



Abschlussbericht

Forschungsvorhaben P52.5-4.221-2120/25

Entwicklung eines vereinfachten Verfahrens zur Bestimmung der Abbrandrate sowie des Restquerschnitts von Holzbauteilen bei natürlicher Brandbeanspruchung

Datum: 09.04.2026

Auftraggeber: Deutsches Institut für Bautechnik
Kolonnenstraße 30 L
10829 Berlin

Bericht: Abschlussbericht

Bearbeiter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Jochen Zehfuß
M.Sc. Martin Bogdahn

Dieses Schriftstück umfasst 54 Seiten. Es darf nur ungekürzt vervielfältigt werden

Inhaltsverzeichnis

1	Anlass und Zielsetzung	4
2	Verwendete Unterlagen	7
2.1	Fachbücher und Publikationen	7
2.2	Normen und Zulassungen	8
3	Grundlagen	9
3.1	Vereinfachtes Naturbrandmodell nach [NA1991-1-2]	9
3.2	Integration von Ansätzen zur Berücksichtigung der strukturellen Brandlast im vereinfachten Naturbrandmodell	10
3.3	Iteratives Verfahren zur Berechnung der Abbrandtiefe	11
4	Vereinfachtes Verfahren	14
4.1	Herleitung	14
4.2	Parameterstudium und Regressionsmodell für den Formparameter	16
4.3	Erweiterung auf mobile Brandlastdichten unter 500 MJ/m ²	19
4.4	Das vereinfachte Verfahren im Überblick	20
4.5	Berechnung der Abbrandtiefe zu bestimmten Zeitpunkten	21
5	Validierung	25
5.1	Vergleich des vereinfachten Verfahrens mit dem iterativen Verfahren	25
5.2	Vergleich des vereinfachten Verfahrens zur Bestimmung der Abbrandtiefe nach bestimmten Zeiten mit dem iterativen Verfahren	26
5.3	Anwendung des vereinfachten Verfahrens anhand eines Realbrandversuchs	27
6	Zusammenfassung	35
7	Anhang	37
7.1	Allgemeines	37
7.2	Ventilationsgesteuerter Brand	37
7.3	Brand mit erhöhter struktureller Brandlast (φ_{st})	42
7.4	Brand mit niedriger mobiler Brandlastdichte	46

7.5	Brand mit vergrößerter Brandraumfläche oberhalb der in der Musterholzbaurichtlinie vorgesehenen Nutzungseinheitsgröße von 200 m ²	48
7.6	Anwendung des vereinfachten Verfahrens zur Bestimmung der Abbrandtiefe nach bestimmten Zeiten anhand eines Realbrandversuchs.....	50

1 Anlass und Zielsetzung

Mit dem Schreiben vom 24.02.2025 beauftragte das Deutsche Institut für Bautechnik (DIBt) das Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) der Technischen Universität Braunschweig mit der Durchführung des Forschungsvorhabens „Entwicklung eines vereinfachten Verfahrens zur Bestimmung der Abbrandrate sowie des Restquerschnitts von Holzbauteilen bei natürlicher Brandbeanspruchung“.

Aus Gründen der Nachhaltigkeit, des hohen Vorfertigungsgrades, der kurzen Bauzeiten sowie der ansprechenden architektonischen Wirkung erfährt der Holzbau derzeit eine zunehmende Verbreitung – auch in Gebäudeklassen, die bislang überwiegend in Massivbauweise errichtet wurden. Die Muster-Richtlinie über brandschutztechnische Anforderungen an Bauteile und Außenwandbekleidungen in Holzbauweise [MHolzBauR] erlaubt sowohl die Holztafel- als auch die Massivholzbauweise bis zur Gebäudeklasse 5, sofern geeignete Brandschutzbekleidungen eingesetzt werden. Darüber hinaus ist auch eine teilweise ungeschützte Massivholzbauweise zulässig. In diesem Fall darf jedoch nur die Decke oder maximal 25 % der Bruttogeschossfläche in den Wandflächen ungeschützt ausgeführt werden; zudem gelten weitere Einschränkungen für die Wandflächen und eine Begrenzung der Nutzungseinheit auf 200 m^2 .

Die neuen Eurocode-Brandschutzteile, deren Entwürfe in unterschiedlichen Stadien vorliegen, bieten die Möglichkeit, Holzbauteile für natürliche Brandbeanspruchung alternativ zur Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) zu bemessen. Hierfür sind im Anhang H von EN 1991-1-2 [EN1991-1-2] die Einwirkungen (Brandlasten und Wärmefreisetzungsraten) definiert und im Anhang A von EN 1995-1-2 [EN1995-1-2] die Bemessungsregeln zur Bestimmung der Abbrandrate und des Restquerschnitts unter Naturbrandbeanspruchung festgelegt. Die beiden Anhänge sind ineinander verzahnt und nur zusammen anwendbar, da die Abbrandrate von der Brandbeanspruchungskurve abhängt und diese wiederum von dem Abbrand der strukturellen Brandlast der Holzbauteile beeinflusst wird.

In Anhang A.4.4 von [EN1995-1-2] werden Bemessungsregeln zur Bestimmung der Abbrandrate auf Grundlage parametrischer Temperatur-Zeit-Kurven angegeben. Dieses Verfahren ist direkt mit den parametrischen Kurven (Naturbrandkurven) in Anhang A von [EN1991-1-2] verknüpft. Diese parametrischen Kurven sind in Deutschland jedoch nicht zugelassen, da sie insbesondere bei brandlastgesteuerten Bränden in der Abkühlphase zu unrealistischen Temperaturverläufen führen. Im Nationalen Anhang [NA1991-1-2] ist daher ein alternatives, vereinfachtes Verfahren zur Bestimmung des Naturbrandverlaufs geregelt, das auch in die Muster-Verwaltungsvorschrift

Technische Baubestimmungen (MVV TB) aufgenommen wurde. Für die Bemessung von Holzbauteilen unter natürlicher Brandbeanspruchung besteht bislang jedoch kein geeignetes Verfahren zur Bestimmung der Abbrandrate, da Anhang A.4.4 von [EN1995-1-2] nicht anwendbar ist.

Vor diesem Hintergrund wurde im vorliegenden Forschungsvorhaben ein vereinfachtes rechnerisches Verfahren zur Bestimmung der Abbrandtiefe bei natürlicher Brandbeanspruchung entwickelt, das auf den in Deutschland zulässigen Temperatur-Zeit-Kurven basiert und eine praxisgerechte Anwendung ohne iterative Rechenverfahren ermöglicht. Ziel war es, die Bestimmung der Abbrandtiefe auf Grundlage weniger Eingangsgrößen zu ermöglichen und damit ein Werkzeug bereitzustellen, das auch für „extremere“ Randbedingungen (z. B. geringe Brandlastdichten, große Nutzungseinheiten oder große ungeschützte Holzoberflächenanteile) eine sichere und konservative Bemessung erlaubt.

Im Rahmen der ersten Projektphase wurde das vereinfachte Verfahren zur Bestimmung der Abbrandtiefe bei natürlicher Brandbeanspruchung für mobile Brandlastdichten zwischen 500 MJ/m^2 und 1300 MJ/m^2 entwickelt, kalibriert und erfolgreich validiert. Letzteres erfolgte durch einen Vergleich der Abbrandtiefen mit dem iterativen Referenzmodell gemäß EN 1995-1-2. In einer Erweiterung wurde das Verfahren so angepasst, dass es auch für geringere Brandlastdichten unterhalb von 500 MJ/m^2 anwendbar ist. Diese treten insbesondere in Hotels, Schulen und Krankenhäusern auf und sind für die brandschutztechnische Bemessung von Holztragwerken von praktischer Bedeutung. Zur Überprüfung der Erweiterung wurde eine Vergleichsrechnung mit einem dokumentierten Realbrandversuch durchgeführt, um die Prognosegüte und Praxistauglichkeit des Ansatzes zu bewerten. Ergänzend zu der im Hauptteil dargestellten Validierung werden im Anhang weitere Anwendungsbeispiele vorgestellt. Diese dienen der exemplarischen Überprüfung des erweiterten vereinfachten Verfahrens unter Randbedingungen, die über die bisher normativ abgedeckten Anwendungsgrenzen hinausgehen, wie insbesondere vergrößerte Brandraumflächen und veränderte Anteile struktureller Brandlasten.

Das im vorliegenden Forschungsvorhaben entwickelte vereinfachte Verfahren liefert die Abbrandtiefe nach vollständiger Abkühlung des Brandraums auf Raumtemperatur (Endabbrandtiefe). Ergänzend wird ein Ansatz vorgeschlagen, bei dem die Abbrandtiefe zu fest definierten Zeitpunkten, wie den in der Praxis üblichen Feuerwiderstandsdauern oder dem Zeitpunkt des Löschvorgangs, mit einem vereinfachten Ansatz – ohne Iteration – berechnet werden kann.

Der vorliegende Bericht fasst die Ergebnisse des Forschungsvorhabens zusammen und gliedert sich in mehrere Kapitel. Nach der Auflistung der verwendeten Unterlagen (Kapitel 2) werden in

Kapitel 3 die Grundlagen, auf denen das vereinfachte Verfahren zur Bestimmung der Abbrandtiefe bei natürlicher Brandbeanspruchung aufsetzt, dargestellt. Kapitel 4 enthält die Herleitung und Erweiterung des vereinfachten Verfahrens. In Kapitel 5 werden die Ergebnisse vorgestellt und bewertet. Enthalten sind die Validierung, bei der die Ergebnisse mit dem iterativen Verfahren verglichen werden, und ein Anwendungsbeispiel des vereinfachten Verfahrens zur Bestimmung der Abbrandtiefe bei natürlicher Brandbeanspruchung anhand eines Realbrandversuchs. In Kapitel 6 werden Ergebnisse des Forschungsvorhabens zusammengefasst. Der Anhang enthält weitere Anwendungsbeispiele zur Bestimmung der Endabbrandtiefe und ein Anwendungsbeispiel zur Bestimmung der Abbrandtiefe nach fest definierten Zeiten, exemplarisch für die bemessungsrelevanten Zeiten *30 min* und *60 min*.

2 Verwendete Unterlagen

2.1 Fachbücher und Publikationen

- [1] Brunkhorst, S.: Branddynamik in Räumen mit strukturellen Brandlasten. Dissertation, Technische Universität Braunschweig, Fakultät Architektur, Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften, 2024.
- [2] Zehfuß, J.: Bemessung von Tragsystemen mehrgeschossiger Gebäude in Stahlbauweise für realistische Brandbeanspruchung. Dissertation, Technische Universität Braunschweig, Fakultät Architektur, Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften, 2004.
- [3] Hosser, D.; Zehfuß, J.: Theoretische und experimentelle Untersuchungen zum erforderlichen Brandschutz bei mehrgeschossigen Gebäuden in Stahlbauweise. Technischer Bericht S 503, Stiftung Industrieforschung, 2002.
- [4] McNamee, R.; Zehfuß, J. et al.: Enclosure fire dynamics with a cross-laminated timber ceiling. *Fire and Materials*, 45(7), S. 847–857, 2020. doi:10.1002/fam.2904.
- [5] Werther, N.: Einflussgrößen auf das Abbrandverhalten von Holzbauteilen und deren Berücksichtigung in empirischen und numerischen Beurteilungsverfahren. Dissertation, Technische Universität München, 2016.
- [6] Schmid, J. et al.: Determination of design fires in compartments with combustibile structure – modification of existing design equations. In: International Network on Timber Engineering Research (INTER), 2019. doi:10.3929/ETHZ-B-000396127.
- [7] Engel, T. et al.: Schlussbericht zum Verbundforschungsvorhaben TIMpuls – Brandschutztechnische Grundlagenuntersuchungen zur Fortschreibung bauaufsichtlicher Regelungen im Hinblick auf eine erweiterte Anwendung des Holzbaus. Fachagentur Nachwachsende Rohstoffe (FNR), Gülzow-Prüzen, 2022. doi:10.14459/2022md1661419.
- [8] Robert, F. et al.: Épernon Fire Test Programme (EFTP). Synthesis Report Nr. EFTP-2020/01, 2020. URL: <http://www.epernon-fire-tests.eu/>.
- [9] Brandon, D. et al.: Fire Safe implementation of visible mass timber in tall buildings – compartment fire testing. RISE Fire Research, Final Report 2021:40, 2021.
- [10] Hadden, R. M. et al.: Effects of exposed cross laminated timber on compartment fire dynamics. *Fire Safety Journal*, 91, S. 480–489, 2017. doi:10.1016/j.firesaf.2017.03.074.
- [11] Zelinka, S. L. et al.: Compartment Fire Testing of a Two-Story Mass Timber Building. General Technical Report FPL-GTR-247. U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, Madison, WI (USA), 2018. doi:10.13140/RG.2.2.26223.33447.
- [12] Medina Hevia, A.: Fire Resistance of Partially Protected Cross-Laminated Timber Rooms. Masterarbeit, Department of Civil and Environmental Engineering, Carleton University, Ottawa, Kanada, 2014.
- [13] Su, J. et al.: Fire testing of rooms with exposed wood surfaces in encapsulated mass timber construction. NRC Report Nr. A1-012710.1, National Research Council of Canada, Ottawa, 2018. doi:10.4224/23004642.
- [14] Su, J. et al.: Fire safety challenges of tall wood buildings. Phase 2: Task 2 & 3: Cross laminated. NRC Report Nr. A1-012710.1, National Research Council of Canada, Ottawa, 2018. doi:10.4224/23004641.
- [15] Tibshirani, R.: Regression shrinkage and selection via the lasso. *Journal of the Royal Statistical Society: Series B (Methodological)*, 58(1), S. 267–288, 1996.

2.2 Normen und Zulassungen

- [EN1991-1-2] EN 1991-1-2: Eurocode 1: Action on structures – Part 1-2: Action on structures exposed to fire. March 2024.

- [EN1995-1-2] EN 1995-1-2: Eurocode 5: Design of timber structures – Part 1-2: Structural fire design. September 2025.

- [NA1991-1-2] DIN EN 1991-1-2/NA - Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter: Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen – Brandeinwirkungen auf Tragwerke; 09-2015.

- [MHolzBauR] Muster-Richtlinie über brandschutztechnische Anforderungen an Bauteile und Außenwandbekleidungen in Holzbauweise. Fassung September 2024.

3 Grundlagen

3.1 Vereinfachtes Naturbrandmodell nach [NA1991-1-2]

Grundlage für die Berechnung der thermischen Einwirkungen ist das bauaufsichtlich eingeführte vereinfachte Naturbrandmodell für voll entwickelte Raumbrände nach [NA1991-1-2]. Dieses Modell wurde auf Grundlage von [2] und [3] abgeleitet.

Unter Ausnutzung der zeitlichen Kongruenz mit der Wärmefreisetzungsrate lässt sich die Temperatur-Zeit-Kurve des Naturbrandes in allen Phasen – von der Brandentwicklungsphase über die Vollbrandphase bis zur Abklingphase – beschreiben (Bild 1). Die Kurvenabschnitte für die drei o. g. Phasen sind durch charakteristische Punkte zu den Zeitpunkten t_1, t_2 und t_3 begrenzt, die sich aus dem Verlauf der Wärmefreisetzungsrate ergeben. Bei der Bestimmung der zugehörigen Temperaturwerte θ_1, θ_2 und θ_3 ist zwischen ventilationsgesteuerten Bränden und brandlastgesteuerten Bränden zu unterscheiden. Ausgehend von der Temperatur-Zeit-Kurve für die Referenzbrandlastdichte ($q_{x,k} = 1300 \text{ MJ/m}^2$) lassen sich Kurven für beliebige Brandlastdichten ($q_{x,k} \leq 1300 \text{ MJ/m}^2$) ermitteln. Die Gleichungen für die Zeitpunkte und die zugehörigen Temperaturen lassen sich [NA1991-1-2] entnehmen. Die Berücksichtigung eines Flashovers ist möglich. Wesentliche Eingangsgrößen sind die Grundfläche des Brandraums, Ventilationsbedingungen, das Wärmespeichervermögen sowie die charakteristische Brandentwicklungszeit.

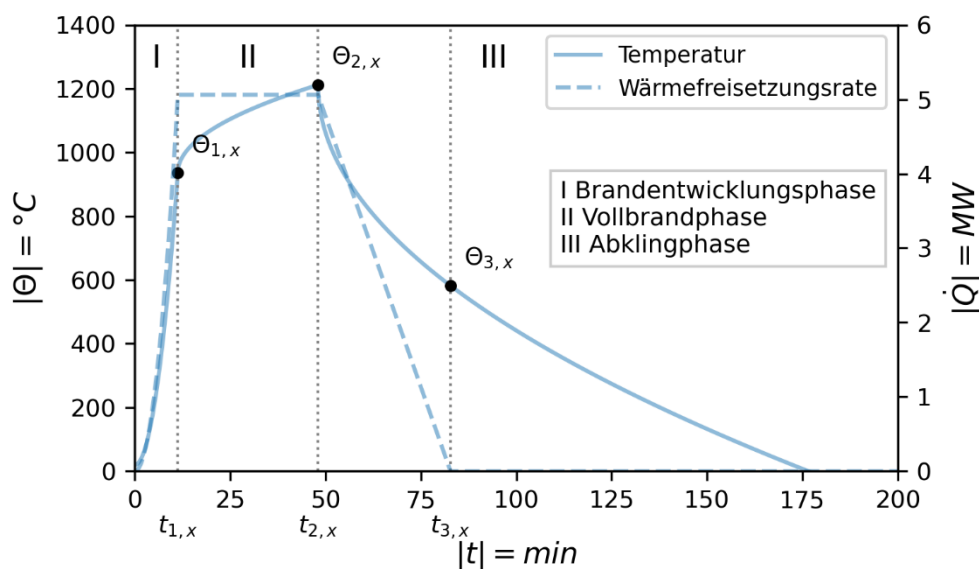


Bild 1 Phasen des natürlichen Brandes als Temperatur-Zeit-Kurve

3.2 Integration von Ansätzen zur Berücksichtigung der strukturellen Brandlast im vereinfachten Naturbrandmodell

Ein Ansatz zur Integration struktureller Brandlasten in das vereinfachte Naturbrandmodell [NA1991-1-2] wird in [1] und [4] vorgestellt. Neben der mobilen Brandlast muss auch die aus ungeschützten Holzbauteilen resultierende strukturelle Brandlast berücksichtigt werden. In dem hier vorliegenden Forschungsvorhaben wurde dafür der Ansatz aus [1] verwendet:

$$q''_{f,tot} = q''_{mob} \cdot \chi_{mob} + q''_{st} = q''_{mob} \cdot \chi_{mob} + \frac{A_{st} \cdot d_{char,t} \cdot H_{u,st} \cdot \chi_{st} \cdot \rho_{st}}{A_f} \quad (1)$$

$q''_{f,tot}$	Gesamtbrandlastdichte	[MJ/m ²]
q''_{mob}	Mobile Brandlastdichte	[MJ/m ²]
χ_{mob}	Verbrennungseffektivität der mobilen Brandlast	[-]
q''_{st}	Strukturelle Brandlastdichte	[MJ/m ²]
A_{st}	Oberfläche der strukturellen Brandlast	[m ²]
$d_{char,t}$	Abbrandtiefe zum Zeitpunkt t	[m]
$H_{u,st}$	Verbrennungswärme der strukturellen Brandlast	[MJ/kg]
χ_{st}	Verbrennungseffektivität der strukturellen Brandlast	[-]
ρ_{st}	Dichte der strukturellen Brandlast	[kg/m ³]
A_f	Grundfläche des Brandraums	[m ²]

Wie in [1] wurde auch hier der in [5] entwickelte Regressionsansatz für die Abbrandtiefe verwendet – anstelle des in [4] vorgeschlagenen 300°C-Ansatzes. Gleichung (2) basiert auf einem Äquivalenzansatz und wurde nach der systematischen Auswertung einer Vielzahl von Brandversuchen abgeleitet. Ein Vergleich zwischen dem Regressions- und dem 300°C-Ansatz in [1] zeigte, dass die Regressionsgleichung die Abbrandtiefe für Naturbrände mit einer hinreichenden Genauigkeit abbildet. Der Regressionsansatz wurde in [EN1995-1-2] übernommen.

$$d_{char,t} = \left(\frac{\int_0^t T^2 dt}{135000} \right)^{1/1,6} \quad (2)$$

T	Temperatur	[K]
t	Zeit	[min]

Neben der Brandlastdichte geht auch die maximale Wärmefreisetzungsrate beim brandlastgesteuerten Fall direkt in die Berechnung der Temperatur-Zeit-Kurve ein. Wie in [1] erfolgt die Integration der strukturellen Brandlast [4] und [6] folgend gemäß Gl. (3):

$$\dot{Q}_{max,f,k} = RHR_f \cdot A_f + RHR_{st} \cdot A_{st} \quad (3)$$

RHR_f flächenspezifische Wärmefreisetzungsrate (mobil) $[MW/m^2]$
 RHR_{st} flächenspezifische Wärmefreisetzungsrate (strukturell) $[MW/m^2]$
 $\dot{Q}_{max,f,k}$ Wärmefreisetzungsrate für brandlastgesteuerten Fall $[MW]$

3.3 Iteratives Verfahren zur Berechnung der Abbrandtiefe

Da die Abbrandtiefe von der Brandbeanspruchungskurve abhängt, diese aber wiederum durch den Abbrand der strukturellen Brandlast beeinflusst wird, ist ein iteratives Vorgehen zur Bestimmung der Abbrandtiefe und somit der strukturellen Brandlast erforderlich, das in Bild 2 schematisch dargestellt ist. Die Kombination der Temperatur-Zeit-Kurve aus [NA1991-1-2] mit den Ansätzen zur Berücksichtigung der strukturellen Brandlast aus [1] wird fortan als iteratives Verfahren bezeichnet.

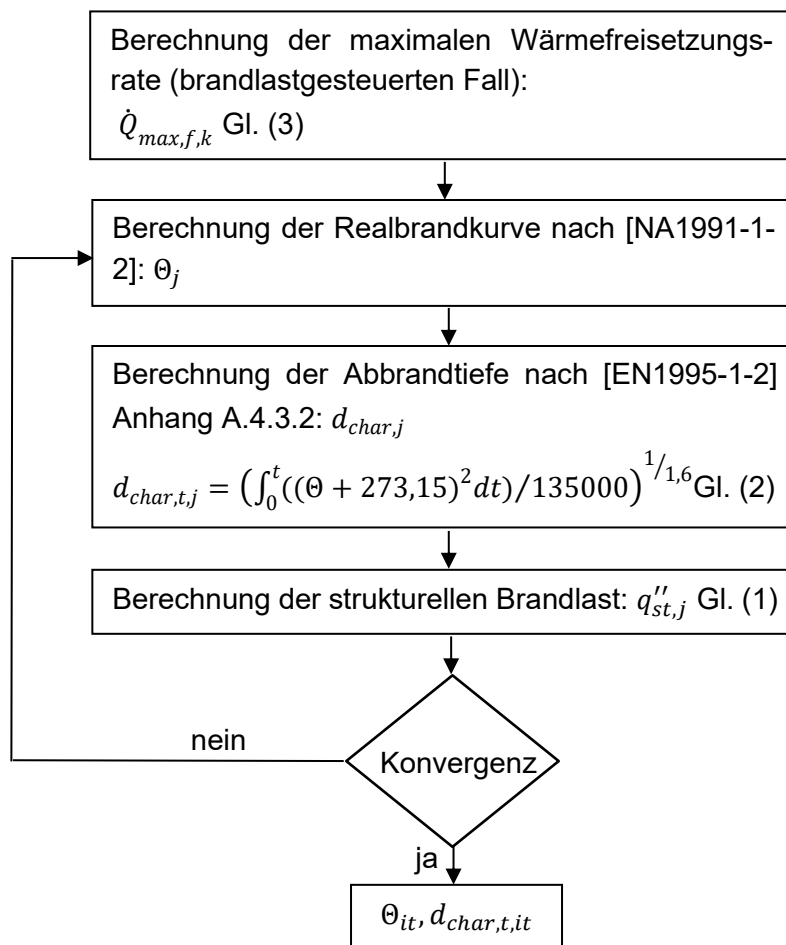


Bild 2 Flussdiagramm für die iterative Berechnung der Abbrandtiefe

Die Anwendung des iterativen Verfahrens ist in Bild 3 im Vergleich zu den Ergebnissen aus [1] für den Brandversuch „Versuch V1“ aus dem TIMpuls-Forschungsvorhaben [7] dargestellt. Das in dem Forschungsvorhaben implementierte iterative Verfahren liefert nahezu die gleichen Ergebnisse wie das iterative Verfahren aus [1]. Die Brandraumgrundfläche betrug im Versuch V1 $20,25 \text{ m}^2$ und die mobile Brandlastdichte 1085 MJ/m^2 (Holzkrippen). Der Raum hatte eine Öffnung mit den Abmessungen $2,4 \text{ m} \cdot 2,2 \text{ m}$. Die strukturelle Brandlast bestand aus der ungeschützten Decke aus Brettschichtholz. Sowohl die Übereinstimmung der Temperatur-Zeit-Kurve mit den charakteristischen Zeitpunkten t_1, t_2 und t_3 und den zugehörigen Temperaturen θ_1, θ_2 und θ_3 als auch die Abbrandtiefen mit $d_{char,t,it} = 79 \text{ mm}$ und $d_{char,t,it} = 80 \text{ mm}$ [1] sind sehr gut. Auch die Abbrandtiefe im Realbrandversuch mit 80 mm wird dabei sehr gut wiedergegeben. Neben diesem Brandversuch wurde auch ein Vergleich mit den Versuchen „Scenario2“ [8], „Test 1“ [9], „Beta-1“ [10], „Test 3“ [11], „Test 3“ [12], vorgenommen. Alle Abbrandtiefen wurden durch das iterative Verfahren konservativ abgeschätzt. Die minimale relative Abweichung der Abbrandtiefe zu den Realversuchen beträgt 6% und die maximale Abweichung 74% . Der Mittelwert der Abweichungen liegt bei 34% . Die in [1] berichteten (teilweise unveröffentlichten) iterativen Abbrandtiefen fallen teilweise noch konservativer aus.

Im iterativen Prozess wird die Änderung der Werte θ_j und $d_{char,j}$ immer geringer. Um die finalen Werte θ_{it} und $d_{char,t,it}$ zu erhalten, ist ein Abbruch- bzw. Konvergenzkriterium notwendig. Zur Überprüfung wird die relative Änderung von Iteration zu Iteration $\varepsilon_{d_{char,t}}$, berechnet, welche wie folgt definiert ist:

$$\varepsilon_{d_{char,t}} = \frac{(d_{char,t,j} - d_{char,t,j-1})}{d_{char,t,j}} \cdot 100 \quad [\%] \quad (4)$$

$d_{char,t,j}$ Abbrandtiefe in der Iteration j $[mm]$

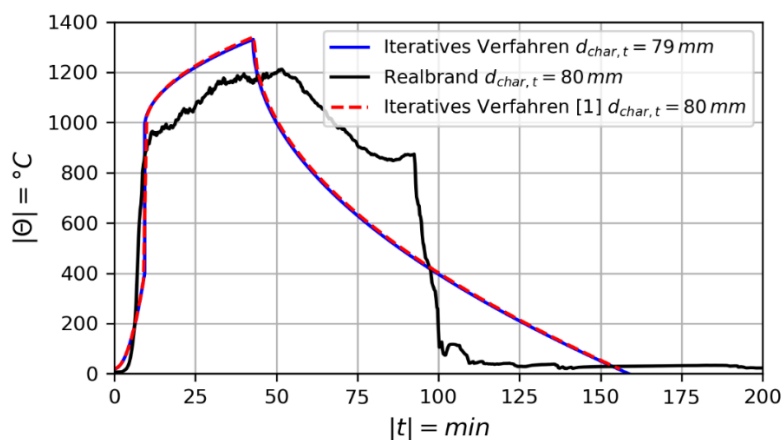


Bild 3 Vergleich mit der Temperatur-Zeit-Kurve des iterativen Verfahrens aus [1] und der Realbrandkurve für den Versuch V1 aus dem Forschungsvorhaben TIMpuls [7]

In Bild 4 ist anhand des Beispiels dargestellt, welchen Einfluss das Konvergenzkriterium auf die Temperatur-Zeit-Kurve und die Abbrandtiefe hat. Mit strengerem Konvergenzkriterium wächst die Anzahl der Iterationen, bei $\varepsilon_{d_{char,t}} = 0,01\%$ auf 9 Iterationen. Für das Beispiel Brandversuch „Versuch 1“ [7] erwies sich das Abbruchkriterium $\varepsilon_{d_{char,t}} = 1\%$ als ausreichend, der Abbruch erfolgte nach 5 Iterationen. Dasselbe Abbruchkriterium wurde auch in [1] gewählt und für alle Berechnungen des hier vorgestellten Forschungsvorhabens verwendet.

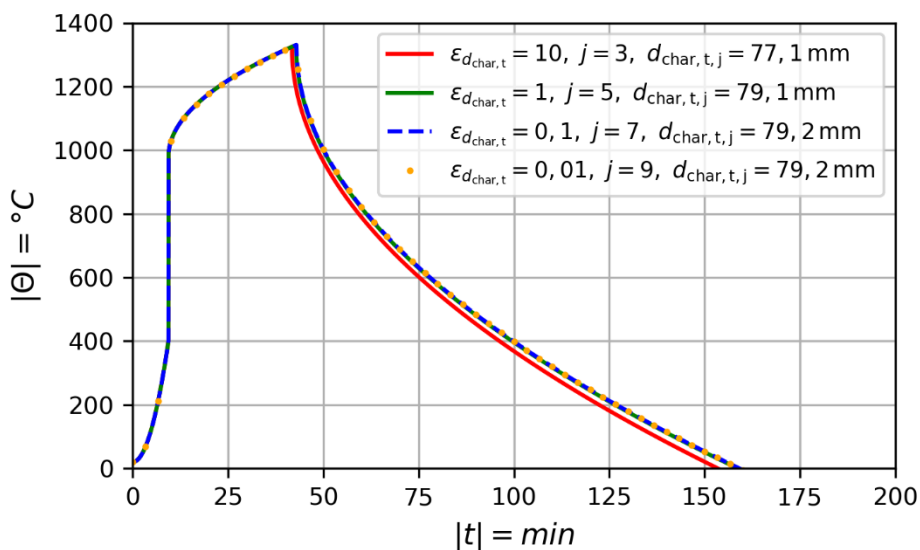


Bild 4 Einfluss des Konvergenzkriteriums auf die Temperatur-Zeit-Kurve und die Abbrandtiefe des iterativen Verfahrens für „Versuch 1“ [7]

4 Vereinfachtes Verfahren

4.1 Herleitung

Die Ermittlung der Abbrandtiefe bei strukturellen Brandlasten kann, wie im vorherigen Kapitel dargestellt, über ein iteratives Rechenverfahren erfolgen. Die iterativen Rechenverfahren erfordern numerische Werkzeuge (z. B. Python oder Excel) oder eigens entwickelte Programme und sind mit erhöhtem Rechenaufwand verbunden. Im Bauwesen sind vereinfachte Bemessungsverfahren seit jeher von großer Bedeutung. Auch aktuelle Normen und Regelwerke – wie etwa der Eurocode – enthalten bewusst vereinfachte Nachweise, um die Anwendung in der Praxis zu erleichtern. Vor diesem Hintergrund wurde in diesem Forschungsvorhaben ein vereinfachtes Verfahren zur Bestimmung der Abbrandtiefe bei natürlicher Brandbeanspruchung entwickelt, welches auf wenige geschlossene Gleichungen reduziert ist und sich mit einfachen Rechenhilfsmitteln – etwa einem Taschenrechner – auswerten lässt. Es erlaubt eine rasche und praxisgerechte Ermittlung der Abbrandtiefe auf der sicheren Seite und stellt somit eine nützliche Ergänzung zu den bestehenden iterativen Verfahren dar.

Der Grundgedanke bei der Entwicklung des vereinfachten Verfahrens zur Bestimmung der Abbrandtiefe bei natürlicher Brandbeanspruchung bestand darin, die wissenschaftlich basierte Gl. (2) aus [5] zu nutzen. Das Integral $\int_0^t T^2 dt$ stellt eine näherungsweise Proportionalität zur kumulierten Wärmeeinwirkung dar. Dieser Ansatz beruht auf der physikalischen Annahme, dass die Karbonisierungsgeschwindigkeit des Holzes stark temperaturabhängig ist und sich bei längerer Einwirkung hoher Temperaturen deutlich erhöht. Ziel war es, das Integral geeignet zu approximieren. Hierfür wurde der mathematisch konsistente und dimensionsgetreue Ansatz nach Gl. (5) verwendet.

$$\int_0^t T^2 dt = (\Theta_{2,x,ap} + 273,15)^2 \cdot t_{2,x,ap} \quad (5)$$

$\Theta_{2,x,ap}$ Approximation von $\Theta_{2,x}$ (AA.21) [NA1991-1-2] [°C]

$t_{2,x,ap}$ Approximation von $t_{2,x}$ (AA.20) [NA1991-1-2] [min]

Diese Näherung stützt sich auf die Annahme, dass der dominante Beitrag zum Integral in der Umgebung des Temperaturmaximums liegt. Kurze Intervalle hoher Temperaturen tragen stärker zum Integral bei als längere Phasen niedriger Temperaturen. Der vereinfachte Ansatz für die Berechnung der Abbrandtiefe über den gesamten Brandverlauf lässt sich daher wie folgt formulieren:

$$d_{char,t,ap,\infty} = \left(\frac{\int_0^t T^2 dt}{135000} \right)^{1/1,6} \approx \eta_{d_{char,t}} \cdot \left(\frac{(\Theta_{2,x,ap} + 273,15)^2 \cdot t_{2,x,ap}}{135000} \right)^{1/1,6} \quad (6)$$

$\eta_{d_{char,t}}$ Formfaktor [–]

Der Formfaktor $\eta_{d_{char,t}}$ berücksichtigt verschiedene Brandverläufe und wurde auf Basis einer Regressionsanalyse, die zusammen mit dem Parameterstudium im folgenden Kapitel vorgestellt wird, kalibriert.

Zunächst werden die Näherungen $\Theta_{2,x,ap}$ und $t_{2,x,ap}$ für die Gl. (6) benötigt. Ausgangspunkt für die Herleitung der Näherungen sind die Gleichungen von $\Theta_{2,x}$ und $t_{2,x}$, welche in [NA1991-1-2] enthalten sind. Die Vorgehensweise soll hier exemplarisch für $\Theta_{2,x}$ in gekürzter Form vorgestellt werden.

$$\Theta_{2,x} = (\Theta_2 - \Theta_1) \cdot \sqrt{(t_{2,x} - t_1)/(t_2 - t_1)} + \Theta_1 \quad (\text{AA.21 [5]}) \quad (7)$$

mit

$$t_{2,x} = t_1 + \frac{0,7 \cdot Q_{x,d} - \left(\frac{t_1^3}{3 \cdot t_a^2}\right)}{\dot{Q}_{max}} \quad (\text{AA.20 [4]}) \quad (8)$$

$$= t_1 + \frac{0,7 \cdot (q''_{mob} \cdot A_f + q''_{st} \cdot A_{st}) - \left(\frac{t_1^3}{3 \cdot t_a^2}\right)}{\dot{Q}_{max}} \quad (9)$$

Neben den charakteristischen Temperaturen und Zeitpunkten, die bereits aus Bild 1 bekannt sind, erscheinen in der Gleichung noch die Brandlast $Q_{x,d}$ (MJ), welche sich aus der mobilen und der strukturellen Brandlast zusammensetzt. Die strukturelle Brandlast enthält die gesuchte Abbrandtiefe. Daher kann nur eine Näherungslösung $\Theta_{2,x,ap}$ angegeben werden. Im Ergebnis des Parameterstudiums, welches im nächsten Kapitel vorgestellt wird, erwies sich folgende Gleichung als sehr gut geeignet für die näherungsweise Berechnung der Abbrandtiefe im vereinfachten Verfahren.

$$\Theta_{2,x,ap} = 0,78 \cdot (\Theta_2 - \Theta_1) + \Theta_1 \quad (10)$$

Θ_1 Temperatur am Ende der Brandentwicklungsphase [°C]
 Θ_2 Maximaltemperatur am Ende der Vollbrandphase für die Referenzbrandlast [°C]

Die Struktur der Gl. (10) ähnelt der Ausgangsgleichung (7). Der Wurzelausdruck in Gl. (7) hat den Wert 0,78 in Gl. (10).

Nach der Bestimmung $\Theta_{2,x,ap}$ in Gl. (6), sind noch Gleichungen für $t_{2,x,ap}$ und $\eta_{d_{char,t}}$ abzuleiten. Die Herleitungen für die Approximation von $t_{2,x}$ erfolgte analog zu der Vorgehensweise für $\Theta_{2,x,ap}$. Hier wird lediglich das Ergebnis vorgestellt.

$$t_{2,x,ap} = 1,03 \cdot \left[1/90 \cdot \sqrt{\dot{Q}_{max}} \cdot t_{\alpha} + t_q \right] \quad (11)$$

mit

$$t_q = \frac{0,00933 \cdot q''_{mob} \cdot A_f + 0,000806 \cdot A_{st} \cdot (\Theta_{2,x,ap} + 273,15)^{1,25}}{\dot{Q}_{max}} \quad (12)$$

mit

\dot{Q}_{max}	Maximale Wärmefreisetzungsrate	[MW]
t_{α}	Brandentwicklungszeit	[s]
q''_{mob}	Mobile Brandlastdichte	[MJ/m ²]
A_f	Brandraumgrundfläche	[m ²]

t_q enthält im Zähler im ersten Summanden einen Beitrag der mobilen Brandlast und im zweiten Summanden die strukturelle Brandlast. Da im Nenner die Wärmefreisetzungsrate steht, kann man t_q als eine charakteristische Zeit interpretieren, die sich aus den Vereinfachungen und der näherungsweise Lösung für $t_{2,x,ap}$ ergeben hat. Die Bedeutung von t_q wird auch dadurch deutlich, dass diese Größe auch in der Regressionsgleichung für $\eta_{d_{char,t}}$ enthalten ist.

4.2 Parameterstudium und Regressionsmodell für den Formparameter

Im vorherigen Kapitel wurden für die Abbrandtiefe in Gl. (6) Ausdrücke für die darin enthaltenen $\Theta_{2,x,ap}$ und $t_{2,x,ap}$ hergeleitet. Es fehlt noch die Ableitung einer Gleichung für den Formfaktor $\eta_{d_{char,t}}$. Zur Bestimmung des Formfaktors in Gl. (6) wurde ein systematisches Parameterstudium durchgeführt. Ziel war es, durch Variation der maßgeblichen Eingangsgrößen den Einfluss auf die iterativ bestimmte Abbrandtiefe zu untersuchen und daraus einen korrigierenden Formfaktor für das vereinfachte Verfahren abzuleiten. Als Ausgangspunkt für das Parameterstudium dienten Realbrandversuche aus den Testreihen [7], [8], [9], [11], [12], [13], [14].

Untersucht wurden folgende Parametervariationen:

- Brandraumfläche A : $A_{real} \dots A_{real} \cdot 8$,
- Mobile Brandlastdichte q''_{mob} : $500 \text{ MJ/m}^2 \dots 1300 \text{ MJ/m}^2$,
- Anteil struktureller Brandlast $\varphi_{st} = A_{st} / (A_t - A_f - A_w)$: $0,1 \dots 0,5$,
- Verhältnis Öffnungsfläche zu Grundfläche A_w / A_f : $0,1 \dots 0,5$.

mit

A_{real}	Brandraumgrundfläche aus dem Brandversuch	$[m^2]$
A_t	Gesamtfläche der Umfassungsbauteile	$[m^2]$
A_w	Fläche der Ventilationsöffnungen	$[m^2]$

Insgesamt wurden 23 Realbrandversuche herangezogen, die jeweils als Basis-Varianten bezeichnet werden. Für jede Basis-Variante ergeben sich durch die Parametervariationen 19 Simulationen. Dies ergab eine Gesamtzahl von 437 Simulationen. Hinsichtlich der Parametervariation wurden die Anwendungsgrenzen des vereinfachten Naturbrandmodells [NA1991-1-2] beachtet. So wurden simulierte Versuche mit einer Brandraumfläche von über $400 m^2$ ausgeschlossen. Die Definition des Anteils der strukturellen Brandlast φ_{st} orientiert sich an [1], wobei A_t die Fläche der Umfassungsbauteile ist. Die Obergrenze für φ_{st} von 50 % orientiert sich an den Vorschlägen zur Fortschreibung der Muster-Holzbaurichtlinie aus dem TIMpuls-Abschlussbericht [7]. 50 % können abhängig von der Raumkubatur einer Decke und Wand entsprechen [6]. Des Weiteren wurden Simulationen mit einer Abbrandtiefe $> 120 mm$ ausgeschlossen. Legt man einen Bemessungszeitraum von $90 min$ oder $120 min$ und eine Abbrandrate gemäß [EN1995-1-2] von $0,7 mm/min$ zugrunde, zeigt sich, dass der Anwendungsbereich für übliche Bemessungen damit hinreichend abgedeckt ist. Nach den vorgenannten Ausschlüssen wurden 302 simulierte Versuche für die Regressionsanalyse verwendet.

Beim Parameterstudium wurden für $\chi_{st} = 0,8$, $H_{u,st} = H_u = 17,28 MJ/kg$, $\rho_{st} = 450 kg/m^3$, $RHR_f = 0,25 MW/m^2$, $RHR_{st} = 0,188 MW/m^2$ die aufgeführten Werte in den Gl. (1) und (3) angesetzt. Die Werte für χ_{st} , $H_{u,st}$ und RHR_{st} stammen aus [1]. Für die Berechnung der max. Wärmefreisetzungsrates für den ventilationsgesteuerten Brand wurde $\chi = 0,8$ verwendet. Um eine bessere Übereinstimmung der vereinfachten Abbrandtiefen mit denen aus Realbrandversuchen zu erzielen, wurde für die Berechnung der mobilen Brandlast beim iterativen Verfahren, welches die Referenz für das iterative Verfahren ist, in Gl. (1) $\chi = 0,9$ verwendet. Die Werte für t_α und das Wärmespeichervermögen b wurden nicht einheitlich gewählt und versuchsabhängig angepasst. t_α ist mit den verwendeten Werten von $75 s$, $150 s$ und $300 s$, b mit den Werten von $750 J/m^2\sqrt{s} K$ und $1500 J/m^2\sqrt{s} K$ in den in [NA1991-1-2] angegebenen Bereichen.

Jede Parameterkombination wurde mit dem bereits vorgestellten iterativen Rechenmodell durchgerechnet. Als Zielgröße wurde der Quotient aus iterativ berechneter und vereinfachter Abbrandtiefe verwendet:

$$\eta_{d_{char,t}} = \left(\frac{(\Theta_{2,x,ap} + 273,15)^2 \cdot t_{2,x,ap}}{135000} \right)^{1/1,6} / d_{char,t,it} \quad (13)$$

Auf Basis der Ergebnismatrix wurde eine Regressionsanalyse durchgeführt, um $\eta_{d_{char,t}}$ als Funktion physikalisch motivierter Einflussgrößen in geschlossener Form darzustellen. Hierfür wurde ein Regressionsmodell entwickelt, das transformierte Prädiktoren wie φ_{st}/\sqrt{O} , $(A_w/A)/O$, t_q und t_1 berücksichtigt. Darin ist O der Öffnungsfaktor: $O = A_w\sqrt{h_w}/A_t$

mit

h_w Höhe der Ventilationsöffnungen [m]

Zur Modellbildung wurden zwei Methoden verwendet:

- LassoCV (Least Absolute Shrinkage and Selection Operator, mit Kreuzvalidierung [15]) zur Feature-Selektion und Regularisierung. Die Methode wählt automatisch relevante Prädiktoren aus und reduziert Überanpassung durch L1-Regularisierung,
- Custom Regression mit asymmetrischer Verlustfunktion (implementiert in PyTorch), um Unterschätzungen der Abbrandtiefe gezielt zu vermeiden und konservative Modellvorhersagen zu fördern. Mit PyTorch wird ein zusätzliches Regressionsmodell mit asymmetrischer Fehlerfunktion auf Basis eines einfachen neuronalen Netzes trainiert.

Folgende Regressionsgleichung für den Formfaktor $\eta_{d_{char,t}}$ wurde abgeleitet:

$$\eta_{d_{char,t}} = 0,61 - 0,076115 \cdot \frac{\varphi_{st}}{\sqrt{O}} - 0,010199 \cdot \frac{A_w/A_f}{O} - 0,000133 \cdot t_1 + 0,022812 \cdot t_q \quad (14)$$

Aufgrund der unterschiedlichen Skalen der Eingangsgrößen sind die Roh-Koeffizienten nicht direkt vergleichbar. Qualitativ zeigen jedoch t_q (verstärkend) und φ_{st}/\sqrt{O} (reduzierend) den stärksten systematischen Einfluss, während $(A_w/A_f)/O$ und t_1 vor allem sekundäre Korrekturen liefern. Eine weitere Reduktion der Anzahl der Prädiktoren führte zu einer Verschlechterung der Performance des vereinfachten Verfahrens zur Berechnung der Abbrandtiefe bei natürlicher Brandbeanspruchung und wurde deswegen verworfen. Exemplarisch wird hier zunächst auf φ_{st}/\sqrt{O} (reduzierend) eingegangen. Ein hoher Anteil struktureller Brandlast bei geringer Ventilation verschiebt den Brandverlauf in einen ventilationsgesteuerten Bereich: Die max. Wärmefreisetzungsrates sinkt, die Branddauer steigt (zeitlich „gestreckter“, aber kühlerer Verlauf). Da die Abbrandtiefe von hohen Temperaturen überproportional beeinflusst wird, resultiert trotz längerer Dauer eine geringere Abbrandtiefe. Der negative Koeffizient von φ_{st}/\sqrt{O} im Regressionsmodell reduziert daher den Formfaktor und korrigiert eine sonst auftretende Überschätzung. t_q ist das Verhältnis von verfügbare Brandlast (mobil und strukturell) zur max. Wärmefreisetzungsrates \dot{Q}_{max} . Hohe t_q -Werte bedeuten: mehr Energie pro Zeiteinheit gelangt in den Brandverlauf.

Das erhöht die Plateau-/Maximaltemperaturen und/oder verlängert die Phase hoher Temperaturen – beides steigert die temperaturgewichtete Einwirkung auf das Bauteil und führt zu einem positiven Koeffizienten.

4.3 Erweiterung auf mobile Brandlastdichten unter 500 MJ/m^2

Wie bereits gezeigt, liefert das vereinfachte Verfahren zur Berechnung der Abbrandtiefe bei natürlicher Brandbeanspruchung für mobile Brandlastdichten zwischen 500 MJ/m^2 und 1300 MJ/m^2 gute Prognosen der Abbrandtiefe und ist innerhalb dieses Bereichs anwendbar. Das vereinfachte Verfahren soll erweitert werden, so dass auch Brandlasten unter 500 MJ/m^2 berücksichtigt werden können. Der zu berücksichtigende Wertebereich kann der Tabelle BB.1 für das vereinfachte Naturbrandmodell in [NA1991-1-2] entnommen werden. Dort sind den üblichen Gebäudenutzungen durchschnittliche Brandlastdichten zugeordnet, die auf die Grundfläche des Brandraumes bzw. der Nutzungseinheit bezogen werden. Als charakteristischer Wert der Brandlastdichte q''_{mob} ist das 90 %-Quantil zu verwenden. Obwohl in der Tabelle für Bibliotheken und Büchereien ein Wert von 2087 MJ/m^2 angegeben ist, ist in [1] als Obergrenze der Anwendungsgrenze für das vereinfachte Naturbrandmodell eine Brandlastdichte von 1300 MJ/m^2 und für die Untergrenze ein Wert von 100 MJ/m^2 angegeben. Der niedrigste Wert für eine Nutzungsart findet sich in Tabelle BB.1 bei öffentlichen Verkehrsräumen mit 139 MJ/m^2 . Es kann davon ausgegangen werden, dass strukturelle Brandlasten dort nicht vorgesehen oder üblich sind. Die nächste höhere mobile Brandlastdichte findet sich bei Zimmern in Krankenhäusern mit einem Wert von 320 MJ/m^2 . Für diese Brandlastdichte und weitere bis 500 MJ/m^2 soll das vereinfachte Verfahren zur Berechnung der Abbrandtiefe bei natürlicher Brandbeanspruchung erweitert werden. Zu diesem Zweck wurde das Parameterstudium um diese Werte ergänzt und erneut durchgeführt. Das Ziel der Erweiterung des vereinfachten Verfahrens war es, die gute Prognosefähigkeit zu erhalten, ohne dabei die Komplexität des Verfahrens zu erhöhen. Es wurde überprüft, ob –bei Beibehaltung der Gl. (6), (10) und (11) –allein die Regressionsgl. (14) so angepasst werden kann, dass die Ziele erreicht werden. Im Ergebnis enthält die Regressionsgl. wieder vier Terme mit physikalisch motivierten Einflussgrößen und einen konstanten Term. Hier angegeben ist die Regressionsgleichung, die nun für Brandlastdichten von 320 MJ/m^2 bis 1300 MJ/m^2 anwendbar ist und Gl. (14) ersetzt:

$$\eta_{d_{char,t}} = 0,5763 - 0,1413 \cdot \frac{\varphi_{st}}{\sqrt{0}} + 0,0211 \cdot t_q + \delta_v \cdot 0,3023 \cdot \frac{\varphi_{st}}{\sqrt{0}} + 9,885 \cdot \ln \left(1 + \frac{\delta_v}{\sqrt{0} \cdot q''_{mob}} \right) \quad (15)$$

Die Regressionsgleichung unterscheidet zwischen brandlast- ($\delta_v = 0$) und ventilationsgesteuerten ($\delta_v = 1$) Bränden und ermöglicht die Abbildung beider Brandregime innerhalb einer einheitlichen Gleichung. Für brandlastgesteuerte Brände fallen die beiden letzten Summanden weg:

$$\eta_{d_{char,t,fc}} = 0,5763 - 0,1413 \cdot \frac{\varphi_{st}}{\sqrt{O}} + 0,0211 \cdot t_q$$

4.4 Das vereinfachte Verfahren im Überblick

Zur besseren Nachvollziehbarkeit sind in diesem Kapitel alle Gleichungen des vereinfachten Verfahrens zur Berechnung der Abbrandtiefe bei natürlicher Brandbeanspruchung nochmals in kompakter Form zusammengestellt:

$$a) \Theta_{2,x,ap} = 0,78 \cdot (\Theta_2 - \Theta_1) + \Theta_1 \quad (10)$$

$$b) t_{2,x,ap} = 1,03 \cdot \left[1/90 \cdot \sqrt{\dot{Q}_{max}} \cdot t_\alpha + t_q \right] \quad (11)$$

$$c) t_q = \frac{0,00933 \cdot q''_{mob} \cdot A_f + 0,000806 \cdot A_{st} \cdot (\Theta_{2,x,ap} + 273,15)^{1,25}}{\dot{Q}_{max}} \quad (12)$$

$$d) \eta_{d_{char,t}} = 0,5763 - 0,1413 \cdot \frac{\varphi_{st}}{\sqrt{O}} + 0,0211 \cdot t_q + \delta_v \cdot 0,3023 \cdot \frac{\varphi_{st}}{\sqrt{O}} + 9,885 \cdot \ln \left(1 + \frac{\delta_v}{\sqrt{O} \cdot q''_{mob}} \right) \quad (15)$$

$$e) d_{char,t,ap,\infty} = \eta_{d_{char,t}} \cdot \left(\frac{(\Theta_{2,x,ap} + 273,15)^2 \cdot t_{2,x,ap}}{135000} \right)^{1/1,6} \quad (6)$$

Die Abbrandtiefe über den gesamten Brandverlauf wird mithilfe der Gl. (6) berechnet. Vorher sind die Näherungen (Index *ap*) für $\Theta_{2,x,ap}$ und $t_{2,x,ap}$ mit den Gl. (10) und (11) zu bestimmen. Dabei handelt es sich um die Approximationen der maximalen Gastemperatur und des Zeitpunktes des Temperaturmaximums am Ende des Vollbrandphase (vgl. Bild 1). Vor der Berechnung der Abbrandtiefe ist die Regressionsgl. (15) auszuwerten, welche verschiedene Brandverläufe berücksichtigt. Die Größe t_q geht dabei sowohl in Gl. (11) als auch in Gl. (15) ein. Größen, die in den aufgeführten Gleichungen nicht ausdrücklich definiert sind, stellen entweder Eingangsgrößen oder berechnete Größen des vereinfachten Naturbrandmodells dar.

Die Anwendung ist innerhalb folgender Anwendungsgrenzen möglich:

- $d_{char,t,ap,\infty} < 120 \text{ mm}$
- Brandraumfläche $A_f < 300 \text{ m}^2$,
- Mobile Brandlastdichte q''_{mob} : $320 \text{ MJ/m}^2 \dots 1300 \text{ MJ/m}^2$,
- Anteil struktureller Brandlast φ_{st} : $0,1 \dots 0,5$,
- Verhältnis Öffnungsfläche zu Grundfläche A_w/A_f : $0,1 \dots 0,5$.

Die Einschränkung auf Abbrandtiefen $< 120 \text{ mm}$ führt dazu, dass unrealistisch hohe Brandraumtemperaturen bei $\theta_{2,x,ap}$ nicht auftreten. Das Maximum im Parameterstudium für alle simulierten Versuche beträgt $\theta_{2,x,ap} = 1261 \text{ }^\circ\text{C}$.

4.5 Berechnung der Abbrandtiefe zu bestimmten Zeitpunkten

Das im vorliegenden Forschungsvorhaben entwickelte vereinfachte Verfahren liefert die gesamte Abbrandtiefe nach vollständiger Abkühlung des Brandraums auf Raumtemperatur. Die Bestimmung der Abbrandtiefe zu definierten Zeitpunkten (z. B. 30 min oder 60 min nach Brandbeginn), mit der dann auch eine Abbrandrate für ein Zeitintervall bestimmt werden kann, kann im erweiterten Brandmodell über das iterative Referenzverfahren erfolgen, ist jedoch mit erhöhtem Rechenaufwand verbunden. Vor dem Hintergrund der in der Praxis üblichen Feuerwiderstandsdauern oder dem Zeitpunkt der Löschung oder zur Bestimmung einer Abbrandrate für ein Zeitintervall, soll das vereinfachte Verfahren so ergänzt werden, dass sich auch Abbrandtiefen zu ausgewählten Zeitpunkten mit hinreichender Genauigkeit und ohne Iterationsschleifen bestimmen lassen.

Ausgangspunkt ist die mit dem vereinfachten Verfahren bestimmte Abbrandtiefe nach vollständigem Brandverlauf, also nach Abkühlung der Gasphasentemperaturen auf das Niveau der Anfangstemperatur. Diese Größe wird im Folgenden mit $d_{char,ap,\infty}$ (Endabbrandtiefe) bezeichnet und weiterhin nach Gl. (6) mit Hilfe der Gleichungen (10), (11), (12) und (15) bestimmt. Für einen beliebigen Zielzeitpunkt (z. B. 30 min) wird die Abbrandtiefe zu diesem Zeitpunkt durch einen dimensionsgetreuen Skalierungsansatz beschrieben, der zwei Effekte kombiniert:

- die relative Lage des Zielzeitpunkts im Verhältnis zur approximierten Branddauer des vereinfachten Naturbrandmodells und
- die Form des Brandverlaufs, repräsentiert durch die charakteristischen Zeiten (Beginn Vollbrandphase) und (Ende Vollbrandphase / Temperaturmaximum).

Hierzu wird folgende Beziehung verwendet:

$$d_{char,ap,t} = d_{char,ap,\infty} \cdot \left(\frac{t}{t_{end,ap}} \right)^\beta \cdot \frac{(w_{t_{1,3}} \cdot (t_3 - t_1) + w_{t_{end,ap}} \cdot t_{end,ap})^\alpha}{t_{end,ap}} \quad (16)$$

$d_{char,ap,\infty}$	Endabbrandtiefe, Abbrandtiefe nach abgeschlossenem Brandverlauf aus dem vereinfachten Verfahren nach Gl. (6) (Kapitel 4.4)	[mm]
t	Zeit, für welche die Abbrandtiefe approximiert wird	[s]
$t_{end,ap}$	approximierte Gesamt-Branddauer aus dem vereinfachten Naturbrandmodell (Abklingen auf Raumtemperatur)	[s]
β	empirischer Exponent zur Beschreibung der zeitlichen Skalierung	[-]
α	Empirischer Exponent für Berücksichtigung der Branddynamik	[-]

$w_{t_{1,3}}$	Gewicht für den Einfluss der Vollbrandphase	[-]
$w_{t_{end,ap}}$	Gewicht für den Einfluss der Gesamtbranddauer	[-]
t_1	Beginn der Vollbrandphase für Referenzbrandlast nach [NA1991-1-2]	[s]
t_3	Zeitpunkt, bei dem die Wärmefreisetzungsrate für die Referenzbrandlast nach [NA1991-1-2] auf 0 MW abgesunken ist	[s]

Die erste Klammer in Gl. (16) beschreibt, wie stark die Endabbrandtiefe bei kürzeren Zeiten skaliert wird. Der Exponent β steuert die Krümmung dieser Beziehung. Die zweite Klammer fasst die branddynamischen Informationen zusammen. Der Exponent α wirkt ausschließlich auf den zweiten Term und beschreibt, wie stark sich charakteristische Zeiträume des Brandverlaufs auf den Abbrand auswirken. Das Zeitintervall $(t_3 - t_1)$ steht repräsentativ für Intensität und Dauer der Vollbrandphase, während $t_{end,ap}$ die gesamte Dauer des Brandverlaufs abbildet. Über die Gewichte $w_{t_{1,3}}$ und $w_{t_{end,ap}}$ wird die relative Bedeutung dieser beiden Zeitskalen eingestellt, wobei $w_{t_{1,3}} + w_{t_{end,ap}} = 1$ gilt. Die lineare Kombination der beiden charakteristischen Zeitskalen stellt einen pragmatischen Kompromiss dar, um sowohl die Intensität als auch die Dauer des Brandes zu berücksichtigen. Damit lässt sich die Abbrandtiefe zu einem beliebigen Zielzeitpunkt ausschließlich aus Größen bestimmen, die im vereinfachten Naturbrandmodell, erweitert um den Ansatz zur Berücksichtigung der strukturellen Brandlast, ohnehin vorliegen sowie der mit dem vereinfachten Verfahren ermittelten Endabbrandtiefe $d_{char,ap,\infty}$. Es werden keine zusätzlichen thermischen oder materialbezogenen Eingangsgrößen benötigt. Die approximierte Branddauer $t_{end,ap}$ wird mithilfe von (AA.28) aus dem vereinfachten Naturbrandmodell [NA1991-1-2] bestimmt:

$$\theta(t) = (\theta_{3,x} - \theta_{2,x}) \cdot \sqrt{\frac{t - t_{2,x}}{t_{3,x} - t_{2,x}}} + \theta_{2,x} \quad (\text{AA.28}) \quad (17)$$

Vereinfachend wird $\theta(t) = 0^\circ\text{C}$ gesetzt und die Gleichung für den abfallenden Ast der Abklingphase nach t umgestellt.

$$t_{end,ap} = t(\theta = 0^\circ\text{C}) = \frac{\theta_{2,x}^2 \cdot (t_{3,x} - t_{2,x})}{(\theta_{3,x} - \theta_{2,x})^2} + t_{2,x} \quad (18)$$

Die charakteristischen Zeiten und Temperaturen aus Gl. (18) lassen sich wie in Kapitel 5.2 dargestellt aus den Gleichungen für das vereinfachte Naturbrandmodell unter Nutzung der Endabbrandtiefe aus dem vereinfachten Verfahren berechnen. Mit der Abbrandtiefe, die mit dem vereinfachten Verfahren berechnet wurde, lässt sich die Temperatur-Zeit-Kurve $(t_{2,x}, \theta_{2,x}, t_{3,x}, \theta_{3,x})$ bestimmen, ohne dass ein iteratives Verfahren erforderlich ist. Hierzu werden

die Gleichungen des vereinfachten Naturbrandmodells [NA1991-1-2] verwendet und um die Gl. (1) und (3) zur Berücksichtigung einer strukturellen Brandlast erweitert. Für $d_{char,t}$ in Gl. (1) ist $d_{char,t,ap}$ einzusetzen.

Die Parameter β , $w_{t_{1,3}}$, $w_{t_{end,ap}}$ und α wurden anhand eines Datensatzes aus neun ausgewählten Realbrandfällen kalibriert:

- [9] Test 1 (T1),
- [7] Versuch 1 (V1), Versuch 2 (V2) und Versuch 3 (V3),
- [14] Test 1-3 (T1-3)
- [11] Test 2 (T2), Test 3 (T3),
- [8] Scenario 1 (Sc1),
- [12] Test 3 (T3).

Für die Abbrandtiefen nach 30 min und 60 min wurden sowohl mit dem iterativen Referenzverfahren als auch mit dem vereinfachten Verfahren Werte bestimmt. Die Kalibrierung erfolgte durch eine systematische Rasteroptimierung innerhalb vorgegebener Parameterbereiche. Als Optimierungskriterium wurde nicht die Minimierung des mittleren Fehlers gewählt, sondern eine asymmetrische Bewertung der relativen Abweichungen. Ziel war es, Unterschätzungen der Abbrandtiefe zu begrenzen und ein insgesamt konservatives Verhalten sicherzustellen. Parameterkombinationen mit relativen Abweichungen innerhalb des Bereichs der maximalen Unter- und Überschreitungen der vereinfachten Abbrandtiefe (siehe Kapitel 5.1) wurden hingegen als zulässig betrachtet. Als optimale Parameter ergaben sich:

- $\beta = 0,60$,
- $w_{t_{1,3}} = 0,34$,
- $w_{t_{end,ap}} = 1 - w_{t_{1,3}} = 0,66$,
- $\alpha = 1,06$.

Mit den optimalen Parametern lässt sich Gl. (16) nun wie folgt schreiben und kann für die Bestimmung der Abbrandtiefe zu bestimmten Zeitpunkten genutzt werden:

$$d_{char,ap,t} = d_{char,ap,\infty} \cdot \left(\frac{t}{t_{end,ap}} \right)^{0,6} \cdot \frac{(0,34 \cdot (t_3 - t_1) + 0,66 \cdot t_{end,ap})^{1,06}}{t_{end,ap}} \quad (19)$$

Die Kombination aus normierter Zeitentwicklung (β) und branddynamischer Gewichtung (α) erlaubt eine klare Trennung zwischen zeitlichem Abbrandfortschritt und Einfluss der Brandform und stellt damit einen physikalisch plausiblen und zugleich praxisgerechten Ansatz dar.

Die Validierung des vereinfachten Verfahrens zur Bestimmung der Abbrandtiefe zu bestimmten Zeitpunkten erfolgt in Kapitel 5.2. In Kapitel 7.6 wird die Anwendung des Verfahrens anhand eines Realbrandversuchs dargestellt.

5 Validierung

5.1 Vergleich des vereinfachten Verfahrens mit dem iterativen Verfahren

Zur Beurteilung der Güte der Erweiterung des vereinfachten Verfahrens wird der relative Fehler δ zwischen vereinfachter und iterativ berechneter Abbrandtiefe herangezogen. Die Auswertung umfasst 272 Fälle aus dem erweiterten Parameterstudium mit Brandlastdichten zwischen $320 \text{ MJ}/\text{m}^2$ bis $1300 \text{ MJ}/\text{m}^2$. Der Median beträgt 7,1 %, der Mittelwert 10,4 % (Standardabweichung 10,3 %). In 89,7 % der Fälle ist die relative Abweichung größer Null, d. h. das vereinfachte Verfahren überschätzt die Abbrandtiefe gegenüber dem iterativen Verfahren (konservatives Verhalten). Bild 5 zeigt die Verteilung des relativen Fehlers in 5 –Prozentpunkt-Bändern. Die Balken geben die Anzahl je Klasse N (linke y-Achse) an; die gestrichelte Linie zeigt die relative Häufigkeit h (rechte y-Achse). Die Verteilung konzentriert sich im Bereich 0 % bis 10 %. Negative Abweichungen (nicht-konservativ) treten nur bis zum Minimum $-10,5 \%$ auf, was hinnehmbar ist. Nur ein simulierter Versuch weist eine Abweichung auf, die kleiner als -10% ist. In Summe liefert das vereinfachte Verfahren zur Berechnung der Abbrandtiefe bei natürlicher Brandbeanspruchung eine überwiegend konservative und streuungsarme Annäherung an das iterative Referenzverfahren und ist damit für praxisnahe Vorbemessungen gut geeignet. Seltene Fälle mit deutlicher Überschätzung sind bis zu einem Maximum 40,5 % vorhanden; eine systematische Unterschätzung konnte nicht beobachtet werden.

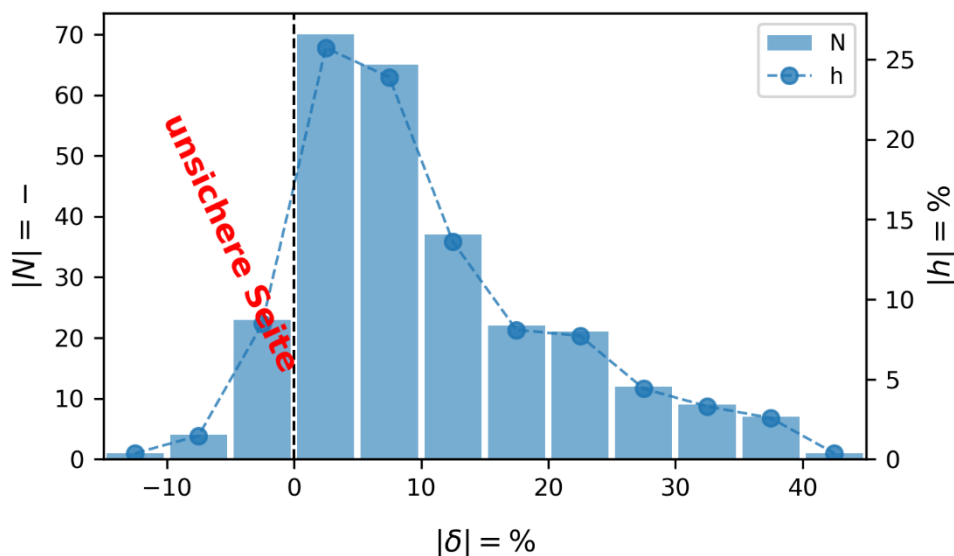


Bild 5 Histogramm des relativen Fehlers δ mit Anzahl der Fälle N (Balken) und relativer Häufigkeit h (Linie)

5.2 Vergleich des vereinfachten Verfahrens zur Bestimmung der Abbrandtiefe nach bestimmten Zeiten mit dem iterativen Verfahren

Zur Bewertung der Güte des ergänzenden Ansatzes zur Bestimmung der Abbrandtiefe zu definierten Zeitpunkten werden die mit dem vereinfachten Verfahren berechneten Abbrandtiefen nach 30 min und 60 min den entsprechenden Ergebnissen des iterativen Referenzverfahrens gegenübergestellt. Als Vergleichsgröße wird die relative Abweichung der Abbrandtiefe herangezogen. Die Auswertung umfasst alle für die Kalibrierung verwendeten Fälle und dient der Beurteilung des konservativen Verhaltens sowie der Streuung der Ergebnisse.

Bild 6 zeigt die relativen Abweichungen für die beiden betrachteten Zeitpunkte in Form eines gruppierten Balkendiagramms. Für jeden Versuch sind jeweils zwei Balken dargestellt, die die Abweichungen nach 30 min und 60 min repräsentieren.

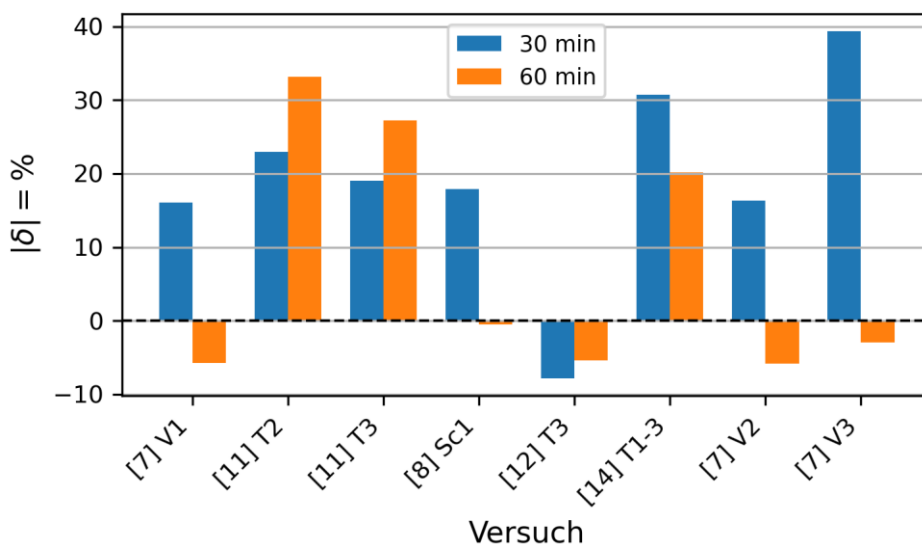


Bild 6 Balkendiagramm mit den relativen Abweichungen der vereinfachten Abbrandtiefe nach bestimmten Zeiten im Vergleich zum iterativen Verfahren für die Kalibrierungsfälle (siehe Kapitel 4.5)

Für den Zeitpunkt 30 min liegen die relativen Abweichungen überwiegend im positiven Bereich. Die maximale Überschätzung beträgt rund 40 %, während die geringste Abweichung bei etwa 15 % liegt. In einem Einzelfall tritt jedoch auch eine negative Abweichung von etwa -8 % auf. Der Mittelwert der relativen Abweichungen liegt insgesamt im Bereich von etwa 20 % bis 25 %. Damit zeigt sich für den frühen Zeitpunkt ein insgesamt überwiegend konservatives Verhalten bei moderater Streuung.

Für den Zeitpunkt 60 min ergibt sich ein deutlich heterogeneres Bild. Die relativen Abweichungen streuen über einen größeren Bereich und umfassen sowohl Über- als auch Unterschätzungen. Die Werte reichen von etwa -6% bis $+33 \%$. Während einzelne Fälle weiterhin eine deutliche Überschätzung aufweisen, treten in mehreren Fällen negative Abweichungen auf. Im Vergleich zum Zeitpunkt nach 30 min ist die mittlere Abweichung geringer, jedoch die Streuung deutlich größer.

Insgesamt zeigt sich, dass der vorgeschlagene Ansatz für frühe Zeitpunkte (30 min) überwiegend konservative Ergebnisse liefert. Für spätere Zeitpunkte (60 min) nimmt die Streuung zu und das Verhalten wird stärker durch den jeweiligen Brandverlauf beeinflusst. Eine systematische Über- oder Unterschätzung ist für diesen Zeitpunkt nicht erkennbar. Die Abweichungen bewegen sich jedoch insgesamt in einer Größenordnung, die mit den Streuungen des vereinfachten Verfahrens zur Bestimmung der Endabbrandtiefe vergleichbar ist (vgl. Kapitel 5.1).

5.3 Anwendung des vereinfachten Verfahrens anhand eines Realbrandversuchs

Zur Demonstration der Anwendung und Überprüfung des vereinfachten Verfahrens zur Berechnung der Abbrandtiefe bei natürlicher Brandbeanspruchung wird im Folgenden ein Realbrandversuch aus der Versuchsserie von Zelinka [11] herangezogen. In dieser beim U.S. Forest Service – Forest Products Laboratory (FPL) in Zusammenarbeit mit dem ATF Fire Research Laboratory durchgeführten Untersuchungsreihe wurden insgesamt fünf vollmaßstäbliche Brandversuche (siehe Bild 7) an einem zweigeschossigen Gebäude aus Brettsperrholz (CLT) durchgeführt. Ziel der Versuche war es, den Einfluss unterschiedlicher Anteile freiliegender Holzoberflächen auf den Brandverlauf, die Gasphasentemperaturen und die Abbrandtiefe zu untersuchen.

Die beiden identischen Wohneinheiten wiesen jeweils eine Grundfläche von $9,14 \text{ m} * 9,14 \text{ m}$ und eine lichte Raumhöhe von $2,74 \text{ m}$ auf, sodass sich eine Brandraumgrundfläche von rund 84 m^2 ergibt (siehe Bild 8). Die Brandräume waren über einen L-förmigen Flur und einen Treppenraum miteinander verbunden. Die Ventilation erfolgte über zwei großformatige Öffnungen in der Außenwand mit jeweils $3,66 \text{ m} * 2,44 \text{ m}$ (insgesamt ca. 18 m^2 Öffnungsfläche). Hieraus ergibt sich ein Öffnungsfaktor von etwa $0,104$.



Bild 7 Realbrandversuchsserie von Zelinka [11] zur Untersuchung des Einflusses ungeschützter Holzoberflächen

Die mobile Brandlastdichte betrug ca. $550 \text{ MJ}/\text{m}^2$, entsprechend einem vollständig möblierten Wohnraum. Als Brennstoff dienten typische Einrichtungsgegenstände (Möbel, OSB-Bodenauflagen, Bücher u. a.), die Zündung erfolgte in einem Küchenschrank an einer Innenwand.

Im hier betrachteten Test 3 waren in der Versuchseinrichtung die CLT-Wand im Wohnraum und die Wand im Schlafzimmer ungeschützt (siehe Bild 9) und somit direkt der thermischen Beanspruchung ausgesetzt, während alle übrigen Holzbauteile mit zweilagiger Gipskartonbekleidung geschützt waren. Sprinkler waren in diesem Versuch nicht installiert. Der Versuch verlief brandlastgesteuert; die maximale Gasphasentemperatur wurde nach rund 20 min erreicht und der Brand dauerte etwa 240 min , bis die Abkühlphase abgeschlossen war. Test 3 repräsentiert somit ein realitätsnahes Szenario mit teilweiser Beteiligung der strukturellen Brandlast, das den Anwendungsbereich des erweiterten vereinfachten Verfahrens abdeckt.

Im Folgenden wird das vereinfachte Verfahren zur Berechnung der Abbrandtiefe bei natürlicher Brandbeanspruchung auf die oben beschriebenen Randbedingungen angewendet. Anschließend wird die damit prognostizierte Abbrandtiefe der freiliegenden CLT-Bauteile mit den im Realbrandversuch gemessenen Werten verglichen, um die Prognosegüte und Praxistauglichkeit des Verfahrens im Realbrand zu bewerten.

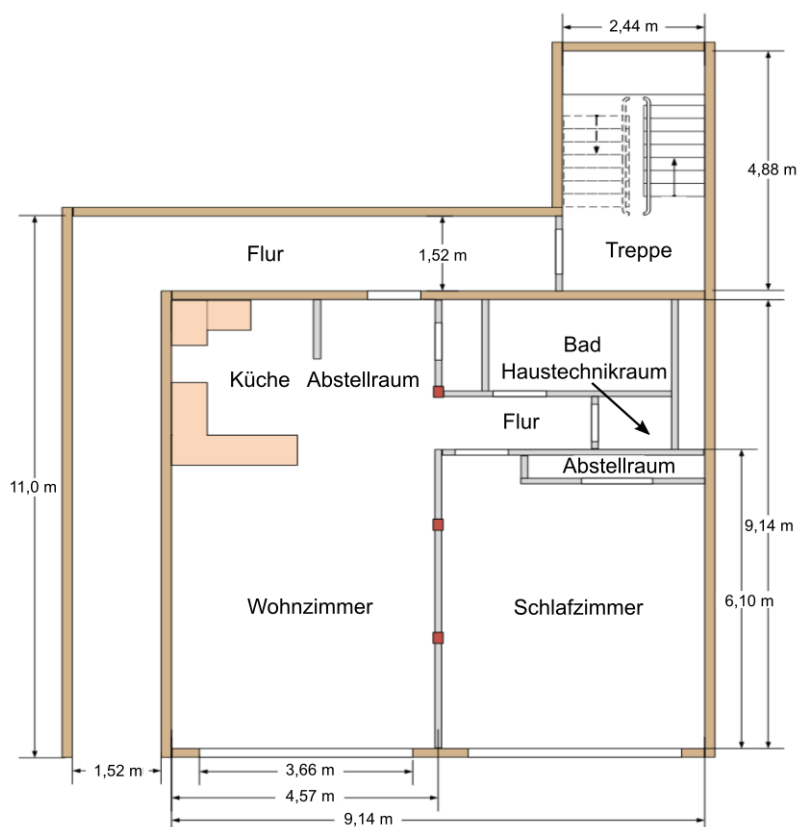


Bild 8 Grundriss des Versuchsraums von Test 3 (eigene Darstellung nach Zelinka [11])

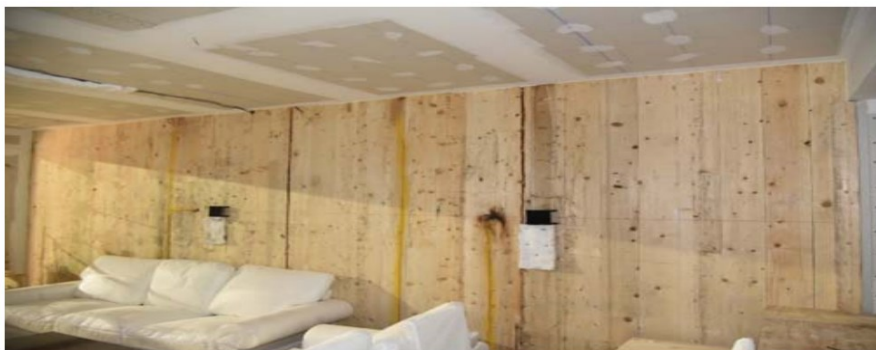


Bild 9 Ungeschützte Wand aus Brettsper Holz aus Test 3 von Zelinka [11]

In der folgenden Tabelle 1 sind alle Größen aufgeführt, die zur Berechnung der Abbrandtiefe für den Realbrandversuch Test 3 von Zelinka [11] benötigt werden und nicht durch die Gleichungen des vereinfachten Verfahren a) bis e) in Kapitel 4.4 definiert sind. Dabei handelt es sich zum einen um „klassische“ Eingangsgrößen des erweiterten Naturbrandmodells [NA1991-1-2] wie die Brandentwicklungsdauer t_{α} . Ferner sind Eingangsgrößen aufgeführt, die sich durch die Erweiterung des vereinfachten Naturbrandmodells um Ansätze zur Berücksichtigung struktureller

Brandlasten ergeben, wie die Fläche der strukturellen Brandlast A_{st} . Hinzu kommen berechnete Größen des um strukturelle Brandlasten erweiterten vereinfachten Naturbrandmodells wie \dot{Q}_{max} .

Tabelle 1 Eingangsgroößen und berechnete Größen des um strukturelle Brandlasten erweiterten vereinfachten Naturbrandmodells für den Realbrand Test 3 von Zelinka [11]

Eingangsgroößen des um strukturelle Brandlasten erweiterten vereinfachten Naturbrandmodells	
Abmessungen des Brandraums	$L \cdot B \cdot H = 9,14 \text{ m} \cdot 9,14 \text{ m} \cdot 2,74 \text{ m}$
Brandraumgrundfläche	$A_f = 83,54 \text{ m}^2$
Gesamtfläche der raumabschließenden Bauteile	$A_t = 2 \cdot (L \cdot B + L \cdot H + B \cdot H)$ $= 2 \cdot (9,14 \cdot 9,14 + 9,14 \cdot 2,74 + 9,14 \cdot 2,74) \text{ m}^2$ $= 267,3 \text{ m}^2$
Fläche der Ventilationsöffnungen	$A_w = 7,32 \cdot 2,44 \text{ m}^2 = 17,86 \text{ m}^2$
Höhe der Ventilationsöffnungen	$h_w = 2,44 \text{ m}$
Brandentwicklungszeit	$t_\alpha = 150 \text{ s}$ (gewählt)
Wärmespeichervermögen	$b = 750 \text{ J} / (\text{m}^2 \sqrt{\text{s}} \text{ K})$ (gewählt)
Mobile Brandlastdichte	$q''_{mob} = 550 \text{ MJ} / \text{m}^2$
Fläche der strukturellen Brandlast	$A_{st} = 33,40 \text{ m}^2$
Anteil der strukturellen Brandlast	$\varphi_{st} = A_{st} / (A_t - A_f - A_w)$ [1] $= 33,40 / (267,3 - 83,54 - 17,86)$ $= 0,201$
Berechnete Größen des um strukturelle Brandlasten erweiterten vereinfachten Naturbrandmodells	
Öffnungsfaktor nach [NA1991-1-2]	$O = A_w \cdot \sqrt{h_w} / A_t = 17,86 \cdot \sqrt{2,44} / 267,3 \text{ m}^{0,5}$ $= 0,104 \text{ m}^{0,5}$
Maximale Wärmefreisetzungsrate	$\dot{Q}_{max,v,k} = 0,1 \cdot \chi \cdot H_u \cdot A_w \cdot \sqrt{h_w}$ $= 0,1 \cdot 0,8 \cdot 17,3 \cdot 17,86 \cdot \sqrt{2,44}$ $= 38,61 \text{ MW}$ $\dot{Q}_{max,f,k} = 0,25 \cdot A_f + 0,188 \cdot A_{st}$ Gl. (3) [1] $= 0,25 \cdot 83,54 + 0,188 \cdot 33,40$ $= 27,17 \text{ MW}$ $\dot{Q}_{max} = \min(\dot{Q}_{max,v,k}, \dot{Q}_{max,f,k}) = \dot{Q}_{max,f,k}$ $= 27,17 \text{ MW}$ (brandlastgesteuerter Brand)
Temperatur nach der Brandentwicklung	$\Theta_1 = 980 \text{ }^\circ\text{C}$ (AA.14), $k > 0,04$
Temperatur am Ende der Vollbrandphase	$\Theta_2 = 1340 \text{ }^\circ\text{C}$ (AA.14), $k > 0,04$

Die Abbrandtiefe wird final über den Schritt e) (siehe Kapitel 4.4) berechnet. Einzusetzen sind die Größen $t_{2,x,ap}$, $\eta_{d_{char,t}}$ und $\Theta_{2,x,ap}$ aus den Schritten a) bis d). Letztere wird in Schritt a) berechnet.

$$a) \Theta_{2,x,ap} = 0,78 \cdot (\Theta_2 - \Theta_1) + \Theta_1$$

Θ_1 und Θ_2 sind im vereinfachten Naturbrandmodell nach [NA1991-1-2] definiert. Das Modell unterscheidet zwischen ventilations- und brandlastgesteuerten Bränden, wobei im vorliegenden Anwendungsfall Letzteres zutrifft. Unter Verwendung der Gleichungen für den brandlastgesteuerten Fall und bei Annahme der Brandentwicklungszeit von $t_\alpha = 150 \text{ s}$ sowie eines Wärmespeichervermögens von $b = 750 \text{ J/m}^2\sqrt{\text{s}} \text{ K}$ ergibt sich für $\Theta_{2,x,ap}$:

$$\Theta_{2,x,ap} = 0,78 \cdot (\Theta_2 - \Theta_1) + \Theta_1 = 0,78 \cdot (1340 - 980) + 980 = 1261^\circ\text{C}$$

Sowohl in $t_{2,x,ap}$ als auch in $\eta_{d_{char,t}}$ ist die Größe t_q enthalten. Sie wird im folgenden Schritt berechnet:

$$b) t_q = \frac{0,00933 \cdot q''_{mob} \cdot A_f + 0,000806 \cdot A_{st} \cdot (\Theta_{2,x,ap} + 273,15)^{1,25}}{\dot{Q}_{max}}$$

In diesem Berechnungsschritt fließen die Eingangsgrößen aus dem Realbrandversuch ein. Dabei handelt es sich um die mobile Brandlastdichte von 550 MJ/m^2 , die Fläche der strukturellen Brandlast von $33,40 \text{ m}^2$ sowie die Brandraumfläche von $83,54 \text{ m}^2$. Über die Gleichungen des um strukturelle Brandlasten erweiterten vereinfachten Naturbrandmodells [NA1991-1-2] lässt sich daraus eine maximale Wärmefreisetzungsrate von $\dot{Q}_{max} = 27,17 \text{ MW}$ bestimmen. Aus dem Schritt a) kann der Wert für $\Theta_{2,x,ap}$ mit 1261°C eingesetzt werden.

$$\begin{aligned} t_q &= \frac{0,00933 \cdot q''_{mob} \cdot A_f + 0,000806 \cdot A_{st} \cdot (\Theta_{2,x,ap} + 273,15)^{1,25}}{\dot{Q}_{max}} \\ &= \frac{0,00933 \cdot 550 \cdot 83,54 + 0,000806 \cdot 33,40 \cdot (1261 + 273,15)^{1,25}}{27,17} = 25,30 \end{aligned}$$

Mit dem Wert für $t_q = 25,30$ können nun $t_{2,x,ap}$ und $\eta_{d_{char,t}}$ bestimmt werden.

$$c) t_{2,x,ap} = 1,03 \cdot \left[\frac{1}{90} \cdot \sqrt{\dot{Q}_{max}} \cdot t_\alpha + t_q \right]$$

Die enthaltenen Größen sind in den Schritten a) und b) berechnet oder in Tabelle 1 definiert.

$$\begin{aligned} t_{2,x,ap} &= 1,03 \cdot \left[\frac{1}{90} \cdot \sqrt{\dot{Q}_{max}} \cdot t_\alpha + t_q \right] = 1,03 \cdot \left[\frac{1}{90} \cdot \sqrt{27,17} \cdot 150 + 25,30 \right] \\ &= 35,01 \end{aligned}$$

$$d) \eta_{d_{char,t}} = 0,5763 - 0,1413 \cdot \frac{\varphi_{st}}{\sqrt{O}} + 0,0211 \cdot t_q + \delta_v \cdot 0,3023 \cdot \frac{\varphi_{st}}{\sqrt{O}} + 9,885 \cdot \ln \left(1 + \frac{\delta_v}{\sqrt{O} \cdot q''_{mob}} \right)$$

Unter Verwendung der Fläche der Ventilationsöffnungen $A_w = 17,86 \text{ m}^2$ sowie der bereits in Schritt b) angegebenen Brandraumfläche fließen weitere Eingangsgrößen aus dem Realbrandversuch in die Berechnung ein. Mit den Gleichungen des um strukturelle Brandlasten erweiterten vereinfachten Naturbrandmodells [NA1991-1-2] lässt sich daraus der Öffnungsfaktor zu $O = 0,104$ bestimmen. Der Wert für t_q ist aus Schritt b) bekannt. Der Anteil der strukturellen Brandlast, dessen Definition aus [1] stammt, ergibt sich zu $\varphi_{st} = A_{st} / (A_t - A_f - A_w) = \frac{33,4}{267,3 - 83,54 - 17,86} = 0,201$.

$$\begin{aligned} \eta_{d_{char,t}} &= 0,5763 - 0,1413 \cdot \frac{\varphi_{st}}{\sqrt{O}} + 0,0211 \cdot t_q + \delta_v \cdot 0,3023 \cdot \frac{\varphi_{st}}{\sqrt{O}} + 9,885 \cdot \ln \left(1 + \frac{\delta_v}{\sqrt{O} \cdot q''_{mob}} \right) \\ &= 0,5763 - 0,1413 \cdot \frac{0,201}{\sqrt{0,104}} + 0,0211 \cdot 25,30 + 0 \cdot 0,3023 \cdot \frac{0,201}{\sqrt{0,104}} + 9,885 \cdot \ln \left(1 + \frac{0}{\sqrt{0,10} \cdot 550} \right) \\ &= 0,5763 - 0,1413 \cdot \frac{0,201}{\sqrt{0,104}} + 0,0211 \cdot 25,30 \quad (\text{brandlastgesteuerter Brand mit } \delta_v = 0) \\ &= 1,02 \end{aligned}$$

Mit den Ergebnissen aus den Schritten a) bis d) kann final die vereinfachte Abbrandtiefe berechnet werden.

$$\begin{aligned} e) d_{char,t,ap} &= \eta_{d_{char,t}} \cdot \left(\frac{(\Theta_{2,x,ap} + 273,15)^2 \cdot t_{2,x,ap}}{135000} \right)^{1/1,6} \\ &= 1,02 \cdot \left(\frac{((1261 + 273,15)^2 \cdot 35,01)}{135000} \right)^{1/1,6} = 56,2 \text{ mm} \end{aligned}$$

Die mit dem vereinfachten Verfahren berechnete Abbrandtiefe beträgt $d_{char,t,ap} = 56,2 \text{ mm}$. Das iterativ berechnete Ergebnis ergibt eine Abbrandtiefe von $d_{char,t,it} = 53,8 \text{ mm}$. Damit wird die Abbrandtiefe, welche mit dem iterativen Verfahren ermittelt wurde, leicht überschätzt, liegt jedoch auf der sicheren Seite. Die relative Abweichung zwischen vereinfachtem und iterativem Verfahren beträgt $\delta = 4,5 \%$. Im Realbrandversuch wurde eine Abbrandtiefe von 47 mm gemessen. Somit ergibt sich für die Abweichung zwischen der mit dem vereinfachten Verfahren bestimmten Abbrandtiefe und der gemessenen Abbrandtiefe ein Wert von $20,9 \%$.

Mit der Abbrandtiefe, die mit dem vereinfachten Verfahren berechnet wurde, lässt sich die Temperatur-Zeit-Kurve bestimmen, ohne dass ein iteratives Verfahren erforderlich ist. Hierzu werden die Gleichungen des vereinfachten Naturbrandmodells [NA1991-1-2] verwendet und um die Gl. (1) und (3) nach Brunkhorst [1] zur Berücksichtigung einer strukturellen Brandlast erweitert. Für

$d_{char,t}$ in Gl. (1) ist $d_{char,t,ap} = 56,2 \text{ mm}$ einzusetzen. Damit ergibt sich in Gl. (1) eine Gesamtbrandlastdichte von $q''_{f,tot} = 635,1 \text{ MJ/m}^2$. In Bild 10 ist die so berechnete Temperatur-Zeit-Kurve zusammen mit den Messwerten aus dem Realbrandversuch [11] dargestellt. Es zeigt sich, dass die Brandentwicklungsphase gut abgebildet wird. Die Dauer der Vollbrandphase und die Maximaltemperatur vom vereinfachten Naturbrandmodell, erweitert um die Ansätze zur Berücksichtigung struktureller Brandlasten, werden überschätzt. Ab etwa $t = 45 \text{ min}$ fällt die Temperatur in der Abklingphase im Realbrand jedoch deutlicher langsamer ab. Ursachen hierfür sind eine deutlich erhöhte Ventilation infolge einer nicht schließenden Apartmenttür [11] sowie lokalisierte Delamination an einer CLT-Wand um etwa $t = 100 \text{ min}$, was zu einer zusätzlichen Wärmefreisetzung führte. In der nachfolgenden Tabelle 2 sind die charakteristischen Zeiten und Temperaturen (vgl. Bild 1) der Temperatur-Zeit-Kurve aus Bild 10 enthalten. Dabei wurde ein Flashover berücksichtigt. Die Berechnung der charakteristischen Punkte der Temperatur-Zeit-Kurve ist in Kap. 7.6, wo die Abbrandtiefe nach 30 min und 60 min für den Realbrandversuch von Zelinka berechnet wird, ausführlich dargestellt.

Tabelle 2 Charakteristische Größen der Temperatur-Zeit-Kurve des vereinfachten Naturbrandmodells [NA1991-1-2], erweitert um die Ansätze zur Berücksichtigung struktureller Brandlasten nach Brunkhorst [1] und unter Verwendung der mit dem vereinfachten Verfahren berechneten Abbrandtiefe

Charakteristische Zeiten und Temperaturen der Temperatur-Zeit-Kurve aus Bild 10	
$\theta_{1,x,fo}$	466,3 °C
$t_{1,fo}$	533,1 s = 8,9 min
$\theta_{2,x,fo}$	1227 °C
$t_{2,x,fo}$	1818 s = 30,3 min
$\theta_{3,x,fo}$	569,1 °C
$t_{3,x,fo}$	2988 s = 49,8 min

Die Anwendung des vereinfachten Verfahrens an dem Beispiel des Realbrandversuchs hat gezeigt, dass eine gute, konservative Prognose gegeben ist. Im Anhang sind zur weiteren Demonstration der Anwendung und Überprüfung des vereinfachten Verfahrens zur Berechnung der Abbrandtiefe bei natürlicher Brandbeanspruchung weitere Beispiele in verkürzter Darstellungsweise aufgeführt. Die im Anhang dargestellten Anwendungsbeispiele wurden gezielt so gewählt, dass unterschiedliche, für die praktische Anwendung relevante Randbedingungen abgedeckt werden. Hierzu zählen ein ventilationsgesteuerter Brand, ein Brand mit erhöhtem Anteil struktureller Brandlast, ein Brand mit niedriger mobiler Brandlastdichte sowie ein Szenario mit vergrößerter Brandraumfläche oberhalb der in der Muster-Holzbau-Richtlinie vorgesehenen Nutzungseinheitsgröße von 200 m^2 . Die Auswahl dieser Randbedingungen erlaubt es, die Robustheit und

Anwendbarkeit des vereinfachten Verfahrens über den in Kapitel 5.2 behandelten Referenzfall hinaus exemplarisch zu überprüfen.

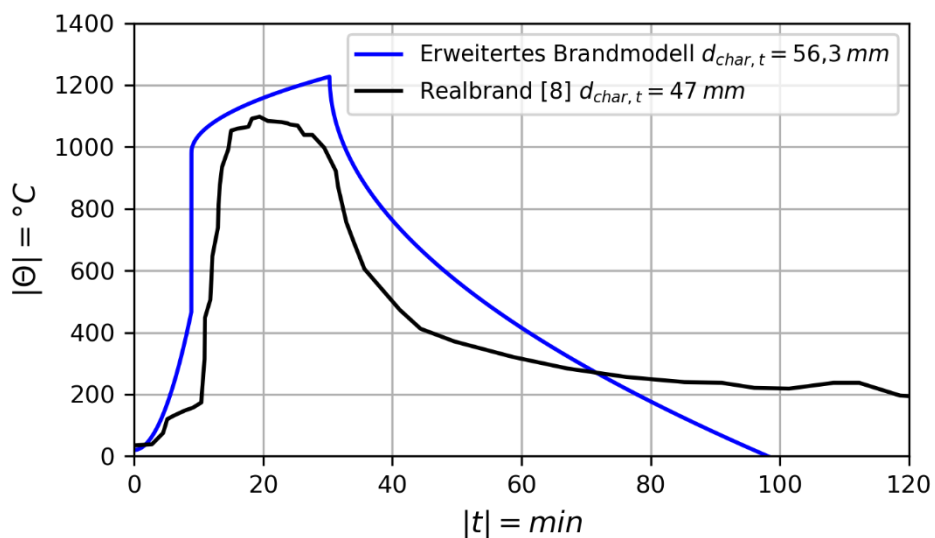


Bild 10 Vergleich der Temperatur-Zeit-Kurve des vereinfachten Naturbrandmodells [NA1991-1-2], erweitert um die Ansätze zur Berücksichtigung struktureller Brandlasten nach Brunkhorst [1] und unter Verwendung der mit dem vereinfachten Verfahren berechneten Abbrandtiefe, mit dem Realbrandversuch Test 3 aus [11]

6 Zusammenfassung

Im vorliegenden Forschungsvorhaben wurde ein vereinfachtes rechnerisches Verfahren zur Bestimmung der Abbrandtiefe von Holzbauteilen unter natürlicher Brandbeanspruchung entwickelt. Ziel war es, ein praxistaugliches Bemessungsverfahren bereitzustellen, das auf den in Deutschland bauaufsichtlich eingeführten Temperatur-Zeit-Kurven des vereinfachten Naturbrandmodells [NA1991-1-2] basiert und ohne iterative Berechnungsverfahren auskommt.

Das vereinfachte Verfahren zur Berechnung der Abbrandtiefe bei natürlicher Brandbeanspruchung wurde aus dem vereinfachten Naturbrandmodell, erweitert um die Ansätze zur Berücksichtigung struktureller Brandlasten nach Brunkhorst [1], abgeleitet. Es basiert auf einer analytischen Approximation der maßgebenden Integralbeziehung zwischen Temperatur- und Abbrandverlauf. Der Einfluss verschiedener Eingangsgrößen (Brandraumfläche, Öffnungsfaktor, Brandlastdichte, Anteil struktureller Brandlast) wurde in einem umfassenden Parameterstudium untersucht. Auf Grundlage von mehr als 250 Simulationsrechnungen wurde ein Regressionsmodell für den Formparameter entwickelt, mit dem unterschiedliche Brandverläufe konsistent abgebildet werden können.

Das vereinfachte Verfahren erlaubt eine schnelle Berechnung der Abbrandtiefe auf Grundlage weniger Eingangsgrößen und liefert im Vergleich zu den iterativen Referenzberechnungen überwiegend konservative Ergebnisse mit geringen Streuungen. Die Validierung anhand von 258 Fällen zeigte eine mittlere Abweichung von rund 10 %, wobei keine systematische Unterschätzung festgestellt wurde.

Im weiteren Verlauf des Forschungsvorhabens wurde das Verfahren auf mobile Brandlastdichten unterhalb von $500 \text{ MJ}/\text{m}^2$ erweitert, um auch Nutzungseinheiten mit geringer Brandlast (z. B. Aufenthaltsflächen in Schulen oder Hotels) abzudecken. Die Erweiterung erforderte lediglich eine Anpassung der Regressionsgleichung, so dass die Anwendbarkeit und Einfachheit des Verfahrens erhalten bleibt.

Zur Demonstration wurde das vereinfachte Verfahren auf den Realbrandversuch „Test 3“ von Zelinka et al. [11] angewendet. Die berechnete Abbrandtiefe überschätzte die im Versuch gemessenen Werte leicht und lag damit auf der sicheren Seite. Die zeitliche Entwicklung der Gasphasentemperaturen konnte in allen Brandphasen gut reproduziert werden, Abweichungen in der Abkühlphase wurden auf versuchsspezifische Randbedingungen (zusätzliche Ventilation und Delamination) zurückgeführt.

Zusätzlich zu der im Hauptteil dargestellten Validierung wurden im Anhang weitere Anwendungsbeispiele untersucht, die gezielt ausgewählte, praxisrelevante Randbedingungen adressieren. Hierzu zählen unterschiedliche Brandregime (ventilations- und brandlastgesteuert), variierende Anteile struktureller Brandlast, geringe mobile Brandlastdichten sowie vergrößerte Brandraumflächen oberhalb der in der Muster-Holzbau-Richtlinie vorgesehenen Nutzungseinheitsgröße von 200 m^2 . Die Ergebnisse dieser Beispiele bestätigen die Robustheit und das überwiegend konservative Verhalten des vereinfachten Verfahrens auch außerhalb der bislang normativ abgedeckten Anwendungsbereiche.

Ergänzend wurde ein Ansatz entwickelt, mit dem die Abbrandtiefe auch zu definierten Zeitpunkten des Brandverlaufs auf Grundlage der mit dem vereinfachten Verfahren ermittelten Endabbrandtiefe bestimmt werden kann. Der Ansatz erfordert keine iterativen Berechnungen und nutzt ausschließlich Größen des vereinfachten Naturbrandmodells, erweitert um die Berücksichtigung struktureller Brandlasten. Die Validierung zeigte ein überwiegend konservatives Verhalten, und die Anwendung an einem Realbrandversuch bestätigte die Praxistauglichkeit für bemessungsrelevante Zeitpunkte.

Insgesamt zeigt das Forschungsvorhaben, dass das entwickelte vereinfachte Verfahren eine robuste, praxisnahe und konservative Möglichkeit bietet, die Abbrandtiefe von Holzbauteilen unter natürlicher Brandbeanspruchung zu bestimmen. Es stellt damit eine wertvolle Ergänzung zu den bestehenden Nachweismethoden dar und kann als Grundlage für zukünftige normative Weiterentwicklungen in den Eurocode- und MVV-TB-Regelwerken dienen.

Braunschweig, 08.04.2026

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Jochen Zehfuß

Fachgebietsleiter

M.Sc. Martin Bogdahn

Sachbearbeiter

7 Anhang

7.1 Allgemeines

Im Anhang sind zur weiteren Demonstration der Anwendung und Überprüfung des vereinfachten Verfahrens zur Berechnung der Abbrandtiefe bei natürlicher Brandbeanspruchung weitere Beispiele aufgeführt. Dies geschieht im Vergleich zu Kapitel 5.3, in dem die einzelnen Schritte zur Berechnung der Abbrandtiefe erklärt wurden, in verkürzter Weise – auf die Kommentierung der Rechenschritte wird verzichtet, da die Vorgehensweise die gleiche wie in Kapitel 5.3 ist. Es werden ausschließlich Realbrandversuche herangezogen – ohne Parametervariation, bis auf das Beispiel mit vergrößerter Brandraumfläche. Dadurch lässt sich die mit dem vereinfachten Verfahren berechnete Abbrandtiefe zusätzlich zu dem mit dem iterativen Verfahren berechneten Wert auch mit dem Wert aus dem Realbrand vergleichen. Mit der Abbrandtiefe, die mit dem vereinfachten Verfahren berechnet wurde, lässt sich die Temperatur-Zeit-Kurve bestimmen, ohne dass ein iteratives Verfahren erforderlich ist. Dies wird zur weiteren Validierung wie in Kapitel 5.3 für jedes Beispiel in dem Anhang vorgenommen.

Die im Anhang dargestellten Anwendungsbeispiele umfassen einen ventilationsgesteuerten Brand, einen Brand mit erhöhtem Anteil struktureller Brandlast, einen Brand mit niedriger mobiler Brandlastdichte sowie ein Szenario mit vergrößerter Brandraumfläche oberhalb der in der Muster-Holzbau-Richtlinie vorgesehenen Nutzungseinheitsgröße von 200 m^2 .

Ergänzend wird im Anhang ein weiteres Anwendungsbeispiel zur Bestimmung der Abbrandtiefe zu definierten Zeitpunkten vorgestellt. Hierbei wird der in Kapitel 4.5 hergeleitete und in Kapitel 5.2 validierte Ansatz angewendet, um die Abbrandtiefe nach ausgewählten Zeitpunkten des Brandverlaufs ohne iterative Berechnung zu bestimmen. Auch in diesem Fall erfolgt ein Vergleich der mit dem vereinfachten Verfahren berechneten Abbrandtiefe mit den Ergebnissen des iterativen Referenzverfahrens. Das Beispiel dient der zusätzlichen Demonstration der Anwendbarkeit und Prognosegüte des erweiterten vereinfachten Verfahrens für praxisrelevante Nachweiszeitpunkte.

7.2 Ventilationsgesteuerter Brand

Zur weiteren Überprüfung der Anwendbarkeit des vereinfachten Verfahrens für ventilationsgesteuerte Brände wird im Folgenden der Realbrandversuch Test 1-3 aus der Versuchsreihe von Su [14] herangezogen. Die Versuche wurden im Rahmen des Forschungsprogramms Fire Safety Challenges of Tall Wood Buildings – Phase 2 am National Research Council of Canada durchgeführt und dienen der Untersuchung des Brandverlaufs sowie des Abbrandverhaltens von Brettsperrholzbauteilen unter natürlicher Brandbeanspruchung.

Der Brandraum (siehe Bild 11) entspricht einem studioartigen Nutzungsszenario mit rechteckiger Grundfläche und einer lichten Raumhöhe von $2,7\text{ m}$. Die tragenden Umfassungsbauteile sowie die Decke bestehen aus fünfplagigen, 175 mm starken CLT-Elementen. In Test 1-3 war eine Wandfläche (W1) ungeschützt ausgeführt (siehe Bild 12), während alle übrigen CLT-Bauteile mit Gipskartonbekleidungen geschützt waren. Die mobile Brandlast entsprach realitätsnahen Wohnungseinrichtungen mit einer Brandlastdichte (siehe Bild 12) von etwa 550 MJ/m^2 .

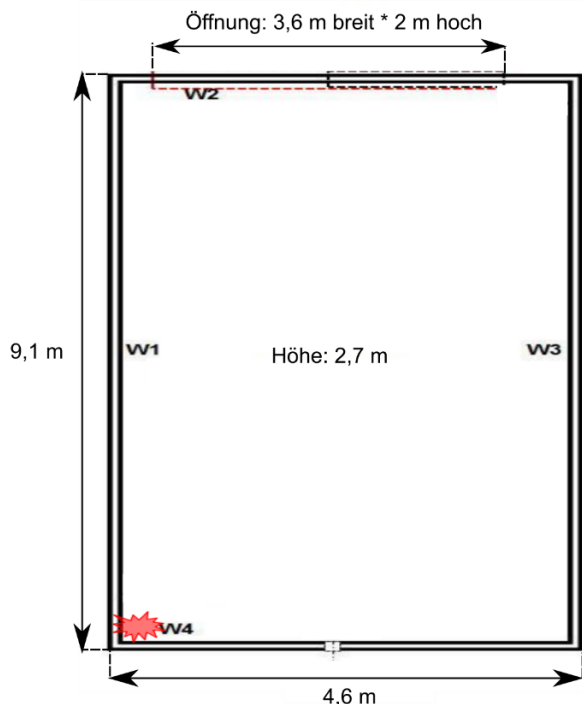


Bild 11 Grundriss des Versuchsraums von Test 1-3 (eigene Darstellung nach Su [14])

Bild 12 CLT-Versuchsraum mit mobiler Brandlast und ungeschützter CLT-Wand W1 [14]

Die Ventilation erfolgte über eine großformatige Öffnung in der Außenwand ($3,6\text{ m} \times 2,0\text{ m}$), wodurch sich ein Öffnungsfaktor von $0,06\text{ m}^{0,5}$ einstellte. Der Brandverlauf war ventilationsgesteuert. Eine Brandbekämpfung oder Sprinklerung erfolgte nicht. In der Brandentwicklungsphase zeigte der Brand einen raschen Temperaturanstieg mit anschließendem Abklingen; im weiteren Verlauf kam es infolge lokaler Delamination einzelner CLT-Lagen zu kurzzeitigen Wiederanstiegen der Wärmefreisetzungsrate.

In der folgenden Tabelle 3 sind alle Größen aufgeführt, die zur Berechnung der Abbrandtiefe für den Realbrandversuch Test 1-3 von Su [14] benötigt werden und nicht durch die Gleichungen des vereinfachten Verfahrens definiert sind. Dabei handelt es sich zum einen um „klassische“

Eingangsgrößen des erweiterten Naturbrandmodells [NA1991-1-2] sowie Eingangsgrößen, die durch die Erweiterung des vereinfachten Naturbrandmodells um Ansätze zur Berücksichtigung struktureller Brandlasten ergeben.

Tabelle 3 Eingangsgrößen und berechnete Größen des um strukturelle Brandlasten erweiterten vereinfachten Naturbrandmodells für den Realbrand Test 1-3 von Su [14]

Eingangsgrößen des um strukturelle Brandlasten erweiterten vereinfachten Naturbrandmodells	
Abmessungen des Brandraums	$L \cdot B \cdot H = 9,1 \text{ m} \cdot 4,6 \text{ m} \cdot 2,7 \text{ m}$
Brandraumgrundfläche	$A_f = 41,86 \text{ m}^2$
Gesamtfläche der raumabschließenden Bauteile	$A_t = 2 \cdot (L \cdot B + L \cdot H + B \cdot H)$ $= 2 \cdot (9,1 \cdot 4,6 + 9,1 \cdot 2,7 + 4,6 \cdot 2,7) \text{ m}^2$ $= 157,7 \text{ m}^2$
Fläche der Ventilationsöffnungen	$A_w = 7,2 \text{ m}^2$
Höhe der Ventilationsöffnungen	$h_w = 2,0 \text{ m}$
Brandentwicklungszeit	$t_\alpha = 300 \text{ s}$ (gewählt)
Wärmespeichervermögen	$b = 750 \text{ J} / (\text{m}^2 \cdot \sqrt{\text{s}} \text{ K})$ (gewählt)
Mobile Brandlastdichte	$q''_{mob} = 550 \text{ MJ} / \text{m}^2$
Fläche der strukturellen Brandlast	$A_{st} = 24,57 \text{ m}^2$
Anteil der strukturellen Brandlast	$\varphi_{st} = A_{st} / (A_t - A_f - A_w)$ [1] $= 24,57 / (157,7 - 41,86 - 7,2)$ $= 0,226$
Berechnete Größen des um strukturelle Brandlasten erweiterten vereinfachten Naturbrandmodells	
Öffnungsfaktor nach [NA1991-1-2]	$O = A_w \cdot \sqrt{h_w} / A_t = 7,2 \cdot \sqrt{2} / 157,7 \text{ m}^{0,5}$ $= 0,06 \text{ m}^{0,5}$
Maximale Wärmefreisetzungsrate	$\dot{Q}_{max} = 0,1 \cdot \chi \cdot H_u \cdot A_w \cdot \sqrt{h_w}$ $= 0,1 \cdot 0,8 \cdot 17,3 \cdot 7,2 \cdot \sqrt{2}$ $= 14,09 \text{ MW}$ (ventilationsgesteuerter Brand)
Temperatur nach der Brandentwicklung	$\Theta_1 = -8,75 / O - 0,1 \cdot b - 1175$ (AA.8) $= -8,75 / 0,06 - 0,1 \cdot 750 - 1175$ $= 964,5 \text{ }^\circ\text{C}$
Temperatur am Ende der Vollbrandphase	$\Theta_2 = 1340 \text{ }^\circ\text{C}$ (AA.10) [NA1991-1-2]

Die Abbrandtiefe wird final über den Schritt e) (siehe Kapitel 4.4) berechnet. Einzusetzen sind die Größen $t_{2,x,ap}$, $\eta_{d, char, t}$ und $\Theta_{2,x,ap}$ aus den Schritten a) bis d). Letztere wird in Schritt a) berechnet.

$$a) \Theta_{2,x,ap} = 0,78 \cdot (\Theta_2 - \Theta_1) + \Theta_1$$

$$\Theta_{2,x,ap} = 0,78 \cdot (\Theta_2 - \Theta_1) + \Theta_1 = 0,78 \cdot (1340 - 964,5) + 964,5 = 1257^\circ\text{C}$$

$$b) t_q = \frac{0,00933 \cdot q''_{mob} \cdot A_f + 0,000806 \cdot A_{st} \cdot (\Theta_{2,x,ap} + 273,15)^{1,25}}{\dot{Q}_{max}}$$

$$= \frac{0,00933 \cdot 550 \cdot 41,86 + 0,000806 \cdot 24,57 \cdot (1257 + 273,15)^{1,25}}{14,09} = 28,70$$

$$c) t_{2,x,ap} = 1,03 \cdot \left[\frac{1}{90} \cdot \sqrt{\dot{Q}_{max}} \cdot t_\alpha + t_q \right]$$

$$= 1,03 \cdot \left[\frac{1}{90} \cdot \sqrt{14,09} \cdot 300 + 28,70 \right]$$

$$= 42,45 \text{ min}$$

$$d) \eta_{d_{char,t}} = 0,5763 - 0,1413 \cdot \frac{\varphi_{st}}{\sqrt{\dot{O}}} + 0,0211 \cdot t_q + \delta_v \cdot 0,3023 \cdot \frac{\varphi_{st}}{\sqrt{\dot{O}}} + 9,885 \cdot \ln \left(1 + \frac{\delta_v}{\sqrt{\dot{O}} \cdot q''_{mob}} \right)$$

$$= 0,5763 - 0,1413 \cdot \frac{0,226}{\sqrt{0,06}} + 0,0211 \cdot 28,70 + 1 \cdot 0,3023 \cdot \frac{0,226}{\sqrt{0,06}} + 9,885 \cdot \ln \left(1 + \frac{1}{\sqrt{0,06} \cdot 550} \right)$$

$$= 1,396$$

$$e) d_{char,t,ap} = \eta_{d_{char,t}} \cdot \left(\frac{(\Theta_{2,x,ap} + 273,15)^2 \cdot t_{2,x,ap}}{135000} \right)^{1/1,6}$$

$$= 1,396 \cdot \left(\frac{(1257 + 273,15)^2 \cdot 42,45}{135000} \right)^{1/1,6} = 86,4 \text{ mm}$$

Die mit dem vereinfachten Verfahren berechnete Abbrandtiefe beträgt $d_{char,t,ap} = 86,4 \text{ mm}$. Das iterativ berechnete Ergebnis ergibt eine Abbrandtiefe von $d_{char,t,it} = 72,3 \text{ mm}$. Damit wird die mit dem iterativen Verfahren berechnete Abbrandtiefe moderat überschätzt, liegt jedoch auf der sicheren Seite. Die relative Abweichung zwischen vereinfachtem und iterativem Verfahren beträgt $\delta = 19,5 \%$. Im Realbrandversuch wurde eine Abbrandtiefe zwischen 65 mm und 90 mm [14] gemessen. Die Abbrandtiefe, welche mit dem vereinfachten Verfahren bestimmt wurde, liegt in am oberen Ende dieses Bereichs.

Für $d_{char,t,ap} = 86,4 \text{ mm}$ ist in Bild 13 ist die berechnete Temperatur-Zeit-Kurve zusammen mit den Messwerten aus dem Realbrandversuch [14] dargestellt. Es zeigt sich, dass die Brandentwicklungsphase einschließlich des Zeitpunkts des Flashovers sehr gut abgebildet wird. Die Dauer der Vollbrandphase sowie für die Maximaltemperatur in der Vollbrandphase werden minimal überschätzt. Im Vergleich zum Realbrand fällt die Kurve in der Abklingphase schneller ab. Abweichungen ab $t = 80 \text{ min}$ sind im Wesentlichen auf versuchsspezifische Effekte wie Delamination und zusätzliche Ventilationsinflüsse zurückzuführen. In der nachfolgenden Tabelle 4

sind die charakteristischen Zeiten und Temperaturen (vgl. Bild 1) der Temperatur-Zeit-Kurve aus Bild 13 enthalten.

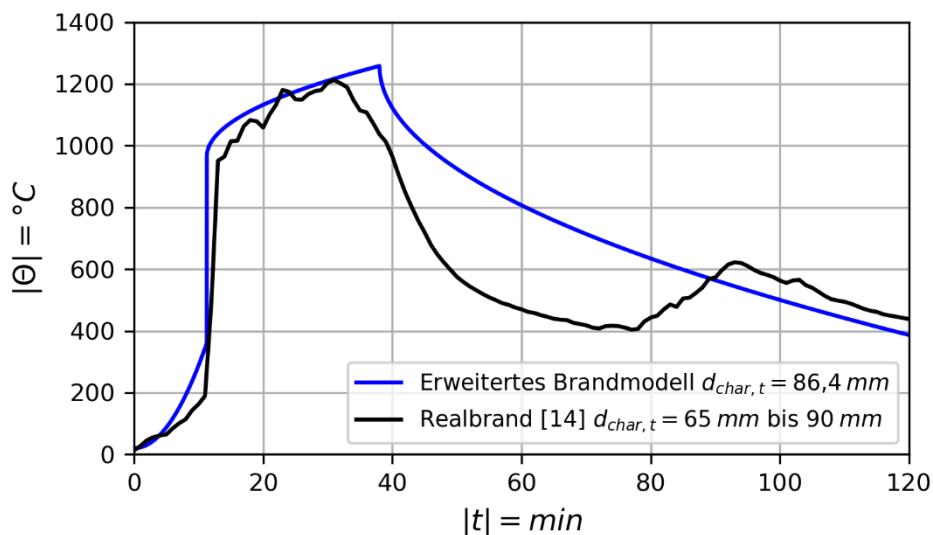


Bild 13 Vergleich der Temperatur-Zeit-Kurve des vereinfachten Naturbrandmodells [NA1991-1-2], erweitert um die Ansätze zur Berücksichtigung struktureller Brandlasten nach Brunkhorst [1] und unter Verwendung der mit dem vereinfachten Verfahren berechneten Abbrandtiefe, mit dem Realbrandversuch Test 1-3 aus [14]

Tabelle 4 Charakteristische Größen der Temperatur-Zeit-Kurve des vereinfachten Naturbrandmodells [NA1991-1-2], erweitert um die Ansätze zur Berücksichtigung struktureller Brandlasten nach Brunkhorst [1] und unter Verwendung der mit dem vereinfachten Verfahren berechneten Abbrandtiefe, für den Realbrandversuch 1-3 [14]

Charakteristische Zeiten und Temperaturen der Temperatur-Zeit-Kurve aus Bild 13	
$\Theta_{1,x,fo}$	360,4 °C
$t_{1,fo}$	676,1 s = 11,3 min
$\Theta_{2,x,fo}$	1258 °C
$t_{2,x,fo}$	2280 s = 38,0 min
$\Theta_{3,x,fo}$	785,6 °C
$t_{3,x,fo}$	3726 s = 62,1 min

7.3 Brand mit erhöhter struktureller Brandlast (φ_{st})

Zur Erweiterung der Anwendungsbeispiele wird im Folgenden der Realbrandversuch V3 [7] aus der Versuchsreihe des Forschungsvorhabens TIMpuls herangezogen. Der Versuch wird zur Überprüfung des vereinfachten Verfahrens bei erhöhter struktureller Brandlastdichte herangezogen, da im betrachteten Szenario ein Anteil freiliegender Holzoberflächen von $\varphi_{st} = 0,42$ und somit ein hoher Anteil an struktureller Brandlast vorliegt. Die Gesamt-Brandlastdichte aus mobiler und struktureller Brandlast überschreitet zwar den Grenzwert des Anwendungsbereichs von $1300 \text{ MJ}/\text{m}^2$ für das vereinfachte Verfahren, das Beispiel zeigt aber, dass das erweiterte vereinfachte Verfahren den Brandverlauf zumindest in der Brandentwicklungs- und -vollbrandphase gut wiedergeben kann.

Der Versuch wurde in einem Brandraum mit einer Nettogrundfläche von $40,5 \text{ m}^2$ (Innenmaße $4,5 \text{ m} \times 9,0 \text{ m}$) und einer lichten Höhe von $2,4 \text{ m}$ durchgeführt (siehe Bild 14 und Bild 15). Die Ventilation erfolgte über eine dauerhaft geöffnete Außenwandöffnung; für die Versuchsreihe ist ein Öffnungsfaktor von $O = 0,094$ angegeben, was im großen Raum etwa einer Öffnung von ca. $4,2 \text{ m} \times 2,2 \text{ m}$ entspricht.

Hinsichtlich der Bauteilausführung war in V3 die Brettschichtholzdecke unbekleidet (sichtbar), während die Wände als Holztafelbauwände ausgeführt und überwiegend zweilagig mit Feuer-schutzplatten bekleidet waren (Versuchsaufbau mit einer Wandvariante mit reduzierter Bekleidung). Die mobile Brandlast wurde durch Holzkippen realisiert. Für die Realbrandversuche wird eine charakteristische mobile Brandlastdichte von $1085 \text{ MJ}/\text{m}^2$ angegeben.

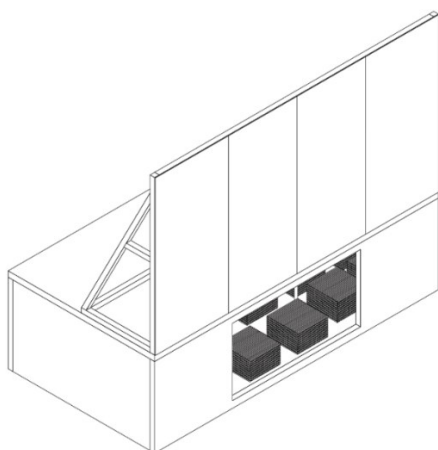


Bild 14 Raummodell Versuch V3 [7]

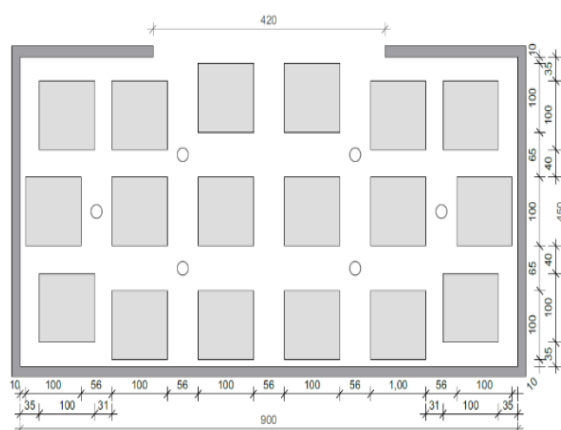


Bild 15 Grundriss mit Anordnung der Holzkippen von Versuch V3 [7], Maße in cm

In der folgenden Tabelle 5 sind alle Größen aufgeführt, die zur Berechnung der Abbrandtiefe für den Realbrandversuch V3 von Engel [7] benötigt werden und nicht durch die Gleichungen des

vereinfachten Verfahrens definiert sind. Dabei handelt es sich zum einen um „klassische“ Eingangsgrößen des erweiterten Naturbrandmodells [NA1991-1-2] sowie Eingangsgrößen, die durch die Erweiterung des vereinfachten Naturbrandmodells um Ansätze zur Berücksichtigung struktureller Brandlasten ergeben.

Tabelle 5 Eingangsgrößen und berechnete Größen des um strukturelle Brandlasten erweiterten vereinfachten Naturbrandmodells für den Realbrand Versuch V3 von Engel [7]

Eingangsgrößen des um strukturelle Brandlasten erweiterten vereinfachten Naturbrandmodells	
Abmessungen des Brandraums	$L \cdot B \cdot H = 9 \text{ m} \cdot 4,5 \text{ m} \cdot 2,4 \text{ m}$
Brandraumgrundfläche	$A_f = 40,5 \text{ m}^2$
Gesamtfläche der raumabschließenden Bauteile	$A_t = 2 \cdot (L \cdot B + L \cdot H + B \cdot H)$ $= 2 \cdot (9 \cdot 4,5 + 9 \cdot 2,4 + 4,5 \cdot 2,4) \text{ m}^2$ $= 145,8 \text{ m}^2$
Fläche der Ventilationsöffnungen	$A_w = 9,24 \text{ m}^2$
Höhe der Ventilationsöffnungen	$h_w = 2,2 \text{ m}$
Brandentwicklungszeit	$t_\alpha = 300 \text{ s}$ (gewählt)
Wärmespeichervermögen	$b = 750 \text{ J} / (\text{m}^2 \sqrt{\text{s}} \text{ K})$ (gewählt)
Mobile Brandlastdichte	$q''_{mob} = 1085 \text{ MJ} / \text{m}^2$
Fläche der strukturellen Brandlast	$A_{st} = 40,5 \text{ m}^2$
Anteil der strukturellen Brandlast	$\varphi_{st} = A_{st} / (A_t - A_f - A_w)$ [1] $= 40,5 / (145,8 - 40,5 - 9,24)$ $= 0,42$
Berechnete Größen des um strukturelle Brandlasten erweiterten vereinfachten Naturbrandmodells	
Öffnungsfaktor nach [NA1991-1-2]	$O = A_w \cdot \sqrt{h_w} / A_t = 9,24 \cdot \sqrt{2,2} / 145,8 \text{ m}^{0,5}$ $= 0,094 \text{ m}^{0,5}$
Maximale Wärmefreisetzungsrate	$\dot{Q}_{max} = 0,25 \cdot A_f + 0,188 \cdot A_{st}$ Gl. (3) [1] $= 0,25 \cdot 40,5 + 0,188 \cdot 40,5$ $= 17,7 \text{ MW}$ (brandlastgesteuerter Brand)
Temperatur nach der Brandentwicklung	$\theta_1 = 980 \text{ }^\circ\text{C}$ (AA.14), $k > 0,04$
Temperatur am Ende der Vollbrandphase	$\theta_2 = 1340 \text{ }^\circ\text{C}$ (AA.14), $k > 0,04$

Die Abbrandtiefe wird final über den Schritt e) (siehe Kapitel 4.4) berechnet. Einzusetzen sind die Größen $t_{2,x,ap}$, $\eta_{d_{char,t}}$ und $\theta_{2,x,ap}$ aus den Schritten a) bis d). Letztere wird in Schritt a) berechnet.

a) $\theta_{2,x,ap} = 0,78 \cdot (\theta_2 - \theta_1) + \theta_1$

$$\Theta_{2,x,ap} = 0,78 \cdot (\Theta_2 - \Theta_1) + \Theta_1 = 0,78 \cdot (1340 - 980) + 980 = 1261^\circ\text{C}$$

$$\begin{aligned} \text{b) } t_q &= \frac{0,00933 \cdot q''_{mob} \cdot A_f + 0,000806 \cdot A_{st} \cdot (\Theta_{2,x,ap} + 273,15)^{1,25}}{\dot{Q}_{max}} \\ &= \frac{0,00933 \cdot 1085 \cdot 40,5 + 0,000806 \cdot 40,5 \cdot (1261 + 273,15)^{1,25}}{17,7} = 40,7 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{c) } t_{2,x,ap} &= 1,03 \cdot \left[1/90 \cdot \sqrt{\dot{Q}_{max}} \cdot t_\alpha + t_q \right] \\ &= 1,03 \cdot \left[1/90 \cdot \sqrt{17,7} \cdot 300 + 40,7 \right] \\ &= 56,5 \text{ min} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{d) } \eta_{d_{char,t}} &= 0,5763 - 0,1413 \cdot \frac{\varphi_{st}}{\sqrt{0}} + 0,0211 \cdot t_q + \delta_v \cdot 0,3023 \cdot \frac{\varphi_{st}}{\sqrt{0}} + 9,885 \cdot \ln \left(1 + \frac{\delta_v}{\sqrt{0} \cdot q''_{mob}} \right) \\ &= 0,5763 - 0,1413 \cdot \frac{0,42}{\sqrt{0,094}} + 0,0211 \cdot 40,7 + 0 \cdot 0,3023 \cdot \frac{0,42}{\sqrt{0,094}} + 9,885 \ln \left(1 + \frac{0}{\sqrt{0,094} \cdot 1085} \right) \\ &= 0,5763 - 0,1413 \cdot \frac{0,42}{\sqrt{0,094}} + 0,0211 \cdot 40,7 \quad (\delta_v = 0) \text{ brandlastgesteuerter Brand} \\ &= 1,242 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{e) } d_{char,t,ap} &= \eta_{d_{char,t}} \cdot \left(\frac{(\Theta_{2,x,ap} + 273,15)^2 \cdot t_{2,x,ap}}{135000} \right)^{1/1,6} \\ &= 1,242 \cdot \left(\frac{(1261 + 273,15)^2 \cdot 56,5}{135000} \right)^{1/1,6} = 92,3 \text{ mm} \end{aligned}$$

Die mit dem vereinfachten Verfahren berechnete Abbrandtiefe beträgt $d_{char,t,ap} = 92,3 \text{ mm}$. Das iterativ berechnete Ergebnis ergibt eine Abbrandtiefe von $d_{char,t,it} = 87,9 \text{ mm}$, was eine Abweichung von 5 % ergibt. Im Realbrandversuch wurde eine Abbrandtiefe von 90 mm [7] gemessen, welche gut mit dem Wert aus dem vereinfachten Verfahren übereinstimmt. In der nachfolgenden Tabelle 6 sind die charakteristischen Zeiten und Temperaturen (vgl. Bild 1) der Temperatur-Zeit-Kurve aus Bild 16 enthalten.

Tabelle 6 Charakteristische Größen der Temperatur-Zeit-Kurve des vereinfachten Naturbrandmodells [NA1991-1-2], erweitert um die Ansätze zur Berücksichtigung struktureller Brandlasten nach Brunkhorst [1] und unter Verwendung der mit dem vereinfachten Verfahren berechneten Abbrandtiefe, für den Realbrandversuch Versuch V3 [7]

Charakteristische Zeiten und Temperaturen der Temperatur-Zeit-Kurve aus Bild 16	
$\Theta_{1,x,fo}$	$\Theta_{1,x} = 360,3^\circ\text{C}$
$t_{1,x,fo}$	$t_{1,x} = 754,1 \text{ s} = 12,6 \text{ min}$
$\Theta_{2,x,fo}$	$\Theta_{2,x} = 1364^\circ\text{C}$

$t_{2,x,fo}$	$t_{2,x} = 3024 \text{ s} = 50,4 \text{ min}$
$\Theta_{3,x,fo}$	$\Theta_{3,x} = 676,3 \text{ }^\circ\text{C}$
$t_{3,x,fo}$	$t_{3,x} = 5040 \text{ s} = 84,0 \text{ min}$

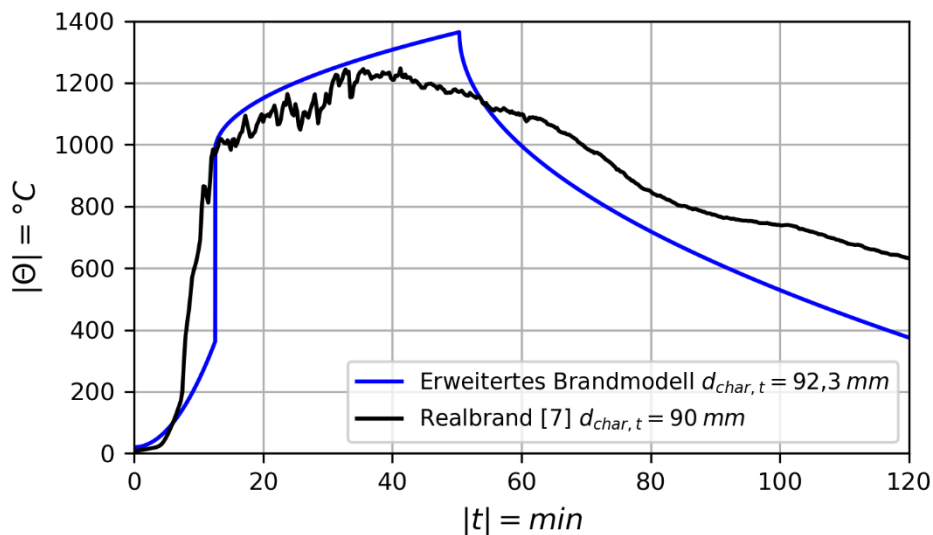


Bild 16 Vergleich der Temperatur-Zeit-Kurve des vereinfachten Naturbrandmodells [NA1991-1-2], erweitert um die Ansätze zur Berücksichtigung struktureller Brandlasten nach Brunkhorst [1] und unter Verwendung der mit dem vereinfachten Verfahren berechneten Abbrandtiefe, mit dem Realbrandversuch Versuch V3 aus [7]

Für $d_{char,t,ap} = 92,3 \text{ mm}$ ist in Bild 16 ist die berechnete Temperatur-Zeit-Kurve zusammen mit den Messwerten aus dem Realbrandversuch [7] dargestellt.

Es zeigt sich, dass die Brandentwicklungsphase durch das iterative Verfahren insgesamt gut abgebildet wird. Insbesondere der Temperaturanstieg sowie der Zeitpunkt des Übergangs in die Vollbrandphase stimmen in guter Näherung mit dem Realbrandverlauf überein. Auch im Bereich der Vollbrandphase ergibt sich eine insgesamt gute Übereinstimmung zwischen berechneter und gemessener Temperatur-Zeit-Kurve. Sowohl das Niveau der Temperaturen als auch die Dauer der Phase hoher thermischer Beanspruchung werden durch das vereinfachte Naturbrandmodell, erweitert um die Ansätze zur Berücksichtigung einer strukturellen Brandlast, realitätsnah erfasst. Im Vergleich zum Realbrand ist jedoch eine leichte Überschätzung der Maximaltemperatur sowie eine tendenziell verlängerte Vollbrandphase erkennbar. In der Abklingphase treten deutlichere Abweichungen auf. Während die Temperatur im iterativen Verfahren vergleichsweise rasch abfällt, zeigt der Realbrandverlauf einen flacheren und zeitlich gestreckten Abkühlverlauf. Dies ist auf Delamination von Holzbauteilen, welcher zu einer nachträglichen Wärmefreisetzung führten, zurückzuführen.

7.4 Brand mit niedriger mobiler Brandlastdichte

Zur gezielten Überprüfung der in Kapitel 4.3 vorgestellten Erweiterung des vereinfachten Verfahrens auf mobile Brandlastdichten unterhalb von 500 MJ/m^2 wird im Folgenden der Realbrandversuch Test 1-3 nach Su [14] erneut herangezogen. Ausgangspunkt bildet der in Kapitel 7.1 dargestellte Realbrandversuch mit einer mobilen Brandlastdichte von 550 MJ/m^2 . Im Unterschied zum Realbrandversuch wird hier eine reduzierte mobile Brandlastdichte von 400 MJ/m^2 angesetzt, während alle übrigen Randbedingungen unverändert übernommen werden. Auf diese Weise lässt sich der Einfluss geringer Brandlastdichten isoliert untersuchen und die Anwendbarkeit des erweiterten vereinfachten Verfahrens im unteren Brandlastbereich gezielt überprüfen. Die Versuchsparameter sowie die Eingangsgrößen und berechneten unveränderten Größen des um die strukturelle Brandlast erweiterten Naturbrandmodells sind den Ausführungen und der Tabelle 3 aus Kapitel 7.1 zu entnehmen.

Die Abbrandtiefe wird final über den Schritt e) (siehe Kapitel 4.4) berechnet. Einzusetzen sind die Größen $t_{2,x,ap}$, $\eta_{d_{char,t}}$ und $\Theta_{2,x,ap}$ aus den Schritten a) bis d). Letztere wird in Schritt a) berechnet.

$$a) \Theta_{2,x,ap} = 0,78 \cdot (\Theta_2 - \Theta_1) + \Theta_1$$

$$\Theta_{2,x,ap} = 0,78 \cdot (\Theta_2 - \Theta_1) + \Theta_1 = 0,78 \cdot (1340 - 964,5) + 964,5 = 1257^\circ\text{C}$$

$$b) t_q = \frac{0,00933 \cdot q''_{mob} \cdot A_f + 0,000806 \cdot A_{st} \cdot (\Theta_{2,x,ap} + 273,15)^{1,25}}{\dot{Q}_{max}}$$

$$= \frac{0,00933 \cdot 400 \cdot 41,86 + 0,000806 \cdot 24,57 \cdot (1257 + 273,15)^{1,25}}{14,09} = 24,54$$

$$c) t_{2,x,ap} = 1,03 \cdot \left[\frac{1}{90} \cdot \sqrt{\dot{Q}_{max}} \cdot t_a + t_q \right]$$

$$= 1,03 \cdot \left[\frac{1}{90} \cdot \sqrt{14,09} \cdot 300 + 24,54 \right]$$

$$= 38,16 \text{ min}$$

$$d) \eta_{d_{char,t}} = 0,5763 - 0,1413 \cdot \frac{\varphi_{st}}{\sqrt{\theta}} + 0,0211 \cdot t_q + \delta_v \cdot 0,3023 \cdot \frac{\varphi_{st}}{\sqrt{\theta}} + 9,885 \cdot \ln \left(1 + \frac{\delta_v}{\sqrt{\theta} \cdot q''_{mob}} \right)$$

$$= 0,5763 - 0,1413 \cdot \frac{0,226}{\sqrt{0,06}} + 0,0211 \cdot 24,54 + 1 \cdot 0,3023 \cdot \frac{0,226}{\sqrt{0,06}} + 9,885 \cdot \ln \left(1 + \frac{1}{\sqrt{0,06} \cdot 400} \right)$$

$$= 1,34$$

$$e) d_{char,t,ap} = \eta_{d_{char,t}} \cdot \left(\frac{(\Theta_{2,x,ap} + 273,15)^2 \cdot t_{2,x,ap}}{135000} \right)^{1/1,6}$$

$$= 1,34 \cdot \left(\frac{(1257+273,15)^2 \cdot 38,16}{135000} \right)^{1/1,6} = 77,6 \text{ mm}$$

Die mit dem vereinfachten Verfahren berechnete Abbrandtiefe beträgt $d_{char,t,ap} = 77,6 \text{ mm}$. Der Vergleich zeigt, dass eine Reduktion der mobilen Brandlastdichte von 550 MJ/m^2 auf 400 MJ/m^2 zu einer moderaten Verringerung der berechneten Abbrandtiefe von $86,4 \text{ mm}$ auf $77,6 \text{ mm}$ führt. Damit reagiert das vereinfachte Verfahren konsistent auf die veränderte Brandlast, ohne sprunghafte oder nicht-plausible Änderungen der Ergebnisse zu erzeugen. Die Temperatur-Zeit-Kurven (siehe Bild 17) bestätigen, dass die reduzierte Brandlastdichte primär zu einer verkürzten und weniger ausgeprägten Abklingphase führt, während das frühe Brandstadium und das Temperaturniveau im Maximum weitgehend vergleichbar bleiben. Insgesamt bestätigt das Beispiel die Eignung des erweiterten vereinfachten Verfahrens zur Abbildung niedriger Brandlastdichten unter sonst unveränderten Randbedingungen.

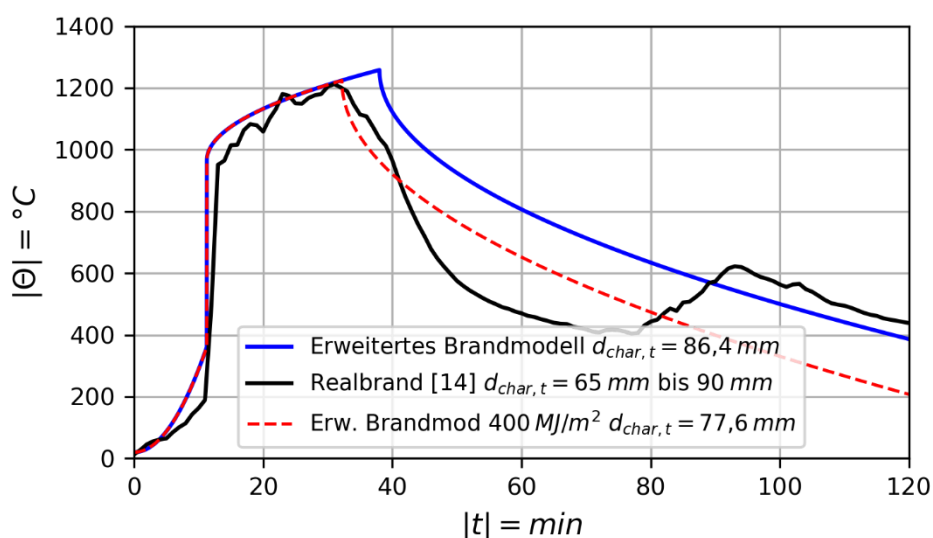


Bild 17 Vergleich der Temperatur-Zeit-Kurven des vereinfachten Naturbrandmodells [NA1991-1-2], erweitert um die Ansätze zur Berücksichtigung struktureller Brandlasten nach Brunkhorst [1] und unter Verwendung der mit dem vereinfachten Verfahren berechneten Abbrandtiefe, mit dem Realbrandversuch Versuch 1-3 aus [14]

Tabelle 7 Charakteristische Größen der Temperatur-Zeit-Kurve des vereinfachten Naturbrandmodells [NA1991-1-2], erweitert um die Ansätze zur Berücksichtigung struktureller Brandlasten nach Brunkhorst [1] und unter Verwendung der mit dem vereinfachten Verfahren berechneten Abbrandtiefe, für den Realbrandversuch Versuch 1-3 [14]

Charakteristische Zeiten und Temperaturen der Temperatur-Zeit-Kurve aus Bild 17	
θ_{1,x,f_0}	$360,4 \text{ }^\circ\text{C}$
t_{1,f_0}	$676,1 \text{ s} = 11,3 \text{ min}$

$\Theta_{2,x,fo}$	1224 °C
$t_{2,x,fo}$	1932 s = 32,2 min
$\Theta_{3,x,fo}$	750,1 °C
$t_{3,x,fo}$	3078 s = 51,3 min

7.5 Brand mit vergrößerter Brandraumfläche oberhalb der in der Musterholzbaurichtlinie vorgesehene Nutzungseinheitsgröße von 200 m²

Der im Folgenden betrachtete Versuch 2 nach Zelinka [11] unterscheidet sich vom in Kapitel 5.2 behandelten Versuch 3 im Wesentlichen durch die Lage der freiliegenden Holzoberflächen. Während in Versuch 3 freiliegende CLT-Wandflächen vorliegen, beschränkt sich die strukturelle Brandlast in Versuch 2 auf teilweise freiliegende Deckenflächen. Der Versuch wird hier mit verdreifachter Brandraumfläche von ca. 250 m² herangezogen, um die Anwendbarkeit des erweiterten vereinfachten Verfahrens für Brandraumflächen deutlich oberhalb der in der Muster-Holzbaurichtlinie vorgesehenen Nutzungseinheitsgröße von 200 m² zu demonstrieren. Die detaillierte Beschreibung des Versuchsaufbaus ist Kapitel 5.2 zu entnehmen. Zum Realbrandversuch 2 von Zelinka wurde zusätzlich die Fläche der strukturellen Brandlast verdreifacht, sodass sich der Anteil der strukturellen Brandlast hinsichtlich φ_{st} nicht wesentlich unterscheidet. Auch die Fläche der Ventilationsöffnungen wurde verdreifacht, sodass sich ein ähnlicher Öffnungsfaktor zwischen dem Realbrandversuch 2 und dem mit vergrößerter Brandraumfläche ergibt.

In der folgenden Tabelle 8 sind alle Größen aufgeführt, die zur Berechnung der Abbrandtiefe für den Realbrandversuch 2 von Zelinka [11] benötigt werden und nicht durch die Gleichungen des vereinfachten Verfahrens definiert sind. Dabei handelt es sich zum einen um „klassische“ Eingangsgrößen des erweiterten Naturbrandmodells [NA1991-1-2] sowie Eingangsgrößen, die durch die Erweiterung des vereinfachten Naturbrandmodells um Ansätze zur Berücksichtigung struktureller Brandlasten ergeben.

Tabelle 8 Eingangsgrößen und berechnete Größen des um strukturelle Brandlasten erweiterten vereinfachten Naturbrandmodells für den Realbrandversuch 2 von Zelinka [11] mit vergrößerter Brandraumfläche

Eingangsgrößen des um strukturelle Brandlasten erweiterten vereinfachten Naturbrandmodells	
Abmessungen des Brandraums	$L \cdot B \cdot H = 3 \cdot 9,14 \text{ m} \cdot 9,14 \text{ m} \cdot 2,74 \text{ m}$
Brandraumgrundfläche	$A_f = 3 \cdot 83,54 \text{ m}^2 = 250,6 \text{ m}^2$
Gesamtfläche der raumabschließenden Bauteile	$A_t = 2 \cdot (L \cdot B + L \cdot H + B \cdot H)$

	$= 2 \cdot (27,4 \cdot 9,14 + 27,4 \cdot 2,74 + 9,14 \cdot 2,74) \text{ m}^2$ $= 701,6 \text{ m}^2$
Fläche der Ventilationsöffnungen	$A_w = 3 \cdot 7,32 \cdot 2,44 \text{ m}^2 = 53,58 \text{ m}^2$
Höhe der Ventilationsöffnungen	$h_w = 2,440 \text{ m}$
Brandentwicklungszeit	$t_\alpha = 150 \text{ s}$ (gewählt)
Wärmespeichervermögen	$b = 750 \text{ J} / (\text{m}^2 \cdot \sqrt{\text{s}} \text{ K})$ (gewählt)
Mobile Brandlastdichte	$q''_{mob} = 550 \text{ MJ} / \text{m}^2$
Fläche der strukturellen Brandlast	$A_{st} = 16,71 \cdot 3 = 50,13 \text{ m}^2$
Anteil der strukturellen Brandlast	$\varphi_{st} = A_{st} / (A_t - A_f - A_w) [1]$ $= 50,13 / (701,6 - 250,6 - 53,58)$ $= 0,126$

Berechnete Größen des um strukturelle Brandlasten erweiterten vereinfachten Naturbrandmodells	
Öffnungsfaktor nach [NA1991-1-2]	$O = A_w \cdot \sqrt{h_w} / A_t = 53,58 \cdot \sqrt{2,44} / 701,6 \text{ m}^{0,5}$ $= 0,119 \text{ m}^{0,5}$
Maximale Wärmefreisetzungsrate	$\dot{Q}_{max} = 0,25 \cdot A_f + 0,188 \cdot A_{st} \text{ Gl. (3) [1]}$ $= 0,25 \cdot 250,6 + 0,188 \cdot 50,13$ $= 72,08 \text{ MW (brandlastgesteuerter Brand)}$
Temperatur nach der Brandentwicklung	$\Theta_1 = 980 \text{ }^\circ\text{C}$ (AA.14), $k > 0,04$
Temperatur am Ende der Vollbrandphase	$\Theta_2 = 1340 \text{ }^\circ\text{C}$ (AA.14), $k > 0,04$

Die Abbrandtiefe wird final über den Schritt e) (siehe Kapitel 4.4) berechnet. Einzusetzen sind die Größen $t_{2,x,ap}$, $\eta_{d_{char,t}}$ und $\Theta_{2,x,ap}$ aus den Schritten a) bis d). Letztere wird in Schritt a) berechnet.

$$a) \Theta_{2,x,ap} = 0,78 \cdot (\Theta_2 - \Theta_1) + \Theta_1$$

$$\Theta_{2,x,ap} = 0,78 \cdot (\Theta_2 - \Theta_1) + \Theta_1 = 0,78 \cdot (1340 - 980) + 980 = 1261^\circ\text{C}$$

$$b) t_q = \frac{0,00933 \cdot q''_{mob} \cdot A_f + 0,000806 \cdot A_{st} \cdot (\Theta_{2,x,ap} + 273,15)^{1,25}}{\dot{Q}_{max}}$$

$$= \frac{0,00933 \cdot 550 \cdot 250,6 + 0,000806 \cdot 50,13 \cdot (1261 + 273,15)^{1,25}}{72,08} = 23,22$$

$$c) t_{2,x,ap} = 1,03 \cdot \left[\frac{1}{90} \cdot \sqrt{\dot{Q}_{max}} \cdot t_\alpha + t_q \right]$$

$$= 1,03 \cdot \left[\frac{1}{90} \cdot \sqrt{72,08} \cdot 150 + 23,22 \right]$$

$$= 38,49 \text{ min}$$

$$\begin{aligned}
 d) \eta_{d_{char,t}} &= 0,5763 - 0,1413 \cdot \frac{\varphi_{st}}{\sqrt{0}} + 0,0211 \cdot t_q + \delta_v \cdot 0,3023 \cdot \frac{\varphi_{st}}{\sqrt{0}} + 9,885 \cdot \ln\left(1 + \frac{\delta_v}{\sqrt{0} \cdot q''_{mob}}\right) \\
 &= 0,5763 - 0,1413 \cdot \frac{\varphi_{st}}{\sqrt{0}} + 0,0211 \cdot t_q + (\text{brandlastgesteuerter Brand mit } \delta_v = 0) \\
 &= 0,5763 - 0,1413 \cdot \frac{0,126}{\sqrt{0,119}} + 0,0211 \cdot 23,22 \\
 &= 1,015
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 e) d_{char,t,ap} &= \eta_{d_{char,t}} \cdot \left(\frac{(\Theta_{2,x,ap} + 273,15)^2 \cdot t_{2,x,ap}}{135000}\right)^{1/1,6} \\
 &= 1,015 \cdot \left(\frac{(1261 + 273,15)^2 \cdot 38,49}{135000}\right)^{1/1,6} = 59,3 \text{ mm}
 \end{aligned}$$

Die mit dem vereinfachten Verfahren berechnete Abbrandtiefe beträgt $d_{char,t,ap} = 59,3 \text{ mm}$. Das iterativ berechnete Ergebnis ergibt eine Abbrandtiefe von $d_{char,t,it} = 45,1 \text{ mm}$. Damit wird die mit dem iterativen Verfahren berechnete Abbrandtiefe deutlich überschätzt, liegt jedoch auf der sicheren Seite. Die relative Abweichung zwischen vereinfachtem und iterativem Verfahren beträgt $\delta = 31,5 \%$. Das Beispiel verdeutlicht, dass das erweiterte vereinfachte Verfahren auch bei deutlich vergrößerter Brandraumfläche stabile und konservative Ergebnisse liefert. Damit wird die grundsätzliche Anwendbarkeit des Verfahrens auch für große Nutzungseinheiten oberhalb der Vorgaben der Muster-Holzbau-Richtlinie bestätigt.

7.6 Anwendung des vereinfachten Verfahrens zur Bestimmung der Abbrandtiefe nach bestimmten Zeiten anhand eines Realbrandversuchs

Zur Demonstration der Anwendung und Überprüfung des vereinfachten Verfahrens zur Berechnung der Abbrandtiefe nach bestimmten Zeiten wird im Folgenden ein Realbrandversuch aus der Versuchsserie von Zelinka [11] herangezogen. Für diesen wurden schon die Vorgehensweise zur Bestimmung der Endabbrandtiefe in Kapitel 5.3 vorgestellt. Für Informationen zur Realbrandserie von Zelinka und dem hier betrachteten Test 3 wird auf Kapitel 5.3 verwiesen. Nachfolgend wird die Abbrandtiefe mit dem in Kapitel 4.5 entwickelten vereinfachten Verfahren für diesen Versuch exemplarisch für die Zeitpunkte 30 min und 60 min berechnet. Die Abbrandtiefe zu den bestimmten Zeiten wird über die Gl. (19) berechnet.

$$d_{char,ap,t} = d_{char,ap,\infty} \cdot \left(\frac{t}{t_{end,ap}}\right)^{0,6} \cdot \frac{(0,34 \cdot (t_3 - t_1) + 0,66 \cdot t_{end,ap})^{1,06}}{t_{end,ap}} \quad (19)$$

Zunächst ist $t_{end,ap}$ über die Gl. (18) zu berechnen:

$$t_{end,ap} = t(\Theta = 0^\circ\text{C}) = \frac{\Theta_{2,x}^2 \cdot (t_{3,x} - t_{2,x})}{(\Theta_{3,x} - \Theta_{2,x})^2} + t_{2,x} \quad (18)$$

Die in Gl. (18) einzusetzenden charakteristischen Zeiten und Temperaturen sind der Tabelle 2 aus Kapitel 5.3 zu entnehmen. Diese wurden berechnet, indem man die Temperatur-Zeit-Kurve des um die Ansätze zur Berücksichtigung der strukturellen Brandlast erweiterten vereinfachten Naturbrandmodells bestimmt. Eingangsgröße ist dabei die mit dem vereinfachten Verfahren berechnete Abbrantiefe von $d_{char,t,ap} = 56,2 \text{ mm}$. Im Folgenden wird die Berechnung der charakteristischen Zeiten und Temperaturen, welche für Gl. (18) benötigt werden, für den brandlastgesteuerten Fall dargestellt. Zunächst muss überprüft werden, ob das Flashoverkriterium erfüllt ist:

$$\dot{Q}_{fo} < \dot{Q}_{max}$$

$$\begin{aligned} \dot{Q}_{fo} &= (0,0078 \cdot A_t + 0,378 \cdot A_w \cdot h_w^{0,5}) \quad (\text{AA.30}) \\ &= (0,0078 \cdot 267,3 + 0,378 \cdot 17,86 \cdot 2,44^{0,5}) \\ &= 12,63 \text{ MW} < \dot{Q}_{max} = 27,17 \text{ MW} \end{aligned}$$

Die Dauer der Brandentwicklungsphase ist nun mit \dot{Q}_{fo} verknüpft:

$$\begin{aligned} t_{1,x,fo} &= \sqrt{t_\alpha^2 \cdot \dot{Q}_{fo}} \quad (\text{AA.29}) \\ &= \sqrt{150^2 \cdot 12,63} \\ &= 533,1 \text{ s} \end{aligned}$$

$$t_{2,x,fo} = t_{1,fo} + \frac{0,7 \cdot Q_{x,d} - t_{1,x,fo}^3 / (3 \cdot t_\alpha^2)}{\dot{Q}_{max}} \quad (\text{AA.20})$$

\dot{Q}_{max} und t_α , wie auch andere Eingangsgrößen, sind Tab. 1 in Kap. 5.3 zu entnehmen. Die Gesamtbrandlast wird mithilfe von Gl. (1) berechnet.

$$\begin{aligned} Q_{x,d} &= q''_{f,tot} \cdot A_f = (q''_{mob} \cdot \chi + q''_{st}) \cdot A_f \\ &= (q''_{mob} \cdot \chi + \frac{A_{st} \cdot d_{char,t} \cdot H_{u,st} \cdot \chi_{st} \cdot \rho_{st}}{A_f}) \cdot A_f \\ &= \left(550 \cdot 0,9 + \frac{33,4 \cdot 56,2 \cdot 0,001 \cdot 17,28 \cdot 0,8 \cdot 450}{83,54} \right) \cdot 83,54 \\ &= 53030 \text{ MJ} \end{aligned}$$

Daraus ergibt sich eine Gesamtlastbranddichte von:

$$q''_{f,tot} = Q_{x,d}/A_f = 53030/83,54 = 634,8 \text{ MJ/m}^2$$

$$\begin{aligned} t_{2,x,fo} &= t_{1,x,fo} + \frac{0,7 \cdot Q_{x,d} - t_{1,fo}^3 / (3 \cdot t_{\alpha}^2)}{\dot{Q}_{max}} \\ &= 533,1 + \frac{0,7 \cdot 53030 - 533,1^3 / (3 \cdot 150^2)}{27,17} \\ &= 1818 \text{ s} = 30,3 \text{ min} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} t_{3,x,fo} &= \frac{0,6 \cdot Q_{x,d}}{\dot{Q}_{max}} + t_{2,x,fo} \\ &= \frac{0,6 \cdot 53030}{27,17} + 1818 \\ &= 2990 \text{ s} = 49,8 \text{ min} \end{aligned}$$

Vor der Berechnung der charakteristischen Temperaturen für die Gesamtbrandlastdichte, muss diese noch für die Referenzbrandlastdichte erfolgen. Zudem werden die charakteristischen Zeiten für die Referenzbrandlastdichte benötigt.

$$\begin{aligned} t_{2,fo} &= t_{1,x,fo} + \frac{0,7 \cdot Q_d - t_{1,fo}^3 / (3 \cdot t_{\alpha}^2)}{\dot{Q}_{max}} \quad (\text{AA.15}) \\ &= 533,1 + \frac{0,7 \cdot 1300 \cdot 83,54 - 533,1^3 / (3 \cdot 150^2)}{27,17} \\ &= 3248 \text{ s} = 54,1 \text{ min} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} t_{3,fo} &= \frac{0,6 \cdot Q_d}{\dot{Q}_{max}} + t_{2,fo} \\ &= \frac{0,6 \cdot 1300 \cdot 83,54}{27,17} + 3248 \\ &= 5649 \text{ s} = 94,1 \text{ min} \end{aligned}$$

Für die Berechnung der charakteristischen Temperaturen der Referenzbrandlastdichte muss noch k berechnet und überprüft werden, ob $k > 0,04$:

$$\begin{aligned} k &= \left(\frac{\dot{Q}_{max}^2}{A_w \cdot \sqrt{h_w} \cdot (A_t - A_w) \cdot b} \right)^{1/3} \quad (\text{AA.19}) \\ &= \left(\frac{27,17^2}{17,86 \cdot \sqrt{2,44} \cdot (267,3 - 17,86) \cdot 750} \right)^{1/3} \end{aligned}$$

$$= 0,0521 > 0,04$$

$$\Theta_{1,fo} = 980 \text{ °C (AA.14)}$$

$$\Theta_{2,fo} = 1340 \text{ °C (AA.16)}$$

$$\Theta_{3,fo} = 660 \text{ °C (AA.18)}$$

Mit den oben berechneten Werten können nun die charakteristischen Temperaturen für die Gesamtbrandlastdichte berechnet werden:

$$\begin{aligned} \Theta_{2,x,fo} &= (\Theta_{2,fo} - \Theta_{1,fo}) \cdot \sqrt{\frac{t_{2,x,fo} - t_{1,x,fo}}{t_{2,fo} - t_{1,x,fo}}} + \Theta_{1,fo} \\ &= (1340 - 980) \cdot \sqrt{\frac{1818 - 533,1}{3248 - 533,1}} + 980 \\ &= 1227 \text{ °C} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Theta_{3,x,fo} &= \Theta_{3,fo} \cdot \frac{\log_{10}(t_{3,x,fo}/60+1)}{\log_{10}(t_{3,fo}/60+1)} \quad (\text{AA.24}) \\ &= 660 \cdot \frac{\log_{10}(2990/60+1)}{\log_{10}(5649/60+1)} \\ &= 569,1 \text{ °C} \end{aligned}$$

Mit den charakteristischen Zeiten und Temperaturen kann nun die approximierte Branddauer berechnet werden:

$$\begin{aligned} t_{end,ap} = t(\Theta = 0\text{°C}) &= \frac{\Theta_{2,x}^2 \cdot (t_{3,x} - t_{2,x})}{(\Theta_{3,x} - \Theta_{2,x})^2} + t_{2,x} \\ &= \frac{1227^2 \cdot (2988 - 1818)}{(569,1 - 1227)^2} + 1818 = 5888 \text{ s} \end{aligned}$$

Setzt man die aufgeführten Eingangsgrößen in Gl. (19) ein, so erhält man für die Abbrandtiefe nach 30 min für den Test 3 von Zelinka:

$$\begin{aligned} d_{char,ap,t30} &= d_{char,ap,\infty} \cdot \left(\frac{t}{t_{end,ap}} \right)^{0,6} \cdot \frac{(0,34 \cdot (t_{3,fo} - t_{1,fo}) + 0,66 \cdot t_{end,ap})^{1,06}}{t_{end,ap}} \\ &= 56,2 \cdot \left(\frac{30 \cdot 60}{5888} \right)^{0,6} \cdot \frac{(0,34 \cdot (5649 - 533,1) + 0,66 \cdot 5888)^{1,06}}{5888} \\ &= 41,3 \text{ mm} \end{aligned}$$

Für die Abbrandtiefe nach 60 *min* erhält man mit dem vereinfachten Verfahren:

$$\begin{aligned}d_{char,ap,t60} &= 56,2 \cdot \left(\frac{60 \cdot 60}{5888}\right)^{0,6} \cdot \frac{(0,34 \cdot (5649 - 533,1) + 0,66 \cdot 5888)^{1,06}}{5888} \\ &= 60,1 \cdot \left(\frac{60 \cdot 60}{5888}\right)^{0,33} \cdot \frac{(0,34 \cdot (5649 - 533,1) + 0,66 \cdot 5888)^{1,04}}{5888} \\ &= 62,6 \text{ mm}\end{aligned}$$

Die mit dem iterativen Verfahren aus Kapitel 3.3 bestimmten Abbrandtiefen betragen für 30 *min* $d_{char,it,t30} = 34,8 \text{ mm}$ und für 60 *min* $d_{char,it,t60} = 49,3 \text{ mm}$. Die sich ergebenden relativen Abweichungen zwischen dem vereinfachten und iterativen Verfahren belaufen sich auf 18,7 % für 30 *min* und 27,0 % für 60 *min* und liegen innerhalb des Abweichungsbereichs des vereinfachten Verfahrens für die Berechnung der Endabbrandtiefe (vgl. Kapitel 5.1). Die leichte Überschätzung der Abbrandtiefe ist im Rahmen einer brandschutztechnischen Bemessung ausdrücklich erwünscht und stellt sicher, dass auch bei nicht idealisierten Randbedingungen ein konservativer Nachweis geführt wird.