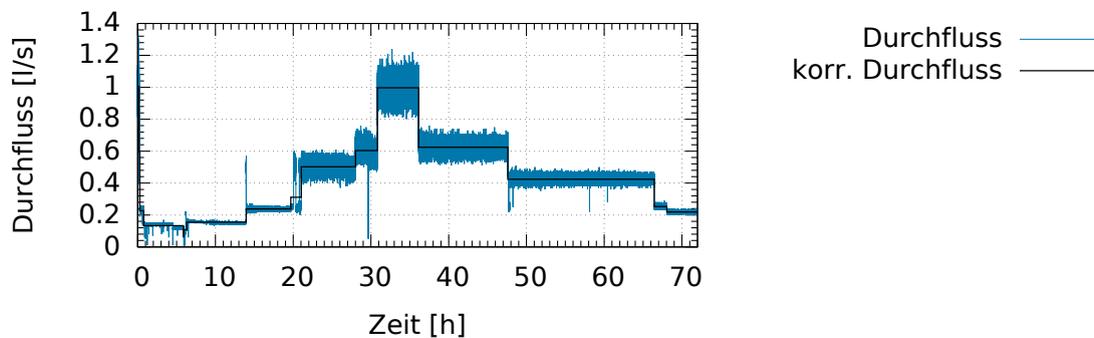
Der Durchfluss wird mit einem Coriolis-Massenfluss-Sensor ermittelt. Der ermittelte Fehler nach Handbuch [102] beträgt (vgl. Tabelle 4.3):

$$\text{Messfehler: } \pm 0,3 \% \text{ vom Messwert } \pm 2 \frac{\text{mm}}{\text{s}}$$

Für den geringsten Durchfluss  $0,6 \text{ m}^3\text{h}^{-1}$  beträgt der Messfehler 1 %, für den maximalen Massenstrom von  $6,6 \text{ m}^3\text{h}^{-1}$  entspricht dies einem Fehler von 0,4 %.

**Tabelle 4.3:** Messfehler in der Durchflussmessung nach Handbuch [102] (Rohrinnweite DN25)

Durchfluss [ $\text{m}^3\text{h}^{-1}$ ]	Durchflussgeschwindigkeit [ $\text{ms}^{-1}$ ]	Messfehler
0,6	0,29	$\approx 1,0 \%$
0,7	0,33	$\approx 0,9 \%$
1,0	0,47	$\approx 0,7 \%$
1,4	0,67	$\approx 0,6 \%$
2,3	1,1	$\approx 0,5 \%$
3,5	1,67	$\approx 0,4 \%$
5,2	2,49	$\approx 0,4 \%$
6,6	3,15	$\approx 0,4 \%$

**Abbildung 4.30:** Durchflussmessung

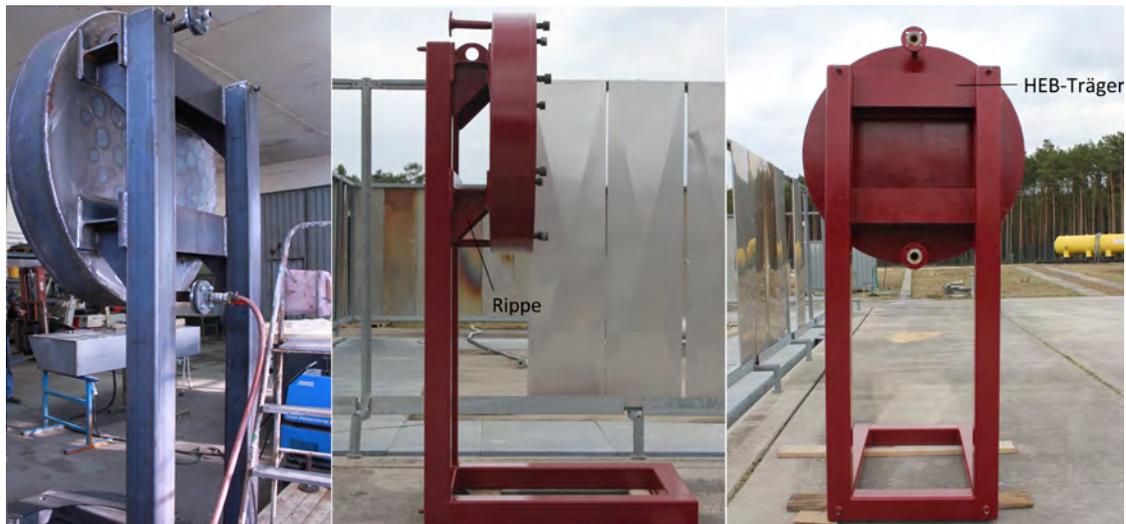
In Abb. 4.30 ist der im Stoßdämpferbrandversuch gemessene Durchfluss zu sehen. Die Abbildung zeigt, dass der Durchfluss anders als nach Tabelle 4.2, nach der sich für jede Pumpstufe ein konstanter Durchfluss einstellte, um diesen in Tab. 4.2 ermittelten Durchflusswert variierte. Ermittelt man den Durchflussmittelwert (dargestellt als korrigierter Durchfluss in Abb. 4.30) aus den Messdaten für den Zeitraum in dem die gleiche Pumpstufe eingestellt ist, so gleicht dieser dem Tabellenwert. Diese Schwankungen traten in Vorversuchen nicht auf und ließen sich auch mit nachträglich durchgeführten Tests nicht reproduzieren. Vermutet wurde eine dem Signal überlagerte Störfrequenz durch ein elektrisches Feld etc, welche mit höherer Abtastrate hätte erkannt werden können. Hinweise auf hochfrequente Störungen gab auch die Betriebsanleitung zum PumpDrive (vgl. [103]). Da sich diese aber nicht reproduzieren ließ, konnte die Ursache für die Schwankungen nicht ermittelt werden.

Weil die Wärmeleistung erst nach 30 – 35 h ein Maximum erreichte, erhöhte sich der Durchfluss bis zu diesem Zeitpunkt stufenweise. In Pumpstufe 6 wurde der im Versuch maximale Durchfluss von  $1,0 \text{ l s}^{-1}$  erzielt.

#### 4.5.2.3 Wärmeleitungsverluste an die Umgebung

Bei der Bestimmung der Wärmeleistung müssen die Wärmeverluste zu der nicht vom Stoßdämpfer abgedeckten Außenseite des EAB berücksichtigt werden. Diese Verluste werden durch Wärmedämmung mit Steinwolle (vgl. Abb. 4.21) weitestgehend reduziert. Die größten Wärmeverluste resultieren aber aus Wärmeleitung durch den Stahl aufgrund der Konstruktion des EAB, der gleichzeitig das Gewicht des am EAB befestigten Stoßdämpfers aufnehmen soll. Aus diesem Grund ist die Aufhängung des EAB am Gestell sehr massiv ausgeführt (vgl. Abb. 4.31). Sowohl die 2 HEB-Träger als auch die 4 Rippen leiten Wärme aus dem EAB ab.

Die Verlustwärmestromdichte  $\dot{q}_{\text{Verlust}}$  ergibt sich nach DIN EN ISO 12241 [104] nach dem



**Abbildung 4.31:** EAB mit Gestell zur Lastaufnahme

Fourierschen Gesetz (vgl. Abschnitt 2.3.2):

$$\dot{q}_{\text{Verlust}} = \lambda \frac{T_{W_1} - T_{W_2}}{d}. \quad (4.30)$$

Die Wärmeverlustleistung  $\dot{Q}_{\text{Verlust}}$  beträgt:

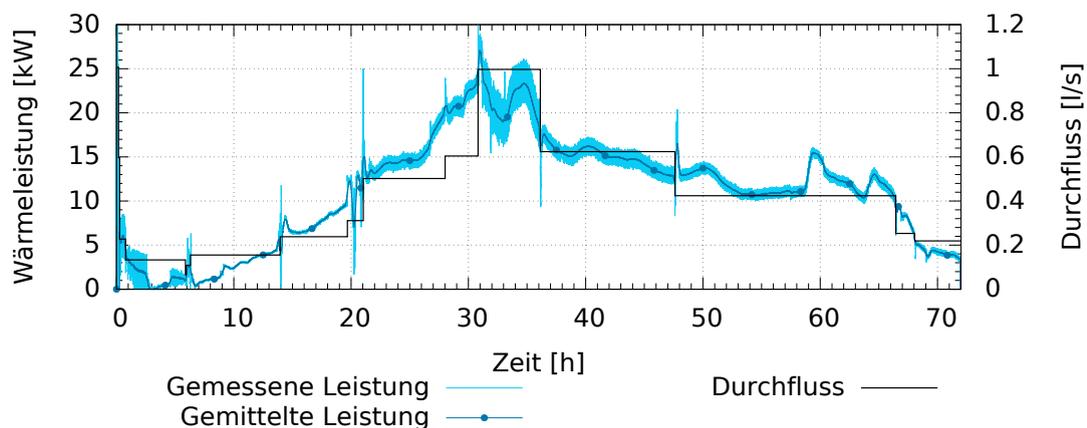
$$\dot{Q}_{\text{Verlust}} = \dot{q}_{\text{Verlust}} A. \quad (4.31)$$

Die Berechnung der Dämmung durch Steinwolle (ProRox WM 950) erfolgt mit der im Produktdatenblatt [105] angegebenen Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_{\text{ProRox WM 950}} \approx 0,042 \text{ Wm}^{-1}\text{K}$  bei ungefähr  $75^\circ\text{C}$ . Die Wärmedämmschicht ist mindestens zweilagig und hat somit eine Dämmdicke von mindestens 200 mm. Daraus resultiert eine übertragene Wärmeleistung von 21 W. Die größten Wärmeleitungsverluste erfolgen über die Stahlkonstruktion über die in Abb. 4.31 abgebildeten Rippen und HEB-Träger. Der Stahl hat einen Wärmeleitkoeffizienten von  $\lambda_{\text{S235JR}} \approx 54 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$  (vgl. [106]). Unter Verwendung von Gleichung

(4.31) ergibt sich durch Rippen und HEB-Träger ein Wärmeverlust von ca. 440 W. Die Wärmeverluste über die Dämmung selbst betragen weniger als 10 % der Gesamtwärmeverluste aus der Kombination Stahlkonstruktion und Dämmung. Insgesamt entsteht an der gedämmten EAB-Außenseite eine Wärmeverlustleistung von ca. 460 W.

#### 4.5.2.4 Berechnung der Wärmeleistung

Die gemessene Wärmeleistung nach Gleichung (4.3) zeigt Abb. 4.32. Im Maximum wird



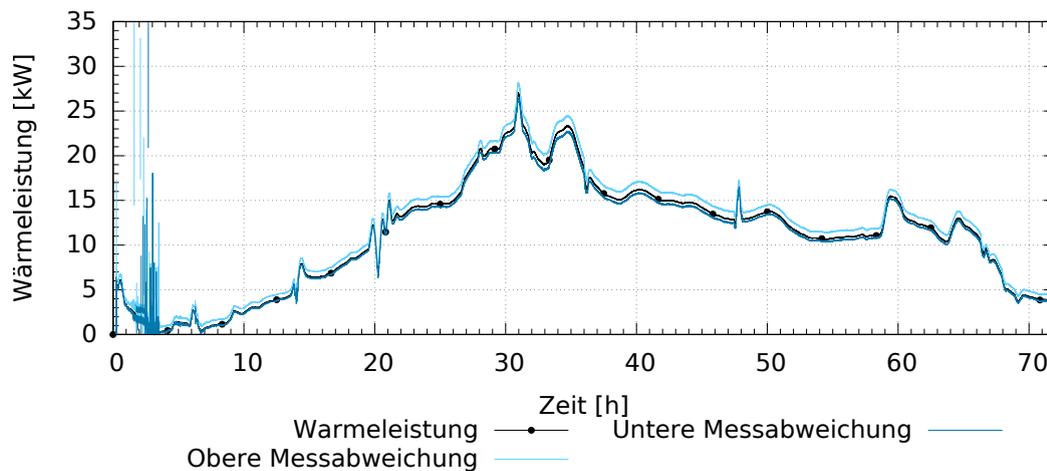
**Abbildung 4.32:** Gemessene Wärmeleistung im Großbrandversuch

eine Wärmeleistung in den EAB von bis zu 30 kW nach etwa 30–35 h ermittelt. Die gemessene Wärmeleistung schwankt trotz der aus Abschnitt 4.5.2.2 verwendeten gemittelten Durchflussdaten noch um bis zu  $\pm 2$  kW, was auf die variierende Differenztemperatur zurückzuführen ist. Eine Mittelung der Messwerte aus 500 vor und 500 hinter dem aktuellen Messwert liegenden Messwerten (gleitender Mittelwert mit einem betrachteten Zeitfenster von ca. 170 min) führt zur gemittelten Wärmeleistung (vgl. Abb. 4.32). Zusätzlich ist der Durchfluss in der Abbildung eingezeichnet. Daran sieht man, dass sich das System bei PSW immer erst neu einstellen muss und die Differenztemperaturschwankungen die Ausschläge in der Wärmeleistung (vgl. Abb. 4.32) begründen.

#### 4.5.2.5 Messfehler bei der Bestimmung der Wärmeleistung

Als Messunsicherheit wird der Messfehler in der Differenztemperaturmessung (vgl. Abschnitt 4.5.2.1) und der Durchflussmessung (vgl. Abschnitt 4.5.2.2) berücksichtigt. Außerdem müssen die Wärmeverluste zu der nicht vom Stoßdämpfer abgedeckten Außenseite des EAB berücksichtigt werden, welche in die obere Messabweichung eingehen. Deshalb

ist die obere Messabweichung größer als die untere. Der Messfehler infolge Differenztemperaturmessung variiert stark mit der Temperaturdifferenz: Wird diese sehr klein, so wird die Messunsicherheit groß und damit nimmt der relative Messfehler stark zu. Das zeigt sich in Abb. 4.33. Weil sich in den ersten 5 h der Messung mit  $T_{\text{ein}} = 70^\circ\text{C}$  und  $T_{\text{aus}} = 71^\circ\text{C}$  noch keine große Temperaturdifferenz eingestellt hat, ist der relative Messfehler besonders groß. Da zu diesem Zeitpunkt noch keine signifikante Wärmeleistung messbar ist, wird das Messergebnis davon nicht beeinträchtigt. Im weiteren Verlauf liegt der Messfehler durch Temperatur- und Durchflussmessung in einem niedrigen Bereich (vgl. Abb. 4.33). Die Abhängigkeit von Differenztemperatur bzw. Durchflussmenge fällt kaum ins Gewicht. Im Kapitel 6 folgt die Analyse des Großbrandversuchs.



**Abbildung 4.33:** Obere und untere Messabweichung von der gemessenen Wärmeleistung

# Kleinbrandversuche

## 5.1 Zielstellung

Das Ziel der Kleinbrandversuche ist es, auf experimentelle Weise ein besseres Verständnis des Abbrands von mit Stahlblech ummanteltem Fichtenholz zu erhalten. Der Großbrandversuch, der zeigen sollte, ob der Brand von Stoßdämpfern möglich ist und darüber hinaus zeigen sollte, wie viel Wärmeleistung dabei freigesetzt wird, wurde nur anhand *eines* Prüfkörpers untersucht. Weitere Versuche waren zu aufwendig und kostenintensiv. Deshalb sollten die in diesem Abschnitt durchgeführten Kleinbrandversuche Aufschluss darüber geben, wie groß die Streubreite der physikalischen Größen wie Temperatur, Branddauer, Brandrichtung, Abbrandrate und Luftzufuhr bei den ausbrennenden Behältern bei variierter Schadstellengröße ist. Die Schadstellengröße wurde als wichtigster zu untersuchender Brandbeeinflussungsfaktor ausgewählt, weil dieser je nach Belastung im Fallversuch sehr variieren kann. Die Kleinbrandversuche sollen Aufschluss darüber geben, welche Abweichungen in einem weiteren Großbrandversuch zu erwarten wären. Um Brandmodelle für Stoßdämpfer zu erstellen sind viele experimentelle Versuche als umfangreiche Datenbasis erforderlich. Dafür müssen viel mehr Erkenntnisse über den Brand von stahlblechummantelten Holzstrukturen gewonnen werden.

Die mit Fichtenholz gefüllten Kleinversuchsbehälter wurden mit Messtechnik versehen, um das Abbrandverhalten analysieren zu können und die Daten der Versuche für spätere Simulationen und die Validierung von Modellen zu nutzen. In Abschnitt 2.2.1 wurde gezeigt, dass die Abbrandrate eine der wesentlichen physikalischen Größen für die freigesetzte Wärmeleistung ist. In Abschnitt 2.2.1.2 wurden Faktoren aufgezeigt, die den Abbrand des Holzes beeinflussen. Mit steigender Sauerstoffzufuhr gehen eine höhere Wärmeleistung, höhere Temperaturen und damit ein schnellerer Abbrand einher (vgl. Abschnitt 2.2.1.2). Die Temperaturen im Prüfkörper, die Abbrandrate und die Sauerstoff-

zufuhr in Form der Geschwindigkeit der zugeführten Luft sollen messtechnisch erfasst werden (vgl. Abschnitt 5.3). In den Kleinbrandversuchen wurde in einer Versuchsreihe mit 8 Behältern mit einem Volumen von  $0,07 \text{ m}^3$  der Einfluss der Schadstellengrößenvariation untersucht, wobei je 2 Behälter die gleiche Schadstellengröße aufwiesen.

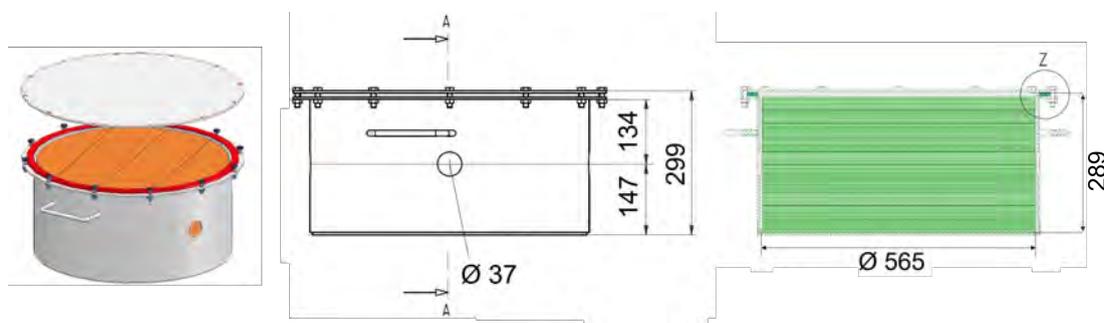
Ein neunter Versuchsbehälter, der für eine nachfolgend geplante Versuchsreihe entzündet wurde, hatte ein größeres Volumen von  $0,15 \text{ m}^3$  bei einem Durchmesser von 715 mm und einer Höhe von 411 mm.

## 5.2 Versuchsaufbau und Durchführung

### 5.2.1 Aufbau der Kleinversuchsbehälter

Die Versuchsbehälter für die Kleinbrandversuche sind an die Geometrie der Stoßdämpfer angelehnt. Die deckel- und behälterseitigen Ausbuchtungen (vgl. Abb. 4.14) wurden vernachlässigt, um die Geometrie zu vereinfachen. Die zylinderförmigen Behälter haben in der Ausführung mit einem Volumen von  $0,07 \text{ m}^3$  einen Außendurchmesser von 575 mm. Die Wandstärke des Stahlblechs beträgt 5 mm. An der Zylinderoberseite wird der Zylinder entlang des gesamten Zylinderumfangs mit einem Flansch versehen, mit dem der Deckel luftdicht verschraubt wird. Die Abdichtung gegen unerwünschte Sauerstoffzufuhr erfolgt durch eine Kordeldichtung. Deckel und Flansch werden mit 12 feuerfesten Schrauben verschraubt. Zwecks Handhabung hat der Behälter 2 Henkel am Zylindermantel auf  $0^\circ$  und  $180^\circ$ . Die jeweils 2 identischen Schadstellen variabler Größe werden mittig bei  $90^\circ$  und  $270^\circ$  positioniert (vgl. Abb. 5.1).

Die Schadstellengröße variiert von  $\varnothing 37 \text{ mm}$ ,  $\varnothing 52 \text{ mm}$ ,  $\varnothing 73 \text{ mm}$  bis  $\varnothing 100 \text{ mm}$ .



**Abbildung 5.1:** 3D-Ansicht des  $0,07 \text{ m}^3$ -Kleinversuchsbehälters (links), Seitenansicht und Maße des Behälters (mittig) und Schnittansicht des Behälters mit Maßen der Holzfüllung (rechts), Maßangaben in [mm]

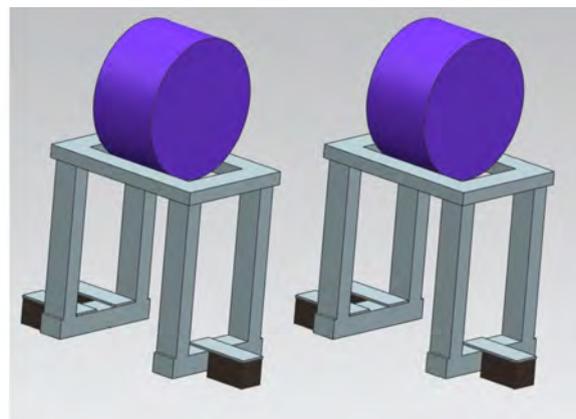
Die Behälter sind lagenweise mit Holzbrettern gefüllt. Es sind kaum Spalte vorhanden gewesen, weil Spaltmaße von  $< 1 \text{ mm}$  gefordert waren und das Holz sehr passgenau verlegt worden ist. Die Holzbretter sind sägerau in Schnittklasse S10 und haben eine Dicke

von 30 mm und eine Breite von 160 mm. Das Holz ist technisch getrocknet, die Holzfeuchte der Behälter wurde vermessen und beträgt ca. 9 – 14 %. Das Holz ist in gleicher Faserrichtung verlegt, damit der Einfluss der Faserrichtung untersucht werden kann. Die Faserrichtung verläuft parallel zu einer gedachten Linie zwischen den beiden Schadstellen.

### 5.2.2 Versuchsaufbau auf dem Brandprüfstand

Während eines Brandversuchs befinden sich 2 Kleinversuchsbehälter mit etwa einem Meter Abstand zueinander nebeneinander auf dem Prüfstand. Die Anordnung auf dem Prüfstand mit maximal 2 Behältern ermöglicht noch eine gleichmäßige Verteilung der Flammen um die Behälter, so dass es nicht zu einer Beeinträchtigung des Versuchsergebnisses aufgrund von Abschirmung der Behälter kommt. Möglichst viele Behälter sollen aber in einem Versuch positioniert werden, um den erforderlichen Propangasverbrauch zu reduzieren, da in einer Brandphase 900 kg Propangas verbraucht werden.

Die Kleinversuchsbehälter werden auf die Gestelle wie in Abb. 5.2 in ca. 1 m Höhe aufgelegt. Die Schadstellen befanden sich dabei oben und unten. Die Gestelle werden mit Kühlwasser versorgt, das durch die in Abb. 5.2 zu sehenden Wellschläuche zufließt und am oberen Gestellrahmen austritt. Die Standfüße dienen der Anbringung von weiteren Thermoelementen. Während der Feuerphase ist der Boden des Brandprüfstands mit Wasser gefüllt, welches nur durch den Überlauf abfließt, so dass die Wägezellen und die Füße der Gestelle unter Wasser stehen.



**Abbildung 5.2:** Kleinbrandversuche - Versuchsaufbau auf dem Brandprüfstand

### 5.2.3 Versuchsdurchführung

Es wurden insgesamt 5 Brandversuche durchgeführt, wobei im ersten Versuch ein Behälter zusammen mit einem Behälterdummy und in 4 weiteren Versuchen je 2 Behälter untersucht worden sind. Es wurde ein Behälterdummy genutzt, weil die Anordnung der Prüfkörper und damit die Beflammung der Behälter in jedem Versuch gleich sein soll. Die Schadstellengröße wurde in Abhängigkeit vom ersten Versuchsergebnis variiert, weshalb erst der zweite Versuch mit 2 Behältern durchgeführt wurde. Der Ablauf ist derselbe wie im Großbrandversuch – anfangs werden die Prüfkörper in einer allumhüllenden Feuerphase im Brennerring beflammt. Die Nachbrandphase gilt dann als beendet, wenn die Temperatur im Prüfkörper an allen Messstellen unter 50 °C beträgt. Die Dauer des von außen auf den Prüfkörper einwirkenden Feuers beträgt in den Kleinbrandversuchen 28 min. Die Dauer der Feuerphase wurde so bemessen, dass in der Mitte des Kleinversuchsbehälters nach dem Ende der Feuerphase die gleiche Temperatur vorlag wie in gleicher Tiefe im Stoßdämpfer im Großbrandversuch. Diese Temperatur wurde nach 28 min erreicht.

Die Behälterversuchsnummer, die Schadstellengröße, das jeweilige Holzvolumen und die Holzfeuchte sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst.

**Tabelle 5.1:** Durchgeführte Kleinbrandversuche

Beh.- nr.	Holz- volumen	Schadstellen- größe [mm]	Durch- brand	Holz- feuchte [%]	$\bar{v}_{\text{Wind}}$ [ $\text{ms}^{-1}$ ]	
					Brand	Nachbrand
1	0,07 m <sup>3</sup>	52	nein	-	1,5	1,1
2	0,07 m <sup>3</sup>	37	nein	9 – 11	1,1	1,1
3	0,07 m <sup>3</sup>	73	ja	-	1,5	1,1
4	0,07 m <sup>3</sup>	73	ja	7 – 10	2,0	1,9
5	0,07 m <sup>3</sup>	100	ja	-	1,1	1,0
6	0,07 m <sup>3</sup>	100	ja	7 – 8	2,0	1,9
7	0,07 m <sup>3</sup>	52	ja	6 – 8	1,7	1,3
8	0,07 m <sup>3</sup>	37	nein	-	1,1	1,0
9	0,15 m <sup>3</sup>	73	ja	9 – 10	1,7	1,3

## 5.3 Eingesetzte Messtechnik

### 5.3.1 Messung der Abbrandtemperaturen

Die Probekörper wurden im Prüfkörperinneren mit Thermoelementen ausgestattet. Die Messstellenpläne der Versuchsbehälter befinden sich im Anhang (vgl. Anhang B.2). Die Thermoelemente wurden an der oberen Schadstelle eingeführt und in der voraussichtlichen Abbrandrichtung in der Behältervertikalen positioniert. Durch die Positionierung in der Behältervertikalen fallen diese, auch wenn das Holz verbrannt ist, nicht herunter.

### 5.3.2 Messung der Abbrandrate

Die Messung der Abbrandrate erfolgt mit einem Plattformwägezellsensystem wie bereits in 3.2 beschrieben. Wie die Anbringung der Wägezellen am Gestell realisiert wurde, ist in Abb. 5.3 zu sehen. In diesem Abschnitt wird das Justieren der Wägezellen beschrieben und die Messgenauigkeit analysiert.



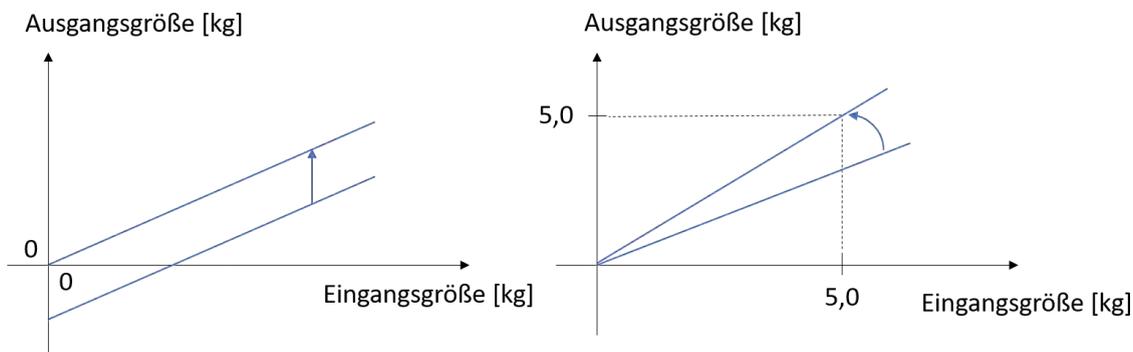
*Abbildung 5.3: Anbringung der Wägezellen am Gestell*

#### 5.3.2.1 Justieren der Wägezellen

Da das Wägezellsensystem erstmals in Brandversuchen auf dem TTS eingesetzt wird, musste die Handhabung und Justieren erst getestet werden. Vor jedem Brandversuch wurden die Waagen für die Messung justiert.

Justieren der Waage bedeutet diese so einzustellen, dass die Messabweichungen möglichst klein werden. Für das Justieren der Waage bieten sich verschiedene Vorgehensweisen an: Die fehlerärmste Variante sieht den Abgleich der Waage durch direkte Belastung vor.

Diese Variante wird in den Kleinversuchen realisiert, da eine Waage existiert, die bei einer Belastung mit 100 kg mit einer Messunsicherheit von 5 g misst (vgl. [107]). Hier-



**Abbildung 5.4:** Nullabgleich (links) und Justieren durch Änderung der Kennlinienneigung (rechts)

für erfolgt zuerst der Nullabgleich. Anschließend erfolgt die eigentliche Justierung: die Wägezellen werden mit der Nettomasse des Prüfkörpers belastet. Durch die Justierung werden die Kennlinien der Waage verschoben (vgl. Abb. 5.4). Diese Form der Justierung hat den Vorteil, dass alle störenden Einflüsse und Fehler durch die Krafteinleitung und die gesamte Messkette erfasst sind.

Im Anschluss an das Justieren wurde ein Eckenlastabgleich durchgeführt, der dazu dient das Gewicht wiederholbar und schwerpunktsunabhängig zu messen. Wenn nicht mit einer einzelnen Waage sondern mit mehreren Wägezellen gemessen wird, ist dieser sinnvoll, um etwaige unsymmetrische Belastungen der Wägezellen zu kompensieren und zu zeigen, dass die Anzeige der Waage unabhängig vom Auflagepunkt ist. Durch den Eckenlastabgleich kann ein unsymmetrischer Aufbau und daraus resultierende Messfehler vermieden werden. Ein Eckenlastabgleich wird erforderlich, wenn bei außerschwerpunktmäßiger Belastung in mehreren Messungen abhängig vom Ort der Belastung unterschiedliche Massen gemessen werden. Dies kann man durch mehrere Gewichtsmessungen mit einer Referenzmasse unter Massenangriffspunktvariation zeigen. In diesem Fall können die elektrischen Widerstände der Wägezellen angepasst werden.

Die Einstellung der aus dem Eckenlastabgleich erforderlichen Widerstände erfolgt durch Einbringen von Zusatzwiderständen in die Messleitung.

### 5.3.2.2 Wiegegenauigkeit

Das Ausgangssignal ist normiert auf 2 mV/V bei Nennlast. Bei einer Brückenspeisung von 5 V resultiert daraus ein Signal von 10 mV bei Nennlast. Der elektrische Widerstand der Wägezellen beträgt jeweils 350  $\Omega$  zwischen Ein- und Ausgangsleitung. Die Messunsicherheit  $u$  der Wägezellen berechnet sich nach Handbuch [108] über nach-

folgende Gleichung mit  $n = 3$  als Anzahl der Wägezellen, dem Messbereich  $B = 100$  kg und der Genauigkeitsklasse (GK [%]):

$$u = n B \text{ GK} = 0,06 \text{ kg.} \quad (5.1)$$

Für die hier verwendeten Wägezellen ist die Genauigkeitsklasse C3 und somit  $\text{GK} = 0,02\%$ . Damit ergibt sich eine theoretische Messunsicherheit  $u$  von 0,06 kg. Die Teilung ist ein Maß für die Auflösung der Waage und beschreibt die kleinste ablesbare Massedifferenz. Diese wurde mit 0,1 kg eingestellt. Anders als in Abschnitt 3.2.1 beschrieben wurde hier nicht die volle Auflösung der Waage ausgenutzt, weil die Teilung nicht geringer als die theoretische Messunsicherheit  $u$  gewählt wurde.

Störende Einflüsse durch Windkräfte werden nach Gleichung (5.2) berechnet und in Tabelle 5.2 für die Kleinversuchskörper bei Anströmung von oben aufgeführt. In die Gleichung gehen die Luftdichte  $\rho = 1,2 \text{ kgm}^{-3}$  und der Widerstandsbeiwert  $c_w = 1,2$  für einen langen Zylinder für Reynoldszahlen  $Re < 1,9 \cdot 10^5$  ein (vgl. [109]). Die Fläche  $A$  ist hierbei die angeströmte projizierte Fläche:

$$F_w = c_w \frac{\rho}{2} v^2 A. \quad (5.2)$$

**Tabelle 5.2:** Widerstandskraft abhängig von der Windgeschwindigkeit auf einen zylinderförmigen Prüfkörper

Windgeschwindigkeit $v$ [ $\text{ms}^{-1}$ ]	Widerstandskraft $F_w$	Masseäquivalent [kg]
2	0,4	0
6	3,9	0,4
10	10,8	1
15	24,3	2,4
25	67,5	7

### 5.3.3 Messung der Luftzufuhr

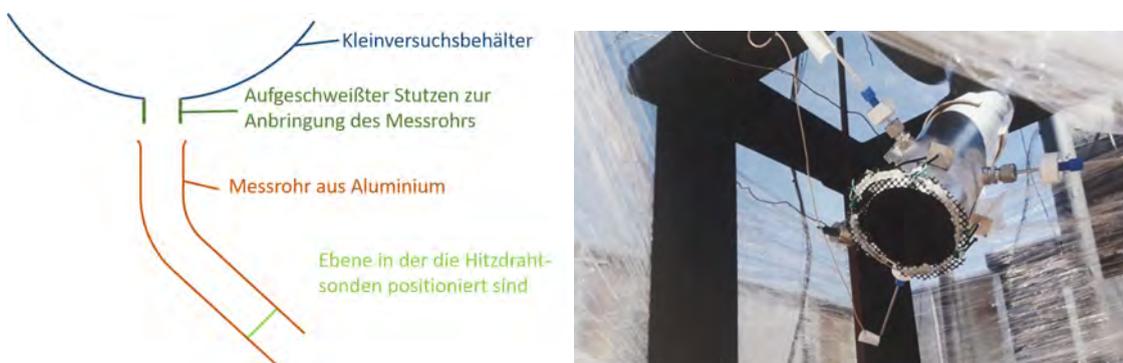
In [110] wurde der Einfluss einer Geschwindigkeitsvariation der Luftzufuhr untersucht. Der untersuchte Versuchsprobekörper in [110] hatte die Maße 200 mm (Breite), 170 mm (Höhe) und 740 mm (Tiefe). Längs der langen Kante wurde ein rechteckiges Quadrat extrudiert, sodass ein U-förmiger Probekörper mit einer Tiefe von 740 mm entsteht. Dieser Holzkörper ist allseitig von Stahlblech ummantelt. Die Luft wurde über eine Öffnung an der einen U-Seite kontrolliert zugeführt und strömte an der anderen U-Seite aus. Anhand

dieser Versuchskonfiguration konnte der Einfluss der Luftzufuhr auf den Abbrandprozess hinsichtlich erzielter Verbrennungstemperaturen, dem Umschlag des schwelenden Abbrands in flammenden Abbrand bzw. das Erlöschen des Brandvorganges für Vorwärts- und Rückwärtsschwelen untersucht werden.

Die Geometrie der Kleinversuchsprobekörper (vgl. Abb. 5.1) mit jeweils einer Schadstelle an Behälterunter- und oberseite lässt ebenfalls die Messung der Luftzufuhr zu. Ziel war es ein Messsystem zu entwickeln, dass diese geringe Luftzufuhr erfassen kann. Die gemessenen Werte sollen für verschiedene Behälter verglichen werden um herauszufinden, ob eine größere Schadstelle eine höhere Luftzufuhr, höhere Abbrandgeschwindigkeiten oder eine größere Abbrandrate zur Folge hat. Ähnlich wie in [110] könnten Abhängigkeiten des Abbrandverhaltens (Flammen, Schwelen oder Erlöschen) von der Luftzufuhr untersucht werden. In Abschnitt 3.3 wurde bereits die Hitzdrahtanemometrie als geeignetes Messverfahren für die Messung von Geschwindigkeiten im Bereich  $\bar{v} < 1 \text{ ms}^{-1}$ ) vorgestellt. Im kommenden Abschnitt wird die entwickelte Messapparatur vorgestellt. Detailliertere Ausführungen zur Messung der Luftzufuhr finden sich in der an der BAM durchgeführten Bachelorarbeit [111].

An die Messapparatur bestand die Anforderung, dass diese nach der externen Feuerphase an die Kleinversuchsbehälter ohne Weiteres montiert werden kann. Die Hitzdrahtsensoren mussten sich in ausreichendem Abstand vom Behälterkörper befinden, sodass die Sensoren keinen Temperaturschwankungen durch den Behälterbrand ausgesetzt werden.

Zum Zweck der Montage wurde an die Versuchsprobekörper ein Rohrstutzen aus Metall angeschweißt (vgl. Abb. 5.5, links), über den das entwickelte Messrohr übergestülpt und mit einer Drahtschelle befestigt werden kann (Abb. 5.5, rechts). Die Montage des



**Abbildung 5.5:** Skizze von Kleinversuchsbehälter und Stutzen sowie Hitzdrahtmessrohr (links) und Hitzdrahtmessrohr im montierten Zustand zwecks Windschutz mit Folie umhüllt (rechts)

Hitzdrahtmessrohrs stellte sich entgegen vorheriger Bedenken als sehr solide heraus.

Der Stutzen hatte sich nach der äußeren Brandphase kaum verformt und das Messrohr konnte luftdicht befestigt werden.

## 5.4 Ergebnisse der Kleinbrandversuche

Tabelle 5.3 stellt eine Übersicht der Versuchsergebnisse dar, die nachfolgend erläutert werden. Darin sieht man, dass die Behälter mit der kleinsten Schadstelle ( $\varnothing$  37 mm) nicht

**Tabelle 5.3:** Ergebnisse Kleinbrandversuche

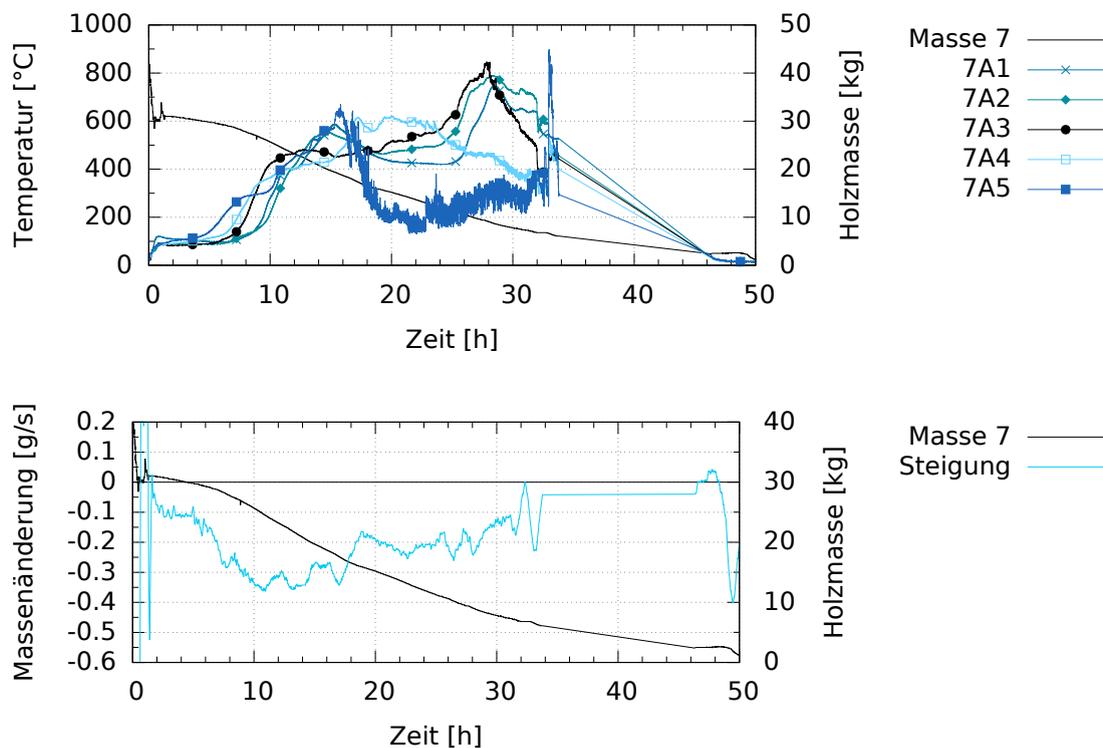
Behälter- nummer	$\varnothing$ Schad- stelle [mm]	Durch- brand	Brand- dauer	$T_{\max}$ Peak 1	$t_{\max}$ [h]	max. Brand- rate [g/s]	$t_{\max}$ . Brandrate [h]
1	52	Nein	-	-	-	-	-
2	37	Nein	-	-	-	-	-
3	73	Ja	34 h	700	18 – 21	0,35	16 – 20
4	73	Ja	35 h	900	16 – 17	0,6	15 – 19
5	100	Ja	31,5 h	720	15 – 23	0,31	21 – 22
6	100	Ja	35 h	750	20 – 25	0,53	22 – 23
7	52	Ja	34 h + x	850	28 – 30	0,35	10 – 13
8	37	Nein	-	-	-	-	-
9	73	Nein	90 h	700	62	0,75	48 – 52

brannten, die Behälter mit ( $\varnothing$  52 mm) zu 50 % brannten und die Behälter mit größeren Schadstellen ( $\varnothing$  73 mm,  $\varnothing$  100 mm) vollständig ausbrannten.

Während des fünften Brandversuchs mit Behälter 7 und 9 gab es eine Unterbrechung in der Datenaufzeichnung, die an den Diagrammen zu erkennen ist (vgl. Abb. 5.6, B.12).

### 5.4.1 Messung von Temperatur und Masse

In diesem Abschnitt werden die Temperatur- und Massedaten dargestellt. Diese werden am Beispiel von Behälter 7 in Abb. 5.6 dargestellt. Abb. 5.6, oben zeigt die im Kleinversuchsbehälter gemessenen Temperaturen und den Masseverlust (vgl. Messstellenpläne B.1). Abb. 5.6, unten zeigt die Masse und die Ableitung der Masse in Form der Abbrandrate. Der besseren Übersicht wegen sind die weiteren Diagramme im Anhang unter Abschnitt B.2 zu finden.



**Abbildung 5.6:** Abbrand-Temperatur-Verlauf und Massenabnahme bei einer Schadstellengröße von 52 mm, Prüfkörper 7

#### 5.4.1.1 Ergebnisse der Temperaturdaten

Aufgrund der Instrumentierung der Behälter mit Thermoelementen (vgl. Abschnitt 5.3.1) konnten die in Abb. 5.6, oben zu sehenden Abbrand-Temperatur-Verläufe für alle Behälter ermittelt werden.

#### Temperaturmaxima

Die maximalen Temperaturen im Brandversuch werden nach frühestens einem Drittel bis zur Hälfte der Branddauer aufgezeichnet. Die maximalen Temperaturen betragen ca. 700 – 900 °C (vgl. Tabelle 5.3). Nach etwas mehr als 2 Dritteln der Branddauer haben alle Thermoelemente im Behälter ihr erstes Temperaturmaximum erreicht. Man sieht, dass die aufgezeichneten Temperaturen nach Erreichen des ersten Temperaturmaximums beim jeweiligen Sensor deutlich stärker variieren. Das ist darauf zurückzuführen, dass die Temperaturschwankungen nicht mehr von dem Holz, das das Thermoelement umgab, gedämpft werden.

#### Brandrichtung

Der Abbrand erfolgte nicht, wie aufgrund des Brandverhaltens des großen Stoßdämpfers

vermutet, für alle Behälter von unten nach oben, sondern variierte stark. Lediglich bei Behälter 5 war ein klarer Temperaturanstieg von unten nach oben zu erkennen. Innerhalb von 10 h hatten alle Thermoelemente einen markanten Temperaturanstieg zu verzeichnen. Behälter 3, 6 und 7 zeigen, dass der Temperaturanstieg zuerst beim untersten, dann beim zweituntersten, dann bei den oberen und erst am Ende am Thermoelement in der Mitte erfolgt, wobei der Abstand zwischen erstem Sensoranstieg und letztem Sensoranstieg bei Behälter 3 bei 8 h lag, bei Behälter 6 bei 10 h und bei Behälter 7 bei nur 5 h. Probekörper 4 zeigte einen Temperaturanstieg zuerst beim untersten Thermoelement, dann zeitgleich beim zweituntersten und den beiden oberen Thermoelementen und erst zum Schluss in der Mitte. Dieser Temperaturverlauf könnte sich damit begründen lassen, dass das Holz unten entzündet wurde und dann von außen nach innen abbrannte. Aufgrund des 30-minütigen thermischen Tests verkohlte das Holz an der Außenseite des Holzvolumens. Das Holz im Kleinversuchsbehälterinnern war anders als im Großbrandversuch nicht durch Lochbleche am Herabfallen gehindert. Mit zunehmendem Brandfortschritt fiel das Holz weiter herab, sodass das Holzvolumen im oberen Bereich mehr und mehr freilag. Nach Entzündung der Kleinversuchsbehälter konnte sich das Feuer aufgrund der entstandenen äußeren Luftspalte und des freiliegenden Holzes an der Außenseite entlang hochgearbeitet haben.

### **Brandgeschwindigkeit**

Die Berechnung der Geschwindigkeiten wird dadurch erschwert, dass die Brandrichtung nicht immer klar ist. Geht man von der Brandrichtung von unten nach oben aus, so ließ sich bei Behälter 5 eine Brandgeschwindigkeit von ca.  $33 \text{ mmh}^{-1}$  berechnen, bei Behälter 3 ohne Berücksichtigung des obenliegenden Thermoelements eine Brandgeschwindigkeit von ca.  $27 \text{ mmh}^{-1}$ .

### **Brenndauer**

Die Behälter mit Schadstellengröße 73 mm brannten etwa 34 – 35 h und damit genauso lange wie ein Behälter mit Schadstellengröße 100 mm. Einer der Behälter mit Schadstellengröße 100 mm (Prüfkörper 5) brannte sogar etwas kürzer als die anderen. Der Behälter mit 52 mm Schadstellengröße brannte mindestens 34 h.

Alle 8 Behälter, die mit einem Volumen von  $0,07 \text{ m}^3$  etwa gleich groß waren brannten in etwa gleich lang. Der einzige Behälter mit  $0,15 \text{ m}^3$  Holzvolumen brannte mit 90 h mehr als doppelt so lange wie die anderen.

### 5.4.1.2 Ergebnisse der Gewichtsmessung

Die Masse  $m$  wurde als arithmetischer Mittelwert aus 20 Messwerten berechnet. Die Abtastfrequenz beträgt 0,1 Hz (das betrachtete Zeitfenster ist 200 s lang):

$$m(t_i) = \sum_{t_{ii}}^{t_{ii+20}} m(t) \frac{1}{20}. \quad (5.3)$$

### Abbrandrate

Die Ableitung der Masse  $\dot{m}$  wird hier als Abbrandrate bezeichnet. Die Abbrandrate wurde für alle durchgebrannten Behälter berechnet und beispielhaft für Behälter 7 in Abb. 5.6, unten dargestellt.

Die Abbrandrate  $\dot{m}$  berechnet sich aus dem Differenzquotienten:

$$\dot{m}(t_i) = \frac{m(t_{i-1}) - m(t_i)}{t_i - t_{i-1}}. \quad (5.4)$$

Schließlich wird der arithmetische Mittelwert  $\bar{\dot{m}}$  der Abbrandrate aus 101 Messwerten gebildet um die Schwankungen in der Ableitung zu reduzieren und einen besseren Verlauf der Brandphasen darstellen zu können (das betrachtete Zeitfenster ist ca. 5 h lang):

$$\bar{\dot{m}}(t_i) = \frac{1}{101} \sum_{t=t_{i-50}}^{t_{i+50}} \dot{m}(t). \quad (5.5)$$

Die Mittelung über 5 Stunden war erforderlich, weil die Massenänderung sehr langsam war. Da die Abbrandrate aber aus dem Massenverlust je Zeitintervall gebildet wurde und die Zeitintervalle mit 1 s kurz waren, war diese Mittelung erforderlich, um die stark schwankende Abbrandrate zu glätten.

Die maximale Abbrandrate liegt bei 0,35 – 0,6 gs<sup>-1</sup>, wobei im Fall von Prüfkörper 4, 0,6 gs<sup>-1</sup> nur ein kurzzeitiger Ausreißer vorlag und diese gemittelt bei ca. 0,5 gs<sup>-1</sup> liegt.

## 5.4.2 Messung der Luftzufuhr

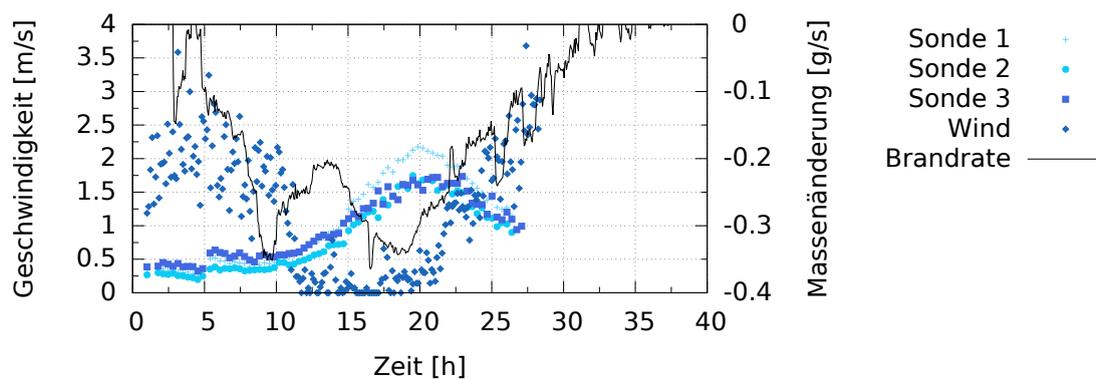
Im Rahmen der Bachelorarbeit [111] wurde ein Geschwindigkeitsmesssystem entwickelt und installiert, dessen Messergebnisse im Folgenden dargestellt werden. Die Messungen wurden mit einem CTA-Messsystem von Dantec Measurement Technology<sup>1</sup> durchgeführt, das über einen Messverstärker verfügt, über den bis zu 5 Hitzdrahtsonden angeschlossen werden können. Eine dazugehörige Kalibrierstation ermöglicht es die Sonden

<sup>1</sup>Das Messsystem besteht aus dem Messsystem StreamLine Research CTA system, den Hitzdrahtsonden des Typs Miniature wire probe, right angle, perpendicular (55P14) und dem Kalibriergerät Hot-wire Calibrator von Dantec Measurement Technology. Das Handbuch [112] gibt eine Einführung in das System.

zu kalibrieren, indem diese in der Station mit variierenden Geschwindigkeiten im gewünschten Messbereich beaufschlagt werden. Für jeden Sensor wird eine Kalibrierkurve erstellt anhand derer die reale Geschwindigkeit im Versuch bestimmt werden kann.

Die Messungen und Kalibrierungen mit dem beschriebenen System im nicht isolierten Container, der als Messwarte diente stellten sich als recht aufwendig heraus. Zudem sind die Sonden wenig robust und die Beschaffung teuer, sodass die Anzahl der Versuche im Vorhinein reduziert werden musste und die gewünschten Vergleiche nicht möglich waren. Das Messsystem wurde demzufolge nur bei den Versuchen mit Probekörper 3 und 4 ( $\varnothing 73$  mm) eingesetzt.

Abb. 5.7 zeigt die gemessenen Strömungsgeschwindigkeiten (Ergebnisse [111]) wäh-



**Abbildung 5.7:** Gemessene Strömungsgeschwindigkeiten im Messrohr während des Brandes von Prüfkörper 3, Windgeschwindigkeit im Brandversuch und Abbrandrate

rend des Brandes von Prüfkörper 3 mit Sonde 1 (10 mm Wandabstand), Sonde 2 (30 mm Wandabstand) und Sonde 3 (50 mm Wandabstand). Die am Brandprüfstand gemessenen Winddaten sind ebenfalls aufgezeichnet. Das zweite länger andauernde dargestellte Maximum in der Abbrandrate liegt kurz vor dem Maximum der Luftzufuhr. Das ist konsistent, da die Mittelwertbildung der Masse (Abschnitt 5.4.1.2) den Mittelwert zum Zeitpunkt  $i$  aus den nachfolgenden Messwerten bildet und das Massenverlustmaximum dadurch zeitlich vorgezogen wurde.

Wie in [111] beschrieben, ist der Windeinfluss in der Messung der Strömungsgeschwindigkeiten nicht zu erkennen. In windstillen Zeiträumen ist die empirische Standardabweichung nicht höher als in windreicheren Versuchsabschnitten.

Es konnte gezeigt werden, dass mit der Hitzdrahtanemometrie in sehr hoher Auflösung gemessen werden kann und sich die Geschwindigkeiten im niedrigen Geschwindigkeitsbereich sehr gut differenzieren lassen. Trotz windbehafteter Strömung im Brandversuch (vgl. Messwerte während der ersten 10 Stunden des Brandversuchs, Abb. 5.7) ist die empirische Standardabweichung konstant (vgl. [111]). Die empirische Standardabweichung nimmt erst mit steigender Strömungsgeschwindigkeit zu, was an den stärker schwan-

kenden Messwerten der Sonden 1 – 3 zu erkennen ist. Eine signifikante Beeinflussung der Messergebnisse durch Windeinfluss war in den Versuchen nicht zu erkennen. In windstillen Zeiträumen (nachts,  $\bar{v}_{\text{Wind}} < 0,5 \text{ ms}^{-1}$ ) ist die empirische Standardabweichung deutlich geringer als tagsüber ( $\bar{v}_{\text{Wind}} \approx 2 \text{ ms}^{-1}$ ). Zweifel bestehen hingegen an den Kalibrierkurven: Es hätte ein Temperaturabgleich durchgeführt werden müssen, der sich mit der vorhandenen Messtechnik nicht mehr realisieren ließ. Aus diesem Grund muss davon ausgegangen werden, dass mit den fehlerhaften Kalibrierkurven die gemessenen Spannungen nicht in die tatsächlichen Geschwindigkeiten umgewandelt werden konnten und höchstens qualitative Geschwindigkeitswerte erzielt wurden.

### 5.4.3 Verkohlung der nicht verbrannten Behälter

In den Versuchsbehältern der nicht verbrannten Behälter haben sich an den Außenseiten verkohlte Oberflächen über eine Tiefe von 25 – 30 mm gebildet. Die sich unter der verkohlten Holzschicht befindenden Holzbretter, sind entlang der Spalte verkohlt. Aufsteigender Wasserdampf kondensiert in den kühleren behälterinneren Regionen, wo sich der Ruß dann ablagert (vgl. Abb. 5.8, 5.9). In die mittleren Holzlagen kann vermutlich aufgrund der dichten Packung kein Ruß durch die Holzspalte mehr vordringen. Die Verkohlung erfolgt in etwa 50 – 150 mm ins Behälterinnere.

Des Weiteren fällt auf, dass das Holz dort, wo sich die Behälteröffnungen befinden, am wenigsten verkohlt ist. Eigentlich würde man annehmen, dass das Holz genau dort zuerst verbrennen würde, weil hier genügend Sauerstoff vorliegt und die austretenden Pyrolysegase durch das 30-minütige Feuer entzündet werden. Eine Begründung könnte sein, dass die durch das Feuer erhitzten Gase während der Feuerphase in Form von Pyrolysegasen und Wasserdampf aus dem Behälter heraustreten. Dabei sind diese Pyrolysegase kälter als das Holz, das an den Behälteröffnungen direkt dem Feuer ausgesetzt ist, sodass diese Gase eine kühlende Wirkung haben könnten.



**Abbildung 5.8:** Prüfkörper 2 nach Brandende: äußere verkohlte Schicht (links), Verkohlung des innenliegenden Holzes (mittig), verkohlter Behälterinhalt (rechts) – die Schadstellen sind rot eingekreist



**Abbildung 5.9:** Prüfkörper 1 (links) und 8 (mittig und rechts) nach Brandende



# Versuchsauswertung

## 6.1 Auswertung des Großbrandversuchs

In Kapitel 4 wurde gezeigt wie der Stoßdämpfergroßbrandversuch aufgebaut wurde, wie der Stoßdämpfer messtechnisch ausgestattet worden ist und wie der Versuch durchgeführt wurde. Anschließend wurde gezeigt wie der Versuchsstand und die Versuchsstandsregelung zur Messung des Wärmeeintrags konzeptioniert und entwickelt worden ist. Abschließend wurden die Messergebnisse dargestellt und die Messfehler bewertet.

### 6.1.1 Auswertung von Versuchsaufbau und Durchführung

Nachfolgend wird der Versuchsaufbau und die Durchführung des Großbrandversuchs bewertet und es wird auf einzelne Aspekte hinsichtlich der Bewertung von Wiederholbarkeit und Fehlern im Versuchsaufbau eingegangen.

#### **Aufbau des Stoßdämpfers**

Ziel war es, einen Stoßdämpfer zu entwickeln, wie er auch in einem Zulassungsverfahren für Behälter vorgefunden werden könnte. Die geforderten Spaltmaße von 2-8 mm ließen sich aufgrund des Verzugs im Stoßdämpfer, der nicht mehr kreisrund war, nicht ohne immensen Aufwand einhalten. Die Spaltbreite betrug deswegen teils bis zu 15 mm. Der Feuchtegehalt des Holzes sollte 9-14 % betragen. Diese Holzfeuchte stellte sich bei der Lagerung in der trockenen Halle als Ausgleichsfeuchte ein, was mit ca. 80 Messwerten belegt worden ist.

#### **Gewählte Schadstellenkonfiguration**

Die Schadstellenkonfiguration wurde nach Vergleich mit unterschiedlichen an der BAM

in Fallversuchen vorgefundenen Schädigungsmustern (vgl. Abschnitt 4.4.1.2) als vergleichbar mit diesen ausgewählt.

### **Messung von Oberflächentemperaturen**

Rückblickend zeigt sich, dass die Position der Thermoelemente zur Messung der Oberflächentemperatur des Stahlblechs geeigneter hätte gewählt werden können. In Abbildung A.5 im Anhang ist zu sehen, welche Thermoelemente zur Oberflächentemperaturmessung angebracht worden sind. Im Stoßdämpferinnern wurden die Thermoelemente mit der Nummerierung 21, 22, 23, 24, 25 und 26 auf der an den EAB angrenzenden Stahlblechoberfläche mit Draht und Punktschweißgerät, wie in Abb. 3.2 zu sehen, fixiert. Weitere Thermoelemente zur Oberflächentemperaturmessung sind die Thermoelemente Nr. 1, 3 und 5, die auf dem Abstandsring im Zwischenraum EAB-Stoßämpfer fixiert worden sind sowie die Thermoelemente Nr. 0, 2, 4 und 6, die auf der außenseitigen EAB-Fläche, die an den Stoßdämpfer angrenzt, befestigt worden sind (vgl. Abb. A.6).

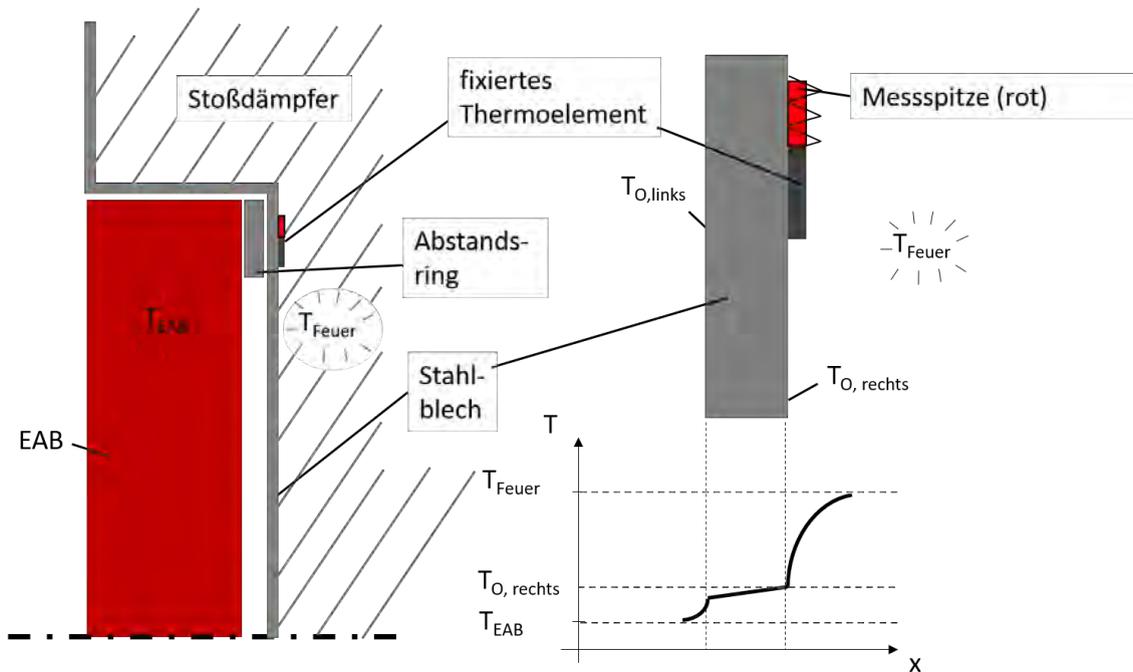
Die Messung der Oberflächentemperatur fand mit diesem Aufbau in einem Bereich statt, in dem, wie im Temperaturprofil in Abb. 6.1 zu sehen, sehr große Temperaturgradienten im Gasraum vorliegen. Dies ist bedingt durch hohe Temperaturen und dem großen Anteil der Wärmestrahlung an der Wärmeübertragung. Weicht der Abstand der Temperatursensoren von der Oberfläche geringfügig ab, so führt dies zu anderen Ergebnissen. An der BAM wurden nicht veröffentlichte Vergleichsmessungen zur Messung von Oberflächentemperaturen durchgeführt (vgl. Abb. C.1, C.2). In diesen Messungen wurden die Oberflächentemperaturen nach 3 unterschiedlichen Methoden gemessen (diese wurden sowohl auf der dem Feuer zugewandten als auch der dem Feuer abgewandten Seite angewendet):

- Messung mit einem Mantelthermoelement in 2 mm Tiefe,
- Messung mit einem Mantelthermoelement, das durch ein Blech abgedeckt wurde,
- Messung mit einem direkt auf der Oberfläche aufgepunkteten Thermodraht.

In Abb. C.1 sieht man, dass bei der Messung mit Thermodraht, bei dem die Kontakte direkt auf der Oberfläche anliegen im erwärmten Zustand bereits Abweichungen von 25 % im Vergleich zur in 2 mm Tiefe gemessenen Temperatur bestehen. Dies zeigt, dass die hier vorgenommene und in Abb. 6.1 dargestellte Positionierung zu großen Messfehlern führt.

### **Versuchsdurchführung**

Die Durchführung des Versuchs erfolgte unter idealen Wetterbedingungen. Die Windgeschwindigkeit im Versuch war mit im Mittel  $0,3 \text{ ms}^{-1}$  relativ gering. Während der Nach-



**Abbildung 6.1:** Messung von Oberflächentemperaturen im Stoßdämpfergroßbrandversuch: EAB, Abstandsring und Stoßdämpferstahlblech (links), Detailansicht zur Platzierung des Temperatursensors und Temperaturverlauf über das Stahlblech (rechts)

brandphase ist kein Niederschlag gefallen. Die geforderte Umgebungstemperatur von  $38\text{ °C}$  gemäß Abschnitt 2.1.6 wurde nicht erreicht und könnte kritisiert werden, wenn der Stoßdämpferbrand nicht initiiert worden wäre. Diese Kritik könnte in zukünftigen Versuchen zumindest abgeschwächt werden, indem die Versuche in der wärmeren Sommerjahreszeit durchgeführt werden würden. Eine weitere Möglichkeit würde die Verwendung von Heizmatten darstellen, um die Stoßdämpferaußenhaut auf die geforderte Temperatur zu heizen oder die EAB-Eintrittstemperatur vor dem Versuch auf eine höhere Temperatur zu regeln. In der Nachbrandphase kann das Temperaturkriterium in Freilandversuchen nicht eingehalten werden.

### 6.1.2 Auswertung des Kalorimetrieversuchs

In den Kalorimetrieversuchen konnte gezeigt werden, welcher Propangasdurchsatz erforderlich ist, um die Anforderungen an das Feuer hinsichtlich der IAEA-Kriterien zu erfüllen. Es wurde berechnet, welche äquivalente Wärmeleistung nach IAEA-Regelwerk anliegen muss [79]. In mehreren Kalorimetrieversuchen (vgl. Tabelle 4.1) wurde dann gezeigt, dass diese erforderliche Wärmeleistung für einen Propangasdurchsatz von  $1800\text{ kg h}^{-1}$  erzielt wird, mit welchem der nachfolgende Stoßdämpfergroßbrandversuch durchgeführt werden konnte.

### 6.1.3 Auswertung der Versuchsstandsauslegung

#### **Regelung der EAB-Austrittstemperatur**

Die mit Labview erstellte EAB-Austrittstemperatur-Regelung (vgl. Abschnitt 4.3.2.1) und das hydraulische System waren richtig dimensioniert. Die Regelung war sehr stabil. Innerhalb des EAB wurden an mehreren Messstellen die Wassertemperaturen gemessen, wobei die Temperaturmesswerte über die gesamte Versuchsdauer unter  $80\text{ }^{\circ}\text{C}$  betragen. Der gewählte Abstand zur Siedetemperatur war somit deutlich höher als erforderlich. Die Temperaturen der EAB-Austrittstemperaturregelung konnten mit nur sehr kurzzeitigen Abweichungen auf die geforderte Solltemperatur von  $76 - 80\text{ }^{\circ}\text{C}$  eingestellt werden. Technisch möglich gewesen wäre rückblickend aber auch ein kleinerer Temperaturbereich von  $78 - 80\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Dann wäre der Messfehler in der Differenztemperaturmessung geringer ausgefallen und die Zieltemperatur von  $80\text{ }^{\circ}\text{C}$  im EAB wäre besser erreicht worden. In diesem Fall müssten weitere Pumpstufen einstellbar sein. Redundanzen bei der Ein- und Austrittstemperaturmessung waren vorhanden und kamen im Versuch nicht zum Einsatz.

#### **Regelung der EAB-Eintrittstemperatur**

Die Regelung der Eintrittstemperatur stellte sich als etwas schwieriger heraus. Diese war sehr parameterabhängig. Änderte sich die Pumpstufe und damit die Geschwindigkeit im System musste sich die Temperatur anfangs erst einstellen und gegebenenfalls mussten die Reglerparameter nachjustiert werden, obwohl bereits pumpstufenabhängige Parameter verwendet worden sind. So müssen die Reglerparameter häufig angepasst werden. Dies scheint sich aber mit vorhandenem System aus Regler, Thyristorsteller und Strömungserhitzer nicht ändern zu lassen. Eine Möglichkeit zur Verbesserung der Regelung könnte es sein, den Temperatursensor für die Regelung der EAB-Eintrittstemperatur ebenfalls direkt vor dem EAB-Eintritt zu positionieren. Insbesondere bei sehr niedrigen Geschwindigkeiten dauert es eine Weile, bis das Wasser im EAB ankommt, was erforderte, dass man am Regler des SEH geschwindigkeitsabhängig höhere Temperaturen einstellen musste um die geforderte EAB-Eintrittstemperatur zu erreichen. Nachteilig wirkt sich bei der Positionierung des Temperatursensors am EAB-Eintritt aus, dass die Verzugszeit  $T_u$  dann noch größer wird und die Reglerparameter für die verschiedenen Pumpstufen noch mehr variieren. Da der Jumo Dicon Touch Regler nur 4 verschiedene Reglerparametersätze automatisch anwählen lässt, müsste geprüft werden, ob diese 4 Parametersätze ausreichen.

### **Messung der Ein- und Austrittstemperatur**

Die Messung der Temperatur an Ein- und Austritt des EAB hätte gemäß VDI/VDE 3511 [75] (vgl. Abschnitt 3.1.4) bestenfalls entgegen der Strömungsrichtung erfolgen sollen. Hier wurden die Temperatursensoren orthogonal zur Strömung verbaut. Demzufolge wurde nicht der geeignetste Aufbau gewählt. Da die Temperaturmessung aber in Flüssigkeiten erfolgt, ist der Einfluss der Wärmeableitung gering. Außerdem unterscheiden sich die Temperaturen an Ein- und Austritt nur um ca. 10%. Da hier eine Differenztemperatur gemessen wird, ist der etwaige Fehler durch Wärmeableitung an Ein- und Austritt ähnlich groß und wird bei Bildung der Differenztemperatur eliminiert.

### **Durchflussmessung**

Bei der Messung des Durchflusses durch den EAB wurden Schwankungen um den der jeweiligen Pumpstufe entsprechenden Solldurchfluss im System (vgl. Abschnitt 4.5.2.2) festgestellt, welche trotz umfangreicher Tests nicht erklärbar waren. Es wird vermutet, dass diese auf hochfrequente, in Folgetests aber nicht reproduzierbare Störungen zurückzuführen sind.

## 6.1.4 Auswertung der Versuchsergebnisse

Der Stoßdämpfer brannte mit den in Abschnitt 4.4.1.2 gewählten Beschädigungen vollständig in 72 Stunden aus, ohne dass sich im Stoßdämpfer nach dem Ausbrennen größere zurückbleibende Rückstände befanden. Diese wurden vom Wind ausgetragen. Im Stoßdämpfer erfolgte ein vorwärtsgerichteter Abbrandprozess: Die Luftzufuhr erfolgte in die Richtung des Brandfortschritts.

### **Auswertung des Brandverlaufs**

Die Abbrandgeschwindigkeit im Großbrandversuch war mit  $97 \text{ mmh}^{-1} \pm 25\%$  eine Größenordnung höher als in den durchgeführten Vorversuchen. Die Geschwindigkeit lag zudem weit höher, als in den von [52] untersuchten Proben, bei denen der Umschlag in flammenden Abbrand bei einer Schwelbrandausbreitungsgeschwindigkeit von  $50 - 55 \text{ mmh}^{-1}$  sehr wahrscheinlich wurde. Dies spricht dafür, dass es sich nicht mehr um einen reinen Schwelbrandprozess sondern bereits um flammenden Abbrand handelt. Die Temperaturen im Stoßdämpferbrandversuch waren deutlich höher als in den Vorversuchen, maximal bis zu  $1100^\circ\text{C}$  wurden erreicht. Diese Temperaturen sind deutlich höher als die für Schwelbrände angegebenen Temperaturen von  $500 - 700^\circ\text{C}$  (vgl. Abschnitt 2.2.2). Bei einer Brenndauer von 72 h und gleichbleibender Abbrandgeschwindigkeit,

wie sie im Innensegment gemessen wurde, würde die Flammenfront eine Strecke von 7 m zurücklegen, wenn sie sich gleichmäßig fortsetzt. Allerdings setzte sich der Brand abschnittsweise in verschiedenen Segmenten mit sich vom Mittensegment unterscheidenden Volumina fort (vgl. Brandverlauf in Abb. 4.23).

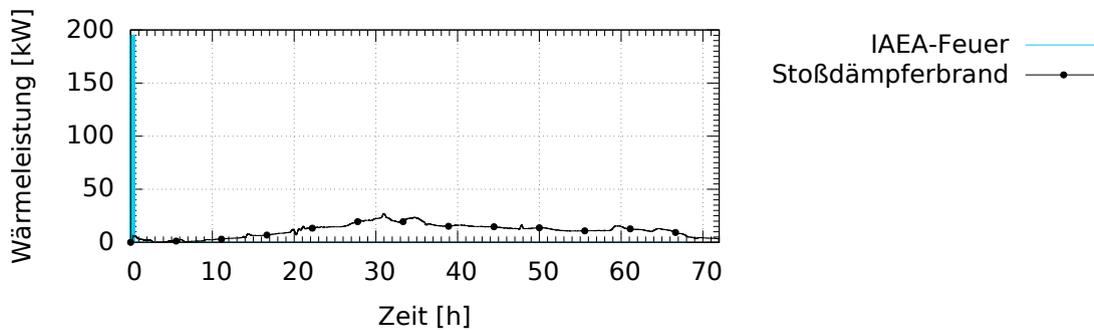
### **Auswertung der Wärmeleistung**

Ein wesentliches Ziel des Stoßdämpfergroßbrandversuchs war es, die Wärmeleistung des brennenden Stoßdämpfers über die Abbranddauer zu quantifizieren. Dass die Dimensionierung des Versuchsstands im Stoßdämpfergroßbrandversuch den Anforderungen entsprach, zeigten die in Abb. 4.27 gemessenen Temperaturen an Ein- und Austritt des EAB und dies wurde bereits in den Abschnitten zur Regelung beschrieben.

Der Vergleich mit dem in [6] durchgeführten Test eines generischen Stoßdämpferdesigns zeigt, dass in dem hier durchgeführten Test eine deutlich höhere Wärmeleistung erzielt wurde. Der Maximalwert der örtlich gemittelten Wärmestromdichte beträgt in [6]  $1 \text{ kWm}^{-2}$  mit lokal gemessenen Maximalwerten von  $8 \text{ kWm}^{-2}$ . Die EAB-Oberfläche im hier durchgeführten Versuch beträgt  $2,6 \text{ m}^2$  (vgl. Zeichnung des Stoßdämpfers, Abb. A.7). Damit wird hier eine örtlich gemittelte Wärmestromdichte von im Maximum  $11,5 \text{ kWm}^{-2}$  erzielt. Dies ist 11,5 mal größer als die in [6] örtlich gemittelte Wärmestromdichte im Maximum. Dazu muss erwähnt werden, dass die Holzmasse des Stoßdämpfers und damit auch die im Stoßdämpfer enthaltene Energie in dem hier durchgeführten Versuch etwa 3 mal so groß ist. Die Kontaktfläche zwischen EAB und Stoßdämpfer ist etwa 2 mal so groß. Damit sind die Proportionen vergleichbar. Die Branddauer im Versuch von [6] betrug ca. 96 h. Die durchschnittlich zu erwartende Wärmeleistung unter Berücksichtigung von Energiegehalt und Branddauer verglichen mit [6] beträgt hier also bereits das 4-fache. Da der Abbrand hier allgemein schneller und heißer erfolgte, war hier auch ein ausgeprägteres Maximum in der Wärmeleistung zu erwarten.

Während des 30-minütigen IAEA-Feuers wirkt ein Stoßdämpfer durch seine Holzdicke und -masse wie eine Wärmedämmung auf die von ihm direkt überdeckte Behälteroberfläche, sodass in erster Näherung davon ausgegangen werden kann, dass während dieser Feuerphase nahezu keine Wärmeenergie durch den Stoßdämpfer in einen Behälter (hier EAB) übertragen wird. Signifikant ist deshalb ein Vergleich der in Summe durch den Stoßdämpferbrand in den EAB eingeleiteten Wärmemenge mit der Wärmemenge, die durch das 30-minütige IAEA-Feuer beim Fehlen des Stoßdämpfers direkt in einen Behälter (hier EAB) in jene, nun nicht durch Stoßdämpfer überdeckte Fläche des Behälters eingetragen wird. In der 30-minütigen Feuerphase würde eine Wärmestromdichte von etwa  $75 \text{ kWm}^{-2}$  in den Behälter (hier EAB) eingeleitet. Den Vergleich der freigesetzten

Wärmeleistung zeigt Abb. 6.2. Durch das IAEA-Feuer würden in der 30-minütigen exter-



**Abbildung 6.2:** Vergleich von gemessener Wärmeleistung des brennenden Stoßdämpfers und Wärmeleistung des IAEA-Feuers

nen Feuerphase auf die o.g. Fläche etwa 100 kWh eingeleitet, wohingegen durch den hier initiierten Stoßdämpferbrand ca. 750 kWh eingeleitet werden (Integral der Wärmeleistung über die Branddauer). Damit ist in dem hier dargestellten Beispiel die Energie, die durch den Stoßdämpferbrand über die Stoßdämpfer in einen Behälter eingeleitet wird, mehr als das 7-fache der durch das IAEA-Feuer ohne Stoßdämpfer eingeleiteten Wärmeleistung bezogen auf die durch den Stoßdämpfer überdeckte Fläche. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die Energie je nach gewähltem Brandszenario zu verschiedenen Zeiten in den Behälter eingetragen wird und durch das 30-minütige IAEA Feuer zusätzlich Wärme über die freiliegende Behälterfläche eingetragen wird. Je nachdem wie der zeitliche Verlauf der jeweiligen Wärmeeinträge ist, können sich diese Wärmeeinträge (Wärmeeintrag durch Stoßdämpferbrand oder über die freiliegende Behälterfläche) zeitlich überlagern. Der Versuch und die hierbei gemessenen und abgeleiteten Größen erfordert es, die Erkenntnisse in den in Kapitel 4 beschriebenen Prüfabläufen zu berücksichtigen. Der Großbrandversuch zeigt, dass die thermische Prüfung eines Behälters zusammen mit dem Stoßdämpfer ein thermisch relevantes Szenario darstellen kann. Die Auswirkungen der Ergebnisse auf den jeweiligen Behälter sind im Detail zu untersuchen, weil der Aufbau der Behälter untereinander und die thermisch relevanten Bauteile variieren. Beispielsweise dürfen die Deckeldichtungen bestimmte Auslegungstemperaturen nicht überschreiten.

## 6.2 Auswertung der Kleinbrandversuche

In Kapitel 5 wurde gezeigt wie die Kleinbrandversuche aufgebaut und messtechnisch ausgestattet worden sind. Anschließend wurde die eingesetzte Messtechnik beschrieben und abschließend wurden die Messergebnisse dargestellt.

### 6.2.1 Auswertung von Versuchsaufbau und Durchführung

Ziel war es, die Kleinversuchsbehälter so zu entwerfen, dass sie in nachfolgenden Versuchen wiederverwendet werden können. Dies war möglich, da keine größeren Deformationen eingetreten sind. Die Dichtheit der Behälter an den Öffnungen war weitestgehend gegeben.

Der Prüfstandsboden wurde während der äußeren Brandphase mit Wasser gekühlt, welches die Wägezellen bedeckt hat. Während der Nachbrandphase wurde das Wasser zwecks Brandschutz im Prüfstand belassen, musste aber für die Installation der Hitzdrähte abgelassen werden, was erforderte diese Gewichtsveränderungen in den Messdaten herauszurechnen.

### 6.2.2 Auswertung der gemessenen Daten

#### **Temperaturmaxima**

Das Temperaturmaximum für die Kleinversuchsbehälter ( $0,07 \text{ m}^3$  Volumen) betrug im arithmetischen Mittel  $780 \text{ }^\circ\text{C}$  (gemittelt aus den Maximaltemperaturen in Tab. 5.3). Die Abweichung der maximal gemessenen Temperatur bei Betrachtung der 5 brennenden Behälter gleichen Volumens betrug maximal 8 % nach unten und 25 % nach oben.

#### **Richtung des Abbrands**

Die Richtung des Abbrands der Behälter ist nicht eindeutig. Es erfolgte kein eindeutiger Durchbrand von unten nach oben, wie dies nach dem Stoßdämpfergroßbrandversuch erwartet wurde. Nur bei Behälter 5 war die Brandrichtung von unten nach oben zu erkennen. Dies lässt darauf schließen, dass die thermische Konvektion nicht so ausgeprägt war wie im Stoßdämpfergroßbrandversuch. Die Ergebnisse deuten darauf hin, dass die Kleinversuchsbehälter von außen nach innen abbrannten.

#### **Brandgeschwindigkeit**

Die Brandgeschwindigkeit ließ sich nur für 2 Behälter berechnen, da sich nur für Behälter 5 und Behälter 3 ohne Berücksichtigung des obenliegenden Thermoelements eine Brandrichtung erkennen ließ. Hier betrug die Brandgeschwindigkeiten  $33 \text{ mmh}^{-1}$  bzw.  $27 \text{ mmh}^{-1}$ .

#### **Brenndauer**

Die Brenndauer betrug  $31,5 - 35 \text{ h}$ . Die Abweichung vom arithmetischen Mittelwert lag

bei Betrachtung von 4 Behältern in Bezug auf die maximale Brenndauer mit unterschiedlicher Schadstellengröße somit bei nur 3 % nach oben und 7 % nach unten. Es konnte nicht beobachtet werden, dass mit einer größeren Schadstelle eine längere Brenndauer einhergeht (vgl. Tabelle 5.3). Behälter 6 hat mit 35 h zwar die längste Brenndauer, Behälter 5, der ebenfalls die größte Schadstelle hat, hat hingegen die kürzeste Brenndauer.

### **Abbrandrate**

Die maximale Abbrandrate in den Kleinbrandversuchen betrug im arithmetischen Mittel  $0,43 \text{ gs}^{-1}$ . Die Abweichung der maximalen Abbrandrate vom arithmetischen Mittelwert betrug im Maximum 28 % nach unten und 40 % nach oben. Allgemein lässt sich in den Versuchen feststellen, dass die größte Massenverlustrate kurze Zeit nachdem alle sich im Behälter befindlichen Thermolemente ein erstes Temperaturmaximum erreicht haben, eintritt.

### 6.2.3 Auswertung der Ergebnisse

Die durchgeführten Kleinbrandversuche zeigen, welche Streuung in den Versuchen bei Variation der Schadstellengröße aufgetreten ist (vgl. Abschnitt 5.4.1). Mit Durchführung von 8 Kleinversuchen mit variierender Schadstellengröße konnte eine kritische Schadstellengröße ausgemacht werden. Tabelle 5.1 stellt eine Übersicht der Versuchsergebnisse dar. Darin sieht man, dass die Behälter mit der kleinsten Schadstelle ( $\varnothing 37 \text{ mm}$ ) nicht brannten, die Behälter mit ( $\varnothing 52 \text{ mm}$ ) zu 50 % brannten und die Behälter mit größeren Schadstellen ( $\varnothing 73 \text{ mm}$ ,  $\varnothing 100 \text{ mm}$ ) vollständig ausbrannten.

Im Folgenden sollen die Versuchsergebnisse bewertet werden.

### **Abweichungen in den Messergebnissen**

Alle Behälter gleicher Größe hatten vergleichbare Brenndauern, sofern der Brandfall eingetreten ist. Hinsichtlich der betrachteten Untersuchungsgrößen wie Brandrichtung, Maximaltemperatur o. ä. unterscheiden sich die Ergebnisse bereits deutlich stärker.

Die Abweichung in der Branddauer vom arithmetischen Mittel beträgt schadstellenunabhängig 3 % nach oben und 7 % nach unten. Die Abweichung vom arithmetischen Mittel der Maximaltemperatur, die aber auch nur lokale Messwerte zeigt, beträgt maximal 8 % nach unten und 25 % nach oben. Die Abweichungen der maximalen Abbrandrate vom arithmetischen Mittelwert betragen im Maximum 28 % nach unten und 40 % nach oben.

### **Messung der Abbrandrate**

Die Teilung der Wägezellen wurde mit 0,1 kg zu groß eingestellt. Kleinere Teilungswerte hätten einen qualitativ genaueren Verlauf der Abbrandrate ermöglicht.

### **Messverfahren zur Luftgeschwindigkeitsmessung**

Es konnte gezeigt werden, dass mit der Hitzdrahtanemometrie in sehr hoher Auflösung gemessen werden kann und sich die Geschwindigkeiten im niedrigen Geschwindigkeitsbereich sehr gut differenzieren lassen.

Trotzdem die Messtechnik der Witterung ausgesetzt wurde, war eine Verfälschung der Messergebnisse durch Windeinfluss aufgrund der Windabschirmung nicht zu erkennen. In windstillen Zeiträumen ist die empirische Standardabweichung nicht höher als unter Windeinfluss. Zweifel bestanden hingegen an den Kalibrierkurven. Es hätte ein Temperaturabgleich durchgeführt werden müssen, der sich mit der vorhandenen Messtechnik nicht mehr realisieren ließ. Aus diesem Grund muss davon ausgegangen werden, dass die Kalibrierkurven falsch sind und die gemessenen Spannungen, die mit den Kalibrierkurven in Geschwindigkeiten umgewandelt werden keine richtigen absoluten Geschwindigkeitsmesswerte anzeigen.

Es konnte aber gezeigt werden, dass die geringen Strömungsgeschwindigkeiten prinzipiell messbar sind.

## **6.3 Vergleich von Großbrandversuch und Kleinbrandversuchen**

Die Brenndauer im Großbrandversuch betrug 72 h bei einem Holzvolumen von 3 m<sup>3</sup> Holz, wohingegen die Brenndauer in den Kleinbrandversuchen ca. 33 h für 0,07 m<sup>3</sup> Holz mit einer Schwankung von  $\pm 5\%$  betrug. Im Großbrandversuch wurden Temperaturen von maximal 1100 °C erreicht, wohingegen in den Kleinbrandversuchen maximal 700 – 900 °C erreicht wurden.

Der Brand im großen Stoßdämpfer war deutlich stärker thermisch konvektionsbedingt, weshalb sich dort ein klarer Brandverlauf von unten nach oben ausgebildet hat. Der Abgasstrom, der aus der Dornlochschädigung ausströmte war so groß, dass hier keinerlei Luftzufuhr mehr hinein erfolgen konnte – in den Nachtbildaufnahmen sieht man die Flammen aus dem Behälter heraus aufsteigen. Diffusionsbedingte Luftzufuhr durch die obere Schadstelle war in den Kleinbrandversuchen aber noch möglich, weil sich nicht ein so starker Abgasstrom einstellte.

Im Großbrandversuch wurden Brandgeschwindigkeiten von  $97 \text{ mmh}^{-1} \pm 25\%$  erzielt, in den Kleinbrandversuchen waren dies, sofern die Brandrichtung eindeutig war, ca.  $30 \text{ mmh}^{-1}$ . Gemessen wurden diese Geschwindigkeiten bei dem Behälter mit der größten und zweitgrößten Schadstelle. In den Kleinbrandversuchen ist der Umschlag zum flammenden Abbrand recht spät erfolgt. Mehrfach wurde erst nach ca. 8 h ein Anstieg der Temperaturen im Stoßdämpferinnern bemerkt. Weitere Faktoren, die für einen schnelleren Abbrand im Großbrandversuch sprachen waren höhere Temperaturen und eine sehr gute Wärmedämmung durch das umgebende Holz im Stoßdämpfer.

Ein Kritikpunkt im Stoßdämpfergroßbrandversuch könnten die größer als üblichen Spaltmaße zwischen Stoßdämpferhülle und Fichtenholz sein (vgl. Abschnitt 4.4.1.1). In den Kleinbrandversuchen wurde das Holz hingegen passgenau verlegt, womit aber ebenfalls ein Brand im Behälterinnern initiiert wurde.

Die Ergebnisse der Schadstellenvariation lassen vermuten, dass auch im Großbrandversuch zu kleine bzw. ungünstig positionierte Schadstellen nicht zwangsläufig eine Brandinitiation bedeuten.

Die Kleinbrandversuche zeigten, dass die Abweichungen in den gemessenen Temperaturen, in der Branddauer und in der Abbrandrate bei gleicher bzw. ähnlicher Konfiguration und trotz Schadstellenvariation relativ ähnlich waren und Abweichungen im Bereich von 20 – 30 % lagen. Wünschenswert wäre es gewesen den Großbrandversuch in der genau gleichen Form mehrfach zu wiederholen, um zu überprüfen wie sehr die Versuchsergebnisse variieren. Da dies allerdings zu aufwendig wäre und auch nur die Streuung für eine einzige Stoßdämpferbauform und -prüfkonfiguration liefert, musste auf Kleinbrandversuche zurückgegriffen werden. Anhand der Kleinbrandversuche könnten zu erwartende Streuungen in den Versuchsergebnissen ermittelt und Parameterabweichungen festgestellt werden.

Mit dem hier durchgeführten Großbrandversuch und den insgesamt 9 durchgeführten Kleinbrandversuchen wurde eine Datengrundlage zum Brand von stahlblechumkapselten Holzstrukturen geschaffen.

## 6.4 Skalierbarkeit der durchgeführten Brandversuche

Nach der Durchführung von Großbrandversuch und Kleinbrandversuchen stellt sich die Frage, ob diese skalierbar sind und sich das Brandverhalten bei Variation der Behältermaße einer bestimmten Gesetzmäßigkeit entsprechend verändert.

In den Versuchen wurde eine einfache Geometrie mit dem Ziel gewählt, die Messergebnisse hinsichtlich Abweichungen bei der Wiederholung der Brandversuche zu untersu-

chen. Die Untersuchung der Skalierbarkeit war hier also nicht das erste Untersuchungsziel, wird sich aber perspektivisch stellen.

Ein möglicher Skalierungsfaktor ist die Abbrandrate. Diese ist u. a. abhängig von den Materialeigenschaften und dem Sauerstoffgehalt und sollte sich gleich verhalten, wenn die Reaktionstemperatur gleich ist (vgl. Abschnitt 2.2.1):

$$\frac{\dot{m}}{A} = \frac{\dot{q}_F - \dot{q}_V}{L_V} \left[ \frac{\text{kg}}{\text{m}^2\text{s}} \right]. \quad (6.1)$$

Die Abbrandrate enthält den Verlustwärmestrom  $\dot{q}_V$ , welcher abhängig von der Behältergröße und somit vom Oberflächen-Volumen-Verhältnis ist.

Nach [28] ist die vom Feuer generierte Wärmestromdichte  $\dot{q}_F$  von Strahlung dominiert, sofern der Durchmesser des Feuers mehr als 0,3 m beträgt.

$\dot{q}_F$  steigt in vierter Potenz mit der Temperatur in K an. Die Temperaturen sind beim Großbrandversuch erheblich größer gewesen als in den Kleinbrandversuchen, was ein Grund für die höheren Abbrandraten ist.

Allgemein kann man bei der Verlustwärmestromdichte davon ausgehen, dass diese sich abhängig vom Oberflächen-Volumen-Verhältnis (O.V.-Verhältnis) der Behälter verhält. Bei den kleineren Behältern ist das O.-V.-Verhältnis groß und bewirkt dementsprechend größere Wärmeverluste (vgl. Tab. 6.1).

In einem ersten Kleinbrandversuch eines Behälters mit doppeltem Volumen zeigte sich,

**Tabelle 6.1:** Oberflächen-Volumen-Verhältnis in den Brandversuchen

Behälter	Volumen [m <sup>3</sup> ]	Ober- fläche [m <sup>2</sup> ]	O.-V.- Verhältnis [1]	$T_{\text{max.}}$ [°C]
Kleinversuchsbehälter (klein)	0,07	0,72	10,3	700 – 900
Kleinversuchsbehälter (groß)	0,15	1,06	7,1	700
Stoßdämpfer Großbrandversuch	3	16,8	5,6	1100

dass sich die Branddauer mehr als verdoppelte, obwohl sie bei gleicher Behältergröße relativ konstant war. Vergleicht man also die Abbrandrate der 8 durchgeführten Versuche mit den kleinen Behältern mit der Abbrandrate des großen Kleinversuchsbehälters, so bleibt die Abbrandrate [kg s<sup>-1</sup>] trotz verändertem Oberflächen-Volumen-Verhältnis etwa gleich.

Das lässt darauf schließen, dass ein relevanter Skalierungsfaktor der Sauerstoffvolumenstrom ist, der pro Brennstoffmenge durch die Schadstellenöffnungen zugeführt wird.

Aufgrund der Geometrie des Stoßdämpfers befand sich im Stoßdämpferinnern ein langer Strömungsweg zwischen unterer und oberer Schadstelle. Hinzu kam, dass sich durch den Höhenunterschied beider Schadstellen ein ausgeprägter Kamineffekt mit starker Konvektionsströmung einstellte. Aufgrund des großen Holzvolumens und der Tatsache, dass

der Brand anfangs nur zwischen den Schadstellen stattfand, war der Brandraum auch gegen Wärmeverluste sehr gut gedämmt. Diese veränderte Geometrie erschwert die Vergleichbarkeit von Groß- und Kleinbrandversuchen.

Erstrebenswert wäre deshalb zur Untersuchung dieser Skalierungsfaktoren die Durchführung weiterer Versuche gleicher Geometrie mit variierendem Maßstabsfaktor und mit Messung der Sauerstoffzufuhr.

## 6.5 Simulation der Brandversuche

Die Modellierung der Zersetzung und des Abbrands des Holzes im Stoßdämpfer ist ein weiterer Ansatz um das Brandverhalten zu beschreiben. Wäre dies möglich, so könnten verschiedene Stoßdämpfergeometrien und Beschädigungsmuster durch Simulationen untersucht werden. Die Erstellung von Simulationsmodellen erfordert eine umfassende Auseinandersetzung mit der Fragestellung, wie eine Simulation sinnvoll aufgesetzt werden kann, ob die Simulation mit einem Feststoff- oder Flüssigkeitsansatz durchgeführt wird, wie mit sich zersetzendem Holz umgegangen wird oder ob als Ansatz vereinfachte Modelle eingesetzt werden können. Die thermophysikalischen Eigenschaften wie die Wärmeleitfähigkeit, die Rohdichte und die spezifische Wärmekapazität von Holz ändern sich erheblich mit der Temperatur und dem Feuchtegehalt (vgl. [59], [60]), weshalb die chemischen und physikalischen Vorgänge beim Abbrand schwer zu erfassen sind. Wissenschaftliche Studien befassen sich deshalb meist nur mit der Erforschung eines Teilbereichs der Verbrennungsvorgänge. Außerdem muss analysiert werden wie die in den Versuchen zu sehende Streuung in die Simulationen eingeht und wie mit sich zersetzendem Holz und mit der Verkohlung des Holzes umgegangen wird. In Abschnitt 2.4 wurde die dämmende Wirkung der Holzkohle beschrieben, was in [31] mit Abbildungen von homogener Holzkohle unterlegt wurde. In den hier durchgeführten Kleinbrandversuchen in Abschnitt 5.4.3 waren aber erhebliche Risse zu sehen, sodass hier nicht ohne Weiteres von dieser dämmenden Wirkung ausgegangen werden sollte. Ein Projekt zur Simulation des Abbrands von Holz mit Ansys CFX wurde an der BAM durchgeführt. Hier wurde der Abbrand eines Holzstücks im Cone Kalorimeter untersucht [113].

Die in dieser Arbeit durchgeführten Versuche liefern Ergebnisse für reale Brandgeschehen, die auch Faktoren wie das Zusammenfallen des Holzes und die Interaktion im Holz betrachten, wofür die Untersuchung der rein chemischen Zersetzungsprozesse des Holzes keinen Aufschluss gibt. Inwieweit diese Daten für Brandsimulationen eingesetzt werden könnten, muss nachfolgend untersucht werden.



# Zusammenfassung und Ausblick

## 7.1 Zusammenfassung

Stoßdämpfer, die zum Schutz von Behältern zum Transport radioaktiver Stoffe eingesetzt werden, reduzieren bei einem etwaigen Unfall die auf den Behälterkörper wirkende mechanische Belastung erheblich und erfüllen eine wichtige Sicherheitsfunktion. Typische Stoßdämpferbauarten, bestehen häufig aus stahlblechummantelten geschichteten Fichtenholzbrettern. Durch Verformung der Stoßdämpfer wird ein Großteil der aus der mechanischen Belastung resultierenden Energie aufgenommen. In Zulassungsverfahren muss die Sicherheit der jeweiligen Behälterkonstruktion nachgewiesen werden, wobei u. a. der Nachweis erbracht werden muss, dass die Behälter definierte Prüfbedingungen in Form einer mechanischen Prüfsequenz und einer anschließenden thermischen Prüfung erfüllen. In der thermischen Prüfung wird das Versandstück für eine Dauer von 30 min einem allumhüllenden Feuer von im Mittel min. 800 °C ausgesetzt.

Dass Stoßdämpfer infolge der 30-minütigen Feuerbeanspruchung in Brand geraten könnten, ist die Basis für das in dieser Arbeit untersuchte Brandverhalten von stahlblechumkapselten Holzstrukturen. Ein wesentliches Ziel dieser Arbeit war es, dass im Großbrandversuch die auf den Behälterkörper einwirkende Wärmeleistung durch Stoßdämpferbrand quantifiziert wird. Mit den Kleinbrandversuchen sollte die Parameterabhängigkeit von Brandversuchen mit stahlblechumkapselten Holzstrukturen untersucht werden, da ein einzelner Brandversuch nur unzulängliche Aussagekraft hat.

Im Großbrandversuch wurde ein originalgroßer generischer Stoßdämpfer unter Einhaltung von thermischen Randbedingungen (der EAB hatte eine vergleichbare Temperatur wie der Behälter) auf dem Brandprüfstand entzündet. Der Stoßdämpfer hatte ein Holzvolumen von 3 m<sup>3</sup> und war mit aus der mechanischen Belastung resultierenden

Vorschädigungen in der Stoßdämpferhülle in Form eines Dornlochs und 3 aufgeplatzten Schweißnähten versehen. Dabei war der Stoßdämpfer nicht, wie es der Aufbau eines Behälters vorsieht, am Behälter befestigt, da dieser durch den EAB, der zur Messung der Wärmeleistung erforderlich war, ersetzt wurde.

In den vor dem Großbrandversuch durchgeführten Kalorimetrieversuchen wurde gezeigt, dass das Feuer im Stoßdämpfergroßbrandversuch regelwerkskonform ist.

Es wurde ein Versuchsstand zur Messung einer variablen Wärmeleistung im Bereich von 1 – 57 kW entwickelt, bei dem eine maximale Temperaturdifferenz von 10 K über den EAB vorliegt. In der Versuchsplanung wurde angenommen, dass mit diesem Bereich jede erdenkliche Wärmeleistung hinreichend genau messbar ist, was sich als richtige Annahme herausstellte.

Für die Wärmeleistungsmessung wurde eine stabile Temperaturregelung zur Einhaltung der EAB-Austrittstemperatur entwickelt, wodurch die Qualität in der gemessenen Wärmeleistung erhöht und mit sehr geringen Messfehlern gemessen werden konnte.

Im Großbrandversuch wurde gezeigt, dass der vorgeschädigte Stoßdämpfer für eine Dauer von 72 h brannte und dass im Maximum eine Wärmeleistung von 30 kW in den Energieaufnahmebehälter eingetragen wurde. Integriert über die gesamte Stoßdämpferbranddauer betrug die Energie ein Vielfaches von der Energie, die eingetragen worden wäre, wenn der Behälter ohne Stoßdämpfer dem IAEA-Feuer ausgesetzt wird. Dann müsste um die Vergleichbarkeit zu ermöglichen über die eigentlich vom Stoßdämpfer überdeckte Fläche für eine deutlich geringere Dauer von 30 min die Wärmeleistung des IAEA-Feuers (190 kW) angenommen werden. Während des Stoßdämpferbrands wurden Temperaturen von bis zu 1100 °C wurden erreicht. Die Abbrandgeschwindigkeiten betrugen temporär in Hauptbrandausbreitungsrichtung  $97 \text{ mmh}^{-1} \pm 25\%$ . Während der 72-stündigen Branddauer wurde Flammenschlagen im Stoßdämpfer beobachtet und es war ein langanhaltendes Glühen der Stoßdämpferstahlblechummantelung zu erkennen. Die vorherige Annahme eines Schwelbrands wurde durch diese Beobachtungen nicht unterstützt.

Bewusst dessen, dass ein einziger durchgeführter Brandversuch in Originalgröße unzulänglich ist, um das Brandverhalten von Stoßdämpfern zu beschreiben, wurde in den Kleinbrandversuchen die Parameterabhängigkeit von stahlblechumkapselten Holzstrukturen weitergehend untersucht. Dafür wurde das Brandverhalten von 8 zylinderförmigen Probekörpern mit einem Holzvolumen von  $0,07 \text{ m}^3$  getestet, wobei in jeden Behälter 2 kreisrunde Schadstellen auf gegenüberliegenden Seiten im Zylindermantel eingebracht worden sind. Die untersuchte Schadstellengröße variierte und je Schadstellengröße existierten 2 Behälter, sodass 4 verschiedene Schadstellengrößen getestet

wurden.

Die Wärmeleistung in den Kleinbrandversuchen konnte aufgrund des zu umfangreichen Versuchsaufbaus nicht gemessen werden. Deshalb wurde die Abbrandrate gemessen, welche wesentliche Einflussgröße auf die Wärmeleistung ist. Desweiteren wurde ein Messverfahren zur Messung der Luftzufuhr in die Kleinbrandversuchsbehälter entwickelt. Es zeigte, dass geringe Luftgeschwindigkeiten in den Brandversuchen sehr genau gemessen werden können, was in zukünftigen Versuchen in verbesserter Form eingesetzt werden könnte. Das genutzte Hitzdrahtanemometrie-System zeigte sich in der Durchführung der Kalibrationen aber schwierig handhabbar, weshalb die Messergebnisse für die Kleinbrandversuche nicht zum Vergleich des Brandverhaltens der 8 Behälter untereinander genutzt werden konnten. Mit den gemessenen Luftgeschwindigkeitsdaten kann die zu erwartende Geschwindigkeit in Folgeversuchen besser eingeschätzt werden und so kann gegebenenfalls auch eine druckbasierte Geschwindigkeitsmessung mit Pitotrohr durchgeführt werden.

In der Bewertung der Kleinbrandversuche konnte gezeigt werden, dass eine kritische Schadstellengröße existiert und welche Streubreite in den Messergebnissen bei Variation der Schadstellengröße und unabhängig davon vorliegt. Die Abweichung in der Branddauer vom arithmetischen Mittel beträgt schadstellenunabhängig 3 % nach oben und 7 % nach unten. Die Abweichung vom arithmetischen Mittel der Maximaltemperatur, die aber auch nur lokale Messwerte zeigt, beträgt maximal 8 % nach unten und 25 % nach oben. Die Abweichungen der maximalen Abbrandrate vom arithmetischen Mittelwert betragen im Maximum 28 % nach unten und 40 % nach oben. Die Kleinbrandversuche geben damit Aufschluss darüber, welche Abweichungen in weiteren Großbrandversuchen zu erwarten sind.

## 7.2 Ausblick

In dieser Arbeit wurde gezeigt, dass die eingangs in Kapitel 4 aufgezeigten Prüfabläufe im Zuge der sicherheitstechnischen Beurteilung von Behältern zu überdenken sind. Der Großbrandversuch zeigte, dass die thermische Belastung eines Behälters aufgrund von Stoßdämpferbrand ein relevantes thermisches Szenario darstellen kann, welches zusätzlich zur definierten thermischen Belastung durch das IAEA-Feuer (vgl. Abschnitt 6.1.4) zu betrachten ist. Die Auswirkungen der Ergebnisse auf die Behältersicherheit werden im Detail zu betrachten sein, weil der Aufbau der Behälter untereinander und die thermisch kritischen Bauteile variieren.

Jeder Behälter ist anders aufgebaut und unterscheidet sich darin wie viel Wärmeleistung

ins Behälterinnere eingetragen werden kann und für welche Temperaturen beispielsweise die Dichtungen ausgelegt sind.

Die Durchführung eines zweiten Großbrandversuchs wäre sinnvoll um die Aussagekraft des Großbrandversuchs zu verbessern. In diesem zweiten Versuch sollten die in der Auswertung beschriebenen Verbesserungen zur Messung der Oberflächentemperaturen vorgenommen werden. Mit verbesserter Oberflächentemperaturmessung könnten sinnvollere Rechenmodelle erstellt werden, um die thermische und thermomechanische Belastung auf das Deckel-Dichtsystem, Schrauben und Behälter zu untersuchen.

In weiteren Kleinbrandversuchen sollte die Skalierbarkeit untersucht werden. Sowohl die Schadstellengröße als auch die Behältergröße sind bei den verschiedenen Stoßdämpferbauarten sehr unterschiedlich. In einem ersten Kleinbrandversuch eines Behälters mit doppeltem Volumen zeigte sich, dass die Abbrandrate konstant blieb. Die Branddauer verdoppelte sich. Bei gleicher Behältergröße war die Branddauer konstant.

Offen geblieben ist die Untersuchung der eingangs aufgezeigten brandbeeinflussenden Parameter wie die vertikale oder horizontale Orientierung der Versuchsprobekörper, der Feuchtegehalt des Holzes, eine erhöhte Sauerstoffkonzentration, die Brandgeometrie (handelt es sich bspw. um eine Geometrie mit optimierten Oberflächen-Volumen-Verhältnis oder ist es eine Geometrie, die über sehr viele Spalte verfügt) oder die Holzdicke. Der Einfluss der Spaltmaße sollte untersucht werden, um eine bessere Vergleichbarkeit von Groß- und Kleinbrandversuchen zu ermöglichen. In den durchgeführten Kleinbrandversuchen wurde die Schadstellengrößenvariation untersucht, wofür relativ viele Versuche erforderlich waren. Mit den ersten Kleinbrandversuchen ist bereits eine Datengrundlage gegeben, was den Aufwand vergleichender Versuche reduziert.

Als weiteres offenes Thema bleibt die Frage nach der Simulation von Holzbränden bestehen. Das Thema wurde aufgrund der Komplexität der Fragestellung nur angeschnitten.

# Literaturverzeichnis

- [1] BUNDESMINISTERIUM FÜR VERKEHR, BAU UND STADTENTWICKLUNG: *Die Beförderung radioaktiver Stoffe*. [https://www.bmvi.de/SharedDocs/DE/Publikationen/G/befoerderung-radioaktiver-stoffe.pdf?\\_\\_blob=publicationFile](https://www.bmvi.de/SharedDocs/DE/Publikationen/G/befoerderung-radioaktiver-stoffe.pdf?__blob=publicationFile). Version: 2013
- [2] *Kernenergie im Dialog*. Deutsches Atomforum e.V., 2014. – 15 Seiten
- [3] PURCELL, P.: Fire Testing of a Full Scale Wood Filled Flask Shock Absorber. In: *Packaging and Transportation of Radioactive Materials 2001*. Chicago, USA, 2001
- [4] FELDKAMP, M. ; NEHRIG, M. ; BLETZER, C. ; MUSOLFF, A. ; ERENBURG, M. ; WILLE, F.: Behaviour of Wood Filled Impact Limiters during Fire Test. In: *Packaging and Transportation of Radioactive Materials 2016*. Kobe, Japan, 2016
- [5] FELDKAMP, M. ; ERENBURG, M. ; NEHRIG, M. ; BLETZER, C. ; MUSOLFF, A. ; SCHÖNFELDER, T. ; WILLE, F.: Behaviour of Wood Filled Impact Limiters during the IAEA Thermal Test. In: *ASME 2017 Pressure Vessels and Piping Conference*. Waikoloa, Hawaii, USA, 2017
- [6] ECKERT, B.: New Outcomes from Combustion of Wood inside Package Shock Absorbers after Fire Test. In: *Packaging and Transportation of Radioactive Materials 2013*. San Francisco, CA, USA, 2013
- [7] NEUMANN, M.: *Untersuchung des Verhaltens stoßdämpfender Bauteile von Transportbehältern für radioaktive Stoffe in Bauartprüfung und Risikoanalyse*, Bergische Universität Wuppertal, Dissertation, 2009
- [8] CRIDDLE, T. J. ; NOSS, P. W.: 380-B Transport Packaging Testing for NRC and IAEA Compliance. In: *Packaging and Transportation of Radioactive Materials 2016*. Kobe, Japan, 2016
- [9] KALCK, C. ; NEFFATI, A. ; ISSARD, H.: Development of Innovative Solutions for High Performance Impact Limiters on Transport Casks. In: *Packaging and Transportation of Radioactive Materials 2016*. Kobe, Japan, 2016
- [10] ARBITAL, J. G. ; BYINGTON, J. A. ; DIXON, M. O.: Developing an Insulation Material for Type B Shipping Containers. In: *Packaging and Transportation of Radioactive Materials 2004*. Berlin, Deutschland, 2004

- [11] FAVRE, A. ; HILBERT, F.: Thermal Test of the DN30 Package for the Transport of UF<sub>6</sub>. In: *Packaging and Transportation of Radioactive Materials 2016*. Kobe, Japan, 2016
- [12] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY: *Regulations for the Safe Transport of Radioactive Material*. Vienna : International Atomic Energy Agency, 2018 (Specific Safety Requirements No. SSR-6 (Rev. 1)). [https://www-pub.iaea.org/MTCD/Publications/PDF/PUB1798\\_web.pdf](https://www-pub.iaea.org/MTCD/Publications/PDF/PUB1798_web.pdf)
- [13] WILLE, F. ; DROSTE, B. ; MÜLLER, K.: Mechanical Design Assessment Approaches of Actual Spent Fuel and HLW Transport Package Designs. In: *Packaging and Transportation of Radioactive Materials 2010*. London, Großbritannien, 2010
- [14] EISENACHER, G.: *Charakteristik und Modellierung von Fichtenholz unter dynamischer Druckbelastung*, Technische Universität Berlin, Dissertation, 2014
- [15] VÖLZKE, H. ; DROSTE, B.: Entwicklung rechnerischer Analysemethoden für stoßdämpfende Strukturen beim Anprall oder Absturz von Abfallgebinden. In: *BAM-Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben*, 2014
- [16] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY: *Advisory Material for the IAEA Regulations for the Safe Transport of Radioactive Material (2012 Edition)*. Wien, Österreich : International Atomic Energy Agency, 2014 (Specific Safety Guide No. SSG-26 SSG-26)
- [17] *Gesetz über die Beförderung gefährlicher Güter (Gefahrgutbeförderungsgesetz - GGBefG)*. <https://www.gesetze-im-internet.de/gefahrgutg/GGBefG.pdf>. – Vom 6. August 1975. Neugefasst durch Bek. v. 7.7.2009. Zuletzt geändert am 12.7.2019
- [18] *Verordnung über die innerstaatliche und grenzüberschreitende Beförderung gefährlicher Güter auf der Straße, mit Eisenbahnen und auf Binnengewässern (Gefahrgutverordnung Straße, Eisenbahn und Binnenschifffahrt - GGVSEB)*. <https://www.gesetze-im-internet.de/ggvseb/GGVSEB.pdf>. – Vom 17. Juni 2009. Neugefasst durch Bek. v. 11. März 2019. Zuletzt geändert am 12.12.2019
- [19] *Verordnung über die Beförderung gefährlicher Güter mit Seeschiffen (Gefahrgutverordnung See - GGVSee)*. [http://www.gesetze-im-internet.de/ggvsee\\_2015/GGVSee.pdf](http://www.gesetze-im-internet.de/ggvsee_2015/GGVSee.pdf). – Vom 21. Oktober 2019 (BGBl. I S. 1475), die zuletzt durch Artikel 16 des Gesetzes vom 12. Dezember 2019 geändert worden ist.
- [20] *Luftverkehrsgesetz (LuftVG) vom 1. August 1922*. <https://www.gesetze-im-internet.de/luftvg/LuftVG.pdf>. – Neugefasst durch Bek. v. 10. Mai 2007. Zuletzt geändert durch Art. 2 Abs. 11 G v. 20. Juli 2017
- [21] *Zulassungspflichtige und nicht zulassungspflichtige Bauarten*. [https://www.base.bund.de/DE/themen/ne/behaelterzulassungen/bauarten/bauarten\\_node.html](https://www.base.bund.de/DE/themen/ne/behaelterzulassungen/bauarten/bauarten_node.html). – Zugriff am 06.10.2020

- [22] SERT, G. ; ECKERT, B.: SNF and HLW Package Assessment Under Fire Impact. In: *Basic of Transport and Storage of Radioactive Materials*. World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd., 2018, S. 137 – 152
- [23] FRY, C. J.: An Experimental Examination of the IAEA Fire Test Parameters. In: *Packaging and Transportation of Radioactive Materials 1992*. Yokohama, Japan, 1992
- [24] POPE, R. B.: Historical Background of the Development of Various Requirements in the International Regulations for the Safe Packaging and Transport of Radioactive Material. In: *Packaging and Transportation of Radioactive Materials 2004*. Berlin, Deutschland, 2004
- [25] BADER, B. E.: Heat Transfer in Liquid Hydrocarbon Fuel Fires. In: *Sandia Corporation, No. 56 Vol. 1*. Albuquerque, NM, USA, 1963
- [26] BUTZ, M.: *Ermittlung der Konvektionsbedingungen in Brandprüfständen. Erstellung eines Finite Elemente Modells zur Simulation von Temperaturfeldern thermisch belasteter Druckgasbehälter. Plausibilitätsprüfung gemessener Temperaturverläufe durch Abgleich mit dem Simulationsmodell*. 2010 Bachelorarbeit
- [27] DROSTE, B. ; ULRICH, A. ; BORCH, J.: Brand new fire test facilities at 'BAM test site technical safety'. In: *Packaging, Transport, Storage and Security of Radioactive Material*, 2011, S. 195 – 199
- [28] DRYSDALE, D.: *An Introduction to Fire Dynamics*. John Wiley & Sons, Ltd, 2011
- [29] A. WITKOWSKI AND A. A. STEC AND T. R. HULL: Thermal Decomposition of Polymeric Materials. In: *SPFE Handbook of Fire Protection Engineering* Bd. 5. Springer, S. 186 – 276
- [30] TORERO, J.: Flaming Ignition of Solid Fuels. In: *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*. M.J. Hurley (ed.), 2016, S. 633 – 661
- [31] LINGENS, A.: *Untersuchung des Abbrandes und der Brandgase ausgewählter Holzarten in Abhängigkeit vom chemischen und strukturellen Holzaufbau*, Technische Universität München, Dissertation, 10 2003
- [32] SPEARPOINT, M. J. ; QUINTIERE, J. G.: Predicting the Burning of Wood Using an Integral Model. In: *Combustion and Flame* Bd. 123. Department of Fire Protection Engineering University of Maryland, 2000, S. 308 – 324
- [33] KOLLMANN, F. P. ; CÔTÉ, W. A.: *Principles of Wood Science and Technology Solid Wood*. Springer, 1968
- [34] WHITE, R. H. ; DIETENBERGER, M. A.: Fire Safety of Wood Construction. In: *Wood Handbook - Wood as an Engineering Material* Bd. Centennial Edition. United States Department of Agriculture, 2010

- [35] R. MARUTZKY, K. SEEGER: *Energie aus Holz und anderer Biomasse*. DRW-Verlag, 1999
- [36] KASHIWAGI, T. ; OHLEMILLER, T. J.: A study of oxygen effects on nonflaming transient gasification of PMMA and PE during thermal irradiation. In: *Nineteenth Symposium (International) on Combustion/ The Combustion Institute*, 1982, S. 815 – 823
- [37] ROWELL, R. M.: *Handbook of Wood Chemistry and Wood Composites*. CRC Press, 2005 <https://books.google.de/books?id=HJJm4SQDFTgC>. – ISBN 9780203492437
- [38] LAUTENBERGER, C.: A model for the oxidative pyrolysis of wood. In: *Combustion & Flame* (2009)
- [39] TEWARSON, A. ; PION, R. F.: Flammability of Plastics - I. Burning Intensity. In: *Combustion and Flame* Bd. 26, 1976, S. 85 – 103
- [40] BABRAUSKAS, V.: Ignition of Wood: A Review of the State of the Art. In: *Journal of Fire Protection Engineering* 12 (2002)
- [41] TUYEN, B. ; LOOP, R. ; BHATTACHARYA, S. C.: Self-Sustained Flaming Combustion and Ignition of Single Wood Pieces in Quiescent Air. In: *Combustion Science and Technology* 110-111 (1995), Nr. 1, S. 53 – 65
- [42] TRAN, H. C.: (b) Experimental Data on Wood Materials. Version: 1992. <https://www.fpl.fs.fed.us/documnts/pdf1992/tran92a.pdf>. In: *Heat Release in Fires*. Elsevier Applied Science, 1992
- [43] MOGHTADERI, B. ; FLETCHER, D. F.: Flaming Combustion Characteristics Of Wood-Based Materials. In: *Proceedings of the third Asia-Oceania Symposium on Fire Science & Technology*
- [44] DRYSDALE, D.: Spread of Flame. In: *An Introduction to Fire Dynamics*. John Wiley & Sons, Ltd, 2011, S. 277–315
- [45] OHLEMILLER, T. J.: Smoldering Combustion. In: *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering* Bd. 3rd ed., 2002, S. 2200–2210
- [46] REIN, G.: Smouldering Combustion Phenomena in Science and Technology. In: *International Review of Chemical Engineering* 1 (2009), S. 3–18
- [47] KRAUSE, U. ; SCHMIDT, M.: Smouldering fires in bulk materials. In: *Proceedings of the 3rd International Seminar on Fire and Explosion Hazards, University of Central Lancashire* (2001), S. 389 – 400
- [48] DRYSDALE, D.: Spontaneous Ignition within Solids and Smouldering Combustion. In: *An Introduction to Fire Dynamics*. John Wiley & Sons, Ltd, 2011, S. 317–348

- [49] DIETENBERGER, M.A.: Update for Combustion Properties of Wood Components. In: *The Combustion Institute* (2001)
- [50] ORZEL, R.A. ; WOMBLE, S.E. ; F.AHMED ; BRASTED, H.S.: Flexible Polyurethane Foam: A Literature Review of Thermal Decomposition Products and Toxicity. In: *Journal of the American College of Toxicology* (1989)
- [51] PUTZEYS, O. ; BAR-ILAN, A. ; REIN, G. ; FERNANDEZ-PELLO, A. C.: The role of secondary char oxidation in the transition from smoldering to flaming. In: *Proceedings of the Combustion Institute 31* (2007). [https://era.ed.ac.uk/bitstream/handle/1842/1518/SCO\\_Putzeys\\_Heilderberg06.pdf;jsessionid=E0F62B1C765FF5F5954283B42DA3C296?sequence=1](https://era.ed.ac.uk/bitstream/handle/1842/1518/SCO_Putzeys_Heilderberg06.pdf;jsessionid=E0F62B1C765FF5F5954283B42DA3C296?sequence=1)
- [52] OHLEMILLER, T. J. ; SHAUB, W.: Products of Wood Smolder and Their Relation to Wood-Burning Stoves / U.S. Department of Commerce, National Bureau of Standards, National Engineering Laboratory, Center for Fire Research. Version: 1988. <https://www.govinfo.gov/content/pkg/GOVPUB-C13-f2dcf6487c5a664ab580b098313dc461/pdf/GOVPUB-C13-f2dcf6487c5a664ab580b098313dc461.pdf>. 1988. – Forschungsbericht
- [53] HAGEN, B. C.: *Onset of smoldering and transition to flaming fire*, University of Bergen, Dissertation, 4 2013
- [54] OHLEMILLER, T. J.: Forced Smolder Propagation and the Transition to Flaming in Cellulosic Insulation. In: *Combustion and Flame* Bd. 81, 1990, S. 354 – 365
- [55] NIIOKA, T. ; TAKAHASHI, M. ; IZUMIKAWA, M.: Gas-phase ignition of a solid fuel in a hot stagnation point flow. In: *Eigtheenth Symposium on Combustion/ The Combustion Institute* (1981), S. 741 – 747
- [56] V.D.I.: *VDI Wärmeatlas*. 11. Auflage. Springer-Vieweg, 2013. – ISBN 978-3-642-19981-3
- [57] HERWIG, H.: *Wärmeübertragung - Ein nahezu allgegenwärtiges Phänomen*. Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH 2017, 2017
- [58] MAREK, R. ; NITSCHKE, K.: *Praxis der Wärmeübertragung*. Carl Hanser Verlag, 2015
- [59] V.D.I.: *VDI Wärmeatlas*. 10. Auflage. Springer Berlin Heidelberg, 2006. – ISBN 978-3-540-25504-8
- [60] NIEMZ, P.: *Holzphysik (Skript zur Vorlesung)*. <https://doi.org/10.3929/ethz-a-005183>. Version: 2006. – ETH Zürich, IBWK
- [61] *DIN 52812:1976-09 Prüfung von Holz; Bestimmung der Rohdichte*. © DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 1976

- [62] B., Alastair I. ; HADDEN, R. M. ; BISBY, L. A.: A Review of Factors Affecting the Burning Behaviour of Wood for Application to Tall Timber Construction. In: *Fire Technology* Bd. 55, 2019, 1-49
- [63] *DIN EN 1995-1-2:2010-12*. © DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 2010
- [64] SELL, J.: *Eigenschaften und Kenngrößen von Holzarten*. Baufachverlag, 1997
- [65] B.M. SULEIMANN, J. L. ; LECKNER, B. ; GUSTAVSSON, M.: Thermal conductivity and diffusivity of wood. In: *Wood Science and Technology* Bd. 33, 1999, S. 465–473
- [66] SONDEREGGER, W. ; HERING, S. ; NIEMZ, P.: Thermal behaviour of Norway spruce and European beech in and between the principal anatomical directions. In: *Holzforschung* Bd. 65, 2011, S. 369–375
- [67] KOLLMANN, F.: *Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe, Band 1*. Springer Berlin Heidelberg New York, 1982
- [68] BERNHARD, F.: *Handbuch der Technischen Temperaturmessung*. Springer, 2014
- [69] NEUMANN, H. ; STECKER, K.: *Temperaturmessung*. Akademie-Verlag, 1983
- [70] *DIN EN 60751 Industrielle Platin-Widerstandsthermometer und Platin-Temperatur Sensoren (IEC 60751:2008)*. © DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 2009
- [71] *DIN EN 60584-2 Thermopaare Teil 2: Grenzabweichungen der Thermospannungen (IEC 584-2:1982+A1:1989)*. © DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 1994
- [72] *ISO 834-1:1999-09 Feuerwiderstandsprüfungen - Bauteile - Teil 1: Allgemeine Anforderungen*. © DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 1994
- [73] WICKSTRÖM, U. ; DUTHINH, D. ; McGRATTAN, K.: Adiabatic Surface Temperature for Calculating Heat Transfer to Fire Exposed Structures. In: *International Interflam Conference 2007*. London, England, 2007
- [74] *Produktbeschreibung Modelle SO51194 und SO51124 Thermoelementverschraubungen mit Klemmring in PTFE- oder Edelstahl-Ausführung*. [https://www.omega.de/temperature/pdf/SO51194\\_SO51124\\_DE.pdf](https://www.omega.de/temperature/pdf/SO51194_SO51124_DE.pdf). – Zugriff am 29.01.2020
- [75] *VDI/VDE 3511 Temperature measurement in Industry, Installation of Thermometers*. VDI/VDE, 1994
- [76] VOLLMER, M. ; K.-P.MÖLLMANN: *Infrared Thermal Imaging - Fundamentals, Research and Applications*. Wiley-VCH, 2015
- [77] *Datenblatt HLCM Wägemodul von Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH*. <https://www.hbm.com/de/3141/hlc-m-waegemodul-mit-hlc-waeezelle-pendel-und-querlenker/>. Version: 2020. – Zugriff am 29.01.2020

- [78] NITSCHKE, W. ; BRUNN, A.: *Strömungsmesstechnik*. Springer, 2006
- [79] DROSTE, B. ; WIESER, G. ; PROBST, U.: Thermal Test Requirements and Their Verification by Different Test Methods. In: *Packaging and Transportation of Radioactive Materials 1992*. Yokohama, Japan, 1992
- [80] KELTNER, B.L. ; BAINBRIDGE, N.R.: Heat Transfer to Large Objects in Large Pool Fires. In: *Journal of Hazardous Materials* Bd. 20, 1988, S. 21 – 40
- [81] FELDKAMP, M. ; NEHRIG, M. ; BLETZER, C. ; MUSOLFF, A. ; WILLE, F.: Combustion of Wood Encapsulated in Steel Sheets During Fire Test. In: *RAMTRANS 2015*. Oxford, United Kingdom, 2015
- [82] JUMO TYA 203 Dreiphasen Thyristor-Leistungssteller Typenblatt 709063. <http://www.jumo.at/produkte/automatisieren/leistungssteller-halbleiterrelais/709063/jumo-tya-203---dreiphasen-thyristor-leistungssteller-709063.html>. – Zugriff am 10.02.2020
- [83] Jumo GmbH & Co.: *JUMO DICON touch - Zwei-/Vierkanal-Prozess- und Programmregler Typenblatt 703571*. JUMO GmbH & Co. KG. <http://www.jumo.at/>. Version: 2020. – Zugriff am 10.02.2020
- [84] VIESSMANN WERKE GMBH & Co. KG (Hrsg.): *Vitotrans 100 Plattenwärmetauscher Typ PWT*. Viessmann Werke GmbH & Co. KG, 6 2009. (5368 748) . [http://www.viessmann.de/content/dam/vi-brands/DE/Produkte/Systemtechnik/DB-5368748\\_Vitotrans\\_100\\_Typ\\_PWT.pdf/\\_jcr\\_content/renditions/original.media\\_file.download\\_attachment.file/DB-5368748\\_Vitotrans\\_100\\_Typ\\_PWT.pdf](http://www.viessmann.de/content/dam/vi-brands/DE/Produkte/Systemtechnik/DB-5368748_Vitotrans_100_Typ_PWT.pdf/_jcr_content/renditions/original.media_file.download_attachment.file/DB-5368748_Vitotrans_100_Typ_PWT.pdf)
- [85] KSB SE & Co. KGaA: *Hochdruck-Inline-Pumpe Movitec 60 Hz Baureihenheft*. [https://shop.ksb.com/ims\\_docs/00/00215A9B0E3B1EE7B5DB82A2E327BCA6.pdf](https://shop.ksb.com/ims_docs/00/00215A9B0E3B1EE7B5DB82A2E327BCA6.pdf). Version: 2020. – Zugriff am 10.02.2020
- [86] KSB SE & Co. KGaA: *BOA-CVE C/CS/IMS/EKB Baureihenheft*. [https://shop.ksb.com/ims\\_docs/00/00215A9B05B61ED9AB979389A4C03BB6.pdf](https://shop.ksb.com/ims_docs/00/00215A9B05B61ED9AB979389A4C03BB6.pdf). Version: 2020. – Zugriff am 10.02.2020
- [87] ZIEGLER, J. G. ; NICHOLS, N. B.: Optimum Settings for Automatic Controllers. In: *Transactions of the ASME* Bd. 64, 1942, S. 759–768
- [88] M. SCHLEICHER: *Regelungstechnik, Grundlagen und Tipps für den Praktiker*. JUMO GmbH & Co. KG, 2014
- [89] G. SCHULZ, K. GRAF: *Regelungstechnik 2 Mehrgrößenregelung, Digitale Regelungstechnik, Fuzzy-Regelung*. Oldenbourg Wissenschaftsverlag GmbH, 2013
- [90] *DEVICE SPECIFICATIONS NI cDAQ™-9171*. <https://www.ni.com/pdf/manuals/374037b.pdf>. – Zugriff am 27.3.2020

- [91] NI 9216 Datasheet. [https://www.ni.com/pdf/manuals/378022a\\_02.pdf](https://www.ni.com/pdf/manuals/378022a_02.pdf). – Zugriff am 10.02.2020
- [92] Multifunction I/O Device USB-6343 Product Flyer. <http://www.ni.com/pdf/product-flyers/multifunction-io.pdf>. – Zugriff am 10.02.2020
- [93] K. L. CHIEN, J. A. H. ; RESWICK, J. B.: On the Automatic Control of Generalized Passive Systems. In: *Transactions of the American Society of Mechanical Engineering* Bd. 74, 1972, S. 175 – 185
- [94] SIEMENS (Hrsg.): *Regeltechnik*. Siemens, (Bestell-Nr. 0-91913-de)
- [95] *Operating Manual: Resistive material moisture and temperature measuring instrument, GMH 3830*. [https://www.greisinger.de/files/upload/de/produkte/bda/GMH3830\\_DE.pdf](https://www.greisinger.de/files/upload/de/produkte/bda/GMH3830_DE.pdf), . – Zugriff am 04.02.2017
- [96] MUSOLFF, A. ; QUERCETTI, T. ; MÜLLER, K. ; DROSTE, B. ; GRÜNDER, K-P: Experimental Testing Of Impact Limiters For RAM Packages Under Drop Test Conditions. In: *Packaging and Transportation of Radioactive Materials 2013*. San Francisco, USA, 2013
- [97] MUSOLFF, A. ; QUERCETTI, T. ; MÜLLER, K. ; DROSTE, B. ; KOMANN, S.: Drop test program with half scale model CASTOR ®HAW/TB2. In: *Packaging, Transport, Storage and Security of Radioactive Material*, 2011, 154 – 160
- [98] SCHAFFER, E. L.: Charring rate of selected woods - transverse to grain. Madison Wisconsin, 1967, S. 22
- [99] NEHRIG, M. ; ERENBURG, M. ; FELDKAMP, M. ; BLETZER, C. ; MUSOLFF, A. ; WILLE, F.: Large Scale IAEA Thermal Test with Wood filled Impact Limiters. In: *WM2018 Conference*. Phoenix, Arizona, USA, 2018
- [100] *Kalibrierschein BAM*
- [101] *Grundlagen der Messtechnik Teil1: Grundbegriffe*. © DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 1995
- [102] BADGER METER EUROPA GMBH (Hrsg.): *ModMAG ®M1000 Montage- und Bedienungsanleitung*. Badger Meter Europa GmbH, 9 2015. <https://www.badgermeter.de>
- [103] KSB SE & Co. KGAA (Hrsg.): *Selbstgekühlter, motorenunabhängiger Frequenzumrichter PumpDrive 2 Betriebs- Montageanleitung*. KSB SE & Co. KGaA, (4074.81 /04-DE (01505445)) . [https://shop.ksb.com/ims\\_docs/00/00215A9B0E3B1ED8B0B95A3E71FBFF46.pdf](https://shop.ksb.com/ims_docs/00/00215A9B0E3B1ED8B0B95A3E71FBFF46.pdf)
- [104] *DIN EN ISO 12241*. © DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 2008

- [105] DEUTSCHE ROCKWOOL GmbH & Co. KG: *ProRox WM 950*. ROCKWOOL Technical Insulation. <https://cdn01.rockwool.de/siteassets/rw-d/datenblatter/conlit-brandschutz/db-prorox-wm-950-rockwool.pdf?f=20181023073359>. – Zugriff am 28.02.2020
- [106] *Werkstoffdatenblatt Warmgewalzter unlegierter Baustahl*. thyssenkrupp Materials Services GmbH. [https://de.materials4me.com/media/pdf/e7/7d/30/Werkstoffdatenblatt\\_zum\\_Werkstoff\\_S235JR.pdf](https://de.materials4me.com/media/pdf/e7/7d/30/Werkstoffdatenblatt_zum_Werkstoff_S235JR.pdf). – Zugriff am 28.02.2020
- [107] *Kalibrierschein Einbereichswaage*. Deutsche Akkreditierungsstelle GmbH, . – vom 24.09.2019
- [108] G. GOMMOLA: *Anwendung und Einbau von Wägezellen*. Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, 2002
- [109] *Strömungswiderstandskoeffizient*. <https://de.wikipedia.org/wiki/Strömungswiderstandskoeffizient>. – Zugriff am 04.01.2019
- [110] OHLEMILLER, T. J.: Smoldering Combustion Propagation on Solid Wood. In: *Fire Safety Science - Proceedings of the Third International Symposium* (1991), 565 – 574. [https://www.iafss.org/publications/fss/3/565/view/fss\\_3-565.pdf](https://www.iafss.org/publications/fss/3/565/view/fss_3-565.pdf)
- [111] NEMACK, F.: *Konzeptionierung und Auslegung eines Strömungsmessverfahrens für Brandversuche*. 2019 Bachelorarbeit
- [112] JØRGENSEN, F. E.: *How to measure turbulence with hot-wire anemometers - a practical guide*. <http://web.iitd.ac.in/~pmvs/courses/mel705/hotwire2.pdf>. Version: 2002. – Zugriff am 20.04.2020
- [113] A. SPILLE-KOHOFF, F. R.: Simulation von Wärme und Rauchentstehung bei Schwelbränden mit ANSYS CFX. In: *ANSYS Conference & 31th CADFEM Users' Meeting 2013*. Rosengarten Mannheim, 2013



# Großbrandversuch

## A.1 Kalorimetrieversuch



**Abbildung A.1:** Messstange mit Thermoelementen (links) und am Gestell mit EAB montierter Kalorimetrieversuchsbehälter (rechts)

## A.2 Einstellungen der CFD-Berechnungen

Nachfolgend sind die für die CFD-Berechnungen des EABs in Ansys CFX verwendeten Einstellungen und Modelle aufgeführt.

Vernetzung:

- Netz mit Prismenschichten an den Wandflächen
- Gesamtdicke max. 0,03 m
- Anzahl der Schichten: 22
- Wachstumsrate 1,05
- Max. Elementgröße: 0,02 m
- Elemente 750000

Basiseinstellungen:

- Material Wasser
- auftriebsbehaftete Strömung
- Referenzdruck 1 bar

Fluidmodell:

- Heat Transfer Option Total Energy
- Turbulence option: Shear stress transient
- Wall function: automatic

Initialisierung:

- Static pressure option: automatic with value 1 bar
- Temperatur: 80 °C

Randbedingungen:

- Einlass: Heat transfer option static temperature
- Auslass: Option average stat. pressure, rel. pressure 0 Pa, pressure averaging over whole outlet
- Wand: no slip wall, smooth wall, heat transfer adiabatic

### A.3 Messstellenpläne Großbrandversuch

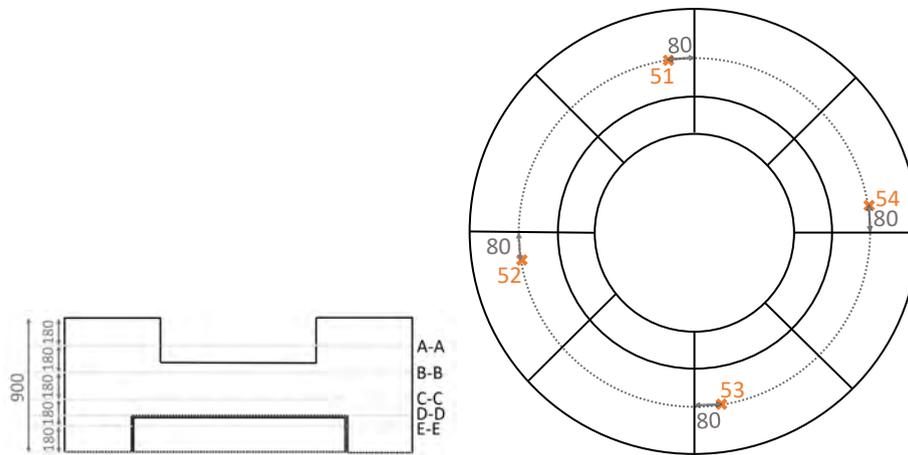


Abbildung A.2: Thermoelementverlegungsplan Lagenübersicht und Lage A-A

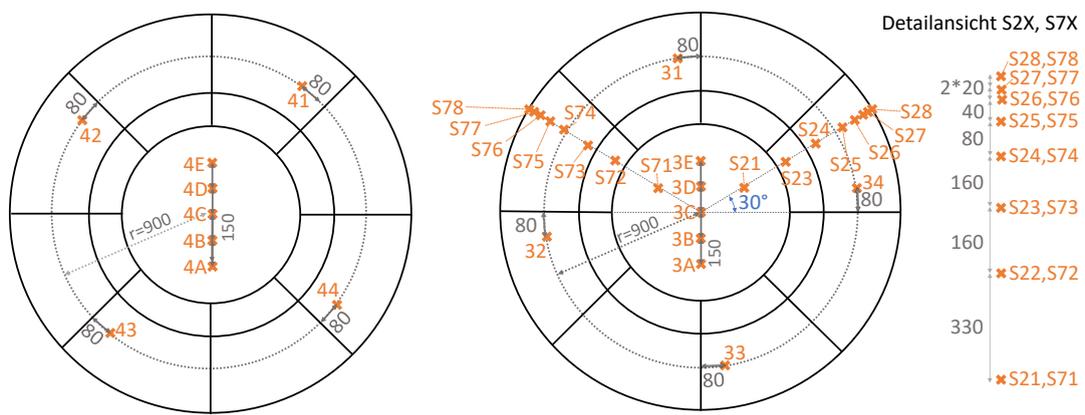


Abbildung A.3: Thermoelementverlegungsplan Lage B-B und C-C

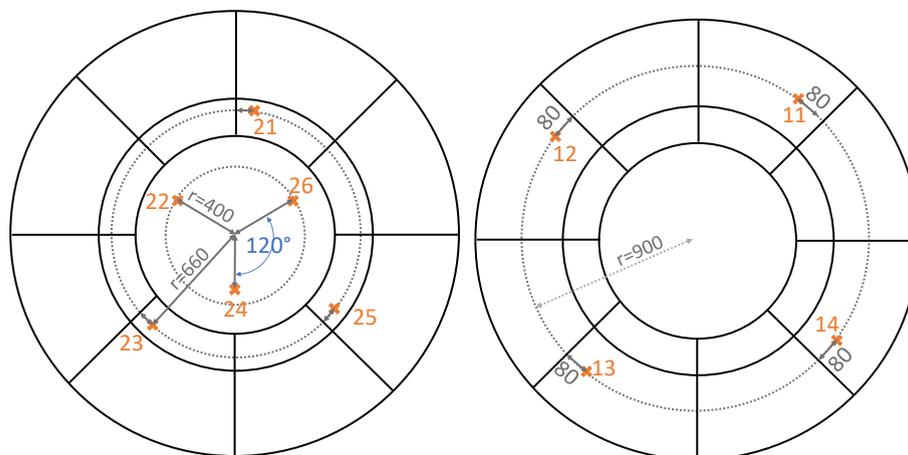
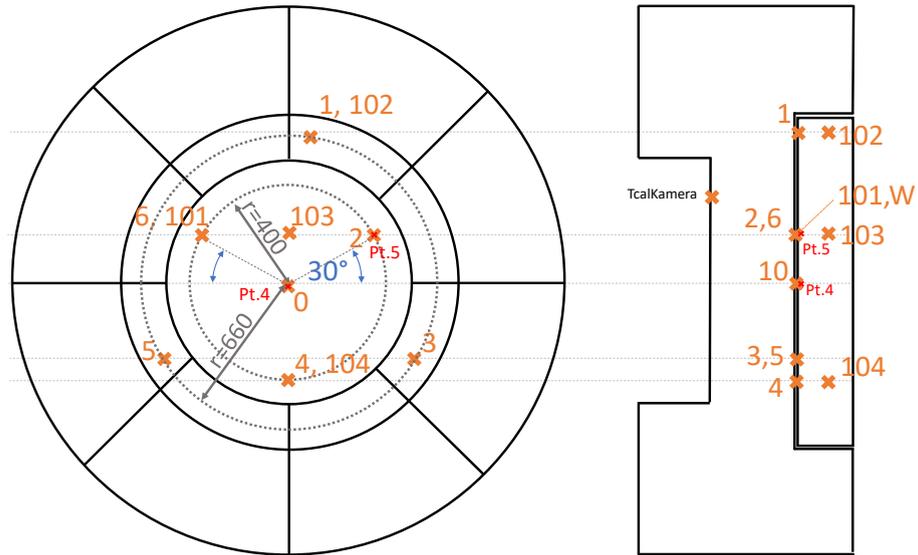


Abbildung A.4: Thermoelementverlegungsplan Lage D-D und E-E



**Abbildung A.5:** Thermoelementverlegung zwischen EAB und Stoßdämpfer (die Thermoelemente wurden EAB-seitig angebracht, vgl. Abb. A.6) sowie im Wasser des EAB



**Abbildung A.6:** Thermoelementverlegung auf dem EAB (die Thermoelemente wurden mit dem Punktschweißgerät auf der Oberfläche fixiert), Zwischenraum EAB - Stoßdämpfer

A.4 Zeichnungen

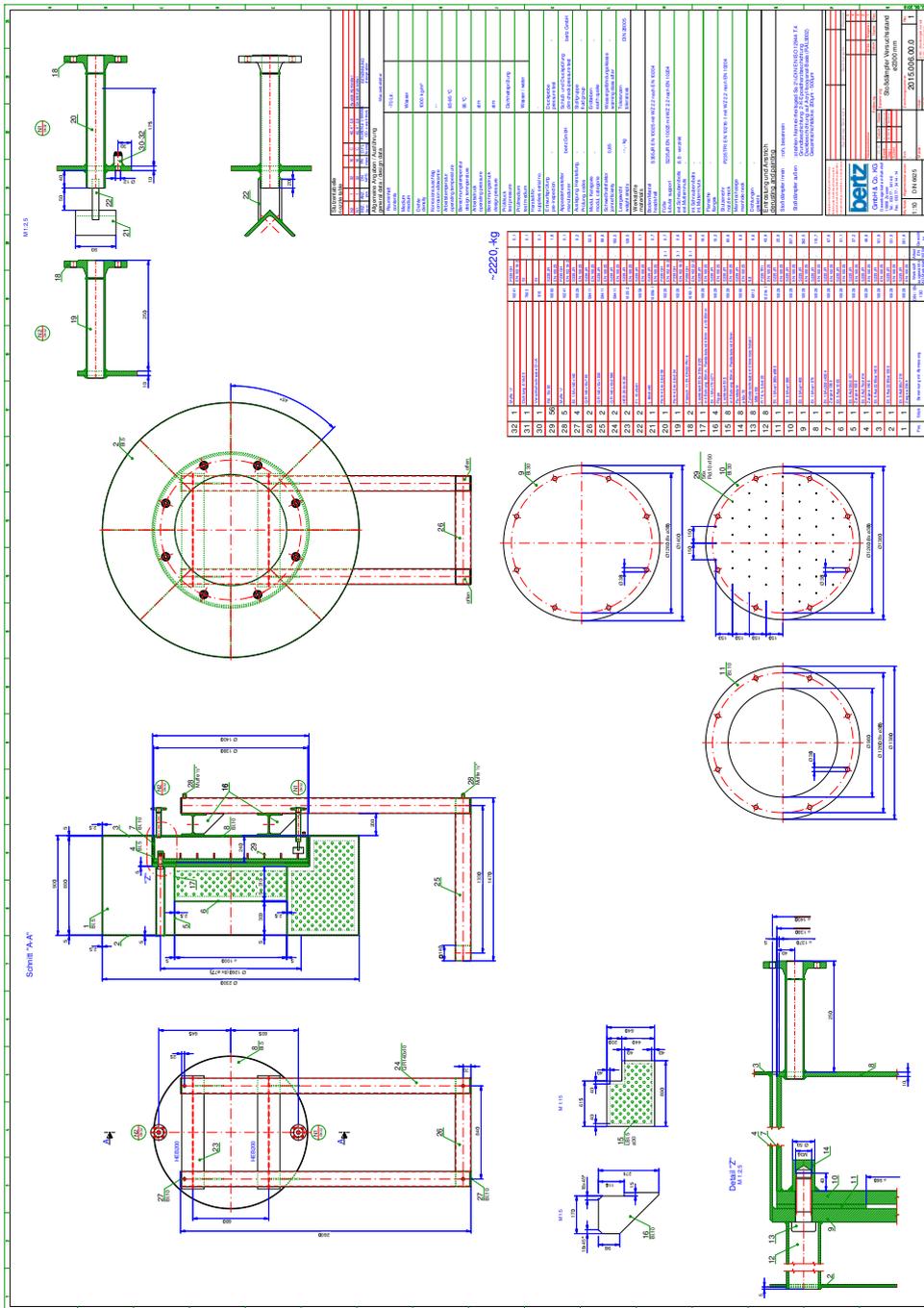


Abbildung A.7: Zeichnung von Stoßdämpfer und EAB

## A.5 Benutzeroberfläche des Prüfstandsregelungsprogramms

**Kanaleinstellungen**

**NI-USB 6343**  
 Physik. Kanal 6343 In: Dev2/ai0  
 Physik. Kanal 6343 Out: Dev2/ao0:1  
 6343 Min. (Ohm): 0, 6343 Max. (Ohm): 10  
 6343 Nr. Excel-Datei: 0

**NI 9216**  
 Physik. Kanal 9216: cDAQ2Mod1/ai0:7  
 Min. Wert (Ohm): 80, Max. Wert (Ohm): 400  
 Widerstandsschaltung: 4-Draht  
 Erregerstromquelle: Intern  
 Erregerstromwert (A): 0,0001

**Kontrollwerte**

Pumpstufe Istwert: Stufe 6  
 Steuerung: Pumpe [V]: 0, Schieber [V]: 0  
 Temperatur [°C]: T<sub>inlet</sub>: -246,3, T<sub>inlet</sub>: -245,8  
 Durchfluss [V]: 5,1  
 Durchfluss [l/s]: 0,774  
 Durchfluss [m³/h]: 2,79

**Allgemeine Einstellungen**

Sample-Rate: 1, Array-Datenlänge: 300, T<sub>out, call</sub>: 80°C, Sensornummer T<sub>in</sub>: 8

**Messung starten und beenden**

Messung starten: Messung läuft!  
 Messung stoppen: Messung stoppen  
 Bedienungsart: Manuell schalten  
 Pumpstufe manuell: Stufe 2

**Kontrollwerte 2**

Zeit [s]: 22,7193  
 Wärmeleistung [kW]: -1,58  
 Zeit seit Pumpenwechsel [s]: 20,5173

Pt Nr. 1	Pt Nr. 2	Pt Nr. 3	Pt Nr. 4	Pt Nr. 5	Pt Nr. 6	Pt Nr. 7	Pt Nr. 8
T_in1	T_in2	T_in2	T_in2	T_in2	T_in2	T_out1	T_out2
-246,1	-245,8	-246,2	-246,2	-246,2	-246,2	-246,5	-246,3

Abbildung A.8: Benutzeroberfläche des Labviewprogramms

## A.6 Versuchsergebnisse Großbrandversuch

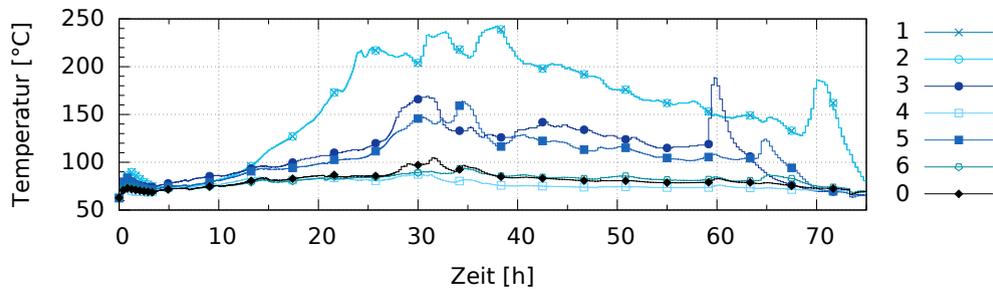


Abbildung A.9: Gemessene Temperaturen im Großbrandversuch auf der EAB-Oberfläche mit  $t = 0$  als Beginn der externen Feuerphase

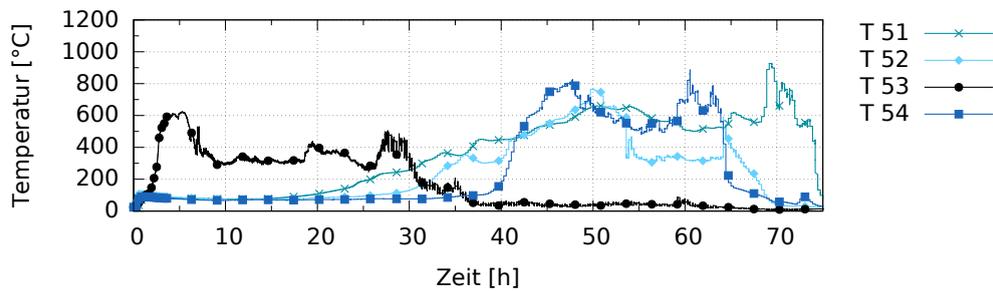


Abbildung A.10: Gemessene Temperaturen im Großbrandversuch in Lage A-A mit  $t = 0$  als Beginn der externen Feuerphase

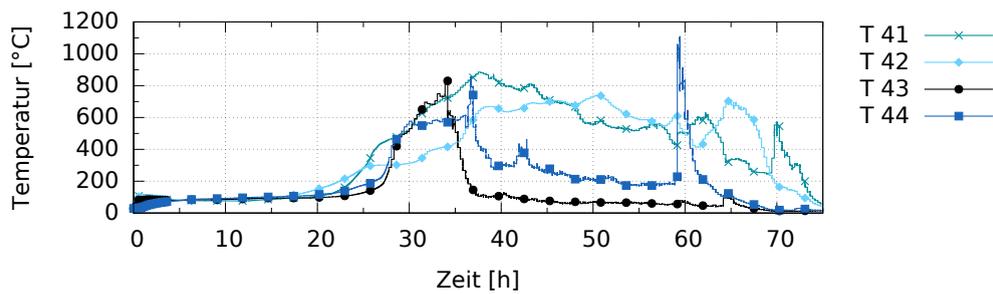
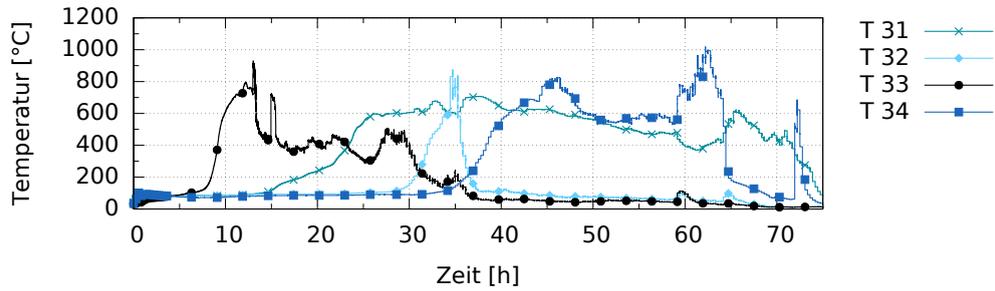
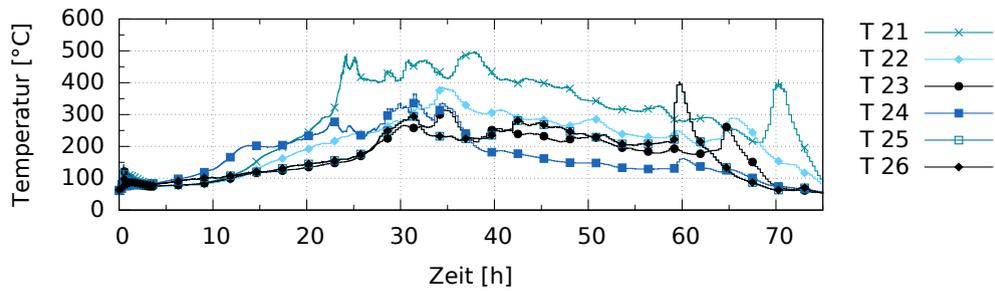


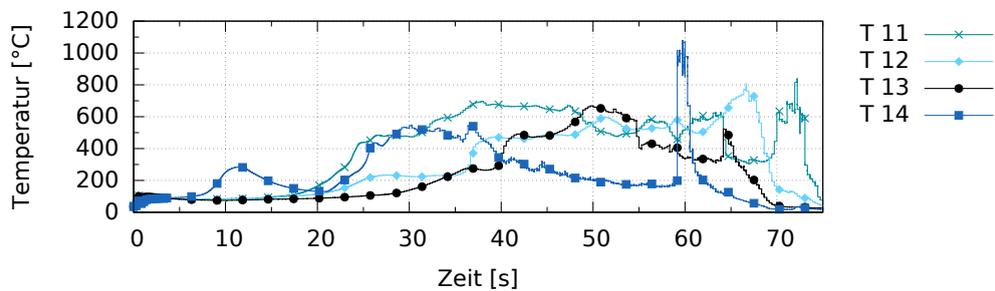
Abbildung A.11: Gemessene Temperaturen im Großbrandversuch in Lage B-B mit  $t = 0$  als Beginn der externen Feuerphase



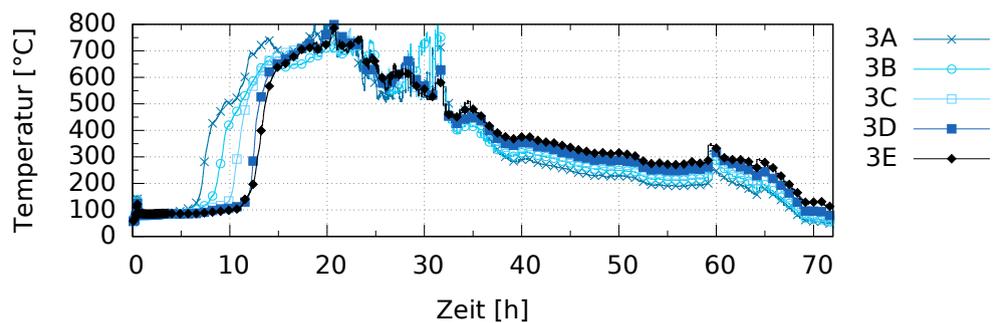
**Abbildung A.12:** Gemessene Temperaturen im Großbrandversuch in Lage C-C mit  $t = 0$  als Beginn der externen Feuerphase



**Abbildung A.13:** Gemessene Temperaturen im Großbrandversuch in Lage D-D mit  $t = 0$  als Beginn der externen Feuerphase



**Abbildung A.14:** Gemessene Temperaturen im Großbrandversuch in Lage E-E mit  $t = 0$  als Beginn der externen Feuerphase



**Abbildung A.15:** Temperaturentwicklung im Innensegment des Stoßdämpfers mit  $t = 0$  als Beginn der externen Feuerphase

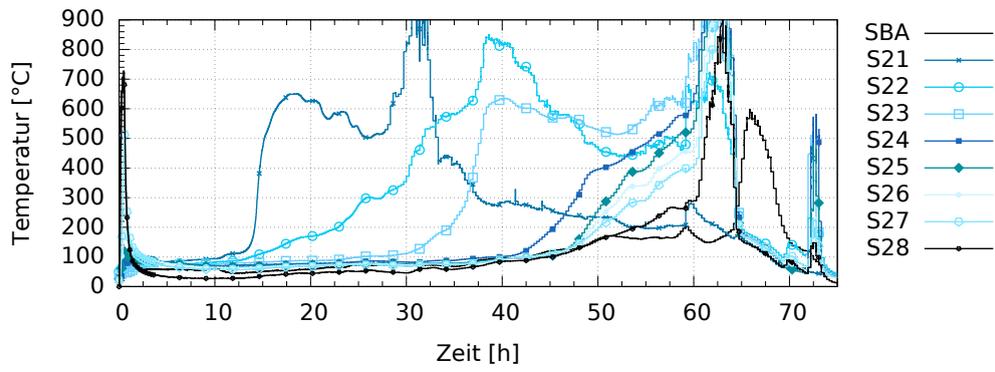


Abbildung A.16: Gemessene Temperaturen im Großbrandversuch in Segment B mit  $t = 0$  als Beginn der externen Feuerphase

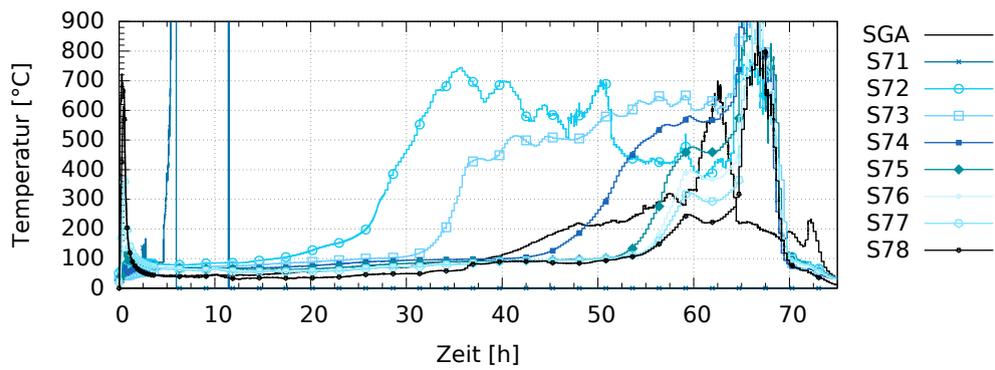


Abbildung A.17: Gemessene Temperaturen im Großbrandversuch in Segment G mit  $t = 0$  als Beginn der externen Feuerphase

## A.7 Fotos vom Versuchsaufbau



*Abbildung A.18: Hydraulischer Versuchsaufbau im Container*



*Abbildung A.19: Versuchsrechner im Container*

# Kleinbrandversuche

## B.1 Messstellenpläne Kleinbrandversuche

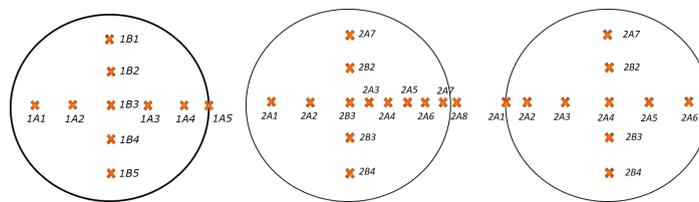


Abbildung B.1: Messstellenplan von Prüfkörper 1, 2 und 3



Abbildung B.2: Messstellenplan von Prüfkörper 4, 5 und 6

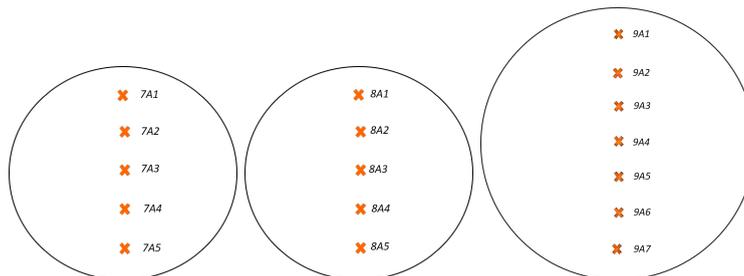
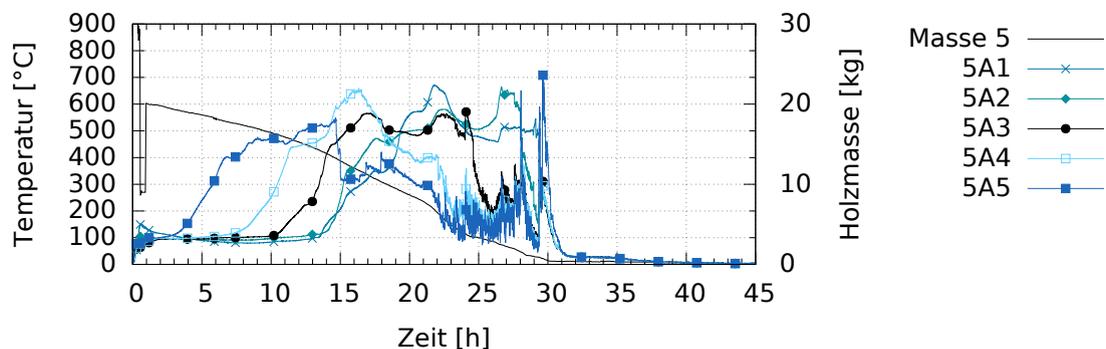
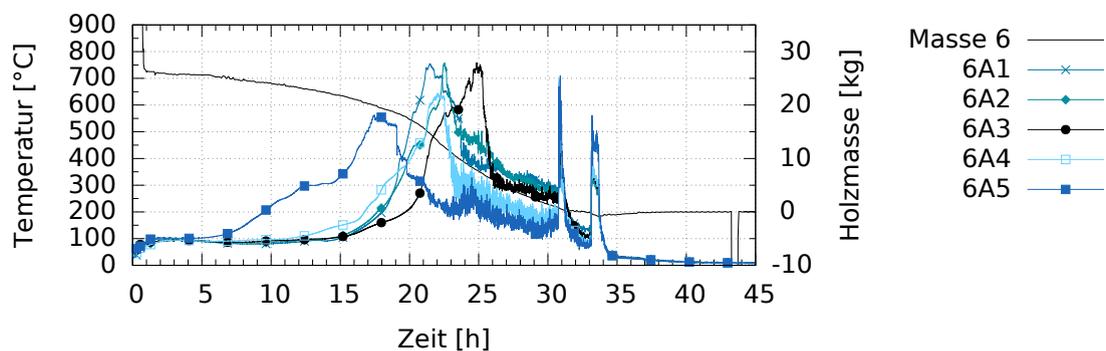


Abbildung B.3: Messstellenplan von Prüfkörper 7, 8 und 9

## B.2 Versuchsergebnisse Kleinbrandversuche



**Abbildung B.4:** Abbrand-Temperatur-Verlauf und Massenabnahme bei einer Schadstellengröße von 100 mm, Prüfkörper 5; Anmerkung: die Massedaten von Prüfkörper 5 stimmen in den Absolutwerten nicht und sind auf fehlerhafte Waageninitialisierung zurückzuführen – der Gewichtsverlust betrug mehr als die hier dargestellten 20 kg



**Abbildung B.5:** Abbrand-Temperatur-Verlauf und Massenabnahme bei einer Schadstellengröße von 100 mm, Prüfkörper 6

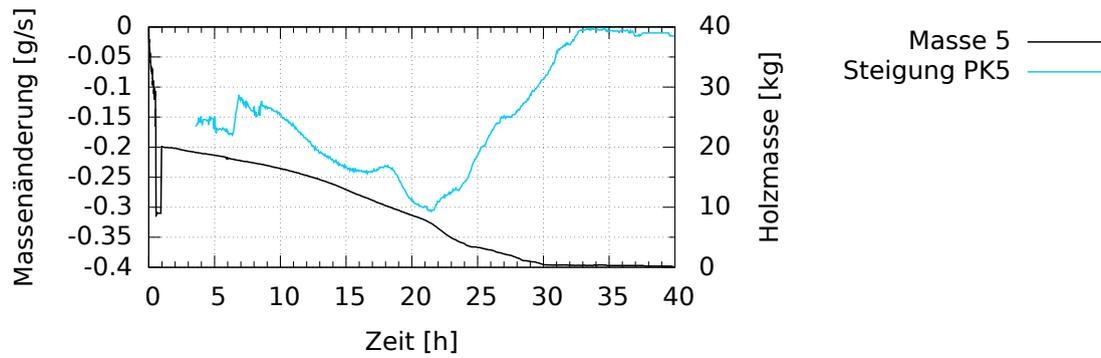


Abbildung B.6: Massenverlustrate und Gewicht bei Schadstellengröße 100 mm, Prüfkörper 5, trotz der falschen Absolutmassedaten wird davon ausgegangen, dass der qualitative Steigungsverlauf richtig ist

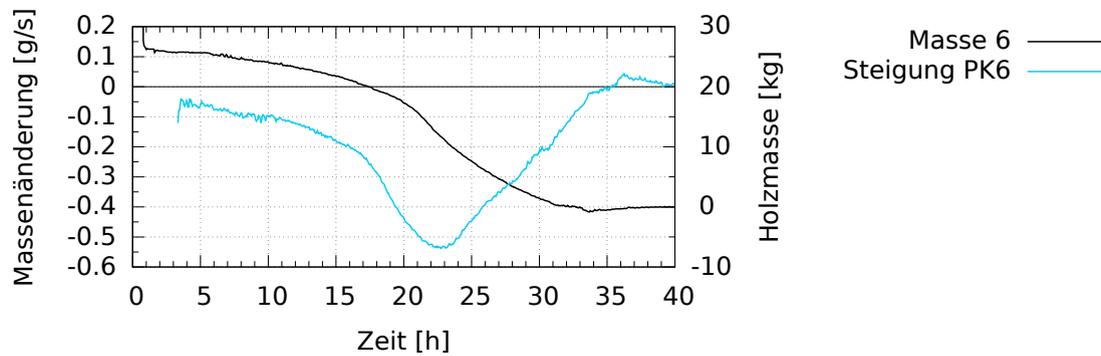


Abbildung B.7: Massenverlustrate und Gewicht bei Schadstellengröße 100 mm, Prüfkörper 6

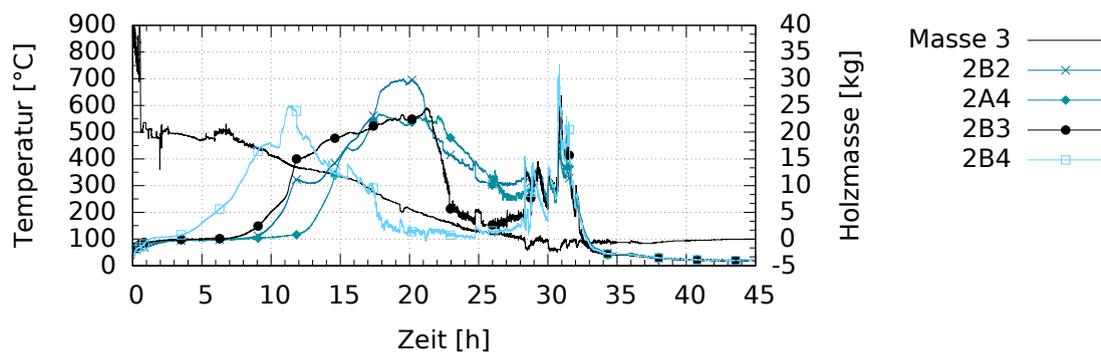


Abbildung B.8: Abbrand-Temperatur-Verlauf und Massenabnahme bei einer Schadstellengröße von 73 mm, Prüfkörper 3

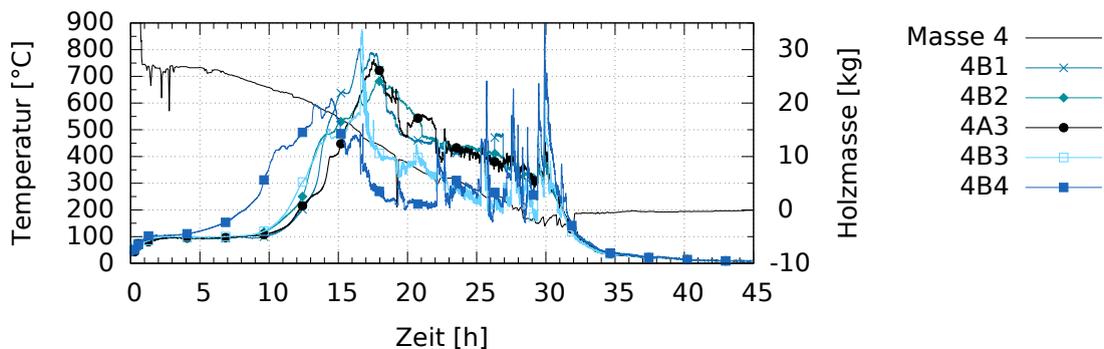


Abbildung B.9: Abbrand-Temperatur-Verlauf und Massenabnahme bei einer Schadstellengröße von 73 mm, Prüfkörper 4

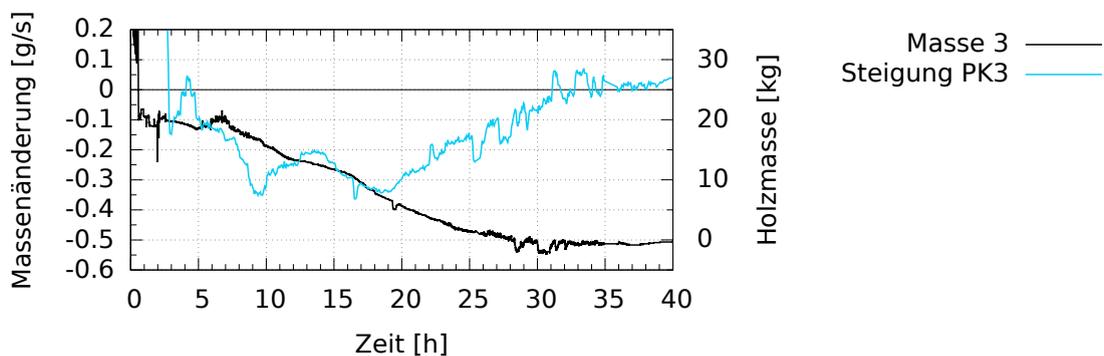


Abbildung B.10: Massenverlustrate und Gewicht bei Schadstellengröße 73 mm, Prüfkörper 3

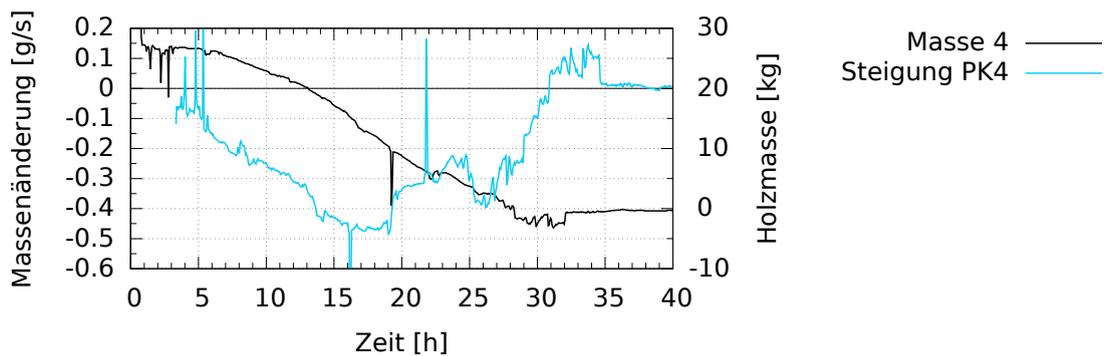


Abbildung B.11: Massenverlustrate und Gewicht bei Schadstellengröße 73 mm, Prüfkörper 4

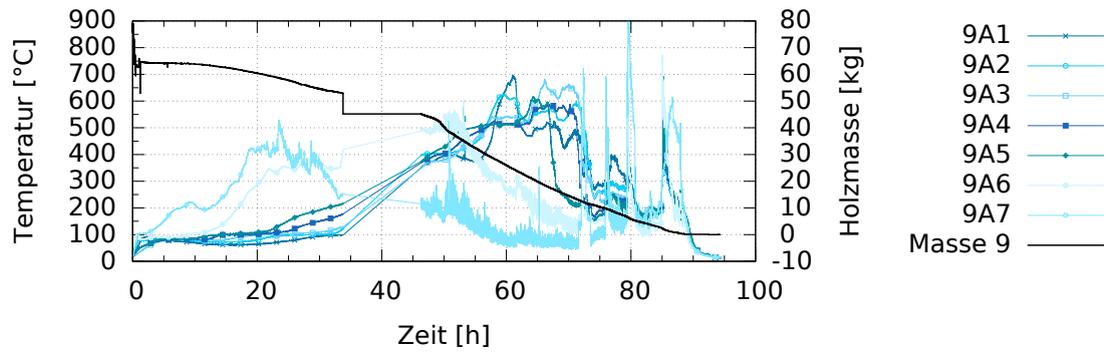


Abbildung B.12: Abbrand-Temperatur-Verlauf und Massenabnahme bei einer Schadstellengröße von 73 mm, Prüfkörper 9

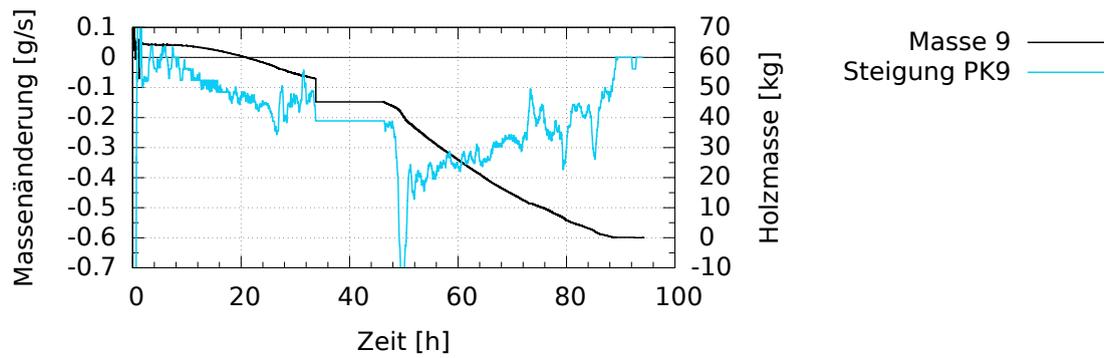
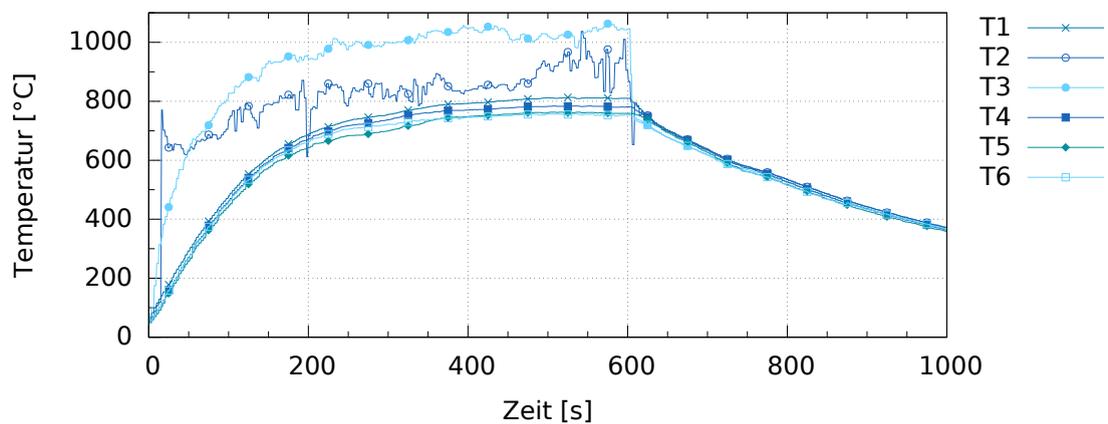


Abbildung B.13: Massenverlustrate und Gewicht bei Schadstellengröße 73 mm, Prüfkörper 9

# Auswertung

## C.1 Oberflächentemperaturmessung



**Abbildung C.1:** Vergleich von verschiedenen Oberflächentemperaturmessverfahren (BAM-Projekt des Fachbereichs 3.2) mit T1: Mantelthermoelement in 2 mm Tiefe (Feuerseite), T2: Mantelthermoelement durch ein Blech abgedeckt (Feuerseite), T3: Thermodraht auf die Oberfläche aufgepunktet (Feuerseite), T4: Mantelthermoelement in 2 mm Tiefe (feuerabgewandte Seite), T5: Mantelthermoelement durch ein Blech abgedeckt (feuerabgewandte Seite), T6: Thermodraht auf die Oberfläche aufgepunktet (feuerabgewandte Seite)



**Abbildung C.2:** Versuchsaufbau zur Oberflächentemperaturmessung: Fixierung der in Abb. C.1 beschriebenen Thermoelemente am Versuchsprobekörper (links) und Versuchsprobekörper (rechts)