

Doctoral Thesis

## **Study of the principles of the fire performance of Wood-Steel-Composite Structures**

submitted in satisfaction of the requirements for the degree of  
Doctor of Science in Civil Engineering  
of the Vienna University of Technology, Faculty of Civil Engineering

---

Dissertation

### **Untersuchung der Prinzipien des Brandverhaltens von Holz-Stahl-Verbundkonstruktionen**

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines  
Doktors der technischen Wissenschaft  
eingereicht an der Technischen Universität Wien Fakultät für Bauingenieurwesen  
von

Dipl.-Ing. Josef Wolfsgruber  
Matrikelnummer 9725825  
Geizersgraben 7  
4201 Gramastetten

Gutachter: Em.O.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Dr.h.c. Ulrich Schneider  
Institut für Hochbau und Technologie, Forschungsbereich  
für Baustofflehre, Werkstofftechnologie und Brandsicherheit,  
Technische Universität Wien  
Karlsplatz 13, 1040 Wien

Gutachter: O.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dipl.-Ing. Wolfgang Winter  
Institut für Architekturwissenschaften – Tragwerksplanung und  
Ingenieurholzbau, Technische Universität Wien  
Karlsplatz 13, 1040 Wien

Wien, Jänner 2011

---

# Inhaltsverzeichnis

<i>Vorwort</i> .....	<i>IV</i>
<i>Kurzfassung</i> .....	<i>V</i>
<i>Abstract</i> .....	<i>VI</i>
<b>1 Einleitung</b> .....	<b>1</b>
<b>2 Grundlagen</b> .....	<b>3</b>
<b>2.1 Materialverhalten von Holz unter Feuereinwirkung</b> .....	<b>3</b>
2.1.1 Aufbau und Abbrandverhalten von Holz .....	3
2.1.2 Feuchtetransportvorgänge in Holzbauteilen einschließlich Brand .....	13
2.1.3 Materialeigenschaften von Holz unter hoher Temperatur .....	21
<b>2.2 Materialverhalten von Stahl unter hoher Temperatur</b> .....	<b>27</b>
2.2.1 Wärmeleitfähigkeit.....	27
2.2.2 Spezifische Wärmekapazität .....	28
2.2.3 Dichte.....	29
2.2.4 Mechanische Werkstoffeigenschaften.....	29
<b>2.3 Materialverhalten von Holz-Stahl-Verbundbauteilen unter Feuereinwirkung</b> .....	<b>30</b>
2.3.1 Vorbemerkungen.....	30
2.3.2 Grundprinzipien .....	31
2.3.3 Bisherige Kenntnisse und Versuchsarbeiten .....	31
2.3.4 Vorliegende theoretische Arbeiten.....	33
<b>2.4 Das Finite-Elemente-Programm ANSYS und die darin verwendeten thermodynamischen Grundgleichungen</b> .....	<b>40</b>
2.4.1 Erster Hauptsatz der Thermodynamik.....	40
2.4.2 Wärmeleitung im Bauteilinneren (Konduktion).....	41
2.4.3 Wärmeübertragung an der Bauteiloberfläche durch Wärmestrahlung .....	42
2.4.4 Wärmeübertragung an der Bauteiloberfläche durch Konvektion .....	43
<b>2.5 Offene Fragen aus dem Stand der Technik</b> .....	<b>44</b>
<b>3 Experimentelle Untersuchungen</b> .....	<b>46</b>
<b>3.1 Vorbemerkungen</b> .....	<b>46</b>
<b>3.2 Vorversuche</b> .....	<b>46</b>
3.2.1 Vorversuche – Übersicht.....	46
3.2.2 Entwicklung und Bau eines Prüfofens für Normbrandversuche .....	47
3.2.3 Versuche an Vollholz zur Messung der Temperaturverteilung im Querschnittsinneren und Klärung diesbezüglicher versuchstechnischer Einflüsse .....	49
3.2.4 Versuche zur Festlegung geeigneter Materialien für eindimensionale Brandversuche.....	51
3.2.5 Planung und Erprobung eines Probenaufbaus für eindimensionale Brandversuche.....	53
3.2.6 Versuchsreihe zur Ermittlung des Abbrandverhaltens an Holz-Stahl-Verbundelementen.....	58
3.2.7 Gegenüberstellung der experimentellen Versuchsergebnisse und der berechneten Temperaturentwicklung gemäß den Daten in EN 1995-1-2 und EN 1993-1-2 .....	65
<b>3.3 Hauptversuche – Experimentelle Untersuchungen zum Brandverhalten von Holz-Stahl-Verbundbauteilen</b> .....	<b>68</b>
3.3.1 Vorbemerkungen.....	68
3.3.2 Differenzthermoanalyse von Holz mit unterschiedlicher Feuchte und variiertes Umgebungsatmosphäre .....	70
3.3.3 Untersuchung des Feuchtigkeitseinflusses auf die Temperaturentwicklung und den Abbrandverlauf von Vollholz.....	74
3.3.4 Differenzthermoanalyse von Hochtemperaturklebstoff .....	77

3.3.5	Untersuchung des Einflusses einer Dampfsperre auf die Temperaturentwicklung und die Feuchteverteilung im Vorholz.....	79
3.3.6	Untersuchung der Temperaturentwicklung nicht geklebter Holz-Stahl-Verbundquerschnitte.....	94
3.3.7	Untersuchung des Einflusses eines mechanischen Verbundes.....	97
3.3.8	Übergreifende Darstellung und Analyse der Ergebnisse der durchgeführten Untersuchungen ....	99
<b>4</b>	<b><i>Simulationsmodell.....</i></b>	<b>111</b>
<b>4.1</b>	<b>Elementtypen aus dem Programm ANSYS zur Berechnung instationärer Temperaturfelder.....</b>	<b>111</b>
<b>4.2</b>	<b>Eindimensionales Modell zur Berechnung der Temperaturverteilung in brandbeanspruchten Vollholz- und Holz-Stahl-Verbundquerschnitten .....</b>	<b>113</b>
4.2.1	Materialmodell für brandbeanspruchtes Vollholz.....	113
4.2.2	Materialmodell für brandbeanspruchte Holz-Stahl-Verbundquerschnitte.....	115
4.2.3	Modellgeometrie für brandbeanspruchtes Vollholz .....	118
4.2.4	Modellgeometrie für brandbeanspruchte Holz-Stahl-Verbundquerschnitte.....	119
<b>4.3</b>	<b>Ableitung der Materialkennwerte aus den Grundlagen und den Versuchen.....</b>	<b>120</b>
4.3.1	Enthalpieberechnung von Holz im Brandfall .....	120
<b>4.4</b>	<b>Materialkennwerte von brandbeanspruchtem Vollholz.....</b>	<b>125</b>
4.4.1	$\lambda$ - Wärmeleitfähigkeit über die Temperatur .....	125
4.4.2	$c_p$ - Spezifische Wärmekapazität von Holz über die Temperatur .....	133
4.4.3	$\rho$ - Dichte über die Temperatur .....	134
4.4.4	Enthalpie von Holz als Funktion der Temperatur .....	136
<b>4.5</b>	<b>Holz-Stahl-Verbund.....</b>	<b>137</b>
4.5.1	Materialkennwerte der Übergangsschicht .....	138
4.5.2	Kleberschicht.....	145
<b>5</b>	<b><i>Anwendung der Materialmodelle für eindimensional temperaturbeanspruchte Holz- und Holz-Stahl-Verbundquerschnitte .....</i></b>	<b>149</b>
<b>5.1</b>	<b>Vergleich von experimentellen und rechnerischen Ergebnissen .....</b>	<b>149</b>
5.1.1	Vorbemerkung.....	149
5.1.2	Gegenüberstellung der Berechnung der Temperaturentwicklung von Holzquerschnitten und experimentellen Versuchsergebnissen.....	149
5.1.3	Gegenüberstellung der Berechnung der Temperaturentwicklung von Holz-Stahl-Verbundquerschnitten und experimentellen Versuchsergebnissen .....	151
<b>5.2</b>	<b>Analyse des thermischen Verhaltens von Holz bei variierenden Materialparametern auf Basis der Simulation.....</b>	<b>154</b>
<b>5.3</b>	<b>Simulation und Analyse des thermischen Verhaltens des Holz-Stahl-Verbundes bei variierenden Material- und Querschnittsparametern auf Basis der Simulation .....</b>	<b>158</b>
5.3.1	Ableitung einer Bemessungskurve für brandschutztechnisch optimierte Holz-Stahl-Verbundquerschnitte .....	158
5.3.2	Ergänzende Analyse des thermischen Verbundverhaltens.....	161
<b>6</b>	<b><i>Anwendung der Ergebnisse zur Verbesserung des Brandverhaltens des Holz-Stahl-Verbundes in der Praxis.....</i></b>	<b>166</b>
<b>7</b>	<b><i>Zusammenfassung.....</i></b>	<b>169</b>
<b>8</b>	<b><i>Ausblick .....</i></b>	<b>172</b>
<b>9</b>	<b><i>Literatur.....</i></b>	<b>173</b>
<b>Anhang A.....</b>		<b>185</b>
<b>Anhang B.....</b>		<b>192</b>

## **Vorwort**

Ich bedanke mich herzlich bei Em.O.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Dr.h.c. Ulrich Schneider, Leiter des Instituts für Hochbau und Technologie bis 30. 09. 2010, für die Betreuung meiner Dissertation, seine wissenschaftlichen Anregungen und Vorschläge und die geführten Diskussionsrunden. Im Institutslabor wurde mir eine Vielzahl an Vorversuchen, Experimenten und begleitenden Messungen, die Herstellung sämtlicher Probekörper und der Bau eines eigens für diese Versuche entwickelten Ofens ermöglicht.

Im Besonderen bedanke ich mich bei Ass. Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Heinrich Bruckner für seine ständige Diskussionsbereitschaft, seine Anregungen und sein besonderes Interesse an den Forschungsarbeiten, sowie für die Ermöglichung und tatkräftige Unterstützung bei den im Labor durchgeführten Brandversuchen und Materialuntersuchungen.

Ich bedanke mich außerdem bei O.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dipl.-Ing. Wolfgang Winter, Vorstand der Abteilung Tragwerksplanung und Ingenieurholzbau (Institut für Architekturwissenschaften), sowie bei Prof. Dr. Yoshiaki Amino, vom Department für Architektur an der Hosei Universität in Tokyo, für die Initiierung eines Forschungsprojektes, welches Ausgangspunkt zur Erstellung dieser Dissertation war. Ebenso bedanke ich mich bei Dipl.-Ing. Bunji Izumi für die Zusammenarbeit bei der Erstellung der Simulation zu den allerersten vorab durchgeführten Berechnungen von Holz-Stahl-Verbundquerschnitten auf Basis von Materialkennwerten gemäß Eurocode 3 und Eurocode 5.

Ich bedanke mich bei Dipl.-Ing. Mario Halper, Jennifer Schödl und Martin Fritsch für die gute Zusammenarbeit bei der Durchführung von Brandversuchen im Rahmen von Diplom- bzw. Seminararbeiten.

Mein Dank gilt auch der Versuchs- und Forschungsanstalt der Stadt Wien (MA 39), in der ein Teil der Brandversuche durchgeführt wurde. Weiters bedanke ich mich bei Dipl.-Ing. Dr. Christian Pöhn für sein Entgegenkommen.

Einen besonderen Dank spreche ich dem Fachverband der Holzindustrie Österreichs, im Speziellen Dr. Claudius Kollmann und Dipl.-Ing. Rainer Handl aus, für ihr Interesse an dieser Arbeit und die finanzielle Unterstützung bei der Durchführung der zahlreichen Brandversuchsserien.

## **Kurzfassung**

Im Rahmen dieser Dissertation wurde das Brandverhalten von Holz-Stahl-Verbundkonstruktionen untersucht und technisch physikalische Grundlagen zur Berechnung der Temperaturentwicklung im Querschnittsinneren erarbeitet. Hierfür war es erforderlich die im Bauteil auftretenden physikalischen Effekte im Detail zu untersuchen und auf Basis der gewonnenen Erkenntnisse die für eine thermische Simulation maßgeblichen Materialkennwerte abzuleiten. Aufgrund der Komplexität des thermischen Verbundbauteilverhaltens im Brandfall wurden im Zuge dieser Arbeit ausschließlich eindimensionale Brandbeanspruchungen behandelt. Als Brandszenario wurde ein Temperaturverlauf gemäß der Einheitstemperaturkurve über eine Dauer von vorwiegend 60 Minuten gewählt.

Im Anschluss an eine Zusammenstellung bisher zum Themenbereich vorliegender Literatur wurde im Rahmen eines zweiteiligen Versuchsprogramms auf offene Fragen hinsichtlich des Brandverhaltens und der thermischen Simulation von Holz-Stahl-Verbundelementen eingegangen. Der Schwerpunkt der Untersuchungen lag einerseits auf dem Einfluss der Holzfeuchte hinsichtlich des Abbrandverhaltens von Vollholz und andererseits auf der Veränderung des Feuchtetransportes bzw. des Abbrandverhaltens infolge der dampfsperrenden Wirkung der im Bauteilquerschnitt eingefügten Stahlplatte. Die durchgeführten Versuche zeigten, dass im Zusammenhang mit dem gewählten Designkriterium für Verbundquerschnitte von maximal 200°C in der Stahlplatte eine vollständige Zerstörung des Materialverbundes (Verkohlung der angrenzenden Holzschichten) verhindert wurde. Weiters konnte im Zusammenhang mit der dampfsperrenden Wirkung der Stahlplatte ein deutlicher Feuchtigkeitsstau im Holz (im Übergangsbereich zur Stahlplatte) ermittelt werden, der im entwickelten physikalischen Modell Berücksichtigung fand und zu einer wesentlichen Veränderung der Materialkennwerte führte. Auf Basis des entwickelten Materialmodells wurden mittels thermischer Simulation Parameterstudien hinsichtlich der Temperaturentwicklung von brandbeanspruchtem Holz bzw. von Holz-Stahl-Verbundquerschnitten durchgeführt. Hieraus wurden ingenieurmäßige Bemessungshilfen für die Abbrandgeschwindigkeit von Holz (in Abhängigkeit der Holzfeuchte und Rohdichte) und die Dimensionierung von brandschutztechnisch optimierten Holz-Stahl-Verbundquerschnitten abgeleitet.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass sich die sehr unterschiedlichen thermischen Eigenschaften von Holz und Stahl in Form von Verbundquerschnitten gegenseitig positiv beeinflussen können und durch einen gezielten Materialverbund ein optimiertes Brandverhalten erreicht werden kann.

## **Abstract**

Within this doctoral thesis the fire performance of wood-steel-composite structures was investigated and technico-physical fundamentals for thermal calculations of these element sections were developed. Therefore it was necessary to study the occurring physical effects of composite elements in detail, using the findings as basis to derive adequate material properties for thermal simulations. Due to the complexity of the thermal behaviour of composite elements in case of fire, in this work only one-dimensional fire exposures – according to the standard temperature curve – were chosen, lasting for mainly 60 minutes.

Subsequent to a literature study a two-step test program was carried out, focusing on outstanding issues in terms of fire behaviour and thermal simulation of wood-steel-composites. On the one hand the influence of the moisture content of wood with regard to its fire performance was investigated. On the other hand changes in the moisture transport resp. the fire performance due to the effect of a vapour barrier were studied, caused by the inserted steel plate. The experiments showed that related to the chosen design criteria for wood-steel-composite elements of maximum 200°C in the steel plate, a complete destruction of the composite could effectively be prevented. Furthermore a significant accumulation of moisture in wood (in the layers close to the steel plate) was found, related to the vapour barrier effect. Regarding this, a material model was developed which lead to significant changes in the material properties. Based on this parameter studies were carried out by means of thermal simulations, calculating the thermal behaviour of wood and wood-steel-composite sections. Thereof design-tools for engineers were derived concerning the burning rate of wood (depending on moisture content and gross density) as well as the dimensioning of wood-steel-composite elements with improved fire performance characteristics.

As a general conclusion it can be said, that a correctly designed combination of wood and steel is able to influence a composite element's fire behaviour in a positive way and to cause clearly improved fire performance characteristics.

# 1 Einleitung

Der Ausgangspunkt für die vorliegende Arbeit waren Überlegungen zur Steigerung der Leistungsfähigkeit und Einsetzbarkeit von Holz im konstruktiven Ingenieurbau. Ein Problem des Werkstoffs Holz ist das Erreichen der Gebrauchstauglichkeit, das heißt die Begrenzung der entsprechenden Durchbiegung bei größeren Spannweiten, sowie die Erreichung einer hohen Sicherheit im Brandfall. Maßgeblich für dieses Bauteilverhalten ist der im Vergleich geringe E-Modul von Holz. Ansätze für konstruktive Verbesserungen in diesem Bereich ist die Herstellung von Holzleimbändern durch gezieltes Anordnen qualitativ unterschiedlicher Holzlamellen, sowie im Weiteren die Erhöhung der Biegefestigkeit durch das Einfügen einer Aramidfaser-, Glasfaser- bzw. Kohlefaserlamelle. Im Gegensatz zur Anwendung dieser Materialien werden für ingenieurmäßige Holzverbindungen im Regelfall Stahlbauteile verwendet. Es stellt sich daher die Frage, ob es möglich ist, zur Erhöhung der Gebrauchstauglichkeit und Brandsicherheit von Holzquerschnitten diese in Kombination mit Stahlbauteilen herzustellen.

Die Idee dieser Arbeit ist es, statt den bisher mitunter eingesetzten Faserlamellen im Holzleimbänder Stahlbänder bzw. Stahlprofile zu verwenden (Abbildung 1.1). Eines der wesentlichen Probleme die es hierbei zu lösen gilt, ist der Nachweis des erforderlichen Brandwiderstandes, vor allem in Hinblick auf thermische Verhalten von Stahl. Der in den Bauordnungen für solche Konstruktionen geforderte Brandwiderstand beträgt zumeist 60 Minuten. Sollte eine Verbundkonstruktion in dieser Form möglich sein, so ergibt sich ein großes Anwendungsspektrum für die Verstärkung bzw. auch Sanierung von Holzkonstruktionen (Stützen-Balken-Systemen / Skelettkonstruktionen).

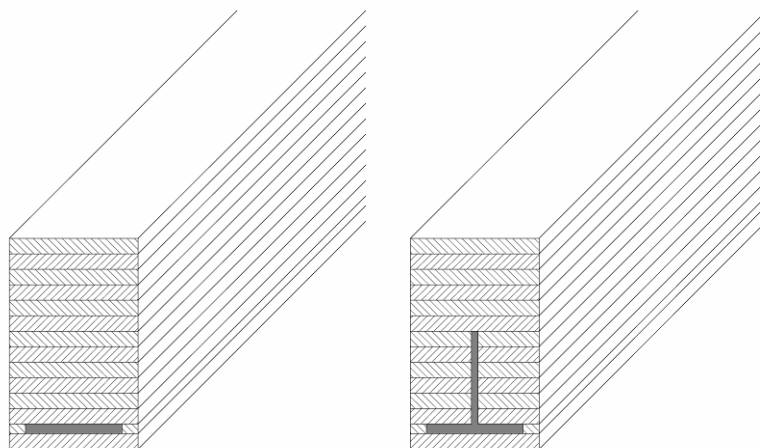


Abbildung 1.1: Schematische Darstellung eines mit Stahlband bzw. Stahlprofil verstärkten Brettschichtholzquerschnitts (Unterzug).

Ziel dieser Arbeit ist die Erstellung technisch physikalischer Grundlagen zur Berechnung des Brandverhaltens von Holz-Stahl-Verbundkonstruktionen. Insbesondere ist es dazu erforderlich die maßgeblichen Materialkennwerte, bzw. physikalischen Einflüsse für eine thermische Simulation solcher Bauteile im Brandfall zusammenzustellen. Die Anwendung dieser Konstruktionen ist im Wesentlichen vom thermischen Verhalten bzw. Brandverhalten von Holz und Stahl in Form des Materialverbundes abhängig. Hierfür sind folgende Punkte zu untersuchen:

- Klärung der Prinzipien des thermischen Verhaltens von brandbeanspruchten Holz-Stahl-Verbundbauteilen
- Erfassung der im Brandfall auftretenden physikalischen Veränderungen in den Materialien und Entwicklung entsprechender Materialgesetze
- Aufbau eines ingenieurmäßigen Modells für die thermische Simulation von Holz-Stahl-Verbundbauteilen
- Ableitung für die Berechnung der aus brandschutztechnischer Sicht notwendigen Mindestüberdeckungen der Stahllamellen in Holzkonstruktionen für eine Branddauer von 60 Minuten.

Aufbauend auf die Formulierung der Problemdarstellung wird das angegebene Ziel durch folgende Arbeitsschritte erreicht: Zusammenfassung bereits durchgeführter Arbeiten zur Darstellung des maßgeblichen Materialverhaltens von Holz, Stahl und Holz-Stahl-Verbundkonstruktionen (Stofftransportvorgänge, Materialeigenschaften unter hoher Temperatur). Analyse der vorliegenden Ergebnisse und Formulierung offener Fragen hinsichtlich einer thermischen Simulation. Erarbeitung eines Versuchsprogramms in zwei Schritten auf Basis der offenen Fragen (Vorversuche, Hauptversuche). Im Rahmen der Vorversuche werden es zu den aufgeworfenen Fragen entsprechende Versuchsanordnungen entwickelt um reproduzierbare Ergebnisse zu erhalten. Im Rahmen der Hauptversuche wird einerseits das Brandverhalten der einzelnen Materialien untersucht, andererseits werden eventuelle Einflüsse des Materialverbunds auf das Brandverhalten der Gesamtkonstruktion erforscht. Die in den Versuchen gewonnenen Erkenntnisse werden in ihren physikalischen Zusammenhängen dargestellt und die entsprechenden Materialgesetze für Holz bzw. den Holz-Stahl-Verbund für die thermische Simulation daraus abgeleitet. Anschließend werden thermische Simulationen auf der Basis der erarbeiteten Grundlagen und der Versuchsergebnisse durchgeführt. Mit Hilfe dieser Simulationen wird der Einfluss der Querschnittskonfigurationen auf die Temperaturentwicklung der Holz-Stahl-Verbundquerschnitte untersucht. Am Ende der Arbeit wird eine ingenieurmäßige Bemessungshilfe für die Dimensionierung der Mindestholzüberdeckung der Stahllamelle angegeben und an praxisrelevanten Beispielen dargestellt. Aufgrund der Komplexität des zu erwartenden Bauteilverhaltens im Brandfall wird im Rahmen dieser Grundlagenforschung nur der eindimensionale Fall untersucht.



## 2 Grundlagen

### 2.1 *Materialverhalten von Holz unter Feuereinwirkung*

Das Materialverhalten von Holz bezieht sich auf:

- Aufbau und Abbrandverhalten von Holz (physikalischer und chemischer Aufbau, Zersetzungsablauf, Entzündung, Verbrennung und Verbrennungsablauf)
- Feuchtetransportvorgänge in Holzbauteilen einschließlich Brand
- Materialeigenschaften von Holz unter hoher Temperatur (Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität, Rohdichte)

#### 2.1.1 **Aufbau und Abbrandverhalten von Holz**

##### 2.1.1.1 Aufbau von Holz

###### Physikalischer Aufbau von Holz

In der Arbeit wird ausschließlich auf Charakteristika von Nadelholz eingegangen, da alle Untersuchungen mit dem wichtigsten Bauholz – Fichte – durchgeführt werden. Holz ist ein heterogener anisotroper Werkstoff und besteht aus unterschiedlichen Zellen, Harzen und Fetten. Neben der Festigkeit sind die Zellen für den Wassertransport, den Stoffwechsel und die Einlagerung von Reservestoffen und das Wachstum zuständig. In Abhängigkeit von der Jahreszeit kommt es zur unterschiedlichen Ausbildung der Zellen. Während die dünnwandigen und weitleumigen Zellen zum Transport von Wasser dienen, erhöhen die dickwandigen und englumigen Zellen die Festigkeit des Holzes.

Auf mikroskopischer Ebene betrachtet gibt es drei typische Arten von Holzzellen (Abbildung 2.1). Die Tracheiden, die Parenchymzellen und das Sklerenchymgewebe. Nadelholz besteht aus bis zu 95% seines Volumens aus den Tracheiden das sind röhrenförmige Zellen, die mit zahlreichen Hoftüpfel für die Wasserweiterleitung ausgestattet sind. Parenchymzellen als zweite typische Zellart von Holz, dienen vorrangig der Speicherung von Zellsaft, Fetten und Harzen etc.<sup>1</sup>

---

<sup>1</sup> Kollmann (1951)

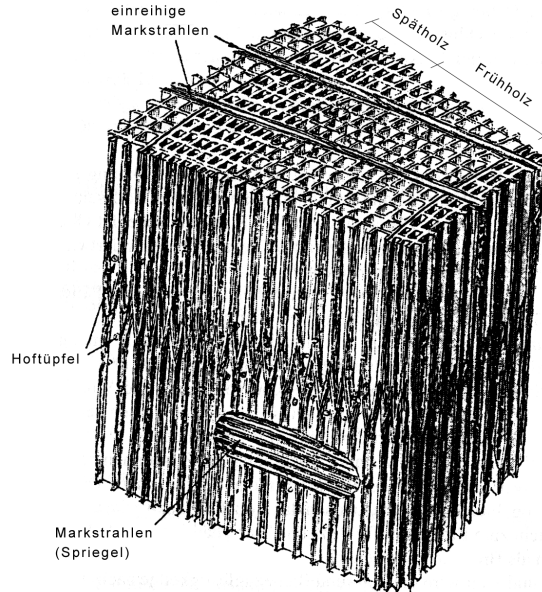


Abbildung 2.1: Mikroskopischer Aufbau von Fichtenholz<sup>2</sup>

Der Stammquerschnitt wird in einen „Kern“ und einen „Splint“ eingeteilt. Da das innen liegende Kernholz nicht mehr am Nährstofftransport beteiligt wird, kommt es zum Verschließen der als Verbindungsöffnungen der Zellen untereinander wirkenden Hoftüpfel. Weiters enthält es im Vergleich zum Splintholz wesentlich mehr Harze, Fette und weitere Einlagerungen wie z.B. Gerbsäure oder verschiedene wasserlösliche Stoffe.

### Chemischer Aufbau von Holz

Holz ist ein organisches Material das vorwiegend aus Kohlenstoff-, Sauerstoff- und Wasserstoffverbindungen besteht und somit brennbar ist (Tabelle 2-1).<sup>3,4</sup>

Die Hauptbestandteile sind:

- Zellulose,
- Holzpolyosen (Hemizellulosen) und
- Lignin.

Die Zellulose (ca. 50%) stellt dabei den wichtigsten Bestandteil der pflanzlichen Zellwandstruktur und seiner hohen Festigkeit dar<sup>5,6</sup>. Die in älterer Literatur als Hemizellulosen bezeichneten Holzpolyosen (ca. 25%) sind neben dem Lignin (ca. 25%), welches im Zuge der „Verholzung“ als Füllsubstanz des Zellulosegerüsts<sup>7</sup> auftritt, die weiteren wesentlichen Bestandteile der Holzzellwand<sup>8,9</sup>. Die chemische Zusammensetzung von Nadelholz ist in Tabelle 2-1 angeführt.

<sup>2</sup> Scholz (2007) S.765

<sup>3</sup> Schneider et al. (2008) S.260

<sup>4</sup> Kollmann (1966) S.1199

<sup>5</sup> Kollmann (1951) S. 126

<sup>6</sup> Fengel (1967) S.107

<sup>7</sup> Kollmann (1951) S. 126

Tabelle 2-1: Chemische Zusammensetzung von darrtrockenem Nadelholz. Durchschnittswerte von 9 Weichhölzern für darrtrockenes Nadelholz in Masse-%<sup>10</sup>.

Element		Anteil [%]
Kohlenstoff	C	52,7
Wasserstoff	H	6,3
Sauerstoff	O	40,8
Stickstoff	N	0,2

### 2.1.1.2 Abbau von Holz bei erhöhten Temperaturen

#### Trocknung und Zersetzungsablauf von Holz in Abhängigkeit der Temperatur

In Abhängigkeit der Temperatureinwirkung und des Sauerstoffangebots kommt es im Holz zu unterschiedlichen Phasen der Zersetzung. Die verschiedenen Reaktionen laufen nicht bei exakten Grenztemperaturen ab, sondern überlagern sich und sind jeweils bestimmten Temperaturbereichen zugeordnet (Tabelle 2-2).

Im Detail betrachtet setzt sich die thermische Zersetzung von Holz aus dem Abbau seiner einzelnen Komponenten zusammen, wobei verschiedene chemische Reaktionen auch gleichzeitig ablaufen, welche aufgrund primärer und sekundärer Reaktionen sehr komplex sind<sup>11, 12, 13</sup>. An die zu Beginn der Erwärmung einsetzenden Austrocknung des Holzes schließt die Verdampfungsphase an, für die in der Literatur sehr unterschiedliche Temperaturbereiche angeführt werden. Die Angaben betreffen den Bereich zwischen 95°C bis 105°C, bzw. bis zu 150°C<sup>14, 15, 16, 17, 18, 19</sup>. Bezüglich der Reihenfolge der thermischen Zersetzung der Holzbestandteile ist zuerst die Holzpolyose ( $\leq 200^\circ\text{C} - 260^\circ\text{C}$ ), gefolgt von der Zellulose (200°C - 375°C) und zuletzt dem Lignin (200°C - 500°C) zu nennen (Abbildung 2.2).

<sup>8</sup> Ritzka (1998) S. 10f

<sup>9</sup> Drysdale (1998) S.182

<sup>10</sup> Ragland et al. (1991) S.164

<sup>11</sup> Sandermann (1964) S.377

<sup>12</sup> Kollmann (1960) S.193

<sup>13</sup> Topf (1970) S.46

<sup>14</sup> Beall-Eickner (1970) S.11

<sup>15</sup> Shen (2007) S.212

<sup>16</sup> Kollmann (1960) S.193

<sup>17</sup> Kollmann (1951) S.266

<sup>18</sup> Schaffer (1967) S.2: Verweis auf Stamm1964

<sup>19</sup> Rowell (2005) S.122

Tabelle 2-2: Übersicht über die thermische Zersetzung von Holz in Abhängigkeit der Temperatur.

Temperatur	Erläuterungen	Zellulose	Holzpolyosen	Lignin
< 95°C	keine zu erwartenden Zersetzungerscheinungen	Noch keine thermisch bedingten chemischen Veränderungen		
< 100°C	zunehmende Austrocknung des Holzes			
95° - 150°C	Verdampfung des im Holz vorhandenen Wassers mit zunehmend gegen Ende verflachendem Verlauf			
200°C*	erste Pyrolysegase (70% CO <sub>2</sub> , 30% CO)		erste Veränderungen	
200° - 270°C	in Abhängigkeit des Sauerstoffgehalts der Umgebungsluft endo- bzw. exotherme Reaktionen	200° - 250°C: beginnendes Erweichen	>200°C: beginnender Abbau 260°C: Abbau beendet	200° - 250°C: beginnendes Erweichen; Pyrolyse möglich
> 270°C	lebhaft exotherme Reaktionen, rascher Masseverlust; erhöhte Werte an C <sub>m</sub> H <sub>n</sub>	280° - 375°C: Abbau		< 500°C: abgebaut;
> 300°C	Rissbildung an Oberfläche			
340° - 350°C	Maximaler Masseverlust			
> 500°C	abklingende Diffusion flüchtiger Bestandteile, beginnender Abbau der Zersetzungsrückstände (Kohle)			
> 800°C	Gesteigerter Abbau der Kohle			

\*) Der Zusammenhang zwischen der Einwirkungsdauer erhöhter Temperaturen und den Grenztemperaturen für eine mögliche thermische Zersetzung (Pyrolyse) ist in Abbildung 2.4 dargestellt.

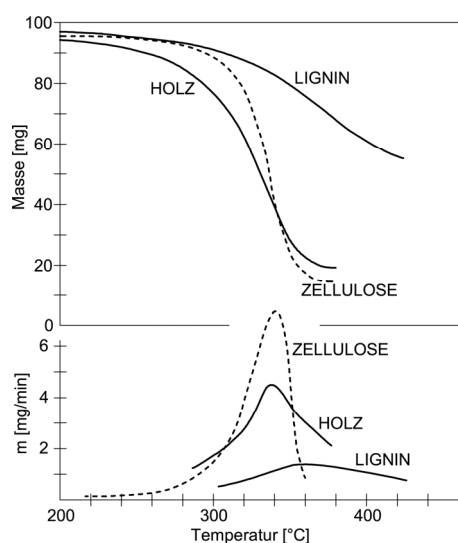


Abbildung 2.2: Thermogravimetrische Analyse der Zersetzung von Holz und seiner Hauptbestandteile.<sup>20</sup>

<sup>20</sup> Drysdale (1998) S.183

Die durch weitere Wärmezufuhr hervorgerufenen Pyrolysereaktionen führen zur irreversiblen Aufspaltung der organischen Verbindungen. Im Zuge dieser trockenen Destillation unter Luftabschluss findet die thermische Zersetzung des Holzes in flüchtige Pyrolysegase und einen festen Reststoff in Form von Kohle und geringen Anteilen an Asche statt<sup>21, 22, 23</sup>. Der Beginn der Pyrolyse wird in der Literatur nicht exakt einheitlich angeführt, kann jedoch aufgrund der Pyrolysetemperaturen der Zellulose, der Hemizellulosen und des Lignins auf den Temperaturbereich um ca. 200°C festgelegt werden.

Die Präsenz von Sauerstoff spielt für den Beginn der thermischen Zersetzung eine wesentliche Rolle. Während sie unter Luftatmosphäre ab ca. 200°C beginnt, wird nach *Sandermann u. Augustin*<sup>24</sup> für Stickstoffatmosphäre der Beginn für 240°C genannt. Ab ca. 270°C kommt es zu deutlich lebhaften exothermen Reaktionen mit denen ein rascher Masseverlust einhergeht<sup>25, 26, 27, 28</sup>. *Sandermann u. Augustin*<sup>29</sup> beschreiben unter Verweis auf *Eickner* (1962) den maximalen Masseverlust erst für den Bereich zwischen 340°C und 350°C. Nach *Kollmann*<sup>30</sup> und auch *Topf*<sup>31</sup> handelt es sich bei der ersten exothermen Reaktion um eine Oxidationsreaktion, da unter Stickstoffatmosphäre kein derartiges exothermes Maximum festgestellt werden konnte. Bei vorhandener Pilotflamme kann es zur Entzündung der Gase kommen<sup>32</sup>. Zusätzlich kommt es oberhalb von 300°C nach *Drysdale*<sup>33</sup> zur Bildung von oberflächlichen Rissen quer zur Holzfaser, welche den Austritt der flüchtigen Bestandteile begünstigen. Aufgrund dieser vermehrten Ausströmung wird eine Oxidation der Kohleschicht großteils unterbunden und so eine erhöhte Kohlebildung hervorgerufen<sup>34, 35</sup>. Ab 500°C klingt die Diffusion flüchtiger Bestandteile ab<sup>36, 37</sup>, wodurch die Oxidation der Kohleschicht begünstigt wird<sup>38, 39, 40</sup>.

---

<sup>21</sup> Kollmann (1960) S.193f

<sup>22</sup> Peters u. Bruch (2000) S.238

<sup>23</sup> Hellwig (1988) S.13: Verweis auf Kollmann (1951)

<sup>24</sup> Sandermann-Augustin (1963b) S.312

<sup>25</sup> Kollmann (1960) S.193

<sup>26</sup> Domansky u. Rendos (1962) S.476

<sup>27</sup> Schaffer (1967) S.2: Verweis auf Tang (1964)

<sup>28</sup> Schaffer (1967) S.2: Verweis auf Hawley 1952

<sup>29</sup> Sandermann u. Augustin (1963) S.258: Verweis auf Eickner (1962)

<sup>30</sup> Kollmann (1960) S.193

<sup>31</sup> Topf (1970) S.16: Verweis auf Heinrich, Kaesche u. Krischer (1962)

<sup>32</sup> Frangi (2001) S.5

<sup>33</sup> Drysdale (1998) S.184

<sup>34</sup> Schaffer (1967) S.2: Verweis auf Browne (1958) bzw. Hogman (1963)

<sup>35</sup> Lingens (2003) S.12: Verweis auf Ödeen (1967)

<sup>36</sup> Kollmann (1951) S.267

<sup>37</sup> Schneider (2008) S.262

<sup>38</sup> Drysdale (1998) S.186

<sup>39</sup> Schaffer (1967) S.2 Verweis auf Browne (1958)

<sup>40</sup> Fang (2006) S.27

## Entzündung von Holz

Grundsätzlich ist bei der Verbrennung von Holz der Flammenbrand und der Glutbrand, aufgrund der verbrennenden Stoffe, zu unterscheiden. Während es beim Flammenbrand zur Verbrennung von Dämpfen und Gasen kommt, verbrennen beim Glutbrand feste Stoffe, bei denen im Zusammenhang mit der Pyrolyse ebenfalls ein Flammenbrand entstehen kann<sup>41</sup>. Für die Brandentstehung sind nach *Schneider*<sup>42</sup> sowohl stoffliche als auch energetische Voraussetzungen gleichzeitig notwendig. Die stofflichen Voraussetzungen beziehen sich auf ein reaktionsfähiges Material (Sauerstoff als Oxidationsmittel der Verbrennung) und ein zündfähiges Mischungsverhältnis. Die notwendige Zündenergie bzw. Zündtemperatur, sowie die Mindestverbrenntemperatur fallen unter die energetischen Voraussetzungen (Abbildung 2.3).



Abbildung 2.3: Branddreieck als Darstellung der Voraussetzungen für die Brandentstehung<sup>43</sup>:

Die Zündung von Holz wird mit der beginnenden sichtbaren Verbrennung der Pyrolysegase definiert<sup>44</sup>. Das für eine spontane Entzündung von Holz notwendige Temperaturniveau steht im Zusammenhang mit der Probengröße, der Rohdichte und dem Feuchtigkeitsgehalt der Holzprobe. Von wesentlicher Bedeutung hinsichtlich der Umgebungsbedingungen ist neben dem Sauerstoffgehalt vor allem die Erwärmungsdauer des Holzes. Während bei kurzzeitigem Aufheizen der Holzprobe auf Temperaturen von mehr als 250°C mit einer spontanen Entzündung ohne vorhandene Pilotflamme zu rechnen ist, so kann es auch bei einer über mehrere Stunden andauernden Temperatureinwirkung von unter 150°C zu einer Entzündung kommen<sup>45</sup> (Abbildung 2.4).

<sup>41</sup> Schneider (2008) S.124f

<sup>42</sup> Schneider (2008) S.125

<sup>43</sup> Schneider (2001) S.132

<sup>44</sup> White u. Dietenberger (2001) S.3

<sup>45</sup> Schneider (2008) S. 260

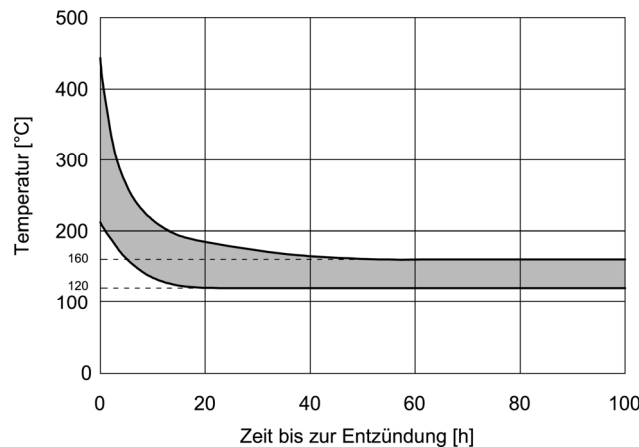
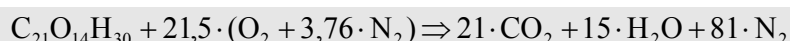


Abbildung 2.4: Entzündungstemperatur von unbehandeltem Holz in Abhängigkeit von der Einwirkungsdauer<sup>46</sup>.

*Kollmann*<sup>47</sup> differenziert unterschiedliche Stadien der Entzündung von Holz und beziffert den Flammpunkt in einer Höhe zwischen 225°C bis 260°C. Dies ist jene Temperatur, ab der die entstehenden Zersetzungsgase mittels Fremdzündung entzündet werden können. Den Brennpunkt von Holz, ab dem eine bleibende Flamme an der Holzoberfläche auftritt, führt er mit 260°C bis 290°C an. Ab diesem Temperaturbereich fängt die Holzzerersetzung an exotherm zu verlaufen. Die Probe verfärbt sich aufgrund von Oxidationsreaktionen immer stärker und beginnt schließlich zu glimmen<sup>48</sup>. Es kommt zum selbsttätigen Erwärmen des Holzes<sup>49</sup>, wodurch sich das Holz bis zum Zündpunkt von 330°C bis 470°C erhitzen kann. Dies ist jene Temperatur, bei der sich die entstandenen Gase selbstständig an der Luft entzünden.<sup>50</sup>

### Die Verbrennung von Holz

Die Theorie zur Holzverbrennung beschreibt die Umsetzung der Holzsubstanz in Kohlendioxid, Kohlenmonoxid, Wasserdampf und Stickstoff. Bei erhöhten Temperaturen kommt es im Holz zu thermischen Prozessen (Verdampfung der Holzfeuchte, Pyrolyse, Verkohlung) und damit zu strukturellen, physikalischen und chemischen Veränderungen im Holz und zur Bildung von Holzkohle und brennbaren Pyrolysegasen. Die bei der Verbrennung stattfindenden Reaktionen können in einer stöchiometrischen Gleichung (unter Vernachlässigung des Schwefelgehalts) gemäß Gl. 1 dargestellt werden. Dies entspricht der Umwandlung von Holz bei der Verbrennung in Luft zu Rauchgasen<sup>51</sup>.



Gl. 1

<sup>46</sup> Schneider (2008) S.261

<sup>47</sup> Kollmann (1960) S.194

<sup>48</sup> Topf (1970) S.41

<sup>49</sup> Schneider (2008) S.128

<sup>50</sup> Topf (1970) S.41

<sup>51</sup> Hellwig (1988) S.4

Dabei werden die rund 21% Luftsauerstoff zu 21% CO<sub>2</sub> übergeführt. Der in der Holzsubstanz vorkommende Sauerstoff reicht mengenmäßig nahezu nur aus, um den Wasserstoff des Holzes bei der Holzverbrennung in Form von Wasser bzw. Wasserdampf zu binden. Bei stöchiometrischer Verbrennung wird nach *Hellwig*<sup>52</sup> ein Drittel des gesamten Luftvolumens für die Verbrennung des Kohlenstoffrückstands im Glutbett verbraucht, die übrigen zwei Drittel werden in der Verbrennung der flüchtigen Bestandteile (gasförmig) verbraucht. Weiters kann es bei der thermischen Zersetzung zu Kondensationserscheinungen und Regasifizierungen der flüchtigen Bestandteile bzw. auch zu chemischen Reaktionen mit der Kohleschicht kommen<sup>53</sup>. Die lediglich geringen Anteile von Schwefel finden sich zum Großteil in der zurückbleibenden Asche wieder<sup>54</sup>.

Bei der Verbrennung von Holz brennen die an die Oberfläche diffundierende Pyrolysegase, die sich dort mit Sauerstoff verbinden<sup>55, 56</sup>. Dabei ist der verhältnismäßige Anteil der Pyrolysegase im Vergleich zum nach der Pyrolyse zurückbleibenden festen Kohlenstoff von großer Bedeutung für das Brandverhalten<sup>57</sup>. *Kollmann*<sup>58</sup> beziffert diesen hinsichtlich der Verbrennung mit 85%. Nach *Hellwig*<sup>59</sup> besteht die zurückbleibende Restsubstanz zu 95% aus Kohlenstoff. Ihr thermischer Abbau verläuft im Anschluss an die Pyrolyse des Holzes in Form eines Glutbrandes<sup>60</sup>.

#### Abbrandgeschwindigkeit von Holz

Die Abbrandrate / Abbrandgeschwindigkeit „β“ [mm/min] ist eine wesentliche Größe zur Beurteilung des Brandverhaltens von Holz und Holzkonstruktionen und war Thema zahlreicher Untersuchungen. Dabei wurde der Einfluss einer Vielzahl von Parametern ermittelt. Zusammenfassend können folgende Einflussfaktoren auf die Abbrandgeschwindigkeit genannt werden:

- Rohdichte und Holzart
- Feuchtegehalt
- Querschnittsgeometrie - Lage
- Faserrichtung
- Jahrringe
- Verformungen / Risse
- Permeabilität
- Temperaturbeanspruchung / Wärmestrom
- Sauerstoffangebot / Brandraumatmosfera

---

<sup>52</sup> Hellwig (1988) S.116

<sup>53</sup> Nurbakhsh (1989) S.8

<sup>54</sup> Ritzka (1998) S. 9

<sup>55</sup> Rowell (2005) S.121

<sup>56</sup> Hellwig (1988) S.17

<sup>57</sup> Ritzka (1998) S.9f

<sup>58</sup> Kollmann (1951) S.250

<sup>59</sup> Hellwig (1988) S.19

<sup>60</sup> Ritzka (1998) S. 9f



Die Abbrandrate wird über den Fortschritt der Abbrandgrenze ins Querschnittsinnere des brandbeanspruchten Holzes definiert. Die Abbrandgrenze stellt dabei den Übergang zwischen dem verkohlten und dem durch Temperatureinwirkung bereits leicht braun verfärbten, jedoch noch unverkohlten, Restquerschnitt dar. Der zeitliche Fortschritt der Abbrandgrenze ins Querschnittsinnere, die Abbrandrate [ $mm/min$ ], wird in der Literatur nicht einheitlich angegeben. Eine diesbezügliche Zusammenstellung befindet sich in Anhang A. Gemäß EN 1995-1-2 kann eine Berechnung der Abbrandtiefe für eine Brandbeanspruchung gemäß der Einheitstemperaturkurve mittels Gl. 2 erfolgen:

$$d_{char} = \beta \cdot t \quad \text{Gl. 2}$$

$d_{char}$  Abbrandtiefe [ $mm$ ]

$\beta$  Abbrandrate [ $mm/min$ ]

$t$  Zeit [ $min$ ]

Dieser lineare Ansatz für die Abbrandtiefe wird von zahlreichen Autoren für eine Branddauer bis 90 Minuten bestätigt<sup>61, 62, 63, 64, 65</sup>. Er ist nach *Knublauch u. Rudophi*<sup>66</sup> mit einer gemäß der Einheitstemperaturkurve stets ansteigenden Brandraumtemperatur bei gleichzeitigem Zuwachs der Kohleschichtdicke zu begründen. Sehr ähnlich zu Vollholz verhält sich die Abbrandrate von Brettschichtholz, verleimten Duo- bzw. Triobalken und auch in Längsrichtung gestoßenem keilgezinktem Holz.<sup>67, 68</sup>

Auch die Höhe der Temperatur an der Abbrandgrenze wird in der Literatur nicht einheitlich beziffert. Ein diesbezüglicher Auszug für Fichtenholz ist in Anhang A zusammengestellt. Die großen Streuungen hängen nicht zuletzt mit dem sehr steilen Temperaturgradienten im Bereich der nur wenige mm dicken Schicht an der Abbrandgrenze zusammen. Zudem kommt die Ausbildung einer unregelmäßigen Abbrandebene hinzu, die nicht dem exakt parallelen Verlauf der idealisierten Berechnung entspricht<sup>69</sup>. Eigene diesbezügliche Messungen sind in Kapitel 3 dargestellt. Gemäß den Angaben in EN 1995-1-2 kann für die Abbrandgrenze vereinfacht eine Temperatur von 300°C angenommen werden.

---

<sup>61</sup> Lingens (2003) S.12

<sup>62</sup> Knublauch u. Rudophi (1971)

<sup>63</sup> Lache (1992b)

<sup>64</sup> Lingens (2003) S.12 Verweis auf Röll (1984)

<sup>65</sup> König u. Walleij (1999) S.14

<sup>66</sup> Knublauch u. Rudophi (1971) S.593

<sup>67</sup> Fornather et al. (2003) S.14

<sup>68</sup> White (2000) S.362

<sup>69</sup> Lingens (2003) S.74

### 2.1.1.3 Berechnung der Zersetzung von Holz

Zur Berechnung des Temperaturverlaufs in brandbeanspruchten Holz-, bzw. auch Holz-Stahl-Verbundquerschnitten stehen grundsätzlich zwei Ansätze zur Berücksichtigung der thermischen Zersetzung von Holz und der dabei ablaufenden Prozesse innerhalb von Simulationsmodellen zur Auswahl:

- eine mathematisch physikalisch-chemische Erfassung der Zersetzungsprozesse oder
- eine ingenieurmäßige Modellierung der Materialkennwerte von Holz bzw. Holzkohle für definierte Brandeinwirkungen.

Die mathematische Berücksichtigung der thermischen Zersetzungsprozesse kann an definierten Holzproben mit Hilfe der Gleichung von *Arrhenius* erfolgen. Diese ermöglicht die Errechnung der Reaktionsgeschwindigkeit „k“ des Zersetzungsprozesses (Gl. 3), wodurch die Masseabnahme bzw. der Grad der thermischen Zersetzung bestimmt werden kann.

$$k = A \cdot e^{\frac{-E_A}{R \cdot T}} \quad \text{Gl. 3}$$

$k$  Reaktionsgeschwindigkeit [1/s]

$A$  Geschwindigkeitskonstante [1/s]

$T$  Temperatur [K]

$E_A$  Aktivierungsenergie [J/mol]

$R$  Gaskonstante (= 8,314) [J/mol·K]

Der Grad der thermischen Zersetzung lässt sich anschließend gemäß Gl. 4 bestimmen:

$$\dot{m} = -k \cdot m \quad \text{Gl. 4}$$

$\dot{m}$  Abbrandrate [kg/s]

$m$  Masse des brennenden Stoffes bzw. Gases [kg]

Der zweite – ingenieurmäßige – Modellansatz stellt eine vereinfachte Berücksichtigung der Zersetzung von Holz dar. Die ablaufenden physikalischen Vorgänge werden auf Basis experimenteller Ermittlungen im Rahmen der Materialeigenschaften von Holz bzw. Kohle (Rohdichte, Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität) abgebildet. Eine Übertragung in thermische Simulationsmodelle ist dadurch wesentlich vereinfacht. Das Anwendungsspektrum ist jedoch begrenzt auf den Fall der Brandeinwirkungen nach der Einheitstemperaturkurve. Neben einer über die Temperatur abnehmenden Rohdichte von Holz ab beispielsweise 300°C – entsprechend der beginnenden Zersetzung – werden im Rahmen der thermischen Zersetzung die Zahlenwerte zur Wärmeleitfähigkeit und spezifischen Wärmekapazität im Ausmaß ihrer experimentell beobachteten

Auswirkungen bestmöglich berücksichtigt. Dadurch gelten die angeführten temperaturabhängigen Werte, vor allem jene der Wärmeleitfähigkeit, in Teilbereichen als kalibrierte Materialkennwerte für die geplanten spezifischen Anwendungen und nicht als reine physikalische Kennwerte. Dieses entspricht dem Vorgehen bei der Festlegung der Materialkennwerte von EN 1995-1-2.

In der vorliegenden Arbeit wird der ingenieurmäßige Modellansatz der angepassten Materialkennwerte gewählt. Durch eine Berücksichtigung der thermischen Zersetzung über die Gleichung von *Arrhenius* wird die Problematik der uneinheitlichen Materialkennwertangaben in der Literatur für Holz nicht behoben, sondern lediglich auf eine andere Ebene transferiert. Zudem erscheint die Übertragbarkeit diesbezüglicher Messungen auf die Berechnung von Konstruktionsbauteilen aus Holz derzeit noch nicht ausreichend gesichert möglich, wodurch dieser Modellansatz für die vorliegende Fragestellung ausscheidet.

## **2.1.2 Feuchtetransportvorgänge in Holzbauteilen einschließlich Brand**

### 2.1.2.1 Adsorption - Desorption

Holz vermag in Abhängigkeit des in einer bestimmten Atmosphäre vorherrschenden Dampfdrucks der Umgebungsluft Feuchtigkeit zu entnehmen. Die mit dem Begriff der Adsorption bzw. Desorption definierte Aufnahme bzw. Abgabe von Wasser und die damit verbundene Gleichgewichtsfeuchte des Holzes ist abhängig von:

- der Vorbehandlung des Holzes,
- dem vorherrschenden Partialdruck des Wasserdampfes in der Luft und
- der Temperatur<sup>70</sup> (Abbildung 2.5).

---

<sup>70</sup> Kollmann (1959) S.165

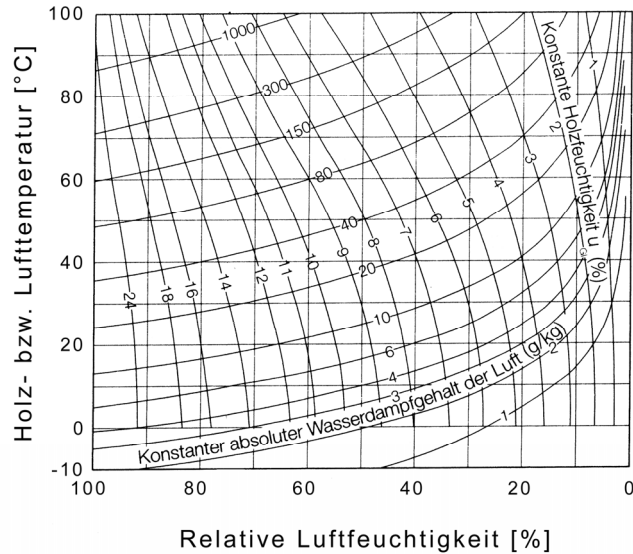


Abbildung 2.5: Ausgleichsfeuchtigkeit in Masseprozent von Holz bei unterschiedlichen klimatischen Umgebungsbedingungen<sup>71</sup>.

### 2.1.2.2 Mechanismen der Wasseraufnahme

Wasser wird in Holz über unterschiedliche Mechanismen aufgenommen. Man unterscheidet:

- Chemosorption,
- Oberflächenadsorption,
- Kapillarkondensation und
- Kapillarkwirkung.

Die sich in Bereichen sehr niedriger relativer Luftfeuchtigkeiten zwischen 0% und 21% im Holz einstellende Feuchtigkeit (< 6%) wird vorwiegend über Chemosorption gebunden, bis alle freien Hydroxylgruppen abgesättigt sind. Die mit einem unscharfen Übergang angrenzende Oberflächenadsorption, zeichnet sich durch eine zunächst monomolekulare Benetzung der Zellwand aus, die bei steigender Luftfeuchtigkeit bis ca. 60 % zur Bildung einer mehrfach molekularen Schicht führt (geradliniger Verlauf bzw. Wendepunkt bei Sorptionsisothermen). Steigt die Luftfeuchtigkeit auf Werte von bis zu 90%, wird Wasser nunmehr in vielfach molekularen Schichten an den inneren Oberflächen der Holzzellwänden eingelagert und die Adsorption zunehmend durch Kapillarkondensation ersetzt, wobei bereits die Eigenschaften des adsorptiv gebundenen Wassers mit seiner Fließfähigkeit und Oberflächenspannung zu tragen kommen (Kapillarkwirkung). Aufgrund der sehr weiten Streuung der Kapillardurchmesser im Holz sind die Feuchtebereiche von Chemosorption, Oberflächenadsorption und Kapillarkondensation nicht exakt gegeneinander abgrenzbar und es kann bereits bei niedrigen Holzfeuchtigkeiten (7% - 10%) zu Kapillarkondensation kommen<sup>72, 73, 74, 75</sup>.

<sup>71</sup> Natterer et al. (2003)

<sup>72</sup> Kollmann (1959) S.166

Hinzu kommt das Aufquellen des feucht werdenden Holzes, was im hygroskopischen Bereich zu einer Verengung der Kapillaren führt<sup>76</sup>. Unterhalb des Fasersättigungspunktes (~30% Holzfeuchte bei Nadelholz) liegt Wasser dampfförmig in den größeren Kapillaren bzw. in bereits flüssiger Form an der inneren Oberfläche des Holzgerüsts vor. Nach erfolgter Absättigung der Fasern wird Wasser in nahezu freier Form eingelagert, d.h. es ist dennoch teilweise über Kapillarkräfte gebunden. Die beiden Sättigungszustände können dabei wiederum nicht exakt voneinander getrennt werden<sup>77</sup>.

### 2.1.2.3 Phänomene des Feuchtetransports in Holz

#### Abhängigkeit des Feuchtetransports von der Anatomie des Holzes (stationärer Zustand)

Die Holzanatomie übt den größten Einfluss auf den Feuchtigkeitstransport, d.h. auf die Durchdringbarkeit des Holzes aus. Nach Angaben von Foglia<sup>78</sup> zur Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl von Fichtenholz-Massivholzplatten zeigen sich deutliche Unterschiede in radialer, tangentialer, und axialer Richtung. Foglia<sup>79</sup> weist auf ein Verhältnis von tangential : radial : axial bis zu 37,4 : 24,9 : 1 für den Bereich zwischen 0% und 35% Holzfeuchte hin (Abbildung 2.6).

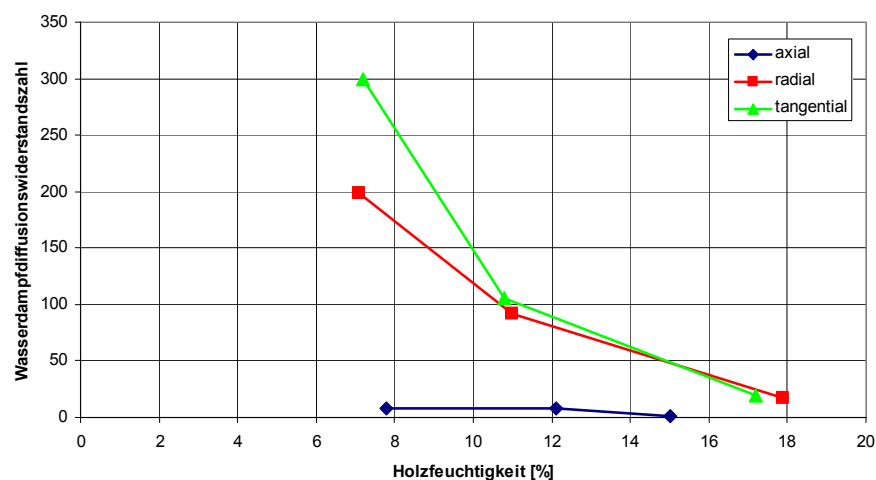


Abbildung 2.6: Wasserdampfdiffusionswiderstandszahlen in Abhängigkeit zur Schnittichtung für Fichten-Massivholz<sup>80</sup>.

<sup>73</sup> Kollmann (1951) S.443, S.384

<sup>74</sup> Kübler (1957) S.456

<sup>75</sup> Böhmer (1976) S.296

<sup>76</sup> Kollmann (1959) S.166

<sup>77</sup> Kollmann (1951) S.443

<sup>78</sup> Foglia et al. (2006) S.18

<sup>79</sup> Foglia et al. (2006) S.21

<sup>80</sup> Foglia et al. (2006) S.18

### Abhängigkeit des Feuchtetransports vom Feuchtegehalt des Holzes (stationärer Zustand)

Eine wesentliche Abhängigkeit des Feuchtigkeitstransportes in Holz ist von der jeweils vorliegenden Holzfeuchtigkeit gegeben. Das bedeutet, dass der Feuchtigkeitstransport bei steigender Feuchtigkeit erleichtert wird<sup>81, 82, 83</sup>. Aufgrund von Kondensation in den Tüpfelmembranporen kommt es zur Wasseranreicherung wodurch diese Hindernisse zunehmend strömend überwunden werden<sup>84</sup>. Bei vorhandenem freiem Wasser (vorrangig ab Fasersättigung) erfolgt daher der Feuchtigkeitstransport aufgrund existierender Kapillarkräfte vorwiegend über kapillare Wasserströmung<sup>85</sup>. Daraus kann ein entgegengesetzter Wassertransport in der Zellwand und der Tüpfelmembran resultieren, wonach das entstehende Dampfdruckgefälle eine Dampfdiffusion durch die dünne Tüpfelmembran verursacht

Von *Voigt et al.* durchgeführte Versuche zum Feuchtigkeitstransport in (nicht brandbeanspruchtem) Holz zeigen, dass der Diffusionsanteil mit abnehmender Holzfeuchte im hygroskopischen Bereich überproportional ansteigt, und weiters mit zunehmender Temperatur nochmals verstärkt wird. Beispielsweise beträgt der kapillare Wassertransport bei einer Temperatur von 80°C (und beispielsweise 16% Holzfeuchte) nur mehr 4%. Hingegen liegt ab dem Bereich der Fasersättigung ein rein kapillarer Transport der Holzfeuchte vor.

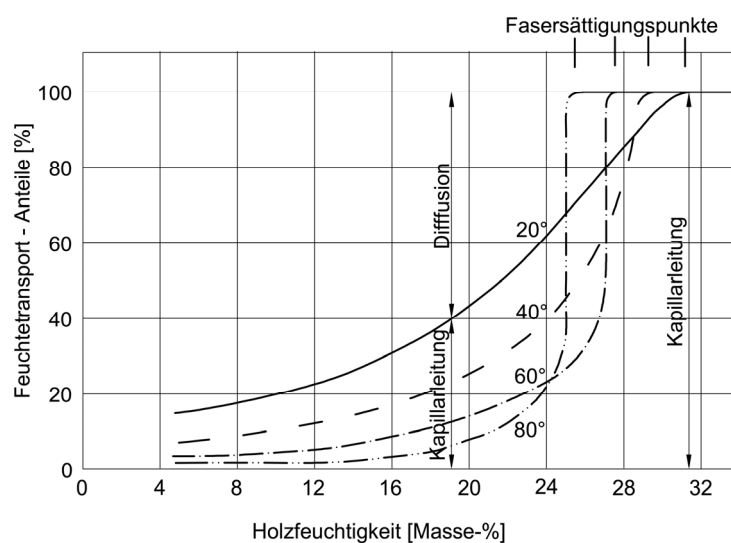


Abbildung 2.7: Anteile von Diffusion und Kapillartransport am resultierenden Feuchtetransport in Abhängigkeit der Temperatur und Holzfeuchte (stationäre Bedingungen)<sup>86</sup>.

<sup>81</sup> Kübler (1957) S.459

<sup>82</sup> Cammerer (1970) S.422

<sup>83</sup> Foglia et al. (2006) S.2: Verweis auf Krischer (1963)

<sup>84</sup> Kübler (1957) S.465

<sup>85</sup> Kollmann (1951) S.444, Kübler (1957) S.465

<sup>86</sup> Voigt et al. (1949)

### Feuchtetransport in brandbeanspruchtem Holz (instationärer Zustand)

In brandbeanspruchten Holzquerschnitten kommt es aufgrund fortschreitender Temperaturen zum Transport der im Holz vorhandenen Feuchte. Im Bereich direkt unterhalb der Abbrandgrenze kommt es zu einer vollkommenen Austrocknung des Holzes mit angrenzender Verdampfungszone. Das hierin ab ca. 100°C verdampfende Wasser diffundiert zum Teil in Richtung der brennenden Oberfläche, wo im Bereich entstandener Risse eine schnellere Austrocknung und daher auch ein schnellerer Abbrand festzustellen ist. Gleichzeitig kommt es zu einer Feuchtigkeitsanreicherung über vorwiegend Kondensation in den noch kalten Holzschichten hinter der Verdampfungszone. Dort bildet sich eine Schicht mit einer im Vergleich zur Ausgangsfeuchtigkeit erhöhten Holzfeuchtigkeit aus. Die in den unverbrannten Querschnitt parallel zur Abbrandgrenze abwandernde Verdampfungsfront, übt einen Einfluss auf den Ablauf der thermischen Zersetzung, sowie die thermischen Stoffeigenschaften von Holz aus<sup>87, 88, 89, 90, 91</sup>. Nach Angaben von *White*<sup>92</sup> kann bei einer Ausgangsfeuchte von ca. 12% mit Holzfeuchten um ca. 18% gerechnet werden, wobei die Bauteiltiefe einen unwesentlichen Einfluss auf die maximale Feuchte ausübt. Die in der Literatur<sup>93</sup> angeführten Messwerte zur kontinuierlich ins Querschnittsinnere fortschreitenden Feuchtigkeitsfront mit Maximalwerten bei rund 100°C zeigen, dass bei einer Ausgangsfeuchte von z.B. 14% bereits in 10mm Abstand zur Oberfläche deutliche erhöhte Messwerte von beispielsweise ~18,5% gemessen werden, die in weiterer Folge nur mehr einen geringfügigen weiteren Anstieg auf ~ 20% erfahren (Abbildung 2.8).

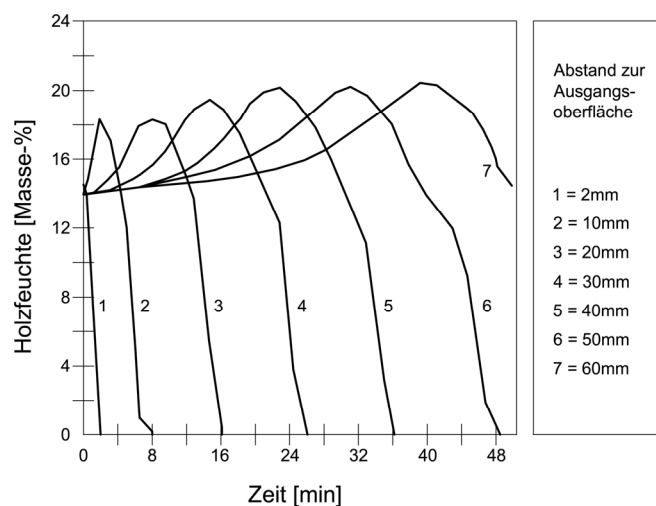


Abbildung 2.8: Feuchtigkeitsanstieg bei Brandbelastung (ETK) von Holz mit einer Ausgleichsfeuchte von 14%<sup>94</sup>.

<sup>87</sup> Shen (2006) S.215

<sup>88</sup> Hoffmann (1979) S. 14

<sup>89</sup> Hartl (1986) S.6

<sup>90</sup> Fredlund (1988) S.196

<sup>91</sup> Knudson u. Schniewind (1975) S.27: Verweis auf Odeen (1970) und Schaffer (1972)

<sup>92</sup> White (1981)

<sup>93</sup> Fredlund (1988), White (1981)

<sup>94</sup> Fredlund (1988) S.205

Eine vergleichbare Feuchtigkeitsanreicherung wird auch von *Schaffer*<sup>95</sup> genannt, wonach in Brandversuchen Spitzenwerte bei rund 100°C gemessen wurden, die einen um den Faktor 1,3 bis 2,0 erhöhten Feuchtigkeitsgehalt im Vergleich zur Ausgangsfeuchte darstellten. Die Veränderung der Holzfeuchtigkeit passiert dabei in einem lediglich 15mm dicken Bereich (Abbildung 2.9). Weiters führt *Schaffer* an, dass es auch bei darrtrockenem Holz zu Feuchtigkeitsdiffusion im Querschnittinneren kommen kann, da durch den Zersetzungsvorgang Feuchtigkeit entsteht (siehe auch die chemischen Reaktion der Holzverbrennung, Gl. 1). Wenn diese verdampft, wandert sie zum Teil in die noch kühleren Holzschichten ab und kondensiert dort wieder<sup>96</sup>.

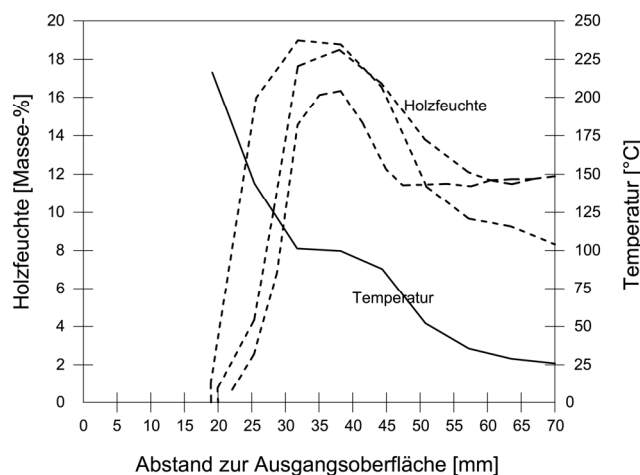


Abbildung 2.9: Experimentell gemessene Feuchtigkeitsanstiege im Querschnittinneren eines brandbeanspruchten Holzquerschnitts (southern pine) mit einer Rohdichte von 520kg/m<sup>3</sup> und einer Ausgangsfeuchte von 10%<sup>97</sup>.

*Lache*<sup>98</sup> führte ebenfalls Untersuchungen zum Feuchtetransport / Feuchtigkeitsanreicherung durch. Er konnte aber keine Feuchteerhöhung hinter den ausgetrockneten Schichten (20mm bis 30mm) hinter der Abbrandgrenze feststellen und verweist auf ähnliche Ergebnisse von *Kallioniemi (1980)* und *Kühn (1989)*. Er begründet die Ergebnisse mit einer für eine Feuchtigkeitsverschiebung nicht ausreichend vorhandenen Zeit während eines Brandversuchs<sup>99</sup>.

### Feuchtetransportvorgänge in brandbeanspruchtem Holz

Der Feuchtetransport in Holz im Brandfall unterscheidet sich wesentlich vom stationären Zustand. So geht beispielsweise der Transportmechanismus der Holzfeuchte in flüssigem Zustand (kapillarer Feuchtetransport) vergleichsweise langsam vor sich und kann im Fall brandbeanspruchten Holzes

<sup>95</sup> Schaffer (1984) S.4

<sup>96</sup> Schaffer (1967) S.18

<sup>97</sup> White (1981)

<sup>98</sup> Lache (1992) S.7

<sup>99</sup> Die Messergebnisse von *Lache* scheinen sehr stark von der angewendeten Methode beeinflusst zu sein, da erst 5-10 Minuten nach dem Ende des Brandversuchs die Proben in Schnitten gespalten und gewogen wurden, um anschließend darr getrocknet zu werden. Die dabei verstreichende Zeit und die durch das Aufschneiden der Hölzer verbesserten Austrocknungsbedingungen scheinen ein plausibler Grund für die Messergebnisse zu sein.



unberücksichtigt bleiben.<sup>100</sup> Im Folgenden wird daher nur auf den Transportmechanismus der Diffusion näher eingegangen.

Unter Diffusion versteht man in der Physik einen Stofftransport aufgrund der Eigenbewegung von Molekülen bzw. Teilchen als Folge ihres Energieinhalts (= Brownsche Molekularbewegung) durch den Impulsaustausch der Teilchen untereinander.<sup>101</sup> Es handelt sich dabei um einen Mischungs- bzw. Ausgleichsprozess, der makroskopisch betrachtet zu einem gerichteten Massetransport führt.

Für die Definition der Diffusion gilt, dass die Diffusionsstromdichte proportional zum Konzentrationsgradienten der transportierten Komponente ist. Sie kann für den eindimensionalen Fall (Diffusion ausschließlich in x-Richtung) gemäß Gl. 5 dargestellt werden (*Ficksches Gesetz*):<sup>102</sup>

$$g_D = -D_{\text{Diff}} \cdot \frac{dc_D}{dx} \quad \text{Gl. 5}$$

$g_D$      Diffusionsstromdichte [mol/m<sup>2</sup>s]

$D_{\text{Diff}}$      Diffusionskoeffizient [m<sup>2</sup>/s]

$c_D$      Wasserdampfkonzentration [mol/m<sup>3</sup>]

Die Konzentration  $c_D$  kann auch über den Teildruck  $p_d$  des Dampfes dargestellt werden:<sup>103</sup>

Das allgemeine Gasgesetz (Gl. 6)

$$p_D \cdot V = n_D \cdot R_D \cdot T \quad \text{Gl. 6}$$

wird für Wasserdampf umgeformt (Gl. 7), um die Konzentration aus dem Dampfdruck zu errechnen.

$$c_D = \frac{n_D}{V} = \frac{p_D}{R_D \cdot T} \quad \text{Gl. 7}$$

$p_D$      Wasserdampfdruck [Pa]

$n_D$      Menge des Gemischkomponenten [mol]

$V$      Volumen des Gemisches [m<sup>3</sup>]

$R_D$      Gaskonstante von Wasserdampf (= 8,314J/molK)

$T$      Temperatur [K]

$c_D$      Wasserdampfkonzentration [mol/m<sup>3</sup>]

---

<sup>100</sup> Fredlund S.51

<sup>101</sup> Kießl (1983) S.35

<sup>102</sup> Baehr (2008) S. 79

<sup>103</sup> Eckert (1959) S.258

Durch Einsetzen dieser Beziehung in das *Ficksche Gesetz* lässt sich die Dampfstromdichte gemäß Gl. 8 ausdrücken<sup>104</sup>:

$$g_D = -\frac{D_{Diff}}{R_D \cdot T} \cdot \frac{dp_D}{dx} \quad \text{Gl. 8}$$

Voraussetzung ist jedoch, dass der Dampfdruck ca. 10% des Gesamtdrucks nicht übersteigt, da es sonst zu Konvektionsströmen kommt, die besser mit dem *Stefanschen Gesetz* erfasst werden können<sup>105</sup>, wonach der Diffusionswiderstand umgekehrt proportional zum Partialdruck der Luft im WasserdampfLuftgemisch ist.<sup>106</sup> Hierin ist der Diffusionswiderstand dem Teildruck der Luft ( $p_0 - p_D$ ) umgekehrt proportional (Gl. 9).<sup>107</sup>

$$g_D = -\frac{D_{Diff}}{R_D T} \cdot \frac{p_0}{p_0 - p_D} \cdot \frac{dp_D}{dx} \quad \text{Gl. 9}$$

- $g_D$     *Dampfdiffusionsstromdichte [kg/m<sup>2</sup>s]*  
 $D_{Diff}$     *Diffusionskoeffizient [m<sup>2</sup>/s]*  
 $R_D$     *Gaskonstante von Wasserdampf (= 8,314 J/molK)*  
 $T$     *Temperatur [K]*  
 $p_0$     *Gesamtdruck des WasserdampfLuftgemisches [Pa]*

---

<sup>104</sup> Eckert (1959)

<sup>105</sup> Künzel (1994) S.17, Eckert (1959) S.259

<sup>106</sup> Voigt et al. (1940) S.306

<sup>107</sup> Voigt et al. (1940) S.306

### 2.1.3 Materialeigenschaften von Holz unter hoher Temperatur

Die Materialeigenschaften von Holz sind aufgrund des strukturellen Aufbaus von zahlreichen Faktoren (Wachstumsunterschiede) beeinflusst, die eine exakte Festlegung der Materialkenngrößen erschweren. Die in dieser Arbeit schwerpunktmäßige Betrachtung von brandbeanspruchtem Holz bringt zusätzlich den Faktor „Temperatur“ mit sich, wodurch es zu wesentlichen Veränderungen der physikalischen Kennwerte im Zusammenhang mit der thermischen Zersetzung von Holz kommt. Behandelt werden hier jene Größen, die später bei der Simulation benötigt werden:

- Wärmeleitfähigkeit,
- Spezifische Wärmekapazität und
- Dichte.

#### 2.1.3.1 Wärmeleitfähigkeit

Der Temperaturverlauf in einem brandbeanspruchten Bauteilquerschnitt wird wesentlich von dessen Wärmeleitfähigkeit beeinflusst<sup>108</sup>. Diese ist von zahlreichen weiteren Faktoren, wie zum Beispiel der Rohdichte, der Holzfeuchtigkeit, der Temperatur, bzw. der Holzstruktur (Holzart, Jahrringstruktur, Faserrichtung) abhängig und wurde in der Vergangenheit bereits in zahlreichen Forschungsprojekten<sup>109</sup> untersucht. Tabelle 2-3 zeigt einen Überblick über Aussagen aus der Literatur zum Zusammenhang Rohdichte und Wärmeleitfähigkeit von Vollholz.

Tabelle 2-3: Literatur zur Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit von der Rohdichte.

Literatur	Rohdichte - Wärmeleitfähigkeit
Kollmann <sup>110</sup> , Kühlmann (1962) <sup>111</sup> , Niemz <sup>112</sup> , Peter <sup>113</sup> , VanDusen (1920), Rowley (1933), MacLean (1941), Urakami u. Kukuyama (1981) <sup>114</sup>	Linearer Zusammenhang
Narayanamurti <sup>115</sup>	Linearer Zusammenhang; Zellwandsubstanz: 0,407W/mK
Kollmann-u. Malmquist <sup>116</sup>	Maximalwert für reine Zellwandsubstanz liegt oberhalb des linearen Bereichs; bei hohen Rohdichten kein linearer Verlauf;
Maku <sup>117</sup>	Gleichung dritten Grades als Zusammenhang

<sup>108</sup> Deliiski (1977) S.141

<sup>109</sup> Vgl. Lache (1992b), Kollmann (1951), Kollmann-Malmquist (1956), Kühlmann (1962), Gu u. Zink-Sharp (2005), TenWolde et al. (1988), Frangi (2001) S.28f: Verweis auf Kanter (1955), Maku (1954)

<sup>110</sup> Kollmann (1951) S.506

<sup>111</sup> Kühlmann (1962)

<sup>112</sup> Niemz (2007) S.311

<sup>113</sup> Peter (2003) S.56ff

<sup>114</sup> Gu u. Zink-Sharp (2005): Verweis auf VanDusen (1920), Rowley (1933), MacLean (1941), Urakami u. Kukuyama (1981)

<sup>115</sup> Kollmann u. Malmquist (1956) S. 201: Verweis auf Narayanamurti (1936)

<sup>116</sup> Kollmann u. Malmquist (1956) S. 202a

Der Wärmetransport in feuchtem Holz wird aufgrund der eingelagerten Wassermoleküle erhöht. Ein teilweiser Austausch von Luft gegen Wasser in den Poren, und eine stattfindende Feuchtigkeitsbewegung forcieren die Weiterleitung von Wärme im Gegensatz zu trockenem Holz im Zusammenhang mit der ca. 25-fachen Wärmeleitfähigkeit von Wasser<sup>118, 119, 120</sup>. Das nach *Krischer*<sup>121</sup> an einer wärmeren Porenwand verdampfende Wasser, welches an der kälteren Porenwand wieder kondensiert, verursacht aufgrund des auftretenden Diffusionsstroms den Transport von Wärme von der warmen zur kalten Seite. Tabelle 2-4 gibt einen Überblick über Angaben aus der Literatur zum Zusammenhang Wärmeleitfähigkeit – Holzfeuchte.

Tabelle 2-4: Angaben in der Literatur zur Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit von der Holzfeuchtigkeit in Masse-% (und der Darrdichte).

Literatur	Anstieg der Wärmeleitfähigkeit	Erläuterungen
Kollmann <sup>122</sup>	1,25% je 1% Holzfeuchtigkeit $\lambda_2 = \lambda_1 * [1 - 0,0125 * (u_1 - u_2)]$	Linearer Zusammenhang
Kühlmann <sup>123</sup>	1,1-1,4% je 1% Holzfeuchtigkeit 1,94%-2,72% je 1% Holzfeuchtigkeit	bei 20°C bei 80°C
McLean <sup>124</sup>	$\lambda_{90} = 0,0237 + (2 + 0,04 \cdot u) \cdot \rho_0 \cdot 10^{-4}$	Linearer Zusammenhang für 300-800kg/m <sup>3</sup>
TenWolde <sup>125</sup>	$\lambda_{90} = (\rho_0 / 1000) \cdot (0,1941 + 0,004064u) + 0,01864$	≥300kg/m <sup>3</sup> ; ≤25% Feuchtigkeit

$\rho_0$  Darrdichte von Holz

Im Folgenden werden auszugsweise die Angaben aus der Literatur zur Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit von der Temperatur zusammengestellt. Die Temperaturbereiche werden in der Literatur nicht einheitlich angesetzt. Die Angaben stellen jeweils einen bereichsweise linearen Verlauf der Werte über die Temperatur dar (Abbildung 2.10). Eine tabellarische Zusammenstellung befindet sich in Anhang A.

<sup>117</sup> Kollmann u. Malmquist (1956) S. 201: Verweis auf Makku (1954)

<sup>118</sup> Kühlmann (1962) S.265

<sup>119</sup> Kisselhoff (1969) S.249

<sup>120</sup> Cammerer (1970) S421

<sup>121</sup> Krischer (1956)

<sup>122</sup> Kollmann (1951)

<sup>123</sup> Kühlmann (1962) S.263

<sup>124</sup> McLean (1941)

<sup>125</sup> TenWolde (1988) S.12

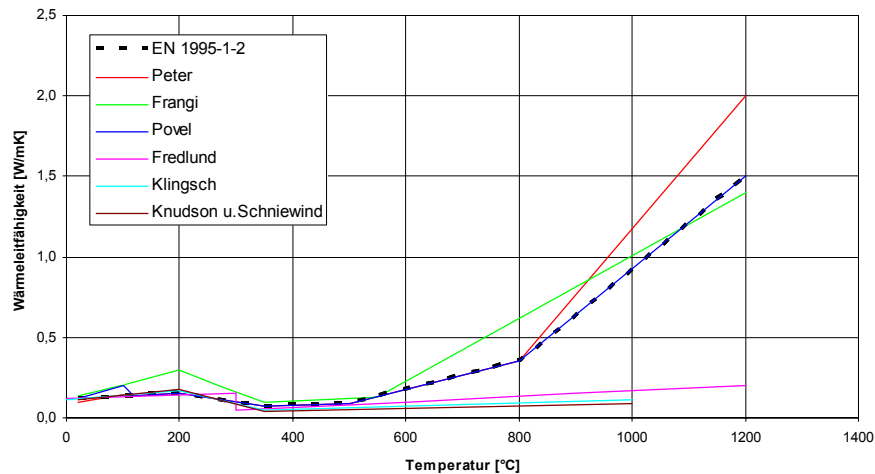


Abbildung 2.10: Vergleich der Materialkennwerte der Wärmeleitfähigkeit.

Diese in thermischen Simulationen verwendeten Werte der Wärmeleitfähigkeit entsprechen bereichsweise eher kalibrierten bzw. effektiven als gemessenen Werten. Sämtliche oben dargestellten Werteangaben verlaufen zu Beginn (Ausgangstemperatur 20°C) ansteigend, wobei *Peter* und *Povel* bei 100°C ein erstes lokales Maximum ansetzen. Die Werte in *Klingsch* und EN 1995-1-2 hingegen, steigen bis 200°C linear an. Im Anschluss wird ein Abfall der Werte eingeführt, der ab 300°C bzw. 500°C wieder deutlich angehoben wird, um Effekte, wie beispielsweise die Entstehung von Schwindrissen und den dadurch erhöhten Energieeintrag durch Konvektion zu berücksichtigen. Durch einen forcierten Anstieg der Werte ab 800°C in *Peter*, *Povel* und EN 1995-1-2, wird im Speziellen dem Abbau der Kohle Rechnung getragen. Die Werte stammen aus durchgeführten Kalibrierungen thermischer Simulationen mit Versuchsergebnissen.

### 2.1.3.2 Spezifische Wärmekapazität

Die spezifische Wärmekapazität ist von der Holzfeuchtigkeit und der Temperatur, abhängig. Es besteht jedoch eine Unabhängigkeit von der Rohdichte<sup>126, 127, 128, 129, 130</sup>. Eine Begründung findet sich in der Ähnlichkeit der spezifischen Wärmekapazität der Luft und jener der Zellwandsubstanz. Der Verlauf der spezifischen Wärmekapazität über den Temperaturbereich der Holzzersetzung wird in der Literatur sehr unterschiedlich angegeben und auch die Temperaturbereiche werden nicht einheitlich angesetzt. Oftmals bleiben separate Angaben für Holz und Holzkohle aus (vgl. dazu die Werte in Abbildung 2.2 im Temperaturbereich um ca. 250°C bis 350°C). In diesen Fällen entsprechen die

<sup>126</sup> Kollmann (1951)

<sup>127</sup> Kühlmann (1962)

<sup>128</sup> Ragland et al. (1991) S.163

<sup>129</sup> TenWolde et al. (1988) S.21

<sup>130</sup> Frangi (2001) S.30 verweist auf Kanter (1955), Koch (1969)

Angaben offensichtlich einem nahtlosen Übergang zu verkohltem Holz. Eine tabellarische Zusammenstellung befindet sich in Anhang A.

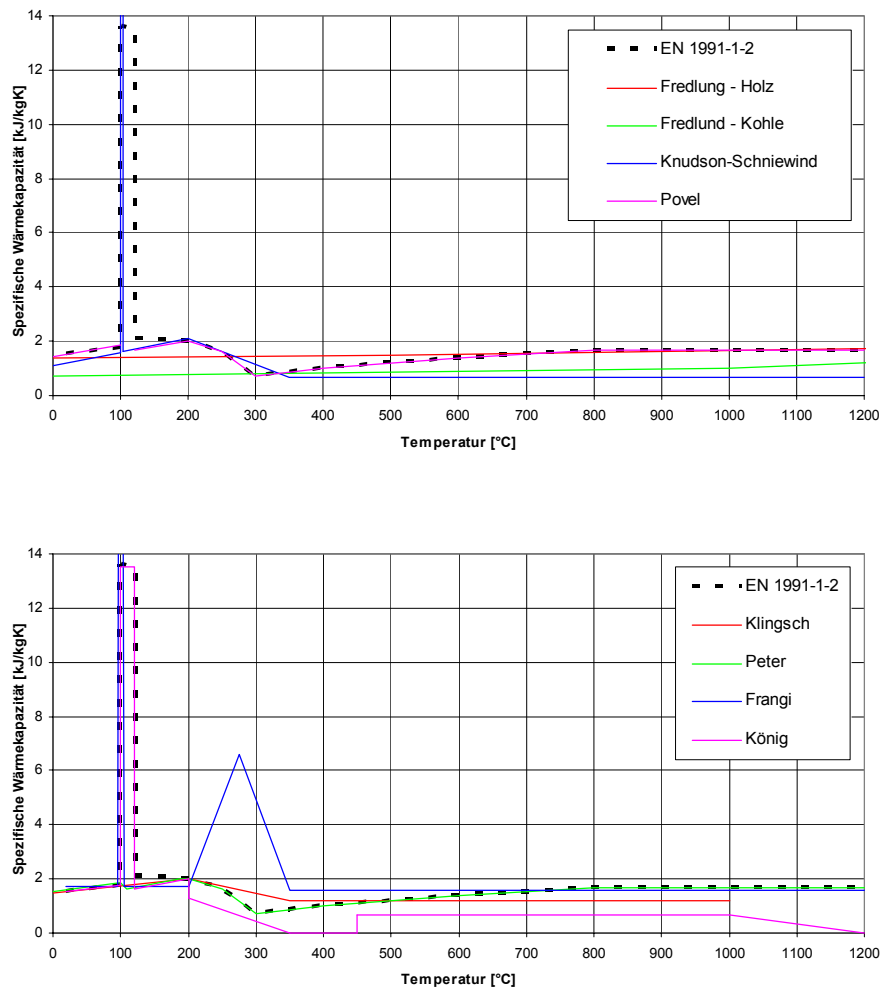


Abbildung 2.11: Vergleich der Werte der spezifischen Wärmekapazität.

Der Verlauf der spezifischen Wärmekapazität wird in der Literatur nicht einheitlich angeführt. EN 1995-1-2, *Knudson u. Schniewind*, *Frangi* und auch *König* berücksichtigen zudem die Verdampfungsenergie der Holzfeuchtigkeit, jedoch ebenfalls in unterschiedlichen Temperaturbereichen (vgl. Abbildung 2.2). Ab 200°C kommt es mit Ausnahme bei *Frangi* und *Fredlund* bis ca. 300°C bzw. 350°C zu einem starken Abfall der Werte (zunehmend exotherme Verbrennungsreaktionen). Diese steigen im Anschluss wieder leicht an, bzw. verlaufen ab 800°C auf konstantem Niveau. Die in EN 1995-1-2 innerhalb des Rechteckimpulses berücksichtigte Verdampfungsenergie entspricht nach Rückrechnungen mit einer Verdampfungsenergie von 2256kJ/kg einer Holzfeuchtigkeit von 12% bei 420kg/m<sup>3</sup> Rohdichte. Eine Berücksichtigung der tatsächlich vorhandenen Ausgangsfeuchtigkeit bzw. Rohdichte des Holzes ist mit dem Ansatz in EN 1995-1-2 nicht speziell vorgesehen.

TenWolde et al.<sup>131</sup> führt eine Berechnung der temperaturabhängigen spezifischen Wärmekapazität basierend auf einer von Kollmann<sup>132</sup> dargestellten Mischungsregel an, die um den Korrekturfaktor „A“ ergänzt wurde (Gl. 10):

$$c_u = \frac{c_0 + u \cdot c_w}{u + 1} + A; \quad \text{Gl. 10}$$

$c_0$  Spezifische Wärmekapazität von darrtrockenem Holz [kJ/kgK];

$c_w$  Spezifische Wärmekapazität von Wasser [kJ/kgK];

$u$  Holzfeuchtigkeit [Masse-% \* 0,01]

$A$  Korrekturfaktor [kJ/kgK];

Der Korrekturfaktor „A“, der die Temperatur und Holzfeuchtigkeit in Form einer linearen Regressionsgleichung beinhaltet, wird gemäß Gl. 11 definiert. Diese liefert für eine Temperatur zwischen 7°C bis 147°C (280K - 420K) nach Angaben von TenWolde sehr gute Übereinstimmung mit Versuchsergebnissen.

$$A = (0,0002355 \cdot T - 0,0001326 \cdot u - 0,06191) \cdot u \quad \text{Gl. 11}$$

$u$  Holzfeuchtigkeit [%]

$T$  Temperatur [°K]

Ein Vergleich der Werte der spezifischen Wärmekapazität nach EN 1995-1-2 mit den Werten nach der Mischungsregel von Kollmann<sup>133</sup> und denen von TenWolde<sup>134</sup> verdeutlicht den Einfluss der Holzfeuchtigkeit (Abbildung 2.12). Die nach TenWolde berechneten Werte stellen aufgrund seines empirisch basierten Korrekturfaktors „A“ eine Präzisierung der Werte der spezifischen Wärmekapazität im Vergleich zu den Angaben in EN 1995-1-2 dar.

<sup>131</sup> TenWolde et al. (1988) S.23

<sup>132</sup> Kollmann (1951) S.520

<sup>133</sup> Kollmann (1951)

<sup>134</sup> TenWolde et al. (1988) S.23

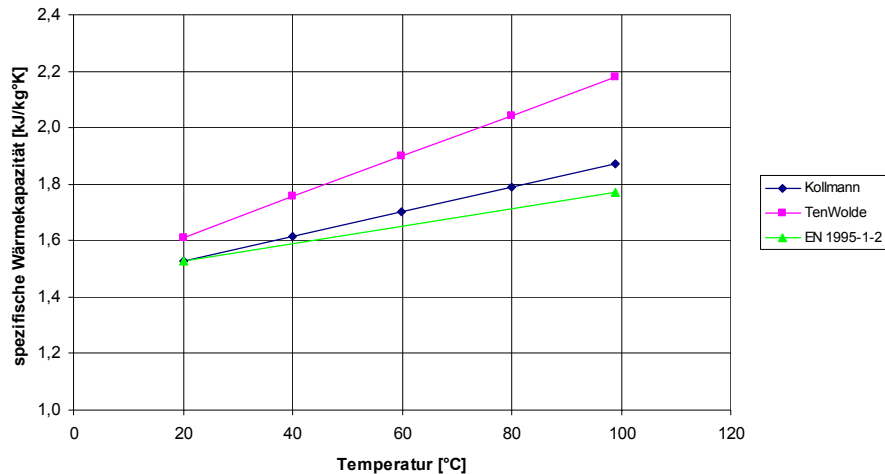


Abbildung 2.12: Vergleich der Werte der spezifischen Wärmekapazität über die Temperatur bis 99°C für Holz mit einer Rohdichte von 420kg/m<sup>3</sup> bei 12% Holzfeuchte nach Berechnung gemäß *Kollmann*, sowie *TenWolde* und den Angaben in EN 1995-1-2.

### 2.1.3.3 Dichte

Für den Verlauf der Rohdichte von Holz im Bereich erhöhter Temperaturen liegen in der Literatur unterschiedliche Angaben vor (Abbildung 2.13). Eine tabellarische Zusammenstellung befindet sich in Anhang A.

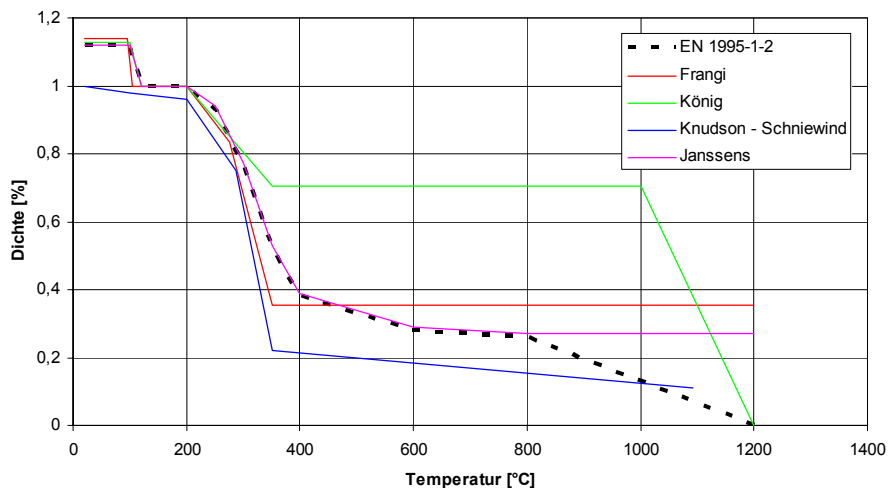


Abbildung 2.13: Prozentueller Dichteverlauf von Holz in Abhängigkeit der Temperatur.

Die Materialkennzahlen von *König* und EN 1995-1-2 berücksichtigen in Übereinstimmung mit dem Werteverlauf innerhalb der spezifischen Wärmekapazität die Austrocknung des Holzes im Temperaturbereich von 99°C (bzw. 100°C) bis 120°C. An den im Anschluss konstanten Verlauf bis 200°C schließt ein Masseverlust an, der bis 350°C bzw. 400°C rasch voran schreitet und den Abbau der Holzsubstanz widerspiegelt. Während *Frangi* ab 350°C einen konstanten Verlauf ansetzt, führen



Knudson u. Schniewind, König und EN 1995-1-2 einen weiteren Masseverlust an, der auch eine Verbrennung der Holzkohle berücksichtigt.

Nach Angaben von Frangi<sup>135</sup> kann nach Gl. 12 die Darrdichte von Holz durch Einbeziehung des volumetrischen Schwindmaßes korrekt dargestellt werden. Die Austrocknung des Holzes wird von ihm im Bereich zwischen 95°C und 105°C angesetzt.

$$\rho_0 = \frac{1 + \gamma_v \cdot u / 100}{1 + u / 100} \cdot \rho_w \quad \text{Gl. 12}$$

- $\rho_0$  Darrdichte [kg/m<sup>3</sup>]  
 $\rho_w$  Rohdichte inklusive Feuchtigkeit [kg/m<sup>3</sup>]  
 $\gamma_v$  volumetrisches Schwindmaß (Fichte = 0,5)  
 $u$  Holzfeuchte [%]

## 2.2 Materialverhalten von Stahl unter hoher Temperatur

### 2.2.1 Wärmeleitfähigkeit

Die Wärmeleitfähigkeit von Kohlenstoffstahl ist abhängig von der Temperatur, wird jedoch in der Literatur nicht einheitlich angeführt. Eine auszugsweise Zusammenstellung der Literaturwerte befindet sich in Abbildung 2.14. Eine tabellarische Zusammenstellung befindet sich in Anhang A.

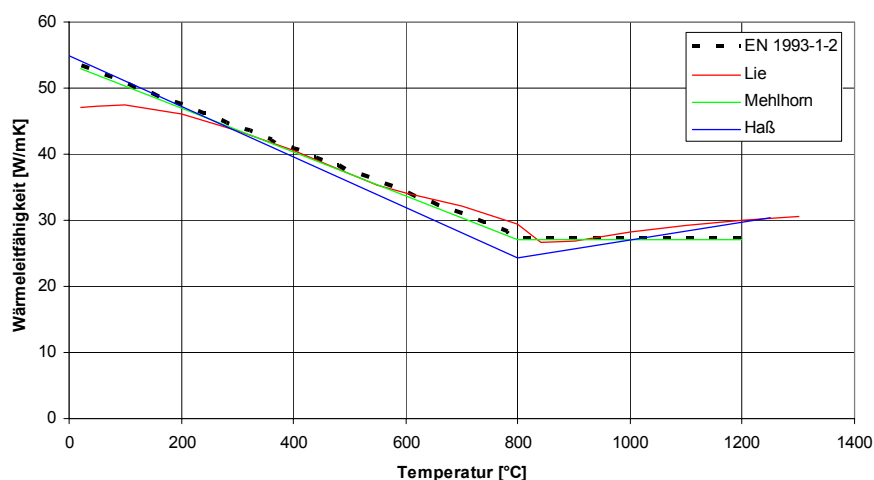


Abbildung 2.14: Wärmeleitfähigkeit von Baustahl in Abhängigkeit der Temperatur.

<sup>135</sup> Frangi (2001) S.32

Die Wärmeleitfähigkeit wird in der Literatur weitgehend einheitlich angeführt. Vergleichsweise wird hier der Verlauf der Materialkennzahlen zur Wärmeleitfähigkeit von Kohlenstoffstahl nach EN 1993-1-2<sup>136</sup> bereichsweise linear zwischen 20°C und 1200°C wie folgt angegeben (Tabelle 2-5):

Tabelle 2-5: Wärmeleitfähigkeit von Baustahl in Abhängigkeit der Temperatur gemäß EN 1993-1-2

Temperaturbereich [°C]	Wärmeleitfähigkeit [W/mK]
Bei 20°C ≤ T <sub>a</sub> ≤ 800°C	$\lambda_a = 54 - 3,33 \cdot 10^{-2} \cdot T_a$
800°C ≤ T <sub>a</sub> ≤ 1200°C	$\lambda_a = 27,3$

$\lambda_a$  temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit [W/mK],

$T_a$  Stahitemperatur [°C]

## 2.2.2 Spezifische Wärmekapazität

Die spezifische Wärmekapazität von Kohlenstoffstahl steht in Abhängigkeit zur Temperatur. Angaben zu diesbezüglichen Materialkennwerten sind auszugsweise in Abbildung 2.15 dargestellt. Eine tabellarische Zusammenstellung befindet sich in Anhang A.

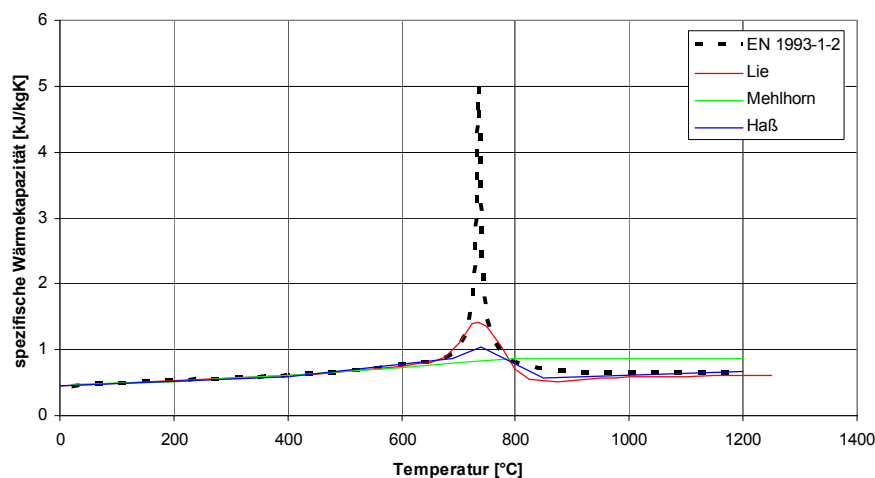


Abbildung 2.15: Spezifische Wärmekapazität von Baustahl in Abhängigkeit von der Temperatur.

Die Materialkennzahlen zur spezifischen Wärmekapazität von Baustahl werden in EN 1993-1-2<sup>137</sup> für den Bereich zwischen 20°C und 1200°C über die Gleichungen in Tabelle 2-6 definiert (siehe auch Abbildung 2.15). Im Temperaturbereich zwischen 600°C und 900°C kommt es zur Umwandlung der ferritischen  $\alpha$ - in austenitische  $\gamma$ -Mischkristalle. Dieser Effekt wird in Form eines Hochpunktes innerhalb der spezifischen Wärmekapazität berücksichtigt.

<sup>136</sup> EN 1993-1-2 (2007)

<sup>137</sup> EN 1993-1-2 (2007)

Tabelle 2-6: Spezifische Wärmekapazität von Baustahl in Abhängigkeit der Temperatur  $T_a$  kann gemäß den Angaben in EN 1993-1-2 entsprechend folgender Gleichungen ermittelt werden.

Temperatur	Spezifische Wärmekapazität
Bei $20^{\circ}\text{C} \leq T_a < 600^{\circ}\text{C}$	$c_a = 425 + 7,73 \cdot 10^{-1} \cdot T_a - 1,69 \cdot 10^{-3} \cdot T_a^2 + 2,22 \cdot 10^{-6} \cdot T_a^3$
Bei $600^{\circ}\text{C} \leq T_a < 735^{\circ}\text{C}$	$c_a = 666 + \frac{13002}{738 - T_a}$
Bei $735^{\circ}\text{C} \leq T_a < 900^{\circ}\text{C}$	$c_a = 545 + \frac{17820}{T_a - 731}$
Bei $900^{\circ}\text{C} \leq T_a \leq 1200^{\circ}\text{C}$	$c_a = 650$

### 2.2.3 Dichte

Die Dichte von Baustahl beträgt  $\rho = 7850 \text{ kg/m}^3$ . Sie wird in der Literatur meist unverändert über die Temperatur angenommen. Ebenso wird auch ein reduzierender Einfluss der thermischen Dehnung von Stahl bei ansteigender Temperatur nicht berücksichtigt.

### 2.2.4 Mechanische Werkstoffeigenschaften

Die mechanischen Werkstoffeigenschaften von Baustahl sinken mit ansteigender Temperatur ab und können mittels Abminderungsfaktoren errechnet werden. Diesbezügliche Angaben in EN 1993-1-2 wurden in Tabelle 2-7 und Abbildung 2.16 zusammengestellt.

Tabelle 2-7: Abminderungsfaktoren für Spannungs-Dehnungsbeziehungen von Kohlenstoffstahl unter erhöhter Temperatur.

Stahltemperatur [°C]	Abminderungsfaktor für die Proportionalitätsgrenze	Abminderungsfaktor für die Steigung im elastischen Bereich
20	1,000	1,000
100	1,000	1,000
200	0,807	0,900
300	0,613	0,800
400	0,420	0,700
500	0,360	0,600
600	0,180	0,310
700	0,075	0,130
800	0,050	0,090
900	0,0375	0,0675
1000	0,0250	0,0450
1100	0,0125	0,0225
1200	0,0000	0,0000

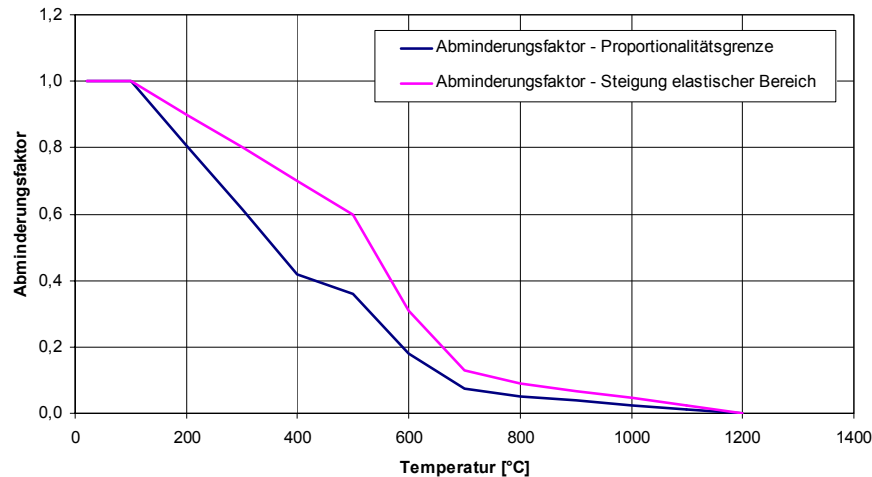


Abbildung 2.16: Verlauf der Abminderungsfaktoren für Spannungs-Dehnungsbeziehungen von Baustahl in Abhängigkeit der Temperatur nach EN 1993-1-2.

## 2.3 Materialverhalten von Holz-Stahl-Verbundbauteilen unter Feuereinwirkung

### 2.3.1 Vorbemerkungen

Das thermische Verhalten von Holz-Stahl-Verbundbauteilen ist bis heute nur ansatzweise erforscht. Publierte Forschungsergebnisse liegen nahezu ausschließlich im Bereich der ingenieurmäßigen Verbindungen und Verbindungstechnik vor, da es sich hierbei um die mit Abstand am häufigsten in der Baupraxis angewandte Art des Holz-Stahl-Verbundes handelt. Die Grundlagen zum thermischen Verhalten des Holz-Stahl-Verbundes und diesbezügliche Einflussfaktoren sind jedoch großteils unerforscht, womit bisher wahrscheinlich ein Großteil der Potenziale von Holz-Stahl-Verbundbauteilen aus brandschutztechnischer Sicht ungenutzt blieb und auch die Entwicklung von brandschutztechnisch optimierten Holz-Stahl-Verbundkonstruktionselementen nur ansatzweise vorangetrieben werden konnte. Für eine mögliche Weiterentwicklung von Konstruktionselementen gilt es daher folgende Grundlagen zusammenzustellen:

- Grundprinzipien des Materialverhaltens von Holz-Stahl-Verbundelementen im Brandfall,
- derzeitige Kenntnisse aus der Praxis hinsichtlich brandbeanspruchter Holz-Stahl-Verbundelementen
- und vorliegende theoretische Arbeiten.

### 2.3.2 Grundprinzipien

Stahl verfügt aufgrund der hohen Rohdichte ( $7850\text{kg/m}^3$ ) und der hohen Wärmeleitfähigkeit ( $47\text{W/mK}$  bis  $55\text{W/mK}$  bei  $20^\circ\text{C}$ ) über eine hohe Temperaturleitfähigkeit ( $a = \lambda / \rho \cdot c_p$ ) von  $12,6 \cdot 10^{-6}\text{m}^2/\text{s}$  bis  $15,5 \cdot 10^{-6}\text{m}^2/\text{s}$  bei  $20^\circ\text{C}$ . Im Brandfall kommt es daher zu einer schnellen und nahezu gleichmäßigen Aufheizung von dünnen Profilquerschnitten. Die im Vergleich sehr niedrige Wärmeleitfähigkeit von Holz ( $0,0976$  bis  $0,134\text{W/mK}$  bei  $20^\circ\text{C}$ ) und die geringe Rohdichte (ca.  $420\text{kg/m}^3$ ) führt zu einem sehr steil ausgebildeten Temperaturgradienten im Bauteilquerschnitt (*Temperaturleitfähigkeit* =  $0,13$  bis  $0,23 \cdot 10^{-6}\text{m}^2/\text{s}$ ). Diese Eigenschaft kann in Verbundquerschnitten dazu verwendet werden, den Stahlquerschnitt, wenn dieser vollflächig mit Holz ummantelt ist, vor den hohen Brandtemperaturen im Sinne einer Brandschutzbeplankung zu schützen. Durch die voranschreitende Verkohlung dieser Opferschicht (Opferholz) kommt es zu einer nochmaligen Steigerung ihrer wärmedämmenden Eigenschaft. Gleichzeitig führt dieser verlangsamte Aufheißungsvorgang des geschützten Stahls zu einer Kühlung der direkt an ihn angrenzenden Holzschichten. Im Sinne einer Wärmesenke werden die Temperaturen an der angrenzenden Holzoberfläche nur langsam erhöht, indem die Wärme vom Stahlquerschnitt absorbiert und gleichmäßig innerhalb seines Querschnitts verteilt wird.

### 2.3.3 Bisherige Kenntnisse und Versuchsarbeiten

Die hier chronologisch angeführten Stellen aus der Literatur zeigen, dass die ersten Untersuchungen zum thermischen Verhalten von Holz-Metall-Materialkombinationen vor rund 60 Jahren begonnen wurden:

- *Kollmann* (1951)
- *Schreilechner et al.* (2001)
- *Fornather et al.* (2001)
- *Fleischer et al.* (2002)
- *Building Research Institute (Tsukuba, Japan)* (2004).

*Kollmann*<sup>138</sup> beschreibt bereits 1951, dass mit tiefschmelzenden Metallen (z.B. Zinn, Blei, Antimon) getränktes Holz nicht nur seine physikalischen Eigenschaften ändert, sondern auch ein äußerst interessantes Brandverhalten zeigt. In Abhängigkeit des Tränkungsgrades, wobei bis zu 85% der Poren gefüllt wurden, treten die metallischen Eigenschaften unterschiedlich stark in den Vordergrund. Selbst nach längerer Brandbeanspruchung, nachdem das aufgenommene Metall bereits geschmolzen ist, kommt es zu keinerlei Flammenbildung des Holzes. Die Oberfläche beginnt lediglich zu glühen.

---

<sup>138</sup> Kollmann (1951)

2001 wurde von *Schreilechner et al.*<sup>139</sup> der Einfluss von normal zur Oberfläche ins Holz eingebundenen Blechstreifen auf die Temperaturverteilung im Querschnitt mit einer Brandbeanspruchung nach EN 1363-1<sup>140</sup> untersucht. Neben der Blechstärke (*4mm bis 20mm*) und der Einbindetiefe (= *70mm bis 150mm*) wurde die Versenktiefe ( $\leq 30mm$ ) der Blechstreifen variiert und bei Normbrandbeanspruchungen von 30, 60 und 90 Minuten Dauer untersucht. Trotz der nicht immer eindeutigen Ergebnisse der einzelnen Brandversuche konnte festgestellt werden, dass in nahezu allen Einbaukonfigurationen die Temperatur im Stahl höher war als im daran angrenzenden Holz und diese Differenz mit zunehmendem Abstand von der brandbeanspruchten Oberfläche erwartungsgemäß anstieg. Eine Variation des Volumens der Blechstreifen ließ einen proportionalen Zusammenhang mit der Höhe der Stahltemperatur im Querschnittsinneren erkennen (je dicker desto höher die Stahltemperatur). Eine „offene“ Versenkung der Blechstreifen gegenüber der brandbeanspruchten Holzoberfläche führte vorübergehend zu einem verminderten Temperatureintrag im Stahl, erhöhte jedoch den Abbrand im Bereich des offenen Schlitzes an der Oberfläche des Holzquerschnitts.

Weitere Ergebnisse aus einer Reihe von Brandversuchen an stabförmigen Verbindungsmitteln wurden 2001 in *Fornather et al.*<sup>141</sup> zusammengefasst. Variiert wurden hier die Bolzentypen (Stabdübel, Schraubenbolzen), deren Durchmesser und die Versenktiefe. Neben der Bestätigung der Ergebnisse mit den Blechstreifen von *Schreilechner et al.* machen diese Untersuchungen deutlich, dass nur eine komplette Ummantelung der im Holz eingefügten Stahlteile für Brandbelastungen über 30 Minuten hinaus konstruktiv interessante Lösungsansätze für Holz-Stahl-Verbundkonstruktionen darstellen. Direkt den Brandtemperaturen ausgesetzte Stahlflächen führen trotz einer vorhandenen seitlichen Ummantelung aus Holz aufgrund der hohen Wärmeleitfähigkeit von Stahl zu hohen Querschnittstemperaturen und verursachen dadurch ein gesteigertes Abbrandverhalten des angrenzenden Holzes.

Von *Fleischer et al.*<sup>142</sup> wurde die Tragfähigkeit von zweischnittigen Verbindungen mit Stabdübeln und eingeschlitztem Stahlblech, sowohl unter Normaltemperatur, als auch unter Brandbeanspruchung untersucht. Anhand von 12 Probekörpern wurde die Temperaturentwicklung im Holz und Stahl bei einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 bzw. 60 Minuten gemäß der Einheitstemperaturkurve<sup>143</sup> gemessen. Ein Einfluss der Stahlteile auf das Abbrandverhalten des Holzes konnte nur im Kontaktbereich der beiden Materialoberflächen festgestellt werden. Wie bereits in *Schreilechner et al.*<sup>144</sup> und *Fornather et al.*<sup>145</sup> wurde ein deutlicher Temperatureintrag im Querschnittsinneren im Zusammenhang mit dem Wärmeeintrag über die bis an die Oberfläche angrenzenden Stabdübel

---

<sup>139</sup> Schreilechner et al. (2001)

<sup>140</sup> EN 1363-1 (2000)

<sup>141</sup> Fornather et al. (2001) KBV 3

<sup>142</sup> Fleischer et al. 2002

<sup>143</sup> EN 1363-1 (2000)

<sup>144</sup> Schreilechner et al. (2001)

<sup>145</sup> Fornather et al. (2001) KBV 3

festgestellt. Gleichzeitig reduzierte sich bei einer Branddauer von 30 Minuten der Abbrand an der brandbeanspruchten Holzoberfläche mit steigendem Stabdübeldurchmesser.

Am *Building Research Institute (BRI) in Tsukuba (Japan)*<sup>146</sup> wurde 2004 eine Reihe an Brandversuchen mit vollständig in Holz eingebetteten Stahlträgern durchgeführt. In direktem Anschluss an die Brandbeanspruchungen gemäß der Einheitstemperaturkurve<sup>147</sup> wurden die Querschnitte für weitere 3 Stunden in der Abkühlphase im Brandofen belassen, wobei die Temperaturaufzeichnungen auch im Querschnittsinneren fortgesetzt wurden. Die unterschiedlichen, mittels Holzüberdeckung vollflächig ummantelten Stahlquerschnitte, ergaben ein deutlich reduziertes Abbrandverhalten der äußeren Holzschichten aufgrund der kühlenden Wirkung der eingeschlossenen Stahlmassen. Eine vollständige Ummantelung der Stahlquerschnitte konnte ein rasches Ansteigen der Querschnittstemperatur verhindern. Gleichzeitig zeigte sich, dass die niedrigen Stahltemperaturen die Abbrandgeschwindigkeit der Holzüberdeckung reduzieren konnten.

#### **2.3.4 Vorliegende theoretische Arbeiten**

Wesentliche theoretische Untersuchungen in diesem Bereich wurden von

- *Povel* (2002)
- *Fornather* (2003)
- *Wolfsgruber u. Rudy* (2007)
- *Izumi* (2007)
- *Erchinger* (2009)

durchgeführt. Bei diesen Arbeiten handelt es sich durchwegs um Ansätze zur thermischen Simulation und Bemessung.

#### **Simulation zur Temperaturverteilung in Stabdübeln mit ANSYS**

Mittels Finite Elemente Simulation wurde von *Povel*<sup>148</sup> 2002 die Temperaturverteilung in Stabdübeln als Holzverbindungsmittel für eine anschließende Tragfähigkeitsanalyse und zur Entwicklung eines Bemessungskonzepts analysiert. Das Materialmodell der thermischen Simulation basierte dabei größtenteils auf den Eingabedaten aus EN 1995-1-2. Es wurden jedoch innerhalb der Werte der spezifischen Wärmekapazität von Holz die Holzfeuchtigkeit von 12% gemäß der Mischungsregel bis 100°C abgeändert und der Phasenübergang des im Holz adsorptiv aufgenommenen Wassers über die Eingabe von Enthalpiewerten in das Modell implementiert. Die Auswirkungen eines größeren Stabdübeldurchmessers als Ursache erhöhter Querschnittstemperaturen konnte ebenso wie der positive Einfluss einer Verlängerung der Stahlteile ins Querschnittsinnere nachgewiesen werden. Der im

---

<sup>146</sup> BRI (2004)

<sup>147</sup> EN 1363-1 (2000)

<sup>148</sup> Povel (2002)

Zusammenhang mit der thermischen Eigenschaften von Stahl stehende Wärmetransport entlang der Längsachse des Stabdübels wird durch die hohen Temperaturen im Querschnittsinneren bei dickeren Stahlquerschnitten deutlich. Gleichzeitig kann aus den Ergebnissen ein Kühleffekt in unmittelbarer Nähe des Stabdübels hinsichtlich der Temperatur an den oberflächennahen Schichten im Holzquerschnitt bei einer Branddauer von 30 Minuten und auch 60 Minuten festgestellt werden, der sich bei dickeren Querschnitten verstärkt auswirkt. Die Ergebnisse stimmen in diesem Punkt tendenziell mit den Versuchsergebnissen von *Fornather et al.*<sup>149</sup> und *Schreilechner et al.*<sup>150</sup> überein. Zur näheren Überprüfung der theoretischen Ergebnisse wurde anschließend eine Reihe an Brandversuchen<sup>151</sup> durchgeführt, die eine zufriedenstellende Übereinstimmung mit den numerischen Ergebnissen zeigten.

### **Bruchmechanisches Modell für zweischnittige Stabdübelverbindungen**

Unter einer kombinierten Verwendung der beiden Simulationsprogramme VOLTRA und ATENA erstellte *Fornather*<sup>152</sup> ein bruchmechanisches Modell zur numerischen Modellierung der in *Fleischer*<sup>153</sup> geprüften zweischnittigen Stabdübelverbindungen. Dabei wird das Tragverhalten der Verbindungen im Brandfall in eine thermische bzw. mechanische Analyse mit Hilfe der Programme VOLTRA und ATENA getrennt voneinander betrachtet. Das Modell zur Berechnung des Temperaturgradienten im Bauteilquerschnitt beinhaltet mehrere vereinfachende Ansätze:

- Die thermischen Eigenschaften von Holz wurden über einen isotropen Ansatz in Abhängigkeit der Branddauer in einer Schrittweite von 15 Minuten definiert.
- Mittels einer Unterteilung des brandbeanspruchten Holzquerschnitts in 3 Zonen wird der Übergangsbereich zwischen Abbrandgrenze und unversehrtem Holz unabhängig von der Branddauer mit einer konstanten Schichtdicke von 15 mm angenommen.
- Im Zusammenhang mit der Netzgenerierung musste der Stabdübel in einen quadratischen Querschnitt umgerechnet werden.

Die Simulationsergebnisse wurden mit Versuchsergebnissen nach *Fornather et al.*<sup>154</sup> kalibriert, wobei für die reinen Holzquerschnitte eine zufriedenstellende Übereinstimmung erzielt wurde. Die vor allem im Randbereich zu gering berechneten Stahltemperaturen wurden mit dem nicht berücksichtigten Effekt der sich mit zunehmender Brandeinwirkungsdauer vergrößernden brandbeanspruchten Stahloberfläche begründet.

---

<sup>149</sup> Fornather et al. (2001c)

<sup>150</sup> Schreilechner et al. (2001)

<sup>151</sup> Scheer et al. (2004)

<sup>152</sup> Fornather (2003)

<sup>153</sup> Fleischer et al. (2002)

<sup>154</sup> Fornather et al. (2001a+c) KBV 1/2 + KBV 3



## Simulation zur Temperaturverteilung in Holz-Stahl-Verbundquerschnitten

Am *Institut für Architekturwissenschaften – Tragwerksplanung und Ingenieurholzbau der TU-Wien* wurde eine Temperaturfeld-Simulation zur Berechnung der Temperaturentwicklung von brandbeanspruchten Holz-Stahl-Verbundelementen auf Basis der Methode der Finiten Elemente (FEM) mit *ANSYS*<sup>155</sup> erarbeitet, wobei die in EN 1995-1-2<sup>156</sup> und EN 1993-1-2<sup>157</sup> angeführten Materialdaten verwendet wurden. Die für die Verdampfung der Holzfeuchtigkeit notwendige Energie wurde dabei in Form des im EN 1995-1-2 angeführten Rechteckimpulses der spezifischen Wärmekapazität berücksichtigt. Um sicher zu stellen, dass der Phasenübergang auch im zu Beginn rasch ansteigenden Verlauf der Einheitstemperaturkurve nicht übersprungen wird, wurde das Zeitintervall der Rechenschritte nach Vergleichsrechnungen in den ersten 5 Minuten auf 4 Sekunden festgelegt. Im Anschluss daran wurde es auf 60 Sekunden ausgeweitet. Für eine Verifizierung im Bereich des Holz-Stahl-Verbundes wurden Versuchsergebnisse vom BRI<sup>158</sup> in Tsukuba (Japan) herangezogen. Dazu kam, dass bei den Versuchen an eine 60 Minuten andauernde Beflammung nach ISO 834 eine dreistündige, nicht genormte und somit je Brandversuch variierende Kühlphase ohne vorangegangene Löschmaßnahmen anschloss, in der die Probekörper im Brandofen belassen wurden (Abbildung 2.17).

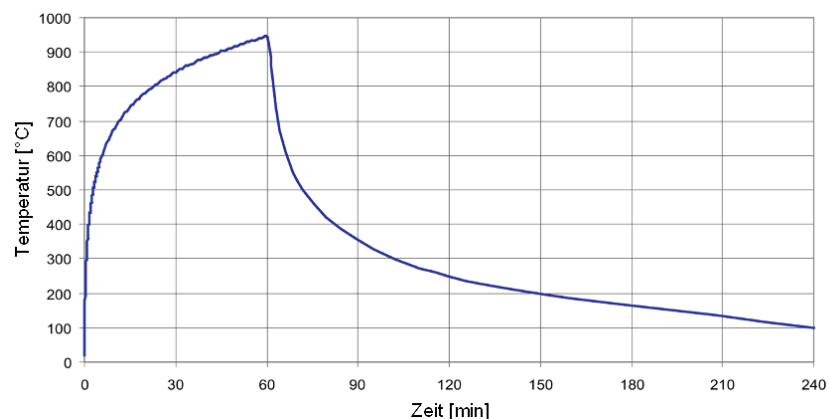


Abbildung 2.17: Zur Validierung der Simulation herangezogene Temperatur-Zeit-Kurve<sup>159</sup> eines der Brandversuche vom *BRI*.

Da in der Abkühlphase mit weiterer Holzzersetzung zu rechnen ist, musste die Irreversibilität thermischer Materialzersetzung Berücksichtigung finden, damit wieder abkühlende Holzschichten nicht in ein früheres Stadium des thermischen Abbaus zurückgewandelt werden konnten. Hierfür wurden 12 Stadien der Zersetzung mit ihren zugehörigen Materialkennwerten (nach EN 1995-1-2) definiert. Im Verlauf der thermischen Simulation wurde dann jedem Knoten nach

<sup>155</sup> ANSYS (2005)

<sup>156</sup> EN 1995-1-2 (2006)

<sup>157</sup> EN 1993-1-2 (2007)

<sup>158</sup> BRI (2004)

<sup>159</sup> Wolfgruber u. Rudy (2007)

Überschreiten einer dieser hierfür definierten Temperaturstufen, der nächstfolgende Schritt der thermischen Zersetzung mit den zugehörigen Materialkennwerten zugeteilt. Eine Rückentwicklung der thermischen Zersetzung konnte dabei im Rahmen der Definition der Materialkennwerte ausgeschlossen werden. Dies wurde sowohl für die Wärmeleitfähigkeit, die spezifische Wärmekapazität, als auch die Rohdichte von Holz durchgeführt. Eine Vergleichsrechnung mit einem vom BRI untersuchten Verbundquerschnitt (HEB 300 mit 60mm Holzüberdeckung) ergab näherungsweise Übereinstimmungen mit den publizierten Versuchsergebnissen (Abbildung 2.18 und Abbildung 2.19).

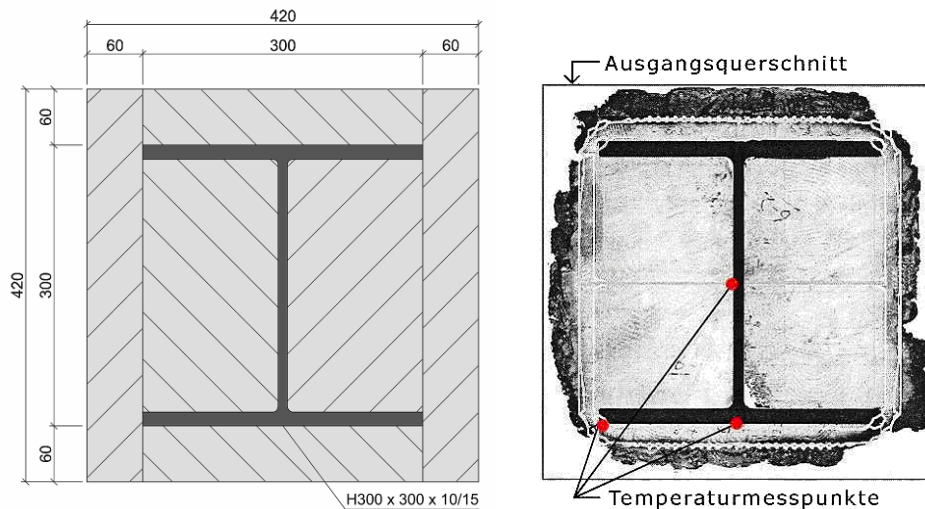


Abbildung 2.18: Links: Bauteilquerschnitt eines HEB 300 mit 60mm Holzüberdeckung aus Lärchenholz. Rechts: Verbundquerschnitt nach 4 Stunden Brandbeanspruchung in Versuchen des BRI<sup>160</sup>.

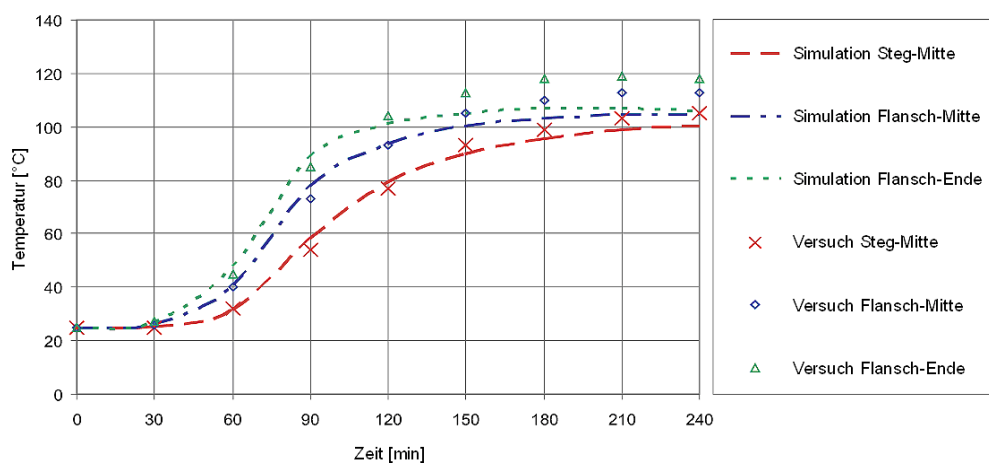


Abbildung 2.19: Vergleich der Temperaturmessungen im Bauteilquerschnitt aus dem Brandversuch am BRI mit den errechneten Simulationsergebnissen<sup>161</sup>.

Auf Basis dieses in das Programm ANSYS implementierten Simulationsmodells wurden theoretische Untersuchungen zur Temperaturentwicklung von eindimensional aufgebauten Holz-Stahl-Verbundbauteilen in *Wolfsgruber und Rudy*<sup>162</sup> und *Izumi*<sup>163</sup> erarbeitet.

<sup>160</sup> BRI (2004)

<sup>161</sup> Wolfsgruber & Rudy (2007)

Basierend auf der Einheitstemperaturkurve wurde in *Wolfsgruber und Rudy*<sup>164</sup> eine Parameterstudie für eine Brandbeanspruchung von 30 bzw. 60 Minuten zu erstmals eindimensionalen geometrischen Konfigurationen durchgeführt. Wie schematisch in Abbildung 2.20 dargestellt, überdeckt eine normal zur Oberfläche brandbeanspruchte Holzschicht (= „Vorholz“) von 5mm bis 40mm Dicke, eine 2mm bis 50mm dicke Stahlschicht, getragen von einem 200mm dicken Massivholzstück (= „Holzrücken“). Die Berechnungen wurden für Fichtenholz der Klasse C24 mit einer Rohdichte von 420kg/m<sup>3</sup> bei einer Holzfeuchtigkeit von 12% durchgeführt.

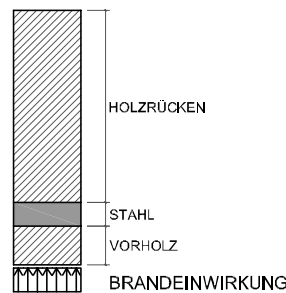


Abbildung 2.20: Aufbau der Geometrien des Simulationsmodells und Dimensionsparameter in Form der Materialdicke der Schichten „Vorholz“ und „Stahl“.<sup>165</sup>

Ziel war es, jene Konfigurationen zu ermitteln, bei denen die Stahlplatte eine Temperatur von maximal 200°C erreichte. Diese Obergrenze wurde festgesetzt, da ein Überschreiten dieser in der Literatur als Beginn der thermischen Zersetzung angeführten Temperatur eine irreversible thermische Zerstörung der an die Stahlplatte angrenzenden Holzoberfläche zur Folge hätte. Gleichzeitig käme es dadurch zu einer Zerstörung des Holz-Metall-Verbundquerschnitts auch hinsichtlich eines mechanischen Verbundes der Materialschichten. Als Ergebnis dieser Parameterstudie konnte für die definierten Bedingungen eine Korrelation zwischen der Dicke der Vorholzplatte und der Dicke der Stahlplatte abgeleitet werden (Abbildung 2.21). Eine Überprüfung der Simulation mit Versuchen wurde nicht durchgeführt.

<sup>162</sup> Wolfsgruber & Rudy (2007)

<sup>163</sup> Izumi (2007)

<sup>164</sup> Wolfsgruber & Rudy (2007)

<sup>165</sup> Wolfsgruber & Rudy (2007)

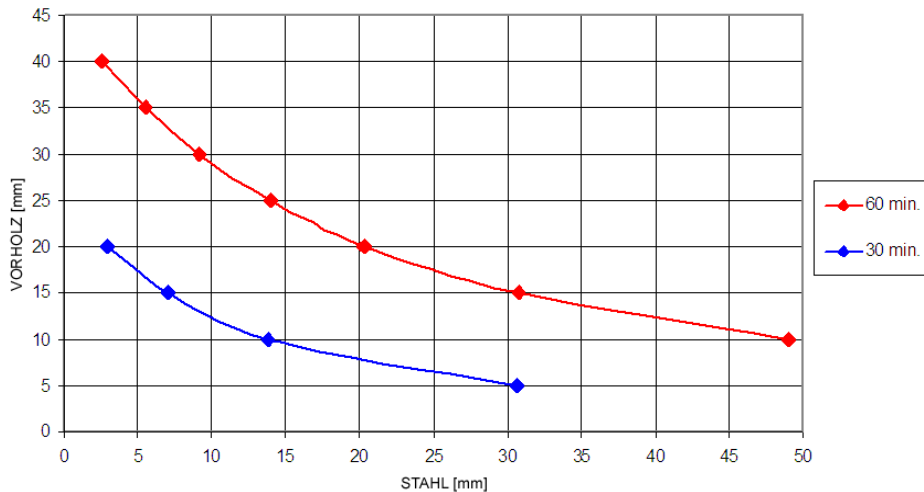


Abbildung 2.21: Korrelation der Dicke der Holzüberdeckung und der Dicke der eingebetteten Stahlplatte, mit dem Ziel die Maximaltemperatur von 200°C nach 30 bzw. 60 Minuten Brandbeanspruchung nach EN 1363-1 nicht zu überschreiten<sup>166</sup>.

In *Izumi*<sup>167</sup> wurden in einer ebenfalls eindimensionalen FE-Analyse Temperaturen von Holz-Stahl-Verbundquerschnitten verschiedener Materialdicken abgeleitet, wobei die nicht genormte Abkühlphase von 3 Stunden (vgl. Abbildung 2.17) aus dem oben beschriebenen Brandversuch des BRI (2004) übernommen und hinsichtlich der durchgeführten Querschnittsanalyse miteinbezogen wurde. Es wurden Temperaturberechnungen eindimensionaler Verbundquerschnitte für Stahldicken von bis zu 600mm durchgeführt. Zudem wurden verschiedene Stützen- und Balkenquerschnitte in Verbundbauweise diskutiert und auf ihre Temperaturentwicklung im Querschnittsinneren hin berechnet. Eine Überprüfung der Simulation mit Versuchen wurde nicht durchgeführt.

### Temperaturverteilung in mehrschnittigen Stabdübelverbindungen mit ANSYS

Im Rahmen des Forschungsprojektes „Brandsicherheit und mehrgeschossiger Holzbau“ wurde die Temperaturentwicklung von mehrschnittigen Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen mittels einer Brandversuchsreihe untersucht. Es konnte ein deutlicher Abbrand entlang der bündig mit der Holzoberfläche eingefügten Schlitzbleche festgestellt werden. Mittels thermischer Simulation auf der Basis der Methode der Finiten Elemente im Programm ANSYS wurde von *Erchinger*<sup>168</sup> die Temperaturverteilung der geprüften Verbindungsmittel errechnet, um ein Bemessungskonzept für das Tragverhalten im Verbindungsbereich erarbeiten zu können. Für das Materialmodell fanden die temperaturabhängigen Angaben zu den Materialeigenschaften aus EN 1995-1-2 und EN 1993-1-2 Anwendung. Zur Berücksichtigung eines möglichen Einflusses eines Luftspaltes zwischen Holz und Stahl wurde dieser mitsimuliert und hierfür die Wärmeleitfähigkeit einer ruhenden Luftschicht

<sup>166</sup> Wolfsgruber & Rudy (2007)

<sup>167</sup> Izumi (2007)

<sup>168</sup> Erchinger (2009)

deutlich erhöht, um fiktiv nicht ruhende Luftschichten darzustellen. Wie bereits bei *Povel*<sup>169</sup> wurde die Verdampfungsenergie des Wassers in Form der Enthalpie inkludiert. Da vorrangig auf Basis der Materialkennwerte in EN 1995-1-2 gerechnet wurde, ist auf den Transport von Feuchtigkeit im Holzquerschnitt in der Simulation nicht näher eingegangen worden.

Die errechneten Ergebnisse zeigten deutlich, dass es im Inneren des Holzquerschnitts in Abhängigkeit der eingefügten Stahlteile zu einer deutlichen Temperaturerhöhung im Vergleich der ansonsten über einen langen Zeitraum erhaltenen Ausgangstemperatur kommt. Die Simulationsergebnisse zeigten jedoch auch, dass die hohe Wärmeleitfähigkeit des Stahls zu deutlich niedrigeren Temperaturen an der Oberfläche im Vergleich zu den brandbeanspruchten Holzoberflächen führen kann.

---

<sup>169</sup> Povel (2002)

## 2.4 Das Finite-Elemente-Programm ANSYS und die darin verwendeten thermodynamischen Grundgleichungen

In der vorliegenden Arbeit wird das FE-Programm ANSYS (*ANalysis SYStem*) (Release 10) verwendet. ANSYS wird beispielsweise im Bauwesen im Bereich der Thermodynamik, der Mechanik und der Akustik eingesetzt. Im vorliegenden Fall wurde es zur Berechnung von Temperaturfeldsimulationen von Holz-Stahl-Verbundquerschnitten eingesetzt. Für diese Berechnungen sind im Programm unter anderem folgende physikalische Grundgleichungen integriert / erforderlich:

- 1. Hauptsatz der Wärmelehre,
- Wärmeleitung,
- Wärmestrahlung und
- Konvektion.

### 2.4.1 Erster Hauptsatz der Thermodynamik

Nach dem ersten Hauptsatz der Thermodynamik gilt: werden einem geschlossenen System Wärme und Arbeit zugeführt, wird die innere Energie dieses Systems dadurch erhöht (Gl. 13).

$$E_{th} + W = \Delta U + \Delta E_{kin} + \Delta E_{pot} \quad \text{Gl. 13}$$

$E_{th}$  thermische Arbeit [J]

$W$  mechanische Arbeit [J]

$\Delta U$  Änderung der inneren Energie [J]

$\Delta E_{kin}$  Änderung der kinetischen Energie [J]

$\Delta E_{pot}$  Änderung der potentiellen Energie [J]

Da bei der Betrachtung der Temperaturverteilung in Bauteilquerschnitten keine mechanische Arbeit vorliegt und daher die kinetischen sowie potentiellen Energien gleich Null sind, wird die thermische Arbeit reduziert in Form von Gl. 14 darstellbar:

$$E_{th} = \Delta U \quad \text{Gl. 14}$$

Der im Brandfall vorliegende instationäre Zustand, führt zu einer zeitlichen Änderung der inneren Energie des Systems (Gl. 15):

$$Q = \frac{\Delta U}{\Delta t} \quad \text{Gl. 15}$$

Wird der Wärmestrom, bzw. die Veränderung der inneren Energie mit Hilfe der spezifischen Wärmekapazität, und der Masse ausgedrückt, ergibt sich Gl. 16:

$$Q = \frac{m \cdot c_p \cdot \Delta T}{\Delta t} = \frac{\rho \cdot V \cdot c_p \cdot \Delta T}{\Delta t} \quad \text{Gl. 16}$$

$Q$	Summe der Wärmeströme [W]
$\Delta t$	Änderung der Zeit [s]
$m$	Masse [kg]
$c_p$	spezifische Wärmekapazität [J/kgK]
$\Delta T$	Änderung der Temperatur [K]
$\rho$	Dichte [kg/m <sup>3</sup> ]
$V$	Volumen [m <sup>3</sup> ]

#### 2.4.2 Wärmeleitung im Bauteilinneren (Konduktion)

Die Wärmeleitung wird nach *Fourier* in einem wärmeleitenden Körper gemäß Gl. 17 und Gl. 18 beschrieben:

$$\frac{\dot{Q}}{A} = \dot{q} = -\lambda \cdot \frac{\delta T}{\delta s} \quad \text{Gl. 17}$$

$\dot{Q}$	Wärmestrom [W]
$A$	Fläche [m <sup>2</sup> ]
$\dot{q}$	Wärmestromdichte [W/m <sup>2</sup> ]
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit [W/mK]
$T$	Temperatur [°C]
$s$	Raumrichtung des größten Temperaturgefälles
$\frac{\delta T}{\delta s}$	Räumlicher Temperaturgradient [K/m]

$$\frac{\delta T}{\delta s} = \frac{\delta T}{\delta x} \cdot i + \frac{\delta T}{\delta y} \cdot j + \frac{\delta T}{\delta z} \cdot k \quad \text{Gl. 18}$$

$i, j, k$  Komponenten des Einheitsvektors

Unter Berücksichtigung einer Anisotropie des betrachteten Materials  $\lambda_x, \lambda_y, \lambda_z$  und der Temperaturabhängigkeit der Materialeigenschaften ergibt sich zur Beschreibung der zeitabhängigen

Temperaturveränderung für eine Raumzelle mit den Koordinaten x, y und z unter Berücksichtigung von Wärmequellen oder Wärmesenken aus Gl. 17 und Gl. 18 folgende Differentialgleichung (Gl. 19):

$$c_p(T) \cdot \rho(T) \cdot \frac{\delta T}{\delta t} - \dot{f} = \frac{\delta}{\delta x} \cdot \lambda_x(T) \cdot \frac{\delta T}{\delta x} + \frac{\delta}{\delta y} \cdot \lambda_y(T) \cdot \frac{\delta T}{\delta y} + \frac{\delta}{\delta z} \cdot \lambda_z(T) \cdot \frac{\delta T}{\delta z} \quad \text{Gl. 19}$$

$\dot{f}$       *Wärmequelle bzw. Wärmesenke [W/m<sup>3</sup>]*

Zur Berechnung der Temperaturentwicklung in einem brandbeanspruchten Körper müssen entsprechende Randbedingungen definiert werden. Dazu gehören die Wärmeübertragung durch Strahlung und Konvektion an den thermisch beanspruchten Oberflächen, die Ausgangstemperatur, sowie die Berücksichtigung von Wärmesenken bzw. -quellen, z.B. bei Stoffumwandlungen oder der Verdampfung von Feuchtigkeit.

### 2.4.3 Wärmeübertragung an der Bauteiloberfläche durch Wärmestrahlung

Der auftretende Wärmestrom durch Wärmestrahlung wird für einen schwarzen Strahler gemäß dem *Stefan - Boltzmann* Gesetz gemäß Gl. 20 errechnet:

$$I_s = \sigma \cdot (T + 273)^4 \quad \text{Gl. 20}$$

$I_s$       *Gesamtstrahlung (spezifische Ausstrahlung) [W/m<sup>2</sup>]*

$\sigma$       *Stefan - Boltzmann Konstante des schwarzen Körpers = 5,67 · 10<sup>-8</sup> [W/m<sup>2</sup>K<sup>4</sup>]*

$T$       *Temperatur der Oberfläche [°C]*

Für die Wärmestrahlung zwischen zwei Körpern muss der Strahlungsaustausch zwischen den beteiligten Oberflächen berücksichtigt werden ( Gl. 21):

$$\dot{Q} = A \cdot \varepsilon_{ges} \cdot \sigma \cdot ((T_1 + 273)^4 - (T_2 + 273)^4) \quad \text{Gl. 21}$$

$\dot{Q}$       *Wärmestrahlung [W]*

$A_i$       *Fläche des Körpers i (Strahler) [m<sup>2</sup>]*

$\varepsilon_{ges}$       *effektiver Emissionsgrad [-]*

$\sigma$       *Stefan Boltzmann Konstante = 5,67 · 10<sup>-8</sup> [W/m<sup>2</sup>K<sup>4</sup>]*

$T_1, T_2$       *Temperatur der Oberflächen 1 und 2 [°C]*



Für den Brandfall errechnet sich der effektive Emissionsgrad wie folgt (Gl. 22):

$$\varepsilon_{ges} = \varepsilon_{Material} \cdot \varepsilon_{Flamme} \quad \text{Gl. 22}$$

Die Angaben zu den in anderen Arbeiten angesetzten Emissionsgraden sind in der Literatur uneinheitlich. Eine diesbezügliche Zusammenstellung befindet sich in Anhang A.

#### 2.4.4 Wärmeübertragung an der Bauteiloberfläche durch Konvektion

Bei der Konvektion kommt es zum Wärmetransport in den Bauteil über einen Wärmestrom, durch erzwungene oder freie Konvektion. Die Konvektion beschreibt dabei die Wärmeübertragung zwischen zwei thermodynamischen Systemen, d. h. einem Fluid oder Gas und einem Körper, welche sich relativ zueinander bewegen. Der Wärmestrom ist von den Temperaturen und Dichte des Mediums und des Körpers abhängig. Der dabei zu berücksichtigende Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha$  [ $W/m^2K$ ] ist wiederum abhängig von der Dichte des umströmenden Mediums und der Strömungsgeschwindigkeit. Er repräsentiert die aufgrund von Adhäsionskräften zwischen umströmendem Medium und Körper existente Strömungsgrenzschicht. Der auftretende Wärmestrom errechnet sich nach Newton gemäß Gl. 23:

$$\dot{Q} = \alpha \cdot A \cdot (T_F - T_K) \quad \text{Gl. 23}$$

$\dot{Q}$      Wärmestrom infolge Konvektion [ $W$ ]

$\alpha$      Wärmeübergangskoeffizient [ $W/m^2K$ ]

$A$      Fläche [ $m^2$ ]

$T_F$     Temperatur im Fluid bzw. Gas (außerhalb der Grenzschicht) [ $^{\circ}C$ ]

$T_K$     Körper- bzw. Oberflächentemperatur [ $^{\circ}C$ ]

Der Wärmeübergangskoeffizient im Fall brandbeanspruchter Holzoberflächen unter ETK-Beanspruchung wird in der Literatur<sup>170</sup> einheitlich mit  $\alpha = 25W/m^2K$  angeführt.

<sup>170</sup> VDI-Wärmeatlas (2006), Schneider (2006), Klingsch et al. (1993), Frangi (2001), Povel (2002)

## 2.5 *Offene Fragen aus dem Stand der Technik*

Im Zuge der dargestellten Erkenntnisse zum Brandverhalten von Holz-Stahl-Verbundbauteilen kam zum Ausdruck, dass es aufgrund der stark divergierenden Materialeigenschaften von Holz und Stahl im Brandfall zur starken Beeinflussung der Materialtemperaturen kommen kann. Die vorrangig im Themenbereich der Verbindungsmittel durchgeführten bisher vorliegenden experimentellen und theoretischen Untersuchungen dienen vorwiegend als Ausgangslage für eine Bemessung des Tragverhaltens der Verbindungsmittel im Brandfall.

Der Fokus dieser Arbeit steht jedoch im Zusammenhang mit der Temperaturentwicklung von Tragstrukturelementen in Holz-Stahl-Verbundkonstruktionsbauweise. Das heißt es sollen Beiträge zur Klärung der Grundlagen zur Beurteilung des Brandverhaltens von Verbundkonstruktionselemente erarbeitet werden, um die Entwicklung von brandschutztechnischen optimierten Holz-Stahl-Verbund-Tragstrukturelementen einen Schritt weiter zu bringen. Der Stand der Entwicklung zeigt, dass vor allem Fragestellungen zum Materialverhalten und zur Temperaturentwicklung in brandbeanspruchten Holz-Stahl-Verbundkonstruktionselementen zu klären sind.

Materialverhalten:

- Welchen Einfluss auf das Brandverhalten übt das Einfügen von Metallschichten in Vollholzquerschnitten aus? Diesbezüglich zeigten bisher durchgeführte Untersuchungen deutliche Auswirkungen auf die Temperaturentwicklung und somit auf das Abbrandverhalten in sowohl steigernder als auch vermindernder Weise.
- Welche Auswirkungen zeigt die hohe Wärmespeicherfähigkeit der Stahleinlagen in Form einer Wärmesenke hinsichtlich einer Absenkung der Temperatur des Gesamtquerschnitts?
- In welchen Temperaturbereichen variieren die Messergebnisse innerhalb eines Verbundquerschnitts bzw. mehrerer unter gleichen Bedingungen geprüfter baugleicher Querschnittskonfigurationen im direkten Vergleich zueinander und worin können mögliche Ursachen gefunden werden?
- Ab welcher Stahltemperatur ist im Zusammenhang mit der Qualität des Verbundes aus thermischer Sicht mit einer vollkommenen Oxidation der schützenden Holzschicht zu rechnen und welche Auswirkungen zeigt dabei die Art der Herstellung des Materialverbundes der aneinandergrenzenden Oberflächen?

Simulation:

- Kann mit thermischen Simulationen zu brandschutztechnisch optimierten Holz-Stahl-Verbundquerschnitten auf Basis der Materialkennwerte in EN 1995-1-2 und EN 1993-1-2 eine ausreichende Übereinstimmung der Temperaturverläufe der Verbundquerschnitte mit

experimentellen Versuchsergebnissen erzielt werden, um damit gesicherte weiterführende Untersuchungen durchführen zu können?

- Kann durch eine Modifikation der Materialmodelle eine optimierte, praxisgerechte Übereinstimmung mit Versuchsergebnissen erzielt werden?

Konstruktion:

- In wie weit kann eine über die gesamte Dauer der Brandbeanspruchung thermisch wirksame Holzüberdeckung der eingebetteten Stahlteile deren Temperaturen im Vergleich zu einem ungeschützten Stahlteil absenken?
- Stellt das in *Wolfgruber u. Rudy*<sup>171</sup> gewählte Designkriterium von maximal erreichten 200°C der Stahlplatte ein ausreichendes Sicherheitsniveau zur Gewährleistung einer nicht restlos verkohlten Holzüberdeckung dar, um eine Zerstörung des Materialverbunds zu verhindern?
- Wie wirken sich unterschiedliche Verbindungstechniken der Materialschichten Holz und Stahl auf die Temperaturentwicklung des Gesamtquerschnitts aus?
- Ist es möglich die beiden aneinander grenzenden Oberflächen von Holz und Stahl für eine Brandbeanspruchung miteinander zu verkleben, oder kommen auch andere Verbindungstechniken in Frage.

---

<sup>171</sup> Wolfgruber u. Rudy (2007)

## 3 Experimentelle Untersuchungen

### 3.1 Vorbermerkungen

In den Grundlagen wurde der derzeitige Stand des für diese Arbeit relevanten Wissens über Holz, Stahl und Holz-Stahl-Verbundkonstruktionen, sowie das Prinzip der Temperaturfeldsimulation nach der Methode der Finiten Elemente zusammengefasst. Für weitere Untersuchungen wurden offene Fragen formuliert. Der folgende experimentelle Abschnitt der Arbeit soll einen Beitrag zur Beantwortung dieser Fragen liefern. Ein wesentlicher Ansatz dazu ist die in *Wolfsgruber u. Rudy* gewählte eindimensionale Betrachtung. Dazu gilt es in Vorversuchen einen passenden Versuchsaufbau zu finden und anschließend die dazu bereits vorhandenen Simulationen zu überprüfen. Die daran anschließenden Hauptversuche sollen einen Beitrag liefern, den Feuchtigkeitstransport in Holz bei Verbindung mit Stahl im Brandfall besser zu verstehen, bzw. dieses Verhalten beschreiben zu können. Im Speziellen geht es darum, den Einfluss der Temperatur auf die Größen  $\lambda$ ,  $\varphi$ ,  $c_p$  für die Simulation zu untersuchen, bzw. ihre Veränderungen im Brandfall so weit wie möglich physikalisch zu erklären.

### 3.2 Vorversuche

#### 3.2.1 Vorversuche – Übersicht

Im Rahmen von Vorversuchen wurden die folgenden Untersuchungen durchgeführt (Tabelle 3-1):

- Entwicklung und Bau eines Prüfofens für die Durchführung von eindimensionalen Normbrandversuchen an Vollholz und Verbundbauteilen
- Versuche zur Festlegung der Art des Thermoelementeinbaus und Abschätzung des Einflusses der Holzfeuchtigkeit auf die Abbrandgeschwindigkeit von Holz (Versuchsreihe ILV-1)
- Versuche zur Festlegung geeigneter Materialien für Holz-Stahl-Verbundquerschnitte (Art des Vorholzes: Massiv / Sperrholz) (Versuchsreihe ILV-2)
- Versuche zur Erprobung eines Probekörperaufbaus für eindimensionale Brandversuche (Art der Probekörperummantelung für eine eindimensionale Brandbeanspruchung) (Versuchsreihe ILV-3)
- Versuche zur Ermittlung des Abbrandverhaltens und der Temperaturentwicklung an Holz-Stahl-Verbundelementen und Vergleich mit der thermischen Simulation auf Basis der Materialkenndaten in EN 1995-1-2 und EN 1993-1-2 nach *Wolfsgruber u. Rudy* (Versuchsreihe VAV-1).

Tabelle 3-1: Zusammenstellung der im Rahmen der Vorversuche durchgeführten Versuchsreihen.

Versuchsbezeichnung	Untersuchungsziel	Anzahl
ILV-1 – Vollholz	Einfluss der Art des Thermoelementeinbaus und Abschätzung des Einflusses der Holzfeuchtigkeit auf die Abbrandgeschwindigkeit von Holz	2
ILV-2 – HSV	Festlegung geeigneter Materialien für Holz-Stahl-Verbundquerschnitte	4
ILV-3 – HSV	Erprobung eines Probekörperaufbaus für eindimensionale Brandversuche	3
VAV-1 – HSV	Ermittlung des Abbrandverhaltens und der Temperaturentwicklung an Holz-Stahl-Verbundelementen	22

Ergänzend zur Darstellung der Ergebnisse in den folgenden Kapiteln sind diese auch in Anhang B zusammengestellt.

### 3.2.2 Entwicklung und Bau eines Prüfofens für Normbrandversuche

Im Zusammenhang mit der Vielzahl der zu untersuchenden Einflüsse auf das Brandverhalten von Holz und Holz-Stahl-Verbundelementen im Rahmen der durchzuführenden IL-Versuchsreihen (Instituts-Labor-Versuchsreihen) wurde im Labor des Zentrums für Baustoffforschung, Werkstofftechnik und Brandschutz (BWB) an der Technischen Universität Wien im Rahmen dieser Arbeit ein spezieller Brandofen entwickelt und gebaut (Abbildung 3.1). Um Probekörperoberflächen von 200 x 200mm prüfen zu können, wurde eine geeignete Ofengeometrie entwickelt (Abbildung 3.1 und Abbildung 3.2), die es ermöglicht, die Temperatur der Brandbeanspruchung sehr genau nach der Einheitstemperaturkurve zu regeln. Der aus Feuerleichtsteinen aufgebaute Brandofen weist mit einer Länge von 125,4cm und 35,8cm Breite eine Höhe von 62,0cm auf. Im Schnitt betrachtet (Abbildung 3.2), besteht die Form dieses Ofens aus einem Flaschenhals zur Einleitung der Flamme bzw. der Brandraumtemperaturen mittels eines mit Propangas betriebenen Brenners. Die daran anschließende breitere Brennkammer ist etwas länglich geformt und weist zwecks gleichmäßiger Temperaturverteilung an beiden Schmalseiten Abzugöffnungen in Längsrichtung auf. Die Brennkammer selbst wurde mit dem Ziel entwickelt, ein homogenes Aufheizen der Ofendecke zu gewährleisten, da diese in ihrem mittleren Bereich für den horizontalen Einbau der Probekörper genutzt wird.



Abbildung 3.1: Foto des im Zuge dieser Arbeit entwickelten Laborofens zur Durchführung von Brandversuchen im BWB der TU-Wien.

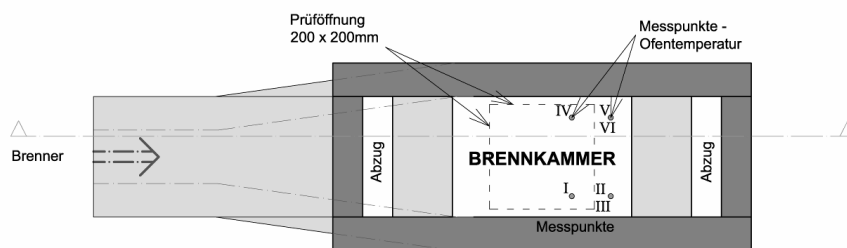
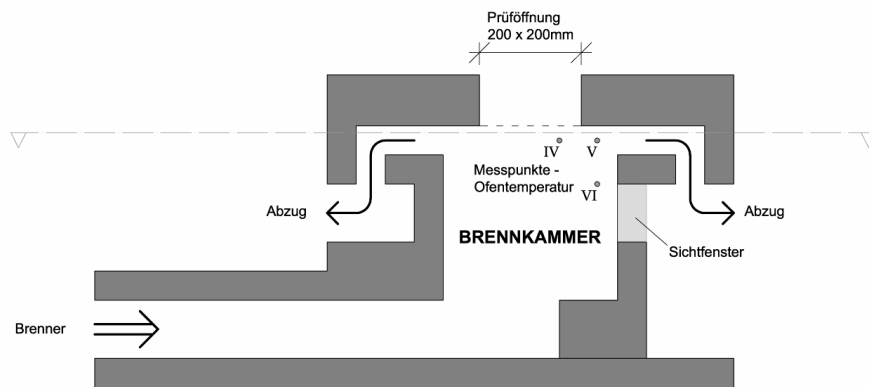


Abbildung 3.2: Grundriss und Längsschnitt des Ofens für IL-Versuche im BWB der TU Wien.

### 3.2.3 Versuche an Vollholz zur Messung der Temperaturverteilung im Querschnittsinneren und Klärung diesbezüglicher versuchstechnischer Einflüsse

In der ersten IL-Versuchsreihe (ILV-1) wurden 2 Probekörper (280 x 200 x 120mm) geprüft. Ziel dabei war es neben Ergebnissen für Kalibrierungszwecke des Ofens, die Auswirkungen der Art des Thermoelementeinbaus (parallel bzw. normal zur Isothermenebene) auf das Messergebnis zu untersuchen (Abbildung 3.3). Die im Rahmen dieser Versuchsreihe durchgeführten Untersuchungen sind in Tabelle 3-2 zusammengestellt.

Tabelle 3-2: Probekörper der IL-Versuchsreihe ILV-1

Probekörperbezeichnung	Aufbau	Material (Dichte; Feuchte)	Anzahl	Branddauer [min]
ILV-1 – Vollholz - 1	Vollholz	475,0kg/m <sup>3</sup> ; 10,7%	1	60
ILV-1 – Vollholz - 2	Vollholz	447,7kg/m <sup>3</sup> ; 9,5%	1	60

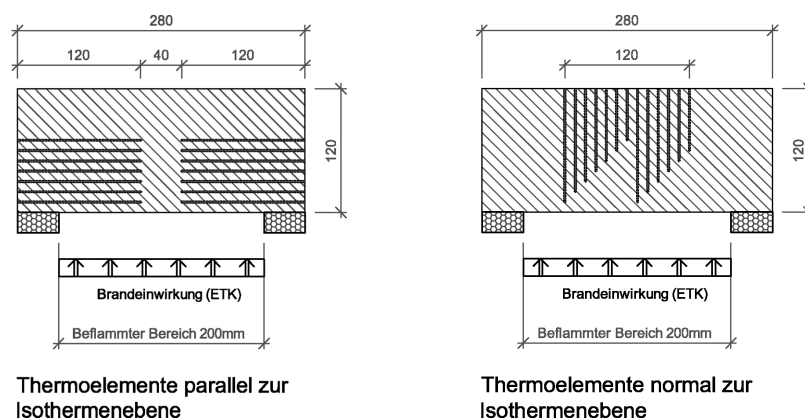


Abbildung 3.3 zeigt die unterschiedliche Art des Einbaus der Thermoelemente. Parallel zu den Isothermenebenen eingebauten Thermoelementen (ILV-1 – Vollholz – 1) (linke Darstellung) und vertikal zu den Isothermen eingebrachte Thermoelemente (ILV-1 – Vollholz – 2) (rechte Darstellung).

Im Rahmen dieser Versuche (ILV-1 – Vollholz – 1 und – 2) stellte sich die Art der Einbringung der Thermoelemente als wesentlich hinsichtlich der gemessenen Temperaturverläufe im Querschnittsinneren heraus. Nur parallel zur Isothermenebene eingebrachte Thermoelemente sind in der Lage die Querschnittstemperatur korrekt zu messen. Gleichzeitig ist eine exakte Positionierung in der gewünschten Bauteiltiefe mit herstellungstechnischen Schwierigkeiten verbunden (Verlaufen der 140mm langen Bohrer mit  $d = 2,5\text{mm}$ ), die zu geringen Abweichungen der tatsächlichen Einbautiefe führen können. Im Fall des untersuchten Vollholzquerschnitts (ILV-1 – Vollholz – 1) betrug diese durchschnittlich  $\pm 1,58\text{mm}$ . Diese Ungenauigkeiten können nur durch voneinander unabhängige Mehrfachmessungen je Bauteiltiefe (hohe Anzahl an Thermoelementen) kompensiert werden. Bei in Richtung der Brandbeanspruchung eingebauten Thermoelementen kam es im Zusammenhang mit

einem schlechteren Oberflächenkontakt zwischen Thermoelementspitze und dem Bohrlochende sowie dem Einfluss der Bohrlochrichtung im direkten Vergleich zu deutlich niedrigeren aufgezeichneten Temperaturen mit Differenzen von bis zu ca. 250°C (Abbildung 3.4).

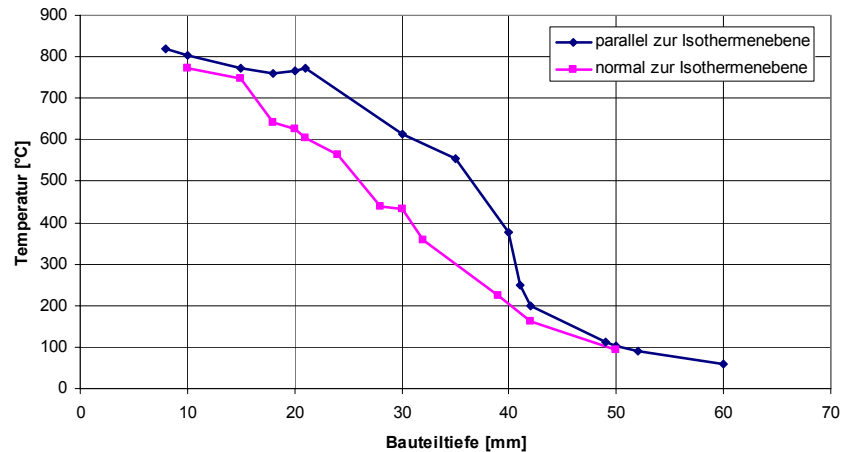


Abbildung 3.4: Vergleich der aufgezeichneten Temperaturprofile in der 60. Brandminute im Zusammenhang mit der Richtung des Thermoelementeinbaus parallel bzw. normal zur Isothermenebene (Versuch: ILV-1 – Vollholz – 1 und 2).

Die nach den beiden Brandversuchen gemessenen Verkohlungstiefen ergaben ein übereinstimmendes Bild und bestätigten, dass die aufgezeichneten Messwertdifferenzen ausschließlich auf die Art des Einbaus der Thermoelemente zurückzuführen waren. Die ermittelten durchschnittlichen Abbrandtiefen bzw. Abbrandraten für die beiden Probekörper sind in Tabelle 3-3 zusammengestellt.

Tabelle 3-3: Durchschnittliche Abbrandtiefe von Probekörper ILV-1 – Vollholz – 1 und ILV-1 – Vollholz – 2 nach 60 Minuten Brandbeanspruchung.

Einbau der Thermoelemente	Material (Dichte; Feuchte)	Feuchtigkeit [%]	Abbrandtiefe [mm]	Abbrandrate [mm/min]
Parallel zur Isothermenebene	475,0kg/m <sup>3</sup> ; 10,7%	10,7	40,6	0,677
Normal zur Isothermenebene	447,7kg/m <sup>3</sup> ; 9,5%	9,5	38,1	0,635

Zur Messung der Bauteiltemperatur im Querschnittsinneren wurden aufgrund dieser Ergebnisse in allen weiteren Versuchen die Thermoelemente ausschließlich parallel zu den Isothermenebenen eingebaut.



### 3.2.4 Versuche zur Festlegung geeigneter Materialien für eindimensionale Brandversuche

In einer weiteren IL-Versuchsreihe (ILV-2) wurde die Eignung von Massivholzplatten in Form gehobelter Brettware für den Einsatz als Vorholzplatte in Form von drei geklebten Holz-Stahl-Verbundquerschnitten geprüft um das Auftreten von Schwindverformungen eventuell problematischen Ausmaßes (Ablösen der Vorholzplatten vom Stahl) zu untersuchen. Der dafür ausgewählte Hochtemperaturkleber „VP 20555/3“ der Firma IGP soll gemäß Herstellerangaben Temperaturen von bis zu 1000°C widerstehen. Zum direkten Vergleich wurde neben drei Vollholzplatten aus Massivholz (gehobelte Brettware) ein Verbundquerschnitt mit einer Vorholzplatte aus Sperrholz untersucht (ILV-2 – HSV 20/20 - 2), deren kreuzweise verleimter Schichtaufbau ein gleichmäßigeres Abbrandverhalten hinsichtlich Rissbildung und Schwindverformungen erwarten ließ (Abbildung 3.5). Die Probekörperbezeichnung ILV-2 – HSV 20/20 – 2 steht hierbei für „Instituts-Labor-Versuchsreihe 2 – Holz-Stahl-Verbundquerschnitt aus 20mm Vorholz und 20mm Stahl – Probekörper Nummer 2“. Die im Rahmen der Versuchsreihe ILV-2 durchgeführten Brandversuche sind in Tabelle 3-4 zusammengefasst.

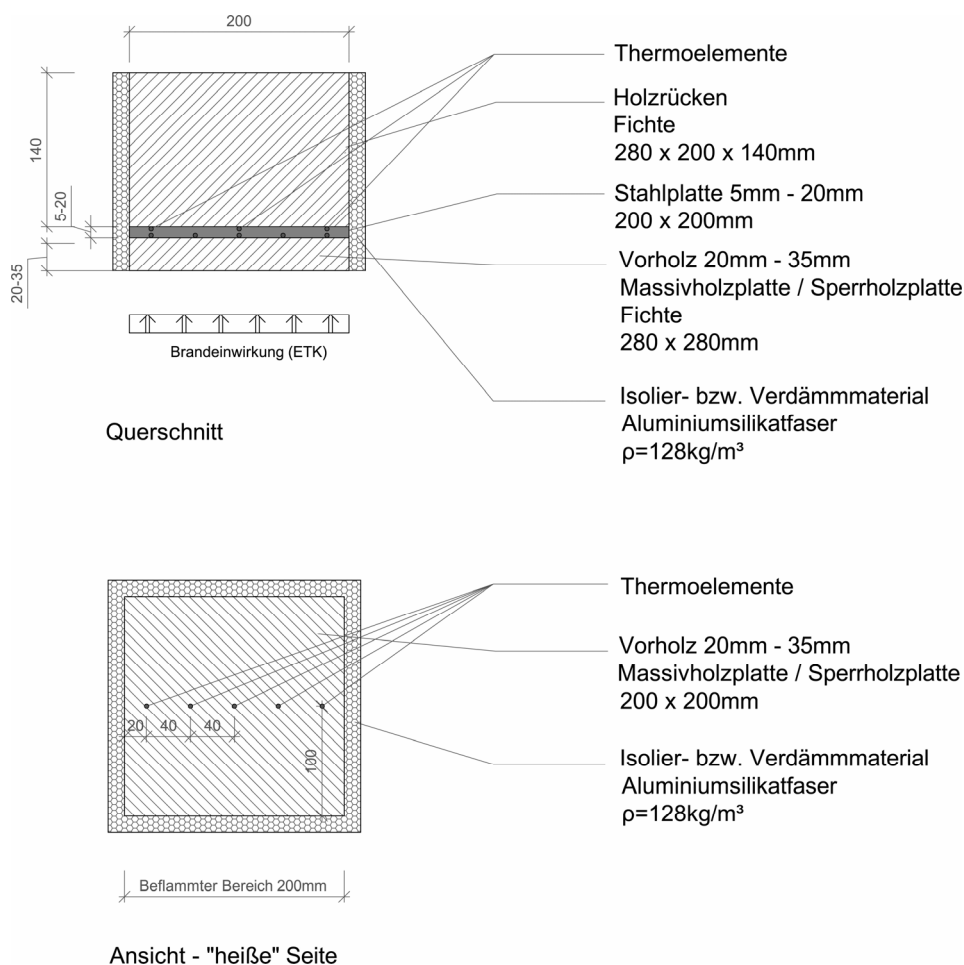


Abbildung 3.5: Querschnitt der Probekörper mit Massivholzplatten - bzw. Sperrholzplatte.

Tabelle 3-4: Querschnittskonfigurationen der im Rahmen der IL-Versuchsreihe ILV-2 untersuchten Probekörper.

Probekörperbezeichnung	Aufbau ( $d_{\text{Vorholz}} / d_{\text{Stahl}}$ ) [mm]	Material (Dichte; Feuchte)	Anzahl	Branddauer [min]	Stahltemperatur – „heiße“ Seite [°C]
ILV-2 – HSV 30/10 - 1	Holz-Stahl-Verbund 30/10	Vollholz (Brettware) 412,7kg/m <sup>3</sup> ; 10,5%	1	60	162 – 201 (nach 48 Minuten)
ILV-2 – HSV 35/5 - 1	Holz-Stahl-Verbund 35/5	Vollholz (Brettware) 412,7kg/m <sup>3</sup> ; 10,5%	1	60	265 – 295
ILV-2 – HSV 20/20 - 1	Holz-Stahl-Verbund 20/20	Vollholz (Brettware) 412,7kg/m <sup>3</sup> ; 10,5%	1	60	250 – 257
ILV-2 – HSV 20/20 - 2	Holz-Stahl-Verbund 20/20	Sperrholz 434,2kg/m <sup>3</sup> ; 10,2%	1	60	284 – 304

Die drei durchgeführten Brandversuche mit Vorholzplatten aus Massivholz mit 20, 30 und 35mm Dicke ergaben, dass eine Massivholzplatte aus einem Stück gehobelter Brettware für die geplanten Untersuchungen zur Temperaturverteilung in Holz-Stahl-Verbundquerschnitten nachteilige Auswirkungen hat. Die beobachteten im Brandfall auftretenden starken Schwindverformungen führten im Zusammenhang mit der Struktur des Vollholzes zu einer lokal konzentrierten Rissbildung im Zusammenhang mit der konzentrischen Anordnung der Jahrringe der Platte. Gleichzeitig kam es zu einer starken Aufwölbung der Vorholzplatte. Die dadurch stellenweise ungeschützte Stahlplattenoberfläche gelangte in direkten Kontakt mit der Brandraumtemperatur und war einem zusätzlich erheblichen Energieeintrag ausgesetzt. (Abbildung 3.6).



Abbildung 3.6: Mittig gerissene Vorholzplatte des Probekörpers ILV-2 – HSV 35/5 – 1 nach 60 Minuten Brandbeanspruchung.

Folglich kam es zu einer unkontrolliert gesteigerten thermischen Zersetzung der Vorholzplatte. Im Vergleich dazu wurde bei der geprüften Sperrholzplatte (ILV-2 – HSV 20/20 – 2) eine gleichmäßig über die Oberfläche verteilte Rissbildung im Zusammenhang mit der schichtweisen Stabverleimung innerhalb festgestellt. Zudem wurde kein großflächiges Aufwölben der Vorholzplatten beobachtet, sodass ein besserer Kontakt zur Stahloberfläche während der gesamten Dauer der Brandbeanspruchung bestand. Gleichzeitig kam es jedoch zu einem Abfallen der verkohlten Holzschichten entsprechend ihrem Schichtaufbau (Abbildung 3.7). Die dadurch verminderte Schutzwirkung der Vorholzplatte führte zu einer gesteigerten Temperaturentwicklung in der Stahlplatte.



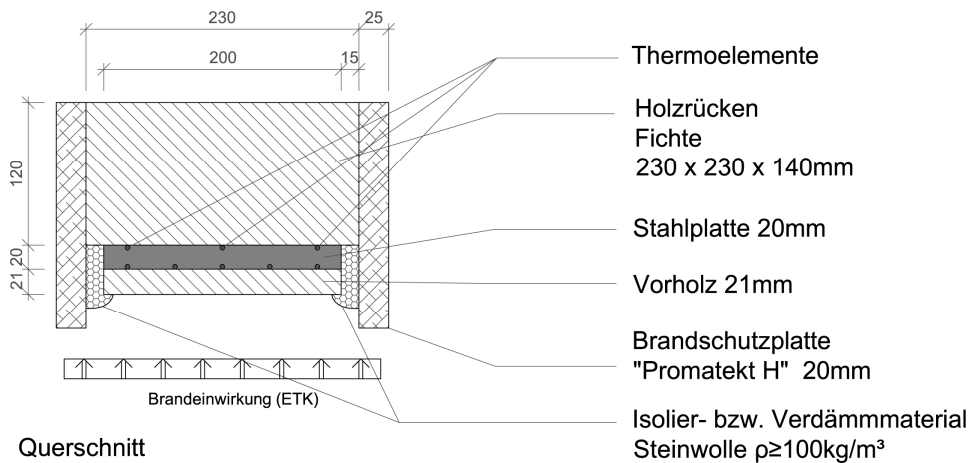
Abbildung 3.7: Schichtenweiser Abbau der Vorholzplatte während des Brandversuchs. Deutlich erkennbarer unterschiedlicher Jahrringverlauf in der Oberfläche des Probekörpers  
ILV-2 – HSV 20/20 – 2.

Abgeleitet aus diesen Beobachtungen wurden für die weiteren Brandversuchsserien stabverleimte Einschichtplatten als Vorholzplatten verwendet.

### **3.2.5 Planung und Erprobung eines Probenaufbaus für eindimensionale Brandversuche**

Eine weitere Versuchsreihe (ILV-3) hatte zum Ziel, Randverkleidungen bzw. Konstruktionsweisen der Probekörper zu testen, um eventuell entstehende negative Einflüsse auf die idealisiert eindimensionale Versuchsanordnung hinsichtlich der Temperaturentwicklung des Verbundquerschnitts abzuklären. Die geprüften Varianten dieser allesamt geklebt hergestellten Verbundquerschnitte sind in Abbildung 3.8 bis Abbildung 3.10 dargestellt. Die im Rahmen der Versuchsreihe ILV-3 durchgeführten Brandversuche sind in Tabelle 3-5 zusammengefasst.

Seitlicher Schutz mit Brandschutzplatten und Steinwolle



Seitlicher Schutz mit Aluminiumsilikatfaser

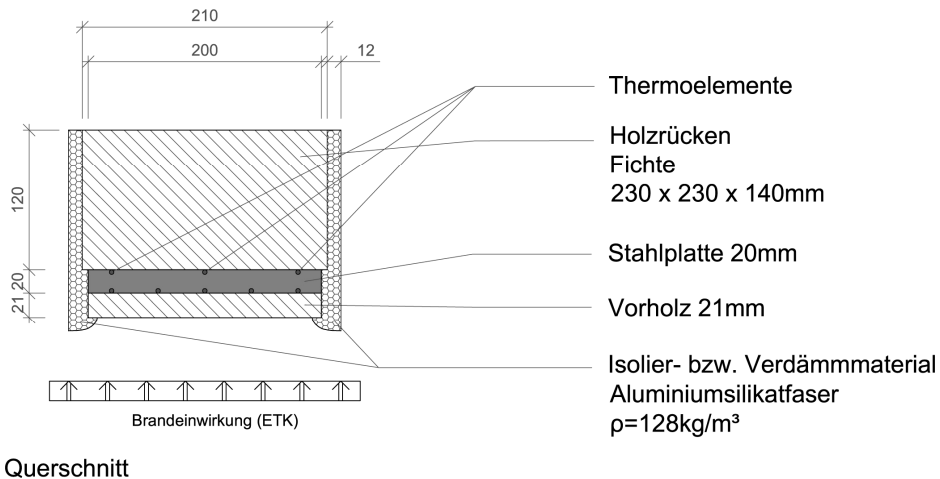


Abbildung 3.8: Querschnitt von mit Brandschutzplatten und Steinwolle (ILV-3 – HSV 21/20 – 1) bzw. mit Aluminiumsilikatfasermatten (ILV-3 – HSV 21/20 – 2) seitlich geschützten Probekörpern.

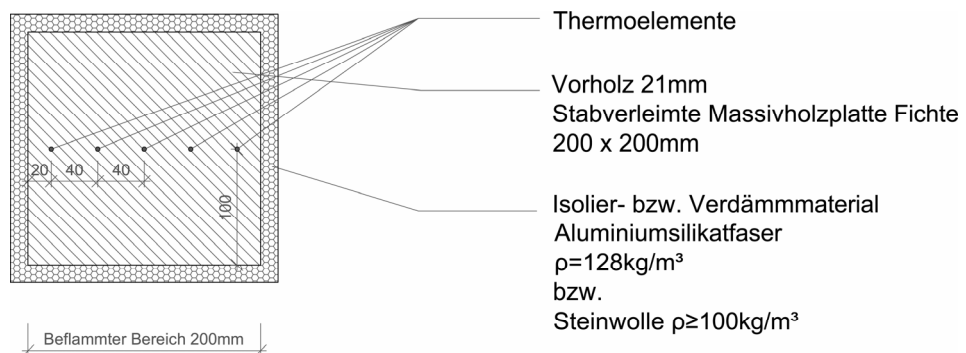


Abbildung 3.9: Position der Thermoelemente innerhalb der seitlich durch Brandschutzplatten (ILV-3 – HSV 21/20 – 1) bzw. mit Aluminiumsilikatfasermatten (ILV-3 – HSV 21/20 – 2) geschützten Probekörper.

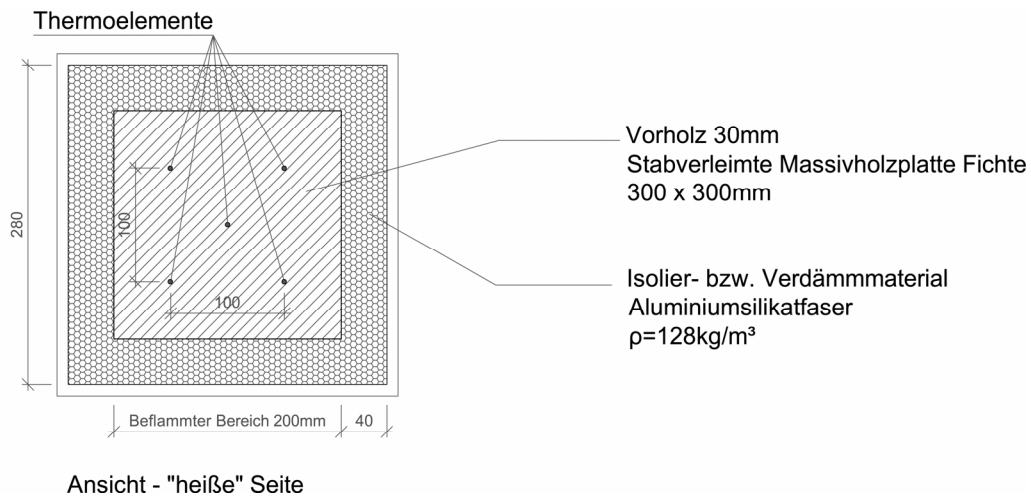
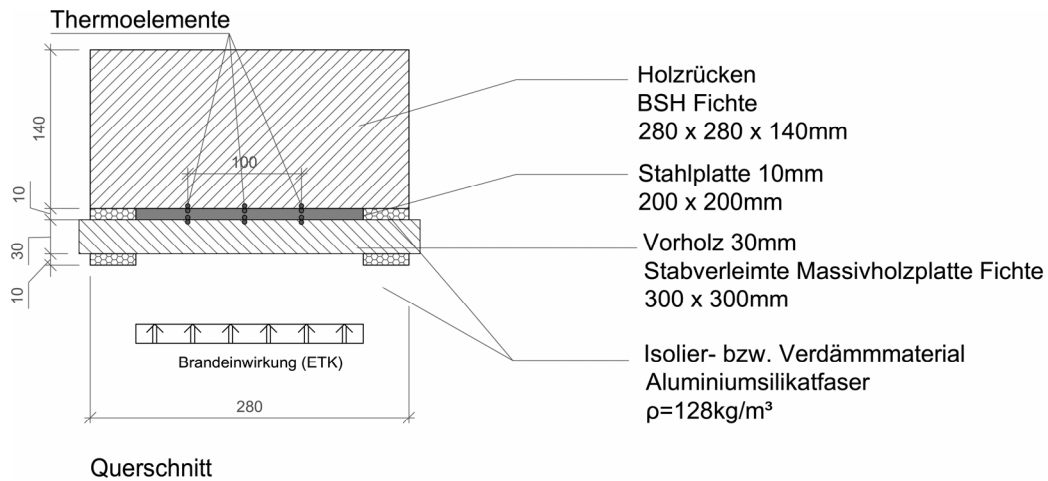


Abbildung 3.10: Aufbau und Position der Thermoelemente des Probekörpers ILV-3 – HSV 30/10 – 1 ohne seitliche vollflächige Ummantelung. Oben: Querschnitt. Unten: Schnitt parallel zu den Materialschichten.

Tabelle 3-5: Querschnittskonfigurationen der im Rahmen der IL-Versuchsreihe ILV-3 untersuchten Probekörper (jeweils ein Probekörper, Branddauer 60 Minuten).

Probekörperbezeichnung	Aufbau ( $d_{\text{Vorholz}} / d_{\text{Stahl}}$ ) [mm]	Material (Dichte; Feuchte)	Ummantelung	Stahltemperatur – „heiße“ Seite [°C]
ILV-3 – HSV 21/20 – 1	Holz-Stahl-Verbund 21/20	Vollholz (stabverleimt) 449,0kg/m <sup>3</sup> ; 9,82%	Brandschutzplatten und Steinwolle	163 – 174
ILV-3 – HSV 21/20 – 2	Holz-Stahl-Verbund 21/20	Vollholz (stabverleimt) 449,0kg/m <sup>3</sup> ; 9,82%	Aluminiumsilikat- faser	222 – 251
ILV-3 – HSV 30/10 – 1	Holz-Stahl-Verbund 30/10	Vollholz (stabverleimt) 449,0kg/m <sup>3</sup> ; 9,82%	Ohne vollflächige Ummantelung	122 – 130

Im Rahmen dieser Versuchsreihe stellte sich heraus, dass die Ausführungsvariante der seitlichen Abdämmung mit Brandschutzplatten (ILV-3 – HSV 21/20 – 1) einen unkontrollierten direkten Energieeintrag in die Stahlplatte verhindern konnte. Eine zwischen Probekörper und Brandschutzplatte eingebrachte Steinwolle dämmung stellte einen wirksamen Schutz des Randbereichs hinsichtlich der auftretenden Schwindverformungen der Vorholzplatte dar, sodass es hier zu keinem direkten Kontakt der Stahlplatte mit der Ofentemperatur kommen konnte (Abbildung 3.11, Bild links). Die alternativ geprüfte reine Ummantelung mit Aluminiumsilikatfasermatten (ILV-3 – HSV 21/20 – 2) führte im direkten Vergleich zu deutlich höheren Querschnittstemperaturen. Im Zusammenhang mit festgestellten Verkohlungen an den Rändern des Holzrückens (Abbildung 3.11, Bild rechts) muss von einem ungenügenden Schutz gegen unkontrollierbaren seitlichen Wärmeeintrag ausgegangen werden.



Abbildung 3.11: Die Verkohlung des Holzrückens entlang der Stahlplatte des mit Aluminiumsilikatfasermatten ummantelten Probekörpers ILV-3 – HSV 21/20 – 2 (Bild rechts) lässt auf einen geringen zusätzlichen seitlichen Energieeintrag direkt in die Stahlplatte schließen. Probekörper ILV-3 – HSV 21/20 – 1 (Bild links) zeigt keinerlei Verkohlungen am Holzrücken.

Die im Zusammenhang mit dem besseren seitlichen Schutz durch die Ummantelung aus Brandschutzplatten (ILV-3 – HSV 21/20 – 1) stehenden deutlich niedrigeren Querschnittstemperaturen in der Stahlplatte verhinderten außerdem eine vollständige Verkohlung der Vorholzplatte über ihre gesamte Dicke (Abbildung 3.12)

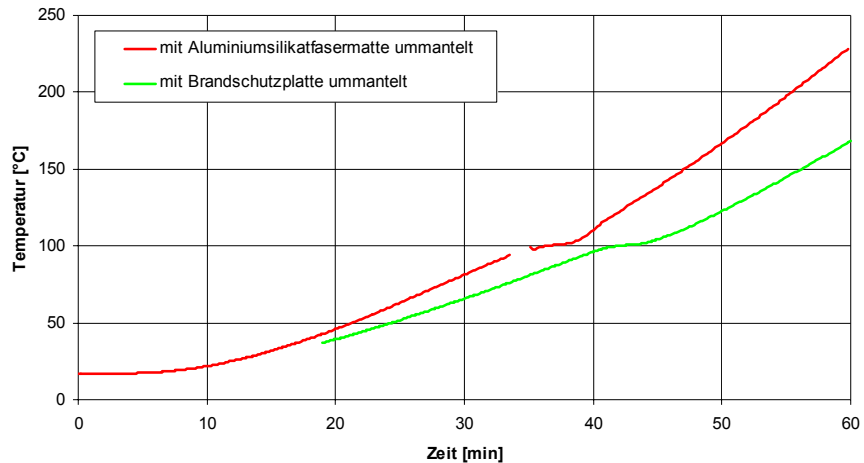


Abbildung 3.12: Temperaturentwicklung der Stahlplatten (Mittelwerte) in Abhängigkeit von der gewählten Ummantelung der Probekörper mit Brandschutzplatten (ILV-3 – HSV 21/20 – 1) bzw. mit Aluminiumsilikatfasermatten (ILV-3 – HSV 21/20 – 2).

Der dritte geprüfte Probekörper ILV-3 – HSV 30/10 – 1 dieser Versuchsreihe, der ohne zusätzlichen seitlichen thermischen Schutz der gesamten Seitenfläche ausgeführt wurde, erwies sich aufgrund einer veränderten Einbausituation im Brandofen ebenfalls als geeignet, einen seitlichen unkontrollierbaren Wärmeeintrag direkt in die Stahlplatte verhindern zu können. Wesentlich dabei erscheint, dass der Probekörper millimetergenau auf der reduzierten Öffnung des Prüfofens platziert wird, damit ein idealisiert eindimensionaler Abbrand des Verbundquerschnitts gewährleistet werden kann. Diese Aufbauvariante kommt jedoch nur für den Ofen der IL-Versuche in Frage, da hierfür ein horizontaler Einbau des Probekörpers von wesentlichem Vorteil ist. Mittels dieser Variante kann der Aufwand im Bereich der Herstellung von Probekörpern deutlich reduziert werden.

Diese Aufbauvariante wurde für die weiteren Versuche im Laborofen des BWB (TU-Wien) angewandt (Abbildung 3.10). Aufgrund des Vergleichs von Variante ILV-3 – HSV 21/20 – 1 und ILV-3 – HSV 21/20 – 2 (Tabelle 3-5, Zeile 1 und 2) wurden für die VA-Versuche (Versuchs- und Forschungsanstalt der Stadt Wien) die Probekörperummantelung mit Brandschutzplatten und Steinwolle-Dämmung ausgewählt.

### 3.2.6 Versuchsreihe zur Ermittlung des Abbrandverhaltens an Holz-Stahl-Verbundelementen

Die mit insgesamt 22 Probekörpern durchgeführte Versuchsserie in der Versuchs- und Forschungsanstalt der Stadt Wien (VA-Versuchsreihe) hatte folgende Ziele:

- Untersuchung des Abbrandverhaltens (Rissbildung, Abbrandtiefe/Durchbrand der Vorholzplatte, Verfärbung/Oxidation des Holzrückens) von Holz-Stahl-Verbundelementen,
- Untersuchung der Temperaturentwicklung von Holz-Stahl-Verbundquerschnitten im Vergleich zu den Simulationsergebnissen auf Basis der Berechnungen von *Wolfgruber u. Rudy*<sup>172</sup>:
  - Vergleich mit den Ergebnissen der auf Basis der Materialdaten nach EC 5 und EC 3 erstellten thermischen Simulationen,
  - Vergleich der maximalen erreichten Stahltemperatur in der 60. Brandminute mit der konstruktiven Zielvorgabe aus *Wolfgruber u. Rudy*<sup>173</sup> von maximal 200°C im Stahl (verbleibender E-Modul von Stahl = 90%, Restfestigkeit = 80%, keine Oxidation / irreversible thermische Zersetzung der angrenzenden Holzschichten).

Basierend auf den Erkenntnissen der vorangegangenen IL-Versuche (ILV-1 bis ILV-3), wurden für das Vorholz der Probekörper der VA-Versuche stabverleimte Vollholzplatten gewählt. Ebenso wurden die Probekörper zur Vermeidung eines unkontrollierbaren seitlichen Energieeintrags in die Stahlplatte mit einer 25mm dicken Brandschutzplatte und innen liegender Steinwolledämmung ummantelt (Abbildung 3.13 und Abbildung 3.14).

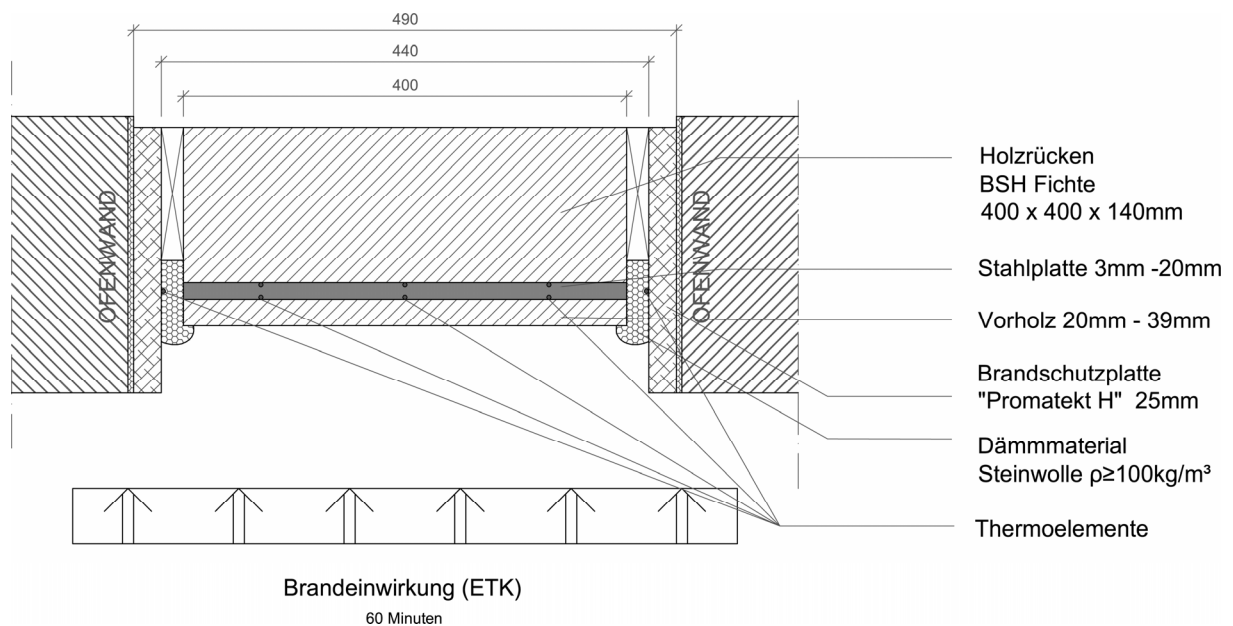


Abbildung 3.13: Darstellung des Aufbaus der Querschnitte der VA-Versuchsreihe

<sup>172</sup> Wolfgruber u. Rudy (2007)

<sup>173</sup> Wolfgruber u. Rudy (2007)



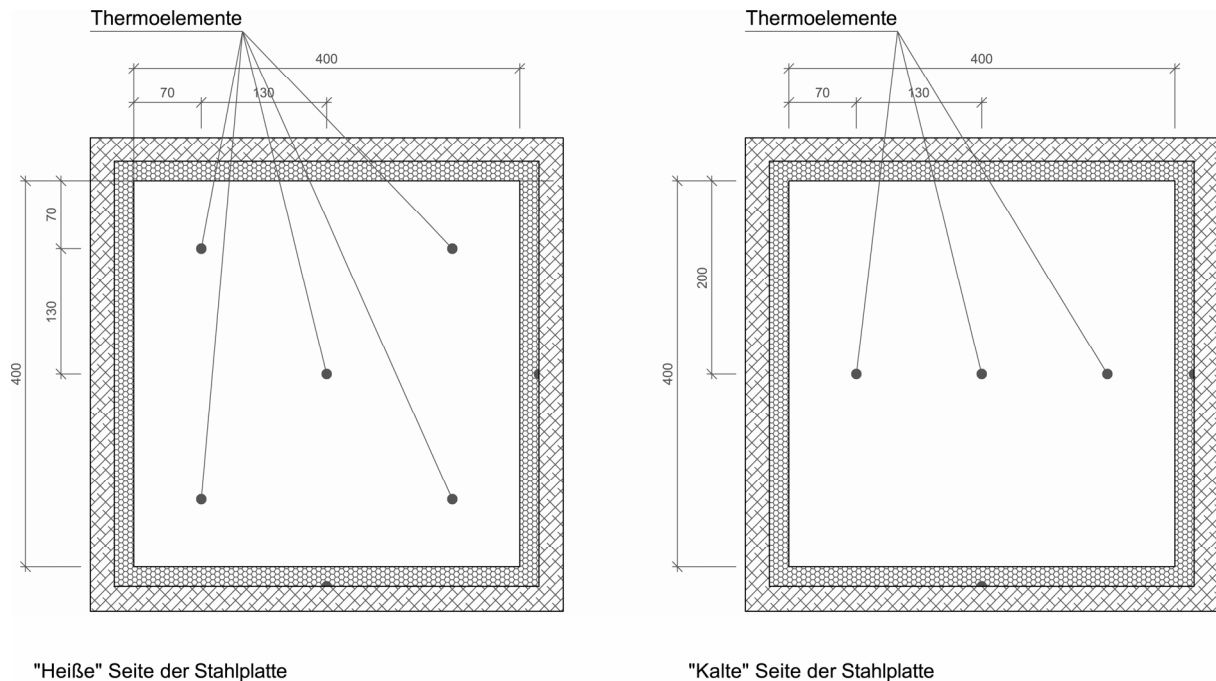


Abbildung 3.14: Position der Thermolemente. Draufsicht von der dem Brand zugewandten Seite der Probekörper der Versuchsreihe VAV-1.

Im Rahmen dieser Brandversuchsserie wurden fünf unterschiedlich dimensionierte geklebte Holz-Stahl-Verbundquerschnitte in zwei- bzw. fünffacher Ausführung einer Brandbeanspruchung von 60 Minuten (ETK) unterzogen (Tabelle 3-6).

Tabelle 3-6: Holz-Stahl-Verbundquerschnittsdimensionen geklebter Probekörper der Versuchsreihe VAV-1.

Probekörperbezeichnung	Aufbau ( $d_{\text{Vorholz}} / d_{\text{Stahl}}$ ) [mm]	Material (Dichte; Feuchte)	Anzahl	Verbund	Branddauer
VAV-1 – HSV 39/3	Holz-Stahl-Verbund 39/3	Vollholz (stabverleimt) 434,0kg/m <sup>3</sup> ; 10,4%	2	geklebt	60 Minuten
VAV-1 – HSV 32/8	Holz-Stahl-Verbund 32/8	Vollholz (stabverleimt) 434,0kg/m <sup>3</sup> ; 10,4%	2	geklebt	60 Minuten
VAV-1 – HSV 28/10	Holz-Stahl-Verbund 28/10	Vollholz (stabverleimt) 434,0kg/m <sup>3</sup> ; 10,4%	5	geklebt	60 Minuten
VAV-1 – HSV 24/15	Holz-Stahl-Verbund 24/15	Vollholz (stabverleimt) 434,0kg/m <sup>3</sup> ; 10,4%	5	geklebt	60 Minuten
VAV-1 – HSV 21/20	Holz-Stahl-Verbund 21/20	Vollholz (stabverleimt) 434,0kg/m <sup>3</sup> ; 10,4%	5	geklebt	60 Minuten

Zur Untersuchung des Einflusses der Ausbildung einer Klebefuge als Verbindung der Materialschichten wurden drei Probekörper mit 24mm dickem Vorholz und 15mm dicker Stahlplatten (24/15) ohne Verwendung von Klebstoff hergestellt. Dafür war es notwendig einige Abänderungen bezüglich des Probekörperaufbaus der drei Versuchskörper vorzunehmen. So musste zur Sicherstellung eines eindimensional abbrennenden Verbundquerschnitts der Probekörperaufbau abgeändert und in diesem Zuge die Stahlplatte auf 30 x 30cm verkleinert werden (Abbildung 3.15).

Tabelle 3-7: Holz-Stahl-Verbundquerschnittsdimensionen nicht geklebter Probekörper der Versuchsreihe VAV-1.

Probekörperbezeichnung	Aufbau ( $d_{\text{Vorholz}} / d_{\text{Stahl}}$ ) [mm]	Material (Dichte; Feuchte)	Anzahl	Verbund	Branddauer
VAV-1 – HSV 24/15-NGKL	Holz-Stahl-Verbund 24/15	Vollholz (stabverleimt) 434,0kg/m <sup>3</sup> ; 10,4%	3	Nicht geklebt	60 Minuten

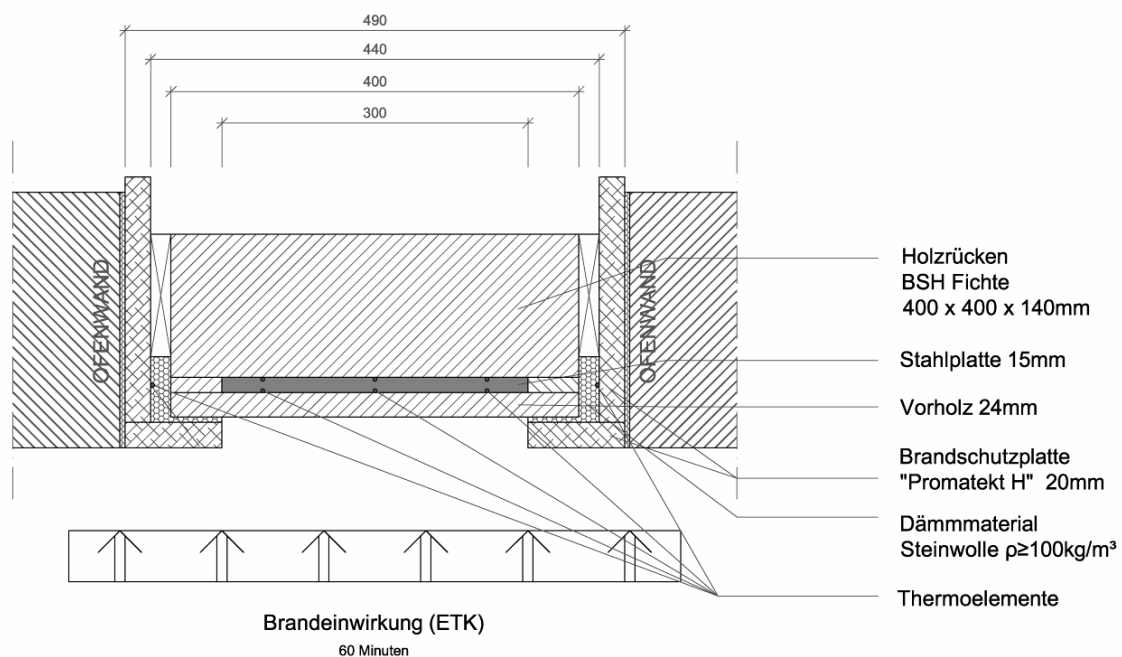


Abbildung 3.15: Klebstofffreier Probekörperquerschnitt zur Untersuchung des Klebstoffeinflusses auf die Temperaturentwicklung der Stahlplatte der VA-Versuchsreihe.

Die VA-Versuchsserie (VAV-1) wurde in einem ölbefeuerten Versuchsofen der *Versuchs- und Forschungsanstalt der Stadt Wien* durchgeführt. Aufgrund der Ofenabmessungen konnten in einer eigens hergestellten Leichtbetonwand 12 Probekörper in vertikaler Einbausituation gleichzeitig geprüft werden (Abbildung 3.16).



Abbildung 3.16: Großer Brandofen der Versuchs- und Forschungsanstalt der Stadt Wien mit eingebauten Probekörpern.

Im Rahmen der durchgeführten Versuchsreihe zeigten die Temperaturlaufzeichnungen aller geprüften Holz-Stahl-Verbundquerschnitte eine deutlich reduzierte Erwärmung des Gesamtquerschnitts im Vergleich zu einem reinen Vollholz, bzw. Stahlquerschnitt vergleichbarer Bauteildicke auf. Es kam zum erwarteten Effekt eines gegenseitigen beeinflussten Materialverhaltens. Die hohe Wärmespeicherfähigkeit des Stahls in Kombination mit seiner hohen Wärmeleitfähigkeit wirkte auf die angrenzende Oberfläche der Vorholzplatte als Wärmesenke. Diese Wärmesenke sorgte neben weiteren auftretenden Effekten im Zusammenhang mit der Stahlplatte, die später näher erläutert werden, für einen raschen Abtransport der aufgenommenen Wärmeenergie. Gleichzeitig schützte die niedrige Wärmeleitfähigkeit des Holzes den Stahl vor hohem direktem Energieeintrag durch die Ofentemperaturen. Die voranschreitende Verkohlung der Vorholzplatte verstärkte diese schützende Eigenschaft des Holzes noch zusätzlich.

Die in *Wolfgruber u. Rudy*<sup>174</sup> definierte Zielvorgabe für die im Rahmen dieser Versuchsreihe geprüften Querschnittskombinationen von maximalen Stahltemperatur um rund 200° in der 60. Brandminute wurde nur vereinzelt erreicht. Eine Auswertung der Messergebnisse ließ die Tendenz erkennen, dass die Querschnitte mit zunehmendem Vorholzanteil diese maximale Zieltemperatur immer deutlicher unterschritten, während Querschnitte mit niedrigerem Vorholzanteil, bzw. dickeren Stahlplatten mitunter deutlich über 200°C im Stahl erreichten. Gleichzeitig wurden auch innerhalb gleicher Querschnittskonfigurationen nicht einheitliche maximale Stahltemperaturen bei Versuchsende beobachtet (Abbildung 3.17).

---

<sup>174</sup> Wolfgruber u. Rudy (2007)

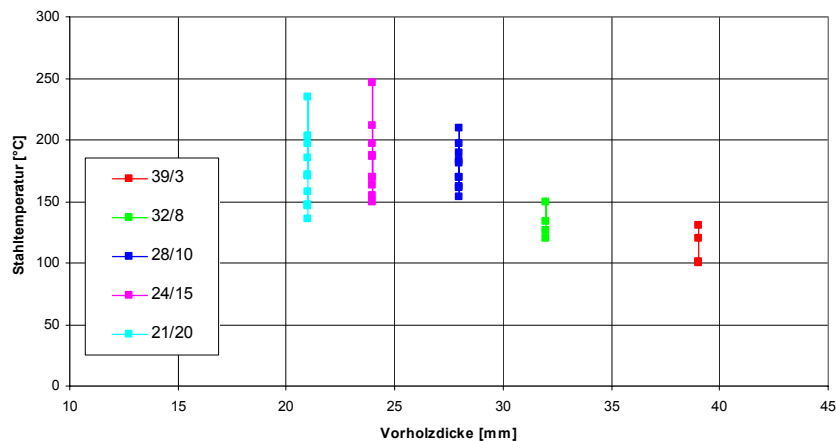


Abbildung 3.17: Vergleich der in Abhängigkeit der Vorholzdicke gemessenen Temperaturen an der „heißen“ Seite der Stahlplatte in der 60. Brandminute.

Diesbezüglich konnte ein eindeutiger Zusammenhang zwischen der Intensität der Zerfallserscheinungen der Vorholzplatte und einer gesteigerten Querschnittserwärmung der dahinter liegend eingebetteten Stahlplatte festgestellt werden. Die nach Ende des Brandversuchs durchgeführten Messungen der Dicke der unverkohlt gebliebenen Vorholzschichten wurde zu Analyse Zwecken weiteren Versuchsparametern gegenübergestellt. Hierfür wurden sie optisch hinsichtlich der Ausbildung von Rissen und der Häufigkeit des Auftretens lokalen Durchbrands der Vorholzplatte dem Ausmaß des Zerfalls nach eingeteilt. Die Bewertung der Rissbildung und des Durchbrands in die Klassen „0“ bis „3“ stellt die Abstufung der nach dem Versuch festgestellten Intensität der Zerfallserscheinung dar und reicht von „unversehrt“ bis „weit fortgeschritten“ hinsichtlich Rissbildung bzw. lokalem Durchbrand der Vorholzplatten (Tabelle 3-8).

Tabelle 3-8: Zusammenstellung der Versuchsergebnisse der im Rahmen der Versuchsserie VAV-1 geprüften Holz-Stahl-Verbundquerschnitte.

Probekörper $d_{\text{Vorholz}} / d_{\text{Stahl}}$	Stahltemperatur „Heiße“ Seite	Rissbildung Vorholz	Durchbrand Vorholz	Restholzdicke Vorholz	Haltephase „Heiße“ Seite
[mm/mm – Probekörpernr.]	[°C]	[-]	[-]	[mm]	[min]
HSV 39/3 - 1	100 - 101	0	0	5 - 11	9,10
HSV 39/3 - 2	121 - 131	2	2	3,5 (-5)	11,50
HSV 32/8 - 1	120 - 126	2	2	2,5 - 5,5	7,97
HSV 32/8 - 2	134 - 150	2	3	1,5 - 3	6,07
HSV 28/10 - 1	169 - 210	2	3	2 (0 - 4)	5,03
HSV 28/10 - 2	152 - 162	1	1	2,5 - 3	4,77
HSV 28/10 - 3	181 - 197	2	3	1,5 - 2,5	5,73
HSV 28/10 - 4	170 - 190	2	2	1,5 - 2,5 (-3,5)	7,08
HSV 28/10 - 5	161 - 183	1	1	2,5 - 3	7,30
HSV 24/15 - 1	156 - 187	1	2	0 - 2	4,53
HSV 24/15 - 2	150 - 155	1	1	1 - 3,5	5,93
HSV 24/15 - 3	212 - 246	3	3	0 (- 2)	3,40
HSV 24/15 - 4	186 - 197	2	2	0 (- 1,5; - 2,5)	4,03
HSV 24/15 - 5	163 - 169	0	0	2 - 4	4,40
HSV 24/15 - nicht geklebt - 1	163 - 190	2	2	1,5 - 3	2,57
HSV 24/15 - nicht geklebt - 2	178 - 199	3	3	0 - 1,5 - 3	0,93
HSV 24/15 - nicht geklebt - 3	181 - 201	3	3	0 - 2,5	2,47
HSV 21/20 - 1	136 - 146	1	1	0 - 1,5 - 2,5	4,46
HSV 21/20 - 2	147 - 158	2	2	0 - 2 - 3	4,42
HSV 21/20 - 3	171 - 203	3	3	0 - 1,5	3,63
HSV 21/20 - 4	197 - 235	3	3	0 (- 2)	3,40
HSV 21/20 - 5	172 - 185	2	2	0 (- 1)	3,40

Keine Zerfallserscheinung  
 Mittlere Zerfallserscheinung

Geringe Zerfallserscheinung  
 Starke Zerfallserscheinung

Neben einem eindeutig gekoppelten Auftreten der Intensität von Rissbildung und Durchbrand der Vorholzplatte stellte sich heraus, dass die verwendeten stabverleimten Vorholzplatten vorrangig entlang ihrer herstellungsbedingten Klebefugen parallel zur Faserrichtung Risse bildeten und es meist erst im Anschluss daran zu einem Durchbrand quer zur Faserrichtung kam.

Eine Analyse der Messwerte hinsichtlich der unverkohnten Restholzdicken untermauert den Zusammenhang zwischen den maximal erreichten Stahltemperaturen und der Intensität der Rissbildung. Es zeigte sich, dass mit zunehmender Tendenz der Rissbildung auch die Unterschiede der gemessenen Oberflächentemperatur an der „heißen“ Stahlseite, d.h. die Differenz zwischen Minimal- und Maximaltemperatur je Probekörper anstieg, bzw. dass es dadurch vermehrt zu lokalen Temperaturspitzen kam. Nur ein fortgeschrittener thermischer Zerfall der Vorholzplatte führte zu unerwartet hohen Stahltemperaturen. Anders betrachtet konnte das gewählte Designkriterium von maximal 200°C in der 60. Brandminute als geeignete Zielvorgabe für geklebte Holz-Stahl-Verbundquerschnitte bestätigt werden. Querschnitte, deren Stahlplattentemperatur lokal diese Grenztemperatur überschritten, wiesen eine vollständige Verkohlung der Vorholzplatte in den betroffenen Bereichen auf.

Die im Rahmen der VA-Versuche festgestellte Rissbildung unterstreicht die Ergebnisse aus den ersten IL-Versuchen mit Vorholzplatten aus Massivholz (ILV-2), bei denen sich eine Abhängigkeit der Ausbildung von Rissen und lokalem Durchbrand von der Wahl der Vorholzplatte zeigte. Die geprüften Massivholzplatten (Brettware) unterlagen mit dem Rissbild im Vergleich den stabverleimten Vorholzplatten trotz ihrer geringeren seitlichen Ausmaße von nur 20 x 20cm aufgrund großer Schwindverformungen, wodurch die schützende Wirkung der Vorholzplatte lokal verloren ging. Durch die Verwendung von stabförmig verleimten Vorholzplatten konnten die Schwindverformungen auf die einzelnen Stäbe reduziert werden und dadurch das lokale Auftreten von großen Rissen und lokalem Durchbrand verringert werden. Die im Holzbau angewandte Methode der gezielten Sortierung von Holzlamellen hinsichtlich ihrer Jahrringlage vor der Verleimung zu Querschnitten größeren Ausmaßes, zeigt im Fall von brandbeanspruchten Holz-Stahl-Verbundquerschnitten in gesteigertem Maße ihre Auswirkungen. Die Intensität der festgestellten Rissbildungen bzw. eines entstehenden lokalen Durchbrands der Vorholzplatte hängt außerdem mit der inhomogenen Holzstruktur zusammen. Diese kann auch durch die Verwendung von stabverleimten Vorholzplatten nicht zur Gänze behoben werden.

Eine Analyse der ermittelten Zeitspanne der Haltephase im Temperaturbereich der Wasserverdampfung (99°C bis 101°C) der geklebten Holz-Stahl-Verbundquerschnitte der VA-Versuche ergab keinen Zusammenhang mit dem am Ende des Brandversuchs erreichten Temperaturniveau der Stahlplatte. Auch eine Analyse hinsichtlich der lokal gemessenen einzelnen Temperaturen und der an dieser Stelle ermittelten Haltephase standen in keinem klaren Zusammenhang zueinander, sodass weitere diesbezügliche Auswertungen nicht möglich waren. Es konnte jedoch ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen der Zeitspanne und der zugehörigen Vorholzdicke des Verbundquerschnitts ermittelt werden (Abbildung 3.18). Außerdem konnte für die

nicht verklebten Querschnitte (VAV-1 – HSV 24/15 – nicht geklebt) eine erhebliche Reduktion der Haltephase festgestellt werden (vgl. Tabelle 3-8).

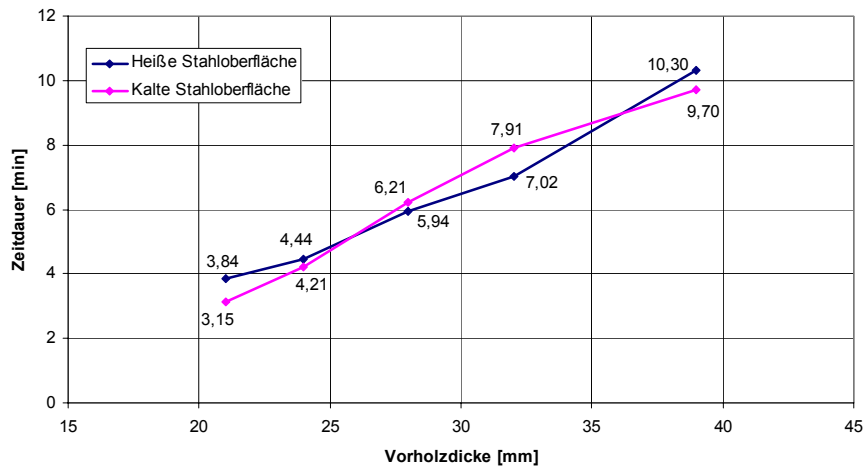


Abbildung 3.18: Dauer der Haltephasen (99°C bis 101°C) an der „heißen“ bzw. „kalten“ Oberfläche der Stahlplatte in Abhängigkeit der Einbautiefe bzw. Vorholzdicke der geklebt ausgeführten Holz-Stahl-Verbundquerschnitte der Brandversuchsreihe VAV-1.

### 3.2.7 Gegenüberstellung der experimentellen Versuchsergebnisse und der berechneten Temperaturentwicklung gemäß den Daten in EN 1995-1-2 und EN 1993-1-2

#### 3.2.7.1 Gegenüberstellung der experimentellen Versuchsergebnisse von Holzquerschnitten und der berechneten Temperaturentwicklung gemäß den Daten in EN 1995-1-2

Aufgrund der Abbrandunregelmäßigkeiten von Vollholz sowie der Schwierigkeit der zuverlässigen Positionierung der Thermoelemente in einer exakt gewünschten Bauteiltiefe bei einem Einbau parallel zur Isothermenebene, werden die aufgezeichneten Temperaturverläufe jedes einzelnen Thermoelements innerhalb einer gemeinsamen Grafik dargestellt (Abbildung 3.19). Eine Mittelwertberechnung der gemessenen Temperaturkurven wäre auch bei beabsichtigter gleicher Bauteiltiefe aufgrund der dabei notierten Messwertedifferenzen nicht zweckdienlich und würde zu einer verzerrten Darstellung der Temperaturverläufe in brandbeanspruchtem Vollholz vor allem im Temperaturbereich der Wasserverdampfung führen. Die gemessenen Temperaturen innerhalb gleicher Bauteiltiefen sind als Temperaturfeld (gleiche Farbwahl) zu lesen bzw. spiegeln den tendenziellen Temperaturverlauf über die Zeit wider.

Die bei der Simulation verwendeten Materialkenndaten basieren auf dem in EN 1995-1-2 angeführten Verlauf über die Temperatur. Als Ausgangswert für den Rohdichteverlauf werden in der Simulation die versuchsbegleitend experimentell ermittelten Messwerte aus Versuch ILV-1 – Vollholz – 1 für die Rohdichte ( $475\text{kg/m}^3$ ), bzw. die Ausgangsfeuchtigkeit (10,7%) verwendet. Im Bereich zwischen 99°C

und 120°C kann gemäß den Angaben in EN 1995-1-2 der Abbau der gemessenen Ausgangsfeuchtigkeit berücksichtigt werden. Hingegen kann innerhalb der spezifischen Wärmekapazität im Temperaturbereich zwischen 99°C und 120°C die Holzfeuchte nicht den Messwerten entsprechend berücksichtigt werden. Die in der Norm angeführten Materialkennwerte sind unveränderbar auf eine Verdampfung von 12% Holzfeuchtigkeit bezogen. Die Werteangaben zur Wärmeleitfähigkeit bleiben in den Materialangaben von EN 1995-1-2 von der real vorliegenden Holzfeuchtigkeit ebenfalls unbeeinflusst und spiegeln keine Reaktionen auf thermische Effekte im Zusammenhang mit der Verdampfung des Wassers, sowie im Querschnitt auftretenden Feuchtetransporten wider.

Im Zusammenhang mit den oben angeführten Einschränkungen im Bereich der Materialkennwerte auf Basis der Eingabedaten von EN 1995-1-2 konnte keine ausreichende Übereinstimmung des errechneten Temperaturverlaufs mit den versuchstechnisch in unterschiedlicher Bauteiltiefe ermittelten Werten von Versuch ILV-1 – Vollholz – 1 festgestellt werden. Die Kurvenverläufe im Bereich der Wasserverdampfung zeigen gegenüber den Messwerten mitunter erhebliche Abweichungen (Abbildung 3.19).

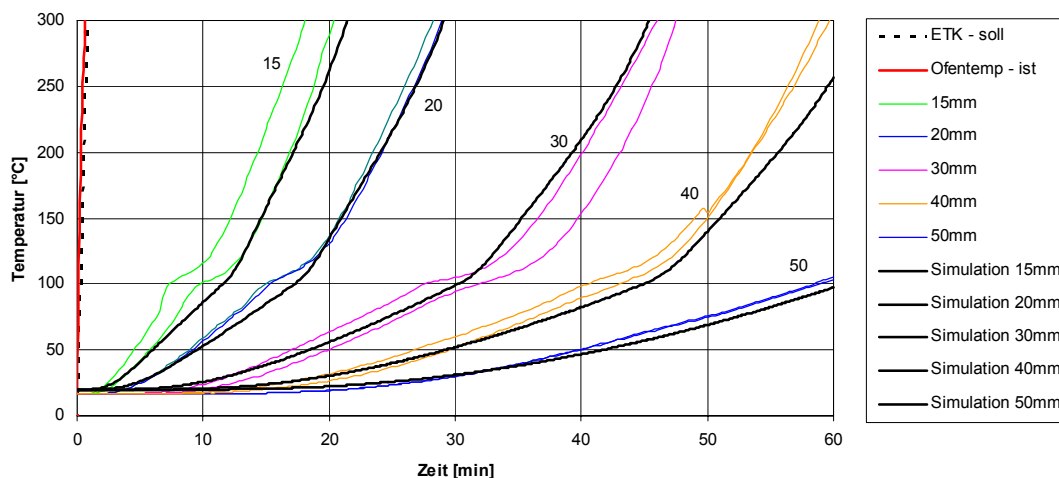


Abbildung 3.19: Vergleich der gemessenen Querschnittstemperaturen vom Versuch mit Vollholz ILV-1 – Vollholz – 1 (475kg/m<sup>2</sup>, 10,7%) mit Ergebnissen der thermischen Simulation (schwarzen Linien) auf Basis der Eingabedaten nach EN 1995-1-2. Die Einbautiefe der Thermoelemente im Vollholzquerschnitt bezieht sich auf den Abstand zur brandbeanspruchten Ausgangsoberfläche.

Das Materialmodell für gemäß der Einheitstemperaturkurve brandbeanspruchtes Holz in EN 1995-1-2 liefert demnach keinen ausreichend detaillierten Ansatz, um experimentell gemessene Temperaturverläufe von Vollholzquerschnitten im Temperaturbereich bis 300°C (Abbrandgrenze) zuverlässig nachbilden zu können.



### 3.2.7.2 Gegenüberstellung der experimentellen Versuchsergebnisse von Holz-Stahl-Verbundquerschnitten und der berechneten Temperaturentwicklung gemäß den Daten in EN 1995-1-2 und EN 1993-1-2

Eine Gegenüberstellung der im Rahmen der VA-Versuchsreihe VAV-1 ermittelten Temperaturverläufe unterschiedlicher Holz-Stahl-Verbundquerschnittskonfigurationen mit den mittels Materialkennwerten aus EN 1995-1-2 und EN 1993-1-2 simulierten Temperaturverläufen, die als Grundlage für die Dimensionierung der Versuchsgeometrien herangezogen wurden, weist ebenfalls auf erhebliche Mängel im Materialmodell bzw. in den angesetzten Materialdaten hin. Vor allem jene Verbund-querschnitte mit vermehrtem Vorholzanteil (39/3 und 32/8) (=  $Dicke_{Vorholz} / Dicke_{Stahl}$  [mm]) zeigen die auftretenden Abweichungen zunehmend verdeutlicht. Für eine adäquate Simulation von Holz-Stahl-Verbundquerschnitten sind in den Materialmodellen somit neben einer verfeinerten Abbildung des Materialverhaltens von Holz unter Brandbeanspruchung zusätzlich weitere bisher nicht vollständig geklärte auftretende physikalische Effekte im Zusammenhang mit dem Materialverbund zu berücksichtigen.

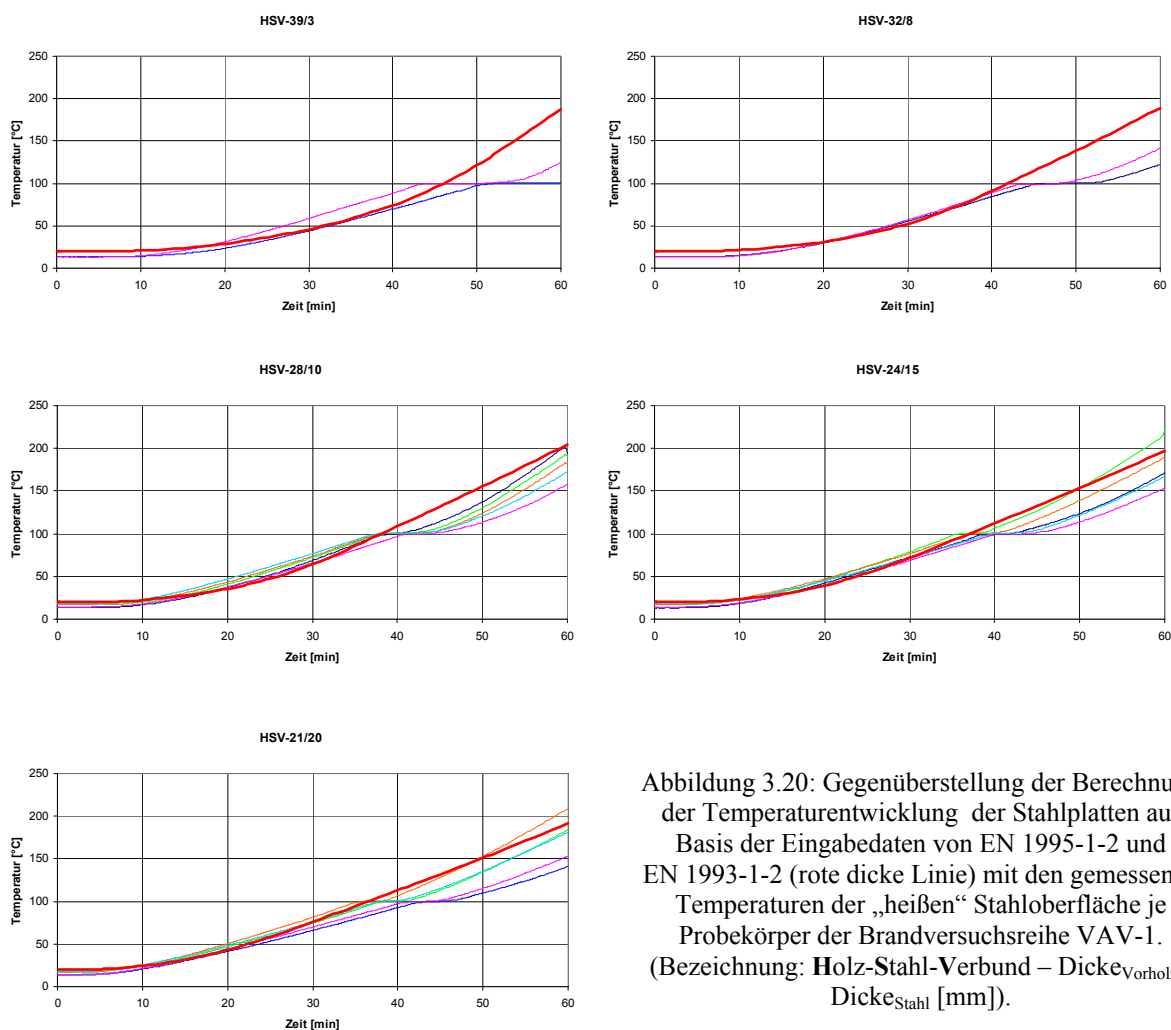


Abbildung 3.20: Gegenüberstellung der Berechnung der Temperaturentwicklung der Stahlplatten auf Basis der Eingabedaten von EN 1995-1-2 und EN 1993-1-2 (rote dicke Linie) mit den gemessenen Temperaturen der „heißen“ Stahloberfläche je Probekörper der Brandversuchsreihe VAV-1. (Bezeichnung: Holz-Stahl-Verbund –  $Dicke_{Vorholz} / Dicke_{Stahl}$  [mm]).

### **3.3 Hauptversuche – Experimentelle Untersuchungen zum Brandverhalten von Holz-Stahl-Verbundbauteilen**

#### **3.3.1 Vorbemerkungen**

Die Ergebnisanalyse der Vorversuche und eine Gegenüberstellung der experimentellen Messwerte mit thermischen Berechnungen gemäß den Materialkennwerten in EN 1995-1-2 und EN 1993-1-2 führten im Zusammenhang mit der bereichsweise unzureichenden Übereinstimmung zu einer Reihe an Feststellungen hinsichtlich des thermischen Verhaltens brandbeanspruchter Vollhölzer und Holz-Stahl-Verbundquerschnitte:

Vollholz:

- Mit den Materialkennwerten des in EN 1995-1-2 kann der Temperaturbereich vor allem zwischen 100°C und 150°C in der Simulation nicht ausreichend genau abgebildet werden.

Holz-Stahl-Verbund:

- Die Materialkennwerte in EN 1995-1-2 liefern bei der Simulation des Holz-Stahl-Verbundes deutlich von den gemessenen Temperaturverläufen abweichende Ergebnisse.
- Der Feuchtigkeitsverlauf / -transport ist offensichtlich wesentlich durch die Dampfsperre (Stahlplatte) beeinflusst. Die veränderten Feuchtigkeitverläufe im Holz bedingen eine zusätzliche Berücksichtigung innerhalb der Materialkennwerte  $\lambda$ ,  $c_p$ ,  $\rho$ .
- Die Art der Ausführung des Materialverbundes - geklebter / nicht geklebter Verbund - zeigt eine signifikante Auswirkung auf die Zeitdauer der Haltephase im Temperaturbereich der Wasserverdampfung.

Aufgrund dieser Feststellungen wurden folgende weitergehende Versuche durchgeführt (Tabelle 3-9):

Holz:

- Differenzthermoanalyse von Holz mit unterschiedlicher Feuchte und variierender Umgebungsatmosphäre zur Ermittlung des energetischen Verhaltens thermisch beanspruchten Fichtenholzes (Versuchsreihe MAT-1).
- Untersuchung des Einflusses der Holzfeuchte zur Abschätzung des Temperatur- und Abbrandverlaufs (Versuchsreihe ILV-1).

Holz-Verbundbauteile:

- Differenzthermoanalyse von Hochtemperaturklebstoff zur Ermittlung des energetischen Verhaltens bei thermischer Beanspruchung (Versuchsreihe MAT-2).
- Untersuchung des Einflusses der Dampfsperre auf die Temperaturentwicklung und die Feuchteverteilung im Vorholz in Abhängigkeit des Aufbaus - mit / ohne Dampfsperre - und der Ausgangsfeuchte (Versuchsreihe ILV-4).
- Untersuchung des Einflusses der Dampfsperre auf die Temperaturentwicklung und die Feuchteverteilung im Vorholz in Abhängigkeit der Einbautiefe der Dampfsperre (Versuchsreihe ILV-5).
- Untersuchung der Temperaturentwicklung nicht geklebter Holz-Stahl-Verbundquerschnitte (Versuchsreihe ILV-6).
- Untersuchung des Einflusses eines mechanischen Verbundes auf die Temperaturentwicklung der Stahlplatte (Versuchsreihe ILV-7).

Tabelle 3-9: Zusammenstellung der im Rahmen der Hauptversuche durchgeführten Versuchsreihen.

Versuchsbezeichnung	Untersuchungsziel	Anzahl
MAT-1 – Vollholz	Differenzthermoanalyse unter Luft- bzw. Stickstoffatmosphäre zur Ermittlung des energetischen Verhaltens thermisch beanspruchten Fichtenholzes.	3
ILV-1 – Vollholz	Einfluss der Holzfeuchte zur Abschätzung des Temperatur- und Abbrandverlaufs.	2
MAT-2 – Kleber	Differenzthermoanalyse von Hochtemperaturklebstoff zur Ermittlung des energetischen Verhaltens bei thermischer Beanspruchung.	1
ILV-4 – HAV	Einfluss der Dampfsperre auf die Temperaturentwicklung und die Feuchteverteilung Vorholz in Abhängigkeit des Aufbaus - mit / ohne Dampfsperre - und der Ausgangsfeuchte	22
ILV-5 – HAV	Einfluss der Dampfsperre auf die Temperaturentwicklung und die Feuchteverteilung im Vorholz in Abhängigkeit der Einbautiefe	12
ILV-6 – NGKL	Temperaturentwicklung nicht geklebter Holz-Stahl-Verbundquerschnitte	12
ILV-7 – HSV	Einfluss eines mechanischen Verbundes auf die Temperaturentwicklung der Stahlplatte.	2

Ergänzend zur Darstellung der Ergebnisse in den folgenden Kapiteln sind diese auch in Anhang B zusammengestellt.

### 3.3.2 Differenzthermoanalyse von Holz mit unterschiedlicher Feuchte und variiertes Umgebungsatmosphäre

Zur näheren Analyse von Holz MAT-1 (Materialuntersuchung-1) bzw. der hier relevanten Werkstoffgrößen, war es notwendig über die in den Grundlagen zusammengestellten Erkenntnisse hinaus weitere Untersuchungen mit Fichtenholz durchzuführen (Tabelle 3-10). Eines der Ziele war es, mit Hilfe der Differenz-Thermo-Analyse und der Thermogravimetrie auch Aussagen hinsichtlich des energetischen Verhaltens thermisch beanspruchter Holzproben zu erhalten. Es wurde klein gehäckseltes Fichtenholz unter unterschiedlichen Klimabedingungen gelagert (Normklima (20°C, 65%), Exsikkator (20°C, 0%), Trockenschrank (103°C, 0%) und nach Einwage von 20,7mg bzw. 20,8mg (vgl. Tabelle 3-10) mit einer Heizrate von 5K pro Minute bis zu einer Temperatur von 1200°C untersucht. Aus dem Verlauf der Analysewerte können Rückschlüsse für mögliche Verfeinerungen der Materialeingabedaten für die thermische Simulationen von brandbeanspruchtem Holz gezogen werden. Zur Verdeutlichung des Sauerstoffeinflusses der Umgebungsatmosphäre auf das thermische Verhalten von Holz wurden auch Analysen unter Stickstoffatmosphäre durchgeführt.

Tabelle 3-10: Zusammenstellung der im Rahmen der Versuchsserie MAT-1 durchgeführten Untersuchungen an Vollholz.

Probekörperbez.	Untersuchungsziel	Material (Feuchte; Dichte)	Einwage	Anzahl	Klima
MAT-1 – Vollholz – 1	DTA / TG: Luftatmosphäre; Wärmeeffekte und Masseverlust über die Temperatur, Feuchtigkeitseinfluss	~12%; darr: 423kg/m <sup>3</sup> ;	20,70mg	1	20° / 65% r.F. Normklima
MAT-1 – Vollholz – 2		~4%; darr: 423kg/m <sup>3</sup> ;	20,70mg	1	103° / ca.0% r.F. Trockenschrank
MAT-1 – Vollholz – 3	DTA / TG; Stickstoffatmosphäre	~12%; darr: 423kg/m <sup>3</sup> ;	20,80mg	1	20° / 65% r.F. Normklima

Die Auswertungen der Differenz-Thermoanalyse von Holz sowie der Thermogravimetrie lassen einen starken Einfluss der im Holz eingelagerten Wassermenge in der Größenordnung von ca. 12 bzw. ca. 4 Masse-% (Holzfeuchte) auf das thermische Verhalten erkennen (Abbildung 3.21, Abbildung 3.22 und Abbildung 3.23).

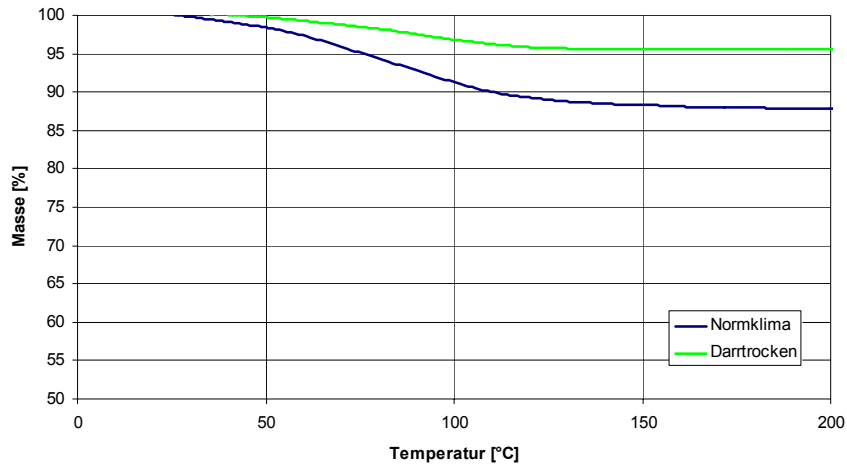


Abbildung 3.21: Masseverlust der unter unterschiedlichen klimatischen Bedingungen (20°C / 65% bzw. 103°C / 0%) gelagertem Fichtenholzproben MAT-1 – Vollholz – 1 (ca. 12% Holzfeuchte) und MAT-1 – Vollholz – 2 (ca. 4% Holzfeuchte) bei einer Aufheizrate von 5°K / Minute und einer Einwage von je 20,7mg.

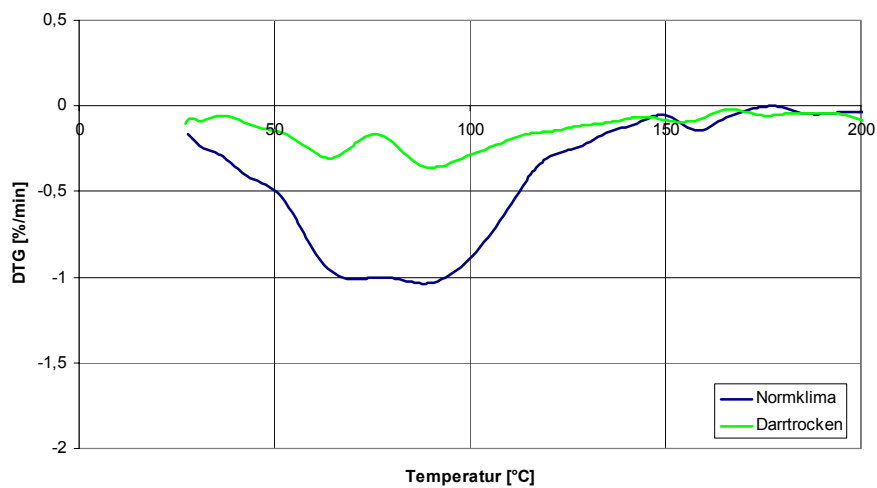


Abbildung 3.22: Prozentueller Masseverlust je Minute der unter unterschiedlichen klimatischen Bedingungen gelagertem Fichtenholzproben MAT-1 – Vollholz – 1 (ca. 12% Holzfeuchte) und MAT-1 – Vollholz – 2 (ca. 4% Holzfeuchte) bei einer Aufheizrate von 5°K / Minute und einer Einwage von je 20,7mg.

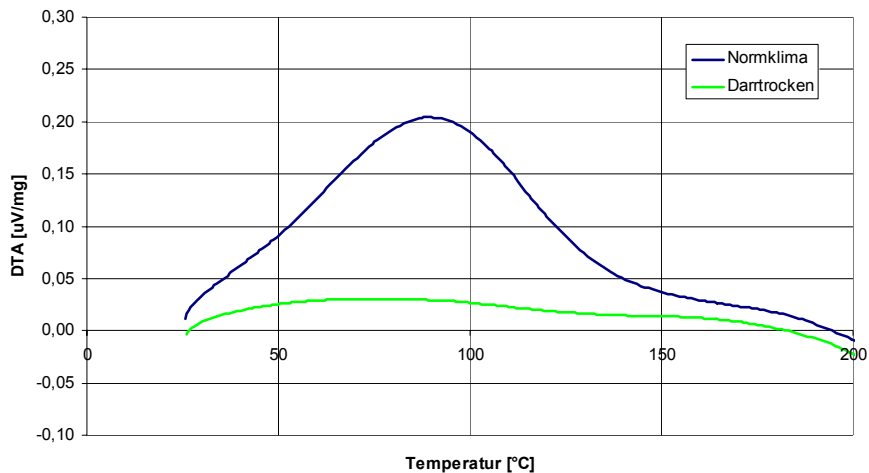


Abbildung 3.23: Wärmeeffekte der unter unterschiedlichen klimatischen Bedingungen gelagertem Fichtenholzproben MAT-1 – Vollholz – 1 (ca. 12% Holzfeuchte) und MAT-1 – Vollholz – 2 (ca. 4% Holzfeuchte) bei einer Aufheizrate von 5°K / Minute und einer Einwage von je 20,7mg.

Die Ergebniskurve der Thermogravimetrie zeigte deutlich den Masseanteil der Holzfeuchtigkeit resp. den Masseverlust des Holzes im Zusammenhang mit dessen Trocknung. Die Massenabnahme (Heizrate von 5°K/min) beginnt bereits von Beginn der Versuchsdurchführung an und endet erst bei ca. 150°C, wobei eine Abflachung des Gewichtsverlusts deutlich aus der ersten Ableitung des Verlaufs der Thermogravimetriedaten ab ca. 120°C festgestellt werden konnte (Abbildung 3.22). Aus dem Masseverlust bis ca. 150°C lässt sich dabei die zu erwartende Ausgleichsfeuchtigkeit von Holz nach vorangegangener Lagerung unter Normklimabedingungen (20°C, 65% relative Luftfeuchte) von ca. 12% ablesen.

Der im Rahmen der DTA-Kurve als endotherm erfasste Temperaturbereich, sowie ein Vergleich mit darrgetrockenem Holz, bestätigen die Zuordnung dieses Masseverlusts zur Holz Trocknung. Die Verdampfung des im Holz im Zuge der Ausgleichsfeuchtigkeit gebundenen Wassers stellt sich als energieintensiver Prozess in Abhängigkeit der vorhandenen Wassermenge dar (Abbildung 3.23).

Ab ca. 210°C kam es unter Sauerstoffatmosphäre, nach einem ab ca. 150°C nahezu energieneutral verlaufendem Bereich und einer nahezu unverändertem Verlauf der TG-Kurve, zur thermischen Zersetzung des Holzes (Abbildung 3.24). Die von da an ansteigende Freisetzung von Pyrolysegasen wurde als exotherme Reaktion aufgezeichnet. Mit der Entzündung der Gase kam es zur Bildung eines ersten exothermen Peaks im Bereich um 335°C. Diese Phase stellte sich in Form eines immer rascher ansteigenden Masseverlusts der Holzprobe dar. Der intensivste Masseabbau von ca. 7,5%/min war bei einer Temperatur von ~ 315°C erreicht. Ein zweiter exothermer Peak wurde bei ca. 440°C aufgezeichnet, begleitet von einem ebenfalls deutlich gesteigerten Masseverlust. Diese markante thermische Reaktion ist durch den Glutbrand der Holzkohle begründet.

Auffallend ist, dass auch beim darrtrockenen Holz ein – wenn auch nur ca. 4% hoher – Masseverlust im Zusammenhang mit der Wasserverdampfung festzustellen ist. Dieser ist jedoch auf die Art der Versuchsdurchführung zurückzuführen, wobei das darrtrockene Stück Holz, wenn auch über kurze Zeit bei den Versuchsvorbereitungen bis zum Start der DTA wieder Raumklimabedingungen ausgesetzt ist. Dabei kann es zu geringfügiger Feuchtigkeitsaufnahme kommen. Aufgrund seiner äußerst geringen Probenabmessungen bei einer Masse von nur 20,7mg sind davon anders als bei größeren Holzstücken nicht nur die oberflächennahen Schichten betroffen, wodurch der Einfluss der umgebenden klimatischen Bedingungen bei dieser Probengröße besonders deutlich zum Ausdruck kommt. Ein Vergleich der Aufzeichnungen der 12% bzw. 4% feuchten Holzproben zeigt somit die deutlichen Auswirkungen nicht nur erwartungsgemäß auf den Masseverlust sondern auch auf die thermischen Reaktionen im Temperaturbereich bis ca. 150°C.

Ebenso übte die Zusammensetzung der Umgebungsluft wesentliche Auswirkungen auf das thermische Verhalten von Holz aus. Die zu Vergleichszwecken unter Stickstoffatmosphäre durchgeführte Materialanalyse MAT-1 – Vollholz – 3 zeigte deutlich geringere thermische Reaktionen im Vergleich zu Materialanalysen unter Sauerstoffatmosphäre. Der im Temperaturbereich der Austrocknung des Holzes deutlich geringer ausfallender Masseverlust kann auf die der Heizphase des Versuchs vorangegangene ca. 2 Stunden dauernde Spülung des Gerätes mit bereits eingebautem Probenholz zurückgeführt werden. Der verwendete Stickstoff (5.0, Reinheit: 99,999%) beinhaltet einen Feuchtigkeitsanteil von  $\leq 5$ ppm und führte in Kombination mit der sehr kleinen Probenmenge (20,8mg) zu einem Absinken der vorab unter Normfeuchtigkeit gelagerten Holzprobe.

Aufgrund des Versuchsaufbaus im Detail konnten trotz der kontinuierlichen Spülung der Versuchskammer mit Stickstoff (100cm<sup>3</sup>/min) die Oxidationsreaktionen im Zusammenhang im Holz vorhandenen Sauerstoffmengen (Porenstruktur) nicht gänzlich verhindert werden.

Durch einen Vergleich der Materialanalysen unter Luft- bzw. Stickstoffatmosphäre werden die von Oxidationsreaktionen geprägten Temperaturbereiche deutlich erkennbar. Der unter Stickstoffatmosphäre festgestellte thermische Abbau des Holzes begann deutlich verhaltener als unter Luftatmosphäre und verlief auch ab dem geringfügigen Anstieg der exothermen Reaktionen bei ca. 360°C weiterhin vergleichsweise stark vermindert ab. Der beobachtete stark exotherme Verlauf im Temperaturbereich um 440°C unter Luftatmosphäre (Glutbrand der Holzkohle) blieb unter Stickstoffatmosphäre aus, wodurch es zu keinem nochmals gesteigerten Masseverlust wie unter Luftatmosphäre kam.

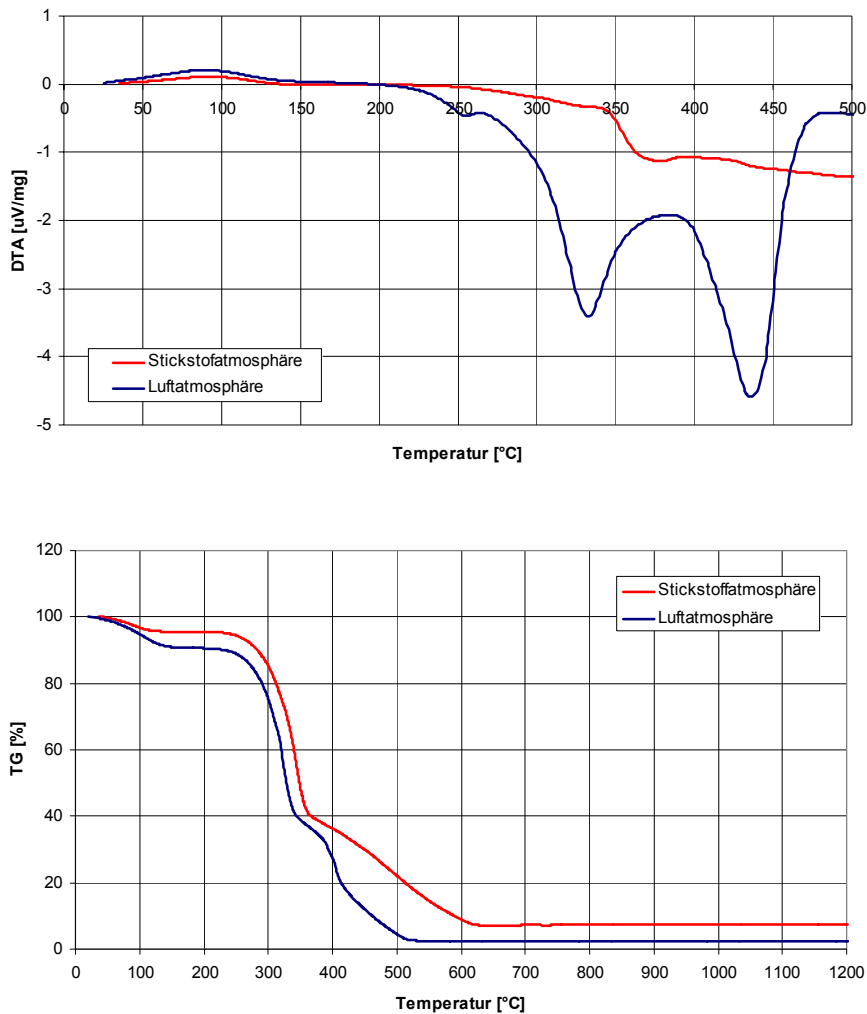


Abbildung 3.24: Vergleich der Wärmeeffekte und des Masseverlusts von Holz in Abhängigkeit der Umgebungsatmosphäre. Vergleich der Versuchsdaten von Mat-1 – Vollholz – 1 mit Mat-1 – Vollholz – 3.

### 3.3.3 Untersuchung des Feuchtigkeitseinflusses auf die Temperaturentwicklung und den Abbrandverlauf von Vollholz

Zur näheren Untersuchung des Einflusses der Holzfeuchtigkeit auf die Temperaturentwicklung von Holz im Brandfall wurde ein darr getrockneter Probekörper (280 x 200 x 120mm) mit der Dichte von  $395,0\text{kg/m}^3$  einer ebenfalls 60 Minuten andauernden Brandbeanspruchung, gemäß der Einheitstemperaturkurve, ausgesetzt. Die Aufzeichnung der Querschnittstemperaturen erfolgte über 22 Thermoelemente, die aufbauend auf den Erkenntnissen aus den vorangegangenen Versuchen parallel zu den Isothermenebenen in unterschiedlicher Bauteiltiefe eingebracht wurden (Abbildung 3.25)



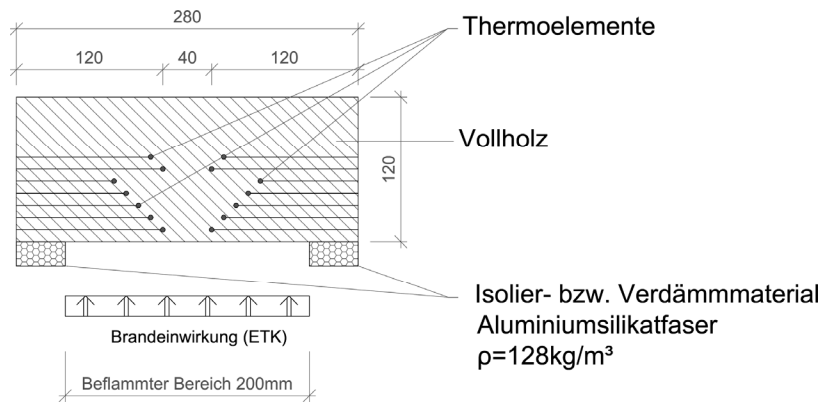


Abbildung 3.25: Skizze zu den Probekörpern (ILV-1 – Vollholz – 1 und 3) mit dem Einbau der Thermolemente parallel zu den Isothermenebenen.

Die Ergebnisse dieses Brandversuchs mit darrtrockenem Holz wurden im direkten Vergleich zu Versuch ILV-1 – Vollholz – 1 mit 10,7% Holzfeuchte in Form der ermittelten Temperaturprofile gegenübergestellt, um den Einfluss der Holzfeuchtigkeit auf das Abbrandverhalten von Holz zu untersuchen. Es stellte sich heraus, dass ein deutlich rascherer Temperaturanstieg im darrtrockenen Holz auftritt und um bis zu ca. 250°C erhöhte Querschnittstemperaturen im Vergleich zum ca. 10% feuchten Probekörper verursachte. Die maximalen Temperaturdifferenzen werden dabei einer Bauteiltiefe im Bereich zwischen den beiden Abbrandgrenzen der Probekörper festgestellt. Grund dafür ist der Beginn des stark exothermen Verlaufs der thermischen Zersetzung von Holz in diesem Temperaturbereich (Abbildung 3.26).

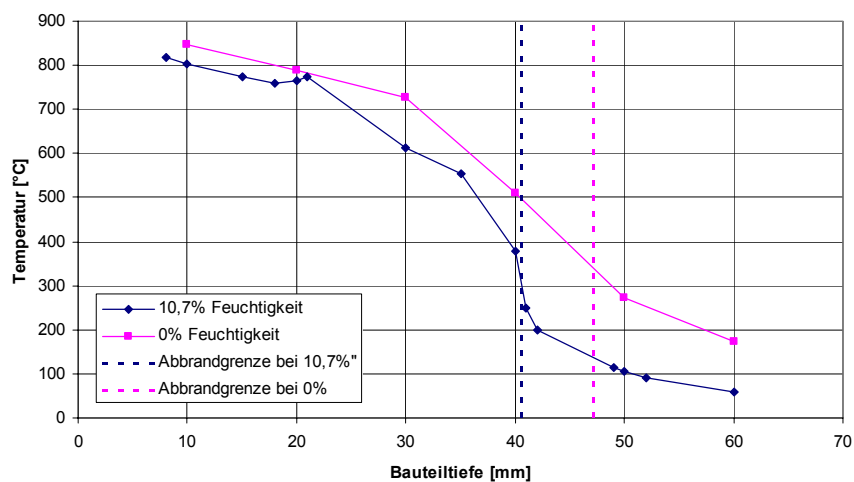


Abbildung 3.26: Vergleich der Temperaturprofile in der 60. Brandminute und der ermittelten Abbrandgrenzen des Holzes mit 10,7% Feuchtigkeit (ILV-1 – Vollholz – 1) und des darrtrockenen Holzes (ILV-1 – Vollholz – 3).

Die in der Literatur<sup>175</sup> mitunter erwähnte Kompensation des Einflusses der Holzfeuchtigkeit bis zum Ende des Verdampfungsbereichs konnte mit den vorliegenden Ergebnissen im untersuchten Feuchtigkeitsbereich (0% bis 10,7%) nicht bestätigt werden. Die entstandene Temperaturdifferenz wurde auch im Anschluss an die erfolgte Wasserverdampfung durch einen steileren Temperaturanstieg im Vergleich zu von Beginn an darrtrockenem Holz nicht wieder zur Gänze kompensiert (Abbildung 3.26).

Deutlich zeigte sich der Feuchtigkeitseinfluss auch in der Temperaturentwicklung im Inneren der brandbeanspruchten Vollholzquerschnitte beispielsweise in 30mm Bauteiltiefe (Abbildung 3.27). Der im Bereich ab ca. 100°C verzögerte Temperaturanstieg fehlte erwartungsgemäß bei darrgetrocknetem Holz gänzlich (Abbildung 3.27).

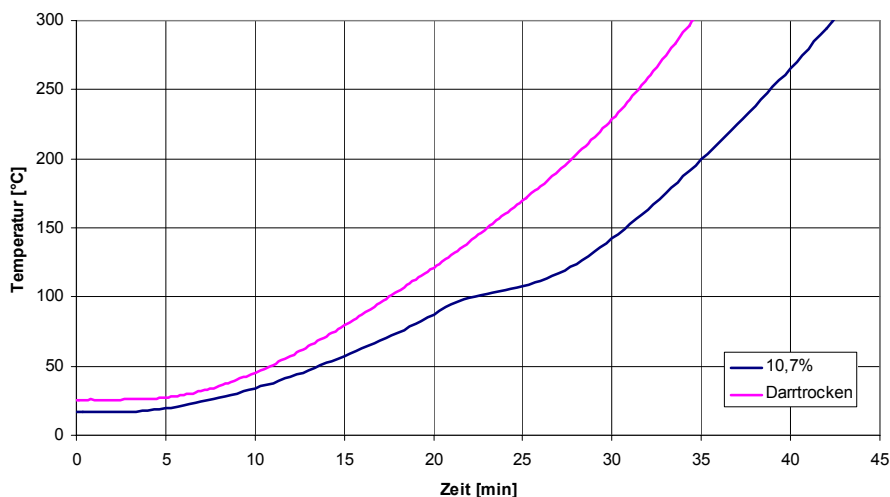


Abbildung 3.27: Temperaturverlauf in 30mm Bauteiltiefe bei 0% bzw. 10,7% Holzfeuchtigkeit während einer Brandbeanspruchung von 60 Minuten (Versuch ILV-1 – Vollholz – 1 bzw. – 3).

Der Einfluss der Holzfeuchtigkeit auf das Abbrandverhalten (Tabelle 3-11) konnte in Form einer deutlichen Steigerung der Abbrandrate bei darrtrockenem Holz von 0,635mm/min auf 0,785mm/min festgestellt werden, was einen Anstieg um ca. 24% darstellt.

Tabelle 3-11: Mittlere Abbrandtiefe bzw. Abbrandrate von Probekörper ILV-1 – Vollholz – 1 und ILV-1 – Vollholz – 3 nach 60 Minuten Brandbeanspruchung.

Probekörperbezeichnung	Feuchtigkeit [%]	Abbrandtiefe [mm]	Abbrandrate [mm/min]
Normklima (ILV 1 – Vollholz – 1)	10,7	40,6	0,676
Darrtrocken (ILV 1 – Vollholz – 3)	0,0	47,1	0,785

<sup>175</sup> Erchinger (2009), Lache (1992)

Im Zusammenhang mit der Ermittlung der Abbrandrate konnte die in der Literatur mehrheitlich angeführte Festlegung der Bauteiltemperatur an der Abbrandgrenze von rund 300°C als zutreffende Annahme für feuchtes Holz bestätigt werden (Abbildung 3.26).

### 3.3.4 Differenzthermoanalyse von Hochtemperaturklebstoff

Mittels Differenz-Thermo-Analyse (MAT-2) wurde der für den geklebten geschichteten Aufbau der Brandprobekörper verwendete hochtemperaturbeständige Kleber der Firma „IGP“ mit der Bezeichnung „VP 20555/3“ untersucht (Abbildung 3.28).

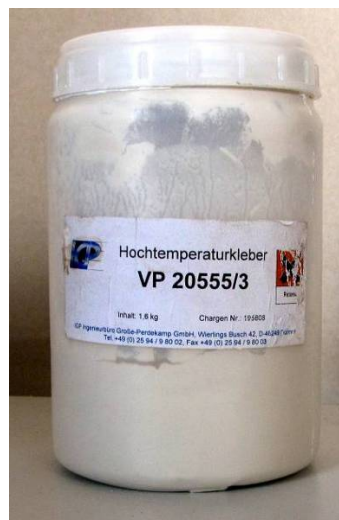


Abbildung 3.28: Hochtemperaturbeständiger Kleber der Firma „IGP“ mit der Bezeichnung „VP 20555/3“.

Ziel dieser Materialanalyse war es die Größenordnung möglicher Auswirkungen des Klebers auf die Verbundquerschnitte im Zusammenhang mit seinem energetischen Verhalten im Brandfall abschätzen zu können, bzw. sicher zu stellen, dass es im Zusammenhang mit dem thermischen Verhalten des Klebstoffs zu keinem negativen Einfluss auf den Temperaturverlauf im Inneren der Verbundquerschnitte kommt (Tabelle 3-12).

Tabelle 3-12: Beschreibung der Materialprobe für die Differenzthermoanalyse des Hochtemperaturklebstoffs „VP 20555/3“.

Probekörperbez.	Untersuchungsziel	Material (Dichte; Feuchte)	Einwage	Anzahl	Klima
MAT-2 – Kleber - 1	DTA / TG: Wärmeeffekte und Masseverlust über die Temperatur	Darrtrocken: 1596kg/m <sup>3</sup> ; ~7%	20,70mg	1	20° / 65% r.F. Normklima

Die DTA / TG-Ergebnisse des im Rahmen dieser Versuche verwendeten Klebstoffes (der Firma „IGP“ mit der Bezeichnung „VP20555/3“) zeigten, dass mit keinen die Temperaturentwicklung des Verbundquerschnitts ungünstig beeinflussenden thermischen Reaktionen im untersuchten Temperaturbereich bis 500°C gerechnet werden muss. (Abbildung 3.29). Aufgrund der Unbrennbarkeit des Klebstoffs kommt es im Gegensatz zu Holz zu lediglich minimal ausfallenden endo- bzw. exothermen Reaktionen.

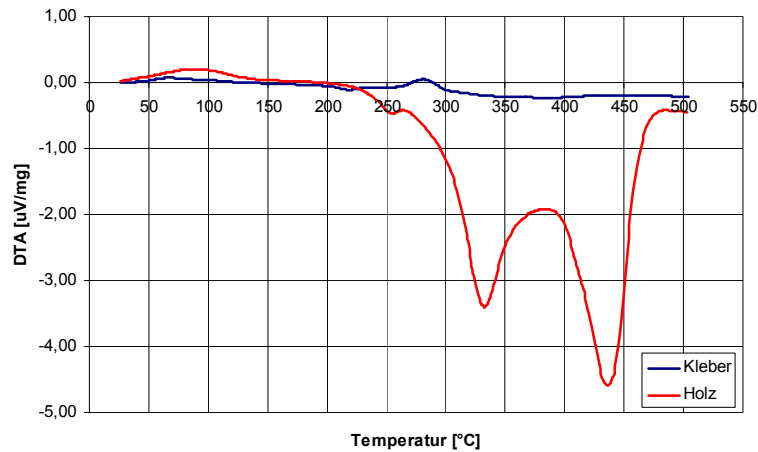


Abbildung 3.29: Vergleich des Verlaufs der Wärmeeffekte von Holz und des Klebstoffs bei einer Heizrate von 5°C/min über die Temperatur. (MAT-1 – Vollholz – 1 und MAT-2 – Kleber – 1).

Die Analyse der Messergebnisse zur Thermogravimetrie in Form des prozentuellen Masseverlusts pro Minute zeigten, dass der Masseverlust bei ca. 140°C im Zusammenhang mit der Wasserverdampfung eine Veränderung erfährt und anschließend in einen relativ konstanten Verlauf überging (Abbildung 3.30).

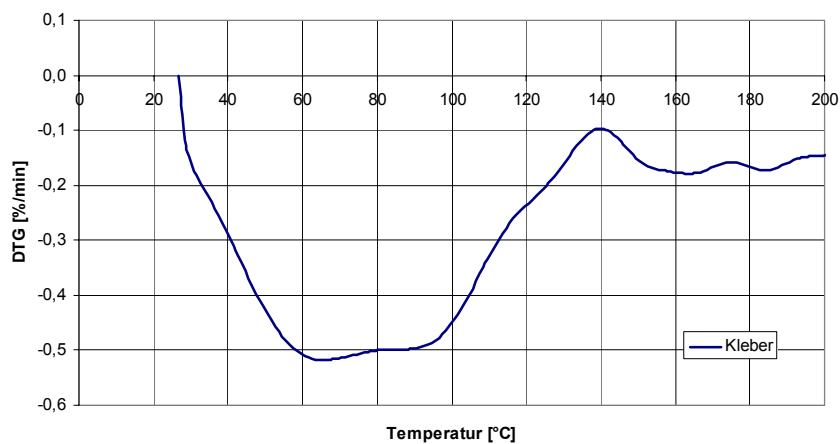


Abbildung 3.30: Prozentueller Masseverlust je Minute (Ableitung der Kurve der TG) des zur Herstellung der geklebten Verbundquerschnitte verwendeten Hochtemperaturklebstoffs. (MAT-2 – Kleber – 1).

Gemäß den Ergebnissen der Thermogravimetrie beträgt die Materialfeuchtigkeit des Klebstoffs im erhärteten Zustand ca. 7,5%. Im Zusammenhang mit der gemessenen maximalen Schichtdicke im Fall der Verbundquerschnitte von durchschnittlich 0,5mm kann ein auf das Temperaturverhalten des Verbundquerschnitts relevanter Einfluss ausgeschlossen werden. Aufgrund der Unbrennbarkeit des Klebstoffs sind keine nennenswerten exo- bzw. endothermen Reaktionen im relevanten Temperaturbereich bis ca. 300°C und auch darüber hinaus in Relation zu jener von Holz festzustellen. Die Untersuchungsergebnisse bestätigen somit eine positive Eignung des Klebstoffs zur Herstellung geklebter Verbundquerschnitte .

### **3.3.5 Untersuchung des Einflusses einer Dampfsperre auf die Temperaturentwicklung und die Feuchteverteilung im Vorholz**

#### 3.3.5.1 Vorbemerkung

Zur Untersuchung des Einflusses der Stahlplatte im Sinne einer Dampfsperre wurden zwei Versuchsreihen durchgeführt:

- Untersuchung des Einflusses einer Dampfsperre auf die Temperaturentwicklung und die Feuchteverteilung im Vorholz in Abhängigkeit des Aufbaus - mit / ohne Dampfsperre - und der Ausgangsfeuchte des Holzes.
- Untersuchung des Einflusses einer Dampfsperre auf die Temperaturentwicklung und die Feuchteverteilung im Vorholz in Abhängigkeit der Dicke des Vorholzes.

#### 3.3.5.2 Versuche zur Temperaturentwicklung und der Feuchteverteilung in Abhängigkeit des Aufbaus - mit / ohne Dampfsperre - und der Ausgangsfeuchte

Zur Untersuchung des Einflusses der dampfsperrenden Eigenschaft der Stahlplatten wurde eine 0,3mm dünne Reinaluminiumfolie zwischen einer 42mm dicke Vorholzplatte und einem Holzrückenelement eingelegt (Holz-Alu-Verbund: „HAV“), bzw. diese zu Vergleichszwecken auch gänzlich weggelassen (Holz-Holz-Verbund: „HHV“). Durch diese Veränderungen zum Probekörperaufbau der Holz-Stahl-Verbundquerschnitte konnte die hohe Wärmespeicherfähigkeit der Stahlplatten ausgeklammert und nur die Auswirkungen einer Sperrfunktion gegenüber Transportmechanismen im Holzinneren untersucht werden. Der Einfluss auf die Abbrandgeschwindigkeit und den Feuchtigkeitsverlauf im Vorholz im Übergangsbereich zur Bauteilfuge wurde in Form einer elektrischen Widerstandsmessung temperaturkompensiert gemessen (Abbildung 3.31). Die im Rahmen der IL-Versuchsreihe ILV-4 untersuchten Querschnittskonfigurationen sind in Tabelle 3-13 zusammengestellt.

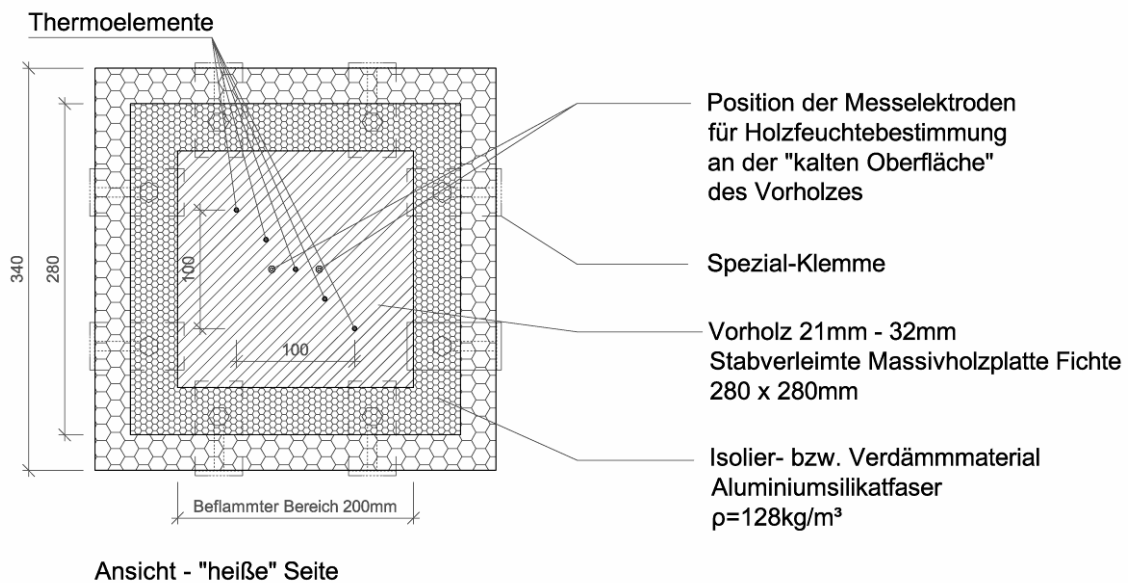
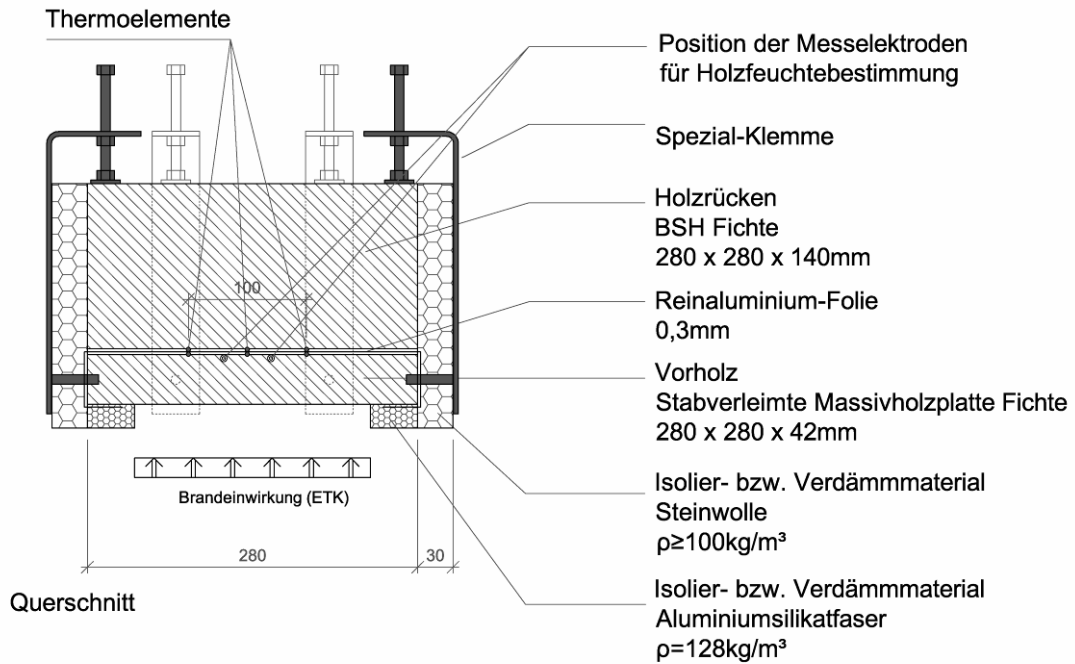


Abbildung 3.31: Skizze zum Querschnitt der Probekörperaufbauten der Versuchsserie ILV-4, mit der Position der Messpunkte der Thermoelemente und der Elektorden zur Feuchtemessung.

Tabelle 3-13: Holz-Alu- und Holz-Holz-Verbundquerschnittsdimensionen für die Versuchsserie ILV-4.

Probekörperbezeichnung	Aufbau ( $d_{\text{Vorholz}} / d_{\text{Stahl}}$ ) [mm]	Material (Dichte; Feuchte)	Anzahl	Branddauer
ILV-4 – HAV 42/0,3 - 0% – 1 bis 3	Holz-Alu-Verbund 42/0,3	423,0kg/m <sup>3</sup> ; 0%	3	30 Minuten
ILV-4 – HHV 42/0 - 0% – 1 bis 3	Holz-Holz-Verbund 42/0	423,0kg/m <sup>3</sup> ; 0%	3	30 Minuten
ILV-4 – HAV 42/0,3 - 10% – 1 bis 3	Holz-Alu-Verbund 42/0,3	449,0kg/m <sup>3</sup> ; 9,82%	3	30 Minuten
ILV-4 – HAV 42/0,3 - 10% – 4	Holz-Alu-Verbund 42/0,3	449,0kg/m <sup>3</sup> ; 9,82%	1	60 Minuten
ILV-4 – HHV 42/0 - 10% – 1 bis 3	Holz-Holz-Verbund 42/0	449,0kg/m <sup>3</sup> ; 9,82%	3	30 Minuten
ILV-4 – HHV 42/0 - 10% – 4	Holz-Holz-Verbund 42/0	423,0kg/m <sup>3</sup> ; 9,82%	1	60 Minuten
ILV-4 – HAV 42/0,3 - 18% – 1 bis 3	Holz-Alu-Verbund 42/0,3	456,0kg/m <sup>3</sup> ; 17,89%	3	30 Minuten
ILV-4 – HAV 42/0,3 - 18% – 4	Holz-Alu-Verbund 42/0,3	456,0kg/m <sup>3</sup> ; 17,89%	1	60 Minuten
ILV-4 – HHV 42/0 - 18% – 1 bis 3	Holz-Holz- Verbund42/0	456,0kg/m <sup>3</sup> ; 17,98%	3	30 Minuten
ILV-4 – HHV 42/0 - 18% – 4	Holz-Holz-Verbund 42/0	456,0kg/m <sup>3</sup> ; 17,98%	1	60 Minuten

### Abbrand

Die Variation der Ausgangsfeuchte der untersuchten Probekörper zeigt Auswirkungen auf das Abbrandverhalten der Vorholzplatte, wobei die Menge der Holzfeuchtigkeit eine wesentliche Rolle spielt. Die Messwerte zu den Abbrandtiefen der geprüften Probekörper innerhalb eines Klimatyps mit 30 Minuten Brandbelastung bewegten sich in engen Bereichen. Auffallend war, dass für die Probekörper mit eingebauter Sperrschicht wider Erwarten eine geringfügig höhere Abbrandtiefe gemessen wurde (Abbildung 3.32).

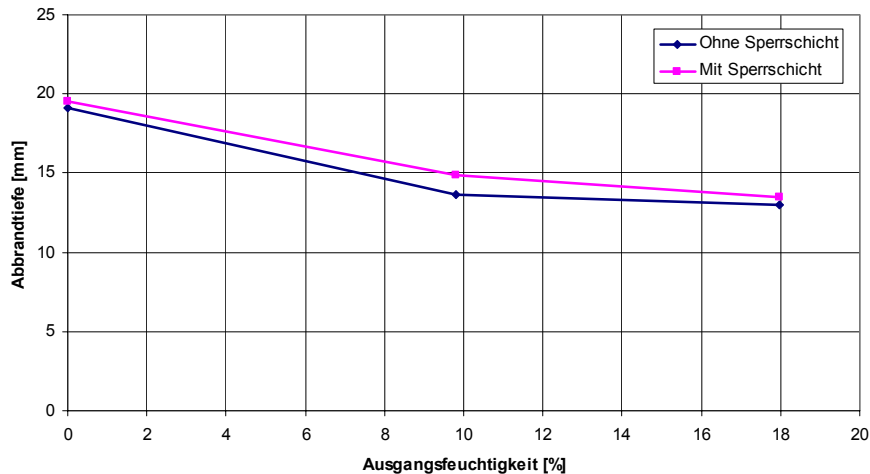


Abbildung 3.32: Im Rahmen der Brandversuchsserie ILV-4 gemessene Abbrandtiefe nach 30 Minuten Brandbeanspruchung in Abhängigkeit der Ausgangsfeuchtigkeit von Holz und des Einbaus einer Dampfsperre.

Im Vergleich der unterschiedlich klimatisierten Hölzer untereinander war der Einfluss der Holzfeuchtigkeit auf die Abbrandtiefe zu erkennen, wobei ein deutlicher Abfall zwischen 0% und ca. 10% Holzfeuchtigkeit in der Höhe von 24% bzw. 28% ohne bzw. mit Alufolie festgestellt wurde. Eine weitere Steigerung auf 18% Holzfeuchtigkeit bewirkte eine nur geringe Absenkung um 10% bzw. 5% der Abbrandtiefe. Bei einer Brandbeanspruchung von 60 Minuten ergab sich ein sehr ähnliches Bild. Für eine gesteigerte Holzfeuchtigkeit von rund 10% auf ca. 18% konnte tendenziell eine nur sehr geringe Herabsetzung der Abbrandtiefe festgestellt werden. Der Einbau der Alufolie führte zu keinen Veränderungen der Abbrandrate (Abbildung 3.33).

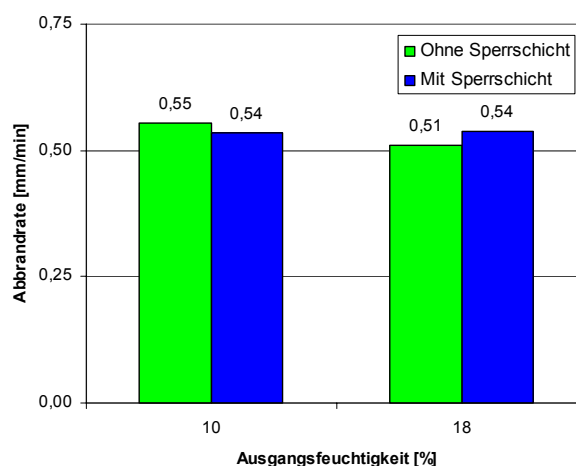


Abbildung 3.33: Abbrandrate nach 60 Minuten Brandbeanspruchung für eine Ausgangsfeuchtigkeit von 10% bzw. 18% - in Abhängigkeit des Einbaus einer Dampfsperre.



## Masseverlust

Ein vergleichbares Bild konnte für den Masseverlust der Vorholzplatte festgestellt werden. Im Vergleich der darrtrockenen und der 10% bzw. 18% feuchten Vorholzplatten der hier zusammengefassten Versuchsserie ILV-4, kam es zu einem um rund 5% verminderten prozentuellen Masseverlust des Vorholzes bei einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten. Eine gesteigerte Holzfeuchtigkeit von 10% auf 18% bewirkte dabei einen ebenfalls nur sehr geringfügig reduzierten Masseverlust (Abbildung 3.34).

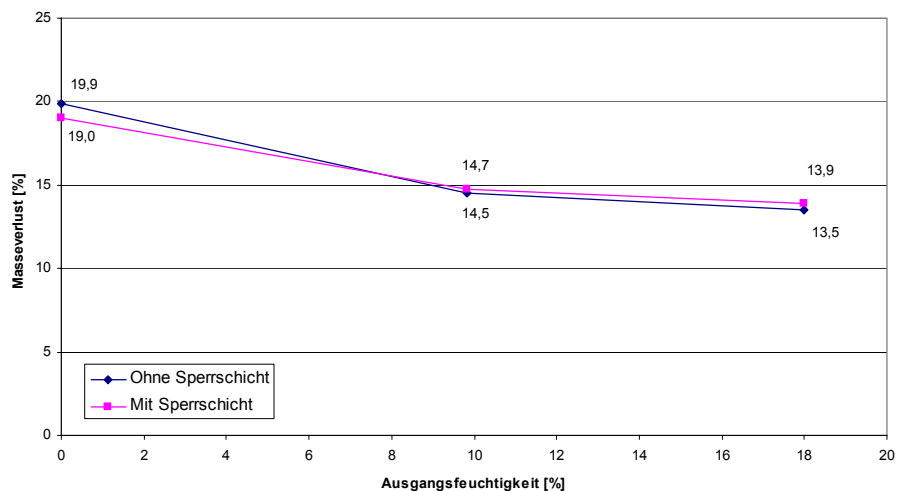


Abbildung 3.34: Im Rahmen der Brandversuchsserie ILV-4 gemessener Masseverlust der Vorholzplatte nach 30 Minuten Brandbeanspruchung in Abhängigkeit der Ausgangsfeuchtigkeit von Holz und des Einbaus einer Dampfsperre.

Der Einfluss der Dampfsperre zeigte sich jedoch deutlicher in den Messergebnissen betreffend den Masseverlust der Vorholzplatten bei 60 Minuten dauernder Brandbeanspruchung. Der verursachte Feuchtigkeitsstau an der Alufolie verursachte beim Probekörper mit ca. 10% Ausgangsfeuchte einen vergleichsweise um 15,2% geringeren Masseverlust. Deutlich geringer fiel der Vergleich bei den Probekörpern mit 18% Feuchtigkeit aus, wonach eine Verringerung von nur 7,0% ermittelt wurde (Abbildung 3.35).

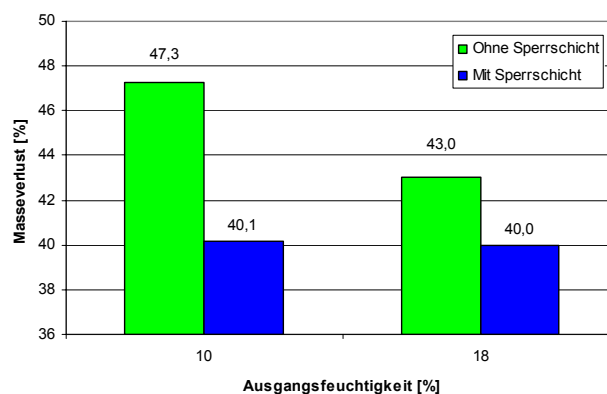


Abbildung 3.35: Masseverlust nach 60 Minuten Brandbeanspruchung in Abhängigkeit des Einbaus einer Dampfsperre bei einer Holzfeuchtigkeit von 10% bzw. 18%.

### Temperaturverlauf

Diese Beobachtungen untermauern auch die während des Brandversuchs aufgezeichneten Temperaturverläufe an der Oberfläche der Vorholzplatte zur Alufolie. Die aufstauende Wirkung der dampfsperrenden Schicht drückt sich dabei durch eine deutlich stärker ausgedehnte Haltephase im Temperaturbereich von 99°C bis 101°C aus (Abbildung 3.36). Auffallend ist jedoch auch die nahezu gleich hohe Maximaltemperatur in der 60. Minute, die das Ergebnis der konstant bleibenden Abbrandraten in Unabhängigkeit der Präsenz einer Dampfsperre erklärt.

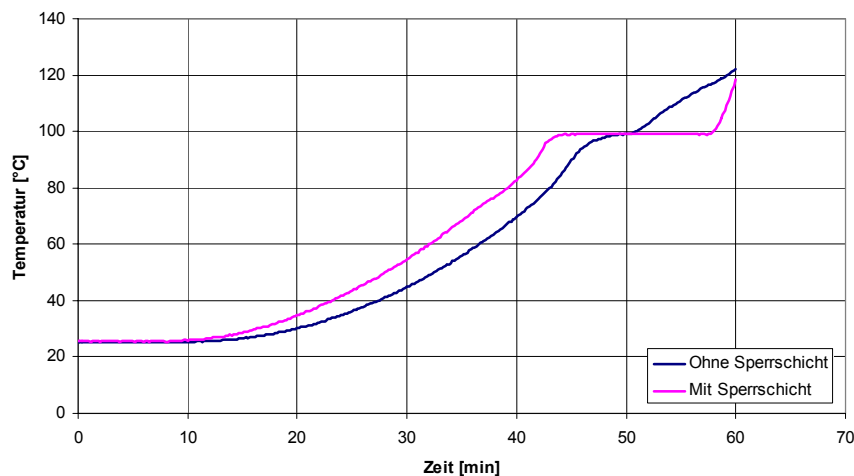


Abbildung 3.36: Temperaturverlauf in Abhängigkeit des Einbaus einer Dampfsperre bei einer Holzfeuchtigkeit von 9,82%.

### Holzfeuchte

Der Einfluss der Holzfeuchtigkeit zwischen 10% und 18% erscheint wiederum als sehr gering. Während mit Aluminiumfolie (ILV-4 – HAV 42/0,3) mit ~ 10% Holzfeuchtigkeit durchschnittlich 134°C in der 60. Brandminute erreicht wurde, konnten im Fall von ~ 18% im Mittel 118°C gemessen werden. Der Einfluss der Holzfeuchtigkeit wirkt sich gemäß der gewonnenen Erkenntnisse vorrangig im Bereich geringer Holzfeuchtigkeiten ( $\leq 10\%$ ) aus. Die energieintensive Erwärmung, bzw. Verdampfung der Holzfeuchtigkeit führt wie bereits weiter oben angeführt zu einer deutlich reduzierten Querschnittserwärmung (siehe Abbildung 3.37).

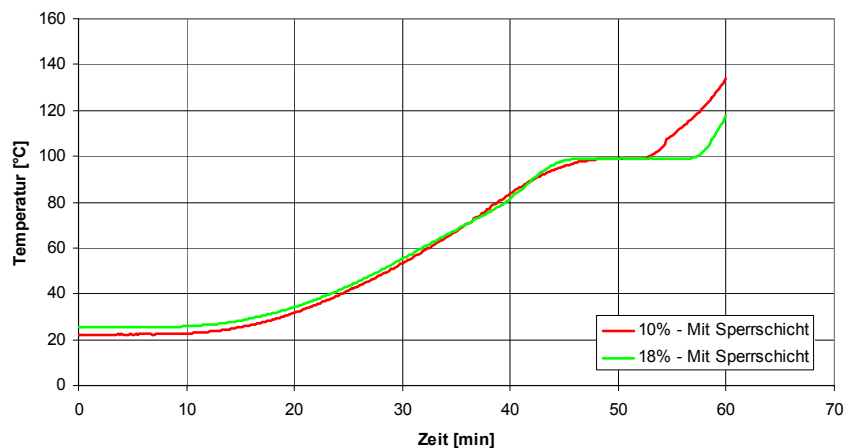


Abbildung 3.37: Gegenüberstellung der Temperaturverläufe der unterschiedlich feuchten Probekörper ILV-4 – HAV 42/0,3 - 10% – 4 und ILV-4 – HAV 42/0,3 - 18% – 4 bei einer Brandbeanspruchung von 60 Minuten.

Die bei der 60 minütigen Brandbeanspruchung beobachtete Haltephase im Temperaturbereich der Wasserverdampfung (99°C - 101°C) des Holzes mit rund 10% Feuchtigkeit ist im Vergleich zum Holz mit 18% Feuchtigkeit jedoch im Zusammenhang mit der Dichtigkeit der Materialfuge nur von unwesentlich längerer Zeitdauer. Die durchschnittlich um +3,19 Minuten länger andauernde Wasserverdampfung bei feuchterem Vorholz ist als sehr gering einzustufen und entspricht nur rund +1/3 der sich bereits bei 10% Feuchtigkeit einstellenden Haltephase (Tabelle 3-14).

Tabelle 3-14: Durchschnittliche Dauer der ermittelten Haltephasen der Probekörper mit 10% bzw. 18% Holzfeuchtigkeit mit bzw. ohne eingebauter Dampfsperre.

Probekörperbezeichnung	Ø-Haltephase [min]
ILV-4 – HAV 42/0 - 10% – 4	7,11
ILV-4 – HAV 42/0,3 - 10% – 4	10,92
ILV-4 – HAV 42/0 - 18% – 4	4,06
ILV-4 – HAV 42/0,3 - 18% – 4	14,11

Das Einfügen einer Dampfsperre in einer Bauteiltiefe von 42mm führt zu wesentlichen Veränderungen im Feuchtigkeitsverlauf mit deutlich höheren Feuchtigkeitswerten in den angrenzenden Materialschichten der Vorholzplatten mit maximalen Differenzen knapp unterhalb des Temperaturbereichs der Wasserverdampfung. Ein deutlicher Anstieg der während des Brandversuchs temperaturkompensiert gemessenen Holzfeuchtigkeit im Vorholz nahe der „kalten“ Oberfläche ist bei allen drei unterschiedlich klimatisierten Versuchsserien festzustellen. Selbst im Fall der darrtrockenen

Probekörper konnten mitunter deutliche Anstiege ermittelt werden. Als Grund dafür kann das im Zuge der Oxidation des Holzes gebildete Wasser (= 8,6% der Ausgangsmasse gemäß Gl. 1) angeführt werden, das zu einem gewissen Anteil in die noch kühleren Holzschichten abwandert, bzw. letztendlich entlang der Aluminiumfolie aufgestaut wird (Abbildung 3.38).

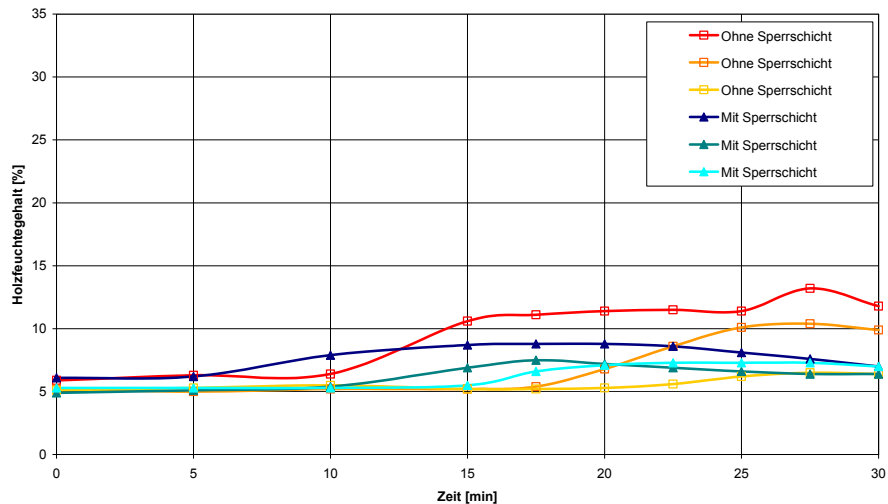


Abbildung 3.38: Feuchtigkeitsverlauf bei darrtrockenem Holz in Abhängigkeit des Einbaus einer Dampfsperre bei Versuchen der Serie ILV-4, gemessen in einer Tiefe von 42mm (ILV-4 – HHV 42/0 - 0% – 1 bis 3 und ILV-4 – HAV 42/0,3 - 0% – 1 bis 3).

Die gemessenen Werte zu Beginn der Kurve sind jedoch in quantitativer Hinsicht zu hinterfragen, da mit dem eingesetzten Feuchtigkeitsmessgerät in Zusammenhang mit dem Messverfahren nach dem Prinzip des elektrischen Widerstands nur Holzfeuchtigkeiten > 5% gemessen werden können. Bei den aufgezeichneten Kurven zum Feuchtigkeitsverlauf sind die Werte daher im Fall der darrtrockenen Probekörper in den ersten Minuten der Brandbeanspruchung nicht korrekt. Bei der Analyse der Aufzeichnungen zur Holzfeuchtigkeit ist ferner zu beachten, dass die Temperaturkompensation bei dem verwendeten Feuchtigkeitsmessgerät nur bis einschließlich 99°C möglich ist. Die darüber hinaus aufgezeichneten Werte können daher nur als relative Veränderungen gelesen bzw. für einen direkten Vergleich untereinander verwendet werden. Die gemessenen Werte der einzelnen Versuche sind in Tabelle 3-15 angeführt.

Die untersuchten Probekörper hatten bereits bei rund 50°C an der „kalten“ Oberfläche der Vorholzplatte ihren Höchstwert der Holzfeuchtigkeit erreicht (vgl. Tabelle 3-15). Dieses Feuchtigkeitsstadium entsprach in den meisten Fällen in etwa der 30. Minute der Brandbeanspruchung, wobei eine leichte Verzögerung mit zunehmender Holzfeuchtigkeit zu beobachten war. In diesem Temperaturbereich kommt es jedoch zu keinen Auswirkungen in Zusammenhang mit der Existenz einer Sperrschicht.

Tabelle 3-15: Messwerte zum Verlauf der Holzfeuchte der Probekörper mit / ohne Aluminiumfolie in Abhängigkeit der Holzfeuchte bei einer Brandbeanspruchung von 30 Minuten.

Probekörperbezeichnung	Maximale Holzfeuchte [%]	Differenz zu Ausgangswert	Maximalwert [°C]	Masseverlust [%]
ILV-4 – HHV 42/0 - 0% – 1	13,2	7,3	74	-17,3
ILV-4 – HHV 42/0 - 0% – 2	10,4	5,2	83	-21,4
ILV-4 – HHV 42/0 - 0% – 3	6,5	1,4	73	-21,0
ILV-4 – HAV 42/0,3 - 0% – 1	8,8	2,7	43-48	-17,9
ILV-4 – HAV 42/0,3 - 0% – 2	7,5	2,6	50	-19,7
ILV-4 – HAV 42/0,3 - 0% – 3	7,3	2,0	59-75	-19,5
ILV-4 – HHV 42/0 - 10% – 1	12,4	1,5	43	-14,5
ILV-4 – HHV 42/0 - 10% – 2	19,0	8,2	42	-13,9
ILV-4 – HHV 42/0 - 10% – 3	17,9	6,7	46	-15,3
ILV-4 – HAV 42/0,3 - 10% – 1	12,7	2,0	52	-14,8
ILV-4 – HAV 42/0,3 - 10% – 2	23,9	12,7	46	-14,9
ILV-4 – HAV 42/0,3 - 10% – 3	17,2	6,2	35	-14,6
ILV-4 – HHV 42/0 - 18% – 1	15,5	1,5	51	-13,3
ILV-4 – HHV 42/0 - 18% – 2	17,7	1,8	53	-13,6
ILV-4 – HHV 42/0 - 18% – 3	22,0	5,3	53	-13,6
ILV-4 – HAV 42/0,3 - 18% – 1	22,3	7,2	53	-15,2
ILV-4 – HAV 42/0,3 - 18% – 2	28,7	11,8	52	-13,3
ILV-4 – HAV 42/0,3 - 18% – 3	25,1	7,9	54	-13,2

Diese Aussage wird auch von den Messergebnissen aus dem Masseverlust durch die Brandbeanspruchung untermauert, wonach sich kein Unterschied in Zusammenhang mit dem Vorhandensein einer Aluminiumfolie bei den 30 Minuten dauernden Versuchen erkennen ließ. Die teilweise enormen Abweichungen der je Versuch gemessenen Maximalwerte der Holzfeuchtigkeit können mitunter auch auf das Versuchsende in der 30. Brandminute zurückgeführt werden, da jene Probekörper mit auffallend geringen Maximalwerten den Feuchtigkeitshöhepunkt bei Ende des Brandversuchs noch nicht erreicht / überschritten hatten (Abbildung 3.39 und Abbildung 3.40)

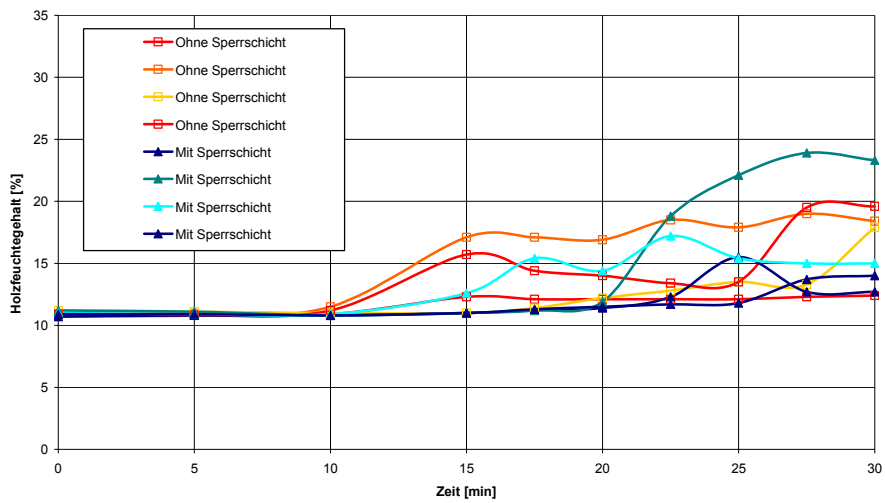


Abbildung 3.39: Feuchtigkeitsverlauf in Abhängigkeit des Einbaus einer Dampfsperre bei Holz mit einer Ausgangsfeuchte von 10%, gemessen in einer Tiefe von 42mm (ILV-4 – HHV 42/0 - 10% – 1 bis 3 und ILV-4 – HAV 42/0,3 - 10% – 1 bis 3).

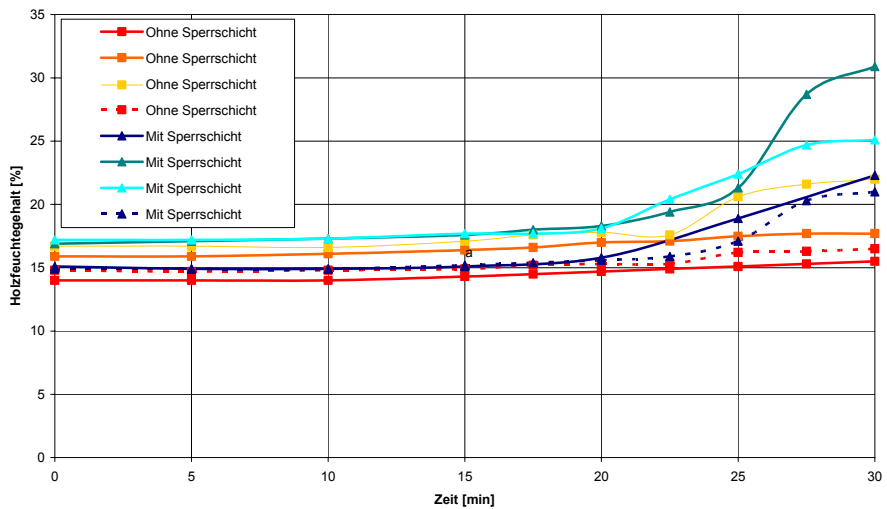


Abbildung 3.40: Feuchtigkeitsverlauf in Abhängigkeit des Einbaus einer Dampfsperre bei Holz mit einer Ausgangsfeuchte von 18%, gemessen in einer Tiefe von 42mm (ILV-4 – HHV 42/0 - 18% – 1 bis 3 und ILV-4 – HAV 42/0,3 - 18% – 1 bis 3).

In den Ergebnissen der 60 Minuten dauernden Brandversuche zeigte sich, dass die Feuchtigkeitsmesswerte des ersten Anstiegs nur im Fall der Probekörper ohne eingefügte Sperrschicht nicht mehr überschritten wurden. Unabhängig von der Ausgangsfeuchtigkeit lagen deren maximale Feuchtigkeitswerte bei ca. 20%.

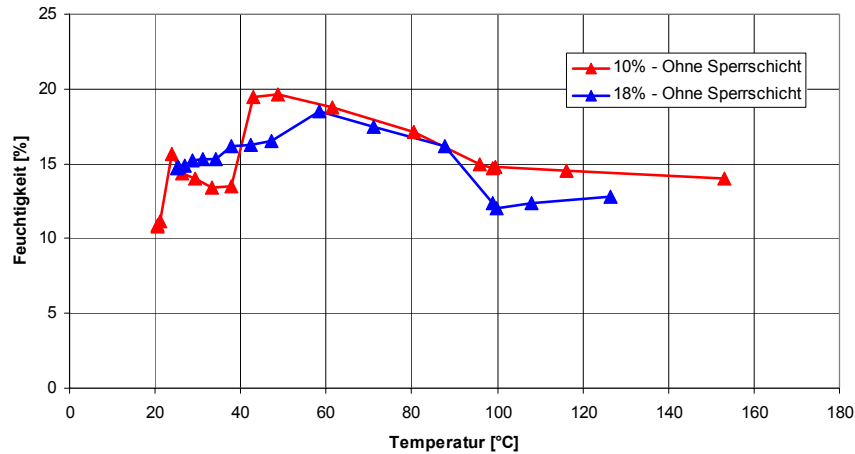


Abbildung 3.41: Feuchtigkeitsverlauf von 10% bzw. 18% feuchten Holz-Holz-Verbundquerschnitten (ohne eingefügte Dampfsperre) bei einer Dauer der Brandbeanspruchung von 60 Minuten (ILV-4 – HHV 42/0 - 10% – 4 und ILV-4 – HHV 42/0 - 18% – 4).

Für die Querschnittsvariante mit eingefügter Dampfsperre zeigte sich jedoch beispielsweise bei ~18% Holzfeuchte, dass es im Zusammenhang mit der Sperschicht zu einem weiteren Anstieg des Feuchtigkeitsgehaltes kommt. Dessen Höhepunkt liegt bei rund 100°C (Abbildung 3.42 und Tabelle 3-16).

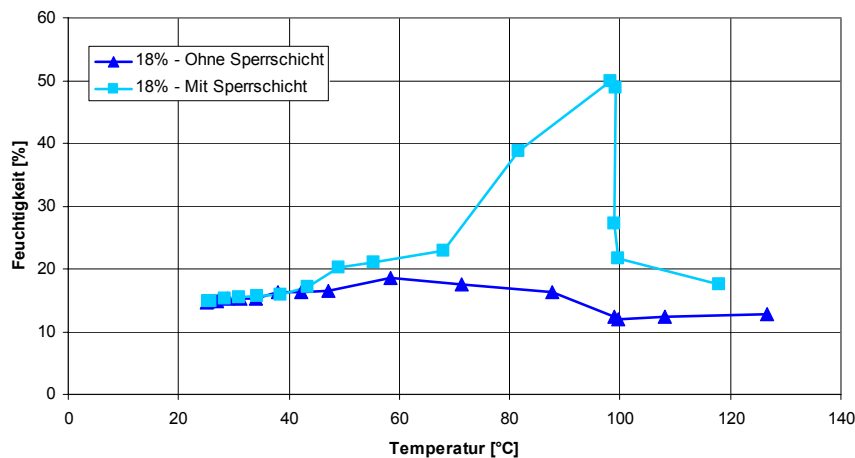


Abbildung 3.42: Feuchtigkeitsverlauf von 18% feuchten Holz-Alu-Verbundquerschnitten in Abhängigkeit des Einbaus einer Dampfsperre bei einer Dauer der Brandbeanspruchung von 60 Minuten (ILV-4 – HHV 42/0 - 18% – 4 und ILV-4 – HAV 42/0,3 - 18% – 4).

Die Messung der exakt vorhandenen Holzfeuchtigkeiten je Temperatur stellte sich aus verschiedenen Gründen als sehr schwierig heraus. Mit ausschlaggebend ist neben der eingeschränkten Messgenauigkeit die Problematik der Temperaturkompensation der Feuchtigkeitsensoren in direktem Zusammenhang mit der exakten Temperaturmessung auf Bauteilhöhe. Aufgrund dieser Schwierigkeiten und der dahingehend geringen Anzahl an auswertbaren Versuchen kann keine zuverlässige

quantitative Aussage über die aufgestaute Feuchtemenge bei einer Brandbeanspruchung von 60 Minuten getroffen werden.

Tabelle 3-16: Messwerte zum Verlauf der Holzfeuchte der Probekörper mit / ohne Aluminiumfolie in Abhängigkeit der Holzfeuchte bei einer Brandbeanspruchung von 60 Minuten.

Probekörperbezeichnung	Max-Feuchte [%]	Differenz zu Ausgangswert	Maximalwert [°C]	Masseverlust [%]	Ø-Haltephase [min]
ILV-4 – HHV 42/0 - 10% – 4	19,6	8,7	48,7	47,3	7,11
ILV-4 – HAV 42/0,3 - 10% – 4	22,3	11,4	109,2	40,1	10,92
ILV-4 – HHV 42/0 - 18% – 4	18,5	3,7	58,5	43,0	4,06
ILV-4 – HAV 42/0,3 - 18% – 4	49,8	34,9	98,2	40,0	14,11

Es ist davon auszugehen, dass der sehr aufwendige Aufbau der Probekörper mitunter ein Grund für die enormen Schwankungen im Bereich der Holzfeuchtemessungen ist, da die speziell angefertigten Klammern (Kapitel 3.3.5.2) zu einer Penetration der Alufolie im Bereich der Seitenwände der Vorholzplatte führten. Eine zusätzliche Abdichtung wie bei den Durchführungen der Thermolemente und Feuchtigkeitselektroden war hier herstellungsbedingt nicht möglich. Während der Versuche konnte mitunter eine erhebliche Menge an austretendem Kondensat an den Bohrungen für die eingesetzten Stahlklammern festgestellt werden.

### 3.3.5.3 Versuche zur Temperaturentwicklung und der Feuchteverteilung im Vorholz in Abhängigkeit der Einbautiefe der Dampfsperre

Im Rahmen dieser Versuchsreihe (ILV-5) wurde bei konstanter Ausgangsfeuchte der Probekörper mit durchschnittlich 9,82 % der Einfluss einer Dampfsperre in Form einer Aluminiumfolie (0,3mm) bei variierender Vorholzdicke auf die Temperaturentwicklung des Querschnitts untersucht (Abbildung 3.43). Wie bereits in Versuchserie ILV-4 wurde während der Brandversuche die Holzfeuchtigkeit der Vorholzplatte im Übergangsbereich zur Bauteilfuge in Form einer elektrischen Widerstandsmessung temperaturkompensiert aufgezeichnet. Die Probekörper wurden in Abhängigkeit der gewählten Vorholzdicke einer Brandbeanspruchung entsprechend der Einheitstemperaturkurve ausgesetzt. Das Versuchsende wurde bei Erreichen von ca. 150°C im Bereich der Bauteilfuge festgelegt. Die im Rahmen der IL-Versuchsreihe ILV-4 untersuchten Querschnittskonfigurationen sind in Tabelle 3-17 zusammengestellt.



Tabelle 3-17: Querschnittskonfigurationen der im Rahmen der IL-Versuchsreihe-5 untersuchten Holz-Holz-Verbundquerschnitte.

Probekörperbezeichnung	Aufbau ( $d_{\text{Vorholz}} / d_{\text{Alu}}$ ) [mm]	Material (Dichte; Feuchte)	Anzahl	Durchschn. Branddauer [min]	$\emptyset$ -Haltephase [min]
ILV-5 – HAV 42/0,3 – 1 bis 3	Holz-Holz-Verbund 42 / 0,3	449,0kg/m <sup>3</sup> ; 9,82%	3	10,1	7,11
ILV-5 – HAV 32/0,3 – 1 bis 3	Holz-Holz-Verbund 32 / 0,3	449,0kg/m <sup>3</sup> ; 9,82%	3	25,5	10,92
ILV-5 – HAV 21/0,3 – 1 bis 3	Holz-Holz-Verbund 21 / 0,3	449,0kg/m <sup>3</sup> ; 9,82%	3	45,4	4,06
ILV-5 – HAV 10/0,3 – 1 bis 3	Holz-Holz-Verbund 10 / 0,3	449,0kg/m <sup>3</sup> ; 9,82%	3	61,8	14,11

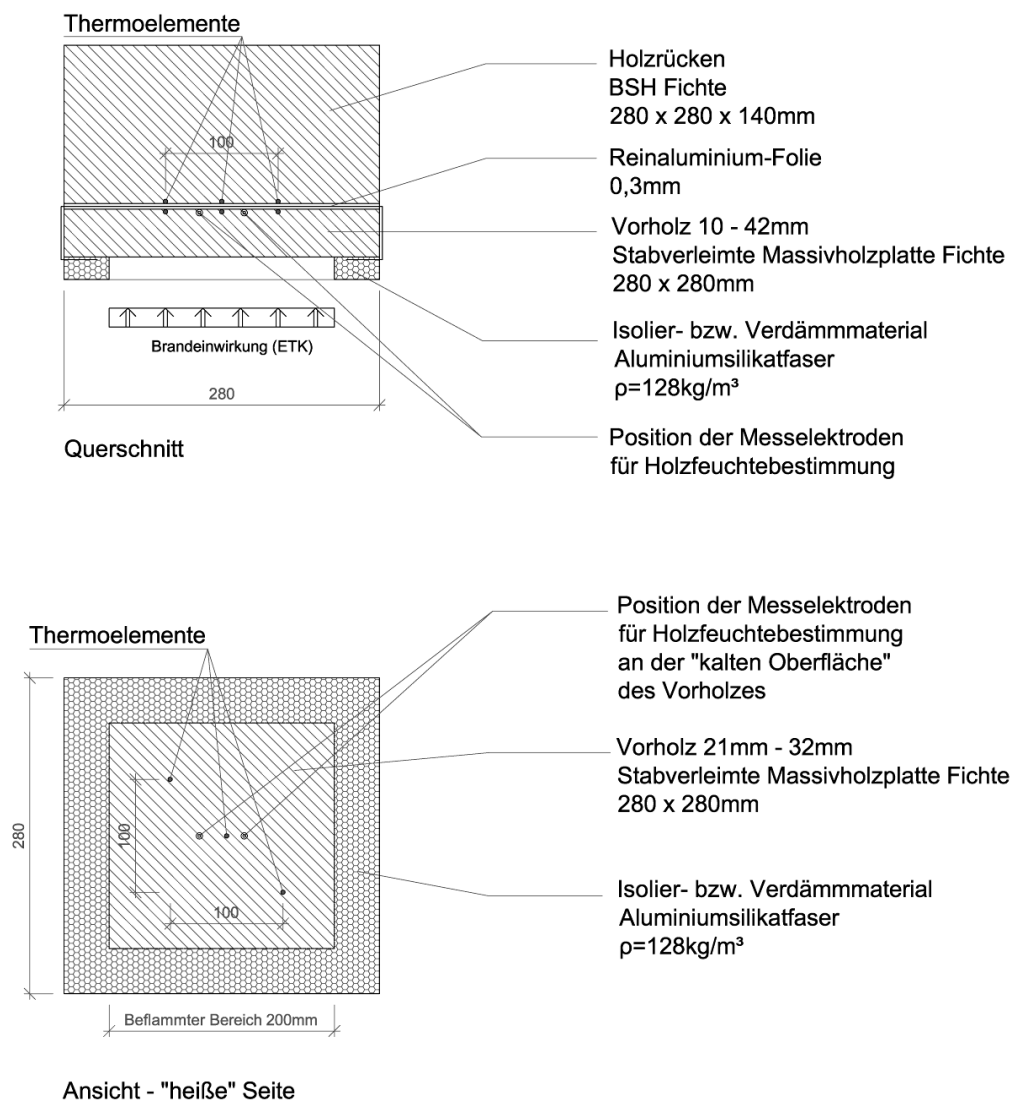


Abbildung 3.43: Skizze zum Probekörperaufbau der Versuchsserie ILV-5 mit unterschiedlicher Einbautiefe der Dampfsperre.

## Abbrand

Die ermittelten Abbrandtiefen dieser Versuchsreihe (ILV-5) stehen in direktem Zusammenhang mit der Temperaturverteilung der untersuchten Verbundquerschnitte. Die Probekörper mit in unterschiedlichem Abstand zur brandbeanspruchten Oberfläche eingefügter Aluminiumfolie, weisen dabei einen nahezu linearen Zusammenhang mit der Vorholzdicke auf (Abbildung 3.44).

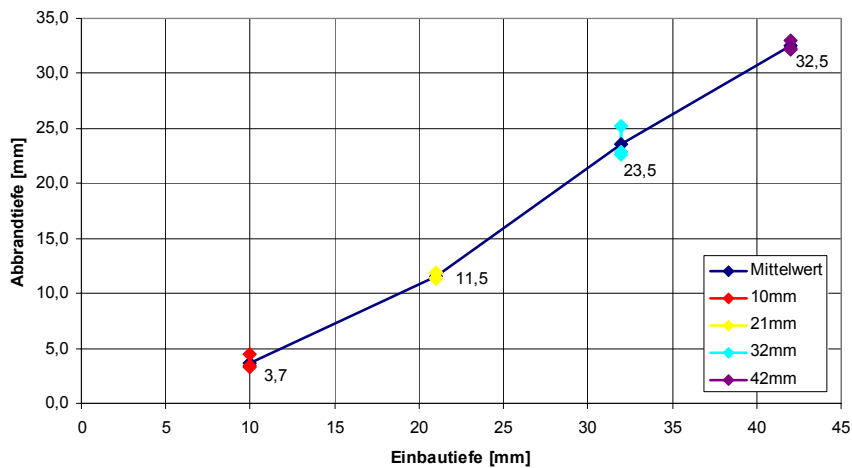


Abbildung 3.44: Ermittelte Abbrandtiefe der Versuchsreihe ILV-5 bei unterschiedlicher Einbautiefe der Dampfsperre.

Die daraus ermittelten Abbrandraten der Probekörper ergeben einen ebenfalls linearen Anstieg mit der Vorholzdicke, der jedoch ab 32mm Vorholzdicke in eine gleich bleibende Abbrandrate übergeht (Abbildung 3.45).

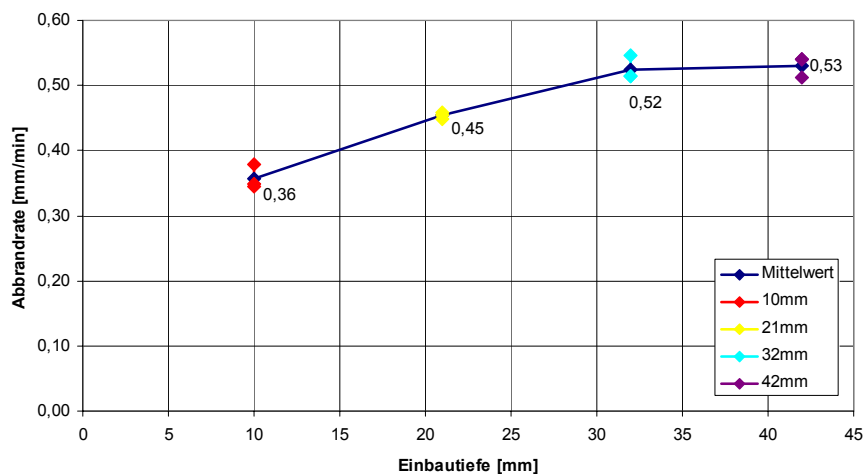


Abbildung 3.45: Abbrandrate der Versuchsreihe ILV-5 bei unterschiedlicher Einbautiefe der Dampfsperre.

Die Auswirkung der Dampfsperre in Abhängigkeit der Einbautiefe kommt dadurch klar zum Vorschein. Je dünner das Vorholz, desto stärker wird der verzögernd wirkende Einfluss des Feuchtigkeitsstaus auf die Abbrandgeschwindigkeit spürbar. Eine in 42mm Tiefe eingebettete Sperrschicht zeigt jedoch keinerlei veränderte Auswirkungen mehr auf die durchschnittliche Abbrandrate, resp. die oberflächennahen brandbeanspruchten Schichten der Vorholzplatte.

### Holzfeuchte

Die temperaturkompensiert aufgezeichneten Feuchtigkeitswerte nahe der Alufolie weisen messtechnisch bedingt sehr große Abweichungen auf. Sie verzeichnen tendenziell einen Anstieg der Holzfeuchtigkeit über die Temperatur mit Maximalwerten im Bereich von ca. 100°C. In direktem Anschluss daran kommt es zu einem markanten Abfall der Werte (Abbildung 3.46 und Abbildung 3.47).

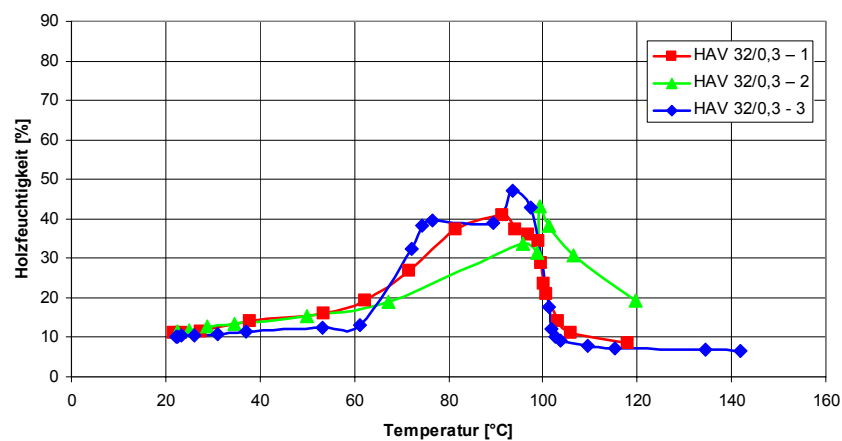


Abbildung 3.46: Messwerte zum Feuchtigkeitsverlauf entlang der Dampfsperre bei einer Vorholzdicke von 32mm (ILV-5 – HAV 32/0,3 – 1 bis 3).

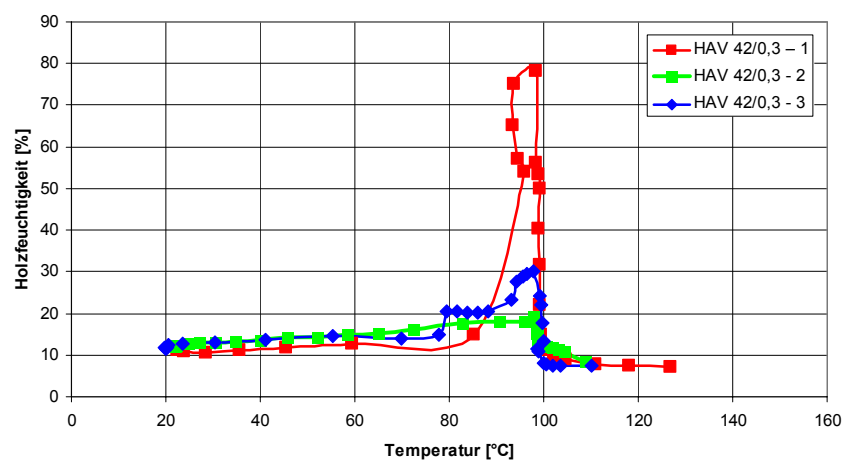


Abbildung 3.47: Messwerte zum Feuchtigkeitsverlauf entlang der Dampfsperre bei einer Vorholzdicke von 42mm (ILV-5 – HAV 42/0,3 – 1 bis 3).

Neben den erreichten Maximalwerten der Proben unterhalb von 21mm Dicke der Vorholzplatte ist ein Mindestwert der gemessenen Feuchtigkeit von rund 20% zu beobachten. Mit zunehmender Vorholzdicke konnte tendenziell ein qualitativer Anstieg nachgewiesen werden (Abbildung 3.47).

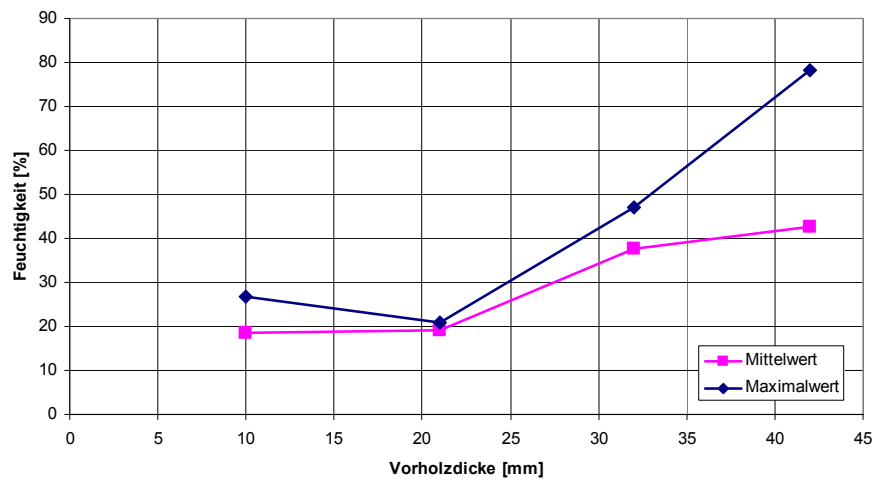
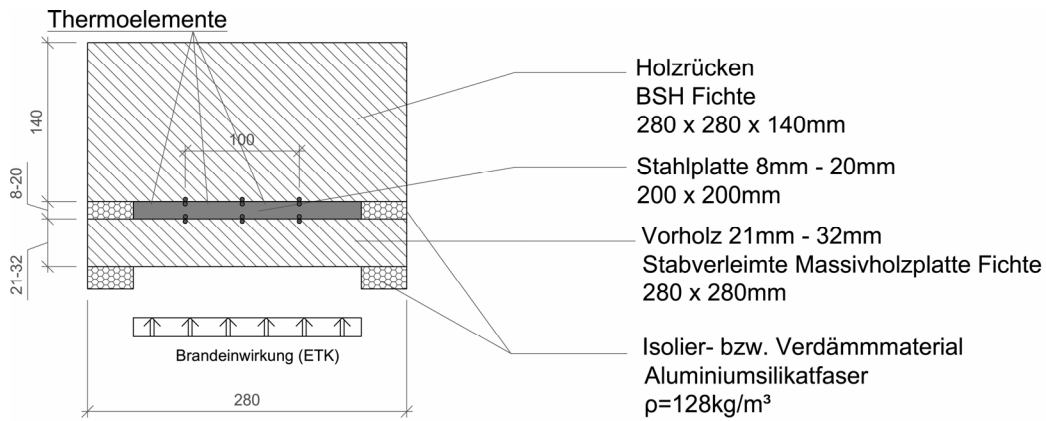


Abbildung 3.48: Mittel- und Maximalwerte der Feuchtigkeit in Abhängigkeit der Einbautiefe einer Dampfsperre im Vorholz im Bereich der Dampfsperre.

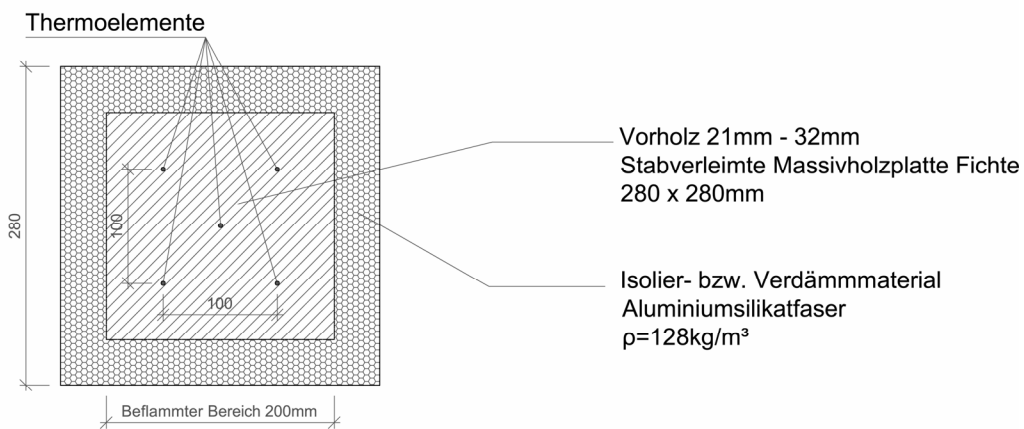
Die enormen Schwankungen der Messwerte innerhalb einer Querschnittsdimension erschweren allgemein gültige quantitative Aussagen zur Feuchtigkeitsanreicherung in Zusammenhang mit der jeweiligen Vorholzdicke, die mitunter auf messtechnisch bedingte Ungenauigkeiten im Zusammenhang mit dem angewandten Messprinzip (elektrische Widerstandsmessung im Holz) zurückzuführen sind.

### 3.3.6 Untersuchung der Temperaturentwicklung nicht geklebter Holz-Stahl-Verbundquerschnitte

Die Versuchsreihe ILV-6 wurde zur Untersuchung des Einflusses einer Klebefuge auf das thermische Verhalten des Gesamtquerschnitts durchgeführt. Wie bereits im Rahmen der VA-Versuche ergänzend untersuchten drei nicht geklebten Versuchskörpern („24/15 nicht geklebt“) wurden hier weitere Querschnittskonfigurationen nicht geklebter Holz-Stahl-Verbundquerschnitte untersucht, um das thermische Verhalten einer derart veränderten Verbundkonfiguration näher erforschen zu können. (Abbildung 3.49). Zur besseren Vergleichbarkeit mit den bisher durchgeführten verklebten Probekörpern der VA-Versuchsserie wurden deren Materialschichtdicken übernommen. Die untersuchten Konfigurationen sind in Tabelle 3-18 zusammengestellt.



Querschnitt



Ansicht - "heiße" Seite

Abbildung 3.49: Skizze über den Probekörperaufbau und die Position der Thermoelemente nicht geklebter Holz-Stahl-Verbundquerschnitte.

Tabelle 3-18: Querschnittskonfigurationen der im Rahmen der Versuchsreihe ILV-6 untersuchten Probekörper.

Probekörperbezeichnung	Aufbau ( $d_{\text{Vorholz}} / d_{\text{Stahl}}$ ) [mm]	Material (Dichte; Feuchte)	Anzahl	Branddauer
ILV-6 – NGKL 21/20 – 1 bis 3	Holz-Stahl-Verbund 21/20 nicht geklebt	462,2kg/m <sup>3</sup> ; 11,25%	3	60 Minuten
ILV-6 – NGKL 24/15 – 1 bis 3	Holz-Stahl-Verbund 24/15 nicht geklebt	462,2kg/m <sup>3</sup> ; 11,25%	3	60 Minuten
ILV-6 – NGKL 28/10 – 1 bis 3	Holz-Stahl-Verbund 28/10 nicht geklebt	462,2kg/m <sup>3</sup> ; 11,25%	3	60 Minuten
ILV-6 – NGKL 32/8 – 1 bis 3	Holz-Stahl-Verbund 32/8 nicht geklebt	462,2kg/m <sup>3</sup> ; 11,25%	3	60 Minuten

Die Ergebnisse der IL-Versuchsreihe ILV-6 zeigen, dass auch in nicht verklebten Holz-Stahl-Verbundquerschnitten eine gegenseitige positive verzögernde Beeinflussung der Materialschichten hinsichtlich der Temperaturentwicklung gegeben ist. Die Differenzen zwischen den maximal erreichten Stahltemperaturen je Querschnittsdimension waren sehr gering. Im Unterschied zu den geklebten Verbundquerschnitten waren jedoch bereits ab einer Stahltemperatur von ca. 150°C waren die Vorholzplatten großteils verkohlt, wobei es sich aufgrund des losen Oberflächenkontaktes der Materialschichten um einen sehr ungenau definierbaren Zusammenhang handelt. Die nach Versuchsende vorgefundenen Restholzdicken lagen zwischen 0mm und 4mm. Aufgrund des geringeren thermischen Kontakts der lose aneinander gefügten Materialschichten dieser Versuchsreihe, stehen die gemessenen unverkohlten Restholzdicken in keinem klaren Zusammenhang mit den maximal erreichten Stahltemperaturen. Bei nahezu gleichen Stahltemperaturen der Querschnitte 28/10, 24/15 und 21/20 konnte bei den letzteren beiden Geometrien eine deutlich reduzierte Restholzdicke festgestellt werden (Tabelle 3-19).

Tabelle 3-19: Stahltemperaturen in der 60. Brandminute und Restdicke der Vorholzplatten der Probekörper der Versuchsreihe ILV-6

<b>Probekörperbezeichnung</b>	<b>Stahlplatte "heiße" Seite [°C]</b>	<b>Restholzdicke Vorholz [mm]</b>	<b>Haltephase "Heiße" Seite [min]</b>
ILV-6 – NGKL 32/8 – 1	114 - 139	3,4	5,23
ILV-6 – NGKL 32/8 – 2	107 - 116	4,7	5,40
ILV-6 – NGKL 32/8 – 3	118 - 128	4,0	5,10
ILV-6 – NGKL 28/10 – 1	138 - 154	3,0	5,20
ILV-6 – NGKL 28/10 – 2	138 - 151	3,3	5,07
ILV-6 – NGKL 28/10 – 3	139 - 155	4,0	3,70
ILV-6 – NGKL 24/15 – 1	139 - 156	1	3,23
ILV-6 – NGKL 24/15 – 2	140 - 154	1,5	4,33
ILV-6 – NGKL 24/15 – 3	139 - 148	1,0	3,80
ILV-6 – NGKL 21/20 – 1	151 - 165	0 - 1	3,00
ILV-6 – NGKL 21/20 – 2	151 - 172	0 - 2	3,53
ILV-6 – NGKL 21/20 – 3	148 - 184	0 - 1	3,27

### 3.3.7 Untersuchung des Einflusses eines mechanischen Verbundes.

Im Rahmen dieser Versuche wurde eine Variation der Verbundherstellung zwischen Holz und Stahlplatten untersucht. Sowohl die Materialschichtdicke der Vorholz- und Stahlplatte (30/10), als auch die Ausgangsfeuchtigkeit mit 10,5% wurden konstant gehalten. Nur die Art der Verbindung wurde variiert. In einer ersten Probekörpervariante wurden auf eine 10mm dicke Stahlplatte beidseitig vollflächig Nagelplatten mittels drei Schweißpunkten je Seitenkante fixiert. Das 30mm dicke Vorholz aus gehobeltem Massivholz (nicht stabverleimt), die aufbereitete Stahlplatte, sowie der Holzrücken konnten mittels mechanischer Presse zusammengefügt werden (Abbildung 3.50).

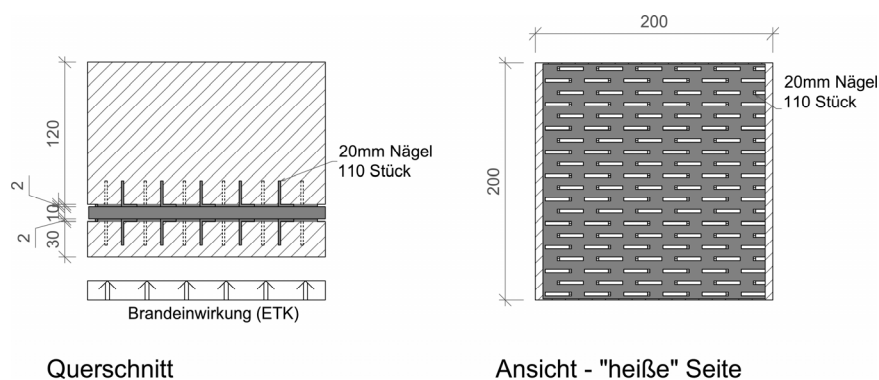


Abbildung 3.50: Skizze zum Probekörper ILV-7 – HSV 30/10 - Nagelplatte – 1 mit aufgeschweißten Nagelplatten als Verbindungsmittel.

Für einen weiteren Versuch wurden durch eine 10mm dicke Stahlplatte von der „kalten“ Stahlseite her 14 Stück Holzschrauben mit der Dimension (3 x 20mm) in eine 30mm Massivholzplatte (nicht stabverleimt) eingeschraubt. Anschließend wurde von der brandbeanspruchten Oberfläche in den Ecken des Probekörpers je eine Schraube (4,5 x 60mm) eingetrieben, um den Holz-Stahlquerschnitt mit dem Holzrücken ohne Verwendung von Klebstoff zu verbinden (Abbildung 3.51). Die im Rahmen der Versuchsreihe ILV-7 untersuchten beiden Querschnittskonfigurationen sind in Tabelle 3-20 zusammengestellt.

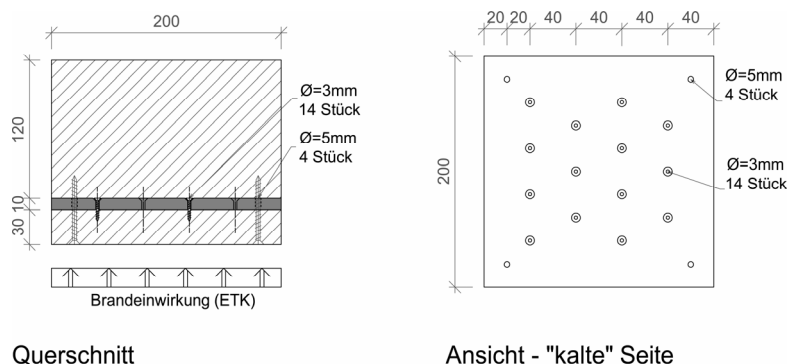


Abbildung 3.51: Skizze zum Probekörper ILV-7 – HSV 30/10 - Schrauben – 1 mit geschraubtem Verbund.

Tabelle 3-20: Querschnittskonfigurationen der im Rahmen der Versuchsreihe ILV-7 untersuchten Probekörper.

Probekörperbez.	Aufbau ( $d_{\text{Vorholz}} / d_{\text{Stahl}}$ ) [mm]	Material (Dichte; Feuchte)	Anzahl	Branddauer
ILV-7 – HSV 30/10 - Nagelplatte – 1	Holz-Stahl-Verbund 30/10	Vollholz (Brettware) 412,7kg/m; 10,5%	1	60 Minuten
ILV-7 – HSV 30/10 - Schrauben – 1	Holz-Stahl-Verbund 30/10	Vollholz (Brettware) 412,7kg/m; 10,5%	1	60 Minuten

Sowohl der mittels Nagelplatten hergestellte, als auch der geschraubte Verbund führten zu vergleichsweise hohen maximalen Stahltemperaturen in der 60. Brandminute. In Abhängigkeit des gewählten Verbindungsmittels führen die in heißere Holzschichten hineinragenden Stahlteile (Nagelplatten, Schrauben) zur rascheren Aufheizung der Stahlplatte, im Vergleich zu den lagenweise klar getrennten Verbundquerschnitten der vorhergehenden Versuchsreihen. Auch im direkten Vergleich der beiden Verbundvarianten dieser Versuchsreihe untereinander konnte eine Differenz der maximalen Stahltemperaturen festgestellt werden (ca. 60°C). Bei den auf die Stahlplatten beidseitig aufgeschweißten Nagelplatten (ILV-7 – 30/10 - Nagelplatte – 1) verursachten die zahlreichen in heiße Ebenen des Vorholzes hineinragenden Stahlstifte maximale Stahltemperaturen von knapp über 300°C, was eine vollständige Verkohlung der Vorholzplatte zur Folge hatte. Die geringere Stahltemperatur des verschraubten Probekörpers (ILV-7 – 30/10 - Schrauben – 2), kann auf die deutlich reduzierte Anzahl an in die Vorholzplatte hineinreichenden „Stahlstiften“ zurückgeführt werden. Trotz der Durchschnittstemperatur von 288°C an der „kalten“ Seite der Stahlplatte von Probekörper ILV-7 – 30/10 - Nagelplatte – 1 konnte eine nur sehr geringfügige Braunfärbung der „heißen“ Oberfläche des Holzurückens festgestellt werden. Die nur mittels weniger Schweißpunkte an der Stahlplatte befestigte Nagelplatte sorgte für eine geringe Wärmeübertragung an den Schichtoberflächen. Im Fall des lediglich an vier Punkten verschraubten Probekörpers (ILV-7 – 30/10 - Schrauben – 1) führte der Verbund zwischen der Stahlplatte und dem Holzurücken bei etwas geringeren gemessenen maximalen Stahltemperaturen von 248°C ebenfalls zu einer nur leicht bräunlichen Verfärbung.

Die Herstellung eines geschraubten Verbundes bzw. über Nagelplatten zeigte positive Auswirkungen auf die tendenzielle Neigung zur Rissbildung der Vorholzplatte. Wie das Rissbild der Massivholzplatten aus gehobelter Brettware dieser Versuchsreihe zeigte, kann über eine derartige flächig wirkende mechanische Verbundwirkung die Entstehung eines großen mittigen Risses im Vergleich zum geklebten Verbund (vgl. Kapitel 3.2.4) weitestgehend verhindert werden.



### **3.3.8 Übergreifende Darstellung und Analyse der Ergebnisse der durchgeführten Untersuchungen**

#### 3.3.8.1 Vorbemerkungen

Die vergleichende Interpretation der vorliegenden Ergebnisse orientiert sich an den im Anhang an die Grundlagen definierten offenen Fragen und den im Rahmen des Aufbaus einer geeigneten thermischen Simulation von Holz bzw. Holz-Stahl-Verbundquerschnitten erforderlichen Erkenntnissen hinsichtlich des Einflusses relevanter Parameter. Daraus ergeben sich zwei Themenbereiche:

- Wesentliche Effekte bei Holzbauteilen
- Wesentliche Effekte bei Holzverbundkonstruktionen

#### 3.3.8.2 Wesentliche Effekte bei Holzbauteilen

##### Einfluss der Holzfeuchtigkeit auf das Abbrandverhalten

Sowohl die Auswertungen der Simultanen Thermoanalyse (Differenz-Thermoanalyse und Thermogravimetrie MAT-1 – Vollholz – 1 bis MAT-1 – Vollholz – 3) als auch die Analyse der Messwerte zur Temperaturentwicklung in brandbeanspruchten Vollholzquerschnitten zeigen einen deutlichen Einfluss der im Holz eingelagerten Wassermenge auf das thermische Verhalten von Holz. Die im Zusammenhang mit darrtrockenem Holz beobachtete raschere, ungebremste Erwärmung des Holzquerschnitts kann im Fall feuchter Hölzer im Anschluss an den Temperaturbereich der Wasserverdampfung nicht wieder ausgeglichen werden und bewirkt eine deutlich gesteigerte durchschnittlichen Abbrandrate (vgl. Kapitel 3.3.3). Eine Erweiterung des Materialmodells in EN 1995-1-2 um die Möglichkeit zur Berücksichtigung der vorliegenden Materialfeuchte im Fall einer thermischen Simulation brandbeanspruchten Holzes ist notwendig um auf diesem Weg einen diesbezüglichen Einfluss auf die Abbrandrate detaillierter erforschen zu können.

##### Feuchtigkeitsverlauf im Vollholzquerschnitt

Der mittels Thermogravimetrie ermittelte Verlauf des Holzfeuchtigkeit bzw. des Masseverlusts über die Temperatur von Holz von Beginn der Heizphase an (im Bereich zwischen 20°C und 100°C), kann für brandbeanspruchte Vollholzquerschnitte baukonstruktionsüblicher Dimensionen nicht direkt übernommen werden. Aufgrund der minimalen Größe des Probekörpers mit einer Einwaage im Bereich weniger Milligramm (Versuchsreihe MAT-1: 20,7mg) kommt es im Gegensatz zum brandbeanspruchten Konstruktionsquerschnitt zu einer gleichmäßigen Aufheizung des gesamten Holzquerschnitts. Mitunter erhebliche Auswirkungen aufgrund resultierender gegenseitiger Beeinflussungen unterschiedlich stark erwärmter Bauteiltiefen können daher im Rahmen von

DTA / TG Untersuchungen nicht erfasst werden. Beispielsweise kommt es, wie in diverser Literatur<sup>176</sup> berichtet (vgl. Kapitel 2.1.2.3), im brandbeanspruchten Vollholzquerschnitt aufgrund von Diffusion und Rekondensation zu einer Feuchtigkeitsanreicherung im Querschnittsinneren mit Höchstwerten im Temperaturbereich um 100°C. Die maximal aufgestauten Holzfeuchten erfahren mit zunehmender Bauteiltiefe jedoch einen nur sehr geringen weiteren Zuwachs. Die bei reinem Vollholz (ILV-1 – Vollholz-1) zeitlich immer weiter ausgedehnte Phase der Wasserverdampfung ist somit vorrangig auf den zunehmend verminderten Eintrag von Wärme in tieferen Bauteilschichten zurückzuführen.

Über eine Analyse der Temperaturzuwachsrate eines brandbeanspruchten Vollholzquerschnitts (ILV-1 – Vollholz – 1) konnten durch Linearisierung des Kurvenverlaufs Temperaturzonen im Zusammenhang mit der Wasserverdampfung abgeleitet werden. Im Anschluss an den deutlich verzögerten Temperaturanstieg mit Minimalwerten im Bereich um 100°C steigen die Temperaturzuwachsrate der Bauteiltemperaturen wieder stetig an. Ab ca. 120°C kann in eine Verflachung des Kurvenverlaufs festgestellt werden, auf die ab ca. 150°C wieder ein annähernd gleichmäßiger, geringer Anstieg folgt. (Abbildung 3.52).

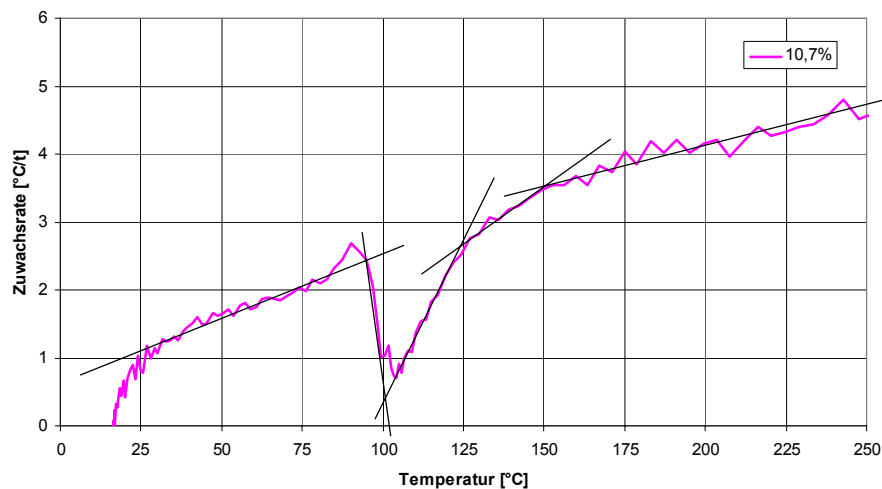


Abbildung 3.52: Verlauf der Zuwachsrate der Querschnittstemperatur von Vollholz (475kg/m<sup>2</sup>, 10,7%) in 30mm Bauteiltiefe (ILV-1 – Vollholz – 1).

Dieser Ansatz, zur Erfassung des Ablaufs der Wasserverdampfung wird auch von den in Kapitel 0 dargestellten Ergebnissen von DTA/TG Untersuchungen untermauert. Darin wurde festgestellt, dass es bis ca. 150°C zu einer Masseabnahme infolge endothermer Prozesse (Phasenübergang der Holzfeuchte) im Ausmaß der Masseanteile der Holzgleichsfeuchtigkeit kommt, wobei bei ca. 120°C eine Reduktion des Masseverlusts festgestellt wurde. Ab ca. 150°C kommt es dann zu einem anhaltend nahezu gleich bleibenden deutlich geringeren Masseabbau (Abbildung 3.53).

<sup>176</sup> Fredlund (1988), Schaffer (1984), White (1981)

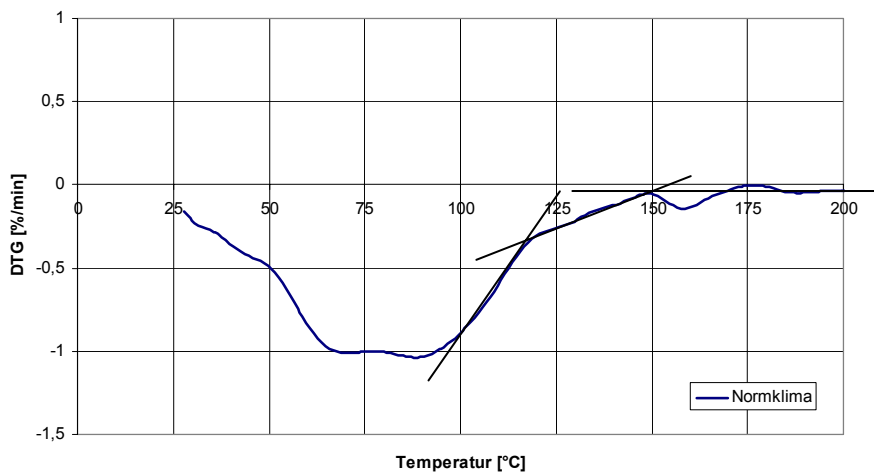


Abbildung 3.53: Steigungsverlauf (erste Ableitung) der TG-Versuchsergebnisse hinsichtlich der thermischen Reaktionen von Fichtenholz (Normklimalagerung) bei einer Heizrate von 5K pro Minute.

Diese Beobachtungen zum Verlauf der Wasserverdampfung können mit dem strukturellen Aufbau von Holz erklärt werden. Die im Holz vorhandene Feuchte ist sowohl in den Kapillaren als auch in den Zellwänden vorhanden, und kann unterschiedlich leicht entweichen, bzw. verdampft werden, da sich im Zuge der Austrocknung die Hoftüpfel verschließen.

Die im Rahmen des Brandversuchs aufgezeichneten Temperaturverläufe im Bauteilinneren des darrtrockenen brandbeanspruchten Vollholzquerschnitts lassen erwartungsgemäß keinen klaren Verdampfungsbereich im Querschnittsinneren erkennen. Aufgrund des bei der Verbrennung freigesetzten Wassers in der Größenordnung von ca. 8,6% der Ausgangsmasse des Holzes (vgl. Gl.1), ist jedoch auch bei darrtrockenem Holz von einer geringfügigen Feuchteanreicherung der Holzschichten bis zu Temperaturen um 100°C zu rechnen. Die temperaturkompensierten Feuchtemessungen im Rahmen von Versuchsreihe ILV-4 untermauern diese Aussage, da hierbei auch im Fall der Verbundquerschnitte ohne eingefügte Dampfsperre ein Feuchtigkeitsanstieg zwischen 6,5% und 10,4% festgestellt werden konnte.

Der bei der Simultanen Thermoanalyse von darrtrockenem Holz – wenn auch nur in der Höhe von ca. 4% – aufgezeichnete Masseverlust im Zusammenhang mit der Wasserverdampfung ist jedoch auf versuchstechnische Details bei Versuchsdurchführung zurückzuführen. (Aufgrund der Zeitdauer, bis der Versuch gestartet werden kann (Probenlagerung bei 103°C) nimmt der Probekörper wieder Feuchtigkeit aus der Raumluft auf).

### Masseverlauf von Holz als Funktion der Temperatur

Wesentliche Auswirkungen auf das thermische Verhalten von Holz übt die Zusammensetzung der während der thermischen Beanspruchung vorliegenden Umgebungsluft aus. Die zu Vergleichszwecken anstatt der Luftatmosphäre unter Stickstoff durchgeführte Materialanalyse „MAT-1 – Vollholz – 3“ zeigt einen deutlich veränderten Verlauf der thermischen Reaktionen über die Temperatur, begleitet von einem verzögerten Masseverlust. Grund dafür sind die unter Stickstoffatmosphäre unterbundenen Oxidationsreaktionen. Die dabei festgestellten Tendenzen der Veränderungen des Materialverhaltens können mit dem Einfluss der Verdrängungswirkung ausströmender Pyrolysegase ( $\text{CO}$ ,  $\text{CO}_2$ ) in brandbeanspruchten Holzquerschnitten konstruktionsüblicher Dimensionen verglichen werden. Die dadurch auf ähnliche Weise bewirkten verminderten Oxidationsreaktionen des Holzes rechtfertigen die Angaben in EN 1995-1-2 bezüglich des verzögerten Masseverlusts ab ca.  $350^\circ\text{C}$  bzw.  $400^\circ\text{C}$  und ermöglichen erst nach weitgehendem Abschluss der Ausgasungsphase eine zunehmende Zersetzung der Kohleschicht (in Form eines Glutbrandes).

### 3.3.8.3 Wesentliche Effekte bei Holzverbundbauteilen

#### Einfluss der eingefügten Stahlplatte und ihrer dampfsperrenden Wirkung

Bei der vergleichenden Betrachtung des Temperaturverlaufs der geklebt hergestellten Verbundquerschnitte mit jenem von Vollholz, wird der Kühleffekt aufgrund des Materialverbundes von Holz und Stahl im Brandfall deutlich. Gleichzeitig fällt der zeitlich veränderte Temperaturbereich der Wasserverdampfung im Fall des Holz-Stahl-Verbundes auf (Abbildung 3.54).

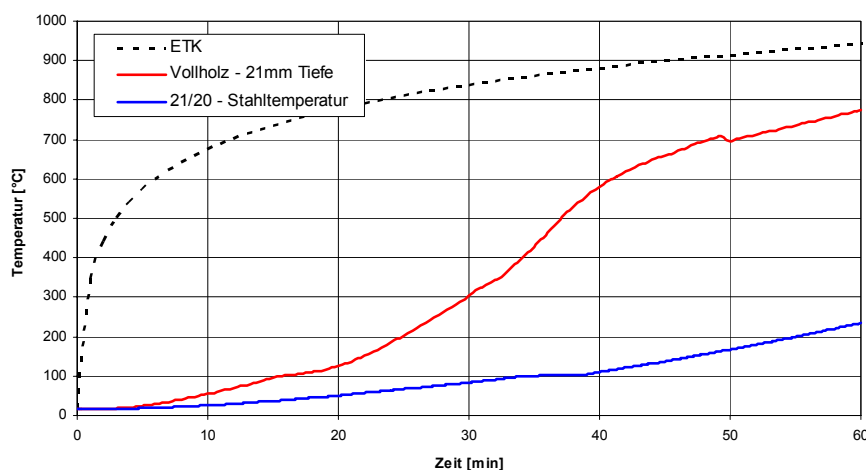


Abbildung 3.54: Vergleich der Temperaturentwicklung in 21mm Bauteiltiefe in einem Vollholzquerschnitt (ILV-1 – Vollholz – 1) und einem geklebten Holz-Stahl-Verbundquerschnitt mit 21mm Vorholz und 20mm Stahl (VAV-1 – HSV 21/20 – 4).

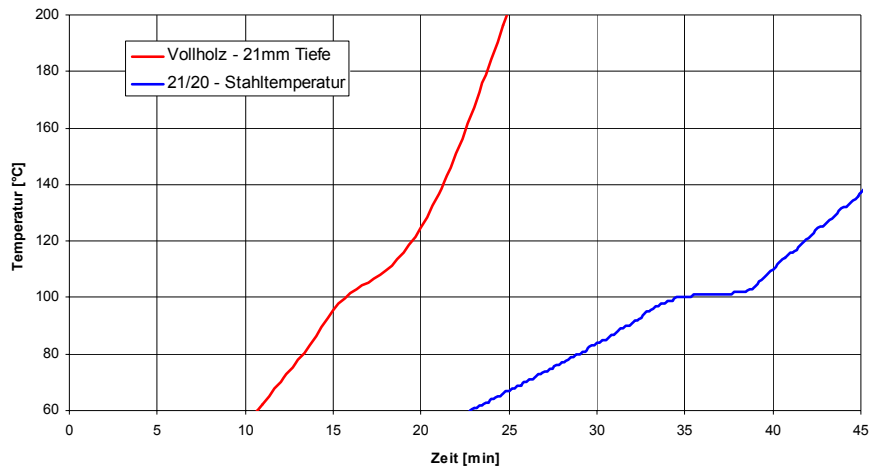


Abbildung 3.55: Vergleich der Temperaturentwicklung im Teilbereich der Wasserverdampfung in 21mm Bauteiltiefe in einem Vollholzquerschnitt (ILV-1 – Vollholz – 1) und einem geklebten Holz-Stahl-Verbundquerschnitt mit 21mm Vorholz und 20mm Stahl (VAV-1 – HSV 21/20 – 4).

Eine Analyse der zeitlichen Temperaturveränderung ( $\Delta K/20s$ ) verdeutlicht, dass es im direkten Vergleich eines Vollholz- und eines Holz-Stahl-Verbundquerschnitts, zu einem wesentlich markanter abgegrenzten Temperaturbereich der Wasserverdampfung des an der Stahlplatte aufgestauten Wassers kommt (Abbildung 3.56).

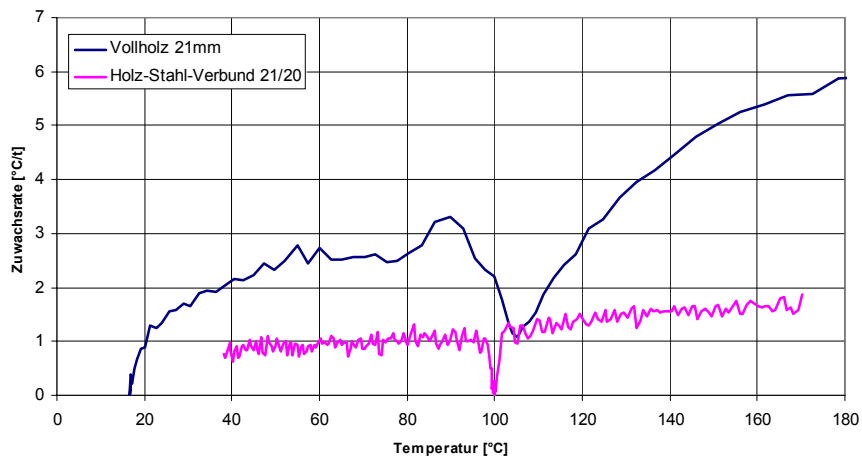


Abbildung 3.56: Vergleich der zeitlichen Temperaturveränderung ( $\Delta K/20s$ ) in einer Bauteiltiefe von 21mm des Holz-Stahl-Verbundquerschnitts ILV-3 – HSV 21/20 – 2 und des Vollholzquerschnitts ILV-1 – Vollholz – 1.

Die in brandbeanspruchten Holzquerschnitten ins Querschnittsinnere parallel zur Abbrandgrenze abwandernde Zone erhöhter Holzfeuchtigkeit findet in der Stahloberfläche eine unüberwindbare Barriere. Im Gegensatz zum reinen Vollholzquerschnitt findet der überwiegende Teil der Wasserverdampfung im Holz-Stahl-Verbundquerschnitt in einem Bereich bis knapp über 100°C statt. Die aufgrund der vollständigen Unterbrechung der Holzstruktur aufgestaute Feuchtigkeit, die nunmehr als

Oberflächenkondensat an der Stahlplatte bzw. den direkt angrenzenden Holzschichten vorliegt, muss vollständig verdampfen, ehe ein weiterer Temperaturanstieg dieses Bauteilquerschnitts möglich ist. Ein sich über einen Temperaturbereich erstreckendes Verdampfungsverhalten von ca. 100°C bis z.B. 150°C, wie es in beanspruchten Vollholzquerschnitten vorliegt, kann aufgrund vollständiger Unterbrechung der Holzstruktur im Bereich der Materialfuge zwischen Holz und Stahl ausgeschlossen werden.

Der im Rahmen der Versuchsreihen ILV-4 und ILV-5 durchgeführte Einbau einer Aluminiumfolie in unterschiedlichem Abstand zur brandbeanspruchten Oberfläche, bzw. bei varrierter Ausgangsfeuchte Holzfeuchte, verdeutlichte die alleinigen Auswirkungen einer wasserdampfdichten Folie auf den Temperaturverlauf, ohne den zusätzlich verzögernd wirkenden Einfluss der hohen Wärmespeicherfähigkeit der Stahlplatte. Für die weitere Analyse des Werkstoff- / Bauteilverhaltens im Brandfall war eine Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse mit jenen der brandbeanspruchten Vollholzquerschnitte, sowie jener Verbundquerschnitte mit Dampfsperre notwendig und wird im Folgenden angeführt.

Durch den Einbau einer Aluminiumfolie im Inneren von Holzquerschnitten parallel zur brandbeanspruchten Oberfläche kommt es zu einer markanten und deutlich längeren Haltephase im Temperaturbereich der Wasserverdampfung (99°C bis 101°C) im Vergleich zu den Holz-Holz-Verbundquerschnitten, die ohne Aluminiumfolie hergestellt wurden. Im direkten Vergleich zueinander kann eine Steigerung der Dauer der Haltephase von +54% im Temperaturbereich von 99°C bis 101°C bei einer Holzfeuchte von ~10% festgestellt werden (Abbildung 3.57).

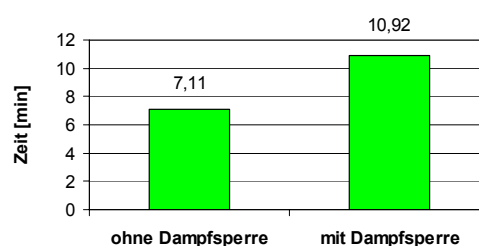


Abbildung 3.57: Einfluss der Dampfsperre bei 10% Holzfeuchtigkeit auf die Dauer der Haltephase im Temperaturbereich der Wasserverdampfung.  
(Versuche: ILV-4 – HHV 42/0 - 10% – 4 und ILV-4 – HAV 42/0,3 - 10% – 4)

Neben dem deutlichen Einfluss der Dampfsperrschicht zwischen zwei Holzstücken (in Form einer Aluminiumfolie) auf den Temperaturverlauf im Bereich des Phasenübergangs des im Holz vorliegenden Wassers, ist auffallend, dass eine Bauteilfuge, wie sie auch im Fall des Probekörpers ohne Aluminium existiert, bereits eine Beeinflussung des Temperaturverlaufs im Bauteilquerschnitt bewirkt. Ein direkter Vergleich des Temperaturverlaufs in 42mm Tiefe mit bzw. ohne Aluminiumfolie und einem reinen Vollholzquerschnitt bringt den Einfluss deutlich zum Ausdruck (Abbildung 3.58).

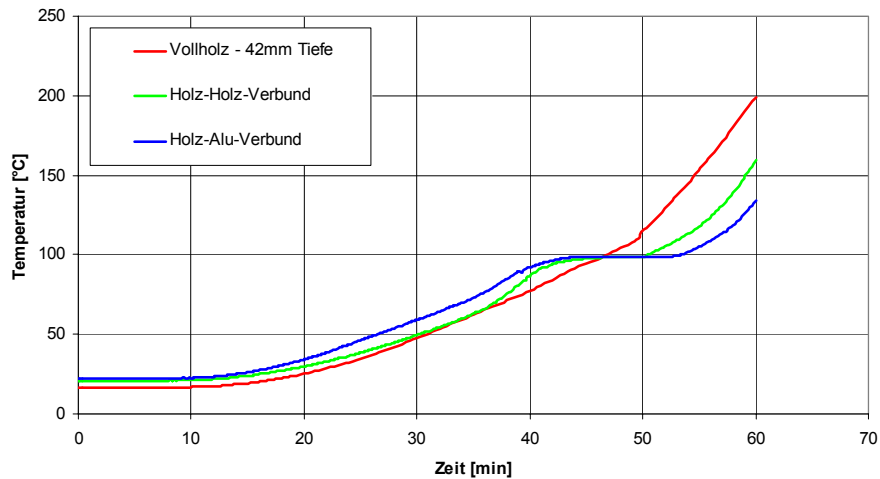


Abbildung 3.58: Vergleich des Temperaturverlaufs in 42mm Tiefe eines Vollholzquerschnitts mit dem eines Holz-Holz-Verbundquerschnitts und eines Holz-Alu-Verbundquerschnitts bei einer Holzfeuchte von ca. 10%. (Probekörper: ILV-1 – Vollholz – 1, ILV-4 – HHV 42/0 - 10% – 4 und ILV-4 – HAV 42/0,3 - 10% – 4).

Die vollflächige Durchtrennung der Zellstruktur des Holzes führt demnach bereits zu einer deutlichen Unterbrechung der Transportmechanismen im Querschnittsinneren. Die gehobelten Oberflächen der beiden aneinander angrenzenden Holzplatten (vor allem des Holzrückens), stellen dabei eine nicht zu vernachlässigende Barriere im Sinne einer Dampfbremse dar. Die zeitlich dennoch deutlich kürzer ausfallenden Haltephasen derartiger Holz-Holz-Verbundprobekörper können im vorliegenden Fall auch mit der Dichtheit der Materialfuge im Randbereich erklärt werden. Im Vergleich zu den Holz-Alu-Verbundquerschnitten fehlt im Fugenbereich der Holz-Holz-Verbundquerschnitte herstellungsbedingt eine seitliche Abdichtung gegen einen Feuchtigkeitsaustritt. Der geringere Diffusionswiderstand der Luftschicht ( $\mu = 1$ ) ermöglicht trotz ihrer nur minimalen Schichtdicke einen Abtransport der aus dem Vorholz austretenden Feuchtigkeit. Diese Begründung wird durch die Feststellung untermauert, dass diese Querschnitte ihre maximale Holzfeuchtigkeit bereits im Temperaturbereich um ca. 50°C erreichen. Der in die Materialfuge gelangende Dampfstrom kann weitgehend ungehindert parallel zur Plattenebene aus dem Querschnitt entweichen. Im Vergleich dazu erreichen reine Vollholzquerschnitte, bzw. Verbundquerschnitte (mit dampfdichterer Metalleinlage) das Feuchtemaximum erst kurz vor Beginn der Wasserverdampfung bei ca. 100°C.

Der Einfluss der hohen Wärmespeicherfähigkeit der Stahlplatte, zeigt deutliche Auswirkungen auf den gesamten Temperaturverlauf des Verbundquerschnitts. So erreichten die Holz-Alu-Verbundquerschnitte der Serie ILV-5 im Bereich der Materialfuge mitunter bereits nach ca. 10 Minuten eine Temperatur von rund 150°C (Holz-Alu-Holz).

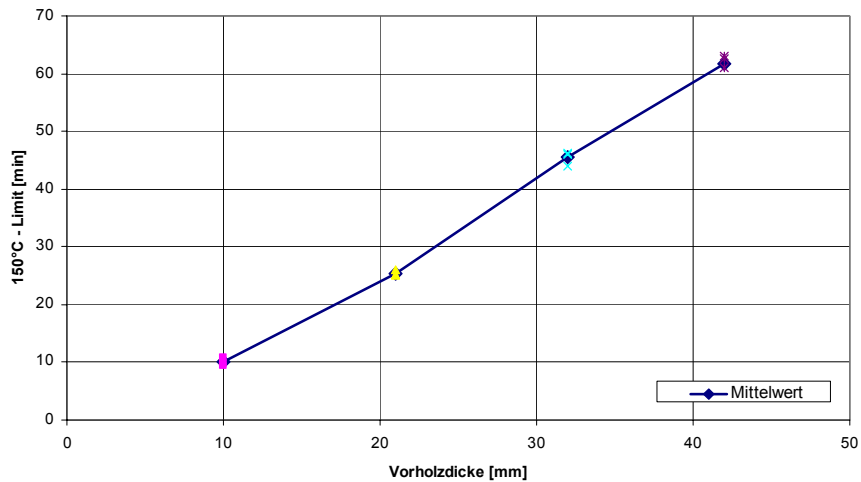


Abbildung 3.59: Zusammenhang zwischen Vorholzdicke und benötigter Zeitdauer bis zum Erreichen von ca. 150°C im Bereich der Aluminiumfolie der Verbundquerschnitte der Brandversuchsreihe ILV-5.

Die geklebten Holz-Stahl-Verbundquerschnitte hingegen erreichten diese Querschnittstemperatur im Bereich der Materialfuge Holz-Stahl erst in den letzten Minuten der einstündigen Brandbeanspruchung.

#### Einfluss der Vorholzdicke auf die Temperaturentwicklung von Holz-Stahl-Verbundquerschnitten

Im Rahmen der durchgeführten Brandversuche zeigte sich ein Zusammenhang der Vorholzdicke und der Dauer der Haltephase im Bereich der Materialfuge der Verbundquerschnitte. Durch die Analyse der Messdaten verschiedener Brandversuchsreihen (VAV-1, ILV-5 und ILV-6) konnte ein näherungsweise linearer Zusammenhang zwischen der zeitlichen Ausdehnung der durchschnittlichen Haltephase und der zugehörigen Vorholzdicke ermittelt werden (Abbildung 3.60). Die Haltephasen im Zusammenhang mit der Wasserverdampfung beschränken sich bei sämtlichen Verbundquerschnitten in ihrer Ausdehnung auf den Temperaturbereich von 99°C bis 101°C.

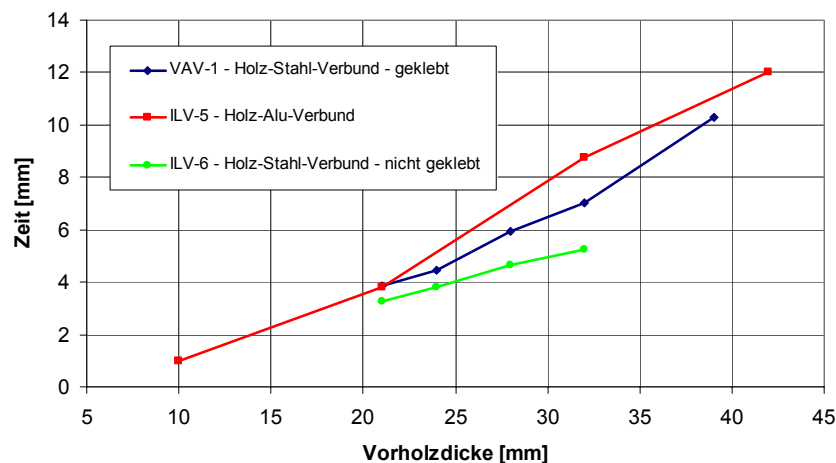


Abbildung 3.60: Vergleich der Haltephasen von geklebten (VAV-1) und nicht geklebten Holz-Stahl-Verbundquerschnitten (ILV-6), sowie jener Querschnitte mit Aluminiumfolie (ILV-5).



Die gemessenen Haltephasen lassen sich näherungsweise durch folgende Gleichungen darstellen ( $t = \text{Zeit [min]}$ ):

- Holz-Stahl-Verbundquerschnitte (VAV-1) (Gl. 24)

$$t = 0,3597d - 4,0523 \quad \text{Gl. 24}$$

$d$  Vorholzdicke: 21mm bis 39mm

Die Gleichung bezieht sich auf die Haltephase entlang der „heißen“ Seite der Stahlplatte und weist ein Bestimmtheitsmaß<sup>177</sup> von  $R^2 = 0,9832$  auf.

- Holz-Alu-Verbund (ILV-5) (Gl. 25)

$$y = 0,3547x - 2,9166 \quad \text{Gl. 25}$$

$d$  Vorholzdicke: 10mm bis 42mm

Das Bestimmtheitsmaß dieses linearen Zusammenhangs beträgt  $R^2 = 0,9894$ .

- Holz-Stahl-Verbund – nicht geklebt (ILV-6) (Gl. 26)

$$y = 0,1837x - 0,5826 \quad \text{Gl. 26}$$

$d$  Vorholzdicke: 21mm bis 32mm

Die Gleichung bezieht sich die Haltephase entlang der „heißen“ Seite der Stahlplatte. Das Bestimmtheitsmaß dieses linearen Zusammenhangs beträgt  $R^2 = 0,9944$ .

Die mit ansteigender Vorholzdicke im direkten Vergleich zu den geklebten Holz-Stahl-Verbundquerschnitten geringfügig längeren Zeitspannen sind auf die sehr dampfdichte Ausführungsweise der Versuchsaufbauten der Holz-Alu-Verbundprobekörper zurückzuführen, da die eingelegte Aluminiumfolie um die Seitenflächen bis zum Rand der brandbeanspruchten Oberfläche der Vorholzplatte umgeschlagen wurde und dadurch ein seitliches Austreten des Wasserdampfes im Bereich der Bauteilfuge (Holz-Aluminium) gänzlich verhindert wurde.

Die Dauer der Haltephasen der nicht geklebten Holz-Stahl-Verbundquerschnitte (ILV-6) war im direkten Vergleich zu den geklebten Holz-Stahl-Verbundquerschnitten als auch zu den nicht geklebten Holz-Alu-Verbundquerschnitten deutlich verringert. Die Materialfuge konnte (wie bereits im Vergleich zwischen Vollholz und lose aneinander gefügten Vollholzschichten beobachtet – vgl. Abbildung 3.58) der zur Stahlplatte hin abwandernde Anteil der Holzfeuchtigkeit einen deutlich

---

<sup>177</sup> Übereinstimmung der abgeleiteten Formel mit den Messdaten

geringeren Widerstand gegen seitliches Entweichen entgegensetzen, als dies im Fall der vollflächig verklebten, bzw. in Aluminiumfolie eingepackten Querschnitte festzustellen war.

Aufgrund dieser Ergebnisse wird davon ausgegangen, dass die Zeitdauer der Haltephasen geklebter Holz-Stahl-Verbundquerschnitte (VAV-1) vorwiegend im Zusammenhang mit der Wirkung der Stahlplatte als Dampfsperre und mit deren Abstand zur Ausgangsoberfläche (Vorholzdicke) stehen. Es konnte im Rahmen der Versuchsreihe ILV-5 – HAV eine eindeutige Tendenz hinsichtlich eines Anstiegs der Holzfeuchtigkeit bei zunehmender Vorholzdicke ermittelt werden.

#### Einfluss der Holzfeuchtigkeit auf das Brandverhalten von Holz-Stahl-Verbundquerschnitten

Wie in Kapitel 3.3.3 dargestellt konnte bei den Brandversuchen mit Vollholzquerschnitten (der Serie ILV-1) ein eindeutiger Zusammenhang zwischen dem Abbrandverhalten resp. der Abbrandrate und der Höhe der Ausgangsfeuchtigkeit von darrtrockenem und bei Normklima (20°C / 65% r.F.) gelagertem Holz hergestellt werden. Für darrtrockenes Holz wurde eine Abbranderhöhung von rund 24% ermittelt. Ähnliche Ergebnisse konnten mit Holz-Holz- bzw. Holz-Alu-Verbundquerschnitten der Serie ILV-4 (Kapitel 3.3.5.2) ermittelt werden. Eine Erhöhung der Holzfeuchte von 0% auf ca. 10% führte zu einer Verringerung der Abbrandrate um 24% bzw. 28%, während zwischen 10% und 18% Holzfeuchte sowohl bei einer Brandbeanspruchung von 30 als auch von 60 Minuten eine nahezu unveränderte Abbrandgeschwindigkeit ermittelt wurde. (vgl. Abbildung 3.32 und Abbildung 3.33)

#### Einfluss der Art des Materialverbundes und der Qualität der thermischen Kopplung auf das Brandverhalten von Holz-Stahl-Verbundquerschnitten

DTA/TG-Ergebnisse des verwendeten Klebstoffes (im Rahmen der Versuchsreihe MAT-2) zeigten, dass im Zusammenhang mit der Herstellung einer Klebefuge zwischen Holz und Stahl mit keinen zusätzlichen thermischen Reaktionen mit negativem Einfluss auf das thermische Verhalten des Verbundquerschnitts zu rechnen ist. Dies zeigte sich auch im Vergleich der Haltephasen der geklebten Holz-Stahl-Verbundquerschnitte und jener Querschnitte mit eingelegter Aluminiumfolie. In beiden Versuchsreihen kam es zur Ausbildung von Haltephasen vergleichbarer zeitlicher Dauer (vgl. Abbildung 3.60).

Die Ausbildung eines mechanischen Materialverbundes mit Hilfe von Schrauben oder aufgeschweißten Nagelplatten führte zu deutlich höheren maximalen Stahltemperaturen als beispielsweise bei verklebten Verbundquerschnitten. Daraus lässt sich ein klarer Zusammenhang mit der Anzahl der ins brandbeanspruchte Vorholz hineinreichenden Stahlstifte und der maximal erreichten Stahltemperatur ableiten (Abbildung 3.61).

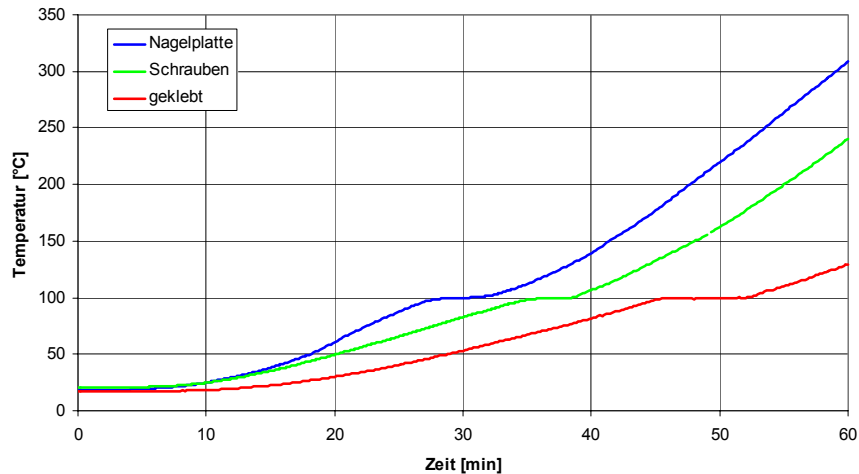


Abbildung 3.61: Vergleich der Temperaturentwicklung der „heißen“ Seite der Stahlplattenoberflächen der Probekörper der mittels Nagelplatten bzw. Schrauben hergestellten Verbundquerschnitte mit dem geklebten Querschnitt ILV-3 – HSV 30/10 – 1.

Die mitunter geringfügig höheren Stahltemperaturen der nicht geklebten Probekörper der VA-Versuchsreihe (VAV-1 – 24/15 - nicht geklebt) im Vergleich zu den ebenfalls nicht geklebten Probekörpern der Versuchsreihe ILV-6 stehen im Zusammenhang mit dem Flächenausmaß der geprüften Oberfläche. Die im nicht brandbeanspruchten äußeren Rand mit dem Holzrücken verschraubten Vorholzplatten (VAV-1) verfügten aufgrund ihrer größeren Probekörperoberfläche über einen schlechteren thermischen Oberflächenkontakt zur Stahlplatte. Im direkten Vergleich kam es aufgrund der kleineren Probekörperoberfläche der IL-Versuche zu geringeren abbrandbedingten Schwindverformungen der Vorholzplatte. Diese bildeten sich auch in den etwas längeren Zeitspannen der Haltephasen ab.

Tabelle 3-21: Vergleich der maximalen Durchschnittstemperatur in der 60. Brandminute der „heißen“ Stahloberfläche und der Haltephasen der Querschnittsdimension 24/15 der Serien im Grobofen der Versuchs- und Forschungsanstalt der Stadt Wien (VAV-1) und der Institutslaborversuche (ILV-6).

	Nicht geklebte Verbundquerschnitte VAV-1		Nicht geklebte Verbundquerschnitte ILV-6	
	Maximale Durchschnittstemperatur [°C]	Haltephase [min]	Maximale Durchschnittstemperatur [°C]	Haltephase [min]
Probekörper 1	164°C	2,57	144°C	3,23
Probekörper 2	191°C	0,93	148°C	4,33
Probekörper 3	193°C	2,47	143°C	3,80
Durchschnitt	182,7°C	1,99	145,0	3,79

### Eignung des Designkriteriums von maximal 200°C innerhalb der Stahlplatte der Verbundquerschnitte

Hinsichtlich der thermischen Kopplung der Bauteilschichten Holz und Stahl konnte festgestellt werden, dass das zu Beginn der Brandversuche gewählte 200°C Designkriterium, als maximale Solltemperatur der Stahlplatte am Ende des Brandversuchs, im Fall der geklebten Verbundquerschnitte als zutreffend angesehen werden kann. Bei einer während der gesamten Brandbeanspruchungsdauer von 60 Minuten weitestgehend intakt erhaltenen Kleberfuge, kommt es beim Überschreiten dieser Zieltemperatur zum vollständigen Verkohlen der gesamten Vorholzdicke. Der dadurch zerstörte Verbund von Holz und Stahl ermöglicht ein Abfallen der Vorholzplatte und verursacht eine unkontrollierte weitere Temperaturentwicklung der Stahlplatte. Für die Abweichung des 200°C Kriteriums der Stahlplatte von der für Vollholzquerschnitte definierten Abbrandgrenze (ca. 300°C) können mehrere Gründe angeführt werden:

- Die Schwankungen der tatsächlichen Temperatur an der Abbrandgrenze für Holz.
- Die Schichtdicke der Klebstofffuge von ca. 0,5mm.
- Der sehr steile Temperaturgradient in der Vorholzplatte, vor allem im Bereich der Materialfuge. Im Zusammenhang mit der enormen thermischen Trägheit der Stahlplatte kommt es zu einer erhöhten thermischen Beanspruchung der Vorholzschichten.
- Die Sperrwirkung der Stahlplatte unterbindet ein Ausströmen der Pyrolysegase tieferer Holzschichten. Dadurch wird eine Zersetzung der Vorholzplatte begünstigt. Dieser Effekt zeigt sich durch das bei zahlreichen Probekörpern beobachtete flammenlose Glühen der Vorholzplatte gegen Ende der Brandbeanspruchung.

Im Fall der nicht geklebten Querschnitte (ILV-6) wurde aufgrund einer sich bildenden Fuge zwischen Vorholz und Stahl im Zusammenhang mit Schwindverformungen des Vorholzes ein vergleichsweise gesteigerter Abbrand der Vorholzplatte festgestellt. Ab bereits ca. 150°C Stahltemperatur kommt es im Fall nicht geklebter Verbundquerschnitte zu einer weitgehenden Verkohlung der gesamten Vorholzdicke. Eine aufgrund der Fugenbildung verminderte thermische Kopplung der Materialschichten, sowie ein begünstigter Sauerstoffzutritt an die „kalte“ Vorholzoberfläche können als Erklärung der gesteigerten Verkohlung genannt werden. Eine ähnliche verminderte Wärmeübertragung zwischen Holz und Stahl konnte auch bei den alternativ geprüften mechanischen Verbindungsmitteln (ohne Kleber) (ILV-7) entlang der dem Brand abgewandten Seite der Stahlplatte beobachtet werden. Bei den beispielsweise auf die Stahlplatten beidseitig aufgeschweißten Nagelplatten wurde eine maximale durchschnittliche Stahltemperatur von 288°C gemessen. Während die Vorholzplatte bei diesen Temperaturen bereits vollständig verkohlt war, kam es an die Stahlplatte angrenzenden Holzrücken zu nur sehr geringfügiger Braunfärbung der Holzoberfläche. Da es sich um keinen zusätzlich verklebten Materialverbund handelte stellt die punktuelle Verschweißung der Nagelplatten mit der Stahlplatte einen schlechten thermischen Verbund zwischen der Stahlplatte und dem Holzrücken dar.

## 4 Simulationsmodell

Das im Rahmen der Dissertation erstellte Modell zur Berechnung der Temperaturverteilung in brandbeanspruchtem Vollholz bzw. Holz-Stahl-Verbundquerschnitten baut auf der am *Institut für Architekturwissenschaften – Tragwerksplanung und Ingenieurholzbau der TU-Wien* aufgebauten Temperaturfeldsimulation auf. Dieses setzt eine thermische Beanspruchung gemäß der Einheitstemperaturkurve (ETK) voraus und wird entsprechend den durchgeführten Versuchen sowohl hinsichtlich der Brandbeanspruchung als auch des geometrischen Aufbaus der untersuchten Querschnitte eindimensional gerechnet. Wie bereits bei den durchgeführten Versuchen erläutert, kann durch diese Einschränkung das Brandverhalten und die auftretenden physikalischen Effekte klarer ermittelt und analysiert werden. Eine mehrdimensionale Betrachtungsweise würde die Grundlagenuntersuchungen verkomplizieren und den Einfluss der einzelnen Parameter verwischen. Das vorliegende Modell gilt nicht für Brandbeanspruchungen, welche wesentlich von der ETK abweichen.

Aufgrund unzureichend genauer Übereinstimmung der oben angeführten Simulationsergebnisse mit den Versuchsergebnissen von Temperaturentwicklungen in brandbeanspruchten Holz- bzw. Holz-Stahl-Verbundquerschnitten auf Basis der Materialkennwerte in EC3 (EN 1993-1-2) und EC5 (EN 1993-1-2) (vgl. Kapitel 2.1.3 und Kapitel 2.2, sowie Kapitel 3.2.7 und 3.2.7.2), war eine Verbesserung des bisher verwendeten Materialmodells zwingend erforderlich. Im Folgenden wird daher insbesondere auf die Veränderungen / Verbesserungen im Gegensatz zur Modellierung nach EC3 und EC5 (Kapitel 3.2.7 und 3.2.7.2) eingegangen. Im Zusammenhang mit dem gewählten Designkriterium der Verbundquerschnitte – maximal 200°C in der Stahlplatte nach 60 Minuten Brandbeanspruchung – sind vorrangig Verfeinerungen im Temperaturbereich der Wasserverdampfung durchgeführt worden. Gleichzeitig stellt dieser Temperaturbereich auch den für Vollholzquerschnitte nicht ausreichend präzisierten Bereich dar.

### **4.1 Elementtypen aus dem Programm ANSYS zur Berechnung instationärer Temperaturfelder**

Das Finite-Elemente-Programm ANSYS (Release 10.0) stellt eine Vielzahl an Elementtypen zur Lösung ein- und mehrdimensionaler Probleme zur Verfügung, die auszugsweise im Folgenden angeführt und dabei kurz erläutert werden. Zur rechnerischen Berücksichtigung von Strahlungs- und Konvektionseffekten bei den simulierten Querschnittsgeometrien ist es notwendig, ein zumindest zweidimensionales Element zu wählen.

#### 4.1.1.1 2D Element „Plane55“

In dieser Arbeit wurde das thermische Element „Plane55“ zur Netzgenerierung der untersuchten Querschnittsgeometrien verwendet. Es ist aus vier Knoten mit jeweils einem Freiheitsgrad (Temperatur) aufgebaut und ist zur Berechnung der Wärmeleitung (Gl. 17) ausgelegt (Abbildung 4.1). Weiters ermöglicht es die Berücksichtigung der thermischen Beanspruchung über Konvektion als „Last“ an der Oberfläche des zu untersuchenden Querschnitts gemäß Gl. 23. Der Wärmeübergangskoeffizient wird in Übereinstimmung mit der Literatur<sup>178</sup> mit  $\alpha = 25\text{W}/\text{m}^2\text{K}$  angesetzt.

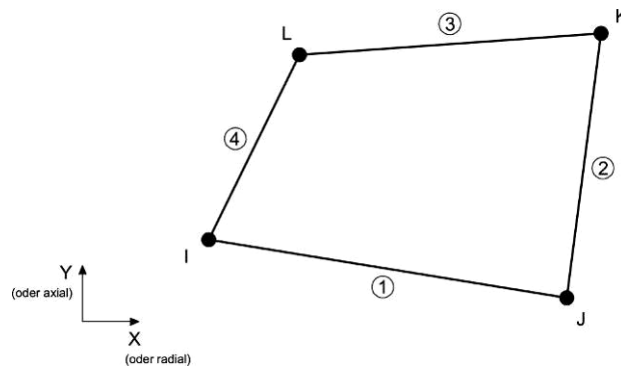


Abbildung 4.1: Schematische Darstellung des zweidimensionalen Elements „Plane55“ mit seinen Knoten I, J, K und L.<sup>179</sup>

#### 4.1.1.2 2D Oberflächenelement „Surf151“

Mittels des zweidimensionalen Oberflächenelements „Surf151“ werden Oberflächeneffekte wie z.B. der Wärmeeintrag durch Strahlung mit Hilfe des Knoten „K“ als strahlende Quelle (außerhalb des untersuchten Querschnitts) gemäß Gl. 22 berücksichtigt (Abbildung 4.2). Der effektive Emissionsgrad wird gemäß den Angaben in EN 1991-1-2 mit  $\varepsilon_{ges} = 0,8$  angesetzt.

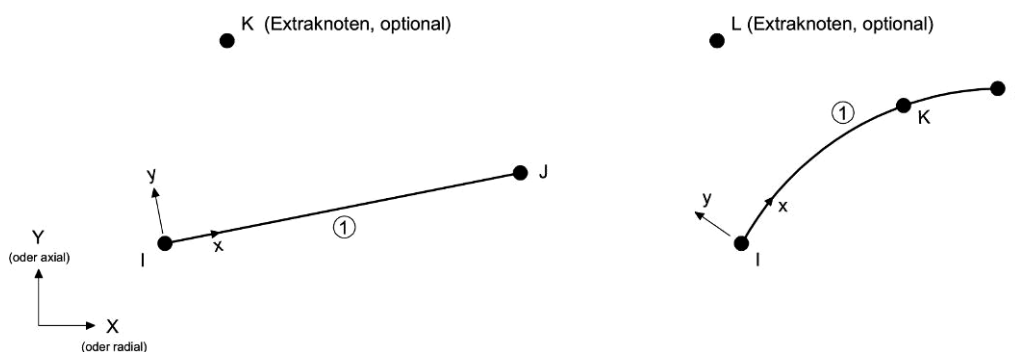


Abbildung 4.2: Schematische Darstellung des Oberflächenelements „Surf151“ mit seinen Knoten I und J, sowie dem Extraknoten K, zur Berücksichtigung von Strahlungseffekten.<sup>180</sup>

<sup>178</sup> VDI-Wärmeatlas (2006), Schneider (2006), Klingsch et al. (1993), Frangi (2001), Povel (2002)

<sup>179</sup> ANSYS (2005)

<sup>180</sup> ANSYS (2005)

## **4.2 Eindimensionales Modell zur Berechnung der Temperaturverteilung in brandbeanspruchten Vollholz- und Holz-Stahl-Verbundquerschnitten**

### **4.2.1 Materialmodell für brandbeanspruchtes Vollholz**

Das Materialmodell zur thermischen Modellierung eines brandbeanspruchten Holzquerschnitts wird in mehrere Temperaturzonen bzw. Phasen der thermischen Zersetzung unterteilt. Jede zu modellierende Phase / Schicht (H-I bis H-VIII, Ü-I bis Ü-VIII, etc.) wird im Folgenden im Zusammenhang mit ihren in der Simulation zu berücksichtigenden Temperatur- und Feuchteänderungen bzw. Materialumwandlungen beschrieben .

Phase H-I (Holz – Phase I) stellt das thermisch bis maximal 60°C beanspruchte Holz mit unveränderter Holzfeuchte bzw. einen weitestgehend im Ausgangszustand befindlichen Querschnittsbereich dar. In Phase H-II wird das Holz auf eine Temperatur bis vor Beginn der Wasserverdampfung (< 98°C) erwärmt.

Die mit Phase H-III anschließende Verdampfung führt zu einem Feuchtigkeitstransport sowohl in Richtung der Oberfläche des Querschnitts, aber auch in die noch kühleren Materialschichten (Phase H-II) wo die Feuchte wieder kondensiert. Bei einer Ausgangsfeuchte von 12% kommt es so in Phase H-II zu einem Feuchteanstieg auf ca. 18% (Kapitel 2.1.2). Die Verdampfung ab 98°C (H-III) ist (im vorliegenden Fall der Brandbeanspruchung gemäß der Einheitstemperaturkurve) gemäß den Versuchsergebnissen in die Bereiche bis 120°C bzw. 150°C unterteilt.

In Phase H-IV (< 200°C) kommt es zu einer rascher voranschreitenden Erwärmung des Holzes ohne nennenswerten Masseabbau (Abbildung 4.3a). Ab rund 200°C (Phase H-V) ist mit einer beginnenden thermischen Zersetzung der Holzstruktur zu rechnen. Der eigentliche Abbrand, d.h. die Verkohlung (Pyrolyse) des Holzes wird in Phase H-VI modelliert und beginnt mit 300°C. Dabei kommt es zu exothermen Reaktionen und einem erheblichen Masseverlust bei der Umwandlung von Holz in Holzkohle (Abbildung 4.3b).

Ab 500°C ist die Pyrolyse weitgehend abgeschlossen (H-VII), wodurch der Sauerstoffzutritt in dieser Schicht zunehmend ermöglicht wird und der Abbau des Kohlenstoffgerüsts beginnt. Der anfängliche Flammenbrand geht in dieser Phase in einen Glutbrand über. In der abschließenden Phase der thermischen Zersetzung im Bereich ab 800°C (H-IIIIV) schreitet der Abbau der Holzkohle deutlich beschleunigt voran, was sich durch einen nochmals ansteigenden Masseverlust abzeichnet (Abbildung 4.3c).

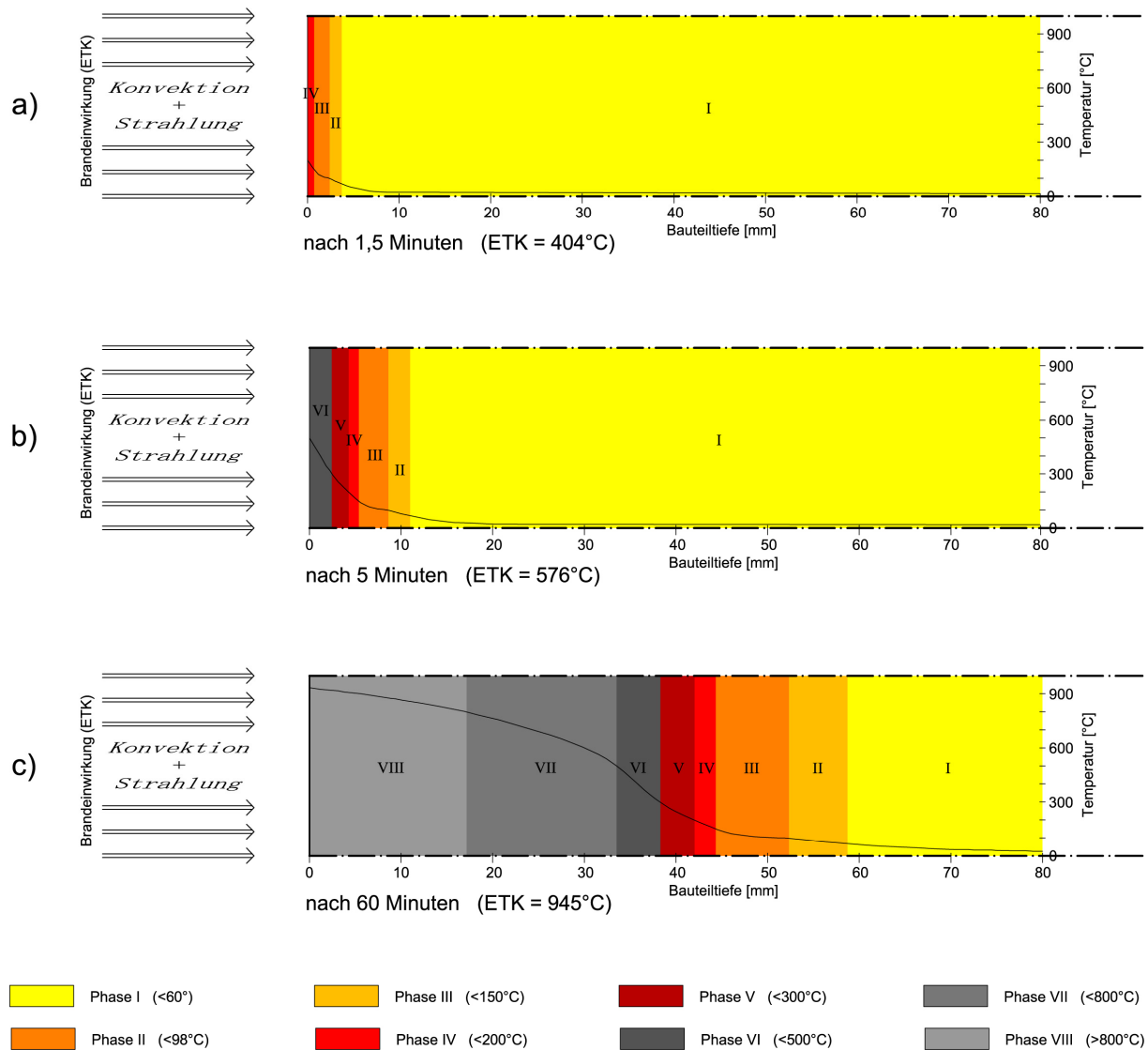


Abbildung 4.3: Phasen der thermischen Zersetzung (H-I bis H-VIII) im einseitig brandbeanspruchten Vollholzquerschnitt während 60 Minuten Brandbeanspruchung gemäß ETK. (Die Gesetze für Konvektion und Strahlung sind in Kapitel 2.4 erläutert)



#### 4.2.2 Materialmodell für brandbeanspruchte Holz-Stahl-Verbundquerschnitte

Für die Modellierung der Holz-Stahl-Verbundquerschnitte wird das Modell des Vollholzquerschnitts geometrisch um den eingebetteten Stahlquerschnitt und die an seine beiden Oberflächen angrenzenden Kleberschichten erweitert. Die Kleberschichten werden dabei hinsichtlich der Materialkennwerte nochmals in jene entlang der „heißen“ (Kh) bzw. „kalten“ (Kk) Stahlseite unterteilt. Während sowohl Vorholz- und Stahldicke innerhalb der Modellierung variiert werden, bleiben die Dicke des Holzurückens (200mm) und jene der Kleberschichten (je 0,5mm) konstant. Zur Berücksichtigung der in Kapitel 2 und Kapitel 3 beschriebenen Punkte zum Brandverhalten von Holz-Stahl-Verbundquerschnitten – im Zusammenhang mit der dampfsperrenden Wirkung und der hohen Wärmekapazität der Stahlplatte – wird eine 3mm dicke Schicht des Vorholzes im Übergangsbereich zur Stahlplatte (bzw. zur Kleberschicht) über ein erweitertes Materialmodell (basierend auf jenem von Holz) modelliert. In diesem Bereich des Vorholzes, der im Folgenden als „Übergangsschicht“ bezeichnet wird, müssen die folgenden über das Vollholzmodell hinausgehenden physikalischen Effekte des Holz-Stahl-Verbundes berücksichtigt werden:

- Den Feuchtigkeitsstau im Zusammenhang mit der Stahlplatte ab 60°C
- Die Abhängigkeit der nahe der Stahlplatte maximal aufgestauten Feuchtigkeit von der Dicke der Vorholzplatte
- Die „komprimierte“ Verdampfung der aufgestauten Feuchtigkeit im Temperaturbereich bis 102°C
- Das veränderte thermodynamische Materialverhalten ab 60°C bis zum Temperaturbereich der Wasserverdampfung im Zusammenhang mit der dampfsperrenden Wirkung der Stahlplatte

Die Berücksichtigung dieser Effekte innerhalb der nur 3mm dicken Übergangsschicht hängt auch mit der Positionierung der Messsonden (Feuchtigkeit, Temperatur) innerhalb der untersuchten Probekörper zusammen. Eine weitere Diskretisierung der Feuchteverteilung bzw. Temperaturverteilung innerhalb der Vorholzplatte zur schichtweisen sukzessiven Anpassung der Materialkennwerte, ist aufgrund der vorliegenden Untersuchungen nicht gesichert möglich und würde keine Verbesserung hinsichtlich den Berechnungen zur Temperaturentwicklung der Stahlplatte bewirken. Abbildung 4.4 zeigt den Verlauf der thermischen Zersetzung eines Holz-Stahl-Verbundquerschnitts unter ETK-Bedingungen von bis zu 60 Minuten Brandbeanspruchung.

Phase H-I steht für Holzschichten, die sich hinsichtlich Temperatur und Holzfeuchte weitgehend im Ausgangszustand befinden (<60°C). Phase Ü-I (Übergangsschicht – Phase I) entspricht in diesem Stadium Phase H-I. Auch die Kleberschichten befinden sich hinsichtlich der Feuchtigkeit im Ausgangszustand (Abbildung 4.4a).

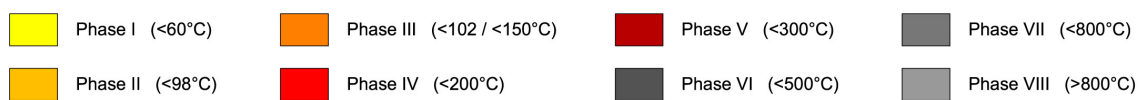
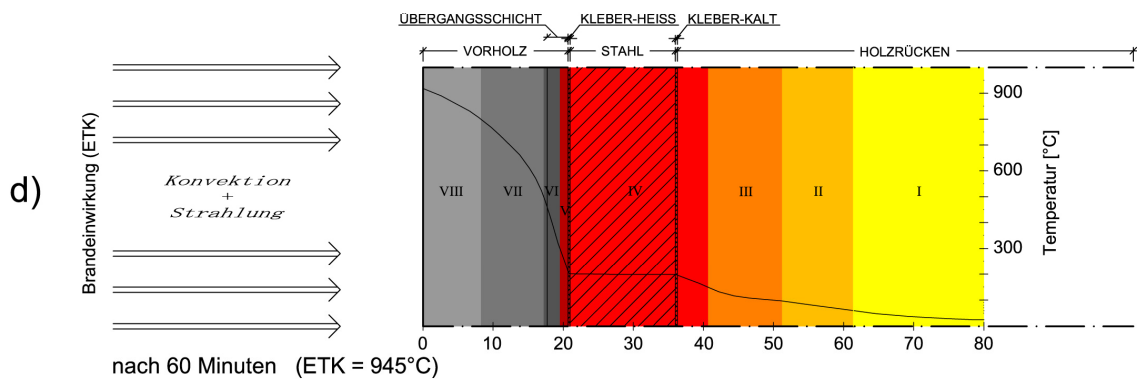
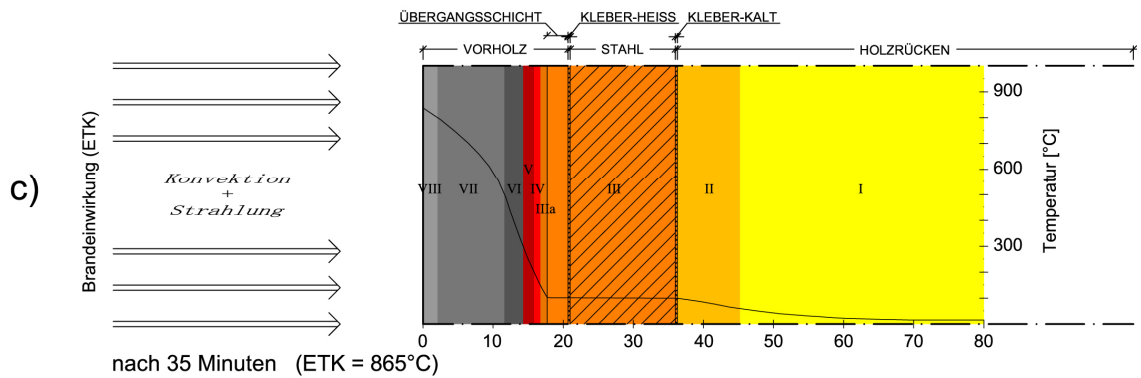
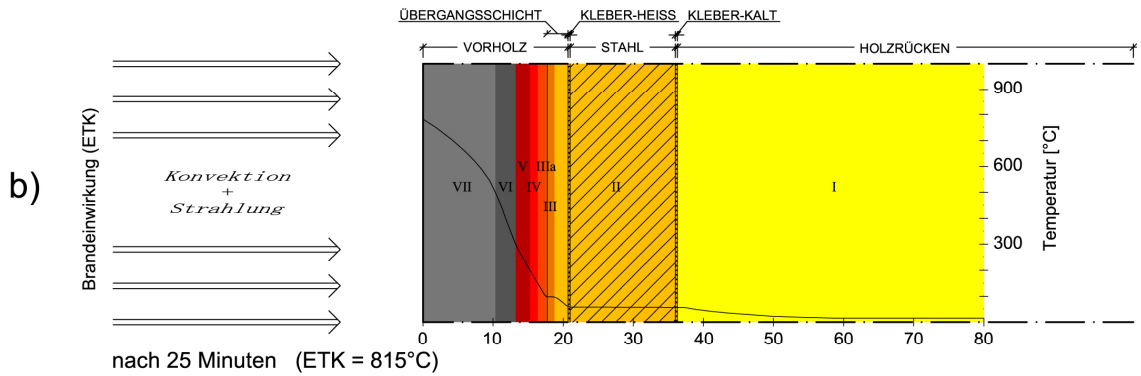
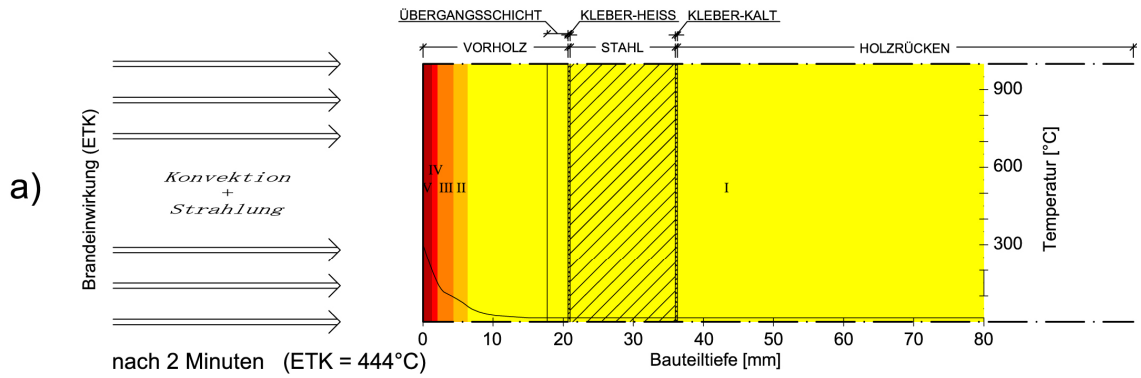


Abbildung 4.4: Phasen der thermischen Zersetzung (H-I bis H-VIII) im einseitig brandbeanspruchten Holz-Stahl-Verbundquerschnitt während 60 Minuten Brandbeanspruchung gemäß ETK.  
(Die Gesetze für Konvektion und Strahlung sind in Kapitel 2.4 erläutert)

Während die Vorholzplatte (mit Ausnahme der Übergangsschicht) die weiteren Phasen der Temperaturentwicklung (entsprechend jenen von Vollholz) durchläuft, kommt es durch räumliches Fortschreiten von Phase H-III in der Übergangsschicht und der „heißen“ Kleberschicht (Kh) zum Feuchtigkeitsanstieg ab 60°C - in Abhängigkeit der Vorholzdicke. Die bis an die Stahlplatte diffundierende Feuchte aus dem Vorholz kondensiert an der Oberfläche der Stahlplatte und führt dadurch auch innerhalb der Übergangsschicht zu Holzfeuchtigkeiten weit oberhalb der Fasersättigung. Diese Phase wird als Ü-II bzw. Kh-II bezeichnet (Abbildung 4.4b). Nachdem die Temperatur der Übergangsschicht bzw. Kleberschicht an der „heißen“ Seite der Stahlplatte auf > 98°C angestiegen ist, werden diese als Phase Ü-III bzw. Kh-III modelliert. Dabei wird berücksichtigt, dass die dahinter liegende Stahlplatte eine Feuchteabwanderung in tiefere Querschnittsbereiche verhindert und eine vollständige Verdampfung und Abtrocknung der gesamten in diesen dünnen Materialschichten aufgestauten Feuchtigkeiten in Richtung brandbeanspruchter Oberfläche erzwingt. Der Temperaturbereich dieser Verdampfung ist im Zusammenhang mit der Ausbildung der Materialfuge Holz-Stahl (Unterbrechung der Transportvorgänge und Auftrennung der Zellstruktur von Holz) bis maximal 102°C beendet. Dabei kommt es aufgrund der zur Abtrocknung des feuchten Holzes benötigten Zeitspanne zur Ausbildung einer Haltephase in der Temperaturentwicklung der Stahlplatte, in Abhängigkeit der Menge aufgestauter Feuchtigkeit (Abbildung 4.4c).

Erst nach vollständiger Austrocknung der Materialschichten auf der „heißen“ Seite der Stahlplatte kommt es zu deren weiteren Erwärmung (Phase Ü-IV, Kh-IV). Diese Phase der thermischen Zersetzung ist mit maximal 200°C begrenzt und steht in Übereinstimmung mit dem gewählten Designkriterium (maximal 200°C in der Stahlplatte).

Während im Vorholz Phase H-VI und höher vorliegt, in der die Pyrolyse des Holzes abläuft, kann es auch in der Übergangs- und Kleberschicht (Kh) mitunter zur Ausbildung von Phase Ü-V bzw. Kh-V kommen. Zu diesem Zeitpunkt ist das Designkriterium der Verbundquerschnitte erfüllt, bzw. nahezu überschritten (Abbildung 4.4d). Wie die Versuche zeigten, kann nur bis zu einer Stahltemperatur von  $\leq 200^{\circ}\text{C}$  ein Verkohlen der gesamten Vorholzplatte verhindert und so ein Abfallen / Ablösen dieser schützend wirkenden Schicht vermieden werden. Kommt es zum Verlust der Vorholzplatte (Abfallen) kann eine Berechnung der weiteren Temperaturentwicklung nicht mehr weitergeführt werden, weil sich die geometrischen Verhältnisse geändert haben.

Die Modellierung der Kleberschicht an der „kalten“ Stahloberfläche (Kk) beinhaltet im Gegensatz zu jener auf der „heißen“ Seite keine Feuchteanreicherung. Auch die Modellierung der Stahlplatte bleibt im Zusammenhang mit den im Verbundquerschnitt auftretenden physikalischen Effekten (Feuchtestau, Verdampfen) unverändert.

### 4.2.3 Modellgeometrie für brandbeanspruchtes Vollholz

Die thermische Simulation von brandbeanspruchten Vollholzquerschnitten wird anhand von 1mm breiten Streifen durchgeführt, deren Länge 200mm beträgt. An der linken Schmalseite wird über Konvektion und Strahlung eine Temperaturbeanspruchung gemäß der Einheitstemperaturkurve aufgebracht. Die übrigen Seitenkanten der Geometrie werden vom Programm im Sinne von Symmetrieachsen als adiabatische Systemgrenzen behandelt.

Die Netzgenerierung der Geometrie ist so gewählt, dass ein Optimum hinsichtlich der Genauigkeit der errechneten Querschnittstemperaturen bei gleichzeitig noch vertretbarem Rechenaufwand erzielt werden kann. Dabei werden für die Vollholzgeometrie zwei unterschiedliche Maschenweiten ausgewählt. Für die erste Hälfte des 1mm dünnen Materialstreifens, mit der brandbeanspruchten Oberfläche am vorderen Ende, kommt eine Maschenweite von 0,25mm zum Einsatz. Diese wird in der zweiten Hälfte der Modellgeometrie aufgrund der dort nur noch minimalen thermischen Beanspruchung auf 0,5mm verdoppelt. Die ebenfalls hinsichtlich Ergebnisgenauigkeit und Rechenaufwand optimierte Rechenschrittweite für die 60 Minuten dauernde thermische Brandbeanspruchung beträgt 10 Sekunden. Eine Halbierung der Rechenschrittweite auf 5 Sekunden führt zu einer Differenz der errechneten Temperaturen zwischen 0,05°C und 0,3°C in Abhängigkeit der Bauteiltiefe.

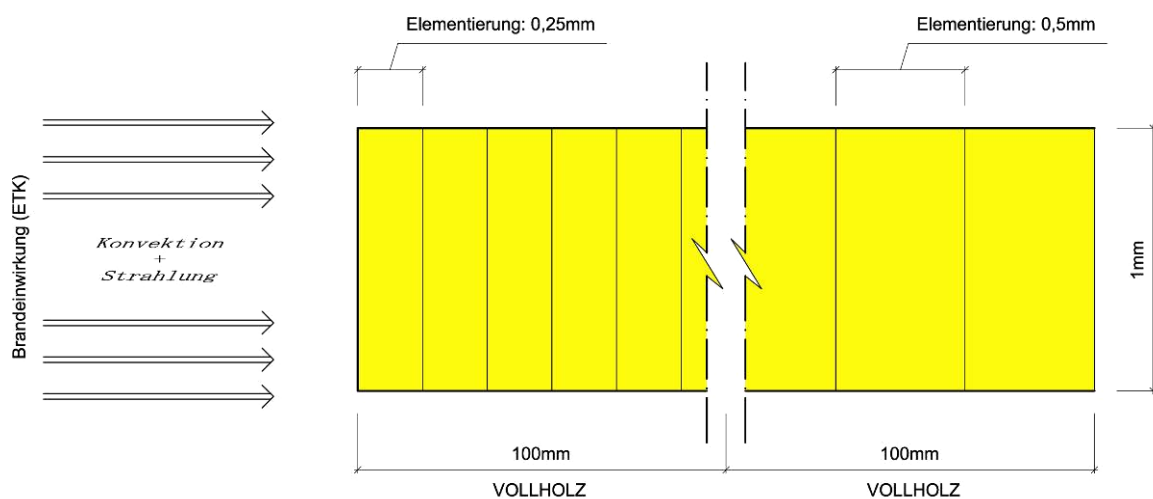


Abbildung 4.5: Modellgeometrie und Elementierung eines einseitig brandbeanspruchten Vollholzquerschnitts.

#### 4.2.4 Modellgeometrie für brandbeanspruchte Holz-Stahl-Verbundquerschnitte

Das Holz-Stahl-Verbundmodell ist eindimensional aufgebaut und übernimmt die streifenförmige Geometrie des Vollholzmodells. Die verschiedenen Materialien der Modellquerschnitte, sind thermisch nahtlos miteinander verbunden. Das bedeutet, dass die Materialschichten direkt aneinandergrenzen und dabei entlang der Materialgrenze gemeinsame Elementknoten besitzen. An eine als Vollholz simulierte Holzschicht in der Dicke zwischen 17mm und 38mm schließt die 3mm dicke als „Übergangsschicht“ simulierte Holzzone an, wodurch sich in Summe eine Vorholzdicke zwischen 20mm und 41mm ergibt. Der im Rahmen der Versuche mittels Kleberschicht hergestellte Verbund zwischen Holz und Stahl ist in die Simulation in Form einer 0,5mm dicken Kleberschicht zu beiden Seiten der Stahlplatte übernommen. Die Dicke der Stahlplatte wird ebenfalls übereinstimmend mit den durchgeführten Versuchen  $\leq 20\text{mm}$  variiert. Ein nach hinten abschließender Holzrücken wird konstant mit 100mm Dicke simuliert.

Die Netzgenerierung der Verbundgeometrie wird je Materialschicht in Abhängigkeit der sich einstellenden Temperaturgradienten unterschiedlich gewählt. Während das Vorholz in ein Raster von 0,5mm unterteilt ist, stellt für die Übergangs- und Kleberschichten eine Teilung von 0,125mm die optimale Maschenweite dar. Auch innerhalb des Holzrückens wird die Knotendichte unterschiedlich gewählt, wobei die erste Hälfte entsprechend dem Vorholz mit 0,5mm, die zweite Hälfte mit 1mm gerastert wird. Die sich über ihre Materialdicke nahezu homogen aufheizende Stahlschicht wird mit einer Maschenweite von 1mm elementiert.

Die optimale Rechenschrittweite zur Berechnung der Temperaturentwicklung im Querschnittsinneren beträgt im Fall der Holz-Stahl-Verbundquerschnitte 5 Sekunden.

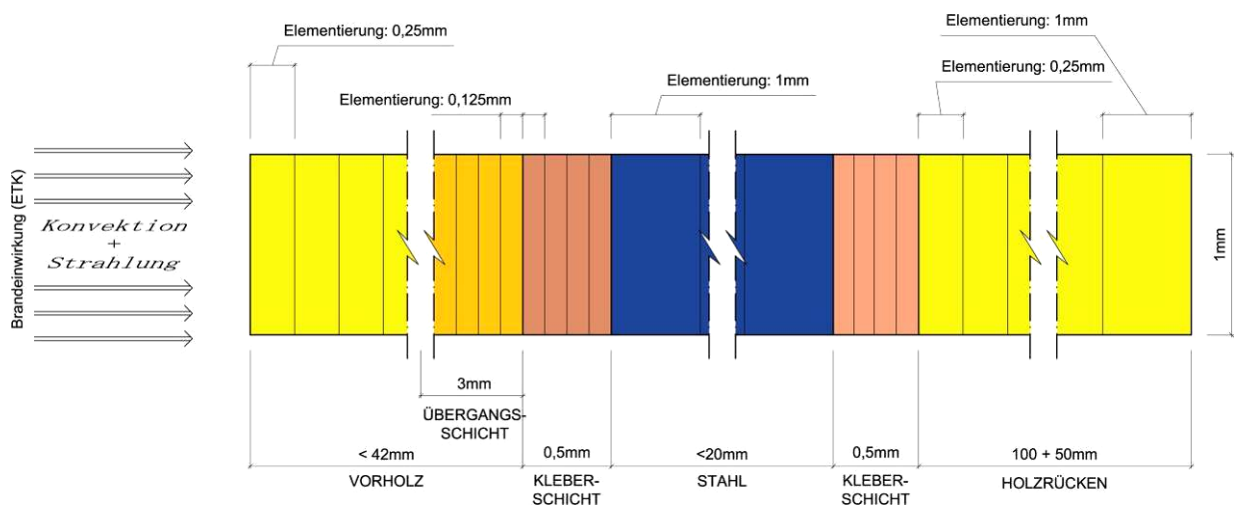


Abbildung 4.6: Modellgeometrie einer Holz-Stahl-Verbundgeometrie. Die Elementierung wurde in Abhängigkeit der Materialien / Materialkennwerte vorgenommen.

### **4.3 Ableitung der Materialkennwerte aus den Grundlagen und den Versuchen**

Abgeleitet aus der vorliegenden Literatur (vgl. Kapitel 2.1) und den durchgeführten Versuchen (vgl. Kapitel 3) werden im Folgenden die für die Simulation wesentlichen Materialkennwerte (Wärmeleitfähigkeit, Rohdichte, spezifische Wärmekapazität) jeweils für den Vollholz- sowie den Verbundquerschnitt in Abhängigkeit der Temperatur angeführt.

Mit Hilfe von Materialanalysen (Kapitel 3.3), Auswertungen von Brandversuchsergebnissen und etwa 650 simulationsgestützten Parameterstudien zu Materialeingabewerten, konnte letztendlich eine hohe Übereinstimmung mit der Temperaturentwicklung in brandbelastetem Holz sowie Holz-Stahl-Verbundquerschnitten erzielt werden. Bei der Verbrennung von Holz auftretende Effekte, wie beispielsweise der innerhalb der Holzstruktur stattfindende Massetransport des im Holz eingelagerten Wassers, wurden dabei im Rahmen der temperatur- und feuchteabhängigen Materialeigenschaften berücksichtigt.

Ein Ziel der Verfeinerung der Eingabedaten für die thermische Simulation war es, die Abänderung eines einzelnen Materialparameters zur Berücksichtigung eines bisher nicht inkludierten physikalischen Effektes stets zusammenhängend mit allen weiteren Materialeigenschaften im betreffenden Temperaturbereich abzugleichen. Diese Verkettung der Materialkennwerte erschwert die Ermittlung angepasster Eingabedaten über simulationsgestützte Parameterstudien, da sich für jede Variation eines Parameters eine eindeutige Auswirkung auf den errechneten Temperaturverlauf zuordnen lässt.

#### **4.3.1 Enthalpieberechnung von Holz im Brandfall**

Im Bereich des Phasenübergangs der im Holz vorhandenen Feuchtigkeit vom flüssigen in den dampfförmigen Zustand wird Energie ohne daraus resultierende Temperaturanstiege aufgenommen. Zur Berücksichtigung der im Bereich des Phasenübergangs von Wasser absorbierten Verdampfungsenergie innerhalb der thermischen Simulation stehen generell zwei unterschiedliche Modellansätze zur Verfügung:

- eine Berücksichtigung innerhalb der spezifischen Wärmekapazität oder
- eine Berücksichtigung innerhalb der Eingabedaten zur Enthalpie.

Vereinfachend kann die latente Wärme „ $H_{\text{lat}}$ “ der Wasserverdampfung innerhalb des Materialmodells durch Modifikation der temperaturabhängigen spezifischen Wärmekapazität von Holz in Form eines zusätzlichen Rechteckimpulses im Temperaturbereich der Wasserverdampfung inkludiert werden<sup>181</sup>.

---

<sup>181</sup> Schneider et al. (2008), EN 1995-1-2 (2006)

Die berücksichtigte Energiemenge entspricht dabei dem Integral des beaufschlagten Verlaufs der spezifischen Wärmekapazität über die Temperatur. Die Breite und Höhe dieses Intervalls ist als Bauteilparameter zu verstehen und gilt nur unter den hierfür zu Grunde gelegten experimentellen Randbedingungen (z.B. Temperatur-Zeit-Kurve der thermischen Beanspruchung). Dieser Ansatz spiegelt sich in den Angaben zur Wärmekapazität von Holz in EN 1995-1-2 für eine Brandbeanspruchung gemäß der Einheitstemperaturkurve (EN 1363-1) wider.

Eine zweite Möglichkeit besteht darin, diesen Phasenübergang der Wasserverdampfung über die Eingabe von Enthalpiewerten in die Temperaturfeldberechnung zu inkludieren<sup>182</sup>. Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Berücksichtigung über das Enthalpiemodell gewählt. Der Vorteil gegenüber dem Rechteckimpuls innerhalb der spezifischen Wärmekapazität besteht darin, dass der Einfluss der Rechenschrittweite auf den Energieverlauf je Elementknoten bei deren Temperaturentwicklung wesentlich reduziert wird. Bei zu großen Rechenschritten kann es ansonsten vor allem in oberflächennahen Querschnittsbereichen aufgrund des dort rasanten Temperaturanstiegs zum „Überspringen“ der Verdampfungsbereiche kommen.

Die Enthalpie eines Stoffes selbst, stellt eine Zustandsgröße dar und ist als innere Energie plus dem Produkt aus Druck und Volumen definiert<sup>183</sup> (Gl. 27):

$$H = U + p \cdot V \quad \text{Gl. 27}$$

*H ... Enthalpie [J]*

*U ... innere Energie [J]*

*p ... Druck [J/m<sup>3</sup>]*

*V ... Volumen [m<sup>3</sup>]*

Bei der thermischen Analyse der Bauteile werden die Berechnungen von Enthalpieänderungen vereinfacht, d.h. das Produkt aus Druck und Volumen wird Null gesetzt. Die Veränderung der Enthalpie entspricht somit einer Änderung der inneren Energie zwischen den Temperaturniveaus T<sub>1</sub> und T<sub>2</sub> (Gl. 28):

$$H_{T_2} - H_{T_1} = U_{T_2} - U_{T_1} \quad \text{Gl. 28}$$

Die Änderung der Enthalpie je Temperaturintervall, kann über das Integral aus dem Produkt der spezifischen Wärmekapazität und der Rohdichte über ein Temperaturintervall als volumenbezogene innere Energie errechnet werden (Gl. 29 und Gl. 30). (Im Folgenden wird statt dem Begriff „volumenbezogene Enthalpie“ nur mehr „Enthalpie“ verwendet; Dim [J/m<sup>3</sup>])

<sup>182</sup> Groth u. Müller (2001) S.15

<sup>183</sup> Cerbe u. Hoffmann (1996) S.45

$$H_{T_2} - H_{T_1} = \int_{T_1}^{T_2} \rho \cdot c_{p(T)} dT \quad \text{Gl. 29}$$

$$\Delta H = \int_{T_1}^{T_2} \rho \cdot c_p dT \quad \text{Gl. 30}$$

Die Enthalpie bei Temperatur  $T_2$  entspricht demnach (Gl. 31):

$$H_{T_2} = H_{T_1} + \Delta H = H_{T_1} + \int_{T_1}^{T_2} \rho \cdot c_p dT \quad \text{Gl. 31}$$

$H_{T_1}$     Enthalpie bei Temperatur  $T_1$  [ $J/m^3$ ]

$H_{T_2}$     Enthalpie bei Temperatur  $T_2$  [ $J/m^3$ ]

$\Delta H$     Änderung der Enthalpie [ $J/m^3$ ]

$T_1, T_2$     Temperaturintervall [K]

$c_p$     spezifische Wärmekapazität [ $J/kgK$ ]

$\rho$     Rohdichte [ $kg/m^3$ ]

Die Verdampfungswärme pro Volumeneinheit des im Holz gebundenen Wassers kann gemäß Gl. 32 berechnet werden:

$$H_{lat} = \rho_0 \cdot \Delta h_v \cdot \frac{u}{100} \quad \text{Gl. 32}$$

$H_{lat}$     volumenbezogene Verdampfungswärme [ $J/m^3$ ]

$V$     Volumen [ $m^3$ ]

$\rho$     Darrdichte [ $kg/m^3$ ]

$\Delta h_v$     Verdampfungswärme von Wasser =  $2256 \cdot 10^3$  [ $J/kg$ ]<sup>184</sup>

$u$     Holzfeuchtigkeit [Masse-%]

Unter Berücksichtigung der bei einem Phasenwechsel auftretenden latenten Wärme „ $H_{lat}$ “ pro Volumeneinheit im Temperaturintervall ( $T_1$  bis  $T_2$ ) der Wasserverdampfung kann die Enthalpie gemäß Gl. 33 berechnet werden:

$$H_{T_2} = H_{T_1} + \Delta H = H_{T_1} + \int_{T_1}^{T_2} \rho \cdot c_p dT + 2 \cdot \int_{T_1}^{T_2} \frac{H_{lat}}{T_2 - T_1} dT \quad \text{Gl. 33}$$

<sup>184</sup> Lindner (2001) S.324



Aufgrund der Temperaturabhängigkeit der Rohdichte und der spezifischen Wärmekapazität muss die Berechnung der Enthalpie über eine partielle Integration gemäß Gl. 34 und Gl. 35 erfolgen. Da die Berücksichtigung der latenten Wärme „H<sub>lat</sub>“ nur im Temperaturbereich der Wasserverdampfung erforderlich ist, ist diese in den folgenden Herleitungen (Gl. 34 bis Gl. 45) nicht mitangeführt.

$$\Delta H = \int_{T_1}^{T_2} \rho(T) \cdot c_p(T) dT \quad \text{Gl. 34}$$

$$\Delta H = c_p(T) \cdot \int_{T_1}^{T_2} \rho(T) dT - \int_{T_1}^{T_2} \left( \int_{T_1}^{T_2} \rho(T) dT \right) \cdot c_p'(T) dT \quad \text{Gl. 35}$$

Die bereichsweise linearen Materialeigenschaften der Rohdichte und der spezifischen Wärmekapazität können Abschnittsweise wie folgt in Form einer Geradengleichung (Gl. 36 bis Gl. 38) dargestellt werden:

$$y = k \cdot x + d \quad \text{Gl. 36}$$

$$\rho(T) = k_1 \cdot T + d_1 \quad \text{Gl. 37}$$

$$c_p(T) = k_2 \cdot T + d_2 \quad \text{Gl. 38}$$

Diese bereichsweise konstanten Faktoren werden durch Gl. 39 bis Gl. 42 definiert:

$$k_1 = \frac{\rho_{T_2} - \rho_{T_1}}{T_2 - T_1} \quad \text{Gl. 39}$$

$$d_1 = \rho_{T_1} - \left( \frac{\rho_{T_2} - \rho_{T_1}}{T_2 - T_1} \right) \cdot T_1 \quad \text{Gl. 40}$$

$$k_2 = \frac{c_{pT_2} - c_{pT_1}}{T_2 - T_1} \quad \text{Gl. 41}$$

$$d_2 = c_{pT_1} - \left( \frac{c_{pT_2} - c_{pT_1}}{T_2 - T_1} \right) \cdot T_1 \quad \text{Gl. 42}$$

Die Temperaturschritte T<sub>2</sub> bzw. T<sub>1</sub> werden für die verschiedenen Aufbauten (Vollholz, Holz-Stahl-Verbundquerschnitte) dem bereichsweise linearen Verlauf der Materialeigenschaften (spezifische Wärmekapazität und Rohdichte) angepasst (Tabelle 4-1). Die temperaturabhängigen Materialkennwerte der Wärmekapazität und Rohdichte sind in Kapitel 4.4, Kapitel 4.5.1 und Kapitel 4.5.2 angeführt und dort den entsprechenden Zusammenstellungen zu entnehmen.

Tabelle 4-1: Temperaturschritte für den bereichsweise linearen Verlauf der Enthalpiewerte.

Vollholz [°C]	Übergangsschicht Holz-Stahl-Verbund [°C]	Kleberschicht Holz-Stahl-Verbund [°C]
20	20	20
	60	60
	70	70
	80	80
90	90	90
98	98	98
	102	102
150	150	150
200	200	200
250	250	250
300	300	300
350	350	350
400	400	400
500	500	500
600	600	600
800	800	800
900	900	900
1200	1200	1200

Die Änderung der Enthalpie kann somit gemäß Gl. 43 bis Gl. 45 errechnet werden:

$$\Delta H = [k_2 \cdot T + d_2]_{T_1}^{T_2} \cdot \int_{T_1}^{T_2} (k_1 \cdot T + d_1) \partial T - \int_{T_1}^{T_2} \left[ \int_{T_1}^{T_2} (k_1 \cdot T + d_1) \partial T \cdot (k_2 \cdot T + d_2)' \right]_{T_1}^{T_2} \quad \text{Gl. 43}$$

$$\Delta H = \left[ (k_2 \cdot T + d_2) \cdot \left( \frac{k_1}{2} \cdot T^2 + d_1 \cdot T \right) \right]_{T_1}^{T_2} - \int_{T_1}^{T_2} \left( \left( \frac{k_1}{2} \cdot T^2 + d_1 \cdot T \right) \cdot k_2 \right) \partial T \quad \text{Gl. 44}$$

$$\Delta H = \left[ (k_2 \cdot T + d_2) \cdot \left( \frac{k_1}{2} \cdot T^2 + d_1 \cdot T \right) \right]_{T_1}^{T_2} - k_2 \cdot \left[ \frac{k_1}{6} \cdot T^3 + \frac{d_1}{2} \cdot T^2 \right]_{T_1}^{T_2} \quad \text{Gl. 45}$$

Die errechneten Enthalpiewerte für die Simulationen sind in Kapitel 4.4.4, Kapitel 4.5.1.4 und Kapitel 4.5.2.4 angeführt.

#### 4.4 Materialkennwerte von brandbeanspruchtem Vollholz

Auf Basis der durchgeführten Versuchsreihen und der ausführlichen Ergebnisanalyse in Kapitel 3 konnten neue Ansätze für die Beschreibung der Materialkennwerte bei veränderlicher Temperatur abgeleitet werden. Deren Berechnungsmethoden, sowie die in der Simulation angesetzten Zahlenwerte werden im Folgenden angeführt. In dieser Arbeit werden bei Raumtemperatur im Fall nicht näher definierter Angaben die Werte für die Dichte für Fichtenholz aus der EN 338 übernommen, die für Holz der Festigkeitsklasse C24 einen Mittelwert von  $\rho = 420 \text{ kg/m}^3$  angibt, wobei von einer Holzfeuchtigkeit bei Normklimabedingungen (20°C / 65% r.F.) von ca. 12% auszugehen ist.

##### 4.4.1 $\lambda$ - Wärmeleitfähigkeit über die Temperatur

Die Wärmetransportmechanismen in brandbeanspruchtem Holz sind aufgrund der Porosität des Materials sehr komplex und bestehen im Detail betrachtet aus einer Überlagerung mehrere Einzelmechanismen. In Simulationsmodellen zur Berechnung der Temperaturentwicklung von brandbeanspruchten Holzquerschnitten werden die im Querschnitt stattfindenden Stofftransporte meist nicht separat innerhalb des Materialmodells abgebildet, sondern überwiegend im Rahmen der Materialkennwerte der Wärmeleitfähigkeit durch deren Anpassung in Form einer „äquivalenten Wärmeleitfähigkeit“ berücksichtigt. Einen wesentlichen Einfluss übt der im Querschnittsinneren stattfindende Feuchtigkeitstransport in Kombination mit den damit direkt verbundenen Wärmetransportmechanismen aus. Neben den auftretenden Diffusionsvorgängen kommt es zu einer Überlagerung mit einem Konvektionstransport<sup>185, 186, 187, 188</sup>. Der jeweils vorliegende Feuchtigkeitsgehalt des Holzes spielt ebenfalls eine besondere Rolle.

Um den für das thermische Verhalten von Holz wesentlichen Temperaturbereich der verzögerten Querschnittserwärmung im Bereich der Wasserverdampfung in der Simulation adäquat abbilden zu können, wurde der in EN 1995-1-2 angegebene lineare Anstieg der Wärmeleitfähigkeit bis 200°C wesentlich abgeändert. Durchgeführte Parameterstudien / Sensitivitätsanalysen ergaben, dass die Veränderung der Wärmeleitfähigkeit mit der Temperatur der wesentliche Faktor für eine Übereinstimmung der Temperaturverlaufskurven von Versuch und Simulation darstellt. Diese Bedeutung der Materialeingabedaten zur Wärmeleitfähigkeit auf den errechneten Temperaturverlauf – speziell im Bereich des Phasenübergangs der Materialfeuchte – wird auch von *Schneider*<sup>189</sup> im Fall von brandbeanspruchtem Porenbeton beschrieben.

---

<sup>185</sup> Schneider (2008)

<sup>186</sup> Hoffmann (1979)

<sup>187</sup> Kübler (1957) S.463

<sup>188</sup> Gu u. Zink-Sharp (2005) S.700

<sup>189</sup> Schneider (2008)

Der Verlauf der in dieser Arbeit angesetzten Materialdaten wurde zunächst im Zuge von simulationsgestützten Parameterstudien ermittelt. Das im Folgenden angeführte Berechnungsverfahren für den Bereich bis 100°C basiert auf einem Modell für die Wärmeleitfähigkeit quer zur Faser von *Kollmann und Malmquist*<sup>190</sup>. Aufgrund der guten Übereinstimmung mit der mittels Simulation eruierten erforderlichen Höhe der Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit der Temperatur wird dieses Berechnungsverfahren verwendet. Es baut auf dem Einfluss der Orientierung der Holzstruktur im Zusammenhang mit der Wärmeleitfähigkeit auf und geht dabei von zwei idealisierten Fällen aus (Abbildung 4.7):

- einem parallel zum Wärmestrom geschichteten Fasermaterial (maximale Wärmebrücken) und
- einer quer zum Wärmestrom verlaufenden Schichtung (minimale Wärmebrücken).

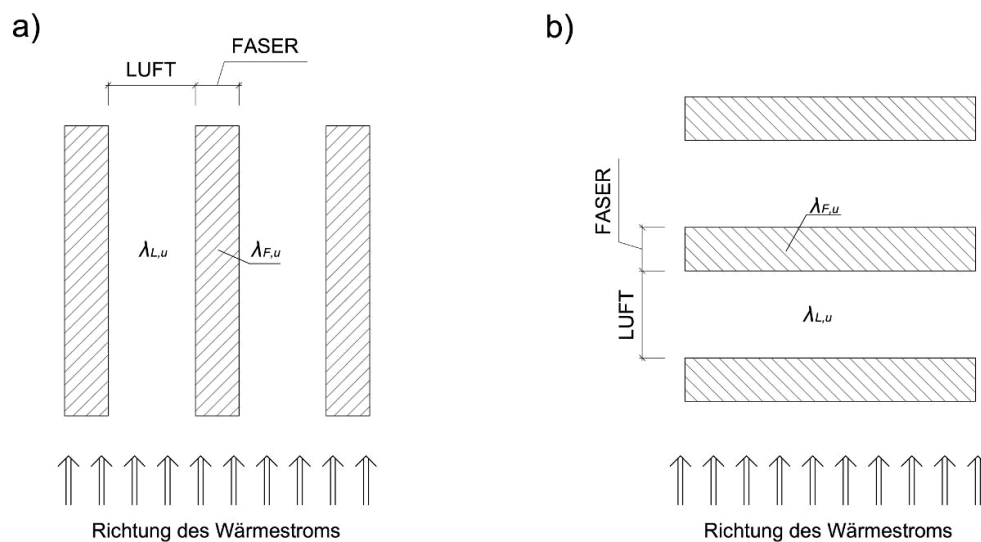


Abbildung 4.7: Schematische Darstellung der zwei idealisierten Fälle des Wärmestroms in Holz – parallel (a) bzw. quer (b) zur Schichtung der Holzfasern.

Aufgrund der Annahme, dass beide Grenzfälle im Holz gemischt auftreten, wird die Gesamtwärmeleitfähigkeit über die Einführung eines Brückenfaktors  $\xi_l$  gemäß Gleichung Gl. 46 ermittelt. (Zugehörige Zahlenwerte bezüglich des Brückenfaktors  $\xi_l$  sind in Tabelle 4-2 zusammengestellt.

$$\lambda = \xi_l \cdot \lambda_{\max} + (1 - \xi_l) \cdot \lambda_{\min} \quad \text{Gl. 46}$$

$\lambda$       Wärmeleitfähigkeit [W/mK]

$\xi_l$       Brückenfaktor (vg. Tabelle 4-2)

<sup>190</sup> Kollmann und Malmquist (1956)

Durch Berücksichtigung der einzelnen Wärmeleitfähigkeiten der Schichtungen (Zellwandsubstanz und Luft), sowie der Beschreibung der Schichtdicken mittels Dickenverhältnis von Rohdichte zu Reindichte von Holz, lässt sich die Gesamtwärmeleitfähigkeit entsprechend Gl. 47 ausdrücken<sup>191</sup>:

$$\lambda_{eq} = \xi_1 \cdot \left[ \lambda_{L,u} + \frac{\rho_u}{\rho_{F,u}} \cdot (\lambda_{F,u} - \lambda_{L,u}) \right] + \frac{(1 - \xi_1) \cdot \lambda_{L,u} \cdot \lambda_{F,u}}{\lambda_{F,u} - \frac{\rho_u}{\rho_{F,u}} \cdot (\lambda_{F,u} - \lambda_{L,u})} \quad \text{Gl. 47}$$

$\lambda_{eq}$  äquivalente Wärmeleitfähigkeit [W/mK]

$\lambda_{L,u}$  Wärmeleitfähigkeit – Luft feucht [W/mK]

$\lambda_{F,u}$  Wärmeleitfähigkeit – Faser feucht [W/mK]

$\rho_u$  Rohdichte – feucht [kg/m<sup>3</sup>]

$\rho_{F,u}$  Reindichte – feucht [kg/m<sup>3</sup>]

$\xi_1$  Brückenfaktor (vgl. Tabelle 4-2)

Die Berücksichtigung der jeweils vorliegenden Holzfeuchtigkeit erfolgt dabei über die mit einer Wasserschicht benetzten Zellwände. Aufgrund der Annahme eines gemischten Auftretens und der nahezu gleichen Wärmeleitfähigkeit im Fall der „Parallel- und Serienschaltung“ der Materialschichtungen, wird die Wärmeleitfähigkeit der feuchten Zellwand aus dem Mittelwert der beiden Grenzfälle mittels Gl. 48 berechnet:

$$\lambda_{F,u} = \frac{1}{2} \cdot \left[ \frac{\lambda_{F\perp 0} + 1,5 \cdot u \cdot \lambda_W}{1 + 1,5 \cdot u} + \frac{\lambda_{F\perp 0} \cdot \lambda_W \cdot (1 + 1,5 \cdot u)}{\lambda_W + 1,5 \cdot u \cdot \lambda_{F\perp 0}} \right] \quad \text{Gl. 48}$$

$\lambda_{F\perp 0}$  Wärmeleitfähigkeit quer zur Faser – trocken [0,407W/mK<sup>192</sup>]

$\lambda_W$  Wärmeleitfähigkeit von Wasser [0,50W/mK<sup>193</sup>]

$u$  Holzfeuchte [%\*0,01]

Die durch die Benetzung des Fasermaterials beeinflusste Reindichte von Holz soll dabei über Gl. 49 berücksichtigt werden:

$$\rho_{F,u} = \frac{\rho_F + u}{1 + u} = \frac{1,5 + u}{1 + u} \quad \text{Gl. 49}$$

<sup>191</sup> Kollmann und Malmquist (1956)

<sup>192</sup> Kollmann und Malmquist (1956)

<sup>193</sup> Lindner (2001)

Kühlmann<sup>194</sup> erweitert das von Kollmann und Malmquist erstellte Berechnungsmodell, um den Einfluss diffundierenden Wasserdampfes, der wiederum in Abhängigkeit zur Temperatur steht (Gl. 50). (Zugehörige Zahlenwerte bezüglich Brückenfaktoren  $\xi_1$  und  $\xi_2$  und dem Anteil trockener Luft  $\xi_3$  sind in Tabelle 4-2 zusammengestellt.)

$$\lambda_{L,u} = \xi_2 \cdot \left[ \xi_3 \cdot \lambda_L + (1 - \xi_3) \cdot (\lambda_L + \lambda_{Diff}) \right] + (1 - \xi_2) \cdot \left[ \frac{\lambda_L \cdot (\lambda_L + \lambda_{Diff})}{\xi_3 \cdot (\lambda_L + \lambda_{Diff}) + (1 - \xi_3) \cdot \lambda_L} \right] \quad \text{Gl. 50}$$

$\lambda_{L,u}$  Wärmleitfähigkeit – Luft feucht [W/mK]

$\lambda_L$  Wärmleitfähigkeit – Luft trocken (0,028W/mK)

$\lambda_{Diff}$  äquivalente Wärmeleitfähigkeit aufgrund Diffusion [W/mK]

$\xi_1, \xi_2$  Brückenfaktoren

$\xi_3$  Anteil trockene Luft

Tabelle 4-2: Brückenfaktoren  $\xi_1$  und  $\xi_2$ , sowie Anteil der trockenen Luft  $\xi_3$  für Fichtenholz in Abhängigkeit der Holzfeuchte gemäß empirischen Ermittlungen von Kühlmann<sup>195</sup>

Feuchtigkeit [%]	$\xi_1$	$\xi_2$	$\xi_3$
0	0,51	-	1
14	0,52	0,034	0,8
27	0,53	0,031	0,52

Die dabei berücksichtigte äquivalente Wärmeleitfähigkeit aufgrund von Diffusion kann nach Krischer<sup>196</sup> gemäß Gl. 51 berechnet werden. (Hierfür notwendige Eingangswerte siehe Tabelle 4-3).

$$\lambda_{Diff} = \frac{D_{Diff}}{R_D \cdot T} \cdot \frac{p_0}{p_0 - p_D} \cdot \frac{dp_D}{d\vartheta} \cdot H_{lat} \quad \text{Gl. 51}$$

$\lambda_{Diff}$  äquivalente Wärmeleitfähigkeit aufgrund Diffusion [W/mK]

$D_{Diff}$  Diffusionskoeffizient [m<sup>2</sup>/s]

$T$  Temperatur [K]

$R_D$  Gaskonstante [J/kmol K]

$p_0$  atmosphärischer Druck [Pa]

$p_D$  Partialdruck [Pa]

$\vartheta$  Temperatur [°C]

$H_{lat}$  Verdampfungswärme [J/kg]

<sup>194</sup> Kühlmann (1962)

<sup>195</sup> Kühlmann (1962)

<sup>196</sup> Krischer (1956)

Der zu berücksichtigende Diffusionskoeffizient wird nach *Krischer und Kröll*<sup>197</sup> gemäß Gl. 52 ermittelt:

$$D_{Diff} = \frac{0,2344}{p_0} \cdot \left( \frac{T}{T_0} \right)^{2,3} \quad \text{Gl. 52}$$

$D_{Diff}$  Diffusionskoeffizient [ $m^2/s$ ]

$T$  Temperatur [ $K$ ]

$T_0$  Temperatur [ $273K$ ]

$p_0$  atmosphärischer Druck [ $Pa$ ]

Der jeweils vorliegende Dampfdruck  $p_D$  kann aus den Desorptionsisothermen durch Multiplikation der relativen Luftfeuchtigkeit mit dem zugehörigen Dampfsättigungsdruck  $p_S$  der vorliegenden Temperatur ermittelt werden (Abbildung 4.8).

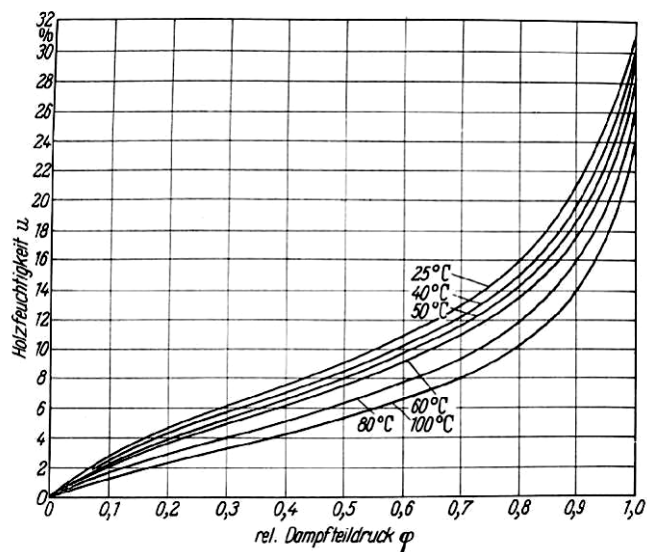


Abbildung 4.8: Desorptionsisothermen für Sitkafichte<sup>198</sup>

<sup>197</sup> Krischer u. Kröll (1956)

<sup>198</sup> Kollmann (19359) verweist auf Stamm u. Loughborough (1934)

Tabelle 4-3: Eingangsdaten zur Berechnung der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit aufgrund von Diffusion in Abhängigkeit der Temperatur.<sup>199</sup>

Temperatur [°C]	Diffusionskoeffizient ·10 <sup>-5</sup> [m <sup>2</sup> /s]	Gaskonstante [J/kmol K]	Dampf-sättigungsdruck [Pa]	Verdampfungswärme [kJ/kg]
0	23,14	8290	611	2500
20	27,19	8314	2342	2453,4
40	31,62	8290	7381	2406,2
60	37,61	8255	19902	2357,9
80	41,73	8052	47293	2333,1
90	44,53	7907	70042	2307,8
100	47,41	7778	101325	2256

Wesentlich bei der Berechnung der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit ist die Berücksichtigung der in Kapitel 2.1.2 dargestellten Feuchtigkeitsfront parallel zur Abbrandgrenze. In Anlehnung an diesbezüglich angeführte Literaturangaben wurde z.B. für bei Normklima gelagerten Hölzern (12% Holzfeuchte) vereinfachend ein linearer Feuchteanstieg im Bereich von 60°C bis 100°C auf bis zu 18% berücksichtigt. In Abhängigkeit der Ausgangsfeuchte kommt es zu einem unterschiedlich hohen Maximalwert der Holzfeuchte bei 100°C. Es wurde ein ebenfalls linearer Zusammenhang mit der Ausgangsfeuchte angenommen, wobei die maximale erreichte Holzfeuchte bei darrgetrocknetem Holz in Anlehnung an die Ergebnisse der Versuchsreihe ILV-4 festgelegt wurde (Abbildung 4.9 und (Tabelle 4-4).

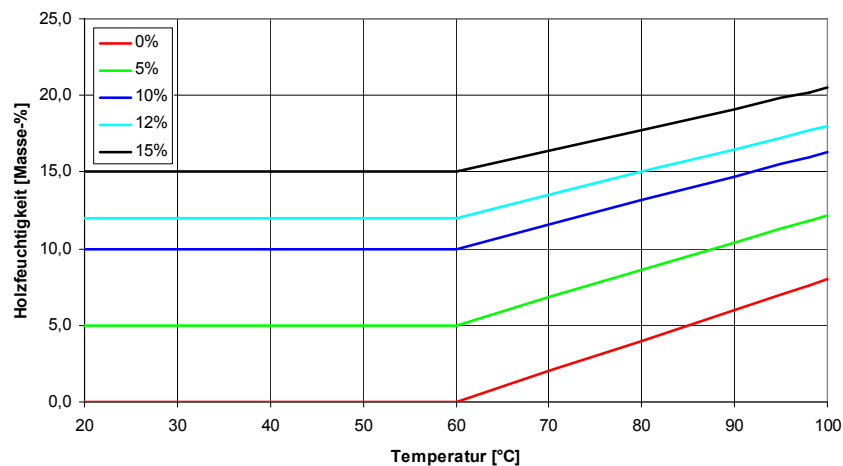


Abbildung 4.9: Feuchtigkeitsverlauf [Masse-%] über die Temperatur bis 100°C von brandbeanspruchtem Holz in Abhängigkeit der Ausgangsfeuchte.

<sup>199</sup> Kühlmann (1962)



Tabelle 4-4: Feuchtigkeitsverlauf [Masse-%] über die Temperatur von brandbeanspruchtem Holz in Abhängigkeit der Ausgangsfeuchte.

Temperatur [°C]	Holzfeuchte [Masse-%]				
	0	5,0	10,0	12,0	15,0
20	0	5,0	10,0	12,0	15,0
60	0	5,0	10,0	12,0	15,0
100	8	12,2	16,3	18,0	20,5

Ausgehend von der Standardrohichte von  $420\text{kg/m}^3$  bei 12% Holzfeuchte wurde auf Basis von Gl. 46 bis Gl. 52 der Verlauf der Wärmeleitfähigkeit errechnet. Zur Veranschaulichung des Einflusses einer unterschiedlichen Ausgangsfeuchte zu verdeutlichen wurde diese zu Vergleichszwecken variiert (0% bis 15%) und in Abbildung 4.10 zusammenstellt.

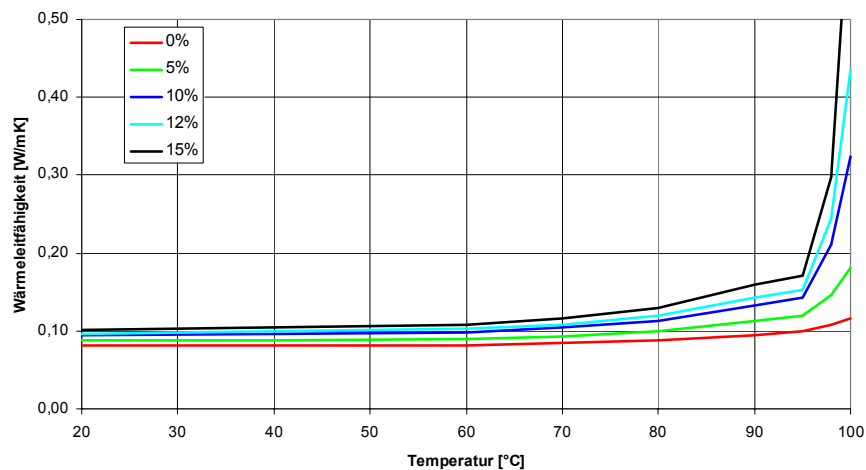


Abbildung 4.10: Verlauf der Wärmeleitfähigkeit von Holz bis  $100^\circ\text{C}$  bei einer Standardrohichte von  $420\text{kg/m}^3$  varrierter Ausgangsfeuchte im Bereich zwischen 0% und 15%.

Der in dieser Arbeit angesetzte Verlauf der Wärmeleitfähigkeit von Holz mit der Rohdichte von beispielsweise  $420\text{kg/m}^3$  bei einer Ausgangsfeuchte von 12% ist in Abbildung 4.11 bzw. in Tabelle 4-5 zusammengestellt.

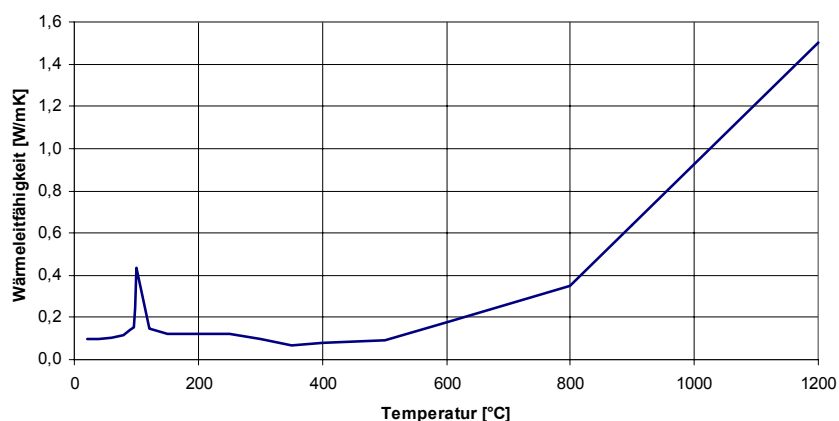


Abbildung 4.11: Ermittelte Werte der Wärmeleitfähigkeit für Holz der Standardrohichte von 420kg/m<sup>3</sup> bei einer Ausgangsfeuchte von 12%.

Tabelle 4-5: Wärmeleitfähigkeit von Holz mit der Rohichte von 420kg/m<sup>3</sup> bei einer Ausgangsfeuchte von 12%.

Temperatur [°C]	λ [W/mK]
20	0,097
40	0,100
60	0,102
80	0,119
90	0,143
95	0,153
98	0,244
100	0,435
120	0,150
150	0,120
200	0,120
250	0,120
300	0,097
350	0,070
500	0,090
800	0,350
1200	1,500

Der Temperaturbereich der Wasserverdampfung wurde aufgrund von Temperaturmessungen von brandbeanspruchtem Vollholz, simultanen Thermoanalysen (Kapitel 3) und zahlreichen Simulationen auf den Bereich zwischen 98°C und 150°C festgelegt. Der an den starken Anstieg der Kurve bei 100°C direkt anschließend stark abfallende Verlauf übernimmt den Kurvenverlauf der Ergebnisanalysen von Temperaturverläufen von brandbeanspruchten Vollholzquerschnitten und simultanen Thermoanalysen (vgl. Kapitel 3). Dem entsprechend wurde der Temperaturbereich der

Wasserverdampfung in zwei Bereiche (von 100°C bis 120°C bzw. 120°C bis 150°C) unterteilt, um den Maximalwert bei 100°C entsprechend dem Verlauf der Austrocknung anzugleichen.

Die Positionierung des Lambdahöchstwertes bei 100°C hängt mit dem Siedepunkt des Wassers unter atmosphärischem Druck (1013hPa) zusammen. Ausschlaggebend für den rund vierfachen Wert bei 100°C im Vergleich zur Ausgangstemperatur ist das Verdampfen und Abwandern der bis dahin angesammelten Feuchtigkeit. Der in diesem Feuchtebereich nahezu alleinig auftretende Feuchtetransport über Diffusion verursacht diese hohe errechnete äquivalente Wärmeleitfähigkeit.

Ab der Temperatur von 250°C entsprechen die in der Simulation berücksichtigten Materialkennwerte zur Wärmeleitfähigkeit wieder jenen in EN 1995-1-2. In Übereinstimmung mit den Ergebnissen aus den simultanen Thermoanalysen (Mat-1 – Vollholz – 1) zur thermischen Zersetzung von Holz in Kohle, fällt die Wärmeleitfähigkeit bis 350°C ab und spiegelt dadurch die thermische Zersetzung des Holzes in die höher wärmedämmende Holzkohle wider. Der Anstieg ab 500°C trägt der voranschreitenden Rissbildung der Kohleschicht Rechnung. Ab 800°C wird in Übereinstimmung mit den übrigen Materialkennwerten (siehe weiter unten) der Abbau der Kohleschicht berücksichtigt und daher die Wärmeleitfähigkeit über einen linearen Anstieg bis 1,5W/mK bei 1200°C angesetzt.

#### **4.4.2 $c_p$ - Spezifische Wärmekapazität von Holz über die Temperatur**

Eine der wesentlichen Abänderungen innerhalb der Materialkennwerte der spezifischen Wärmekapazität gegenüber den Angaben in EN 1995-1-2 ist die Berücksichtigung der Verdampfungsenergie für die Holzfeuchtigkeit über das in Abschnitt 4.3.1 beschriebene Enthalpiemodell in Form der latenten Wärme ( $H_{lat}$ ) anstelle des Rechteckimpulses im Verlauf der Materialkennwerte in der Norm. Um den Einfluss der Holzfeuchtigkeit (vgl. Kapitel 2.1.3) im Temperaturbereich bis 100°C zu berücksichtigen, wurden die Eingabedaten für die spezifische Wärmekapazität gemäß Gl. 10 und Gl. 11 nach *TenWolde et al.*<sup>200</sup> errechnet. Im Anschluss an die Wasserverdampfung ab 150°C entsprechen die Materialdaten den Angaben in EN 1995-1-2. Eine diesbezügliche Zusammenstellung zeigt Abbildung 4.12 und Tabelle 4-6.

---

<sup>200</sup> TenWolde et al. (1988) S.23

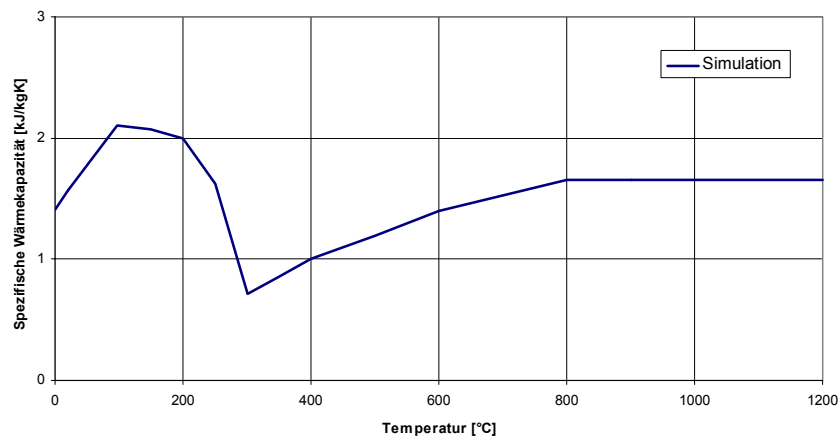


Abbildung 4.12: Ermittelte Werte der spezifischen Wärmekapazität für Holz mit der Standardrohichte von 420kg/m<sup>3</sup> bei 12% Ausgangsfeuchte.

Tabelle 4-6: Ermittelte Materialkennwerten der spezifischen Wärmekapazität von Holz mit der Standardrohichte von 420kg/m<sup>3</sup> bei einer Ausgangsfeuchte von 12%.

Temperatur [°C]	c <sub>p</sub> [kJ/kgK]
20	1,57
98	2,10
150	2,08
200	2,00
250	1,62
300	0,71
350	0,85
400	1,00
600	1,40
800	1,65
1200	1,65

#### 4.4.3 $\rho$ - Dichte über die Temperatur

Im Fall der Vergleichsrechnungen / Simulationskalibrierungen werden die im Rahmen der Versuchsdurchführung ermittelten Werte zur Roh- bzw. Darrdichte zur Berechnung der Temperaturentwicklung angesetzt. Der Verlauf der Rohdichte wurde im Temperaturbereich der Austrocknung anhand der von Frangi<sup>201</sup> angeführten Gl. 12 (Kapitel 2) ermittelt und berücksichtigt somit das Schwindverhalten der Holzquerschnitte und die damit verbundenen direkten Auswirkungen auf das spezifische Gewicht des Holzes im Verlauf über die Temperatur bis zur vollständigen Austrocknung des Holzes. Vergleichsrechnungen mit eigenen Versuchsergebnissen bestätigen die Angemessenheit dieses Ansatzes. Aufgrund der Ergebnisse der simultanen Thermoanalyse mit Vollholz (Kapitel 3) wird erst ab einer

<sup>201</sup> Frangi (2001)

Temperatur von 150°C von darrtrockenem Holz ausgegangen. Aufbauend auf die Gegenüberstellung der Kurvenverläufe aus den Untersuchungen mittels simultaner Thermoanalyse konnte der Verlauf der für die Rohdichte in EN 1995-1-2 angeführten Materialkennwerte für eine Brandbeanspruchung gemäß der Einheitstemperaturkurve tendenziell untermauert werden und wird daher in die thermische Simulation übernommen. Eine Zusammenstellung zeigt Abbildung 4.13 und Tabelle 4-7.

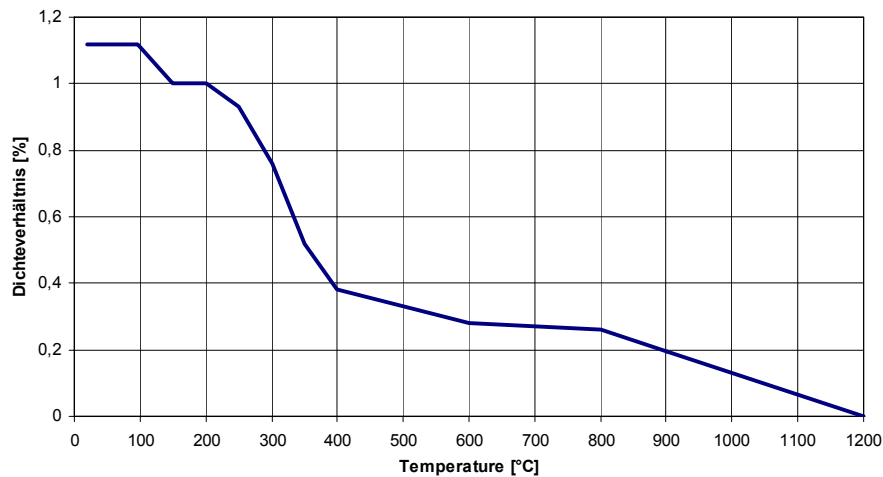


Abbildung 4.13: Verlauf der Rohdichte über die Temperatur von Holz mit der Ausgangsrohichte von 420kg/m<sup>3</sup> bei einer Ausgangsfeuchte von 12%

Tabelle 4-7: Verlauf der Rohdichte über die Temperatur von Holz mit der Ausgangsrohichte von 420kg/m<sup>3</sup> bei einer Ausgangsfeuchte von 12%.

Temperatur [°C]	$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]
20	420
98	420
150	398
200	398
250	370
300	302
350	207
400	151
500	131
600	111
800	103
900	78
1200	0

#### 4.4.4 Enthalpie von Holz als Funktion der Temperatur

Die Enthalpie errechnet sich (wie in Kapitel 4.3.1 angeführt) aus dem Integral des Produktes der spezifischen Wärmekapazität und der Rohdichte, jeweils als Funktion über die Temperatur. Zusätzlich kommt im Temperaturbereich zwischen 98°C und 150°C die Verdampfungsenergie von Wasser in Höhe der Ausgangsfeuchtigkeit des Holzes hinzu.

Der in Kapitel 2.1.2 dargestellte Anstieg der Holzfeuchtigkeit ab 60°C über die Werte der Ausgangsfeuchte wandert im Brandverlauf als Feuchtigkeitsfront parallel zur Abbrandgrenze mit und kann daher innerhalb der Berechnung der Enthalpie bei der thermischen Simulation der Vollholzquerschnitte unberücksichtigt bleiben. Grund dafür ist ein konstant bleibender Anteil der verdampften Feuchtemenge (ca. 8% bei 12% Ausgangsfeuchte), der in die noch kühleren Bereiche abwandert und dort wieder kondensiert. Die dabei an das umgebende noch kühlere Holz abgegebene Energiemenge entspricht jedoch wiederum jener Energie, die für ein erneutes Verdampfen benötigt wird (Nullsummenspiel). Daher kann innerhalb der Materialdaten Enthalpie nur die Verdampfung der Wassermenge in der Höhe der Ausgangsfeuchte in Form latenter Wärme in Rechnung gestellt werden. Die zu berücksichtigende Verdampfungswärme  $H_{lat}$  kann gemäß Gl. 32 berechnet werden und beträgt beispielsweise für eine Rohdichte von 420kg/m<sup>3</sup> bei 12% Holzfeuchte  $101502 \cdot 10^3$  Joule. Der Verlauf der Werte der Enthalpie über die Temperatur ist in Abbildung 4.14 bzw. Tabelle 4-8 zusammengestellt.

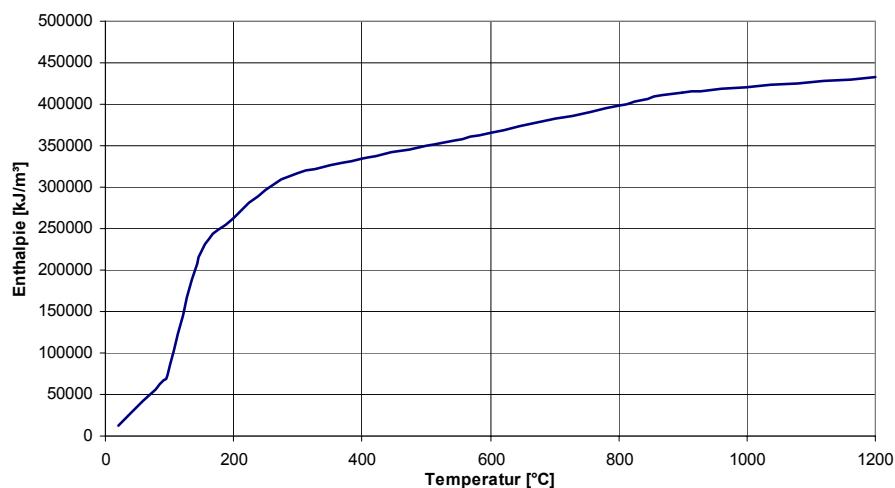


Abbildung 4.14: In dieser Arbeit angesetzte Werte der Enthalpie über die Temperatur von beispielsweise Holz mit einer Rohdichte von 420kg/m<sup>3</sup> und einer Ausgangsfeuchtigkeit von 12% unter Berücksichtigung der Verdampfungswärme  $H_{lat}$ .

Tabelle 4-8: Verlaufs der Werte der Enthalpie von Holz mit der Rohdichte von 420kg/m<sup>3</sup> bei einer Ausgangsfeuchte von 12% unter Berücksichtigung der Verdampfungswärme  $H_{lat}$ .

Temperatur [°C]	Enthalpie [kJ]	$H_{lat}$ [kJ]
20	12832	
90	67602	
98	74800	
150	119932	101520
200	261827	
250	296586	
300	316407	
350	326273	
400	334511	
500	350001	
600	365728	
800	398429	
900	413351	
1200	432535	

#### 4.5 Holz-Stahl-Verbund

Für die Simulation der Holz-Stahl-Verbundquerschnitte wurden die Materialschichten weiter differenziert. Die Holzquerschnitte wurden hierfür in folgende Materialbereiche unterteilt:

- Vorholz,
- Übergangsschicht und
- Holzrücken.

Zusätzlich wird, wie in Kapitel 4.2.2 und Kapitel 4.2.4 dargestellt, auch die lediglich 0,5mm dicke Kleberschicht entlang der beiden Seiten der Stahlplatte in Abhängigkeit ihrer Lage zur Stahlplatte („heiße“ Seite / „kalte“ Seite) entsprechend modelliert.

Für den Vorholzquerschnitt (ohne die Übergangsschicht) und den gesamten Holzrücken wurde die Berechnung der Materialkennwerte eines Vollholzquerschnitts übernommen und hierbei die Kennwerte für die Rohdichte von 434kg/m<sup>3</sup> bei einer Ausgangsfeuchte von 10,38% ermittelt. Im Folgenden werden daher bezüglich der Simulation von Holz-Stahl-Verbundquerschnitten nur noch die Materialeigenschaften der Übergangsschicht (als weiter differenzierte Schicht des Vorholzes) und der Kleberschicht angeführt.

Für die Simulation der Stahlplatte werden die in Kapitel 2.2 angeführten Materialkennwerte gemäß EN 1993-1-2 übernommen.

#### 4.5.1 Materialkennwerte der Übergangsschicht

Die Übergangsschicht stellt eine 3mm dicke Holzschicht im Anschlussbereich der Vorholzplatte zur Stahlplatte (bzw. zur Kleberschicht) innerhalb der Materialdicke der Vorholzplatte mit verändertem Materialverhalten dar. Die Materialkennwerte bauen auf jenen des Vollholzes auf, wurden jedoch vorwiegend rund um den Temperaturbereich der Wasserverdampfung aufgrund der Ergebnisse der durchgeführten Brandversuche angepasst. Ziel der Übergangsschicht ist die Abbildung der sich in den Versuchen dargestellten Stauwirkung gegenüber der abwandernden Feuchtigkeitsfront mit dem Effekt einer enormen Ansammlung an Feuchtigkeit im Anschlussbereich zur Stahlplatte. Die Möglichkeit des Abwanderns / Ausweichens in tiefere noch kühlere Schichten ist in diesem Querschnittsbereich nicht möglich. Anders als im Vollholz kommt es daher zum Aufstauen und vollständigen Verdampfen sowie Ausdiffundieren der Feuchtigkeit in Richtung der brandbeanspruchten Oberfläche. Der Feuchteanstieg innerhalb dieser Schicht wird in Anlehnung an die Versuchsergebnisse (Kapitel 3.3.5.3) ab 60°C berücksichtigt und dabei als linearer Verlauf bis 100°C angesetzt. Die innerhalb der Simulation angesetzte zu verdampfende Wassermenge steht übereinstimmend mit den Versuchsergebnissen vereinfacht in linearem Verhältnis mit der Vorholzdicke. Für die Wasserverdampfung konnte im Rahmen von simulationsgestützten Parameterstudien der sich in Versuchen markant abgezeichnete Temperaturbereich der Haltephase auf die Temperaturen von 98°C bis 102°C präzisiert werden. Dies bedeutet, dass die ab 98°C berücksichtigte Verdampfung der gesamten aufgestauten Feuchte im Unterschied zum Vollholzmodell bereits bis 102°C anstatt bis 150°C abgeschlossen ist. Eine feinere Diskretisierung der Vorholzplatte in mehr als zwei Bereiche mit sukzessive steigendem Einfluss der feuchtesperrenden Wirkung der Stahlplatte würde hinsichtlich der gesuchten Ermittlung des Temperaturverlaufs der Stahlplatte keine wesentliche Verbesserung mit sich bringen.

Die im Folgenden angeführten Materialkennwerte zur Übergangsschicht der Holz-Stahl-Verbundquerschnitte wurden zur Simulationsvalidierung in Übereinstimmung mit der Vorholzplatte auf die durchschnittliche Rohdichte und Holzfeuchtigkeit der Versuchsreihe VAV-1 ausgelegt (434kg/m<sup>3</sup> bei 10,4%). Auf Basis der in Kapitel 3 dargestellten Versuchsergebnisse und simulationsgestützter Parameterstudien wurden die benötigten temperatur- und feuchteabhängigen Materialkennwerte ermittelt. Ebenso wurden diesbezügliche physikalisch basierte Berechnungen miteinbezogen und durch detaillierte weiterführende Kalibrierungen im Bereich der simulierten Stoffwerte eine optimierte Übereinstimmung zwischen Simulation und Versuchsergebnissen erzielt.



#### 4.5.1.1 $\lambda$ - Wärmeleitfähigkeit der Übergangsschicht als Funktion der Temperatur

Der Verlauf der Wärmeleitfähigkeit der Übergangsschicht (Abbildung 4.15) basiert auf einer Vielzahl von durchgeführten Parameterstudien (hinsichtlich Temperaturbereiche und Höhe der Wärmeleitfähigkeit) und beginnt identisch mit dem Niveau des Vollholzes. Nach dem thermisch bedingten geringfügigen Anstieg im Bereich bis zu 60°C (mit gleich bleibender Holzfeuchte) kommt es im Zusammenhang mit der dampfsperrenden Wirkung der Stahlplatte zum linearen Anstieg der Holzfeuchte bis zur Wasserverdampfung, die ab 98°C berücksichtigt wird. Die zugehörigen Materialkennwerte werden in Anlehnung an das Berechnungsmodell der Vollholzquerschnitte ermittelt, übersteigen jedoch ab ca. 70°C den Fasersättigungspunkt, wodurch der Anteil des Stofftransports durch Diffusion bzw. der Anteil trockener Luft  $\xi_3$  gegen Null läuft (Gl. 50). Der zugrunde gelegte Feuchtigkeitsverlauf der Übergangsschicht in Abhängigkeit der Vorholzdicke ist in Abbildung 4.16 bis 110°C dargestellt.

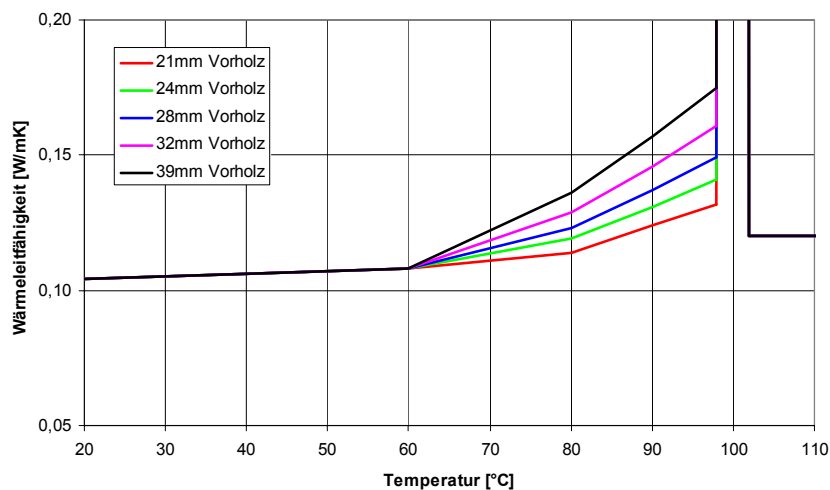


Abbildung 4.15: Verlauf der Wärmeleitfähigkeit im Temperaturbereich bis 110°C in Abhängigkeit der Vorholzdicke im Zusammenhang mit der entlang der Stahlplatte aufgestauten Feuchtigkeit (für Holz mit einer Rohdichte von 434kg/m<sup>3</sup> bei 10,4% Ausgangsfeuchte).

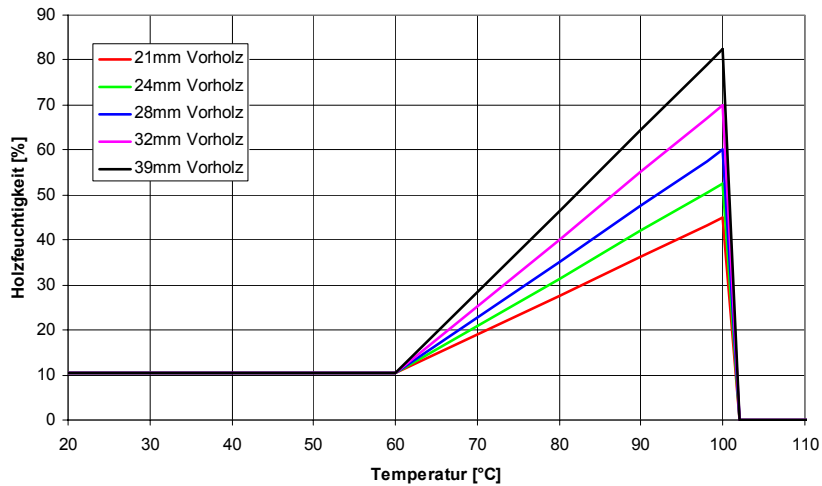


Abbildung 4.16: Verlauf der Holzfeuchtigkeit im Temperaturbereich bis 110°C in Abhängigkeit der Vorholzdicke im Zusammenhang mit der entlang der Stahlplatte aufgestaute Feuchtigkeit (für Holz mit einer Rohdichte von 434kg/m<sup>3</sup> bei 10,4% Ausgangsfeuchte).

Für die im Temperaturbereich zwischen 98°C und 102°C ablaufende Wasserverdampfung wurde im Rahmen von ausgedehnten Parameterstudien eine äquivalente Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit der aufgestauten Feuchtemenge „w“ ermittelt. Der sich bei der Verdampfung großer Feuchtemengen im Übergangsbereich zur Stahlplatte entwickelnde Wärmestrom, sowie der im Zusammenhang mit der Ausbildung einer Haltephase (3,5 bis 10,0 Minuten) einstellende sehr flache Temperaturgradient in diesem Querschnittsbereich können als Erklärungsmodell für die sehr hohen äquivalenten Wärmeleitfähigkeiten genannt werden. Die Gesamtwärmestromdichte innerhalb dieses Bereichs lässt sich gemäß Gl. 53 anführen:

$$\dot{q} = \left( -\lambda + \frac{w}{t_{HP}} \cdot H_{lat} \right) \frac{dT}{dx} \quad \text{Gl. 53}$$

$\dot{q}$  Wärmestromdichte [W/m<sup>2</sup>]

$\lambda$  Wärmeleitfähigkeit [W/mK]

$t_{HP}$  Dauer der Haltephase [s]

$w$  aufgestaute Feuchtemenge [kg/m<sup>2</sup>]

$H_{lat}$  Verdampfungswärme [J/kg]

$\frac{dT}{dx}$  Temperaturgradient in x-Richtung (im Übergangsbereich) [K/m]

Obige Gleichung kann auch in Form von Gl. 54

$$\dot{q} = \left( -\lambda + \frac{w}{t_{HP}} \cdot H_{lat} \cdot \frac{dx}{dT} \right) \cdot \frac{dT}{dx} \quad \text{Gl. 54}$$

angeschrieben werden. Innerhalb dieser Gleichung ergibt der Term gemäß Gl. 55

$$\frac{w}{t_{HP}} \cdot H_{lat} \cdot \frac{dx}{dT} \quad \text{Gl. 55}$$

die Einheit  $W/mK$  wodurch die gesamte Gleichung der Wärmeleitung gemäß *Fourier* entspricht (Gl. 56)

$$\dot{q} = (-\lambda + \lambda_{eq}) \cdot \frac{dT}{dx} \quad \text{Gl. 56}$$

$\lambda_{eq}$  äquivalente Wärmeleitfähigkeit bei  $100^\circ\text{C}$  [ $W/mK$ ]

Der mit Gl. 55 berechnete Anteil des Gesamtwärmestroms kann daher als äquivalente Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_{eq}$  innerhalb der Simulation zur Berücksichtigung des Feuchtigkeitseinflusses angesetzt werden. Im vorliegenden Simulationsmodell wird der innerhalb dieses Übergangsbereichs – Übergangsschicht (3mm) und Kleberschicht (0,5mm) – angesetzte Temperaturgradient ( $0,3K/mm$  bis  $0,6K/mm$ ) als proportional zum Temperaturgradienten der Vorholzdicke modelliert. Im Zuge von Parameterstudien konnte eine optimale Übereinstimmung mit den Temperaturverläufen aus Versuchsergebnissen über einen linear verlaufenden Anstieg der maximal aufgestauten Holzfeuchte in Abhängigkeit zur Vorholzdicke erzielt werden. Die Feuchtwerte ergeben sich aus dem Anstieg der Feuchte in Richtung der Stahlplate. Der in Abbildung 4.17 dargestellte Zusammenhang von Holzfeuchte und Vorholzdicke kann wie folgt ausgedrückt werden (Gl. 57):

$$u = 2,085d + 1,9517 \quad \text{für } 21 \leq d \leq 39 \quad \text{Gl. 57}$$

$u$  Holzfeuchte [%]

$d$  Vorholzdicke [mm]

Die Gleichung weist ein Bestimmtheitsmaß hinsichtlich der simulierten maximalen Holzfeuchtigkeiten je Vorholzdicke von  $R^2 = 0,9962$  auf.

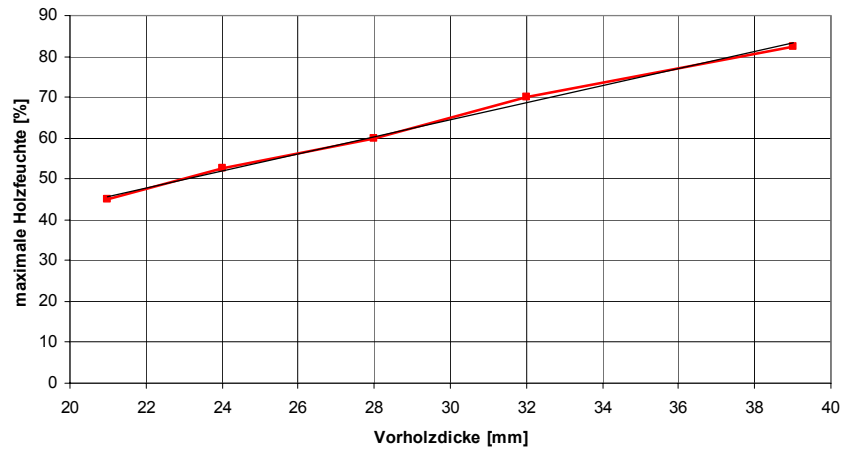


Abbildung 4.17: In der Simulation angesetzte maximalen Holzfeuchten im Bereich der Übergangs- und Kleberschicht bei 100°C in Abhängigkeit der Vorholzdicke.

Ebenso steht die mittels Gl. 55 errechnete äquivalente Wärmeleitfähigkeit in der Höhe von 10,9W/mK bis 14,2W/mK in einem linearen Zusammenhang mit der Vorholzdicke (Abbildung 4.18).

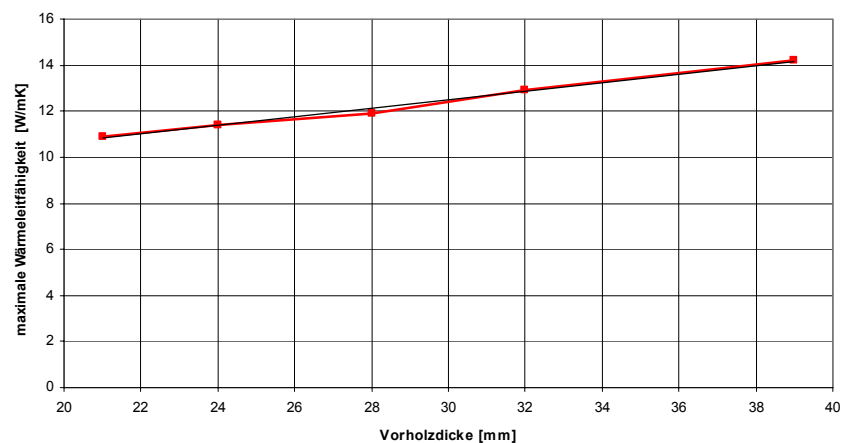


Abbildung 4.18: Näherungsweise linearer Zusammenhang zwischen dem Maximalwert der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit bei 100°C und der zugehörigen Vorholzdicke.

Die Korrelation kann durch Gl. 58 beschrieben werden:

$$\lambda = 0,1834d + 7,0781 \quad \text{für } 21 \leq d \leq 39 \quad \text{Gl. 58}$$

$\lambda$  Wärmeleitfähigkeit [W/mK]

$d$  Vorholzdicke [mm]

Die Gleichung weist ein Bestimmtheitsmaß von  $R^2 = 0,9933$  auf.

Aufgrund der mit 102°C als vollständig abgeschlossen angesetzt Verdampfung verlaufen die Materialkennwerte im Anschluss daran auf konstant niedrigem Niveau in Anlehnung jene des Vollholzmodells. Ab 250°C entsprechen die Werte wieder den in EN 1995-1-2 angeführten Zahlenwerten (Abbildung 4.19).

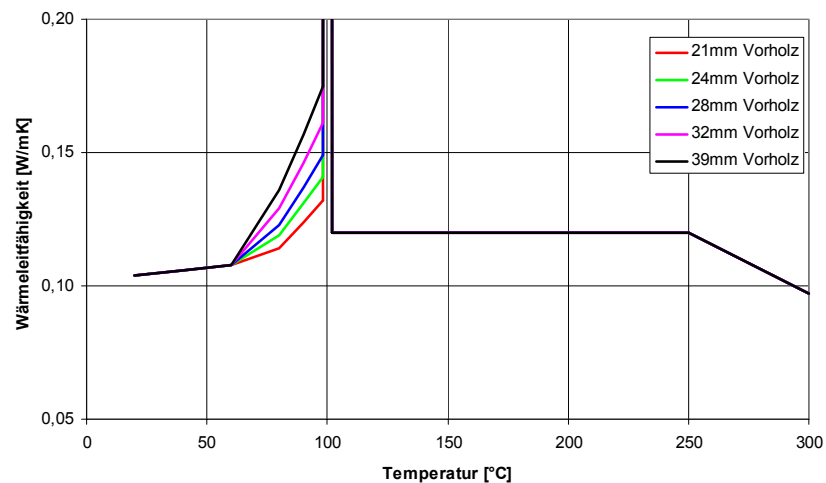


Abbildung 4.19: Verlauf der Wärmeleitfähigkeit über die Temperatur im Bereich bis 300°C in Abhängigkeit der Vorholzdicke resp. der maximal aufgestauten Holzfeuchte.

#### 4.5.1.2 $c_p$ - Spezifische Wärmekapazität der Übergangsschicht als Funktion der Temperatur

Der Verlauf der spezifischen Wärmekapazität (Abbildung 4.20) ist an die zuvor im Rahmen der Wärmeleitfähigkeit genannten Temperaturbereiche angeglichen. Die Materialkennwerte berücksichtigen ebenso den in Abhängigkeit der Querschnittskonfiguration unterschiedlich stark ausgeprägten Feuchteanstieg ab 60°C und werden gemäß der Formel von *TenWolde* (Gleichung 18 und 19) ermittelt.

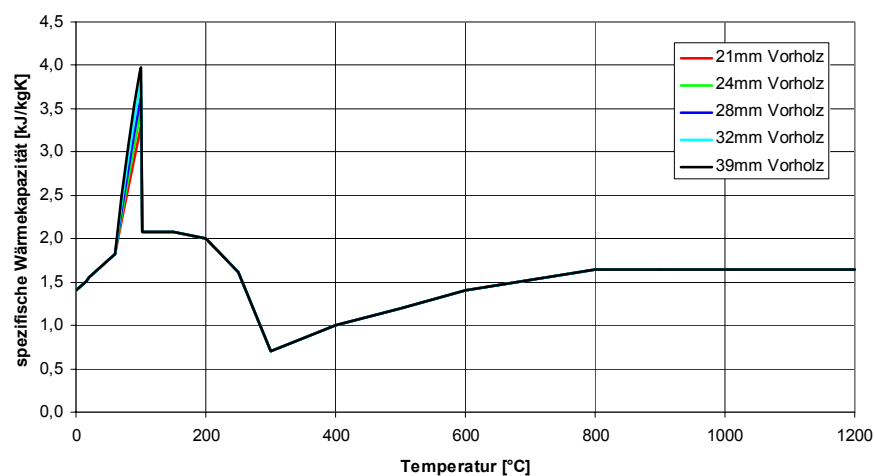


Abbildung 4.20: Verlauf der spezifischen Wärmekapazität im Temperaturbereich bis 1200°C in Abhängigkeit der Vorholzdicke resp. der maximal aufgestauten Holzfeuchte.

Die benötigte Energie zur Wasserverdampfung selbst wird, wie bereits im Rahmen der Vollholzquerschnitte erläutert, über die Eingabewerte zur Enthalpie berücksichtigt. Im Anschluss an den Maximalwert bei 100°C fällt die spezifische Wärmekapazität bis 102°C auf einen bis 200°C konstanten Wert und stimmt dabei ab 150°C wieder mit den Werten von Vollholz bzw. den Angaben in EN 1995-1-2 überein.

#### 4.5.1.3 $\rho$ - Dichte der Übergangsschicht als Funktion der Temperatur

Die Materialkennwerte der Rohdichte orientieren sich hinsichtlich Feuchteverlauf an jenem der Wärmeleitfähigkeit bzw. spezifischen Wärmekapazität. Einem konstanten Verlauf bis 60°C folgt ein Anstieg bis 100°C, der bis 102°C auf das Niveau darrtrockenen Holzes abgebaut ist. Im Anschluss daran verlaufen die Werte in Anlehnung an jene von Vollholz bzw. jene in EN 1995-1-2 (Abbildung 4.21).

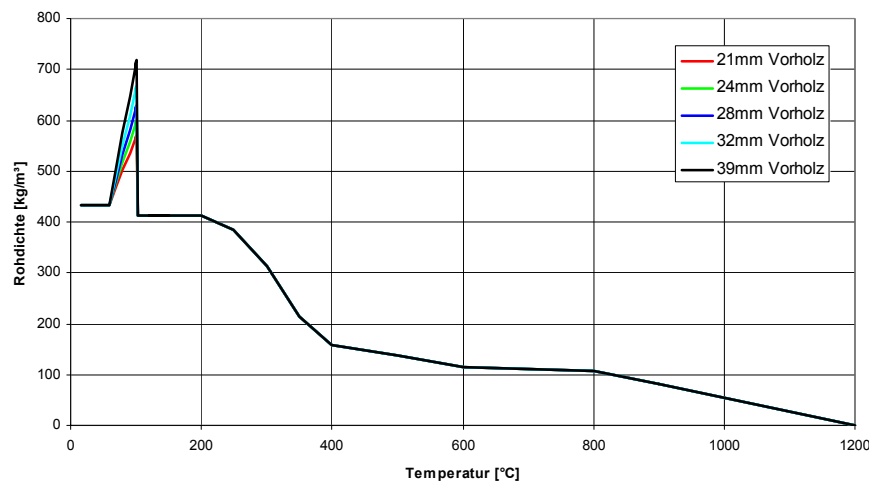


Abbildung 4.21: Verlauf der Rohdichte über die Temperatur in Abhängigkeit der Vorholzdicke resp. der maximal aufgestauten Holzfeuchte.

#### 4.5.1.4 Enthalpie der Übergangsschicht als Funktion der Temperatur

Die Eingabewerte zur Enthalpie errechnen sich, wie bereits erwähnt, aus dem Integral des Produktes von spezifischer Wärmekapazität und Rohdichte (Kapitel 4.3.1) plus der einmaligen Berücksichtigung der Verdampfungsenergie für die aufgestaute Feuchte (im Bereich zwischen 98°C und 102°C). Die gewählten Temperaturschritte samt zugehörigen Materialkennwerten sind in Abbildung 4.22 zusammengefasst.

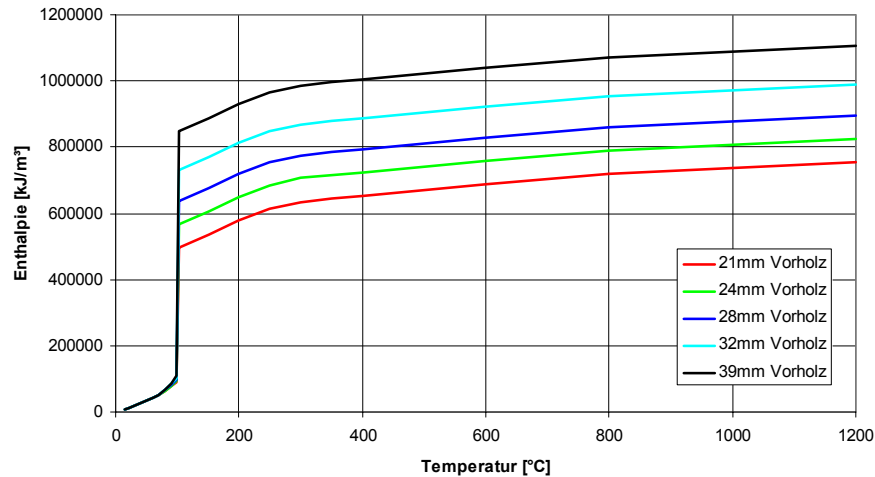


Abbildung 4.22: Verlauf der Enthalpie über die Temperatur in Abhängigkeit der Vorholzdicke resp. der maximal aufgestauten Holzfeuchte

## 4.5.2 Kleberschicht

Im Übergang zwischen Vorholzplatte und Stahlplatte, sowie zwischen Stahlplatte und Holzrücken wurde eine Kleberfuge zur Sicherstellung des Materialverbunds in thermischer als auch mechanischer Hinsicht ausgeführt. Die im Rahmen der Versuchsanalyse ermittelte durchschnittliche Schichtdicke von 0,5mm wurde in das Simulationsmodell zu beiden Seiten der Stahlplatte übernommen. In Abhängigkeit der Position der Kleberschicht zur Stahlplatte im Zusammenhang mit der einseitigen thermischen Beanspruchung kommt es zu wesentlichen Unterschieden im Verlauf der Materialkennwerte.

Da exakte Materialkennwerte für den verwendeten Hochtemperaturklebstoff nicht vorliegen, wurden einerseits in eigenen Materialanalysen ermittelten Werte angesetzt, aber auch Näherungen, basierend auf im persönlichen Gespräch genannten Herstellerinformationen, abgeleitet und in die Simulation übernommen.

### 4.5.2.1 $\lambda$ - Wärmeleitfähigkeit der Kleberschicht als Funktion der Temperatur

Die Wärmeleitfähigkeit wurde näherungsweise im Zusammenhang mit Anhaltspunkten seitens des Herstellers über Inhaltsstoffe mit einem Ausgangswert von 1,0W/mK angesetzt und verläuft nur für die Kleberschicht auf der „heißen“ Seite der Stahlplatte ab 60°C in Anlehnung an den Verlauf der Werte der Übergangsschicht linear ansteigend bis 98°C (2,0W/mK). Für den Höchstwert bei 100°C wurde im Zusammenhang mit dem materialunabhängigen Berechnungsansatz für  $\lambda_{eq}$  der Wert der Übergangsschicht übernommen. Für die Kleberschicht auf der „kalten“ Seite der Stahlplatte verläuft

die Wärmeleitfähigkeit konstant auf dem Niveau des Ausgangswertes von 1,0 W/mK, da es hier zu keiner berücksichtigenden Feuchteansammlung kommt (Abbildung 4.23).

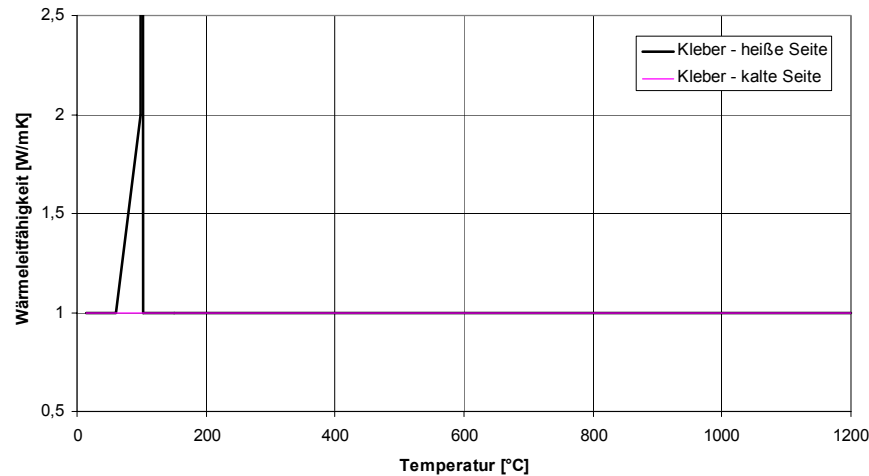


Abbildung 4.23: Verlauf der Wärmeleitfähigkeit über die Temperatur in Abhängigkeit der Vorholzdicke resp. der entlang der „heißen“ Seite der Stahlplatte maximal aufgestauten Holzfeuchte.

#### 4.5.2.2 $c_p$ – Spezifische Wärmekapazität der Kleberschicht als Funktion der Temperatur

Die Materialkennwerte zur spezifischen Wärmeleitfähigkeit der „heißen“ Kleberschicht berücksichtigen neben der in Materialanalysen ermittelten Ausgleichsfeuchte (7%) die Werte der innerhalb der Übergangsschicht aufgestauten Feuchtigkeitsmengen in Form der Mischungsregel. Die spezifische Wärmekapazität der Kleberschicht auf der „kalten“ Seite der Stahlplatte beinhaltet lediglich die geringe Menge an Ausgleichsfeuchte (7%) bis inklusive 100°C und verläuft ab 102°C anschließend konstant auf darrtrockenem Niveau (Abbildung 4.24).

Wie bereits im Materialmodell von Holz und der Übergangsschicht im Holz-Stahl-Verbundquerschnitt (Kapitel 4.4.4 und 4.5.1.4) wird die Verdampfungsenergie als latente Wärme im Rahmen der Materialkennwerte der Enthalpie berücksichtigt.



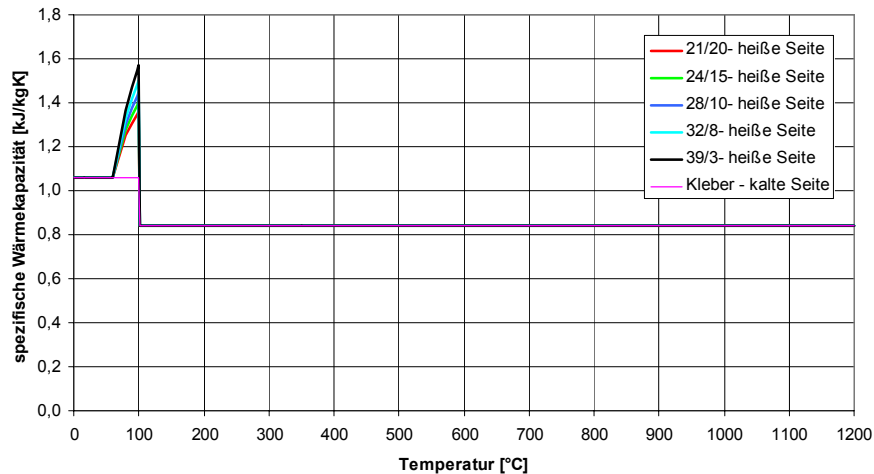


Abbildung 4.24: Verlauf der spezifischen Wärmekapazität über die Temperatur in Abhängigkeit der Vorholzdicke resp. der entlang der „heißen“ Seite der Stahlplatte maximal aufgestauten Holzfeuchte.

#### 4.5.2.3 $\rho$ - Dichte der Kleberschicht über die Temperatur

Die Messungen der Rohdichte des Klebstoffs ergaben einen Durchschnittswert von  $1560\text{kg/m}^3$  für darrtrockenen Kleber. Der Verlauf über die Temperatur berücksichtigt in Übereinstimmung mit dem Verlauf der spezifischen Wärmekapazität den Feuchteanstieg ab  $60^\circ\text{C}$ , sowie den vollständigen Abbau der Feuchtigkeit bis  $102^\circ\text{C}$ . Eine thermische Zersetzung der Kleberschicht wurde in den durchgeführten Materialuntersuchungen (Simultane Thermoanalyse) und diversen Brandversuchen nicht festgestellt. Die Rohdichte der Kleberschicht an der „kalten“ Seite der Stahlplatte verläuft mit Ausnahme der Materialtrocknung zwischen  $98^\circ\text{C}$  und  $102^\circ\text{C}$  unverändert über den gesamten Temperaturbereich auf dem Niveau der Ausgangsrohichte (Abbildung 4.25).

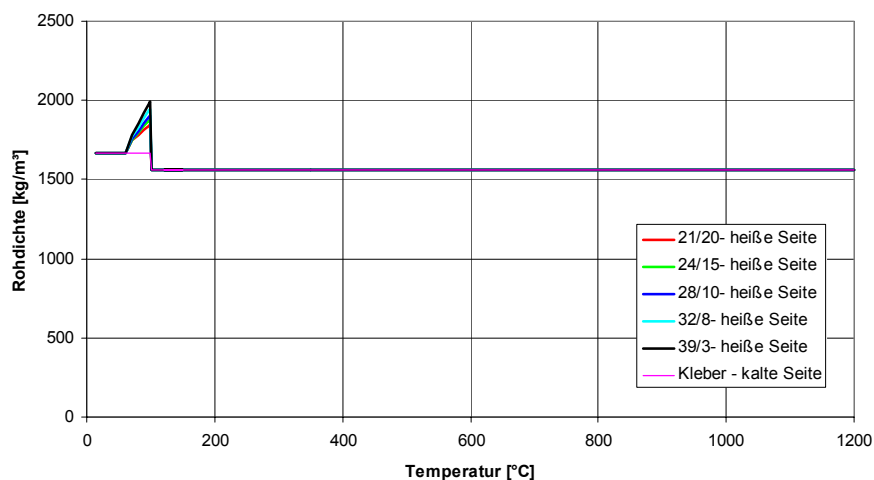


Abbildung 4.25: Verlauf der Rohdichte über die Temperatur in Abhängigkeit der Vorholzdicke resp. der entlang der „heißen“ Seite der Stahlplatte maximal aufgestauten Holzfeuchte.

#### 4.5.2.4 Enthalpie der Kleberschicht über die Temperatur

Die spezifische Wärmekapazität und Rohdichte der beiden sich wesentlich unterscheidenden Kleberschichten wird analog zu den übrigen Materialschichten mittels Eingabe von Enthalpiewerten – als Integral des Produkt von spezifischer Wärmekapazität und Rohdichte – im Simulationsmodell berücksichtigt (Abbildung 4.26).

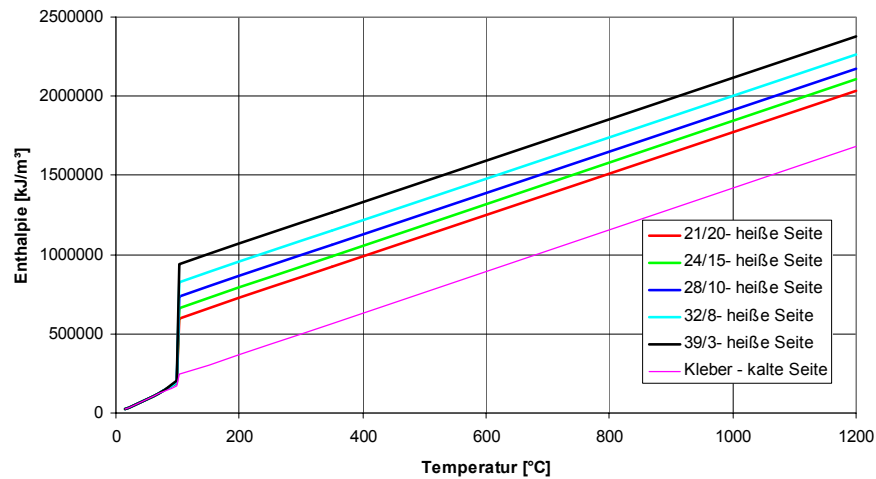


Abbildung 4.26: Verlauf der Enthalpie über die Temperatur in Abhängigkeit der Vorholzdicke resp. der entlang der „heißen“ Seite der Stahlplatte maximal aufgestauten Holzfeuchte.

## **5 Anwendung der Materialmodelle für eindimensional temperaturbeanspruchte Holz- und Holz-Stahl-Verbundquerschnitte**

### **5.1 Vergleich von experimentellen und rechnerischen Ergebnissen**

#### **5.1.1 Vorbemerkung**

Zur Validierung des im Rahmen dieser Arbeit erstellten Simulationsmodells werden die errechneten Temperaturverläufe Brandversuchsergebnissen gegenübergestellt. Für die thermische Simulation der Vollholzquerschnitte werden Ergebnisse aus Institutslaborversuchen herangezogen, für die Holz-Stahl-Verbundquerschnitte, die Messdaten der 22 Stück der in der Versuchs- und Forschungsanstalt der Stadt Wien durchgeführten Brandversuche. Dabei werden die zum jeweiligen Versuch ermittelten Rohdichten und zugehörigen Holzfeuchten im Simulationsmodell berücksichtigt.

#### **5.1.2 Gegenüberstellung der Berechnung der Temperaturentwicklung von Holzquerschnitten und experimentellen Versuchsergebnissen**

Im direkten Vergleich der während des Brandversuchs ILV-1 – Vollholz – 1 aufgezeichneten Temperaturentwicklung des brandbeanspruchten Vollholzquerschnitts mit der simulierten Temperaturentwicklung wird das erstellte Simulationsmodell überprüft. Dabei wurden die Rohdichte von  $475\text{kg/m}^3$  sowie die zugehörige Holzfeuchte von 10,7% in die Berechnung der Materialkennwerte übernommen. In Anbetracht der existierenden Schwankungsbreite hinsichtlich des Brandverhaltens von Holz im Zusammenhang mit seinem strukturellen Aufbau als natürlicher Rohstoff, kann von einer ausreichenden Genauigkeit der simulatoinsbasierten Nachstellung der Versuche – auch im Temperaturbereich der Wasserverdampfung – gesprochen werden (Abbildung 5.1). Die vereinzelt festgestellten geringfügigen Abweichungen hängen mit der Schwierigkeit einer exakten Positionierung der Thermoelemente und einem nicht einheitlich über die Oberfläche des Probekörpers verlaufenden Abbrandverhaltens zusammen.

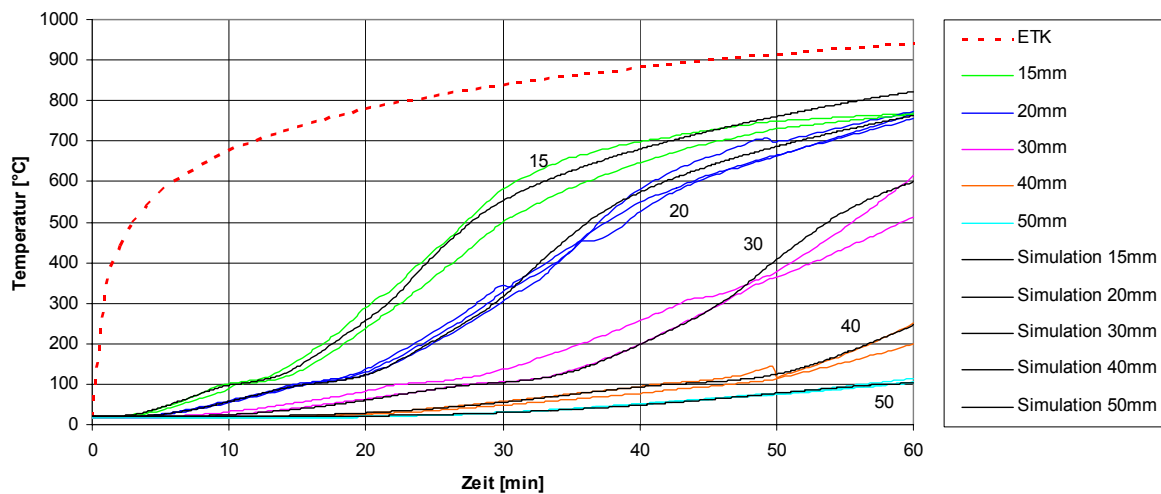


Abbildung 5.1: Vergleich der Simulationsergebnisse mit den in unterschiedlichen Bauteiltiefen aufgezeichneten Messwerten des Brandversuchs mit dem Vollholzquerschnitt ILV-1 – Vollholz – 1 (475kg/m<sup>3</sup>, 10,7%).

Im Zuge der Simulationsvalidierung wurden die Ergebnisse weiters mit dem unter Kapitel 3.3.3 beschriebenen Brandversuch ILV-1 – Vollholz – 3 mit darrtrockenem Holz mit der Darrdichte von 395kg/m<sup>3</sup> verglichen. Erwartungsgemäß kam es bei den Temperaturmessungen während des Brandversuchs zu keinen verzögerten Querschnittserwärmungen im Temperaturbereich um  $\geq 100^{\circ}\text{C}$ . Mittels des erstellten Simulationsmodells konnte auch der darrtrockene Holzquerschnitt weitgehend übereinstimmend nachgerechnet werden. (Abbildung 5.2).

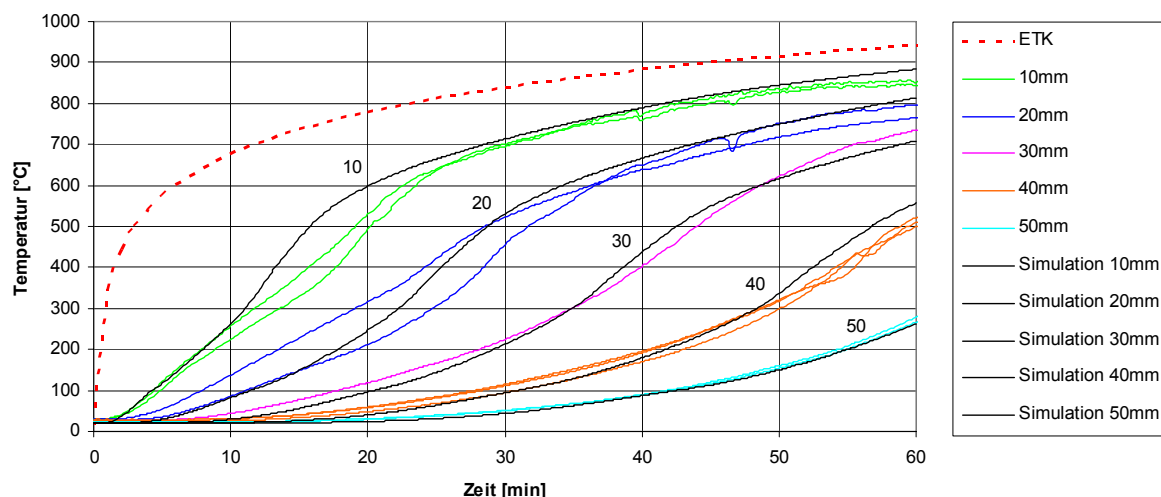


Abbildung 5.2: Vergleich der Simulationsergebnisse mit den in unterschiedlichen Bauteiltiefen aufgezeichneten Messwerten des Brandversuchs mit darrtrockenem Holz ILV-1 – Vollholz – 3 (395kg/m<sup>3</sup>, 0%).

Neben den im Rahmen der Versuche gemessenen Temperaturverläufen wurde auch versucht, die von *König u. Walleij*<sup>202</sup> publizierten Messwerte mittels Simulation nachzustellen. Die veröffentlichten Temperaturverläufe stammen von Versuchen mit Fichtenholz mit einer durchschnittlichen Darrdichte von 420-430kg/m<sup>3</sup>. Die Ausgangsfeuchtigkeit der gemäß der Einheitstemperaturkurve für eine Branddauer von 90 Minuten geprüften Vollholzquerschnitte betrug 12%. Unter Berücksichtigung der angegebenen Rohdichte als auch der Holzfeuchtigkeit konnte eine durchaus akzeptable Übereinstimmung der Simulationsergebnisse mit den publizierten Temperaturverläufen vor allem auch im Temperaturbereich der Wasserverdampfung erzielt werden (Abbildung 5.3).

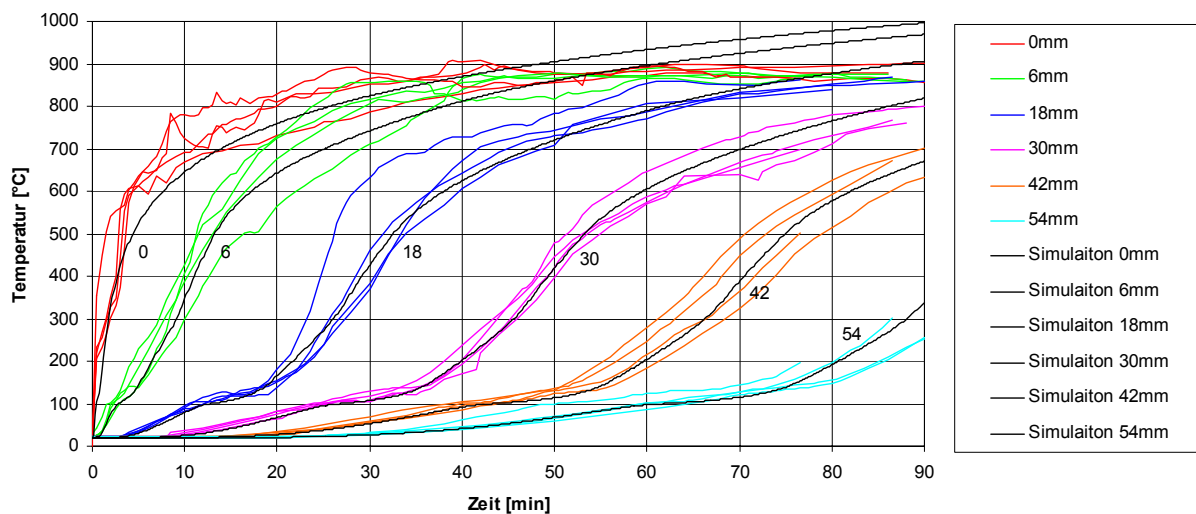


Abbildung 5.3: Vergleich der Messwerte von Brandversuchen mit Vollholz (450kg/m<sup>3</sup>, 12%) von *König*<sup>203</sup> mit den Simulationsergebnissen des entwickelten physikalischen Modells.

### 5.1.3 Gegenüberstellung der Berechnung der Temperaturentwicklung von Holz-Stahl-Verbundquerschnitten und experimentellen Versuchsergebnissen

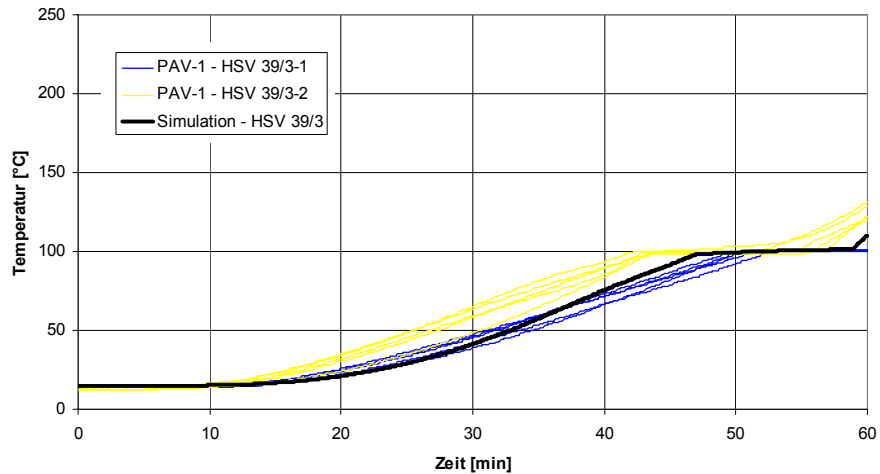
Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Brandversuche mit geklebten Holz-Stahl-Verbundquerschnitten (VA-Versuche, Kapitel 3.2.6) werden im Folgenden ebenfalls den Simulationsergebnissen zur Überprüfung der Anwendbarkeit des erstellten Materialmodells gegenübergestellt. Dabei wird die Rohdichte von 434kg/m<sup>3</sup> bei einer Ausgangsfeuchtigkeit von 10,4% innerhalb des Simulationsmodells berücksichtigt. Durch die in der Übergangsschicht, sowie in der Kleberschicht auf der „heißen“ Seite der Stahlplatte berücksichtigten physikalischen Effekte im Zusammenhang mit dem Feuchtigkeitsstau und dessen Verdampfung (Kapitel 4.3), konnte eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen erzielt werden. Die einzelnen Messwertkurven stellen die Messergebnisse der einzelnen Thermoelemente je Probekörper dar. Die aufgezeichneten Werte unterliegen einer gewissen

<sup>202</sup> König u. Walleij (1999)

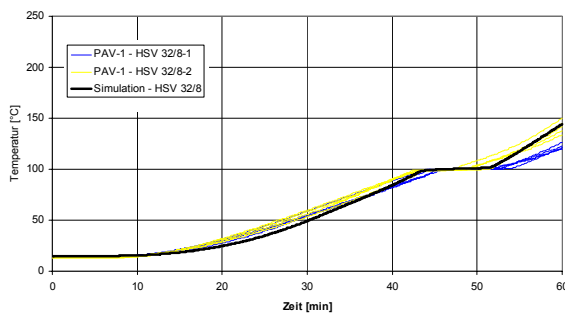
<sup>203</sup> König u. Walleij (1999)

Schwankungsbreite, deren Ursache im Material Holz und seinen Unregelmäßigkeiten im strukturellen Aufbau und somit auch im Abbrandverhalten liegt. Die Messergebnisse je Temperaturverlaufskurve sind im Rahmen der Ergebnisdarstellung in Kapitel 3.2.6 vergleichend in Tabelle 3-8 zusammengestellt.

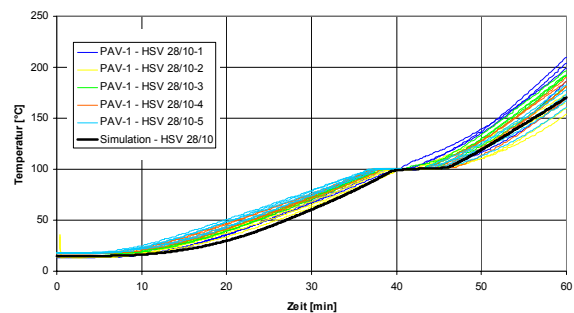
39/3



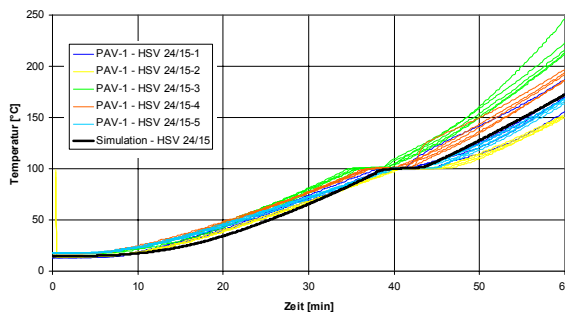
32/8



28/10



24/15



21/20

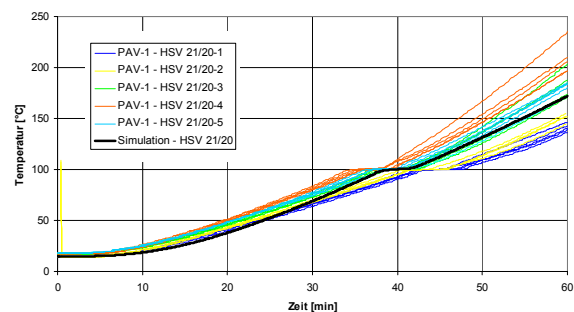


Abbildung 5.4: Vergleich der simulierten Temperaturentwicklung der „heißen“ Stahloberfläche der Verbundquerschnitte ( $Dicke_{\text{vorholz}} / Dicke_{\text{Stahl}}$ ) mit den während der VA-Versuchsreihe aufgezeichneten Messwerten. Die dicke schwarze Linie stellt den simulierten Temperaturverlauf dar.

Hinsichtlich der im Rahmen der Simulation ermittelten Haltephasen je Verbundquerschnitt und jener auf Basis der gemessenen Temperaturverläufe konnte ebenfalls eine detaillierte Übereinstimmung erzielt werden (Abbildung 5.5 und Tabelle 5-1).

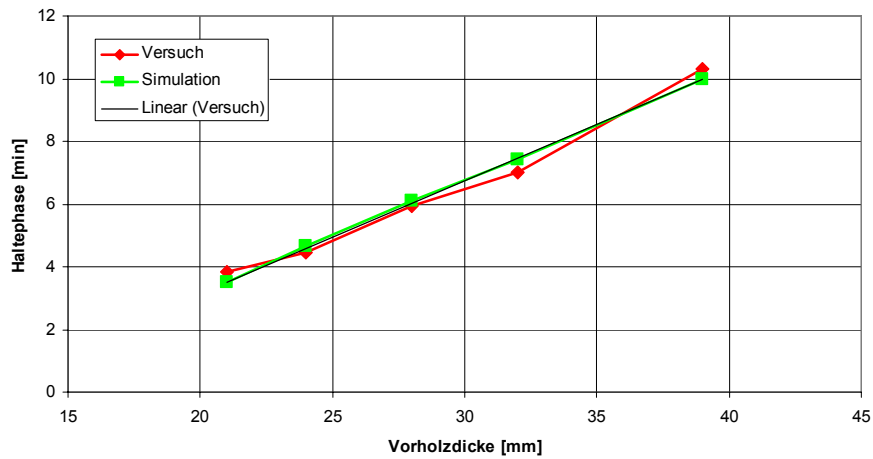


Abbildung 5.5: Gegenüberstellung der mittels Simulation errechneten Haltephase der „heißen“ Stahlplattenoberfläche je Querschnittsdimension und der analysierten Aufzeichnungen der Versuchsergebnisse (VAV-1) mit einer Rohdichte von 434kg/m<sup>3</sup> bei einer Holzfeuchte von 10,4%.

Tabelle 5-1: Gegenüberstellung der im Rahmen der Brandversuche (VAV-1) gemessenen Haltephasen je Querschnittsdimension mit den in der Simulation ermittelten Zeitspannen für eine Rohdichte von 434kg/m<sup>3</sup> bei einer Holzfeuchte von 10,4%.

Vorholzdicke [mm]	Haltephase Versuch [min]	Haltephase idealisiert - linear [min]	Haltephase Simulation [min]
39	10,0	10,0	10
32	7,5	7,5	7,42
28	6,0	6,0	6,09
24	4,6	4,6	4,66
21	3,8	3,5	3,5

Der Zusammenhang zwischen Vorholzdicke und Zeitspanne der Haltephase kann idealisiert mittels Gl. 59 als lineare Korrelation dargestellt werden.

$$t_{HP} = 0,3597 \cdot d - 4,0523$$

Gl. 59

$t_{HP}$  Zeitspanne der Haltephase [min]

$d$  Vorholzdicke [mm]

## 5.2 Analyse des thermischen Verhaltens von Holz bei variierenden Materialparametern auf Basis der Simulation

Auf Basis des gegenüber EN 1995-1-2 präzisierten Materialmodells wird der Einfluss unterschiedlicher Materialparameter über die Simulation von brandbeanspruchten Vollholzquerschnitten deutlich gemacht. Die Varianz der Rohdichte von Fichtenholz der Güte C24 ist erfahrungsgemäß mitunter sehr hoch, gemäß den Angaben in EN 338 beträgt ihr charakteristischer Wert  $350\text{kg/m}^3$ . Eine Rohdichte von  $420\text{kg/m}^3$  stellt gemäß EN 338 den Mittelwert dieser Festigkeitsklasse dar. Eine Rohdichte von  $500\text{kg/m}^3$  wurde zur Veranschaulichung dieses Einflussparameters als obere Grenze des untersuchten Rohdichtebereichs festgelegt. Eine vergleichende Analyse der oben dargestellten Temperaturprofile macht den Einfluss dieses Materialparameters deutlich. Nach 60 Minuten Brandbeanspruchung kommt er vor allem in jenen Bauteilschichten zu tragen, deren Temperatur in etwa im Bereich um  $300^\circ\text{C}$  liegt (Abbildung 5.6 und Abbildung 5.7).

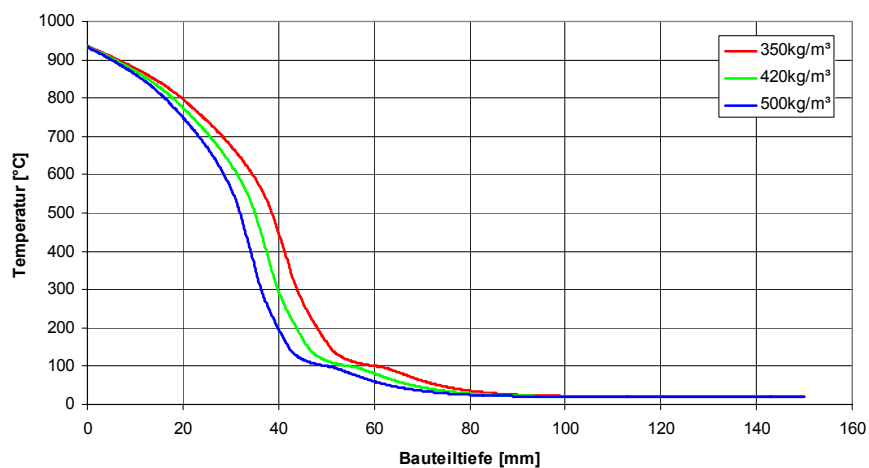


Abbildung 5.6: Gegenüberstellung der Temperaturverteilung über den Bauteilquerschnitt brandbeanspruchter Hölzer in der 60. Brandminute in Abhängigkeit ihrer Rohdichte. Als Ausgangszustand wurde eine Holzfeuchte von 12% gewählt.



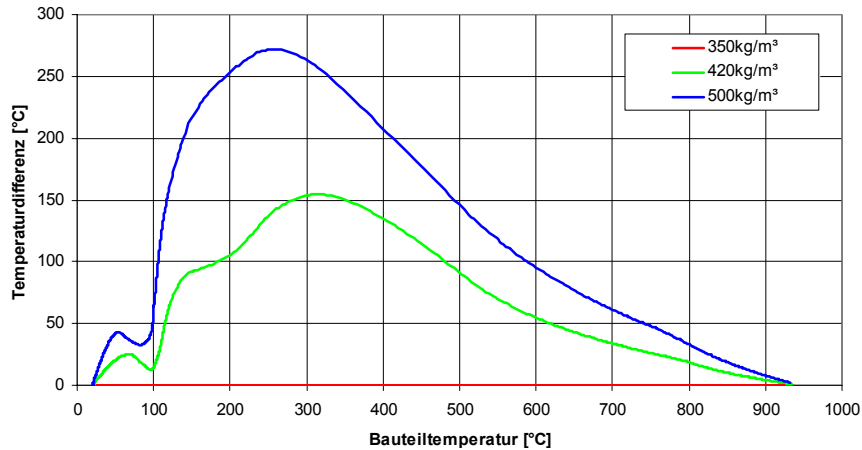


Abbildung 5.7: Differenzen der Temperaturprofile von Hölzern unterschiedlicher Rohdichte gegenüber der Rohdichte von 350kg/m<sup>3</sup> in der 60. Brandminute. Alle Hölzer weisen eine Holzfeuchte von 12% auf.

Gemäß eigener Messungen entspricht die Isotherme von 300°C in etwa der zu erwartenden Abbrandgrenze von Vollholz. Der Einfluss der Rohdichte auf die durchschnittliche Abbrandgeschwindigkeit nach 60 Minuten Brandbeanspruchung ist in Abbildung 5.8 dargestellt.

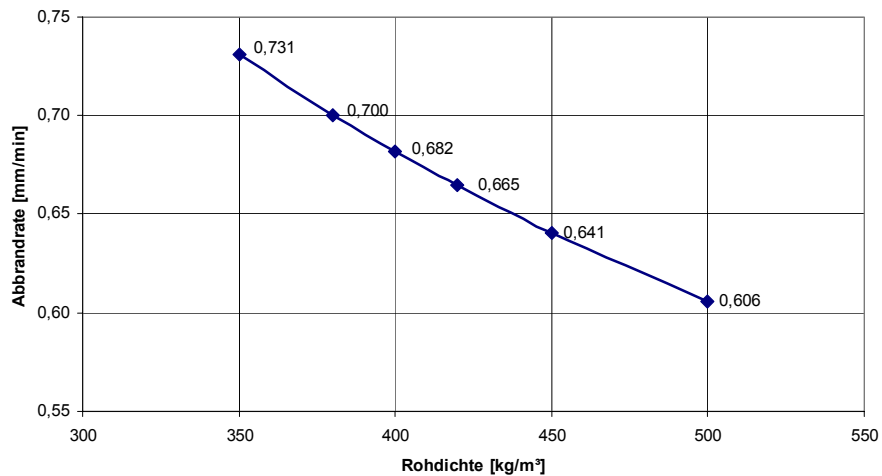


Abbildung 5.8: Abbrandrate in Abhängigkeit der Rohdichte bei einer Holzfeuchtigkeit von 12%.

Die Abbrandrate in Abhängigkeit von der Rohdichte des Holzes zwischen  $350 \leq \rho \leq 500 \text{ kg/m}^3$  kann für die Ausgangsfeuchtigkeit von 12% (Normklima) gemäß Gl. 60 ermittelt werden:

$$\beta_{\rho} = -0,3507 \ln(\rho) + 2,7843 \quad \text{Gl. 60}$$

$\beta_{\rho}$  Abbrandrate in Abhängigkeit der Rohdichte [mm/min]

$\rho$  Rohdichte [kg/m<sup>3</sup>]

Das Bestimmtheitsmaß dieser Gleichung beträgt  $R^2 = 0,9992$

Eine Variation der Holzfeuchtigkeit zwischen 0% und 12% zeigt einen deutlichen Einfluss auf die Temperaturverteilung resp. die Abbrandgeschwindigkeit (Abbildung 5.9). Die Variation basiert auf einer Darrdichte von  $397,5\text{kg/m}^3$ . Unter Berücksichtigung des Schwindverhaltens von Holz gemäß Gl. 12 entspricht dies bei einer normierten Ausgleichsfeuchtigkeit von 12% einem Holz mit einer mittleren Rohdichte von  $420\text{kg/m}^3$ .

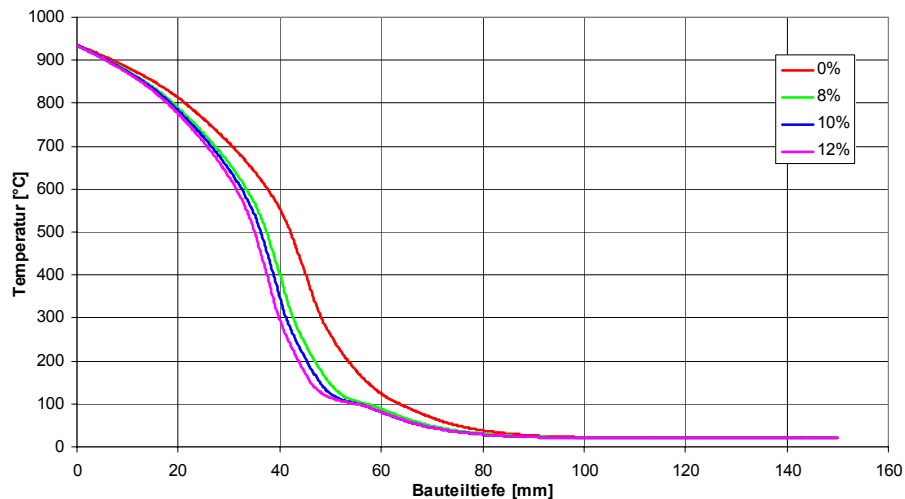


Abbildung 5.9: Gegenüberstellung der Temperaturprofile von Vollholz (Darrdichte  $397,5\text{kg/m}^3$ ) in Abhängigkeit der Holzfeuchtigkeit zwischen 0% und 12%.

Eine Ergebnisanalyse zeigt, dass die Abbrandrate unterschiedlich feuchter Hölzer im Bereich zwischen  $0 \leq u \leq 12\%$  in linearem Zusammenhang mit der Ausgangsfeuchte steht (siehe Abbildung 5.10) und entsprechend Gl. 61 ermittelt werden kann.

$$\beta_u = -0,0116u + 0,8036 \quad \text{Gl. 61}$$

$\beta_u$  Abbrandrate in Abhängigkeit der Holzfeuchte [mm/min]

$u$  Holzfeuchte [%]

Das Bestimmtheitsmaß dieser Gleichung beträgt  $R^2 = 1,0$

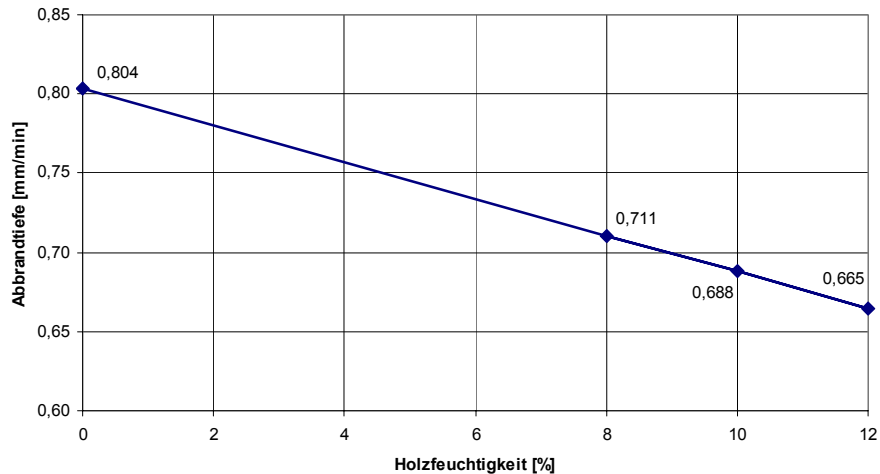


Abbildung 5.10: Abbrandrate von Holz in Abhängigkeit der Ausgangsfeuchte zwischen 0% und 12% bei einer einheitlichen Darrdichte von 397,5kg/m<sup>3</sup>.

Der Einfluss der Materialparameter Rohdichte und Holzfeuchtigkeit auf die Abbrandrate sind in Tabelle 5-2 zusammengestellt und können mit Hilfe von Gl. 62 errechnet werden.

$$\beta_{u,\rho} = 1,1668 - 0,01 \cdot u - 0,00089 \cdot \rho \quad \text{Gl. 62}$$

$\beta_{u,\rho}$  Abbrandrate in Abhängigkeit der Holzfeuchte und der Rohdichte

$u$  Holzfeuchte [%]

$\rho$  Rohdichte [kg/m<sup>3</sup>]

Das Bestimmtheitsmaß dieser Gleichung beträgt  $R^2 = 0,993$

Tabelle 5-2: Auswirkungen der Rohdichte und Holzfeuchtigkeit auf die Abbrandrate von Vollholz.

$\beta$ [mm/min]		Rohdichte					
		350	380	400	420	450	500
Holzfeuchte [%]	0	0,863	0,827	0,805	0,785	0,757	0,716
	8	0,776	0,743	0,723	0,705	0,680	0,643
	10	0,754	0,722	0,703	0,685	0,660	0,625
	12	0,731	0,700	0,682	0,665	0,641	0,606

Die Berechnungen zur Abbrandtiefe mittels Abbrandrate entsprechend Gl. 2 gemäß EN 1995-1-2 bietet im Vergleich dazu keine Möglichkeit der gesonderten Berücksichtigung von im Einzelfall gemessener Rohdichte oder Holzfeuchte. EN 1995-1-2 nennt eine generell anzuwendende Abbrandrate von 0,65mm/min für Nadelhölzer mit einer Rohdichte von  $\geq 290\text{kg/m}^3$ . Diese Angabe steht jedoch nur für eine Rohdichte von 420kg/m<sup>2</sup> bei einer Holzfeuchte von 12% (gemäß EN 338 für

Holz der Klasse C24) in guter Übereinstimmung mit den Simulationsergebnissen (0,665mm/min). Die Abbrandrate darrtrockener Hölzer übersteigt jene bei Normfeuchte (~ 12%) um rund 18%. Für unter Normklima gelagerte, bzw. unter Raumklima verbaute Hölzer der Klasse C24, deren mittlere Holzfeuchte im Bereich zwischen rund 10% bis 12% und deren Rohdichte im Bereich zwischen rund 400kg/m<sup>3</sup> und 450kg/m<sup>3</sup> liegt, ist jedoch eine Abbrandberechnung mit einer Abbrandrate von 0,65mm/min gemäß EN 1995-1-2 als völlig ausreichend anzusehen. In diesem Fall überwiegt zumeist der Einfluss der natürlichen Schwankungen der Materialstruktur des Holzes, deren Auswirkungen die Differenzen innerhalb der simulierten Abbrandraten bei weitem übersteigen können.

### **5.3 *Simulation und Analyse des thermischen Verhaltens des Holz-Stahl-Verbundes bei variierenden Material- und Querschnittsparametern auf Basis der Simulation***

#### **5.3.1 *Ableitung einer Bemessungskurve für brandschutztechnisch optimierte Holz-Stahl-Verbundquerschnitte***

Die Temperaturentwicklung in eindimensional brandbeanspruchten Holz-Stahl-Verbundquerschnitten, deren Schichtaufbau parallel zur brandbeanspruchten Oberfläche verläuft, wurde anhand zahlreicher Simulationen für konstruktionstechnisch relevante Querschnittsgrößen für eine Brandbeanspruchung nach EN 1363-1 und eine Branddauer von 60 Minuten ermittelt. Die zu erwartenden Temperaturen im Stahl stehen dabei in direktem Zusammenhang mit dem Grad der thermischen Zersetzung der Vorholzplatte, bzw. des Holzrückens. Basierend auf den Versuchsergebnissen der geklebten Holz-Stahl-Verbundquerschnitte im Rahmen der VA-Versuchsreihe, kann bei einer Stahltemperatur von  $\geq 200^{\circ}\text{C}$  von einer Verkohlung der Vorholzplatte über ihren gesamten Querschnitt ausgegangen werden (Kapitel 3.3.8.3). Eine im Brandfall schwer kontrollierbare Bildung vereinzelter großer Risse innerhalb der Vorholzplatte ist aufgrund der Unregelmäßigkeit ihrer Intensität und ihres Eintretens (Tabelle 3-8) nicht eindeutig prognostizierbar und daher nicht gesondert als Effekt innerhalb des Materialmodells bzw. im Rahmen der Eingabedaten der Simulation berücksichtigt. Für derartige außergewöhnlichen Abbaureaktionen und damit verbundenen stark unterschiedlichen Auswirkungen auf die Temperaturentwicklung der Verbundquerschnitte, müssen die beobachteten Streuungen der gemessenen Querschnittstemperaturen hinsichtlich ihrer Differenzen zu den simulierten Temperaturen über einen Beiwert  $\kappa_{200}$  zur Berechnung der charakteristischen Bauteiltemperatur von  $200^{\circ}\text{C}$  ( $T_{200}$ ) in der 60. Brandminute berücksichtigt werden. In Anlehnung an die Sicherheitsüberlegungen bei Festigkeitsuntersuchungen von Baustoffen (Fraktilwert) wird hier davon ausgegangen, dass 95% der gemessenen maximalen Querschnittstemperaturen durch die Festlegung einer charakteristischen Querschnittstemperatur  $T_{200}$  abgedeckt sein müssen (Gl. 63).

$$T_{200} = T_{sim} \cdot \kappa_{200}$$

Gl. 63

$T_{200}$  charakteristische Querschnittstemperatur (Stahl) [°C]

$T_{sim}$  simulierte Bauteiltemperatur [°C]

$\kappa_{200}$  Beiwert zur Bestimmung der charakteristischen Querschnittstemperatur (Stahl)

Im Zuge der Validierung der Holz-Stahl-Verbund-Simulationsergebnisse wurde für die „heiße“ Seite der Stahlplatte der Beiwert  $\kappa_{200}$  in der Höhe von (Gl. 64)

$$\kappa_{200} = 1,25$$

Gl. 64

festgelegt. Dadurch sind die im Rahmen der Brandversuche gemessenen maximalen Querschnittstemperaturen an der „heißen“ Seite der Stahlplatte zu 95% abgedeckt (Abbildung 5.11).

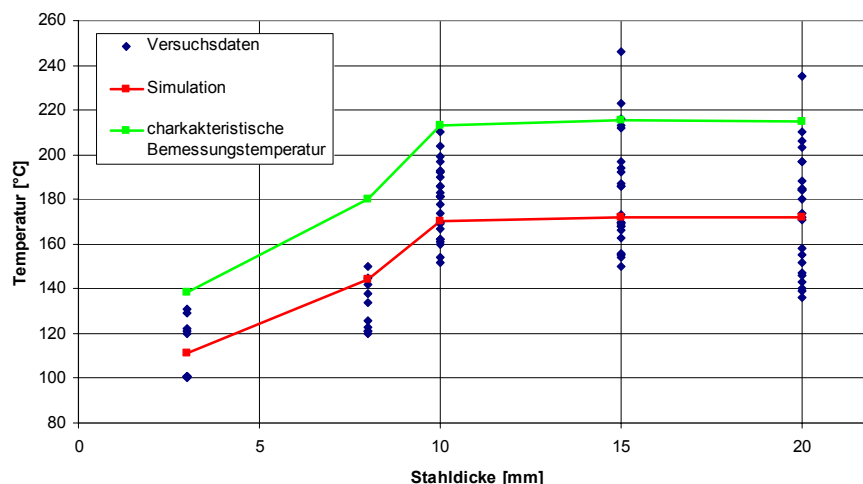


Abbildung 5.11: Abdeckung der im Versuch gemessenen Querschnittstemperaturen durch die charakteristische Bemessungstemperatur (95%-Fraktile).

Unter Berücksichtigung dieses global für alle Querschnittsdimensionen im Bereich  $\leq 25$  mm Stahldicke gewählten Beiwerts ( $\kappa_{200} = 1,25$ ), muss im Rahmen der Simulation eine Stahltemperatur von maximal 160°C angestrebt werden, um letztendlich das Designkriterium von maximal 200°C in der 60. Brandminute nicht zu überschreiten. Auf Basis des in dieser Arbeit aufgebauten Simulationsmodells wurde für den eindimensionalen Fall des Brandverhaltens von Holz-Stahl-Verbundquerschnitten, die hierfür passenden Schichtdicken dieser Materialkombination ermittelt und die Ergebnisse analysiert. Dabei wurde für Stahlplatten zwischen 2mm und 25mm Dicke die notwendige Mindestdimension der zugehörigen Vorholzplatte im Bereich zwischen 37mm und 20mm Dicke ermittelt (Abbildung 5.12).

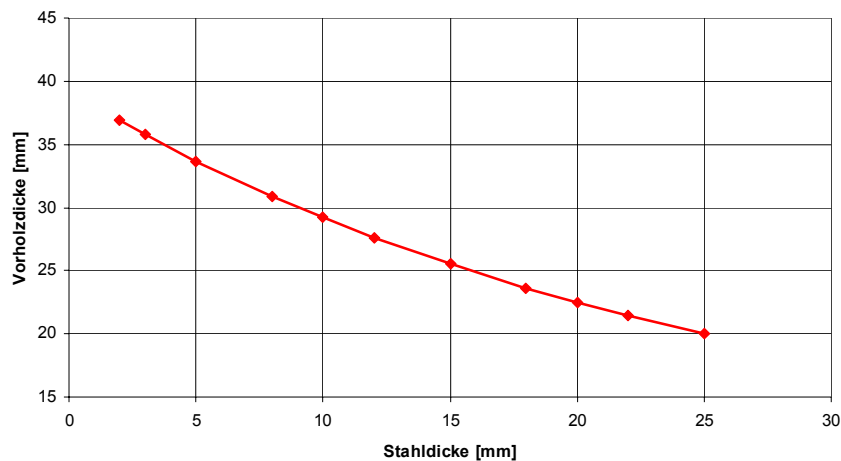


Abbildung 5.12: Querschnittskonfigurationen mit 160°C Stahlplattentemperatur in der 60. Brandminute.

Der mathematische Zusammenhang für jene Verbundquerschnitte für deren Querschnittskonfiguration eine Stahltemperatur von 160°C in der 60. Brandminute unter ETK-Beanspruchung berechnet wurde kann durch Gl. 65 ausgedrückt werden:

$$v = 0,0147s^2 - 1,1197s + 38,975 \quad \text{Gl. 65}$$

$v$  ... Vollholzdicke [mm]

$s$  ... Stahldicke [mm]

Das Bestimmtheitsmaß dieser Gleichung beträgt  $R^2 = 0,9997$ .

Die Simulation baut auf der im Rahmen der VA-Versuchsreihe gemessenen Rohdichte von 434kg/m<sup>3</sup> bei einer Holzfeuchte von 10,4% auf. Im Zusammenhang mit der geringfügigen Abweichung von den Normwerten<sup>204</sup> von 420kg/m<sup>2</sup> bei 12% Holzfeuchtigkeit für Holz der Klasse C24 kann die in Form von Gl. 65 vorliegende Bemessungskurve für eine Abschätzung der Dimensionen von eindimensional temperaturbeanspruchten Holz-Stahl-Verbundquerschnitten bei einer Brandbeanspruchung gemäß der Einheitstemperaturkurve für unter Normklima (20°C / 65%) gelagertem Holz der Klasse C24 herangezogen werden. Ein Vergleich der Abbrandraten von Vollholz im Bereich dieser Abweichungen der Materialkennwerte unterstreicht diesen vereinfachenden Ansatz (vgl. Tabelle 5-2).

<sup>204</sup> EN 338

### 5.3.2 Ergänzende Analyse des thermischen Verbundverhaltens

Eine zu Vergleichszwecken errechnete Temperaturentwicklung von Vollholz sowie eines reinen Stahlquerschnitts verdeutlicht die positiven Auswirkungen einer gezielten Materialkombination in Form der im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Verbundquerschnitte. Im Fall eines brandbeanspruchten Stahlquerschnitts zeigt sich, dass dessen Temperaturentwicklung im Zusammenhang mit der hohen Wärmeleitfähigkeit des Materials besonders im Fall weniger Millimeter dicker Bauteilquerschnitte nahe der Einheitstemperaturkurve verläuft. Der anfangs geringfügig kühlere Verlauf der dickeren Stahlquerschnitte resultiert aus deren hohen Wärmeleitfähigkeit in Kombination mit der hohen Wärmekapazität. Infolge der vorliegenden hohen thermischen Beanspruchung kommt es bei einer Brandbeanspruchung von 60 Minuten jedoch nur zu einer vorübergehend leicht reduzierenden Auswirkung auf die Bauteiltemperatur (Abbildung 5.13).

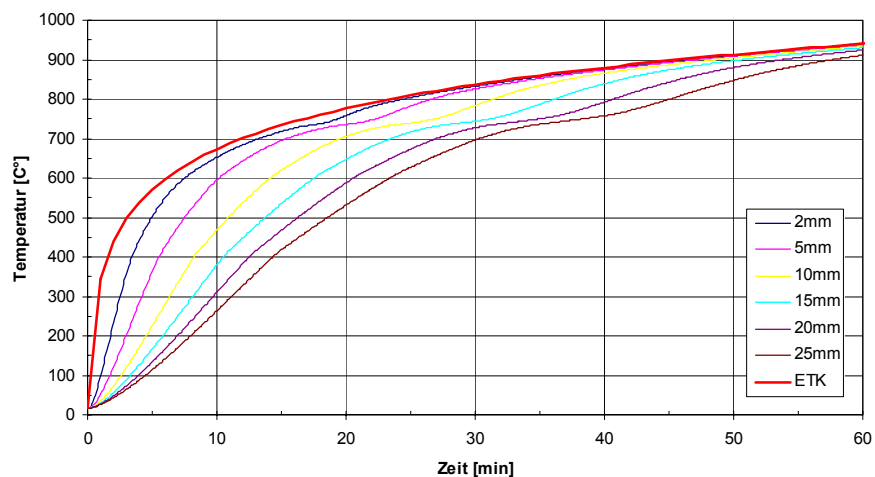


Abbildung 5.13: Temperaturverlauf von brandbeanspruchten Stahlquerschnitten der Dimension 2mm bis 25mm während einer Brandbeanspruchung gemäß der Einheitstemperaturkurve.

Im Vergleich dazu kommt es im Holzquerschnitt in unterschiedlicher Bauteiltiefe zu einer wesentlich stärker gedämpften Temperaturentwicklung im Zusammenhang mit der geringen Wärmeleitfähigkeit von Holz, die im Zuge der thermischen Zersetzung in Holzkohle nochmals deutlich vermindert wird. (Abbildung 5.14).

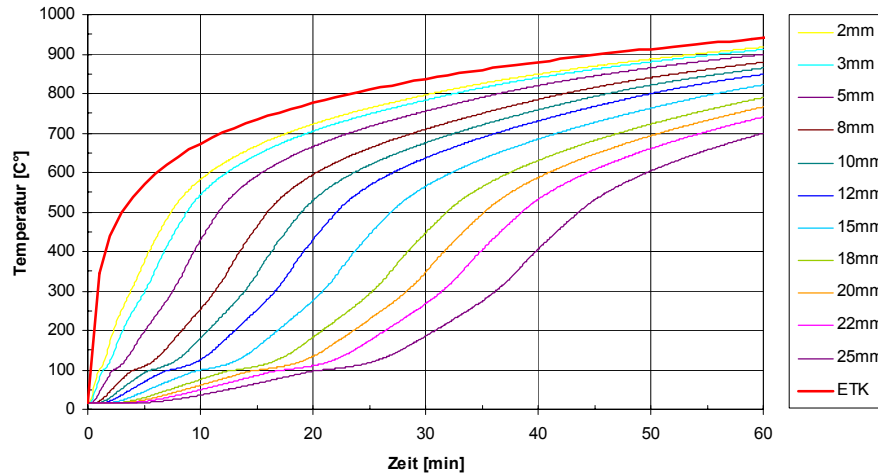


Abbildung 5.14: Temperaturentwicklung unterschiedlicher Bauteiltiefen eines Vollholzquerschnitts (420kg/m<sup>2</sup>, 12% Feuchte) während einer Brandbeanspruchung von 60 Minuten gemäß der Einheitstemperaturkurve.

Im Fall der im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Holz-Stahl-Materialkombination kommt es im Vergleich zur Temperaturentwicklung von reinen Stahl- bzw Holzquerschnitten zu wesentlich reduzierten Temperaturverläufen im Querschnittsinneren (Abbildung 5.15).

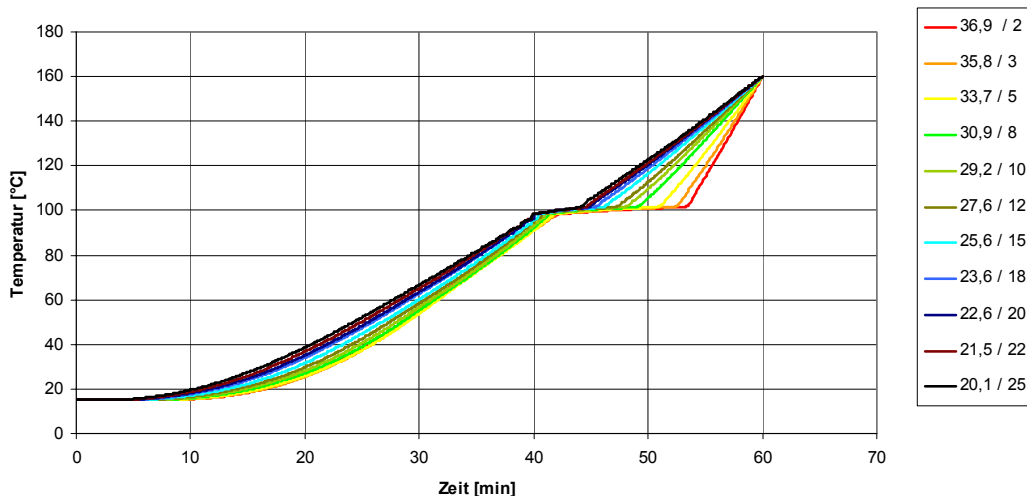


Abbildung 5.15: Temperaturentwicklung der „heißen“ Stahloberfläche der Holz-Stahl-Verbundquerschnitte mit 160°C in der 60. Brandminute. Die Angabe der Querschnittskonfigurationen in der Legende stehen für Dicke<sub>Vorholz</sub> / Dicke<sub>Stahl</sub> in mm.

Aufgrund der hohen Wärmedämmwirkung von Holz bzw. von Holzkohle in Kombination mit der hohen Wärmespeicherefähigkeit von Stahl können durch die Materialkombination Temperaturreduktionen im Stahl von bis zu knapp 800°C (im Vergleich zu ungeschütztem Stahl) in der 60. Brandminute für die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Querschnitte festgestellt werden (vgl. Abbildung 5.14 und Abbildung 5.15). Die Beeinflussung der Temperaturverteilung im Bauteilquerschnitt im Zusammenhang mit der im Holz eingebetteten Stahlplatte zeigt sich im Vergleich der Temperaturprofile eines Vollholzquerschnitts und eines Holz-Stahl-



Verbundquerschnitts (Abbildung 5.16). Die eingefügte Stahlplatte dehnt die Temperatur an der „heißen“ Stahlplattenoberfläche (im vorliegenden Fall ca. 160°C in der 60. Minute) auf ihre gesamte Schichtdicke aus. Dadurch kommt es im Vorholz (in Abhängigkeit seiner Dicke) zu einem im Vergleich zum Vollholz deutlich steileren Temperaturgradienten.

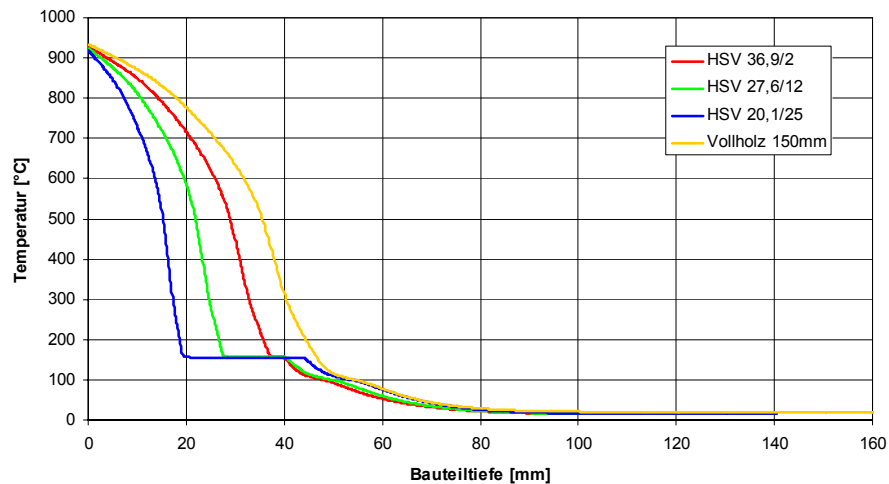


Abbildung 5.16: Temperaturprofil von Verbundquerschnitten im Vergleich zum reinen Vollholzquerschnitt in der 60. Brandminute.

Die verzögerte Querschnittserwärmung ist jedoch nicht mit den thermischen Materialeigenschaften von Stahl alleine in Verbindung zu bringen. Die Sperrfunktion der Stahlplatten gegenüber dem Feuchtigkeitstransport in tiefere Bauteilschichten verursacht ebenso einen beträchtlichen Anteil in Form einer sich bildenden Haltephase von beispielsweise rund 10 Minuten bei einer Vorholzdicke von 39mm (siehe Versuche in Kapitel 3.3). Berechnungen für eine Stahlplattendicke von 0,1mm zeigten bereits eine deutliche Steigerung des Temperaturgradienten innerhalb der in diesem Fall berücksichtigten 39,3mm dicken Vorholzplatte (Abbildung 5.17).

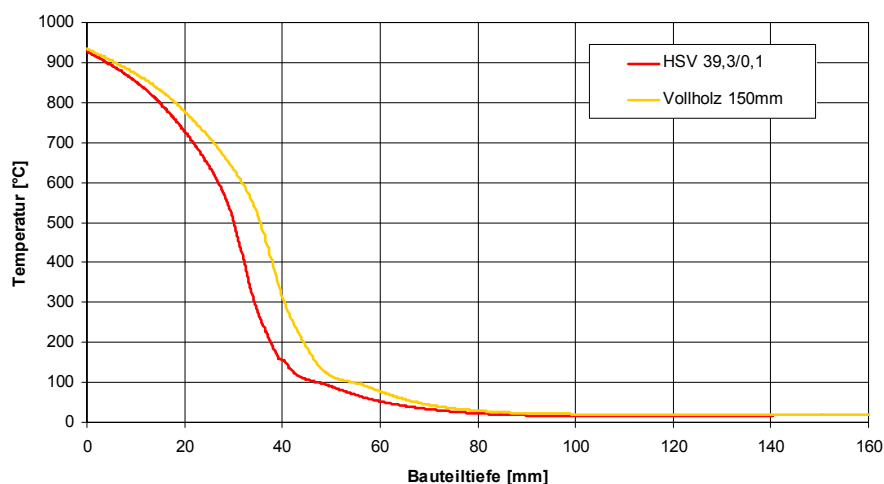


Abbildung 5.17: Errechnetes Temperaturprofil in einem Vollholzquerschnitt (434kg/m<sup>3</sup>, 10,4% Feuchte) und einem Verbundquerschnitt mit 0,1mm Stahlplatte als Dampfsperre.

Hinsichtlich der zu erwartenden Auswirkungen einer Abweichung der ermittelten minimal notwendigen Vorholzdicke zur Erreichung der Stahltemperatur von 160°C in der 60. Brandminute, (Abbildung 5.12 bzw. Gl. 65) wurden zahlreiche Vergleichsrechnungen durchgeführt. Diesbezügliche Ergebnisse sind im Folgenden zusammengestellt.

Im Fall zu dünn dimensionierter Vorholzplatten kommt es erwartungsgemäß zum Anstieg der Temperatur in der Stahlplatte, wobei jedoch die Querschnitte mit dünneren Stahlplatten deutlich stärker von den Auswirkungen betroffen sind. Während der Stahlverbundquerschnitt mit 25mm Stahldicke bei einer Verringerung der Vorholzplattendicke um 5mm (entspricht ca. -25%) einen Temperaturanstieg von ca. 54°C erfährt, steigt diese unter gleichen Bedingungen für den Querschnitt mit nur 2mm Stahldicke (entspricht ca. -14%) um ca. 91°C an (Abbildung 5.18). Dieser Unterschied des Ausmaßes der Auswirkung einer abweichenden Dimensionierung der Vorholzplattendicke auf die Stahltemperatur ist jedoch nur bis zu einer Stahlplattendicke von ca. 12mm gegeben. Darüber hinaus kommt es zu einem nahezu gleich bleibenden Einfluss.

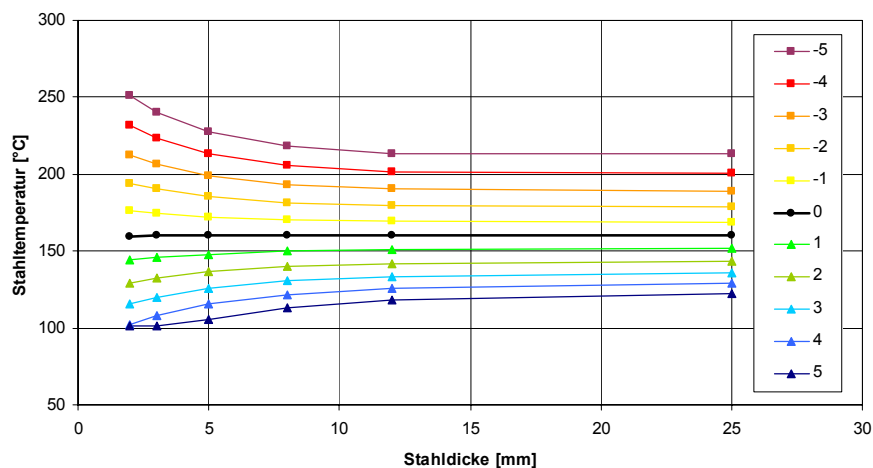


Abbildung 5.18: Auswirkungen von Abweichungen der idealen Vorholzdicke je Verbundquerschnitt um bis zu  $\pm 5$ mm auf die maximal erreichte Stahltemperatur  $T_{sim}$  in der 60. Brandminute.

In umgekehrter Richtung fällt auf, dass eine zu dick dimensionierte Vorholzplatte im Rahmen des hier ausgearbeiteten Temperaturbereichs in gewisser Weise begrenztere Auswirkungen auf die Stahltemperatur ausübt. Ab Erreichen des Temperaturniveaus der Wasserverdampfung bildet sich eine „Barriere“ für alle Querschnitte hinsichtlich des Erreichens noch kühlerer maximaler Stahltemperaturen. Im Zusammenhang mit einer zum Verdampfen der Holzfeuchte benötigten Zeitspanne von mehreren Minuten, kann diese „Grenze“ nur durch eine enorme Überdimensionierung (plus > 12mm) der Vorholzplatte unterschritten werden kann (Abbildung 5.19).

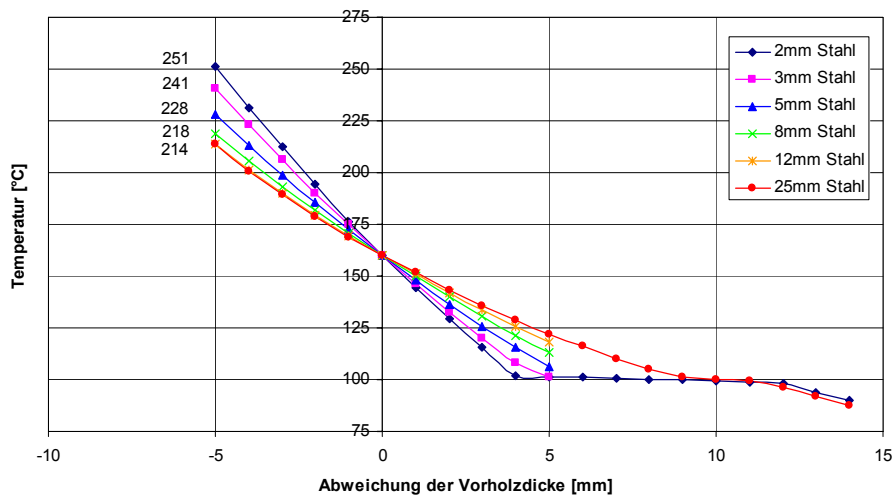


Abbildung 5.19: Auswirkungen von Abweichungen zur idealen Vorholzplattendicke je Verbundquerschnitt auf die Stahltemperatur  $T_{sim}$ .

## **6 Anwendung der Ergebnisse zur Verbesserung des Brandverhaltens des Holz-Stahl-Verbundes in der Praxis**

Eine erste Anwendbarkeit der in Kapitel 5 ermittelten Ergebnisse zum Brandverhalten von Holz- und Holz-Stahl-Verbundquerschnitten ist trotz der nur eindimensional durchgeführten Untersuchungen bereits abschätzend im Sinne einer Vorstudie möglich. Für eine Umsetzung in die Konstruktionspraxis ist jedoch eine weitere Ausarbeitung hinsichtlich mehrdimensionaler Verbundquerschnitte zwingend notwendig. Die Erstellung eines Konstruktionsatlases mit Dimensionierungshilfen in Form von Tabellenwerken für verschiedene Verbundquerschnittsgeometrien bei mehrseitiger Brandbeanspruchung und unterschiedlicher Beanspruchungsdauer ist hierfür anzustreben. Im Folgenden wird eine erste abschätzende Anwendung der Ergebnisse dieser Dissertation an drei praxisnahen Konstruktionsbeispielen gezeigt:

- Stahllamelle innerhalb eines Brettschichtholzträgers,
- I-Querschnitt bei der Sanierung von Dippelbaumdecken und
- I-Querschnitt zur Herstellung einer Auswechslung bei Holzdecken.

Die Gebrauchstauglichkeit / Tragfähigkeit von Vollholzträgern (Biegeträger) kann durch Einfügen einer zusätzlichen Lamelle im Bereich der Zugzone wirkungsvoll erhöht werden. Neben Lamellen aus Kohle- oder Glasfasern bietet sich die Verwendung von Stahllamellen an, da auch sämtliche Verbindungsmittel im Ingenieurholzbau aus Stahl hergestellt werden. Die dadurch gegebene direkte Anschlussmöglichkeit der Verstärkungslamellen an das Verbindungsmittel stellt einen weiteren konstruktiven Vorteil da. Hohe Querschnittskräfte können auf diese Weise gezielt in den Anschlussknoten abgeleitet werden. Die im Rahmen dieser Arbeit ermittelten Ergebnisse sind für einen Brandwiderstand von 60 Minuten bei einer Brandbeanspruchung gemäß der Einheitstemperaturkurve ausgelegt. Es ist allerdings zu berücksichtigen, dass die errechneten Querschnittskombinationen für eine rein eindimensionale Brandbeanspruchung dimensioniert wurden. Weiters ist bei der statischen Bemessung der Verbundquerschnitte zu beachten, dass das Vorholz im Sinne seiner brandschutztechnischen Bestimmung als „Opferholz“ nicht mitgerechnet werden kann.

Aufgrund der im Fall von Trägern zumeist auftretenden 3-seitigen Beflammung ist bei direkter Anwendung der Dimensionierungshilfen für die Holzüberdeckung (Gl. 65) mit einer Überschreitung des 200°C-Designkriteriums der Stahllamelle zu rechnen. Im Zusammenhang mit der im Eckbereich kleinen Oberfläche der Stahllamelle kann deren hohe Wärmespeicherfähigkeit nicht optimal ausgenutzt und außerdem kein Feuchtigkeitsstau erwartet werden. Durch ein ebenfalls seitliches Umschließen der Stahllamelle, kann jedoch der im vorliegenden Fall zusätzliche seitliche Energieeintrag verhindert bzw. reduziert werden (Abbildung 6.1). Idealerweise ist dabei die unterste Lamelle (Holzüberdeckung / Vorholz) als Einschichtplatte auszuführen, deren Stabverleimung quer

zur Trägerlängsachse verläuft, um die Rissbildung kontrollierbarer ablaufen lassen zu können und so die Temperaturentwicklung der Stahlplatte exakter vorausberechnen zu können.

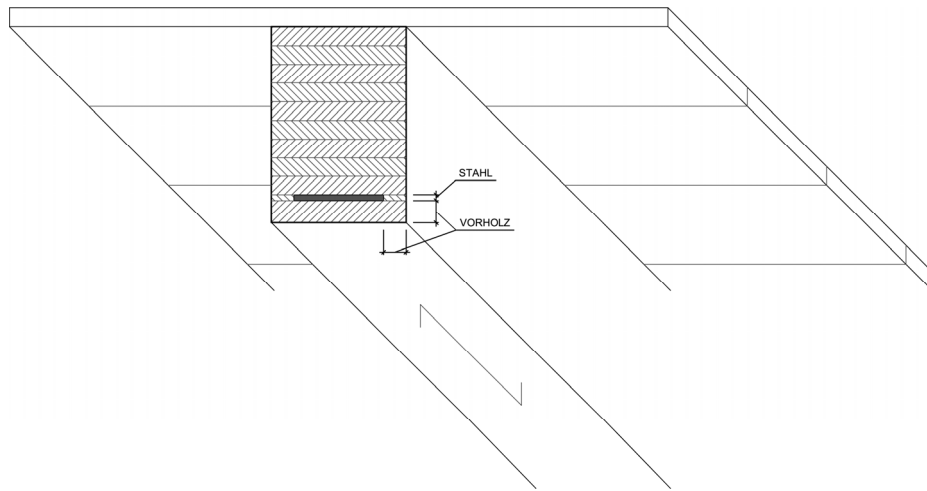


Abbildung 6.1: Brettschichtholzträger mit Stahlplatte in der Zugzone zur Erhöhung der Tragfähigkeit / Gebrauchstauglichkeit. Die Mindestholzüberdeckung für eine Brandwiderstandsdauer von 60 Minuten steht in Abhängigkeit der Dicke der Stahlplatte.

Eine weitere Anwendungsmöglichkeit der Forschungsergebnisse stellt sich bei der Sanierung von Dippelbaumdecken dar. Um die Tragfähigkeit der Decke nachträglich zu erhöhen, können nach Bedarf Stahlträger in z.B. I-Querschnittsform in die bestehende Dippelbaumdecke eingefügt werden. Der zu sanierende Holzquerschnitt ist in Abhängigkeit der Flanschdicke des Stahlprofils bis zur ermittelten Mindestdicke (entspr. Vorholzdicke) auszufräsen und der Stahlträger einzubringen. Auf diese Weise kann auch die Untersicht der Decke (separate Wohneinheit) zerstörungsfrei erhalten bleiben (Abbildung 6.2).

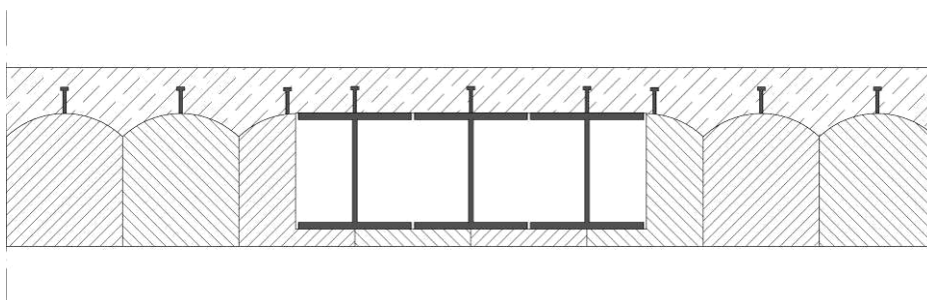


Abbildung 6.2: Sanierung einer Dippelbaumdecke zur Erhöhung der Tragfähigkeit durch Einfügen von Stahlträgern (I-Profil) bündig mit der bestehenden Rohdeckenoberkante. Die dargestellte Variante stellt die ergänzende Möglichkeit der Herstellung als Holz-Beton-Verbunddecke dar.

Ein weiterer Anwendungsbereich bietet sich bei der Herstellung von Auswechslungen bei Deckendurchführungen bzw. Öffnungen, die aus statischen Gründen oftmals in Stahl hergestellt werden müssen. Im Zusammenhang mit der maximal möglichen Konstruktionshöhe kommt es zur Anordnung mehrere nebeneinander liegender I-Träger (Mann-an-Mann) (Abbildung 6.3).

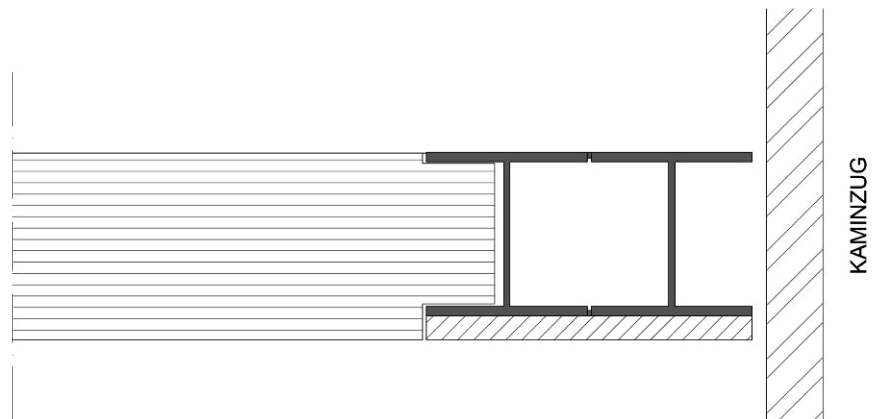


Abbildung 6.3: Auswechslung einer Holzdecke im Bereich von Deckendurchführungen bzw. Öffnungen. Aufgrund der vorgegebenen maximalen Konstruktionshöhe kommt es zur Aneinanderreihung quadratischer I-Profile aus Stahl.

In den letzten beiden genannten Anwendungsfällen ist eine nahezu eindimensionale thermische Beanspruchung gegeben. Eine erste Abschätzung für die hierfür notwendige Vorholzdicke für eine Brandwiderstandsdauer von 60 Minuten ist gemäß Gl. 65 möglich. Die im Zusammenhang mit der Querschnittsform des Stahl-I-Trägers in Flanschmitte erhöhte Wärmespeicherfähigkeit wirkt sich lokal positiv auf die verzögerte Querschnittserwärmung aus.

## 7 Zusammenfassung

Das Ziel dieser Arbeit waren Untersuchungen und die Erarbeitung technischer und konstruktiver Grundlagen für den Einsatz des Holz-Stahl-Materialverbundes. Da dessen Anwendung ganz wesentlich vom thermischen Verhalten / Brandverhalten abhängig ist, war es erforderlich das Bauteilverhalten im Brandfall – insbesondere die dabei auftretenden physikalischen Effekte – für die geplante thermische Simulation zu untersuchen. Im Rahmen dieser Arbeit wurden ausschließlich eindimensionale Brandbeanspruchungen behandelt.

Der Zielvorgabe entsprechend wurde die Arbeit in vier Abschnitte unterteilt: In Abschnitt eins wurde eine ausführliche Literaturstudie zum Themengebiet des Brandverhaltens von Holz und des Holz-Stahl-Verbundes durchgeführt. Beim Studium dieser Thematik zeigte sich, dass es bereits eine große Anzahl an Publikationen zum Thema „Abbrandverhalten von Holz“ gibt. Hinsichtlich eines zu erwartenden gegenseitigen Einflusses von Holz und Stahl im Verbund unter Brandbedingungen sind allerdings nur sehr wenige Ergebnisse vorhanden – vorrangig liegen diese in Bezug auf den Einsatz von Stahl als Verbindungsmittel im Ingenieurholzbau vor. Aufbauend auf dieser Recherche wurden die folgenden Fragen hinsichtlich Materialverhalten, Konstruktion und thermischer Simulation formuliert und im Weiteren behandelt:

- Welchen Einfluss übt die Metallschicht im Brandfall auf Holz hinsichtlich seiner Wärmespeicherfähigkeit, der effektiven Wärmeleitfähigkeit und der Rohdichte im Zusammenhang mit dem Feuchtetransport aus?
- Ab welcher Grenztemperatur des eingebetteten Stahlquerschnitts muss mit einem Versagen des Materialverbunds gerechnet werden?
- In wieweit kann mit einer thermischen Simulation der Verbundquerschnitte auf Basis der Materialkennwerte in EN 1995-1-2 und EN 1993-1-2 eine ausreichende Übereinstimmung mit Versuchsergebnissen erzielt werden?

Der zweite Abschnitt umfasst Vorversuche und Versuchsreihen, die einen Beitrag zur Klärung der oben angeführten Fragen lieferten sollten. Bei den Vorversuchen wurden die notwendigen Versuchsanordnungen entwickelt. Dabei wurden Kalibrierungen des eigens entwickelten Prüfofens durchgeführt und versuchstechnische Einflüsse auf die Messergebnisse untersucht. Neben dem Einfluss der Art des Einbaus der Thermolemente wurden vorwiegend Untersuchungen zur Auswahl geeigneter Vorholzplatten (Holzwerkstoffe), sowie zum Versuchsaufbau der Holz-Stahl-Verbundprobekörper durchgeführt. Die auf der Basis der Angaben von *Wolfgruber u. Rudy*<sup>205</sup> untersuchten Holz-Stahl-Verbundquerschnittskonfigurationen, zeigten jedoch hinsichtlich der Temperaturentwicklung der Stahlplatte keine ausreichende Übereinstimmung mit der ihnen zugrunde liegenden Simulation (Materialkennwerte nach EC5 und EC3).

---

<sup>205</sup> Wolfgruber u. Rudy (2007)

Bei den anschließenden Versuchsreihen wurde der Schwerpunkt der Untersuchungen einerseits auf den Einfluss der Holzfeuchte hinsichtlich des Abbrandverhaltens von Vollholz gelegt und andererseits auf die Veränderung des Feuchtetransportes / Abbrandverhaltens infolge der dampfsperrenden Wirkung der im Bauteilquerschnitt eingefügten Stahlplatte. Der Feuchtegehalt des Holzes zeigte sich im Gegensatz zu manchen früheren Arbeiten als wesentlicher Parameter hinsichtlich des Abbrandverhaltens von Vollholz. Für das Brandverhalten der Verbundquerschnitte ergab sich ein Einfluss der Einbautiefe der Dampfsperre. Für einen Einfluss der Holzfeuchte des Vorholzes bei Verbundquerschnitten im Bereich oberhalb der Normfeuchte (10% bis 18%) konnte kein signifikanter Nachweis einer deutlichen Reduktion des Abbrandverhaltens erbracht werden. Das gewählte Designkriterium für Holz-Stahl-Verbundquerschnitte von maximal erreichten 200°C der Stahlplatte konnte als konstruktionsrelevant bestätigt werden. Bei höheren Stahltemperaturen ist mit einer vollständigen Zerstörung des Materialverbundes (vollständige Verkohlung der Vorholzplatte) zu rechnen. Im Zusammenhang mit der dampfsperrenden Wirkung der Stahlplatte konnte ein deutlicher Feuchtigkeitsstau im Randbereich des Vorholzes (im Übergangsbereich zur Stahlplatte) ermittelt werden. Diese Ansammlung von Feuchtigkeit in Kombination mit der Unterbrechung des Stofftransportes bringt eine wesentliche Veränderung der Materialkennwerte (äquivalente Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität, Rohdichte) mit sich.

In Abschnitt drei wird mit Hilfe physikalischer Modelle das Materialverhalten dargestellt. Es werden unter Einbeziehung der Messergebnisse neue temperatur- und feuchteabhängige Materialkennwerte zur thermischen Simulation von brandbeanspruchtem Vollholz- und Holz-Stahl-Verbundquerschnitten hergeleitet. Die Rechenwerte der Materialkennwerte wurden mit umfangreichen Simulationen (Parameterstudien) überprüft.

Die Anwendung der neuen Materialkennwerte im Rahmen einer thermischen Simulation erfolgte in Abschnitt 4. Es wurde in der Regel eine ausreichende Genauigkeit hinsichtlich einer Nachstellung der Versuchsergebnisse auf Basis des erarbeiteten Materialmodells erzielt. Auf Basis von Simulationsergebnissen konnte für Vollholz eine Berechnungsformel für die Abbrandgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Ausgangsfeuchte und Rohdichte abgeleitet werden. Die Abbrandrate verändert sich bei gleicher Rohdichte zwischen dargetrocknetem und normklimatisiertem Holz (rund 12% Holzfeuchte) in der Größenordnung von rund 18%. Parameterstudien ergaben, dass für unter Normklima gelagerte, bzw. unter Raumklima verbaute Hölzer der Klasse C24, deren mittlere Holzfeuchte im Bereich zwischen rund 10% bis 12% und deren Rohdichte im Bereich zwischen rund 400kg/m<sup>3</sup> und 450kg/m<sup>3</sup> liegt, eine Abbrandberechnung mit einer Abbrandrate von 0,65mm/min gemäß EN 1995-1-2 als völlig ausreichend genau anzusehen ist.



Das thermische Verhalten brandbeanspruchter Holz-Stahl-Verbundquerschnitte wurde ebenfalls auf Basis der erstellten Materialkennwerte im Detail untersucht. Dabei wurde der Einfluss der einzelnen Materialdicken auf das thermische Verhalten des Querschnitts genau ermittelt. Auf diese Weise konnten Querschnittskonfigurationen entworfen werden, deren maximale Stahltemperaturen unter Berücksichtigung eines (auf Basis der Versuchsergebnisse ermittelten) Beiwertes das Designkriterium von 200°C als charakteristische Bauteiltemperatur in der 60. Brandminute erfüllen. Die hierfür geeigneten Materialdicken wurden in Form einer Dimensionierungshilfe (Diagramm) zusammengestellt.

Abschließend wurde die Dimensionierungshilfe an Beispielen aus der Baupraxis abschätzend im Sinne einer Vorstudie angewendet und die Plausibilität der Holz-Stahl-Verbundquerschnitte aufgezeigt. Der Materialverbund von Holz und Stahl kann sowohl bei der Herstellung leistungsfähiger Brettschichtholzträgern, als auch in der Deckensanierung im Fall von Dippelbaumdecken eingesetzt werden. Neben einer deutlichen Steigerung der Tragfähigkeit bzw. Gebrauchstauglichkeit kommt zusätzlich das optimierte Bauteilverhalten im Brandfall zu tragen. Die auf Basis der Dimensionierungshilfe gewählte Dicke der Vorholzplatten in Kombination mit der Dicke der Stahleinlagen, gewährleistet eine berechenbare Tragfähigkeit des Bauteilquerschnitts im Brandfall. Im Zusammenhang mit der maximal erreichten Stahltemperatur von 200°C nach 60 Minuten Brandbeanspruchung übertrifft die Brandwiderstandsdauer der Verbundquerschnitte jene reiner Stahltragwerke um ein Vielfaches.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass sich die sehr unterschiedlichen thermischen Eigenschaften von Holz und Stahl in Form von Verbundquerschnitten gegenseitig positiv beeinflussen und durch den Materialverbund ein deutlich verbessertes Brandverhalten erzielbar ist. Wesentlich dabei ist die vollständige Überdeckung der Stahlplatten, um einen direkten Energieeintrag durch die hohen Brandraumtemperaturen zu verhindern. Die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Prinzipien des Brandverhaltens von Holz-Stahl-Verbunds zeigen ein hohes Potenzial hinsichtlich der Entwicklung von brandschutztechnisch optimierten Verbundquerschnitten auf.

## **8 Ausblick**

In weiterführenden Arbeiten sind Untersuchungen über die Erweiterbarkeit des erarbeiteten Materialmodells und hinsichtlich seiner Gültigkeit im mehrdimensionalen Bereich zielführend und notwendig. Der im Zusammenhang mit dem Einbau einer Stahlplatte stark veränderte Feuchtigkeitstransport im Vorholz sollte für eine Basis präziserer physikalischer Erklärungsmodelle weiter erforscht werden. In einem weiteren Schritt erscheint eine Ausweitung der Berechnung von Holz-Stahl-Verbundelementen auf Brandbeanspruchungen von 30 und 90 Minuten sinnvoll, um auch für diese Bereiche eine Dimensionierung von Verbundquerschnitten bereitstellen zu können. Im Anschluss daran sind Untersuchungen des Brandverhaltens mehrdimensionaler Holz-Stahl-Verbundquerschnitte und die dabei zusätzlich auftretenden Einflüsse aus der Sicht des Konstrukteurs von besonderem Interesse. Als Ziel kann dabei angestrebt werden, Tabellenwerke zur Dimensionierung der Vorholzplatten für Standard-Stahlquerschnitte für eine unterschiedliche Dauer der Brandbeanspruchung bzw. für unterschiedliche Brandszenarien zu erarbeiten. Ebenso ist eine Produktentwicklung von Holz-Stahl-Verbundkonstruktionselementen anzustreben, die sowohl die Vorteile des thermischen als auch eines mechanischen Verbundes nutzen können.

## 9 Literatur

- ANSYS. *ANSYS Multiphysics Release 10.0*, (Software). Canonsburg (PA), USA: ANSYS, Inc., <http://www.ansys.com>. 2005.
- Baehr, H. D. *Thermodynamik*. 12. Auflage. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 2005.
- Baehr, H. D., Stephan, K. *Wärme- und Stoffübertragung*. 6. Auflage. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 2008.
- Beall, F. C., Eickner, H. W. *Thermal Degradation of Wood Components, A review of the literature*. Research Paper FPL 130. U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, Madison, 1970.
- Bobacz, D. *Behavior of Wood in Case of Fire, Proposal for a Stochastic Dimensioning for Structural Elements* [Dissertation]. Universität für Bodenkultur, Institut für konstruktiven Ingenieurbau. Wien, 2005.
- Bobacz, D. *Project Report #875-05-009, Thermal Material Model of Wood*. Universität für Bodenkultur, Institut für konstruktiven Ingenieurbau, Wien, 2006.
- Böhmer, G. *Zur Wasserdampf- und Luftdurchlässigkeit verschiedener ungehandelter und thermisch behandelte Hölzer, Teil 1: Wasserdampfdurchlässigkeit*. Holz als Roh- und Werkstoff, 34. Jg., S. 295-307. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1976.
- BRI – Building Research Institute. *Annual Report 2003: Development of Wood-based Hybrid Structure Technology* [Translation from Japanese]. Japan: Building Research Institute, Fire Protection Group. Tsukuba, 2004.
- Cammerer, W. F. *Wärmeleitfähigkeit und Diffusionswiderstand von Holzwerkstoffen*. Holz als Roh- und Werkstoff, 28. Jg., S. 420-423. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1970.
- Cerbe, G., Hoffmann, H. *Einführung in die Thermodynamik*. 11. Auflage, Carl Hanser Verlag, München / Wien, 2002

- Deliiski, N. *Berechnung der instationären Temperaturverteilung im Holz bei der Erwärmung durch Wärmeleitung, Teil 1: Mathematisches Modell für die Erwärmung des Holzes durch Wärmeleitung*. Holz als Roh- und Werkstoff, 35, S. 141-145. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1977.
- Domansky, R., Rendos, F. *Zum Studium der Pyrolyse des Holzes und seiner Komponenten*. Holz als Roh- und Werkstoff, 20. Jg., S. 473-476. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1962.
- Dorn H., Egner, K. *Brandversuche an brettschichtverleimten Holzträgern unter Biegebeanspruchung*. Holz als Roh- und Werkstoff 25. Jg., S. 308-320. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1967
- Drysdale, D. *An Introduction to Fire Dynamics*. Second Edition, John Wiley & Sons, Chichester, 1998.
- Dunlap, F. *The specific Heat of Wood*. US Department of Agriculture USDA Forest Service. Forest Products Laboratory. Bulletin No. 110. Madison, Wisconsin, 1912.
- Eckert, E. *Einführung in den Wärme- und Stoffaustausch*. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1959.
- Ehrenspiel, R., Seemann, M., Wegener, G. *Temperaturbeanspruchung von Bauholz*. Bauforschung, 42, Heft 4, S. 173-180. 2001.
- EN 1363-1 (2000). *Feuerwiderstandsprüfungen - Teil 1: Allgemeine Anforderungen*. Österreichisches Normungsinstitut, Wien, 2000.
- EN 1993-1-2 (2007). *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall*. Österreichisches Normungsinstitut, Wien, 2007.
- EN 1995-1-2 (2006-10-01). *Eurocode 5: Berechnung und Bemessung – Teil 1-2: Allgemeine Regeln – Bemessung für den Brandfall* (konsolidierte Version): Österreichisches Normungsinstitut, Wien, 2006.
- EN 1363-1 (2000-01-01). *Feuerwiderstandsprüfungen - Teil 1: Allgemeine Anforderungen*. Österreichisches Normungsinstitut, Wien, 2000.

- EN 338 (2009-12-01). *Bauholz für Tragende Zwecke - Festigkeitsklassen*. Österreichisches Normungsinstitut, Wien, 2009.
- Erchinger, C., Fontana, M., Mischler, A., Frangi, A. *Versuche an mehrschnittigen Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen und Rillennagelverbindungen bei Raumtemperatur und Normbrandbedingungen*, Zürich: Institut für Baustatik und Konstruktion, ETH Zürich, 2006.
- Erchinger, C., Mischler, A., Frangi, A. Thermal investigations on multiple shear steel-to-timber connections. *Proceedings of WCTE 2006 – 9<sup>th</sup> World Conference on Timber Engineering*. Portland (OR), USA: Oregon State University (for the WCTE), 2006.
- Fang, M., Shen, D., Li, Y., Yu, C., Luo, Z., Cen, K.: *Kinetic study on pyrolysis and combustion of wood under different oxygen concentrations by using TG-FTIR analysis*. *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis*, No. 77, S. 22-27, Elsevier B.V., 2006.
- Fengel, D. *Über die Veränderungen des Holzes und seiner Komponenten im Temperaturbereich bis 200°C – Vierte Mitteilung: Das Verhalten der Cellulose im Fichtenholz bei thermischer Behandlung*. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 25. Jg., S. 102-111. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1967.
- Fleischer, H., Fornather, J., Bergmeister, K., Luggin, W. *Versuchsbericht – Großbrand-Versuchsreihe 1 (GBV-1)* [Versuchsbericht]. Universität für Bodenkultur, Institut für konstruktiven Ingenieurbau, Wien, 2002.
- Fornather, J., Bergmeister, K., Luggin, W., Giertlová, Z. *Versuchsbericht – Kleinbrand-Versuchsreihe 1 Teil 1 (KBV 1/1)* [Versuchsbericht]. Universität für Bodenkultur, Institut für konstruktiven Ingenieurbau, Wien, 2000.
- Fornather, J., Bergmeister, K. *Versuchsbericht – Kleinbrand-Versuchsreihe 1 Teil 2 (KBV 1/2)* [Versuchsbericht]. Universität für Bodenkultur, Institut für konstruktiven Ingenieurbau. Wien, 2001.
- Fornather, J., Bergmeister, K., Hochreiner, G. *Versuchsbericht – Kleinbrand-Versuchsreihe 2 Teil 1 (KBV 2/1) – Versuche mit Rissen* [Versuchsbericht]. Universität für Bodenkultur, Institut für konstruktiven Ingenieurbau, Wien, 2001.

- Fornather, J., Bergmeister, K. *Versuchsbericht – Kleinbrand-Versuchsreihe 3 (KBV 3): Versuche mit Verbindungsmitteln aus Stahl* [Versuchsbericht]. Universität für Bodenkultur, Institut für konstruktiven Ingenieurbau, Wien, 2001.
- Fornather, J., Hochreiner, G., Luggin, W. F. *Brennbarkeit und Brandverhalten von Holz, Holzwerkstoffen und Holzkonstruktionen, Zusammenfassung und Erkenntnisse für die Bemessungspraxis*. Proholz Austira, Wien, 2003.
- Frangi, A., Erchinger, C., Fontana, M. *Charring model for timber frame floor assemblies with void cavities*. Fire Safety Journal, Issue 8, S. 551-564. Elsevier B.V.. 2008.
- Frangi, A. *Brandverhalten von Holz-Beton-Verbunddecken*. ETH Zürich, Institut für Baustatik und Konstruktion. Dissertation. Zürich, 2001.
- Frangi, A., Fontana, M. *Untersuchungen zum Brandverhalten von Holzdecken aus Hohlkastenelementen*. Institut für Baustatik und Konstruktion (IBK). ETH Zürich. IBK Bericht Nr. 283. vdf Hochschulverlag AG, 2004.
- Frangi, A., Fontana, M., Bochicchio, G. *Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Brandverhalten von Brettsperrholzplatten*. Bauphysik 29, Heft 6, S. 387-397. Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften. Berlin, 2007
- Fredlund, B. *A Model for heat and Mass Transfer in Timber Structures During Fire* [Dissertation]. Lund University, Schweden, Lund, 1988.
- Foglia, A., Sonderberger, W., Niemz, P., Bader H., Weber, A. *Untersuchungen zur Wärmeleitfähigkeit neuartiger Holzwerkstoffe und Werkstoffverbunde*. Forschungsbericht für das Kuratorium des Fonds zur Förderung der Wald- und Holzforschung Nr. 2004.02. ETH-Zürich, Institut für Baustoffe, Zürich, 2006.
- Groth, C., Müller, G. *FEM für Praktiker – Band 3: Temperaturfelder*. 4. Auflage. Expert Verlag, Renningen, 2001
- Gu, H., Zink-Sharp, A. *Geometric Model for Softwood Transverse Thermal Conductivity. Part 1*. Wood and Fiber Science, 37(4), S. 699-711. Society of Wood Science and Technology, 2005.
- Haksever, A., Schneider, U. *Brandschutztechnische Bemessung von Stahlkonstruktionen bei realen Bränden*. Bauingenieur, 58, S. 299-307. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1983.

- Haksever, A. *Brandverhalten von brettschichtverleimten Holzstützen und Holzbalken*. Bauingenieur, 57, S. 19-26. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1982.
- Harmathy, T. Z., Sultan, M. A., MacLaurin, J. W. *Comparison of Severity of Exposure in ASTM E 119 and ISO 834 Fire Resistance Tests*. Reprint von ASTM Journal of Testing and Evaluation, Vol. 15, No. 6, November 1987, S. 371-375, IRC Paper No. 1512. National Research Council Canada, Ottawa, 1987.
- Hartl, H. *Brandverhalten von Holzkonstruktionen*. 2. Auflage, Herausgeber: Bundesholzwirtschaftsrat Wien, Holzinformation, Register 1, Wien, 1986.
- Haß, R., Meyer-Ottens, C., Quast, U. *Verbundbau Brandschutz Handbuch*. Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften, Berlin, 1989.
- Hartl, H. *Holzbau, Brandverhalten von Holzbauteilen*. Universität Innsbruck, Institut für Stahlbau und Holzbau, Innsbruck, 1992.
- Hellwig, M. *Zum Abbrand von Holzbrennstoffen unter besonderer Berücksichtigung der zeitlichen Abläufe* [Dissertation]. Technische Universität München, Institut für Landtechnik, München, 1988.
- Hietaniemi, J. *A Probabilistic Approach to Wood Charring Rate*. VTT Working Papers 31. VTT, Technical Research Centre of Finland, Espoo, 2005.
- Hoffmann, F. *Untersuchungen des thermischen Verhaltens von Holz unter Berücksichtigung des Einflusses hygroskopisch gebundener Feuchtigkeit* [Dissertation]. Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Fakultät für Maschinenbau und Elektrotechnik, Braunschweig, 1979.
- Hostikka, S. *Untersuchung des thermischen Verhaltens von Holz unter Berücksichtigung hygroskopisch gebundener Feuchtigkeit*. [Dissertation]. Fakultät für Maschinenbau und Elektrotechnik der Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, 1979.
- Hosser, D., Kampmeier, B. *Anwendung brennbarer Dämmstoffe im mehrgeschossigen Holzbau*. Bauphysik 29, Heft 4, S. 313-318. Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften, Berlin, 2007.

- ISO 834-1. *Fire-resistance tests – Elements of building construction – Part 1*. Österreichisches Normungsinstitut, Wien, 1999.
- Izumi, B. (2007). *Prototypentwicklung für mehrgeschossige öffentliche Gebäude mit Holz-Stahl Verbundkonstruktionen unter besonderer Berücksichtigung des Brandverhaltens* [Diplomarbeit]. Technische Universität Wien, Institut für Architekturwissenschaften – Tragwerksplanung und Ingenieurholzbau, Wien, 2008.
- Janssens, M. *Modeling of thermal degradation of structural wood members exposed to fire*. Fire and Materials, Fire Mater, 28, John Wiley & Sons, Chichester, 2004.
- Kiebl, K. *Kapillarer und dampfförmiger Feuchtetransport in mehrschichtigen Bauteilen*. Dissertation, Universität Essen, 1983.
- Kisseloff, P. *Feuchtigkeitsbewegung und Wärmeleitung in Holz*. Holz als Roh- und Werkstoff, 27. Jg., S. 245-253. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1969.
- Klingsch, W., Tavakkol-Khah, M., Wesche, J., & Kersken-Bradley, M. *Temperaturentwicklung in brandbeanspruchten Holzquerschnitten, Forschungsvorhaben F-90/1* [Forschungsbericht]. Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart, 1993.
- Knublauch, E., Rudophi, R., *Der Abbrand als Grundlage zur theoretischen Vorausbestimmung der Feuerwiderstandsdauer von Holzbauteilen*. Bauen mit Holz 12/71, S. 590-593. BruderVerlag, Köln, 1971.
- Knudson, R., Schniewind, A. *Performance of Structural Wood Members Exposed to Fire*. Forest Productes Journal, Volume 25, Number 2, Madison, 1975.
- Kollmann, F. *Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe*, Band 1, 2. Auflage. Springer Verlag, Berlin, 1951.
- Kollmann, F. *Neuere Ergebnisse über das Verhalten von Holz und Holzbauteilen im Feuer*, Holz-Zentralblatt, 64/65, S. 1199-1201. Stuttgart, 1966.
- Kollmann, F. *Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe*, Band 2, 2. Auflage. Springer Verlag, Berlin, 1955.



- Kollmann, F. *Über die Sorption von Holz und ihre exakte Bestimmung*. Holz als Roh- und Werkstoff, 17. Jg., S. 165-171. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1959.
- Kollmann, F., Malmquist, L. *Über die Wärmeleitfähigkeit von Holz und Holzwerkstoffen*. Holz als Roh- und Werkstoff, 14. Jg., S. 201-204. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1956.
- Kollmann, F. *Zur Frage des Auftretens exothermer Reaktionen bei Holz*. Holz als Roh- und Werkstoff, 18. Jg., S. 193-200. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1960.
- König, J., & Walleij L. *One-Dimensional Charring of Timber Exposed to Standard and Parametric Fires in Initially Unprotected and Postprotection Situations*. Rapport I 9908029. Trätec, Stockholm, 1999.
- König, J. *The Effect of Density on Charring and Loss of Bending Strength in Fire*. Rapport I 9210062. Trätec, Stockholm, 1992.
- König, J. *Structural fire design of timber structures according to Eurocode 5 – a critical review*. L-Rapport 9711093. Trätec, Stockholm, 1992.
- Kordina, K., & Meyer-Ottens, C. *Holz Brandschutz Handbuch*. Munich, Germany: Verlag Deutsche Gesellschaft für Holzforschung e.V. München, 1994.
- Kübler, H. *Studien über die Holzfeuchtebewegung*. Holz als Roh- und Werkstoff, 15. Jg., S. 453-467. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1957.
- Krischer, O., Kröll, K. *Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik*. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1956.
- Kühlmann, G. *Untersuchung der thermischen Eigenschaften von Holz und Spanplatten in Abhängigkeit von Feuchtigkeit und Temperatur im hygroskopischen Bereich*. Holz als Roh- und Werkstoff, 20. Jg., S. 259-270. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1962.
- Lache, M. *Abbrandgeschwindigkeit von Vollholz, Brettschichtholz und Holzwerkstoffen, Schlussbericht*. Fraunhofer IRB-Verlag, Stuttgart, 1992.

- Lache, M. *Untersuchungen zur Abbrandgeschwindigkeit von Vollholz und zur Feuerwiderstandsdauer biegebeanspruchter Brettschichtholzträger* [Dissertation]. Ludwig-Maximilians-Universität. München, 1992.
- Lie, T. *Structural Fire Protection*. Herausgeber: American Society of Civil Engineers. New York, 1992.
- Lindner, H. *Physik für Ingenieure*. Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag, München, 2001.
- Lingens, A. *Untersuchung des Abbrandes und der Brandgase ausgewählter Holzarten in Abhängigkeit vom chemischen und strukturellen Holzaufbau* [Dissertation]. Technische Universität München, Fakultät Wissenschaftszentrum Weihenstephan für Ernährung, Landnutzung und Umwelt, München, 2003.
- Luikov, A. V., Mikhailov, Y. A. *Theory of Energy and Mass Transfer*. Pergamon Press, Oxford, 1965.
- Maschek, H. J. *Grundlagen der Wärme und Stoffübertragung*. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1979.
- McLean, J., D. *Thermal conductivity of wood*. Transaction American Society of Heating and Ventilation Engineers 47, 1941.
- Mehlhorn, G. *Der Ingenieurbau*. Ernst & Sohn Verlag, Berlin, 1989.
- Mikkola, E. *Charring of wood*. Research Report 689, VTT, Technical Research Centre of Finland. Espoo, 1990.
- Natterer, J., et al. *Holzbauatlas*. Birkhäuser-Verlag für Architektur, Basel, 2003.
- Niemz, P. *Physik des Holzes*. ETH Zürich, Institut für Baustoffe, Holzphysik, Zürich, 2005.
- Niemz, P. *Untersuchungen zur Wärmeleitfähigkeit ausgewählter einheimischer und fremdländischer Holzarten*. Bauphysik 29, S. 311-312. Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften, Berlin, 2007.
- Nurbakhsh S. *Thermal Decomposition of Charring Materials*. Michigan State University, Department of Mechanical Engineering. Michigan, 1989.

- Peter, M. *Numerische Tragfähigkeitsermittlung von Holzbauteilen im Brandfall unter Berücksichtigung des nichtlinearen Materialverhaltens* [Dissertation]. Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart, 2003.
- Peters, B., Bruch, C. *Drying and pyrolysis of wood particles: experiments and simulation*. Journal of Analytical and Applied Pyrolysis, 70, S. 233-250, Elsevier B.V., 2000.
- Povel, D. *Tragfähigkeit von Holzverbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln im Brandfall* [Dissertation]. Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart, 2002.
- Ragland K.W., Aerts, D. J., Baker A. J. *Properties of Wood for Combustion Analysis*. Bioresource Technology, 37, S. 161-168. 1991.
- Ritzka, Y. *Untersuchungen zum Abbrandverhalten von Holz- und Spanplattenproben mit einer TGA-FTIR-Kopplung* [Dissertation]. Universität Hannover, Fachbereich Chemie, Hannover, 1998.
- Röll, H., *Untersuchungen über das Abbrandverhalten von Fichten- und Eichenholz in Abhängigkeit von rhdichte, Jahrringorientierung und Zeit*. Forstwissenschaftliche Fakultät der Universität München, 1984.
- Rowell, R. M., LeVan-Green, S. *Thermal Properties*. Handbook of Wood Chemistry and Wood Composites, S. 121-138. CRC Press, 2005.
- Sandermann, W., Augustin, H. *Chemische Untersuchungen über die thermische Zersetzung von Holz – Erste Mitteilung: Stand der Forschung*. Holz als Roh- und Werkstoff, 21. Jg., S. 256-265. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1963.
- Sandermann, W., Augustin, H. *Chemische Untersuchungen über die thermische Zersetzung von Holz – Zweite Mitteilung: Untersuchungen mit Hilfe der Differential-Thermo-Analyse*. Holz als Roh- und Werkstoff, 21. Jg., S. 305-315. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1963.
- Sandermann, W., Augustin, H. *Chemische Untersuchungen über die thermische Zersetzung von Holz – Dritte Mitteilung: Chemische Untersuchung des Zersetzungsablaufs*. Holz als Roh- und Werkstoff, 22. Jg., S. 377-386. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1964.
- Schaffer., E. L. *Structural Fire Design*. Research Paper FPL 450. U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, Madison, 1984.

- Schaffer., E. L. *State of structural timber fire endurance*. Wood and Fiber, 9(2), S. 145. 1977.
- Schaffer., E. L. *Charring rate of selected woods – transverse to grain*. Research Paper FPL 69. U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, Madison, 1967.
- Schaffer., E. L. *Review of Information Related to the Charring Rate of Wood*. Research Note FPL-0145. Slightly Revised 1980 U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, Madison, 1966.
- Schaffer, E. L. *A Simplified Test for Adhesive Behavior in Wood Sections Exposed to Fire*. Research Paper FPL 0175. U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, Madison, 1968.
- Scheer, C., Peter, M., Povel, D., Maack, S. *Tragfähigkeit von Holzverbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln im Brandfall. Teil 2: Brandversuche zur Bestätigung der theoretischen Erkenntnisse*. Forschungsbereich DGfH, E-2002/03. Institut für Bauingenieurwesen, Technische Universität Berlin, 2004.
- Schneider, A, Engelhardt, F. *Vergleichende Untersuchungen über die Wärmeleitfähigkeit von Holzspan- und Rindenplatten*. Holz als Roh- und Werkstoff, 35. Jg., S. 273-278. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1977.
- Schneider, U., Franssen J., Lebeda, C. *Baulicher Brandschutz*, 2. Auflage, Bauwerk Verlag, Berlin, 2008.
- Schneider, U. *Ingenieurmethoden im baulichen Brandschutz*. Expert Verlag, Renningen, 2001.
- Schneider, U.: *Grundlagen der Ingenieurmethoden im Baulichen Brandschutz*. 3. Auflage, Werner Verlag, Düsseldorf, 2004.
- Schreilechner, G., Fornather, J., & Bergmeister, K., Hartl, H. *Versuchsbericht – IL-Versuchsreihe 2 Teil 2 (ILV 2/2) – Versuche mit Blechen* [Versuchsbericht]. Universität für Bodenkultur, Institut für konstruktiven Ingenieurbau, Wien, 2001.
- Scholz, W., Hiese, W., *Baustoffkenntnis*. 16. Auflage, Werner Verlag, Wolter Kluwers Deutschland, Köln, 2007.

- Shen, D. K., Fang, M. X., Luo, Z. Y., Cen, K. F. *Modeling pyrolysis of wet wood under external heat flux*. Fire Safety Journal, 42, S. 210-217. Elsevier B.V., 2007.
- Shresta, D., Cramer, S., White, R. *Time-Temperature Profile across a Luber Section Exposed to Pyrolytic Temperatures*. Fire and Materials, Vol. 18, S. 211-220. John Wiley & Sons, Chichester, 1994.
- Stamm, A., Luogborough W. *Journal of Physical Chemistry*. Band 39, S. 121. 1934.
- TenWolde, A., McNatt, J. D., Krahn, L. *Thermal Properties of Wood and Wood Panel Products for Use in Buildings*. U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, Madison, 1988.
- Thomas, P. H. *Experiments on the Rate of Decomposition of Wood in Fires*. Fire Research Note No. 672, Fire Research Station, 1967.
- Topf, P. *Die thermische Zersetzung von Holz bei Temperaturen bis 180°C – Zweite Mitteilung: Versuche zur Frage der Selbstentzündung, des Masseverlustes, des Brennwertes und der Elementaranalysen*. Holz als Roh- und Werkstoff, 29. Jg., S. 295-300. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1971.
- Topf, P. *Untersuchungen über die thermische Zersetzung von Holz in oxidierender Atmosphäre bei Temperaturen bis 180°C. Ein Beitrag zur Aufklärung der Selbstentzündung von Holz* [Dissertation]. Technische Universität München, Fakultät für Maschinenwesen und Elektrotechnik. München, 1970.
- Topf, P., Röhl, H., *Abbrandgeschwindigkeit von Fichte und Eiche*. Holz als Roh- und Werkstoff 42. Jg., Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1984.
- Tran, H. C., White, R. H. *Burning Rate of Solid Wood Measured in a Heat Release Rate Calorimeter*. Fire and Materials, Vol. 16, S. 197-206. John Wiley & Sons, Chichester, 1992.
- Voigt, H., Krischer, O., Schauss, H. *Die Feuchtigkeitsbewegung bei der Verdunstungstrocknung von Holz*. Holz als Roh- und Werkstoff, 3. Jg., S. 305-321. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1940.
- VDI-Gesellschaft, *VDI-Wärmeatlas*. 10. Auflage. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 2006.

- Voigt, H., Krischer, O., Schauss, H. *Die Feuchtigkeitsbewegung bei der Verdunstungstrocknung von Holz*. Holz als Roh- und Werkstoff, 3. Jg., S. 305-321. Springer Verlag, Berlin / Heidelberg, 1940.
- Warnatz, J., Maas, U., Dibble, R. *Verbrennung: Physikalisch-chemische Grundlagen, Modellierung und Simulation, Experimente, Schadstoffentstehung*. Springer Verlag, Berlin, 2001.
- White, R. H., Nordheim, E. V. *Charring Rate of Wood for ASTM E 119 Exposure*. Fire Technology, Volume 28, Number 1, Springer Verlag, Niederlande, 1992.
- White, R. H. *Charring Rate of Composite Timber Products*. Proceedings of Wood and Fire Safety 2000, Slovakei, 14.-19. Mai, S. 353-363. Zvolen, 2000.
- White, R. H., Tran, H. C. *Charring Rate of Wood Exposed to a Constant Heat Flux*. Proceedings of Wood and Fire Safety 2000, Slovakei, 14.-19. Mai, S. 175-183. Zvolen, 2000.
- White, R. H. *Analytical Methods for Determining Fire Resistance of Timber Members*. The SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, 3rd edition, S. 4-257 - 4-274. Society of Fire Protection Engineers, Quincy, 2002.
- White, R. H., Dietsberger, M. A. *Wood Products: Thermal Degradation and Fire*. Encyclopedia of Materials: Science and Technology, S. 9712-9716. Elsevier B.V., 2001.
- White, R. H., Schaffer, E. L. *Transient moisture gradient in fire-exposed wood slab*. Wood and Fiber Science, 13(1), S. 17-38. Society of Wood Science and Technology, 1981.
- Wolfsgruber, J., Rudy, M., (2007). *Thermodynamic Analysis of the Fire Performance of Structural Wood-Metal Composites*, Proceedings of Interflam 2007, Interscience Communications, UK, 3.-5. September 2007, London, 2007.
- Zehfuß, J. *Bemessung von Tragsystemen mehrgeschossiger Gebäude in Stahlbauweise für realistische Brandbeanspruchung* [Dissertation]. Universität für Bodenkultur, Institut für konstruktiven Ingenieurbau, Wien, 2001.

## Anhang A

Werte zur Abbrandrate von Fichtenholz bei Brandbeanspruchung gemäß der Einheitstemperaturkurve.

Abbrandrate [β]	Rohdichte [kg/m <sup>3</sup> ]	Holzfeuchte [%]	Quelle
0,65	≥ 290	12	EN 1995-1-2 <sup>1</sup>
0,55	462	12	Fornather et al. <sup>2</sup>
0,56 – 1,02	490	10	Mikkola <sup>3</sup>
0,6	490	20	Mikkola
0,6 - 0,7	450	12	König, Walleij
0,63	458	20	Lache
0,66	430-530	12	Dorn u. Egner <sup>4</sup>
0,66	456	12	Fornather et al. <sup>5</sup>
0,67 – 0,7	340 - 500	8 - 16	Frangi u. Fontana <sup>6</sup>
0,67 – 0,8	410 - 500	9	Lingens (Messung nach dem Versuch) <sup>7</sup>
0,71	433	8	Lache <sup>8</sup>
0,72 – 0,79	410 - 500	9	Lingens (kontinuierliche Messung)

Zusammenstellung der Angaben zur Temperatur an der Abbrandgrenze.

Temperatur [°C]	Quelle
300	EN 1995-1-2
225	Dorn, Egner
253 ± 49	Lache
270	Kollmann
300	König
300	Kordina
360	Mikkola

<sup>1</sup> EN 1995-1-2 (2006)

<sup>2</sup> Fornather et al. (2000)

<sup>3</sup> Mikkola (1990)

<sup>4</sup> Dorn u. Egner (1967)

<sup>5</sup> Fornather et al. (2001a)

<sup>6</sup> Frangi u. Fontana (2004)

<sup>7</sup> Lingens (2003)

<sup>8</sup> König u. Walleij (1999)

Angaben in der Literatur zur effektiven Wärmeleitfähigkeit von Holz über die Temperatur im Normbrand.

°C	EN 1995-1-2 <sup>9</sup> bzw. König u. Wallej <sup>10</sup>	Peter <sup>11</sup>	Frangi <sup>12</sup>	Povel <sup>13</sup>	Fredlund Holz <sup>14</sup>	Fredlund Kohle <sup>15</sup>	Klingsch <sup>16</sup>	Knudson - Schniewind <sup>17</sup>
20	0,120	0,0976	0,1342	0,120	0,12	0,05	0,115	0,11
95			0,2					
100		0,145	0,204					
105			0,209					
110		0,135						
200	0,150	0,150	0,295	0,150			0,17	0,177
275			0,195					
280								
300					0,15 / 0,05	0,05		
350	0,070	0,070	0,096	0,070			0,05	0,04152
425								
500	0,090	0,090		0,090				
550			0,127					
600					0,1	0,1		
700								
800	0,350	0,35		0,350				
900					0,15	0,15		
1000					0,200		0,115	0,091
1200	1,500	2	1,4	1,500		0,2		
Die Temperaturbereiche zwischen den dargestellten Angaben können als linear verlaufend angenommen werden.								

<sup>9</sup> EN 1995-1-2 (2006)

<sup>10</sup> König u. Wallej (2000)

<sup>11</sup> Peter (2003)

<sup>12</sup> Frangi (2001) S.32

<sup>13</sup> Povel (2002) S.40

<sup>14</sup> Fredlund (1988) S.219ff

<sup>15</sup> Fredlund (1988) S.219ff

<sup>16</sup> Ragland et al. (1991) S.163

<sup>17</sup> Knudson u. Schniewind (1975) S.24



Spezifische effektive Wärmekapazität von Holz in Abhängigkeit der Temperatur gemäß den Angaben in der Literatur.

°C	EN 1995-1-2	Frangi	König	Fredlund Holz	Fredlund Kohle	Knudson u. Schniewind	Povel	Klingsch	Peter
20	1,53	1,73	1,52	1,4	0,7	1,11	1,44	1,5	1,528
95		1,73							
99	1,77								
99	13,6								
99,5						1,60			
99,5						41,90			
100		49,93	1,76				1,87		1,88
100			13,5						
104,4						41,90			
104,4						1,62			
105		1,73							
110									1,645
120	13,5		13,5				1,70		
120	2,12		1,64						
187									1,98
200	2	1,73	2			2,09		2	
200			1,28				2,00		2
250	1,62						1,62		1,62
275		6,59							
300	0,71						0,71		0,71
350	0,85	1,59	0,000			0,69	0,85	1,2	0,85
400	1						1,00		1
450			0,000						
450			0,69						
500				1,5					
550		1,59							
600	1,4						1,40		1,4
800	1,65		0,69				1,65		1,65
1000			0,69		1			1,2	
1200	1,65	1,59				0,69	1,65		1,65
2000			0	2	2				

Die Temperaturbereiche zwischen den dargestellten Angaben können als linear verlaufend angenommen werden.

Prozentueller Dichteverlauf von Holz in Abhängigkeit der Temperatur gemäß den Angaben in der Literatur.

°C	EN 1995-1-2	Frangi	König	Knudson - Schniewind
20	1,12	1,14	1,129	1
95		1,14		
99	1,12			
100			1,129	0,98
105		1		
120	1		1	
200	1	1	1	0,96
250	0,93			
275		0,84		
288				0,75
300	0,76			
350	0,52	0,36	0,706	0,22
400	0,38			
450			0,706	
500		0,36		
600	0,28			
800	0,26		0,706	
1000			0,706	
1093				0,11
1200	0	0,36	0,000	
Die Temperaturbereiche zwischen den dargestellten Angaben können als linear verlaufend angenommen werden.				

Zusammenstellung von Angaben aus der Literatur zum Verlauf der Wärmeleitfähigkeit von Baustahl (Kohlenstoffstahl) über die Temperatur.

°C	EN 1993-1-2	Lie <sup>18</sup>	Mehlhorn <sup>19</sup>	Haß <sup>20</sup>
20	53,3	47,0	53,0	55,0
50		47,3		
100		47,5		
200		46,1		
300		43,6		
550		35,2		
700		32,1		
800	27,3	29,3	27,0	24,4
840		26,7		
900		26,8		
1000		28,2		
1200	27,3	29,9	27,0	30,4
1300		30,5		
Die Temperaturbereiche zwischen den dargestellten Angaben können als linear verlaufend angenommen werden.				

<sup>18</sup> Lie (1992) (ASCE - Structural Fire Protection)

<sup>19</sup> Mehlhorn (1996) (Der Ingenieurbau)

<sup>20</sup> Haß et al. (1989)

Spezifische Wärmekapazität von Baustahl in Abhängigkeit der Temperatur gemäß Angaben in der Literatur.

°C	EN 1993-1-2	Lie <sup>21</sup>	Mehlhorn <sup>22</sup>	Haß <sup>23</sup>
20	0,440	0,445	0,475	0,450
200	0,530	0,524	0,521	
400	0,606	0,609	0,614	0,597
600	0,760	0,750	0,731	
650	0,833	0,809		
690				0,870
700	1,008	1,099	0,8	
725	1,666	1,395		
735	5,000	1,408		
740				1,043
750	1,483	1,352		
775		1,056		
800	0,803	0,702	0,871	
825		0,550		
850		0,525		0,576
875		0,520		
900	0,650	0,529		
1000		0,583		
1100		0,600		
1150		0,603		
1200	0,650	0,604	0,871	0,676
1250		0,604		
Die Temperaturbereiche zwischen den dargestellten Angaben können als linear verlaufend angenommen werden.				

<sup>21</sup> Lie (1992) (ASCE - Structural Fire Protection)

<sup>22</sup> Mehlhorn (1996) (Der Ingenieurbau)

<sup>23</sup> Haß et al. (1989)

Auszugsweise Darstellung der in der Literatur angeführten Emissionskoeffizienten für die Flamme bzw. brandbeanspruchtes Holz und den effektiven Emissionsgrad.

Emissivität der Flamme	Emissivität des Materials	Effektiver Emissionsgrad	Quelle
1,0	0,8	0,8	EN 1991-1-2
0,6 – 1,0	0,935 (Buche, 70°C) 0,9 (Eiche gehobelt, bis 93°C)		VDI-Wärmeatlas <sup>24</sup>
0,6	0,8	0,48	Klingsch et al. <sup>25</sup>
0,3 – 0,9		0,5 – 0,7	Schneider <sup>26</sup>
	0,8 – 0,9		Kollmann <sup>27</sup>
		0,56	König u. Walleij <sup>28</sup>
	0,8 – 1,0 (Fichtenholz)		Hostikka <sup>29</sup>
		0,56	Povel <sup>30</sup>
0,8	0,7	0,56	Frangi <sup>31</sup>
0,93	0,8		Hoffmann <sup>32</sup>
		0,6	Bobacz <sup>33</sup>

<sup>24</sup> VDI-Wärmeatlas (2006)

<sup>25</sup> Klingsch et al. (1993)

<sup>26</sup> Schneider (2006)

<sup>27</sup> Kollmann (1951)

<sup>28</sup> König u. Walleij (1999)

<sup>29</sup> Hostikka (2001)

<sup>30</sup> Povel (2002)

<sup>31</sup> Frangi (2001)

<sup>32</sup> Hoffmann (1979)

<sup>33</sup> Bobacz (2005)

## Anhang B

### 1.1 ILV-1

ILV-1 – Vollholz – 1

Pos.	Abbrandtiefe $\beta$ (60 Min.)
Nr.:	[mm]
1	36
2	39
3	43
4	40
5	39
6	38
7	40
8	44
9	46
10	43
11	40
12	40
13	42
14	41
15	38
$\emptyset$	<b>40,6</b>

ILV-1 – Vollholz – 2

Pos.	Abbrandtiefe $\beta$ (60 Min.)
Nr.:	[mm]
1	39
2	38
3	37
4	36
5	38
6	36
7	37
8	36
9	37
10	38
11	39
12	41
13	40
14	40
15	39
$\emptyset$	<b>38,1</b>

ILV-1 – Vollholz – 3

Pos.	Abbrandtiefe $\beta$ (60 Min.)
Nr.:	[mm]
1	47
2	46
3	45
4	48
5	46
6	49
7	47
8	48
9	48
10	46
11	47
12	47
13	46
14	48
15	48
$\emptyset$	47

1.2 *ILV-2*

ILV-2 – HSV 30/10 – 1

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	162	201	180
Stahl - kalt	166	161	171

ILV-2 – HSV 35/5 – 1

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	265	295	280
Stahl - kalt	289	289	289

ILV-2 – HSV 20/20 – 1

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	257	250	262
Stahl - kalt	246	250	248

ILV-2 – HSV 20/20 – 2

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	284	304	292
Stahl - kalt	278	283	280



### 1.3 ILV-3

ILV-3 – HSV 21/20 – 1

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	163	174	168
Stahl - kalt	161	164	162

ILV-3 – HSV 21/20 – 2

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	222	237	229
Stahl - kalt	216	220	218

ILV-3 – HSV 30/10 – 1

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	122	130	126
Stahl - kalt	119	125	123

#### 1.4 VAV-1

VAV-1 – HSV 39/3 – 1

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	100	101	101
Stahl - kalt	100	100	100

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 5-11

VAV-1 – HSV 39/3 – 2

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	121	131	126
Stahl - kalt	123	130	127

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 3,5 (-5)

VAV-1 – HSV 32/8 – 1

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	120	126	122
Stahl - kalt	118	128	124

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 2,5 - 5,5

VAV-1 – HSV 32/8 – 2

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	134	150	142
Stahl - kalt	134	143	140

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 1,5 - 3

VAV-1 – HSV 28/10 – 1

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	169	210	194
Stahl - kalt	184	204	193

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 2 (0 - 4)

VAV-1 – HSV 28/10 – 2

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	152	162	158
Stahl - kalt	154	160	156

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 2,5 - 3

VAV-1 – HSV 28/10 – 3

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	181	197	191
Stahl - kalt	189	196	193

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 1,5 - 2,5

VAV-1 – HSV 28/10 – 4

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	170	190	182
Stahl - kalt	182	186	184

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 1,5 - 2,5 (-3,5)

VAV-1 – HSV 28/10 – 5

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	161	183	173
Stahl - kalt	172	176	174

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 2,5 - 3

VAV-1 – HSV 24/15 – 1

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	156	187	171
Stahl - kalt	168	176	172

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 0 - 2

VAV-1 – HSV 24/15 – 2

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	150	155	154
Stahl - kalt	149	154	151

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 1 - 3,5

VAV-1 – HSV 24/15 – 3

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	212	246	222
Stahl - kalt	217	225	220

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 0 (- 2)

VAV-1 – HSV 24/15 – 4

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	186	197	191
Stahl - kalt	180	188	184

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 0 (- 1,5; - 2,5)

VAV-1 – HSV 24/15 – 5

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	163	169	167
Stahl - kalt	160	163	162

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 2 - 4

VAV-1 – HSV 24/15 - nicht geklebt – 1

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	163	190	164
Stahl - kalt	161	171	166

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 1,5 - 3

VAV-1 – HSV 24/15 - nicht geklebt – 2

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	178	199	191
Stahl - kalt	181	186	184

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 0 - 1,5 - 3

VAV-1 – HSV 24/15 - nicht geklebt – 3

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	188	201	191
Stahl - kalt	186	194	190

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 0 - 2,5

VAV-1 – HSV 21/20 – 1

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	136	146	141
Stahl - kalt	137	143	141

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 0 - 1,5 - 2,5

VAV-1 – HSV 21/20 – 2

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	147	158	154
Stahl - kalt	154	162	159

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 0 - 2 - 3

VAV-1 – HSV 21/20 – 3

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	171	203	184
Stahl - kalt	182	201	192

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 0 - 1,5

VAV-1 – HSV 21/20 – 4

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	197	235	209
Stahl - kalt	218	230	224

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 0 (- 2)

VAV-1 – HSV 21/20 – 5

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	172	185	181
Stahl - kalt	177	178	178

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 0- 1

1.5 *ILV-4*

ILV-4 – HHV 42/0 - 0% – 1

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]										
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30
Feuchte	5,9	6,3	6,4	10,6	11,1	11,4	11,5	11,4	13,3	11,8
Temperatur	43	43	44	48	51	55	60	67		82
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]										
0		10			20			30		
20,5		5,4			5,4			5,3		
Unverkohlt verbliebene Holzdicke gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm				24	23	24				
				24	24	24	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung			
				25	24	25				
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke						24,1 mm				

ILV-4 – HHV 42/0 - 0% – 2

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]										
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30
Feuchte	5,2	5,0	5,2	5,2	5,4	6,8	8,6	10,1	10,4	9,9
Temperatur	43	43	44	48	52	58	65	73	83	93
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]										
0		10			20			30		
20,8		9,8			8,3			8,5		
Unverkohlt verbliebene Holzdicke gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm				21	20	21				
				21	23	21	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung			
				22	21	22				
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke						21,3 mm				

ILV-4 – HHV 42/0 - 0% – 3

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]											
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30	
Feuchte	5,1	5,3	5,5	5,2	5,2	5,3	5,6	6,2	6,5	6,4	
Temperatur	36	36	37	42	46	51	58	65	73	82	
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]											
0	10			20			30				
20,8	10,4			8,3			8,2				
Unverkohlt verbliebene Holzdicke				23	22	24					
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm				23	24	24	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung				
				23	23	23					
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke						23,2 mm					

ILV-4 – HAV 42/0,3 - 0% – 1

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]											
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30	
Feuchte	6,1	6,2	7,9	8,7	8,8	8,8	8,6	8,1	7,6	7,0	
Temperatur	35	35	35	40	43	48	54	61	69	77	
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]											
0	10			20			30				
20,6	8,3			6,5			5,9				
Unverkohlt verbliebene Holzdicke				24	23	24					
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm				24	22	24	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung				
				23	23	24					
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke						23,4 mm					

ILV-4 – HAV 42/0,3 - 0% – 2

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]											
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30	
Feuchte	4,9	5,1	5,4	6,9	7,5	7,2	6,9	6,6	6,4	6,4	
Temperatur	38	38	40	45	50	56	63	70	79	88	
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]											
0	10			20			30				
20,8	11,2			8,2			8,1				
Unverkohlt verbliebene Holzdicke				22	23	23					
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm				22	23	22	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung				
				23	22	22					
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke						22,4 mm					

ILV-4 – HAV 42/0,3 - 0% – 3

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]										
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30
Feuchte	5,3	5,3	5,3	5,5	6,6	7,1	7,3	7,3	7,3	7,0
Temperatur	37	37	38	43	47	53	59	67	75	85
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]										
0	10			20			30			
20,8	10,4			8,7			8,1			
Unverkohlt verbliebene Holzdicke				22	23	22				
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm				21	21	22	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung			
				21	21	21				
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke						21,6 mm				

ILV-4 – HHV 42/0 - 10% – 1

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]										
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30
Feuchte	10,9	10,9	10,9	12,3	12,1	12,1	12,1	12,1	12,3	12,4
Temperatur	21	21	21	23	25	27	30	34	38	43
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]										
0	10			20			30			
20,6	10,2			5,5			5,5			
Unverkohlt verbliebene Holzdicke				27	26	27				
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm				29	29	29	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung			
				29	31	29				
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke						28,4 mm				

ILV-4 – HHV 42/0 - 10% – 2

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]										
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30
Feuchte	10,8	10,8	11,5	17,1	17,1	16,9	18,5	17,9	19,0	18,4
Temperatur	22	22	22	25	27	30	33	37	42	47
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]										
0	10			20			30			
20,6	4,6			2,5			4,3			
Unverkohlt verbliebene Holzdicke				29	29	29				
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm				28	29	29	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung			
				28	28	28				
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke						28,6 mm				



ILV-4 – HHV 42/0 - 10% – 3

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]										
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30
Feuchte	11,2	11,1	11	11	11,4	12,2	12,8	13,5	13,3	17,9
Temperatur	22	23	23	25	27	30	33	37	41	46
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]										
0	10			20			30			
20,6	8,3			6,2			6,0			
Unverkohlt verbliebene Holzdicke				30	28	30				
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm				27	28	28	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung			
				26	27	28				
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke						28,0 mm				

ILV-4 – HHV 42/0 - 10% – 4

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]																		
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30	35	40	45	50	55	60		
Feuchte	10,9	10,8	11,2	15,7	14,4	14,0	13,4	13,5	19,5	19,6	18,8	17,1	15,0	14,7	14,5	14,0		
Temperatur	20	21	21	24	26	29	33	38	43	49	61	80	96	99	116	153		
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]																		
0	10			20			30			40			50			60		
20,6	9,6			7,6			7,7			7,1			7,5			7,1		
Unverkohlt verbliebene Holzdicke				10	9	9												
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm				9	8	9	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung											
				8	8	9												
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke								8,8 mm										

ILV-4 – HAV 42/0,3 - 10% – 1

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]										
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30
Feuchte	10,7	10,8	10,8	11,0	11,2	11,4	12,3	12,5	12,7	12,7
Temperatur	23	23	23	26	28	32	35	40	46	52
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]										
0	10			20			30			
20,7	8,6			6,5			6,7			
Unverkohlt verbliebene Holzdicke				29	23	30				
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm				26	27	30	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung			
				26	28	26				
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke						27,2 mm				

ILV-4 – HAV 42/0,3 - 10% – 2

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]											
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30	
Feuchte	11,2	11,1	10,8	11	11,2	11,9	18,8	22,1	23,9	23,3	
Temperatur	22	22	23	25	28	31	35	40	46	52	
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]											
0	10			20			30				
20,7	9,7			7,5			7,9				
Unverkohlt verbliebene Holzdicke				227	27	28					
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm				27	27	27	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung				
				26	26	26					
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke						26,8 mm					

ILV-4 – HAV 42/0,3 - 10% – 3

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]											
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30	
Feuchte	11,0	10,9	10,9	12,6	15,4	14,4	17,2	15,4	15,0	15,0	
Temperatur	23	23	24	26	28	31	35	40	45	51	
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]											
0	10			20			30				
20,6	9,6			8,0			7,5				
Unverkohlt verbliebene Holzdicke				29	29	28					
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm				28	28	28	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung				
				26	25	26					
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke						27,4 mm					

ILV-4 – HAV 42/0,3 - 10% – 4

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]																
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30	35	40	45	50	55	60
Feuchte	10,9	10,9	10,8	11	11,3	11,5	11,7	11,8	13	14	14,1	14,3	13,6	10,4	22,3	17,9
Temperatur	22	22	23	25	28	32	36	41	47	53	67	84	96	99	109	150
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]																
0	10		20		30		40		50		60					
20,6	10,0		8,1		7,0		7,6		7,0		7,4					
Unverkohlt verbliebene Holzdicke				10	10	10										
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm				10	12	11	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung									
				9	8	9										
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke								9,9 mm								

ILV-4 – HHV 42/0 - 18% – 1

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]										
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30
Feuchte	14,0	14,0	14,0	14,3	14,5	14,7	14,9	15,1	15,3	15,5
Temperatur	27	27	27	29	31	34	37	41	45	51
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]										
0	10			20			30			
20,7	7,8			6,5			8,4			
Unverkohlt verbliebene Holzdicke				28	29	28				
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm				28	31	28	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung			
				28	29	28				
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke						28,6 mm				

ILV-4 – HHV 42/0 - 18% – 2

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]										
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30
Feuchte	15,9	15,9	16,1	16,4	16,6	17,0	17,1	17,5	17,7	17,7
Temperatur	27	27	27	29	32	35	39	43	48	53
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]										
0	10			20			30			
20,6	5,6			5,2			5,2			
Unverkohlt verbliebene Holzdicke				29	30	29				
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm				29	30	30	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung			
				30	30	30				
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke						29,7 mm				

ILV-4 – HHV 42/0 - 18% – 3

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]										
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30
Feuchte	16,7	16,7	16,6	17,1	17,6	17,8	17,6	20,6	21,6	22,0
Temperatur	27	27	27	29	31	34	38	42	48	53
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]										
0	10			20			30			
20,6	6,4			5,4			5,8			
Unverkohlt verbliebene Holzdicke				29	27	27				
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm				30	29	29	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung			
				29	29	30				
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke						28,8 mm				

ILV-4 – HHV 42/0 - 18% – 4

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]																				
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30	35	40	45	50	55	60				
Feuchte	14,8	14,7	14,8	14,9	15,2	15,3	15,3	16,2	16,3	16,5	18,3	17,5	16,2	12,4	12,4	12,8				
Temperatur	25	25	25	27	29	31	34	38	42	47	59	71	88	99	108	127				
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]																				
0			10			20			30			40			50			60		
20,7			10,2			7,9			7,3			7,5			7,1			7,1		
Unverkohlt verbliebene Holzdicke						14	9	9												
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm						12	10	12	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung											
						13	11	12												
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke									11,3 mm											

ILV-4 – HAV 42/0,3 - 18% – 1

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]										
Zeit	0	5	10	15	20	25	30			
Feuchte	15,1	14,9	14,9	15,1	15,8	18,9	22,3			
Temperatur	27	27	27	29	34	42	53			
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]										
0		10			20			30		
20,7		10,1			8,0			7,5		
Unverkohlt verbliebene Holzdicke					26	27	26			
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm					27	28	28	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung		
					28	28	28			
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke						27,3 mm				

ILV-4 – HAV 42/0,3 - 18% – 2

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]											
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30	
Feuchte	16,9	17,1	17,3	17,3	18,0	17,6	19,4	18,3	28,7	21,3	
Temperatur	28	28	28	31	34	38	42	47	52	58	
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]											
0		10			20			30			
20,5		5,6			3,4			4,1			
Unverkohlt verbliebene Holzdicke					29	29	29				
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm					30	29	30	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung			
					30	30	30				
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke						29,6 mm					

ILV-4 – HAV 42/0,3 - 18% – 3

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]										
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30
Feuchte	17,2	17,2	17,3	17,7	17,7	18,1	20,4	22,4	24,7	25,1
Temperatur	27	27	27	29	32	35	39	44	49	54
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]										
0	10				20			30		
20,7	9,3				7,4			6,8		
Unverkohlt verbliebene Holzdicke gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm				28	29	28	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung			
				29	28	28				
				30	29	30				
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke						28,8 mm				

ILV-4 – HAV 42/0,3 - 18% – 4

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]																
Zeit	0	5	10	15	17,5	20	22,5	25	27,5	30	35	40	45	50	55	60
Feuchte	14,9	14,9	14,9	15,2	15,4	15,6	15,9	17,1	20,3	21,0	22,8	38,8	49,8	48,6	27,3	17,6
Temperatur	25	25	26	28	31	34	38	43	49	55	68	82	98	99	99	118
Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]																
0	10			20			30			40	50			60		
20,5	10,2			7,9			7,3			7,2	7,2			7,3		
Unverkohlt verbliebene Holzdicke gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im Raster von 5,0 x 5,0 cm				8	8	8	== Elektrodenposition für die Feuchtemessung									
				10	9	9										
				12	12	11										
Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke								9,7 mm								

1.6 ILV-5

ILV-5 – HAV 10/0,3 – 1

**Unverkohlt verbliebene Holzdicke:**  
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im  
Raster von 5,0 x 5,0 cm

5,0	5,0	5,5
5,0	6,1	5,8
6,0	5,7	6,0

**Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke: Ø: 5,57mm**

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]

10-1	Zeit	0,0	5,0	6,0	7,0	8,0	9,0	10,0	10,5
	Temp	20,0	85,0	99,0	102,0	105,0	112,0	126,0	143,0
	Feuchte	11,6	12,0	9,4	8,4	7,5	6,9	6,9	7,2

ILV-5 – HAV 10/0,3 – 2

**Unverkohlt verbliebene Holzdicke:**  
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im  
Raster von 5,0 x 5,0 cm

6,6	6,6	6,8
6,0	6,9	7,0
6,8	6,8	7,1

**Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke:**

**Ø: 6,73mm**

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]

10-2	Zeit	0,0	2,5	3,5	4,0	4,5	4,8	5,0	5,8	6,0	6,5	7,0	8,0	9,5
	Temp	21,0	44,5	62,0	73,0	85,0	90,0	93,0	100,0	100,3	101,3	103,4	113,3	150,0
	Feuchte	11,1	15,8	19,1	21,1	26,9	25,8	24,8	13,4	12,9	10,0	8,3	6,9	6,4

ILV-5 – HAV 10/0,3 – 3

**Unverkohlt verbliebene Holzdicke:**  
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im  
Raster von 5,0 x 5,0 cm

6,5	6,3	6,8
6,4	7,3	6,8
6,4	6,0	6,6

**Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke:**

**Ø: 6,57mm**

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]

10-3	Zeit	0,0	1,0	2,0	2,5	3,0	3,5	4,0	4,5	5,0	5,5	6,0	6,5	7,0	7,5
	Temp	22,0	29,0	37,0	43,0	50,5	59,0	68,0	78,0	90,0	98,5	99,5	101,0	103,2	107,6
	Feuchte	10,9	11,5	12,9	13,4	14,4	16,4	16,5	15,7	13,1	11,7	11,0	10,5	10,1	9,4
10-3	Zeit	8,0	8,5	9,0	9,5										
	Temp	113,4	121,8	131,4	143,2										
	Feuchte	7,5	6,9	6,8	6,9										

### ILV-5 – HAV 21/0,3 – 1

**Unverkohlt verbliebene Holzdicke:**  
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im  
Raster von 5,0 x 5,0 cm

8,2	7,8	10,9
8,4	9,7	11,9
7,5	8,5	8,9

**Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke:**

**Ø: 9,09mm**

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]

21-1	Zeit	0,0	5,0	7,5	8,0	9,0	10,0	15,5	16,0	17	18	20	22
	Temp	20,0	25,0	61,0	95,0	99,5	100,0	100,7	101,0	102	103,5	108	114,8
	Feuchte	11,0	11,5	13,8	17,3	16,3	15,8	12,9	11,8	11,2	11	10,2	8,6
21-1	Zeit	22,5	23	24	25								
	Temp	119	120	127	135								
	Feuchte	7,7	7	6,7	6,7								

### ILV-5 – HAV 21/0,3 – 2

**Unverkohlt verbliebene Holzdicke:**  
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im  
Raster von 5,0 x 5,0 cm

10,4	11,0	10,7
10,7	9,9	8,9
7,8	9,2	8,8

**Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke:**

**Ø: 9,71mm**

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]

21-2	Zeit	0,0	5,0	7,5	8,0	9,0	10,0	11,0	12,0	13,0	14,0	15,0	16,0	17,0	17,5
	Temp	20,0	29,5	42,0	46,5	53,0	63,0	72,0	82,0	88,5	92,5	98,5	99,5	101,0	102,0
	Feuchte	11,4	12,2	15,1	15,5	16,5	18,1	20,1	20,9	19,7	16,5	12,8	10,3	9,7	9,5
21-2	Zeit	18,0	19,0	20,0	21,0	22,0	23,0	24,0	25,0						
	Temp	103,0	107,0	111,0	118,4	125,0	132,6	140,6	150,3						
	Feuchte	9,3	8,9	8,7	7,9	7,3	7,0	6,9	6,9						

### ILV-5 – HAV 21/0,3 – 3

**Unverkohlt verbliebene Holzdicke:**  
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im  
Raster von 5,0 x 5,0 cm

8,4	8,4	9,2
8,8	10,3	9,6
8,8	11,4	11,3

**Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke:**

**Ø: 9,57mm**

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]

21-3	Zeit	0,0	3,0	5,0	7,0	9,0	10,0	11,0	12,0	13,0	14,0	15,0	16,0	17,0
	Temp	20,0	24,5	29,5	38,0	51,5	58,0	65,5	73,5	82,0	93,0	98,5	99,5	100,7
	Feuchte	11,1	11,1	11,5	12,6	14,0	15,6	17,3	18,1	17,5	18,8	18,8	16,0	12,1
21-3	Zeit	18,0	19,0	20,0	21,0	22,0	23,0	24,0	25,0					
	Temp	101,1	103,1	104,1	108,0	111,8	116,0	122,5	131,2					
	Feuchte	10,7	10,4	9,6	8,8	8,1	7,4	7,0	6,9					

### ILV-5 – HAV 32/0,3 – 1

**Unverkohlt verbliebene Holzdicke:**  
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im  
Raster von 5,0 x 5,0 cm

8,3	8,3	10,0
8,4	11,0	11,4
9,5	10,5	11,8

**Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke:**

**Ø: 9,81mm**

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]

32-1	Zeit	0,0	5,0	10,0	15,0	20,0	22,5	25,0	27,5	30,0	31,0	32,0	33,0	35,0
	Temp	23,0	23,0	27,0	37,0	53,0	63,0	72,0	80,0	92,0	95,0	100,0	100,0	100,0
	Feuchte	11,1	11,1	11,4	14,0	16,2	19,4	26,7	37,4	41,0	37,4	36,0	34,5	28,9
32-1	Zeit	36,5	37,5	39,0	40,0	42,5								
	Temp	100,0	100,0	104,0	107,0	116,0								
	Feuchte	23,5	20,8	14,1	11,2	8,5								

### ILV-5 – HAV 32/0,3 – 2

**Unverkohlt verbliebene Holzdicke:**  
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im  
Raster von 5,0 x 5,0 cm

8,3	9,1	10,1
6,1	7,8	9,5
8,6	10,2	12,4

**Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke:**

**Ø: 9,12mm**

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]

32-2	Zeit	0,0	5,0	10,0	12,5	15,0	20,0	25,0	30,0	32,5	35,0	40,0	42,5	45,0
	Temp	21,0	22,0	25,0	29,0	34,0	50,0	70,0	89,0	94,0	98,0	101,6	107,0	119,0
	Feuchte	11,4	11,4	11,8	12,7	13,4	15,5	19,1	33,6	31,5	43,2	38,2	30,9	19,3

### ILV-5 – HAV 32/0,3 – 3

**Unverkohlt verbliebene Holzdicke:**  
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im  
Raster von 5,0 x 5,0 cm

8,8	10,6	11,0
7,1	9,5	10,3
8,6	8,4	10,3

**Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke:**

**Ø: 9,40mm**

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]

32-4	Zeit	0,0	5,0	7,5	10,0	12,5	15,0	20,0	22,5	25,0	25,5	26,0	27,5	28,5	30,0
	Temp	22,0	22,5	23,0	26,0	20,5	36,5	52,5	62,5	78,0	80,0	82,2	89,5	93,6	97,2
	Feuchte	10,3	10,3	10,5	10,6	10,9	11,4	12,4	13,1	32,3	38,4	39,5	39,0	47,2	42,8
32-4	Zeit	32,5	33,0	34,0	35,0	38,0	40,0	42,0	43,0						
	Temp	101,0	101,5	102,9	103,0	109,4	114,6	117,5	124,1						
	Feuchte	17,7	12,0	10,2	9,3	7,8	7,3	6,9	6,6						



### ILV-5 – HAV 42/0,3 – 1

**Unverkohlt verbliebene Holzdicke:**  
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im  
Raster von 5,0 x 5,0 cm

20,3	19,0	20,0
19,6	19,1	21,0
18,6	19,5	20,6

**Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke:**

**Ø: 19,74mm**

### ILV-5 – HAV 42/0,3 – 2

**Unverkohlt verbliebene Holzdicke:**  
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im  
Raster von 5,0 x 5,0 cm

11,1	11,6	12,7
10,0	6,4	10,9
5,9		

**Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke:**

**Ø: 9,80mm**

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]

42-3	Zeit	0,0	2,5	10,0	15,0	17,5	20,0	22,5	25,0	27,5	30,0	32,5	35,0	37,5	40,0	41,0
	Temp	22,0	22,0	22,0	24,5	27,0	30,0	34,5	40,0	46,0	52,0	58,5	65,0	73,0	83,0	90,0
	Feuchte	12,2	12,2	12,4	12,7	12,9	13,1	13,4	13,8	14,3	14,4	14,8	15,2	16,0	17,7	17,9
42-3	Zeit	42,0	43,5	45,0	45,5	46,0	46,5	47,0	48,0	49,0	50,0	52,0	53,0	54,0	56,0	
	Temp	95,5	97,5	98,5	98,5	98,5	98,5	99,0	99,0	99,0	99,0	104,2	113,0	119,5	137,4	
	Feuchte	18,0	19,3	17,1	16,1	15,1	14,6	14,0	13,3	12,9	12,5	11,8	11,4	10,9	8,3	

### ILV-5 – HAV 42/0,3 – 3

**Unverkohlt verbliebene Holzdicke:**  
gemessen in [mm] am Kernquerschnitt im  
Raster von 5,0 x 5,0 cm

9,7	6,2	8,1
8,0	8,6	11,4
8,1	8,6	13,1

**Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke:**

**Ø: 9,06mm**

Holzfeuchte aus Widerstandsmessung nach t Minuten in [%]

42-4	Zeit	0,0	5,0	7,5	9,0	10,0	15,0	20,0	25,0	30,0	32,5	35,0	36,0	37,0	38,0	39,0
	Temp	20,0	20,0	20,0	20,0	20,5	24,0	30,5	41,0	55,5	70,0	78,0	79,0	82,0	84,0	86,0
	Feuchte	11,8	11,8	11,6	11,9	12,3	12,6	13,1	13,7	14,7	14,1	14,9	20,5	20,6	20,3	20,2
42-4	Zeit	40,0	42,0	42,5	43,5	44,0	45,0	45,5	46,5	47,5	49,0	50,0	54,0	55,0	57,0	
	Temp	88,0	93,0	94,5	96,5	98,0	99,0	99,4	99,7	101,0	101,3	102,9	118,0	126,0	155,0	
	Feuchte	20,4	23,3	27,5	29,5	30,2	24,2	22,0	17,8	13,4	11,6	10,8	8,2	7,9	7,6	

**1.7 ILV-6**

ILV-6 – HSV 32/8 – 1

**Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke**

**Ø: 3,4mm**

ILV-6 – HSV 32/8 – 2

**Mittlere unverkohlte verbliebene Holzdicke**

**Ø: 4,7mm**

Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]

2,5	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60
14,7	14,2	13,0	12,5	12,3	12,3	12,1	12,3	12,3	12,2	(12,1)	12,0	12,1

ILV-6 – HSV 32/8 – 3

**Mittlere unverkohlte verbliebene Holzdicke**

**Ø: 4.0mm**

Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]

2,5	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60
16,0	14,8	13,7	13,5	13,1	12,8	13,0	12,9	12,9	12,7	12,8	12,7	12,3

ILV-6 – HSV 28/10 – 1

**Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke**

**Ø: 3,0mm**

Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]

2,5	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60
		15				13,1			13,3	13,4		

ILV-6 – HSV 28/10 – 2

Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke:

Ø: 3,3mm

Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]

2,5	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60
	15,2		12,3		12,3		12,1			12,0		12,0

ILV-6 – HSV 28/10 – 3

Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke

Ø: 4,0mm

Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]

2,5	5	12	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60
		14,1				12,9				13,0		

ILV-6 – HSV 24/15 - 1

Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke

Ø: 1,0mm

ILV-6 – HSV 24/15 - 2

Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke

Ø: 1,5mm

ILV-6 – HSV 24/15 - 3

Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke

Ø: 1,0mm

ILV-6 – HSV 24/15 - 4

Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke

Ø: 0mm

Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]

8	10	20	30	40	50	60	70	80	90
14,5	14,0	12,7	12,7	12,3	12,0	11,7	12,0	11,2	11,0

ILV-6 – HSV 21/20 - 1

Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke:

Ø: 0-1,0mm

Sauerstoffkonzentration im Brandraum nach t Minuten in [%]

2,5	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60
14,9	14,9	13,6	13,4	13,1	(12,8)	12,6	12,6	13,0	12,9	12,7	12,7	(12,4)

ILV-6 – HSV 21/20 - 2

Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke

Ø: 0-2,0mm

Sauerstoffkonzentration im Brandraum nach t Minuten in [%]

2,5	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60
	15,5			13,6		13,1			13,1		12,3	13,1

ILV-6 – HSV 21/20 - 3

Mittlere unverkohlt verbliebene Holzdicke

Ø: 0-1,0mm

Sauerstoffkonzentration nach t Minuten in [%]

2,5	8	10	15	20	25	30	38	40	45	50	55	60
	14,3						12,3			12,2		12,7

## 1.8 ILV-7

Tabelle 1: ILV-7 – HSV 30/10 - Nagelplatten – 1

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	302	316	309
Stahl - kalt	283	292	288

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 0

Tabelle 2: ILV-7 – HSV 30/10 - Schrauben – 1

Messposition	Temperatur zu Versuchsende		
	Minimalwert	Maximalwert	Durchschnittswert
Stahl - heiß	238	248	240
Stahl - kalt	228	228	228

Vorholz – unverkohlte Restdicke [mm]: 0