



53

Maximilian Brinkmann

**Tragfähigkeit druckbeanspruchten
Lehmmauerwerks unter Berücksichtigung
nichtlinearer Feuchteprofile**

DISSERTATION

Tragfähigkeit druckbeanspruchten Lehmmauerwerks unter Berücksichtigung nichtlinearer Feuchteprofile

Vom Fachbereich Bau- und Umweltingenieurwissenschaften
der Technischen Universität Darmstadt
zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte

DISSERTATION

von

Maximilian Brinkmann M.Sc.

aus
Gelnhausen

D 17

Darmstadt 2023

Referent: Prof. Dr.-Ing. Carl-Alexander Graubner

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Ulrich Knaack

Tag der Einreichung: 12. Oktober 2022

Tag der mündlichen Prüfung: 10. Januar 2023

Herausgeber:

Prof. Dr.-Ing. Carl-Alexander Graubner

Anschrift:

Technische Universität Darmstadt
Institut für Massivbau
Franziska-Braun-Straße 3
64287 Darmstadt

Brinkmann, Maximilian:

Tragfähigkeit druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks unter Berücksichtigung nichtlinearer Feuchteprofile

Dissertationsreihe des Instituts für Massivbau, Technische Universität Darmstadt; Heft 53

Online veröffentlicht bei TUprints

URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-231365

URI: <https://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/id/eprint/23136>

Veröffentlicht unter CC BY-NC-SA 4.0 International - Creative Commons, Namensnennung, Nicht-kommerziell, Weitergabe unter gleichen Bedingungen
(<https://creativecommons.org/licenses/by-nc-sa/4.0/>)

Maximilian Brinkmann

Geboren 1996 in Gelnhausen. Von 2014 bis 2019 Studium des Bauingenieurwesens an der Technischen Universität Darmstadt. Auszeichnung der Masterthesis mit dem DVL Lehm-baupreis. Von 2019 bis 2022 wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Massivbau der Technischen Universität Darmstadt. Seit 2022 Mitarbeiter im Normungsausschuss Lehm-bau (NA 005-06-08).

VORWORT

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Massivbau der Technischen Universität Darmstadt.

Besonderer Dank für das mir entgegengebrachte Vertrauen gebührt meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Carl-Alexander Graubner. Er inspirierte mich durch seine Leidenschaft für den Mauerwerksbau zur Erstellung der vorliegenden Arbeit und unterstützte mich mit seiner langjährigen Erfahrung während der gesamten Bearbeitungszeit durch wertvolle Ratschläge sowie ausführliche Fachdiskussionen.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Ulrich Knaack möchte ich herzlich für das Interesse an meinen Forschungsarbeiten und für die Übernahme des Korreferates danken.

Für den sehr hilfreichen fachlichen Austausch im Bereich des Lehmbaus sowie für die reibungslose und konstruktive Zusammenarbeit im Rahmen unseres gemeinsamen Forschungsprojekts danke ich Herrn Philipp Wiehle, M.Sc. von der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung.

Für die spannenden wissenschaftlichen Diskussionen, den starken kollegialen Zusammenhalt, die stetige Hilfsbereitschaft sowie die tollen gemeinsamen Erlebnisse möchte ich mich darüber hinaus sehr herzlich bei allen Kollegen bedanken, mit denen ich während meiner Zeit am Institut für Massivbau zusammenarbeiten durfte. Besonderer Dank gilt dabei Herrn Dr.-Ing. Dominik Müller, Herrn Dominik Hiesch, M.Sc., Herrn Prof. Dr.-Ing. Valentin Förster, Herrn Lukas Bujotzek, M.Sc. sowie Herrn Johannes Koert, M.Sc. für die kritische und sorgfältige Durchsicht der Entwurfsfassung dieser Arbeit.

Außerdem möchte ich mich bei allen Studierenden bedanken, die mich im Rahmen von Abschlussarbeiten bei der Umsetzung dieser Arbeit unterstützt haben.

Abschließend danke ich meinen Eltern Heike und Matthias sowie meiner ganzen Familie herzlich dafür, dass sie mir meinen Bildungsweg ermöglicht haben und mir in allen Lebensbereichen fortwährend beistehen. Ein besonders großer Dank gebührt dabei meiner Partnerin Patricia für ihre liebevolle und bedingungslose Unterstützung, mit der sie mir sowohl persönlich als auch fachlich eine unverzichtbare Hilfestellung bei der Erstellung dieser Arbeit war.

Darmstadt, Januar 2023

Maximilian Brinkmann

ZUSAMMENFASSUNG

Lehmmauerwerk bietet sich auf Grund einer Vielzahl ökologischer und bauphysikalischer Vorteile zur Errichtung klimafreundlicher und ressourcenschonender Gebäude an. Für den verbreiteten Einsatz tragenden Lehmmauerwerks ist jedoch ein Bemessungsverfahren erforderlich, welches das feuchteabhängige Materialverhalten dieses Baustoffs zutreffend berücksichtigt.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden daher zunächst instationäre hygrothermische Simulationen an praxisüblichen Lehmmauerwerkskonstruktionen durchgeführt, um die bemessungsrelevante Materialfeuchte und deren Verteilung innerhalb des Querschnitts für verschiedene Anwendungsfälle zu ermitteln. Darüber hinaus erfolgt eine Analyse des Klimaeinflusses auf das Materialverhalten unstabilisierter Lehmbaumstoffe mittels experimenteller Untersuchungen. Auf dieser Grundlage werden sowohl numerische als auch analytische Traglastmodelle entwickelt, welche es erlauben, die Tragfähigkeit druckbeanspruchten Lehmmauerwerks unter Berücksichtigung nichtlinearer Feuchteprofile wirklichkeitsnah zu ermitteln. Abschließend werden die gewonnenen Erkenntnisse in einen praxisnahen Bemessungsvorschlag überführt, welcher die Möglichkeit eines wirtschaftlichen und zuverlässigen Nachweises druckbeanspruchter Lehmmauerwerkswände bietet.

ABSTRACT

Earth masonry offers multiple ecological and comfort-related advantages for the construction of environmental-friendly and sustainable buildings. However, for the widespread use of load-bearing earth masonry, a design method that takes the moisture-dependent behaviour of this material into account, is required.

Within the scope of the present work, hygrothermal simulations on typical earth masonry structures are carried out in order to determine the design-relevant material moisture content and its distribution within the cross-section for various application cases. In addition, experimental investigations are conducted to analyse the influence of various climate conditions on the material behaviour of unstabilised earth masonry. On this basis, numerical and analytical methods are developed, which allow the precise calculation of the load-bearing capacity of earth masonry under compression considering nonlinear moisture profiles. Finally, the obtained results are transferred into a design proposal, which enables an economical and reliable design of earth masonry walls subjected to vertical loads.

INHALTSVERZEICHNIS

Symbole und Abkürzungen	V
1 Einleitung.....	1
1.1 Motivation.....	1
1.2 Zielsetzung.....	4
1.3 Vorgehensweise.....	4
2 Stand der Technik.....	7
2.1 Tragverhalten von Mauerwerk unter Druckbeanspruchung	7
2.1.1 Grundlagen	7
2.1.2 Modellierung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung	9
2.1.3 Berechnung der Wandtragfähigkeit	12
2.1.3.1 Grundlagen	12
2.1.3.2 Querschnittstragfähigkeit	14
2.1.3.3 Systemtragfähigkeit.....	17
2.2 Bemessungsregeln für druckbeanspruchtes Mauerwerk	24
2.2.1 Einführung	24
2.2.2 DIN EN 1996-3/NA	25
2.2.3 Lehmbau Regeln	28
2.3 Hygrothermisches Materialverhalten mineralischer Baustoffe	29
2.3.1 Einführung	29
2.3.2 Hygrisches Materialverhalten	29
2.3.2.1 Feuchtespeicherung	29
2.3.2.2 Feuchtetransport	32
2.3.3 Thermisches Materialverhalten.....	36
2.3.3.1 Wärmespeicherung.....	36
2.3.3.2 Wärmetransport	36
2.4 Lehmstoffe	39
2.4.1 Einführung	39
2.4.2 Grundlegende Materialeigenschaften.....	40
2.4.3 Festigkeits- und Verformungseigenschaften.....	44
2.4.3.1 Einführung.....	44
2.4.3.2 Lehmsteine	44
2.4.3.3 Lehmmauermörtel	48

2.4.3.4	Lehmmauerwerk.....	51
2.4.3.5	Zusammenfassung	56
2.4.4	Hygrothermische Materialeigenschaften	57
2.4.4.1	Einführung.....	57
2.4.4.2	Feuchtespeicherung	58
2.4.4.3	Feuchtetransport	60
2.4.4.4	Wärmespeicherung	61
2.4.4.5	Wärmetransport	63
3	Hygrothermische Analyse praxisüblicher Lehmmauerwerkskonstruktionen.....	65
3.1	Einführung	65
3.2	Allgemeine Simulationsrandbedingungen.....	66
3.3	Materialmodellierung.....	68
3.4	Klimarandbedingungen.....	70
3.5	Sensitivitätsstudie	72
3.5.1	Außenwände.....	72
3.5.1.1	Referenzaußenwand	72
3.5.1.2	Außen- und Innendämmung	75
3.5.1.3	Außenklima	78
3.5.1.4	Innenklima.....	84
3.5.2	Innenwände	86
3.6	Feuchtereferenzprofile praxisüblicher Lehmmauerwerkskonstruktionen	88
3.7	Näherungsfunktion für nichtlineare Feuchteprofile.....	91
3.8	Zusammenfassung	94
4	Experimentelle Untersuchungen zur Klimaabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften.....	96
4.1	Einführung	96
4.2	Lehmsteine.....	98
4.3	Lehmmauermörtel.....	105
4.4	Lehmmauerwerk.....	110
4.4.1	Einführung.....	110
4.4.2	Untersuchungen zum Einfluss der relativen Luftfeuchte.....	112
4.4.3	Untersuchungen zum Einfluss der Temperatur.....	117
4.5	Zusammenfassung	119

5	Analyse der Tragfähigkeit druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks	122
5.1	Einführung	122
5.2	Modellierung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung	122
5.3	Einfluss nichtlinearer Feuchteprofile auf die Spannungsverteilung	131
5.4	Querschnittstragfähigkeit von Lehm-mauerwerk	133
5.4.1	Numerische Berechnungsmethode	133
5.4.2	Analytische Berechnungsmethode	136
5.4.2.1	Einführung	136
5.4.2.2	Ausgangswert der Querschnittstragfähigkeit	137
5.4.2.3	Berücksichtigung der mittleren Materialfeuchte innerhalb der Druckzone	139
5.4.2.4	Berücksichtigung der Differenz zwischen Kern- und Randfeuchte	142
5.4.2.5	Berücksichtigung der Differenz zwischen den Randfeuchten	149
5.4.2.6	Kombination von Kern- und Randfeuchtedifferenzen	157
5.5	Systemtragfähigkeit von Lehm-mauerwerk	159
5.5.1	Einführung	159
5.5.2	Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehung	160
5.5.3	Numerische Berechnungsmethode	165
5.5.4	Analytische Berechnungsmethode	169
5.5.4.1	Einführung	169
5.5.4.2	Ausgangswert der Systemtragfähigkeit	170
5.5.4.3	Berücksichtigung konstanter und nichtlinearer Feuchteprofile	173
5.5.4.4	Berücksichtigung der Biegezugfestigkeit	179
5.6	Zusammenfassung	181
6	Bemessungsvorschlag für druckbeanspruchtes Lehm-mauerwerk. 185	
6.1	Einführung	185
6.2	Semiprobabilistisches Teilsicherheitskonzept	186
6.3	Analytisches Bemessungsverfahren	189
6.3.1	Allgemeines	189
6.3.2	Ausgangswert der Wandtragfähigkeit nach DIN EN 1996-3/NA	190
6.3.3	Tabellarische Ermittlung der feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren	194
6.3.4	Rechnerische Ermittlung der feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren	197
6.4	Numerisches Bemessungsverfahren	198
6.5	Vereinfachter Normungsvorschlag	199

7 Zusammenfassung und Ausblick	204
8 Literatur	209
Anhang.....	225

SYMBOLS UND ABKÜRZUNGEN

Große lateinische Buchstaben:

A	Querschnittsfläche
A_w	Wasseraufnahmekoeffizient (Bezugszeit in Sekunden)
D_v	Wasserdampfdiffusionskoeffizient in Luft
D_w	Flüssigwassertransportkoeffizient mit der Materialfeuchte als treibende Potentialgröße
D_φ	Flüssigwassertransportkoeffizient mit der relativen Luftfeuchte als treibende Potentialgröße
E	Elastizitätsmodul von Mauerwerk
E_0	Tangentenelastizitätsmodul von Mauerwerk im Ursprung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung
$E_{0,50\%};$ $E_{0,23^\circ\text{C}}$	Tangentenelastizitätsmodul von Mauerwerk im Ursprung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung bei einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \%$ und einer Temperatur von $\theta = 23 \text{ C}^\circ$
$E_{0,33}$	Sekantenelastizitätsmodul von Mauerwerk bei einem Drittel der Druckfestigkeit
$E_{0,33,50\%};$ $E_{0,33,23^\circ\text{C}}$	Sekantenelastizitätsmodul von Mauerwerk bei einem Drittel der Druckfestigkeit sowie einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \%$ und einer Temperatur von $\theta = 23 \text{ C}^\circ$
$E_{0,33,\text{cal}}$	Rechnerisch ermittelter Sekantenelastizitätsmodul von Mauerwerk bei einem Drittel der Druckfestigkeit
$E_{0,33,\text{exp}}$	Experimentell ermittelter Sekantenelastizitätsmodul von Mauerwerk bei einem Drittel der Druckfestigkeit
$E_{0,33,\text{max}}$	Maximalwert einer Stichprobe des Sekantenelastizitätsmoduls von Mauerwerk bei einem Drittel der Druckfestigkeit
$E_{0,33,\text{min}}$	Minimalwert einer Stichprobe des Sekantenelastizitätsmoduls von Mauerwerk bei einem Drittel der Druckfestigkeit
$E_{0,33,\text{mittel}}$	Arithmetisches Mittel einer Stichprobe des Sekantenelastizitätsmoduls von Mauerwerk bei einem Drittel der Druckfestigkeit
E_f	Sekantenelastizitätsmodul von Mauerwerk bei Erreichen der Druckfestigkeit
E_b	Elastizitätsmodul eines Mauersteins
$E_{b,50\%}$	Elastizitätsmodul eines Mauersteins bei einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \%$ und einer Temperatur von $\theta = 23 \text{ C}^\circ$
$E_{b,\text{cal}}$	Rechnerisch ermittelter Elastizitätsmodul eines Mauersteins
$E_{b,\text{exp}}$	Experimentell ermittelter Elastizitätsmodul eines Mauersteins
E_{mo}	Elastizitätsmodul eines Mauermörtels
$E_{\text{mo},50\%}$	Elastizitätsmodul eines Mauermörtels bei einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \%$ und einer Temperatur von $\theta = 23 \text{ C}^\circ$
$E_{\text{mo},\text{cal}}$	Rechnerisch ermittelter Elastizitätsmodul eines Mauermörtels
$E_{\text{mo},\text{exp}}$	Experimentell ermittelter Elastizitätsmodul eines Mauermörtels

Symbole und Abkürzungen

H	Gebäudehöhe
I	Flächenträgheitsmoment
K_E	Verhältniswert des Sekantenelastizitätsmoduls $E_{0,33}$ und der charakteristischen Druckfestigkeit f_k von Mauerwerk
M	Feuchteabhängiger Anpassungsfaktor für die normative Bemessung
N	Normalkraft
$N_{Ed,min}$	Bemessungswert der kleinsten Normalkraft in Wandhöhenmitte
N_R	Aufnehmbare Normalkraft
$N_{R,I}$	Aufnehmbare Normalkraft des Querschnitts
$N_{R,II}$	Aufnehmbare Normalkraft des Systems
N_{Rd}	Bemessungswert der maximal aufnehmbaren Normalkraft
$N_{Rd,\varphi}$	Bemessungswert der maximal aufnehmbaren Normalkraft unter Berücksichtigung des Feuchteinflusses
Q	Wärmemenge
R^2	Bestimmtheitsmaß (Quadrat des Korrelationskoeffizienten nach Bravais und Pearson)
R	Wärmedurchlasswiderstand
R_{tot}	Gesamter Wärmedurchlasswiderstand
R_S	Jährliche Schlagregenmenge
R_{se}	Äußerer Wärmeübergangswiderstand
R_{si}	Innerer Wärmeübergangswiderstand
R_v	Spezifische Gaskonstante von Wasserdampf
S_N	Solarkonstante
T	Temperatur
U	Wärmedurchgangskoeffizient
V	Plastizitätsfaktor
W_p	Wasseraufnahme eines Dämmstoffs bei kurzzeitigem, teilweisem Eintauchen
W_w	Wasseraufnahmekoeffizient (Bezugszeit in Stunden)
$W_{w,max}$	Maximalwert einer Stichprobe des Wasseraufnahmekoeffizienten (Bezugszeit in Stunden)
$W_{w,min}$	Minimalwert einer Stichprobe des Wasseraufnahmekoeffizienten (Bezugszeit in Stunden)
$W_{w,mittel}$	Arithmetisches Mittel einer Stichprobe des Wasseraufnahmekoeffizienten (Bezugszeit in Stunden)

Kleine lateinische Buchstaben:

a	Abstand zwischen dem Schwerpunkt der Druckspannungsverteilung und dem nächstgelegenen Querschnittsrand
b	Proportionalitätsfaktor zur Approximation der Feuchtespeicherfunktion
b_n	Breite eines Netzelements

b_u	Feuchteabhängiger Wärmeleitfähigkeitszuschlag
c	Spezifische Wärmespeicherkapazität
c_{\max}	Maximalwert einer Stichprobe der spezifischen Wärmespeicherkapazität
c_{\min}	Minimalwert einer Stichprobe der spezifischen Wärmespeicherkapazität
c_{mittel}	Arithmetisches Mittel einer Stichprobe der spezifischen Wärmespeicherkapazität
d	Schichtdicke
e	Exzentrizität
e_0	Planmäßige Exzentrizität
e_i	Unplanmäßige Exzentrizität
e_I	Exzentrizität nach Theorie I. Ordnung
e_{II}	Exzentrizität nach Theorie II. Ordnung
Δe_{II}	Zusatzexzentrizität nach Theorie II. Ordnung
e_k	Exzentrizität infolge Kriechens
e_{lim}	Grenzexzentrizität bei Aufreißen des Querschnitts
e_m	Exzentrizität infolge äußerer Beanspruchungen
f	Mauerwerksdruckfestigkeit
$f_{50\%}; f_{23^\circ\text{C}}$	Mauerwerksdruckfestigkeit bei einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \%$ und einer Temperatur von $\theta = 23 \text{ C}^\circ$
f_{cal}	Rechnerisch ermittelte Mauerwerksdruckfestigkeit
f_d	Bemessungswert der Mauerwerksdruckfestigkeit
$f_{d,50\%}$	Bemessungswert der Mauerwerksdruckfestigkeit bei einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \%$ und einer Temperatur von $\theta = 23 \text{ C}^\circ$
f_{exp}	Experimentell ermittelte Mauerwerksdruckfestigkeit
f_k	Charakteristische Mauerwerksdruckfestigkeit
$f_{k,50\%}$	Charakteristische Mauerwerksdruckfestigkeit bei einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \%$ und einer Temperatur von $\theta = 23 \text{ C}^\circ$
f_{\max}	Maximalwert einer Stichprobe der Mauerwerksdruckfestigkeit
f_{\min}	Minimalwert einer Stichprobe der Mauerwerksdruckfestigkeit
f_{mittel}	Arithmetisches Mittel einer Stichprobe der Mauerwerksdruckfestigkeit
f_b	Steindruckfestigkeit
$f_{b,50\%}$	Steindruckfestigkeit bei einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \%$ und einer Temperatur von $\theta = 23 \text{ C}^\circ$
$f_{b,\text{cal}}$	Rechnerisch ermittelte Steindruckfestigkeit
$f_{b,\text{exp}}$	Experimentell ermittelte Steindruckfestigkeit
$f_{b,\max}$	Maximalwert einer Stichprobe der Steindruckfestigkeit
$f_{b,\min}$	Minimalwert einer Stichprobe der Steindruckfestigkeit
$f_{b,\text{mittel}}$	Arithmetisches Mittel einer Stichprobe der Steindruckfestigkeit
f_{mo}	Mörteldruckfestigkeit
$f_{\text{mo},50\%}$	Mörteldruckfestigkeit bei einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \%$ und einer Temperatur von $\theta = 23 \text{ C}^\circ$

Symbole und Abkürzungen

$f_{mo,cal}$	Rechnerisch ermittelte Mörteldruckfestigkeit
$f_{mo,exp}$	Experimentell ermittelte Mörteldruckfestigkeit
f_t	Biegezugfestigkeit von Mauerwerk senkrecht zur Lagerfuge
$f_{t,k}$	Charakteristische Biegezugfestigkeit von Mauerwerk senkrecht zur Lagerfuge
f_{vk0}	Charakteristische Haftscherfestigkeit
g	Flüssigkeitsstromdichte
g_v	Wasserdampfdiffusionsstromdichte
$g_{v,a}$	Wasserdampfdiffusionsstromdichte innerhalb der Luft
g_w	Flüssigwasserstromdichte
h	Lichte Wandhöhe
h_{ef}	Effektive Höhe bzw. Knicklänge
h_K	Wärmeübergangskoeffizient durch Konvektion
k	Bezogener Tangentenelastizitätsmodul im Ursprung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung
$k_{50\%}; k_{23^\circ C}$	Bezogener Tangentenelastizitätsmodul im Ursprung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung bei einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \%$ und einer Temperatur von $\theta = 23 \text{ C}^\circ$
k_{cal}	Rechnerisch ermittelter bezogener Tangentenelastizitätsmodul im Ursprung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung
k_{exp}	Experimentell ermittelter bezogener Tangentenelastizitätsmodul im Ursprung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung
k_{max}	Maximalwert einer Stichprobe des bezogenen Tangenten-elastizitätsmoduls im Ursprung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung
k_{min}	Minimalwert einer Stichprobe des bezogenen Tangenten-elastizitätsmoduls im Ursprung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung
k_{mittel}	Arithmetisches Mittel einer Stichprobe des bezogenen Tangenten-elastizitätsmoduls im Ursprung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung
k_a	Bezogener Abstand zwischen dem Schwerpunkt der Druckspannungsverteilung und dem nächstgelegenen Querschnittsrand
k_x	Bezogene Druckzonenhöhe
l	Wandlänge
l_f	Stützweite einer Geschossdecke
m	Masse
n	Bezogene einwirkende Normalkraft; Versuchs- bzw. Stichprobenumfang; Porosität
n_{max}	Bezogene maximal einwirkende Normalkraft
$n_{max,start}$	Bezogene maximal einwirkende Normalkraft zu Beginn der Iteration
n_{min}	Bezogene minimal einwirkende Normalkraft
$n_{min,start}$	Bezogene minimal einwirkende Normalkraft zu Beginn der Iteration

Δn	Differenz zwischen maximal und minimal einwirkender bezogener Normalkraft
$n_{Ed,min}$	Bemessungswert der minimal einwirkenden Normalkraft
n_R	Bezogene aufnehmbare Normalkraft
$n_{R,I}$	Bezogene aufnehmbare Normalkraft des Querschnitts
$n_{R,I,max}$	Bezogene maximal aufnehmbare Normalkraft des Querschnitts
p	Wasserdampfpartialdruck
q	Wärmestrom
q_K	Wärmestrom durch Konvektion
q_l	Wärmestrom durch Wärmeleitung
q_s	Wärmestrom durch langwellige Wärmeabstrahlung
q_{Ewd}	Bemessungswert der einwirkenden Windlast
q_k	Charakteristische Nutzlast
t	Wanddicke; Zeit
Δt	Zeitschrittweite
t_b	Deckenauflagertiefe
u	Baustoffmassebezogene Masse der Materialfeuchte
v	Wasserdampfkonzentration in der Luft
w	Baustoffvolumenbezogene Masse der Materialfeuchte; Verformung quer zur Wandachse
w_f	Baustoffvolumenbezogene Masse der Materialfeuchte bei freier Sättigung
x	Druckzonenhöhe
z	Laufvariable über die Querschnittsdicke

Griechische Buchstaben:

α_0	Völligkeit des Verfestigungsbereichs einer Spannungs-Dehnungs-Beziehung
α_R	Völligkeit der Spannungsverteilung innerhalb der Druckzone
α_φ	Anpassungsfaktor zur Berücksichtigung der mittleren Feuchte innerhalb der Druckzone
β	Knicklängenbeiwert
β_φ	Anpassungsfaktor zur Berücksichtigung der Differenz zwischen der Kernfeuchte und der Randfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand
$\beta_{\varphi,max}$	Maximalwert des Anpassungsfaktors zur Berücksichtigung der Differenz zwischen der Kernfeuchte und der Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand

Symbole und Abkürzungen

γ_φ	Anpassungsfaktor zur Berücksichtigung der Differenz zwischen der Materialfeuchte am weniger gestauchten Querschnittsrand und der Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand
γ_G	Teilsicherheitsbeiwert für ständige Lasten
γ_M	Materialeseitiger Teilsicherheitsbeiwert
γ_Q	Teilsicherheitsbeiwert für veränderliche Lasten
δ_a	Wasserdampfleitkoeffizient in Luft
$\Delta\varphi_{2-1}$	Differenz zwischen der Materialfeuchte am weniger gestauchten Querschnittsrand und der Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand
$\Delta\varphi_{3-1}$	Differenz zwischen der Kernfeuchte und der Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand
ε	Dehnung
$\varepsilon_{50\%}$	Dehnung bei einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \%$ und einer Temperatur von $\theta = 23 \text{ C}^\circ$
ε_f	Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit
ε_{ft}	Dehnung bei Erreichen der Zugfestigkeit
$\varepsilon_{f,50\%}; \varepsilon_{f,23^\circ\text{C}}$	Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit sowie einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \%$ und einer Temperatur von $\theta = 23 \text{ C}^\circ$
ε_{ult}	Bruchdehnung
η	Bezogene Dehnung
η_1	Bezogene Dehnung am stärker gestauchten Querschnittsrand
η_2	Bezogene Dehnung am schwächer gestauchten Querschnittsrand
η_f	Bezogene Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit
η_{ft}	Bezogene Dehnung bei Erreichen der Zugfestigkeit
η_s	Zur Schwerachse einer Spannungsverteilung gehörende bezogene Dehnung
η_{ult}	Bezogene Bruchdehnung
θ	Temperatur
θ_a	Temperatur eines strömenden Trägermediums
θ_b	Temperatur eines Feststoffs
$\bar{\kappa}$	Bezogene Querschnittskrümmung
λ	Wärmeleitfähigkeit
λ_0	Wärmeleitfähigkeit eines trockenen Baustoffs
λ_a	Wärmeleitfähigkeit von Luft
λ_w	Wärmeleitfähigkeit von Wasser
μ	Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl
μ_{max}	Maximalwert einer Stichprobe der Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl
μ_{min}	Minimalwert einer Stichprobe der Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl

μ_{mittel}	Arithmetisches Mittel einer Stichprobe der Wasserdampfdiffusions-widerstandszahl
ρ	Rohdichte
ρ_0	Trockenrohddichte eines Baustoffs
ρ_{max}	Maximalwert einer Stichprobe der Rohdichte
ρ_{min}	Minimalwert einer Stichprobe der Rohdichte
ρ_{mittel}	Arithmetisches Mittel einer Stichprobe der Rohdichte
ρ_w	Rohdichte von Wasser
ρ_2	Knicklängenbeiwert für zweiseitig gehaltene Wände
σ	Normalspannung
σ_φ	Feuchteabhängig skalierte Normalspannung
φ	(Äquivalente) relative Luftfeuchte
φ_1	Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand
φ_2	Materialfeuchte am schwächer gestauchten Querschnittsrand
φ_3	Materialfeuchte in der Querschnittsmitte
$\varphi_{m,x}$	Mittlere Materialfeuchte innerhalb der Druckzone
Φ	Bezogene Tragfähigkeit
Φ_1	Traglastfaktor am Wandkopf bzw. Wandfuß gemäß DIN EN 1996-3/NA (2019)
Φ_I	Bezogene Querschnittstragfähigkeit
$\Phi_{I,\varphi}$	Bezogene Querschnittstragfähigkeit mit Berücksichtigung des Feuchteinflusses
$\Phi_{I,\varphi,ana}$	Analytisch ermittelte bezogene Querschnittstragfähigkeit mit Berücksichtigung des Feuchteinflusses
$\Phi_{I,\varphi,num}$	Numerisch ermittelte bezogene Querschnittstragfähigkeit mit Berücksichtigung des Feuchteinflusses
$\Phi_{I,0}$	Bezogene Querschnittstragfähigkeit unter Vernachlässigung des Entfestigungsbereichs
$\Phi_{I,cal}$	Rechnerisch ermittelte bezogene Querschnittstragfähigkeit
$\Phi_{I,exp}$	Experimentell ermittelte bezogene Querschnittstragfähigkeit
Φ_2	Traglastfaktor in Wandhöhenmitte gemäß DIN EN 1996-3/NA (2019)
Φ_{II}	Bezogene Systemtragfähigkeit
$\Phi_{II,cal}$	Rechnerisch ermittelte bezogene Systemtragfähigkeit
$\Phi_{II,cr}$	Bezogene Systemtragfähigkeit der vollständig gerissenen Wand
$\Phi_{II,exp}$	Experimentell ermittelte bezogene Systemtragfähigkeit
$\Phi_{II,sb}$	Bezogene Systemtragfähigkeit bei Stabilitätsversagen unter Berücksichtigung der Biegezugfestigkeit senkrecht zur Lagerfuge
$\Phi_{II,\varphi}$	Bezogene Systemtragfähigkeit mit Berücksichtigung des Feuchteinflusses
Φ_{pl}	Bezogene Querschnittstragfähigkeit unter Ansatz starr-plastischen Materialverhaltens

Φ_s	Traglastfaktor zur Berücksichtigung der Schlankheit und der Lastausmitte gemäß DIN EN 1996-3/NA (2019)
Φ_∞	Endkriechzahl
χ_1	Anpassungsfaktor der bezogenen Systemtragfähigkeit zur Berücksichtigung eines nicht oder nur teilweise gerissenen Querschnitts
χ_2	Anpassungsfaktor der bezogenen Systemtragfähigkeit zur Berücksichtigung des Entfestigungsbereichs der Spannungs-Dehnungs-Beziehung
Ψ	Baustoffvolumenbezogenes Volumen der Materialfeuchte
ζ	Dauerstandsfaktor

Einheiten:

°C	Grad Celsius
%	Prozent
‰	Promille
a	Jahr
cm	Zentimeter
g	Gramm
h	Stunde
J	Joule
K	Kelvin
kg	Kilogramm
kN	Kilonewton
kWh	Kilowattstunde
m	Meter
mm	Millimeter
N	Newton
s	Sekunde
W	Watt
µm	Mikrometer

Abkürzungen:

BET	Brunauer, Emmet und Teller
bzw.	Beziehungsweise
ca.	Circa
DF	Dünformat
DIN	Deutsches Institut für Normung
EN	Europäische Norm
et al.	Und andere
EW	Einzelwert

GEG	Gebäudeenergiegesetz
Gl.	Gleichung
Hrsg.	Herausgeber
HRV	Hygrothermische Referenzjahre
ID	Identifikationsnummer
ISO	International Organization for Standardization
k. E.	Keine Einschränkung
Max.	Maximalwert
Min.	Minimalwert
MW	Arithmetischer Mittelwert
NA	Nationaler Anhang
NF	Normalformat
StabW	Standardabweichung
TRY	Testreferenzjahre
VarK	Variationskoeffizient
vgl.	Vergleiche
WTA	Wissenschaftlich-technische Arbeitsgemeinschaft
z. B.	Zum Beispiel

1 EINLEITUNG

1.1 Motivation

Lehm ist einer der traditionsreichsten Massivbaustoffe der Menschheitsgeschichte, dessen Verwendung zur Errichtung tragender Gebäudestrukturen durch archäologische Funde im Südwesten Asiens bis in das präkeramische Neolithikum vor über 9000 Jahren zurückdatiert werden kann (vgl. Mellaart (1967)). Hierbei diente Lehm zunächst als Grundbaustoff für einfache Wohngebäude. Im weiteren geschichtlichen Verlauf wurden die Lehmbautechniken jedoch stetig weiterentwickelt, wodurch auch bekannte Monumentalbauten wie z. B. die chinesische Mauer oder die Grabanlage von Ramses II. in Ägypten abschnittsweise aus Lehm errichtet werden konnten (vgl. Schroeder (2009), (2019)). Auf Grund der flächendeckenden Verfügbarkeit, der einfachen und kostengünstigen Verarbeitbarkeit sowie den bauphysikalischen Vorzügen werden Lehmbaustoffe insbesondere in ariden Klimazonen sehr geschätzt. Die in Abbildung 1-1 dargestellten mehrgeschossigen Wohngebäude aus den jemenitischen Altstädten von Shibam und Sanaa bezeugen dabei seit Jahrhunderten eindrucksvoll die Leistungsfähigkeit von Tragstrukturen aus Lehm. Auch heutzutage lebt noch ungefähr ein Drittel der gesamten Menschheit in Lehmgebäuden, wobei dieser Anteil in den Entwicklungsländern des afrikanischen und asiatischen Raums noch bedeutend höher ausfällt (vgl. Minke (2021)).



Abbildung 1-1: Mehrgeschossige Lehmbauten aus den jemenitischen Städten Shibam (links) und Sanaa (rechts) (vgl. UNESCO World Heritage Convention (2022a), (2022b))

Hierzulande wurden Lehmbaustoffe zur Errichtung tragender Strukturen im Zuge der Industrialisierung größtenteils durch industriell gefertigte, hochfeste Materialien wie Beton oder moderne Mauerwerksbaustoffe aus dem Neubausegment verdrängt. Der Einsatz von Lehmbaustoffen beschränkt sich daher meist nur noch auf den nichttragenden Bereich, z. B. im Rahmen der Denkmalsanierung oder der Wandverkleidung. Infolge der voranschreitenden Klimakrise und der damit einhergehenden Notwendigkeit des ressourcenschonenden Bauens rückte Lehm als umweltfreundlicher und kostengünstiger Massivbaustoff in den

letzten Jahren jedoch wieder zunehmend in den Fokus der Bauwirtschaft sowie der Bau-
forschung. Hierbei wird neben der grundlegenden Weiterentwicklung der klassischen
Lehmbautechniken, wie dem Lehm-mauerwerksbau oder dem Stampflehm-bau, auch die Er-
schließung innovativer Einsatzgebiete wie z. B. dem 3D-Drucken von Lehmhäusern (vgl.
Katwala (2021)) angestrebt. Insbesondere der emissionsarme Herstellungs- und Erhär-
tungsprozess ungebrannten Lehms sowie dessen verbreitete lokale Verfügbarkeit wirken
sich dabei im Vergleich zu anderen Materialien positiv auf die Ökobilanz dieses Naturbau-
stoffs aus (vgl. z. B. Morel et al. (2001), Illampas et al. (2009), Ruzicka & Mancik (2012),
Schroeder (2019)). Betrachtet man den gesamten Lebenszyklus eines Gebäudes ist zudem
die vollständige Wiederverwendbarkeit von Lehm-materialien am Ende ihrer Nutzungs-
dauer hervorzuheben. Bedingt durch das Plastizieren des Lehms bei Kontakt mit Wasser
lässt sich Abbruchmaterial mit einfachen Aufbereitungsverfahren ganzheitlich in den Stoff-
kreislauf zurückführen und auf gleichbleibendem Verwertungs-niveau wiederverwenden.
Um die konkreten Umweltauswirkungen von Lehm-baustoffen im Rahmen von Lebenszyk-
lusanalysen nach aktuellem Stand der Technik quantifizieren und mit anderen Materialien
fundiert vergleichen zu können, wurde bereits eine Musterumweltproduktdeklaration für
Lehmputze erstellt – weitere Umweltproduktdeklarationen für Lehmsteine, Lehm-mauer-
mörtel und Lehmplatten befinden sich aktuell in Bearbeitung (vgl. Schroeder & Lemke
(2020)). Eine weitere vielversprechende Möglichkeit zur ressourcenschonenden Errichtung
ganzer Wohnquartiere aus Lehm-bauwerken ist die lokale Aufbereitung des im Rahmen der
Baumaßnahmen anfallenden Bodenaushubs mit Hilfe mobiler Feldfabriken. Die auf diesem
Weg erzeugten Lehm-baustoffe können nach der Aufbereitung direkt für die Errichtung des
geplanten Wohnquartiers verwendet werden und reduzieren somit den An- und Abtransport
sowie den Bedarf an zusätzlichen Materialien auf ein Minimum. Der Einsatz mobiler Feld-
fabriken zur Produktion von Lehm-baustoffen soll zukünftig im Rahmen eines französi-
schen Pilotprojekts erprobt werden (vgl. Stacher (2018)).

Neben dem Gesichtspunkt der Nachhaltigkeit bieten Lehm-baustoffe zudem diverse bau-
physikalische Vorteile. In diesem Kontext ist zunächst das ausgeprägt hygroskopische Ver-
halten von Lehm und die damit einhergehende Möglichkeit zur effektiven Feuchteregulie-
rung von Innenräumen zu nennen. In Kombination mit den typischen bauphysikalischen
Vorzügen eines Massivbaustoffs, wie einer ausgeprägten Wärmespeicherfähigkeit sowie
einer erhöhten Schalldämmung, können Lehm-bauteile einen erheblichen Beitrag zu einem
konstanten, behaglichen und gesunden Raumklima leisten, weshalb sich deren Verwen-
dung insbesondere im Wohnungsbau anbietet (vgl. Arundel et al. (1986), Morton et al.
(2005), Rempel & Rempel (2016), Hartmann (2017)). Da ca. 72 % aller in Deutschland im
Jahr 2020 neu errichteten Wohngebäude aus Mauerwerk hergestellt wurden (vgl. Statisti-
sches Bundesamt (2021)), bietet Lehm-mauerwerk im Vergleich zu anderen Lehm-bautech-
niken besonderes Potential für eine niedrigschwellige Marktintegration. Lehmsteine sowie
Lehm-mauermörtel können unter normativ geregelten Qualitätsanforderungen industriell

hergestellt werden und, unter Beachtung einiger materialspezifischen Besonderheiten, wie herkömmliches Mauerwerk verarbeitet werden. Lehmmauerwerk bietet somit eine vielversprechende Möglichkeit für den Neubau nachhaltiger Wohngebäuden in Massivbauweise.

Für eine verbreitete Anwendung tragenden Lehmmauerwerks muss jedoch sichergestellt sein, dass damit errichtete Strukturen alle üblichen Anforderungen an moderne Tragwerke erfüllen. Im Zuge der Tragwerksplanung ist daher nachzuweisen, dass Lehmmauerwerkswände die allgemeinen Vorgaben der Standsicherheit, der Gebrauchstauglichkeit und der Dauerhaftigkeit zuverlässig einhalten. Aktuell geschieht dies auf Basis der bauaufsichtlich eingeführten Lehmbau Regeln von Volhard & Röhlen (2009), welche jedoch hinsichtlich des dort verankerten Nachweisverfahrens auf Basis eines globalen Sicherheitskonzepts nicht dem aktuellen Stand der Technik entsprechen und daher einer Überarbeitung bedürfen. Zudem schränkt das genannte Regelwerk den Anwendungsbereich tragender Lehmstrukturen durch diverse konservative Restriktionen erheblich ein, weshalb danach bemessene Bauteile gegenüber Tragwerken aus anderen Baustoffen oftmals unwirtschaftlich oder nicht umsetzbar sind.

Zur wirtschaftlichen Errichtung moderner und ökologischer Tragstrukturen aus Lehmmauerwerk ist die Erarbeitung eines wissenschaftlich fundierten Bemessungskonzepts somit unumgänglich. Da Mauerwerk hauptsächlich zum Abtrag von Druckbeanspruchungen eingesetzt wird, ist es naheliegend diesen Beanspruchungsfall im Rahmen der vorliegenden Arbeit vorrangig zu betrachten. Zur eingehenden Analyse der Tragfähigkeit druckbeanspruchten Lehmmauerwerks und der daran anknüpfenden Entwicklung eines konsistenten Bemessungsvorschlags müssen die materialspezifischen Besonderheiten von Lehmmauerwerk zwingend Berücksichtigung finden. In diesem Kontext ist insbesondere der Einfluss der Materialfeuchte zu nennen, welcher von bisherigen Berechnungsmodellen nicht adäquat einbezogen wird. Es ist zwar bereits bekannt, dass die Materialeigenschaften von Lehm einem nicht zu vernachlässigen Feuchteinfluss unterliegen (vgl. z. B. Hansen & Hansen (2002), Heath et al. (2009b), Müller et al. (2012b)), ein repräsentativer Zusammenhang zwischen den Festigkeits- und Verformungseigenschaften und der Materialfeuchte, welcher sich zur Implementierung in ein Traglastmodell eignen würde, konnte bisher jedoch noch nicht hergeleitet werden. Zudem ist davon auszugehen, dass die Materialfeuchte infolge instationärer Klimabedingungen in den meisten praxisrelevanten Anwendungsfällen ungleichmäßig über den Querschnitt einer Lehmmauerwerkswand verteilt ist. Dies wiederum kann zu einem Festigkeitsgradienten innerhalb des Wandquerschnitts führen, welcher ebenfalls im Rahmen der Traglastberechnung abzubilden ist. Um den Feuchteinfluss adäquat berücksichtigen zu können, fehlen bisher jedoch belastbare wissenschaftliche Erkenntnisse bezüglich des zu erwartenden bemessungsrelevanten Feuchtegehalts einer Lehmmauerwerkskonstruktion unter verschiedenen praxisüblichen Randbedingungen sowie der zugehörigen Verteilung der Materialfeuchte innerhalb des Querschnitts.

1.2 Zielsetzung

Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung eines wissenschaftlich fundierten Berechnungsmodells zur wirklichkeitsnahen Ermittlung der Tragfähigkeit druckbeanspruchten Lehmmauerwerks unter Berücksichtigung nichtlinearer Feuchteprofile. Hierbei sollen materialspezifische Besonderheiten wie die Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Lehmmauerwerk sowie deren Feuchteabhängigkeit möglichst realitätsgetreu und repräsentativ abgebildet werden. Aus diesem Grund muss als Ausgangsbasis für die Erarbeitung des Berechnungsmodells zunächst essentielles Grundlagenwissen in Bezug auf die relevanten Festigkeits- und Verformungseigenschaften sowie deren Feuchteabhängigkeit mit Hilfe umfangreicher Literaturrecherchen und experimenteller Untersuchungen gewonnen werden. Weiterhin ist sowohl der Feuchtegehalt praxisüblicher Lehmmauerwerkskonstruktionen als auch dessen Verteilung innerhalb des tragenden Querschnitts wissenschaftlich zu evaluieren. Da das Materialverhalten sowie die Ökologie von Lehm durch eine Vielzahl möglicher Zusatzstoffe oder Stabilisatoren, wie z. B. organische Fasern oder Zement, beeinflusst werden können, beschränken sich die Untersuchungen innerhalb dieser Arbeit ausschließlich auf unstabiliertes Lehmmauerwerk ohne maßgebliche Anteile organischer Additive.

Weiterhin ist es im Sinne der Anwendungsfreundlichkeit zielführend zur Berechnung der feuchtebeeinflussten Tragfähigkeit von Lehmmauerwerk ein analytisches Approximationsverfahren abzuleiten, welches den Nachweis vorwiegend druckbeanspruchter Wände ohne zeitaufwändiges und kompliziertes Iterationsverfahren ermöglicht. Das zu erarbeitende Approximationsverfahren ist anschließend in einen praxisnahen Bemessungsvorschlag zu überführen, welcher die Möglichkeit eines sicheren und wirtschaftlichen Nachweises vorwiegend druckbeanspruchter Lehmmauerwerkswände unter wirklichkeitsnahen Randbedingungen bietet.

1.3 Vorgehensweise

Im Anschluss an den Einführungsteil werden in Kapitel 2 zunächst die für diese Arbeit relevanten technischen Grundlagen dargelegt und erläutert. Hierzu wird eingangs das Tragverhalten von Mauerwerk unter vorwiegender Druckbeanspruchung erörtert. In diesem Zuge erfolgt eine Darstellung üblicher Ansätze zur Modellierung nichtlinearer Spannungs-Dehnungs-Beziehungen von Mauerwerk sowie eine detaillierte Aufarbeitung verschiedener Möglichkeiten zur rechnerischen Ermittlung der Querschnitts- und Systemtragfähigkeit unbewehrter Mauerwerkswände. Im Anschluss daran werden sowohl die Bemessungsregeln für herkömmliches Mauerwerk unter vorwiegender Druckbeanspruchung nach den vereinfachten Berechnungsmethoden gemäß DIN EN 1996-3/NA (2019) als auch die aktuell geltenden Bemessungsregeln für Lehmmauerwerk nach den Lehmbau Regeln (vgl. Volhard & Röhlen (2009)) gegenübergestellt. Im darauffolgenden Unterkapitel erfolgt eine Zusammenfassung des aktuellen Stands der Technik in Bezug auf die Modellierung des

hygrothermischen Materialverhaltens mineralischer Baustoffe. In diesem Kontext werden die im Rahmen einer numerischen Simulation üblichen Formulierungen der Speicher- und Transportprozesse für Feuchte und Wärme thematisiert. Das Grundlagenkapitel schließt mit einer Beschreibung der materialspezifischen Eigenschaften von Lehmbaustoffen. Hierbei werden vorrangig die bemessungsrelevanten Festigkeits- und Verformungseigenschaften sowie die für die spätere Ermittlung der praxisnahen Feuchteprofile benötigten bauphysikalischen Materialeigenschaften thematisiert. Repräsentative Wertebereiche der einzelnen Materialeigenschaften werden an dieser Stelle anhand umfangreicher Literaturrecherchen dargelegt.

Anschließend werden in Kapitel 3 hygrothermische Analysen praxisüblicher Lehmmauerwerkskonstruktionen mittels softwaregestützter numerischer Simulationen durchgeführt. Eingangs erfolgt hierbei zunächst eine Erläuterung der allgemeinen Simulationsrandbedingungen sowie der verwendeten hygrothermischen Materialmodelle. Daraufhin wird eine Sensitivitätsstudie durchgeführt, welche den Einfluss verschiedener Randbedingungen auf den Feuchtegehalt einer Lehmmauerwerkswand sowie dessen Verteilung innerhalb des Querschnitts nachvollziehbar darstellt. Aufbauend auf den daraus gewonnenen Erkenntnissen werden Feuchtereferenzprofile abgeleitet, welche als Grundlage für die Bemessung von typisierten Lehmmauerwerkskonstruktionen herangezogen werden können. Weiterhin wird als Basis der analytischen Traglastberechnung eine vereinfachte Approximationsgleichung zur Näherung eines nichtlinearen Feuchteprofils abgeleitet.

In Kapitel 4 wird das Versuchsprogramm zur experimentellen Ermittlung der Klimaabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Lehmmauerwerk und seinen Komponenten dargestellt. Um einen repräsentativen Zusammenhang zwischen der Materialfeuchte und den bemessungsrelevanten Materialeigenschaften wie der Druckfestigkeit und dem Elastizitätsmodul herleiten zu können, werden ausführliche Druckversuche an Lehmsteinen, Lehmmauermörtel sowie Lehmmauerwerk bei unterschiedlichen klimatischen Verhältnissen durchgeführt und ausgewertet. Der daraus abzuleitende Zusammenhang wird darüber hinaus mit Hilfe der in Kapitel 2 erarbeiteten Literaturdatenbank validiert.

Nach Abschluss der numerischen und experimentellen Grundlagenuntersuchungen erfolgt in Kapitel 5 die Entwicklung eines Rechenmodells zur wirklichkeitsnahen Ermittlung der Tragfähigkeit druckbeanspruchten Lehmmauerwerks unter expliziter Berücksichtigung nichtlinearer Feuchteprofile. Hierzu wird zunächst eine für unstabiliertes Lehmmauerwerk repräsentative Modellierungsmöglichkeit der Spannungs-Dehnungs-Linie aufgezeigt sowie der idealisierte Einfluss nichtlinearer Feuchteprofile auf die Spannungsverteilung innerhalb eines vertikal belasteten Wandquerschnitts erläutert. Daraufhin erfolgt die Entwicklung eines numerischen Rechenmodells zur iterativen Ermittlung der Querschnittstra-

gfähigkeit. Im Anschluss wird ein analytisches und geschlossen lösbares Approximationsverfahren mit Hilfe empirischer Methoden hergeleitet. Daran anknüpfend wird die iterative Berechnung der Systemtragfähigkeit unter Berücksichtigung des Schlankheitseinflusses sowie unter Einbezug realitätsnaher und feuchteabhängiger Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehungen dargelegt. Auch hier erfolgt anschließend die Entwicklung eines analytischen Approximationsverfahrens, mit dessen Hilfe die Systemtragfähigkeit von Lehmmauerwerk unter Berücksichtigung nichtlinearer Feuchteprofile näherungsweise ohne iterativen Prozess ermittelt werden kann.

Aufbauend auf den erarbeiteten Berechnungsverfahren sowie den mittels hygrothermischer Analysen hergeleiteten Feuchtereferenzprofilen für typisierte Lehmmauerwerkkonstruktionen wird in Kapitel 6 ein praxisnaher und anwendungsfreundlicher Bemessungsvorschlag für vorwiegend druckbeanspruchte Lehmmauerwerkswände dargelegt.

Abschließend werden in Kapitel 7 die wichtigsten Erkenntnisse der vorliegenden Arbeit zusammengefasst sowie ein Ausblick auf zukünftige Forschungsmöglichkeiten im Bereich des konstruktiven Lehmbaus gegeben.

2 STAND DER TECHNIK

2.1 Tragverhalten von Mauerwerk unter Druckbeanspruchung

2.1.1 Grundlagen

Mauerwerk ist ein Kompositbaustoff, welcher aus Mauersteinen und Mauermörtel besteht. Der Mauermörtel dient in den Lager- und Stoßfugen des Mauerwerks primär dazu Unebenheiten sowie Maßabweichungen der Einzelsteine auszugleichen und gewährleistet somit einen homogenen Lastübertrag. Weiterhin erzeugt das Mörtelbett in der Lagerfuge einen Haftverbund zwischen den Steinreihen, welcher die Übertragung von Schubspannungen in horizontaler Richtung der Mauerwerkswand begünstigt sowie die Aufnahme geringer Zugspannungen in vertikaler Richtung ermöglicht. Auf Grund der Vielzahl möglicher Stein-Mörtel-Kombinationen wird im Rahmen der folgenden Ausführungen darauf verzichtet, explizit zwischen einzelnen Mauerwerksbaustoffen zu unterscheiden. Stattdessen wird das Tragverhalten von Mauerwerk abstrahiert und werkstoffunabhängig dargestellt.

Der charakteristische Versagensmechanismus von Mauerwerk unter zentrischer Druckbeanspruchung wurde von Hilsdorf (1967) auf das unterschiedliche Querdehnungsverhalten von Mauersteinen und Mauermörtel zurückgeführt. In der Regel weist der Mauermörtel ein ausgeprägteres Querdehnungsverhalten als die Mauersteine auf. Weil sich die Querverformungen der Einzelkomponenten des Mauerwerks auf Grund des vorherrschenden Haft- und Reibungsverbunds an den Kontaktflächen nicht frei einstellen können, entstehen Zwangsspannungen innerhalb des Mauermörtels und der Mauersteine (vgl. Abbildung 2-1). Da die erhöhte Querdehnung der Mörtelfugen aus Gründen der Verformungsverträglichkeit von den angrenzenden Mauersteinen behindert wird, treten im Mauermörtel horizontale Druckspannungen auf, wohingegen die Mauersteine horizontalen Zugspannungen unterliegen. Die resultierenden mehraxialen Spannungszustände innerhalb der einzelnen Mauerwerkskomponenten führen in Belastungsrichtung zu einer Erhöhung der Mörteldruckfestigkeit sowie zu einer Abminderung der Steindruckfestigkeit, weshalb die Druckfestigkeit des Mauerwerks stets zwischen den einaxialen Druckfestigkeiten der beiden Einzelkomponenten liegt. Die induzierten horizontalen Zwangsspannungen verringern sich jedoch mit abnehmender Lagerfugendicke, weshalb Mauerwerk mit Dünnbettmörtel in der Regel eine höhere Druckfestigkeit als Mauerwerk mit Normalmörtel aufweist. Ausführliche Untersuchungen zum Tragverhalten von Mauerwerk unter Druckbeanspruchung können z. B. Ohler (1986), Goretzky (2000), Kickler (2000) oder Graubohm (2018) entnommen werden.

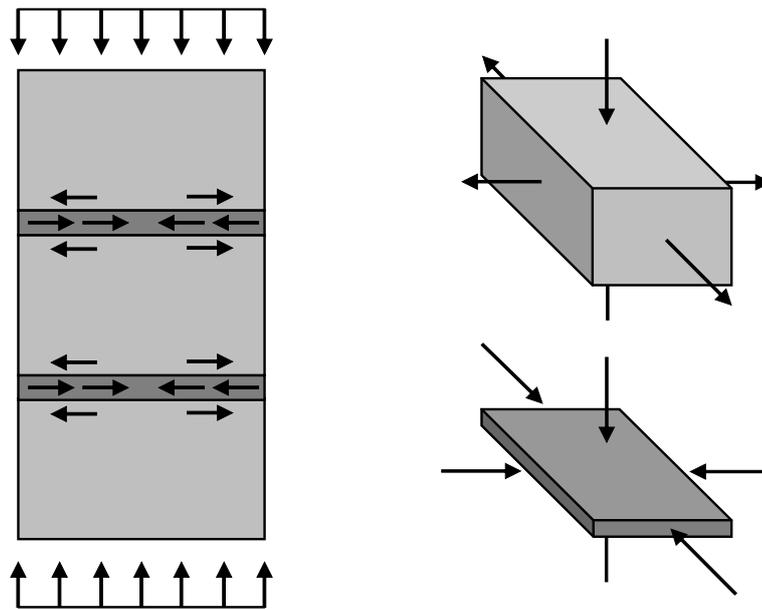


Abbildung 2-1: Mehraxialer Spannungszustand innerhalb des Verbunds zwischen Mauersteinen und Mauermörtel bei vertikaler Druckbeanspruchung

Bei exzentrischer Druckbeanspruchung können am lastabgewandten Querschnittsrand des Mauerwerks Biegezugspannungen senkrecht zur Ebene der Lagerfugen auftreten. Maßgebend für die vertikale Biegezugfestigkeit von Mauerwerk ist üblicherweise der Haftverbund zwischen Mauerstein und Mauermörtel. Weist eine der beiden Einzelkomponenten jedoch eine sehr niedrige Zugfestigkeit auf, kann die vertikale Biegezugfestigkeit auch durch Materialversagen von Mauerstein oder -mörtel determiniert werden. Experimentelle Untersuchungen von Schubert & Metzemacher (1991), Mann (1992), Schubert (1997), Schmidt & Schubert (2004) oder Schmidt (2014) zeigen, dass die vertikale Biegezugfestigkeit von Mauerwerk jedoch neben der vorliegenden Stein-Mörtel-Kombination stark von der Verarbeitungsqualität abhängt und demzufolge erhöhten Streuungen unterlegen ist. Auf Grund dieser Unsicherheit ist der Ansatz der vertikalen Biegezugfestigkeit bei der Berechnung der Tragfähigkeit tragender Mauerwerkswände gemäß DIN EN 1996-1-1/NA (2019) prinzipiell ausgeschlossen. Eine Ausnahme gilt nur für Mauerwerk aus Planelementen unter zeitweiser Beanspruchung in Plattenrichtung, sofern ein Versagen der betrachteten Wand nicht zu einem größeren Einsturz oder zum Stabilitätsverlust des Gesamttragwerks führen würde. Entgegen der konservativen Regelung in DIN EN 1996-1-1/NA (2019) wäre laut Schmidt & Schubert (2004) ein allgemeingültiger Ansatz der charakteristischen Biegezugfestigkeit senkrecht zur Lagerfuge von $f_{t,k} = 0,05 \text{ N/mm}^2$ bei Verwendung von Normal- und Leichtmauermörtel und $f_{t,k} = 0,15 \text{ N/mm}^2$ bei Verwendung von Dünnbettmörtel unabhängig von der vorliegenden Mauersteinart vertretbar.

Neben den Festigkeitseigenschaften kann sich ebenfalls die Verformbarkeit des Mauerwerks entscheidend auf dessen Tragverhalten auswirken. In der Regel wird der Elastizitätsmodul von Mauerwerk unter Druckbeanspruchung gemäß DIN EN 1052-1 (1998) als Sekantenmodul bei einem Drittel der Druckfestigkeit bestimmt. Im Mauerwerksbau wird vereinfachend von einer linearen Korrelation der Festigkeits- und Verformungseigenschaften ausgegangen, weshalb der Elastizitätsmodul für die Bemessung nach DIN EN 1996-1-1/NA (2019) durch Multiplikation der charakteristischen Mauerwerksdruckfestigkeit f_k mit einem materialspezifischen Verhältnisbeiwert K_E ermittelt werden darf. Der in Deutschland normativ vorgegebene Rechenwert des Verhältnisses aus Elastizitätsmodul und charakteristischer Druckfestigkeit $K_E = E_{0,33}/f_k$ variiert zwischen $K_E = 550$ für Porenbetonmauerwerk und $K_E = 2.400$ für Betonsteine.

2.1.2 Modellierung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung

Die Modellierung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung bildet eine essenzielle Grundlage der Traglastberechnung eines druckbeanspruchten Bauteils, da sich hiermit die Spannungsverteilung innerhalb des Querschnitts für einen gegebenen Dehnungszustand beschreiben lässt. Bei der Charakterisierung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung unter einaxialer Druckbeanspruchung unterscheidet man im Bauwesen häufig vereinfachend zwischen den beiden Grenzfällen des linear-elastischen und starr-plastischen Materialverhaltens. Die reale Arbeitslinie mineralischer Baustoffe liegt jedoch in der Regel zwischen diesen Grenzfällen und weist eine materialabhängige Nichtlinearität auf. Eine Aussage über den Grad der Nichtlinearität des Verfestigungsbereichs einer Spannungs-Dehnungs-Linie lässt sich mit Hilfe der Völligkeit α_0 treffen. Diese stellt das Verhältnis der Fläche der betrachteten Arbeitslinie bis zum Erreichen der maximalen Spannung zu der Fläche bei einer theoretischen Annahme starr-plastischen Materialverhaltens dar und kann mit Hilfe des Integrals aus Gl. (2-1) berechnet werden. Der untere Grenzwert der Völligkeit im Fall linear-elastischen Materialverhaltens ergibt sich zu $\alpha_0 = 0,5$, wohingegen der obere Grenzwert der Völligkeit bei starr-plastischem Materialverhalten $\alpha_0 = 1,0$ beträgt.

$$\alpha_0 = \int_0^{\varepsilon_f} \frac{\sigma(\varepsilon)}{f \cdot \varepsilon_f} d\varepsilon \quad (2-1)$$

Nach Überschreiten der Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit ε_f unterscheiden sich Arbeitslinien mineralischer Baustoffe durch ihr materialabhängiges Entfestigungsverhalten. Lässt sich die Dehnung innerhalb des Entfestigungsbereichs steigern, ohne dass die Spannung signifikant abfällt, spricht man von duktilem Werkstoffverhalten. Im Gegensatz dazu steht das spröde Werkstoffverhalten, welches sich durch sofortigen Spannungsabfall nach Überschreiten der Dehnung ε_f kennzeichnet. In Abbildung 2-2 sind die qualitativen Verläufe von Spannungs-Dehnungs-Beziehungen mit unterschiedlichem Verfestigungs- und Entfestigungsverhalten exemplarisch veranschaulicht.

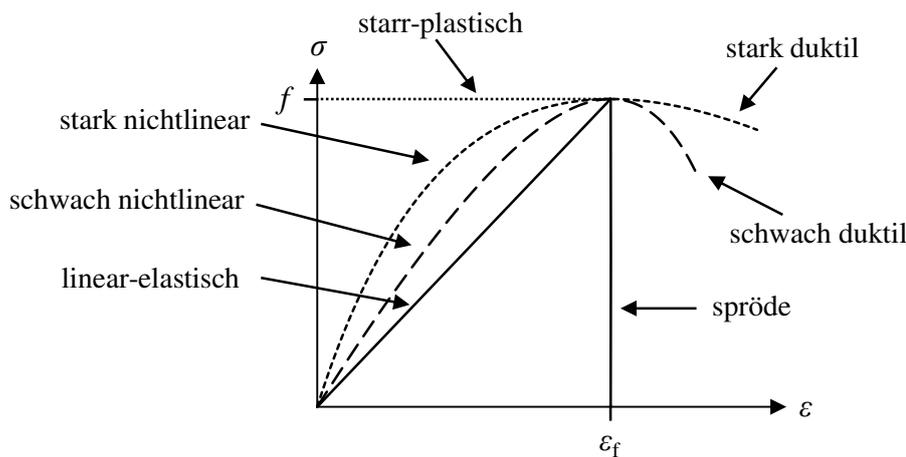


Abbildung 2-2: Qualitative Verläufe von Spannungs-Dehnungs-Beziehungen mit variierendem Verfestigungs- und Entfestigungsverhalten

Der Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen von Mauerwerk wird entscheidend von der verwendeten Stein-Mörtel-Kombination beeinflusst. Umfangreiche experimentelle Untersuchungen von Meyer & Schubert (1992) zeigen, dass Mauerwerk aus Ziegel-, Porenbeton- sowie Leichtbetonsteinen eine annähernd linear-elastische Arbeitslinie mit sprödem Entfestigungsbereich aufweist, wohingegen bei Mauerwerk aus Kalksandsteinen eine ausgeprägtere Nichtlinearität der Spannungs-Dehnungs-Beziehung sowie ein vergleichsweise duktileres Entfestigungsverhalten zu beobachten ist. Diese Erkenntnisse verdeutlichen die Notwendigkeit eines möglichst anpassungsfähigen Materialmodells zur realitätsnahen Beschreibung der Arbeitslinie von Mauerwerk bei der Traglastberechnung.

Diverse allgemeine Ansätze zur Modellierung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von mineralischen Baustoffen unter Druckbeanspruchung wurden unter anderem von Hognestad (1951), Angervo (1954), Sargin (1968) oder Jäger et al. (2002) formuliert. Eine detaillierte Gegenüberstellung verschiedener mauerwerksspezifischer Materialgesetze kann Glock (2004) oder Bakeer (2015) entnommen werden.

Außerdem lässt sich das Materialverhalten mineralischer Baustoffe unter Druckbeanspruchung mit Hilfe des nichtlinearen Materialmodells gemäß DIN EN 1992-1-1 (2011) bekanntermaßen zutreffend annähern (vgl. z. B. Glock (2004)). Dass sich dieses Modell ebenfalls zur allgemeinen Approximation der Arbeitslinie von Lehm-mauerwerk eignet, wird in Kapitel 5.2 der vorliegenden Arbeit detailliert dargelegt. Der grundlegende mathematische Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung dieses Werkstoffgesetzes ergibt sich aus Gl. (2-2). Die allgemeine Formulierung erfolgt unter Verwendung der bezogenen Spannung σ/f sowie der bezogenen Dehnung η .

$$\frac{\sigma}{f} = \begin{cases} \frac{k \cdot \eta - \eta^2}{1 + (k-2) \cdot \eta} & \text{für } \eta \leq \eta_{\text{ult}} \\ 0 & \text{für } \eta > \eta_{\text{ult}} \end{cases} \quad (2-2)$$

Mit:

$$\eta = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_f} \quad (2-3)$$

$$\eta_{\text{ult}} = \frac{\varepsilon_{\text{ult}}}{\varepsilon_f} \quad (2-4)$$

$$k = \frac{E_0}{E_f} = \frac{E_0}{f} \cdot \varepsilon_f \quad (2-5)$$

Der Parameter k bezeichnet dabei den bezogenen Tangentenelastizitätsmodul im Ursprung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung und gibt den Grad der Nichtlinearität der modellierten Arbeitslinie an. Gemäß Gl. (2-5) berechnet sich k aus dem Verhältnis des Tangentenelastizitätsmoduls im Ursprung der Arbeitslinie E_0 und dem Sekantenelastizitätsmodul bei Erreichen der Druckfestigkeit E_f . Die direkte experimentelle Ermittlung des Tangentenelastizitätsmoduls im Ursprung der Arbeitslinie ist nicht möglich. Basierend auf dem mathematischen Zusammenhang der Arbeitslinie gemäß Gl. (2-2) kann E_0 jedoch aus dem Sekantenelastizitätsmodul bei Erreichen der Druckfestigkeit E_f und dem Sekantenelastizitätsmodul bei einem Drittel der Druckfestigkeit $E_{0,33}$ abgeleitet werden:

$$E_0 = \frac{3}{2} \cdot E_{0,33} + \frac{E_f^2}{2 \cdot E_{0,33}} - E_f \quad (2-6)$$

Mit:

$$E_f = \frac{f}{\varepsilon_f} \quad (2-7)$$

Durch den bezogenen Ursprungselastizitätsmodul k nach Gl. (2-5) lassen sich mit dem Werkstoffgesetz nach DIN EN 1992-1-1 (2011) beliebige Völligkeiten der Arbeitslinie darstellen. Bei Ansatz des unteren Grenzwerts des bezogenen Ursprungselastizitätsmoduls in Höhe von $k = 1$ ergibt sich aus Gl. (2-2) ein linear-elastischer Verlauf des Verfestigungsbereichs, wohingegen durch den theoretischen oberen Grenzfall von $k \rightarrow \infty$ starr-plastisches Materialverhalten modelliert werden kann. Beträgt $k = 2$ ist der Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie identisch zu einer quadratischen Parabel. Üblicherweise liegt der bezogene Ursprungselastizitätsmodul für mineralische Baustoffe in einem Bereich von $k \approx 1 - 3$ (vgl. Glock (2004)).

Weiterhin lässt sich mit Hilfe des Werkstoffgesetzes nach DIN EN 1992-1-1 (2011) im bezogenen Dehnungsbereich von $1 < \eta < \eta_{\text{ult}}$ das Entfestigungsverhalten mineralischer Baustoffe abbilden. Analog zum Verfestigungsbereich wird die Nichtlinearität des Entfestigungsbereichs durch den bezogenen Ursprungselastizitätsmodul k determiniert. Der

Grenzfall $k = 1$ entspricht einem sofortigen Spannungsabfall nach Erreichen der Druckfestigkeit und stellt somit sprödes Versagen dar, wohingegen durch $k > 1$ eine duktile Entfestigung modelliert werden kann. Im Grenzfall $k \rightarrow \infty$ ergibt sich durch das damit induzierte starr-plastische Materialverhalten eine konstante Spannung bis zum Erreichen der bezogenen Bruchdehnung η_{ult} . Ein Überschreiten der Bruchdehnung η_{ult} stellt in jedem Fall absolutes Materialversagen dar, woraufhin im zugehörigen Querschnittsbereich keinerlei Spannung mehr aufgenommen werden kann. Eine getrennte Modellierung des Verfestigungs- und Entfestigungsbereichs ist mit dem vorgestellten Werkstoffgesetz nicht möglich. Das Materialgesetz nach DIN EN 1992-1-1 (2011) ist in Abbildung 2-3 für verschiedene Werte des bezogenen Ursprungselastizitätsmoduls k veranschaulicht.

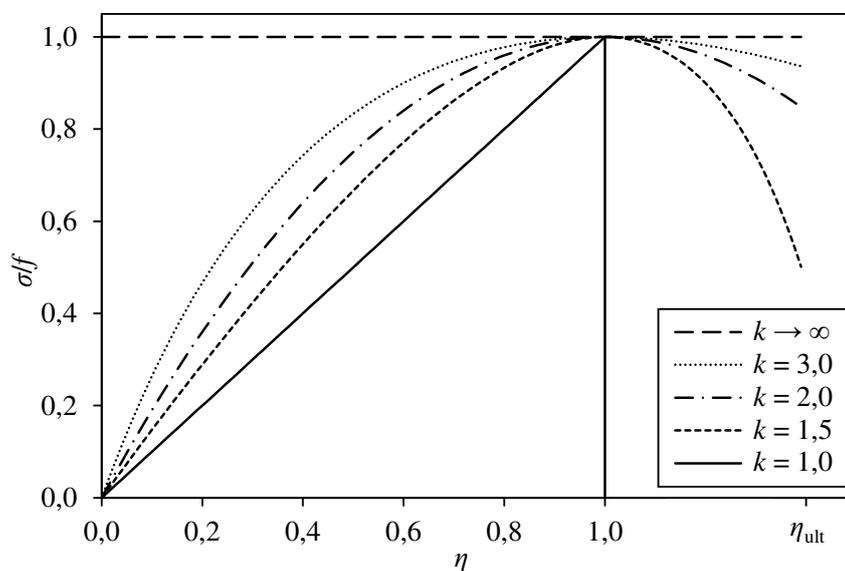


Abbildung 2-3: Werkstoffgesetz nach DIN EN 1992-1-1 (2011) für verschiedene bezogene Ursprungselastizitätsmoduln

2.1.3 Berechnung der Wandtragfähigkeit

2.1.3.1 Grundlagen

Die wirklichkeitsnahe Berechnung der Tragfähigkeit überwiegend druckbeanspruchter Mauerwerkswände stellt auf Grund des in der Regel nichtlinearen Werkstoffverhaltens sowie der deutlich voneinander differierenden Biegezug- und Druckfestigkeiten mineralischer Baustoffe eine komplexe Aufgabe dar, welche bereits im Rahmen diverser Forschungsarbeiten tiefgehend thematisiert wurde (vgl. z. B. Euler (1744), Angervo (1954), Glock (2004), Pflücke (2005), Bakeer (2015)). Im Folgenden werden die Erkenntnisse einiger wegweisender Arbeiten zusammengefasst sowie die Grundlagen der Traglastberechnung von Mauerwerkswänden erläutert. Darauf aufbauend werden Approximationsverfahren vorgestellt, welche es ermöglichen, die Wandtragfähigkeit unter Berücksichtigung des realitätsnahen Werkstoffverhaltens ohne aufwändiges iteratives Vorgehen in guter Näherung abzuschätzen.

Die Basis der Traglastberechnung überwiegend druckbeanspruchter Mauerwerkswände bildet die Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit. Diese kennzeichnet sich durch das Erreichen eines Gleichgewichtszustands zwischen den äußeren Einwirkungen und den korrespondierenden inneren Schnittgrößen, ohne dass ein materialspezifisches Versagenskriterium eintritt. Materialversagen mineralischer Baustoffe unter vorwiegender Druckbeanspruchung wird in der Regel durch Überschreiten der Bruchdehnung an der am stärksten gestauchten Randfaser des Querschnitts hervorgerufen. Kann bis zum Erreichen dieses kritischen Dehnungszustands kein Gleichgewicht zwischen den inneren Schnittgrößen und den äußeren Einwirkungen gefunden werden, tritt Querschnittsversagen ein. Hierbei ist anzumerken, dass das Überschreiten der Biegezugfestigkeit und das damit einhergehende Aufreißen der Mauerwerkswand bei stark exzentrischer Lasteinleitung noch kein unmittelbares Versagenskriterium darstellt. Auch im Fall eines gerissenen Querschnitts ist es möglich, einen inneren Gleichgewichtszustand zu finden und die Tragfähigkeit rechnerisch nachzuweisen.

Aufbauend auf der lokalen Querschnittstragfähigkeit lässt sich die Systemtragfähigkeit einer Mauerwerkswand herleiten. Diese bezieht den Einfluss geometrischer Nichtlinearitäten in Form verformungsbedingter Zusatzbeanspruchungen nach Theorie II. Ordnung explizit mit in die Berechnung ein und ist somit insbesondere für schlanke Mauerwerkswände relevant. Die Systemtragfähigkeit gilt als gewährleistet, wenn ein stabiles Gleichgewicht am verformten System gefunden werden kann, ohne dass Querschnittsversagen an der am meisten beanspruchten Stelle der Wand auftritt. Divergieren die Verformungen quer zur Wandachse auf Grund von Effekten nach Theorie II. Ordnung, versagt die Wand infolge plötzlichen Stabilitätsverlusts. In diesem verformungsinduzierten Versagensfall tritt kein Materialversagen auf und die Querschnittstragfähigkeit wird nicht vollständig ausgeschöpft.

In Abbildung 2-4 sind die möglichen Versagensfälle einer überwiegend druckbeanspruchten Mauerwerkswand anhand eines schematischen Momenten-Normalkraft-Interaktionsdiagramms illustriert. Gemäß Theorie I. Ordnung wächst das dargestellte einwirkende Moment bei exzentrischer Lasteinleitung mit zunehmender Normalkraft linear an. Eine realitätsnahe Berücksichtigung der verformungsbedingten Zusatzexzentrizitäten nach Theorie II. Ordnung führt dagegen zu einem überproportionalen und somit nichtlinearen Momentenzuwachs. Sobald die Einwirkungslinien die Umhüllende der Querschnittstragfähigkeit schneiden, tritt Materialversagen auf Querschnittsebene ein. Infolge des überproportionalen Momentenzuwachses nach Theorie II. Ordnung wird der Versagenspunkt bereits bei einer geringeren einwirkenden Normalkraft als bei einer Traglastberechnung nach Theorie I. Ordnung erreicht. Darüber hinaus kann der Momentenzuwachs nach Theorie II. Ordnung bei schlanken Wänden dazu führen, dass es zum Stabilitätsverlust kommt, bevor die Querschnittstragfähigkeit erreicht worden ist. In diesem Fall liegt der Versagenspunkt innerhalb der Umhüllenden der Querschnittstragfähigkeit.

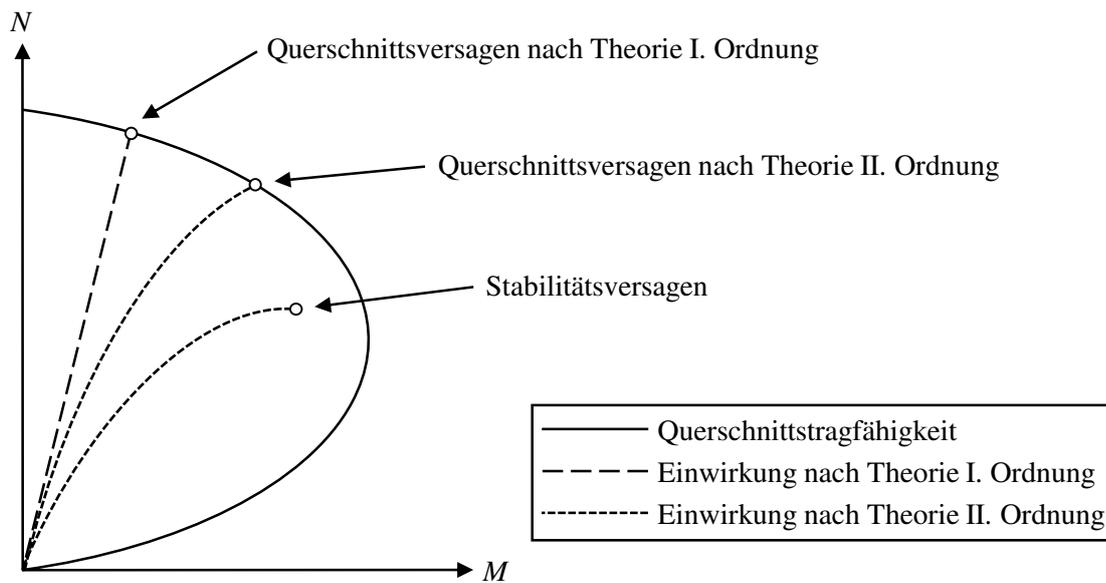


Abbildung 2-4: Versagensarten einer überwiegend druckbeanspruchten Mauerwerkswand im Momenten-Normalkraft-Interaktionsdiagramm

Die bezogene Wandtragfähigkeit Φ wird nachfolgend gemäß Gl. (2-8) definiert. Hierbei wird die maximal aufnehmbare Normalkraft N_R mit der zentrischen Querschnittstragfähigkeit, welche sich aus dem Produkt der Wandlänge l , der Wanddicke t und der Druckfestigkeit f zusammensetzt, normiert.

$$\Phi = \frac{N_R}{l \cdot t \cdot f} \quad (2-8)$$

2.1.3.2 Querschnittstragfähigkeit

Die Querschnittstragfähigkeit überwiegend druckbeanspruchter Mauerwerkswände kennzeichnet sich durch das Erreichen eines Gleichgewichtszustands zwischen den äußeren Einwirkungen und den daraus resultierenden inneren Schnittgrößen. Dabei erfolgen alle Betrachtungen ausschließlich auf lokaler Querschnittsebene, weshalb etwaige Einflüsse des statischen Systems entweder unberücksichtigt bleiben oder bereits beim Ansatz der Einwirkungen inkludiert sein müssen.

Die Querschnittstragfähigkeit unter vorwiegender Druckbeanspruchung wird maßgeblich von der Völligkeit der zugrunde liegenden Spannungs-Dehnungs-Beziehung, dem Entfestigungsverhalten des Mauerwerksbaustoffs sowie der Exzentrizität der einwirkenden Normalkraft beeinflusst. Da die Biegezugfestigkeit von mineralischen Baustoffen gegenüber der Druckfestigkeit verhältnismäßig klein ist, ist dieser Materialparameter für die Berechnung der Querschnittstragfähigkeit von untergeordneter Relevanz und wird daher in den nachfolgenden Ausführungen vernachlässigt. Die Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit unter Einbezug der Biegezugfestigkeit kann z. B. Glock (2004) entnommen werden.

In Abhängigkeit der auf die Querschnittsdicke bezogenen Lastexzentrizität e/t kann bei Vernachlässigung der Biegezugfestigkeit des Mauerwerks zwischen einem gerissenen und einem vollständig überdrückten Wandquerschnitt unterschieden werden. In Abbildung 2-5 sind die bezogenen Spannungs- und Dehnungsverteilungen für beide Fälle qualitativ dargestellt. Die bezogene Dehnung des stärker gestauchten Querschnittstrands wird dabei mit η_1 und die des weniger gestauchten Querschnittstrands mit η_2 bezeichnet. Weiterhin sind in den nachfolgenden Ausführungen Druckdehnungen positiv und Zugdehnungen negativ definiert. Darüber hinaus wird stets von einem Ebenbleiben des Querschnitts ausgegangen, woraus ein linearer Dehnungsverlauf über die Querschnittsdicke resultiert.

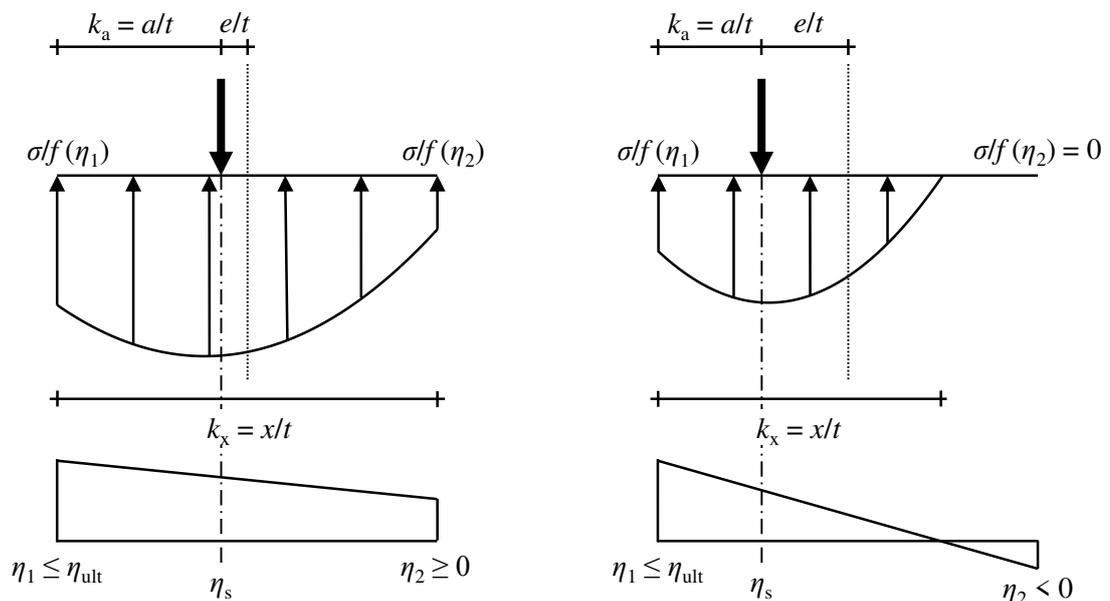


Abbildung 2-5: Qualitative Darstellung der bezogenen Spannungs- und Dehnungsverteilung für einen vollständig überdrückten (links) und einen gerissenen (rechts) Querschnitt

Zum Erreichen eines Gleichgewichtszustands muss die Resultierende der Druckspannungsverteilung in der Wirkungslinie der einwirkenden Normalkraft liegen. Diese Bedingung kann durch folgenden Zusammenhang ausgedrückt werden:

$$k_a = \frac{1}{2} - \frac{e}{t} \quad (2-9)$$

Die Lage der Resultierenden wird im Allgemeinen in der Schwerachse der Druckspannungsverteilung angenommen. Die dort auftretende bezogene Dehnung η_s berechnet sich für beliebige Spannungs-Dehnungs-Beziehungen gemäß Gl. (2-10):

$$\eta_s = \eta_2 + \frac{\int_{\eta_2}^{\eta_1} (\eta - \eta_2) \cdot \frac{\sigma}{f}(\eta) d\eta}{\int_{\eta_2}^{\eta_1} \frac{\sigma}{f}(\eta) d\eta} \quad (2-10)$$

Der bezogene Randabstand der Spannungsergebnisse k_a ergibt sich zudem basierend auf geometrischen Zusammenhängen zu:

$$k_a = \frac{\eta_1 - \eta_s}{\eta_1 - \eta_2} \quad (2-11)$$

Die Völligkeit der gesamten Spannungsverteilung innerhalb der Druckzone inklusive des Entfestigungsbereichs α_R kann in Anlehnung an Gl. (2-1) durch folgenden Ausdruck ermittelt werden:

$$\alpha_R = \frac{1}{k_x \cdot (\eta_1 - \eta_2)} \cdot \int_{\eta_2}^{\eta_1} \frac{\sigma}{f}(\eta) d\eta \quad (2-12)$$

Die auf die zentrische Querschnittstragfähigkeit bezogene aufnehmbare Normalkraft des Querschnitts $n_{R,I}$ lässt sich für eine definierte Dehnungsebene wiederum mit Hilfe des Produkts der Völligkeit der Druckspannungsverteilung α_R und der bezogenen Druckzonenhöhe k_x berechnen:

$$n_{R,I} = \alpha_R \cdot k_x = \frac{1}{\eta_1 - \eta_2} \cdot \int_{\eta_2}^{\eta_1} \frac{\sigma}{f}(\eta) d\eta \quad (2-13)$$

Unter den Voraussetzungen, dass die Gleichgewichtsbedingung gemäß Gl. (2-9) eingehalten ist sowie die bezogene Bruchdehnung η_{ult} an keiner Stelle des Querschnitts überschritten wird, stellt der Maximalwert der aufnehmbaren Normalkraft $n_{R,I,max}$ die Querschnittstragfähigkeit Φ_I dar. Die Ermittlung dieses Maximalwerts ist bei nichtlinearem Materialverhalten in der Regel nur durch mehrfache Iteration der Dehnungsebene möglich.

Soll überprüft werden, ob der betrachtete Querschnitt bei gegebener bezogener Lastexzentrizität überdrückt oder gerissen ist, kann weiterhin die bezogene Grenzexzentrizität $(e/t)_{lim}$ als Referenzwert berechnet werden. Der Übergang zwischen einem überdrückten und einem gerissenen Querschnitt findet bei Erreichen einer bezogenen Randdehnung von $\eta_2 = 0$ statt. Die zu diesem Dehnungszustand zugehörige bezogene Exzentrizität lässt sich aus Gl. (2-10) und (2-11) wie folgt ableiten:

$$\left(\frac{e}{t}\right)_{lim} = \frac{\int_0^{\eta_1} \eta \cdot \frac{\sigma}{f}(\eta) d\eta}{\eta_1 \cdot \int_0^{\eta_1} \frac{\sigma}{f}(\eta) d\eta} - \frac{1}{2} \quad (2-14)$$

Zur Beschreibung des Verhältnisses der vom betrachteten Querschnitt maximal aufnehmbaren Druckbeanspruchung Φ_I gegenüber der theoretischen Tragfähigkeit unter Ansatz starr-plastischen Materialverhaltens Φ_{pl} bei identischer Lastexzentrizität, führt Glock (2004) den Plastizitätsfaktor V ein, welcher sich folgendermaßen berechnet:

$$V = \frac{\Phi_I}{\Phi_{pl}} = \frac{\alpha_R \cdot k_x}{2 \cdot k_a} = \frac{1}{2 \cdot k_a \cdot (\eta_1 - \eta_2)} \cdot \int_{\eta_2}^{\eta_1} \frac{\sigma}{f}(\eta) d\eta \quad (2-15)$$

Zur anwendungsfreundlichen Berechnung der Querschnittstragfähigkeit von Mauerwerkswänden ohne iteratives Vorgehen leitete Glock (2004) durch geringfügige Vereinfachungen der Arbeitslinie nach Gl. (2-2) eine geschlossen lösbare Approximationsgleichung ohne Fallunterscheidung zwischen einem überdrückten und gerissenen Querschnitt her:

$$\Phi_I = V \cdot \left(1 - 2 \cdot \frac{e}{t} \right) \quad (2-16)$$

Mit:

$$V \approx 1 + \frac{\exp\left(-6 \cdot (\eta_{ult} \cdot (k+1) + 1) \cdot \frac{e}{t}\right) - 1}{\frac{k+2}{k} \cdot (\eta_{ult} \cdot (k+1) - 1)^2 + 1} \quad (2-17)$$

Für die Herleitung der Näherungsgleichung zur Berechnung des Plastizitätsfaktors V vernachlässigte Glock (2004) die Biegezugfestigkeit des Mauerwerks. Weiterhin liegt der Approximation ein konstanter Spannungsverlauf mit $\sigma/f = 1$ im Entfestigungsbereich von $1 \leq \eta \leq \eta_{ult}$ zugrunde. Die Abweichung der mit Gl. (2-16) und Gl. (2-17) berechneten Tragfähigkeit liegt gegenüber der erläuterten iterativen Lösung laut Glock (2004) bei maximal 3 %.

2.1.3.3 Systemtragfähigkeit

Zur Ermittlung der Systemtragfähigkeit von Mauerwerkswänden wird ein globaler Gleichgewichtszustand am verformten System gebildet. Hierdurch fließt neben der Lastausmitte nach Theorie I. Ordnung e_I eine verformungsinduzierte Zusatzexzentrizität $\Delta e_{II} = w(s)$ in die Traglastberechnung mit ein. Die Ausprägung dieser zusätzlichen Biegebeanspruchung nach Theorie II. Ordnung wird maßgeblich von der einwirkenden Normalkraft N , der geometrischen Schlankheit h_{ef}/t und der effektiven Biegesteifigkeit $EI(s)$ des betrachteten Systems beeinflusst.

Die Knicklänge des betrachteten Systems h_{ef} wird in der Regel durch Modifizierung der lichten Höhe h mit Hilfe eines Knicklängenbeiwerts β berechnet. Der Knicklängenbeiwert hängt hierbei von den Lagerungsbedingungen des Systems ab.

$$h_{ef} = \beta \cdot h \quad (2-18)$$

Im Allgemeinen ist die Systemtragfähigkeit gewährleistet, wenn ein stabiles Gleichgewicht am verformten System gefunden werden kann, ohne dass Querschnittsversagen an der am meisten beanspruchten Stelle der Wand auftritt. Divergieren die Verformungen quer zur Wandachse auf Grund von Effekten nach Theorie II. Ordnung, versagt die Wand infolge plötzlichen Stabilitätsverlusts. In diesem verformungsinduzierten Versagensfall wird die Querschnittstragfähigkeit nicht vollständig ausgeschöpft. Ein schematisches Ersatzsystem einer beidseitig gelenkig gelagerten Mauerwerkswand im verformten Zustand ist in Abbildung 2-6 dargestellt.

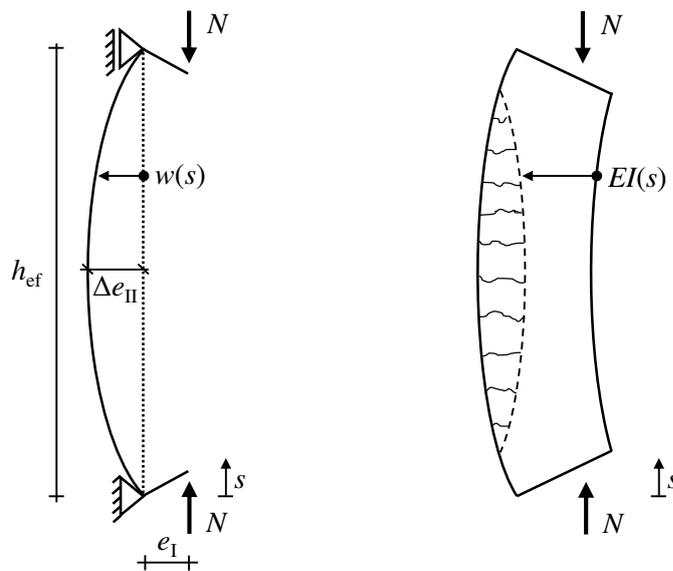


Abbildung 2-6: Beidseitig gelenkig gelagerte Mauerwerkswand im verformten Zustand

Unter der Annahme kleiner Verformungen lässt sich das globale Gleichgewicht am verformten System in Form einer inhomogenen Differenzialgleichung beschreiben:

$$EI(s) \cdot w''(s) = -N \cdot (w(s) + e_1) \quad (2-19)$$

Dieser mathematische Ausdruck wurde für den theoretischen Sonderfall des zentrisch belasteten Stabs ($e_1 = 0$) unter Vernachlässigung etwaiger Rissbildung ($EI(s) = \text{const.}$) in Kombination mit linear-elastischem Materialverhalten erstmals von Euler (1744), (1759) aufgestellt und gelöst. Durch die zugrunde liegenden Vereinfachungen ist die resultierende Eulersche Knicklast jedoch nicht in der Lage das Tragverhalten schlanker Mauerwerkswände realitätsnah zu beschreiben und kann daher nur als ein oberer Grenzwert der Systemtragfähigkeit angesehen werden. Basierend auf dieser Grundlage wurden seither eine Vielzahl wissenschaftlicher Untersuchungen durchgeführt, um die Systemtragfähigkeit von Druckgliedern aus mineralischen Baustoffen für relevante Fälle der Baupraxis bestimmen zu können. Hierzu ist die Berücksichtigung einer exzentrischen Lasteinleitung sowie die wirklichkeitsnahe Berücksichtigung des Materialverhaltens von Mauerwerk zwingend notwendig. Im Folgenden werden die Besonderheiten einiger wegweisender Berechnungsverfahren zusammengefasst. Eine weiterführende Diskussion verschiedener Methoden zur

wirklichkeitsnahen Ermittlung der Systemtragfähigkeit von Mauerwerkswänden kann Glock (2004), Bakeer (2015) oder Förster (2018) entnommen werden.

Die Lösung der Differentialgleichung (2-16) unter Einbezug praxisnaher Randbedingungen wurde erstmals von Angervo (1954) entwickelt. Dieser Ansatz erlaubt die Berücksichtigung einer nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Beziehung sowie einer exzentrischen Lasteinleitung. Eine geschlossene Lösung der Differentialgleichung unter Einbezug physikalischer Nichtlinearität ist auf Grund der komplexen Zusammenhänge jedoch nicht möglich. Weiterhin bietet dieser Ansatz keine Möglichkeit zur Berücksichtigung der vertikalen Biegezugfestigkeit des Mauerwerks. Eine Weiterentwicklung des Lösungsverfahrens erfolgte anschließend durch Kukulski & Lugez (1966). Diese erlaubt es, die vertikale Biegezugfestigkeit des Mauerwerks und die damit einhergehende Erhöhung der effektiven Steifigkeit in die Berechnung einzubeziehen. Pflücke (2005) entwickelte ausgehend von der inhomogenen Differentialgleichung ein für praxisnahe Randbedingungen geschlossen lösbares Ingenieurmodell, welches die Systemtragfähigkeit bei großen Wandschlankheiten jedoch nur sehr konservativ annähert. Eine weitere empirische Approximation der Systemtragfähigkeit mit expliziter Fallunterscheidung zwischen Querschnitts- und Stabilitätsversagen wurde von Bakeer (2016a) hergeleitet. Dieser Berechnungsansatz ersetzt in der kommenden Generation des Eurocode 6 voraussichtlich die bisher in Europa gültige Knickgleichung für Mauerwerkswände.

Neben der Lösung der inhomogenen Differentialgleichung besteht eine weitere Möglichkeit zur Berechnung der Systemtragfähigkeit druckbeanspruchter Mauerwerkswände darin, den Krümmungsverlauf über die Wandhöhe für einen gegebenen Belastungszustand zu bestimmen und diesen zur anschließenden Ermittlung der resultierenden Zusatzverformungen nach Theorie II. Ordnung zweifach zu integrieren. Vereinfachend kann die Traglastbestimmung dabei durch eine Abschätzung des Krümmungsverlaufs auf ein Gleichgewicht an der höchstbelasteten Stelle der Wand reduziert werden. Diese Methode wurde erstmals von Haller (1949) angewendet, welcher den Krümmungsverlauf in Form einer Sinushalbwellen annäherte. Kirtschig (1976) entwickelte das Verfahren daraufhin durch Ansatz einer parabolischen Spannungs-Dehnungs-Beziehung weiter und approximiert die Systemtragfähigkeit anschließend mit Hilfe einer Exponentialfunktion. Diese Näherung bildet das reale Bauteilverhalten in vielen Fällen sehr zutreffend ab und wurde deshalb als Grundlage der aktuell gültigen Knickgleichung aus der europäischen Bemessungsnorm für Mauerwerkswände DIN EN 1996-1-1 (2013) angesetzt. Auch bei der Bemessung schlanker Druckglieder aus Stahlbeton findet die Methode der vereinfachten Krümmungsabschätzung Anwendung. Das auf den Untersuchungen von Quast (1970) und Kordina & Quast (1972) basierende Nennkrümmungsverfahren ist bis heute Bestandteil der DIN EN 1992-1-1 (2011) und ermöglicht die vereinfachte Berechnung der Systemtragfähigkeit unter Ansatz verschiedener Krümmungsverläufe z. B. in parabolischer oder konstanter Form.

Neben der vereinfachten Abschätzung des Krümmungsverlaufs ist es ebenfalls möglich die Systemverformungen und die daraus ableitbaren Effekte nach Theorie II. Ordnung anhand der realitätsnahen Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehung zu bestimmen. Mit Hilfe dieses numerischen Verfahrens lässt sich die Systemtragfähigkeit zwar wirklichkeitsnah berechnen, auf Grund des iterativen Vorgehens ist es allerdings nicht für die direkte Praxisanwendung geeignet.

Auf dieser Grundlage kalibrierte Glock (2004) unter Einbezug physikalischer und geometrischer Nichtlinearitäten ein geschlossen lösbares Näherungsverfahren, bei dessen Herleitung er auf eine vereinfachte Abschätzung des Krümmungsverlaufs verzichtet und das somit zur realitätsnahen Bestimmung der Systemtragfähigkeit verwendet werden kann. Das Berechnungsverfahren zeichnet sich insbesondere durch seine einfache Anwendbarkeit bei gleichzeitig geringer Abweichung zu der numerischen Lösung aus, welche vorrangig aus der zugrunde liegenden Annahme des wirklichkeitsnahen Krümmungsverlaufs resultiert. Die Approximation basiert auf dem Materialmodell nach DIN EN 1992-1-1 (2011) unter Ansatz einer beliebigen Nichtlinearität der Spannungs-Dehnungs-Beziehung im Bereich von $1 \leq k \leq 5$ (vgl. Kapitel 2.1.2) und erlaubt darüber hinaus die Berücksichtigung einer Biegezugfestigkeit senkrecht zur Lagerfuge in Höhe von $|f_t/f| \leq 0,10$.

Die bezogene Systemtragfähigkeit Φ_{II} kann nach Glock (2004) innerhalb des genannten Anwendungsbereichs mit Gl. (2-20) angenähert werden.

$$\Phi_{II} = \Phi_{II,cr} \cdot \chi_1 \cdot \chi_2 \geq \Phi_{II,sb} \quad (2-20)$$

Der Ausgangswert des Traglastfaktors $\Phi_{II,cr}$ beschreibt hierbei die bezogene Systemtragfähigkeit eines vollständig gerissenen Querschnitts unter Vernachlässigung der Biegezugfestigkeit ($f_t/f = 0$) und ohne Berücksichtigung des Entfestigungsbereichs der Arbeitslinie im Druckbereich ($\eta_{ult} = 1$). Die Berechnung von $\Phi_{II,cr}$ erfolgt durch Gl. (2-21):

$$\Phi_{II,cr} = \frac{\Phi_{I,0}}{0,3 \cdot \left(\frac{\frac{h_{ef}}{t} \cdot \sqrt{\varepsilon_f}}{1 - 2 \cdot \frac{e_1}{t}} \right)^{\frac{3,1}{k^{0,3}}} + 1} \quad (2-21)$$

Die Bezugsquerschnittstragfähigkeit $\Phi_{I,0}$ ergibt sich bei Ansatz von $\eta_{ult} = 1$ gemäß Gl. (2-16) und (2-17) zu:

$$\Phi_{I,0} = V_{(\eta_{ult}=1)} \cdot \left(1 - 2 \cdot \frac{e_1}{t} \right) = \left(1 + \frac{\exp\left(-6 \cdot (k+2) \cdot \frac{e_1}{t}\right) - 1}{(k+1)^2} \right) \cdot \left(1 - 2 \cdot \frac{e_1}{t} \right) \quad (2-22)$$

Der erste Anpassungsfaktor χ_1 aus Gl. (2-20) adjustiert die resultierende Systemtragfähigkeit bei kleinen Lastexzentrizitäten unter Berücksichtigung des Einflusses eines nicht oder nur teilweise gerissenen Querschnitts. Parameterstudien von Glock (2004) haben gezeigt, dass die Anpassung durch χ_1 nur bei einer Lastexzentrizität von $e/t \leq 0,05$ in Kombination mit einer schwachen Nichtlinearität der Arbeitslinie ($k < 2$) nennenswerten Einfluss auf die Systemtragfähigkeit hat und somit in den meisten baupraktischen Fällen in guter Näherung vernachlässigt werden kann.

$$\chi_1 = \frac{\min \chi_1 - 1}{2} \cdot \tanh \left(\frac{2 \cdot \frac{h_{\text{ef}}}{t} \cdot \sqrt{\varepsilon_f}}{1 - 2 \cdot \frac{e_1}{t}} - 2 \right) + \frac{\min \chi_1 + 1}{2} \quad (2-23)$$

Mit:

$$\frac{3}{4} \leq \min \chi_1 = \frac{k \cdot (k + 2)}{k \cdot (k + 2) + \exp \left(-6 \cdot (k + 2) \cdot \frac{e_1}{t} \right)} \leq 1 \quad (2-24)$$

Mit Hilfe des zweiten Anpassungsfaktors χ_2 aus Gl. (2-20) lässt sich der Entfestigungsbereich der zugrunde liegenden Arbeitslinie in die Berechnung einbeziehen. Hierdurch lässt sich die Systemtragfähigkeit im Bereich des Materialversagens, also im Fall gedrungener Mauerwerkswände, deutlich steigern. Da die Querschnittstragfähigkeit bei hohen Wand-schlankheiten infolge des maßgebenden Stabilitätsversagens nicht ausgeschöpft wird, hat die Berücksichtigung des Entfestigungsbereichs in diesem Fall keinerlei Auswirkungen auf die resultierende Systemtragfähigkeit. Ein besonderer Vorteil dieser Anpassungsmöglichkeit besteht darin, dass sich bei Ansatz von $\eta_{\text{ult}} \rightarrow \infty$ im Fall von Materialversagen die in der Bemessung oftmals angesetzte starr-plastische Tragfähigkeit ergibt, wohingegen der für die realitätsnahe Beschreibung des Stabilitätsversagens relevante Verfestigungsbereich der Spannungs-Dehnungs-Beziehung unverändert bleibt. Somit entsteht ein konsistenter Übergang zwischen Materialversagen gedrungener Wände unter Ansatz eines Spannungs-blocks und Stabilitätsversagen schlanker Wände unter Ansatz des tatsächlichen Verfestigungsbereichs des Werkstoffgesetzes.

$$\chi_2 = (\max \chi_2 - 1) \cdot \exp \left(-2 \cdot \left(\frac{\frac{h_{\text{ef}}}{t} \cdot \sqrt{\varepsilon_f}}{1 - 2 \cdot \frac{e_1}{t}} \right)^2 \right) + 1 \quad (2-25)$$

Mit:

$$1 \leq \max \chi_2 = \frac{V_{(\eta_{ult})}}{V_{(\eta_{ult}=1)}} = \frac{1 + \frac{\exp\left(-6 \cdot (\eta_{ult} \cdot (k+1) + 1) \cdot \frac{e_1}{t}\right) - 1}{k+2} \cdot (\eta_{ult} \cdot (k+1) - 1)^2 + 1}{1 + \frac{\exp\left(-6 \cdot (k+2) \cdot \frac{e_1}{t}\right) - 1}{(k+1)^2}} \leq \frac{4}{3} \quad (2-26)$$

Die geringe Biegezugfestigkeit von Mauerwerk senkrecht zur Lagerfuge erhöht die resultierende Querschnittstragfähigkeit nur marginal und kann demzufolge bei kleinen und mittleren Wandschlankheiten in guter Näherung vernachlässigt werden. Im Fall von Stabilitätsversagen vergrößert ein Ansatz der Biegezugfestigkeit senkrecht zur Lagerfuge jedoch den ungerissenen Bereich des Wandquerschnitts, was eine Erhöhung der effektiven Biegesteifigkeit zur Folge hat und somit die Querverformungen und damit auch die Zusatzbeanspruchungen nach Theorie II. Ordnung verringert. Um diesen Einfluss zu berücksichtigen, stellt $\Phi_{II, sb}$ für hohe Wandschlankheiten in Kombination mit Lastexzentrizitäten von $e/t \geq 0,20$ einen unteren Grenzwert der bezogenen Systemtragfähigkeit dar:

$$\Phi_{II, sb} = -\frac{1}{2} \cdot \left| \frac{f_t}{f} \right| \cdot \left(1 - \frac{k}{50}\right) + \frac{k}{3} \cdot \left(1 - \frac{k}{50}\right) \cdot \frac{1}{\left(\frac{h_{ef}}{t}\right)^2 \cdot \varepsilon_f} \cdot \left[1 - 6 \cdot \frac{e_1}{t} + \sqrt{\left(1 - 6 \cdot \frac{e_1}{t} - \frac{3}{2} \cdot \frac{|f_t/f|}{k} \cdot \left(\frac{h_{ef}}{t}\right)^2 \cdot \varepsilon_f\right)^2 + 6 \cdot \frac{|f_t/f|}{k} \cdot \left(\frac{h_{ef}}{t}\right)^2 \cdot \varepsilon_f} \right] \quad (2-27)$$

Hierbei liegt der Berechnung ein linearer Verlauf der Zugspannungs-Dehnungs-Beziehung mit sprödem Entfestigungsverhalten zugrunde. Um einen stetigen Übergang zwischen Druck- und Zugbereich der bezogenen Arbeitslinie zu gewährleisten, nimmt Glock (2004) den Zugelastizitätsmodul vereinfachend identisch zum Ursprungselastizitätsmodul unter Druckbeanspruchung an. Die bezogene Dehnung bei Erreichen der Zugfestigkeit η_{ft} ergibt sich demzufolge gemäß Gl. (2-28):

$$\eta_{ft} = \frac{\varepsilon_{ft}}{\varepsilon_f} = \frac{|f_t/f|}{k} \quad (2-28)$$

In Abbildung 2-7 ist die mit Hilfe des erläuterten analytischen Näherungsverfahrens nach Glock (2004) berechnete schlankheitsabhängige Systemtragfähigkeit für verschiedene Lastexzentrizitäten exemplarisch dargestellt. Im Zuge der Gegenüberstellung wird die Systemtragfähigkeit sowohl für eine lineare ($k = 1$) als auch für eine nichtlineare ($k = 2$) Spannungs-Dehnungs-Beziehung ohne Berücksichtigung der Biegezugfestigkeit senkrecht zur Lagerfuge ($|f_t/f| = 0$) ermittelt.

Anhand des Traglastvergleichs zeigt sich, dass aus einer ausgeprägteren Nichtlinearität der Spannungs-Dehnungs-Beziehung und dem damit einhergehenden größeren bezogenen Ursprungselastizitätsmodul k in Kombination mit einer gleichbleibenden Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit ε_f in allen Schlankheitsbereichen eine Steigerung der bezogenen Systemtragfähigkeit resultiert. Weiterhin wird ersichtlich, dass eine Berücksichtigung des Entfestigungsbereichs der zugrunde liegenden Arbeitslinie ($\eta_{ult} > 1,0$) im Fall von Spannungsversagen eine Erhöhung der Systemtragfähigkeit bewirkt. Bei Stabilitätsversagen ergibt sich dagegen keine Traglaststeigerung, da das Versagen in diesem Fall bereits vor Erreichen der Druckfestigkeit eintritt und das Entfestigungsverhalten des Materials somit nicht ausgenutzt werden kann.

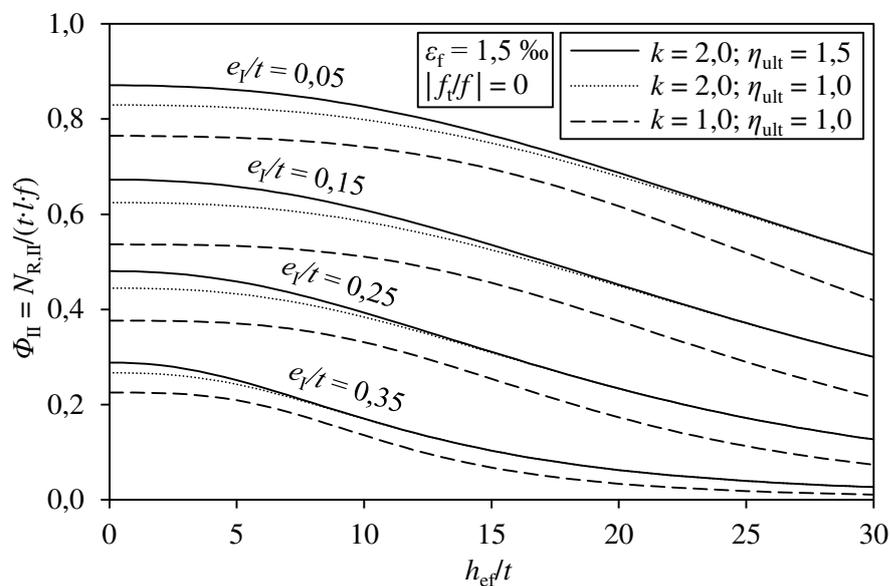


Abbildung 2-7: Bezogene Systemtragfähigkeit in Abhängigkeit der Wandschlankheit für variierende Lastexzentrizitäten und unterschiedliche Spannungs-Dehnungs-Beziehungen gemäß Glock (2004)

2.2 Bemessungsregeln für druckbeanspruchtes Mauerwerk

2.2.1 Einführung

Die in Unterkapitel 2.1.3 dargelegten wirklichkeitsnahen Methoden zur Berechnung der Tragfähigkeit druckbeanspruchter Mauerwerkswände sind für die Praxisanwendung infolge der aufwändigen Iterationsprozesse oder unhandlichen Formelapparate meist ungeeignet. Aus diesem Grund bieten bauaufsichtlich eingeführte Normen oder Regelwerke zur Bemessung von Mauerwerk in der Regel vereinfachte Approximationsverfahren, welche weniger Rechenaufwand erfordern und somit deutlich anwendungsfreundlicher sind. Nachfolgend wird der aktuelle Stand der Normung im Bereich des Mauerwerks im Allgemeinen sowie des Lehm-mauerwerks im Speziellen zusammengefasst.

Die allgemeine Bemessung druckbeanspruchter Mauerwerkswände aus herkömmlichen Mauerwerksbaustoffen wie Ziegel, Kalksandstein, Porenbeton oder Leichtbeton wird in den meisten europäischen Ländern durch DIN EN 1996-1-1 (2013) geregelt. In Deutschland wird diese Norm durch den nationalen Anhang DIN EN 1996-1-1/NA (2019) ergänzt. Eine weiterführende Reduzierung des Berechnungsaufwands gegenüber allgemeinen Bemessungsregeln bieten die vereinfachten Berechnungsmethoden gemäß DIN EN 1996-3 (2010) in Kombination mit dem nationalen Anhang DIN EN 1996-3/NA (2019). Diese Nachweisverfahren liefern in der Regel konservativere Traglasten als die allgemeinen Bemessungsregeln und dürfen zudem nur in einem eingeschränkten Anwendungsbereich verwendet werden. Im Gegenzug bietet es im Rahmen der Nachweisführung unbewehrter Mauerwerkswände jedoch diverse Vorzüge wie z. B. den Verzicht auf eine explizite Ermittlung der einwirkenden Biegebeanspruchung oder die fehlende Notwendigkeit eines Querkraftnachweises in Plattenrichtung. Sowohl das allgemeine als auch das vereinfachte Nachweisverfahren basieren dabei vollständig auf einem semiprobabilistischen Sicherheitskonzept, welches die Einhaltung des in DIN EN 1990 (2010) in Kombination mit DIN EN 1990/NA (2010) verankerten Zuverlässigkeitsniveaus des zu bemessenden Bauteils gewährleisten soll.

Die aufgeführten normativen Regelwerke für herkömmliches Mauerwerk decken infolge strikter Restriktionen hinsichtlich der Materialwahl für Mauersteine und -mörtel nicht die Bemessung von Lehm-mauerwerkswänden ab. Die Nachweisführung tragenden Lehm-mauerwerks wird hierzulande stattdessen durch die bauaufsichtlich eingeführten Lehm-bau Regeln von Volhard & Röhlen (2009) reglementiert. Das dort verankerte Bemessungskonzept basiert jedoch auf einem globalen Sicherheitskonzept und entspricht daher aus zuverlässigkeitstheoretischer Sicht nicht mehr dem aktuellen Stand der Technik. Zudem spiegeln die konservativen Einschränkungen bezüglich des Anwendungsbereichs tragender Lehm-mauerwerkskonstruktionen die Leistungsfähigkeit moderner Lehm-baustoffe nicht adäquat wider, wodurch die Anwendung von Lehm gegenüber anderen Mauerwerksbaustoffen zurzeit oftmals ökonomisch nachteilig oder nicht zulässig ist. Insofern ist eine Überarbeitung der

Lehmbau Regeln im Sinne einer zuverlässigen und wirtschaftlichen Verwendung von Lehmmauerwerk dringend erforderlich.

Da die meisten Wohngebäude aus Mauerwerk in den Anwendungsbereich der vereinfachten Berechnungsmethoden nach DIN EN 1996-3/NA (2019) fallen und dieses Nachweisverfahren in Deutschland auf Grund seiner unkomplizierten Handhabung weit verbreitet ist, bietet es eine geeignete Grundlage für einen überarbeiteten und eurocodekonformen Bemessungsvorschlag für druckbeanspruchtes Lehmmauerwerk. In den kommenden Unterkapiteln werden daher sowohl die wichtigsten Grundzüge der Bemessung unbewehrter Mauerwerkswände unter Druckbeanspruchung gemäß DIN EN 1996-3/NA (2019) als auch nach den aktuell gültigen Lehmbau Regeln dargestellt.

Abschließend sei erwähnt, dass auch auf internationaler Ebene diverse Bemessungsregelwerke für Lehmkonstruktionen zu finden sind. Hierzu zählt z. B. die kürzlich überarbeitete neuseeländische Bemessungs- und Baustoffnormenreihe für Lehmkonstruktionen NZS 4297 (2020), NZS 4298 (2020) und NZS 4299 (2020), welche Vorgaben zum Nachweis der Tragfähigkeit, zu den erforderlichen Baustoffeigenschaften und zu geeigneten Testverfahren enthält und daher auch von anderen internationalen Regelwerken wie der ASTM E2392/E2392M-10 (2016) referenziert und empfohlen wird. Ein wissenschaftlich fundierter Ansatz zur Ermittlung der Tragfähigkeit druckbeanspruchten Lehmmauerwerks unter adäquater Berücksichtigung des Feuchteinflusses ist allerdings in keinem internationalen Regelwerk zu finden. Darüber hinaus unterscheiden sich die Nachweiskonzepte anderer Länder teils erheblich vom Vorgehen der hierzulande gebräuchlichen Eurocodes, weshalb sie nachfolgend nicht als Grundlage für einen überarbeiteten Bemessungsvorschlag in Betracht gezogen werden. Eine weiterführende Analyse bestehender internationaler Lehm-bauvorschriften kann z. B. Schroeder (2012), Rischaneck (2020) oder Fabbri et al. (2022) entnommen werden.

2.2.2 DIN EN 1996-3/NA

Um die vereinfachten Berechnungsmethoden nach DIN EN 1996-3/NA (2019) zur Bemessung von vertikal und durch Wind beanspruchter Wände anwenden zu dürfen, müssen die Voraussetzungen gemäß Kapitel 4.2.1 der genannten Norm erfüllt sein. Sollten alle Anwendungsbedingungen erfüllt sein, darf der Bemessungswert der maximal aufnehmbaren Normalkraft N_{Rd} wie folgt ermittelt werden:

$$N_{Rd} = \Phi_s \cdot f_d \cdot A \quad (2-29)$$

Mit:

Φ_s = Traglastfaktor zur Berücksichtigung der Schlankheit und der Lastausmitte

f_d = Bemessungswert der Mauerwerksdruckfestigkeit

A = Querschnittsfläche der Wand

Der Traglastfaktor Φ_s ergibt sich dabei aus dem Minimalwert des Traglastfaktors am Wandfuß bzw. Wandkopf Φ_1 und dem Traglastfaktor in Wandhöhenmitte Φ_2 .

Der Traglastfaktor zur Berücksichtigung der Deckenverdrehung am Wandkopf bzw. Wandfuß Φ_1 lässt sich mit Hilfe von Gl. (2-30) berechnen.

$$\Phi_1 = \begin{cases} \left(1,6 - \frac{l_f}{6}\right) \cdot \frac{t_b}{t} \leq 0,9 \cdot \frac{t_b}{t} & \text{für } f_k \geq 1,8 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \\ \left(1,6 - \frac{l_f}{5}\right) \cdot \frac{t_b}{t} \leq 0,9 \cdot \frac{t_b}{t} & \text{für } f_k < 1,8 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \end{cases} \quad (2-30)$$

Mit:

l_f = Stützweite der angrenzenden Geschossdecke in m, bei zweiachsig gespannten Decken dürfen 85 % der kürzen Stützweite für l_f eingesetzt werden

t_b/t = Verhältnis von Deckenauflagertiefe zur Wanddicke

Bei geringer Lastexzentrizität infolge Deckenverdrehung, z. B. bei Anordnung einer Zentrierleiste mittig unter dem Deckenaufleger oder bei Innenwänden mit durchlaufender Geschossdecke und annähernd gleichen Stützweiten auf beiden Seiten der betrachteten Wand, darf $\Phi_1 = 0,9$ angesetzt werden.

Für Decken mit geringer Auflast, z. B. im obersten Geschoss, gilt stattdessen:

$$\Phi_1 = \begin{cases} 0,333 \cdot \frac{t_b}{t} & \text{für einachsig gespannte Decken} \\ 0,4 \cdot \frac{t_b}{t} & \text{für zweiachsig gespannte Decken} \end{cases} \quad (2-31)$$

Unter Berücksichtigung des Schlankheitseinflusses ergibt sich der Traglastfaktor in Wandhöhenmitte Φ_2 gemäß Gl. (2-32).

$$\Phi_2 = 0,85 \cdot \frac{t_b}{t} - 0,0011 \cdot \left(\frac{h_{\text{ef}}}{t}\right)^2 \quad (2-32)$$

Die Knicklänge h_{ef} darf bei zweiseitiger Halterung der nachzuweisenden Wand aus dem Produkt des Knicklängenbeiwerts ρ_2 und der lichten Wandhöhe h berechnet werden:

$$h_{\text{ef}} = \rho_2 \cdot h \quad (2-33)$$

Der Knicklängenbeiwert für eine zweiseitig gehaltene Wand bestimmt sich dabei in Abhängigkeit der Wanddicke und der Auflagertiefe gemäß Tabelle 2-1.

Tabelle 2-1: Knicklängenbeiwert ρ_2 nach DIN EN 1996-3/NA (2019)

Wanddicke	Auflagertiefe	Knicklängenbeiwert
$t \leq 175 \text{ mm}$	$t_b = t$	$\rho_2 = 0,75$
$175 \text{ mm} < t < 240 \text{ mm}$		$\rho_2 = 0,90$
$240 \text{ mm} \leq t \leq 250 \text{ mm}$	$t_b \geq 175 \text{ mm}$	
$t > 250 \text{ mm}$	-	$\rho_2 = 1,00$

Gleichungen zur Berechnung der effektiven Knicklänge bei drei- und vierseitiger Halterung können DIN EN 1996-3/NA (2019) entnommen werden.

Weiterhin ergibt sich der zur Berechnung der Tragfähigkeit notwendige Bemessungswert der Mauerwerksdruckfestigkeit f_d gemäß Gl. (2-34). Bei Wandquerschnitten kleiner als $0,1 \text{ m}^2$ ist der Bemessungswert der Mauerwerksdruckfestigkeit zusätzlich mit dem Faktor $0,8$ zu multiplizieren. Darüber hinaus muss der charakteristische Wert der Mauerwerksdruckfestigkeit im Fall von Verbandsmauerwerk ebenfalls mit dem Faktor $0,8$ abgemindert werden.

$$f_d = f_k \cdot \frac{\zeta}{\gamma_M} \quad (2-34)$$

Mit:

f_k = Charakteristischer Wert der Mauerwerksdruckfestigkeit

ζ = Dauerstandsfaktor ($\zeta = 0,85$ für Langzeiteinwirkungen infolge von Eigengewicht, Schnee- und Verkehrslasten, $\zeta = 1,0$ für kurzzeitige Beanspruchungsarten)

γ_M = Materialeitiger Teilsicherheitsbeiwert

Ergänzend zum Nachweis der maximal aufnehmbaren Normalkraft ist bei Wänden, die als Endauflager dienen und horizontal durch Wind beansprucht werden, eine erforderliche Mindestnormalkraft mit folgender Gleichung nachzuweisen:

$$N_{\text{Ed,min}} \geq \frac{3 \cdot q_{\text{Ewd}} \cdot h^2 \cdot b}{16 \cdot \left(t_b - \frac{h}{300} \right)} \quad (2-35)$$

Mit:

$N_{\text{Ed,min}}$ = Bemessungswert der kleinsten Normalkraft in Wandhöhenmitte in kN

q_{Ewd} = Bemessungswert der einwirkenden Windlast in kN/m^2

h = Lichte Geschosshöhe

b = Einwirkungsbreite der Windlast

t_b = Auflagertiefe der Geschosdecke

2.2.3 Lehmbau Regeln

Die Bemessung tragender Lehmbauteile erfolgt in Deutschland zum aktuellen Zeitpunkt mit Hilfe der in die Muster-Verwaltungsvorschrift Technische Baubestimmungen (vgl. Deutsches Institut für Bautechnik (2021)) aufgenommenen Lehmbau Regeln von Volhard & Röhlen (2009). Das dort verankerte Nachweisverfahren sieht nicht die Verwendung von Teilsicherheitsbeiwerten vor, sondern basiert stattdessen auf einem globalen Sicherheitskonzept. Die Druckfestigkeit des verwendeten Lehmbaustoffs wird demzufolge auf eine zulässige Spannung reduziert und anschließend mit der aus den einwirkenden Lasten resultierenden Spannung verglichen. Die nach den Lehmbau Regeln zulässigen Druckspannungen für Lehmmauerwerk können in Abhängigkeit der Steifigkeitsklasse Tabelle 2-2 entnommen werden. Bei Verwendung von Steifigkeitsklasse 3 und 4 in Kombination mit Lehmmauermörtel muss die Mörteldruckfestigkeit nachweislich der der Lehmsteine entsprechen. Bei Wandpfeilern ist die zulässige Druckspannung bis zum 1,5-fachen des Mindestquerschnitts auf 80 % abzumindern.

Tabelle 2-2: Zulässige Druckspannung von Lehmmauerwerk gemäß den Lehmbau Regeln

Steifigkeitsklasse	Zulässige Druckspannung
2	0,3 N/mm ²
3	0,4 N/mm ²
4	0,5 N/mm ²

Das Nachweisverfahren für tragende Lehmmauerwerkswände darf nach den Lehmbau Regeln ausschließlich bei Gebäuden mit maximal zwei Vollgeschossen und einer Geschosshöhe von nicht mehr als 3,25 m angewendet werden. Bei Bauwerken mit nur einem Vollgeschoss darf die Wandhöhe inklusive Kniestock jedoch bis zu 4 m betragen. Zusätzlich gilt eine Mindestwanddicke von 36,5 cm sowie ein Mindestwandquerschnitt von 1300 cm². Die Mindestwanddicke darf bei Außenwänden von eingeschossigen Gebäuden, welche nicht zum dauerhaften Aufenthalt von Personen dienen und deren Geschosshöhe maximal 2,50 m beträgt, auf 24 cm reduziert werden. Die Mindestdicke einer tragenden Innenwand, welche als Zwischenaufleger für eine durchlaufende Decke mit einer Stützweite von maximal 4,50 m (bei Anordnung einer Zentrierleiste auf einem Ringbalken maximal 6 m) dient, darf ebenfalls auf 24 cm verringert werden, wenn die Geschosshöhe nicht mehr als 2,75 m und die Verkehrslast inklusive Trennwandzuschlag nicht mehr als 2,75 kN/m² beträgt.

Auf einen expliziten Nachweis der Gebäudestabilität darf nach den Lehmbau Regeln verzichtet werden, sofern in Längs- und Querrichtung des Bauwerks aussteifende Wände mit ausreichender Dicke in vorgegebenen maximalen Mittenabständen gemäß Tabelle 2-3 sowie steife Deckenscheiben vorgesehen werden. Sind in einer aussteifenden Wand Öffnungen vorhanden, muss die erste Öffnung mindestens ein Viertel der Geschosshöhe bzw. 75 cm von der aussteifenden Wand entfernt sein.

Tabelle 2-3: Abmessungen aussteifender Querwände gemäß den Lehmbau Regeln

Dicke der auszustei­fenden Wand	Geschosshöhe	Mindestdicke der aussteifenden Querwand	Maximaler Mittenabstand
$24 \text{ cm} \leq t \leq 36,5 \text{ cm}$	$\leq 3,25 \text{ m}$	11,5 cm	4,5 m
$36,5 \text{ cm} < t \leq 49 \text{ cm}$	$\leq 3,25 \text{ m}$	17,5 cm	6,0 m
$t > 49 \text{ cm}$	$\leq 3,50 \text{ m}$	24 cm	7,0 m

2.3 Hygrothermisches Materialverhalten mineralischer Baustoffe

2.3.1 Einführung

Vorbereitend auf die im späteren Verlauf dieser Arbeit durchzuführenden hygrothermi­schen Untersuchungen an Lehm­mauerwerkskonstruktionen werden nachfolgend die allge­meinen Grundlagen zu hygrothermi­schen Speicher- und Transportprozessen mineralischer Baustoffe komprimiert dargestellt und erläutert. Weiterführende Informationen zu dieser Thematik können z. B. in den Dissertationen von Kießl (1983), Rode et al. (1990), Künzel (1994), Krus (1995), in den Lehrbüchern von Willems (2017) oder Liersch & Langner (2020) oder im WTA Merkblatt 6-2 (2014) nachgelesen werden.

Die Bezeichnungen für feuchtetechnische Kenngrößen orientieren sich in den nachfolgen­den Ausführungen an der Nomenklatur gemäß DIN EN ISO 9346 (2008), wohingegen die Bezeichnungen wärmetechnischer Parameter an DIN EN ISO 7345 (2018) angelehnt sind.

2.3.2 Hygrisches Materialverhalten

2.3.2.1 Feuchtespeicherung

Mineralische Baustoffe besitzen die Fähigkeit innerhalb ihres Porenraums Wasser in allen drei Aggregatzuständen zu speichern. Die Summe der gespeicherten Feuchtigkeit ohne Berück­sichtigung des eventuell vorhandenen chemisch gebundenen Wassers stellt die Mate­rialfeuchte dar, welche gemäß DIN EN ISO 12570 (2018) ermittelt werden kann und in Form der baustoffvolumenbezogenen Masse der Materialfeuchte w [kg/m^3], der baustoff­massebezogenen Masse der Materialfeuchte u [kg/kg] oder des baustoffvolumenbezogenen Volumens der Materialfeuchte Ψ [m^3/m^3] angegeben wird. Die zur Normierung verwendeten Baustoffkenngrößen beziehen sich dabei auf den trockenen Zustand des Materials, wes­halb sich die Angaben der Materialfeuchte bei Kenntnis der Trockenroh­dichte des Bau­stoffs ρ_0 und der Rohdichte von Wasser ρ_w mit nachfolgendem Zusammenhang unkompliziert umrechnen lassen.

$$w = u \cdot \rho_0 = \Psi \cdot \rho_w \quad (2-36)$$

Unbehandelte Mauerwerksbaustoffe sind in der Regel hygroskopisch, weshalb sie bei Kon­takt mit feuchter Umgebungsluft Wasserdampf aufnehmen und innerhalb ihres Porenraums

einlagern können. Dieser Prozess ist reversibel, weshalb sie gespeichertes Wasser bei Kontakt mit trockener Umgebungsluft wieder abgeben können. Die Wasserdampfadsorption bzw. -desorption erfolgt dabei prinzipiell bis sich ein Partialdruckgleichgewicht zwischen der Materialfeuchte und der Umgebungsluft eingestellt hat. Der funktionale Zusammenhang zwischen der relativen Umgebungsluftfeuchte φ und der zugehörigen Gleichgewichtsfeuchte innerhalb des Materials kann durch eine baustoffabhängige Sorptionsisotherme beschrieben werden. Der dadurch abgedeckte Sorptionsfeuchtebereich – auch hygroscopischer Feuchtebereich genannt – erstreckt sich bis zu einer relativen Luftfeuchte von ca. 95 %. Die Isothermie dieses Zusammenhangs lässt sich z. B. durch Untersuchungen von Kast & Jokisch (1972) begründen, welche darlegen, dass die Feuchtespeicherfähigkeit mineralischer Baustoffe nur marginal von baupraktisch relevanten Temperaturänderungen beeinflusst wird und somit im bauphysikalischen Bereich als temperaturunabhängig angesehen werden kann. Bei der Wasserdampfadsorption und -desorption mineralischer Materialien können sich jedoch abweichende Verläufe der Sorptionsisothermen ergeben, was zu einer Hysterese innerhalb des Zusammenhangs zwischen relativer Luftfeuchte und Materialfeuchte führt. Um die Feuchtespeicherfähigkeit für hygrothermische Analysen sowohl für die Be- als auch Entfeuchtung mit Hilfe einer einheitlichen Sorptionsisotherme beschreiben zu können, ist es nach Rode et al. (1990) in guter Näherung zulässig die Adsorptions- und Desorptionsisotherme zu mitteln.

Bei steigender Umgebungfeuchte lagern sich zunehmend mehr Wassermolekülschichten an den Poreninnenoberflächen an, wodurch die Wassersättigung des Materials steigt. Gleichgewichtsfeuchten, welche sich bei hohen relativen Luftfeuchten von über 95 % oder bei direktem Kontakt mit drucklosem Wasser einstellen, zählt man zum überhygroscopischen Feuchtebereich. Die Feuchtespeicherfähigkeit wird hierbei vorrangig von den kapillaren Saugspannungen und nicht mehr von der Wasserdampfadsorption bestimmt. Maßgebende Parameter für die kapillare Wasserspeicherfähigkeit sind die Verteilung der Poren innerhalb des Baustoffs sowie die zugehörigen Porenradien. Der überhygroscopische Feuchtebereich erstreckt sich bis zum Erreichen der freien Wassersättigung, welche sich bei einem kapillaraktiven Baustoff durch kurzzeitige Lagerung in drucklosem Wasser einstellt.

Bei feinporigen Baustoffen können Lufteinschlüsse innerhalb des Materialgefüges dazu führen, dass bei Erreichen der freien Wassersättigung noch nicht alle Poren vollständig mit Wasser gefüllt sind. Durch eine längere Wasserlagerung oder durch eine Erhöhung des einwirkenden Wasserdrucks entweicht die eingeschlossene Luft, woraufhin der Übersättigungsbereich erreicht wird und sich schlussendlich die maximale Wassersättigung einstellt. Das baustoffvolumenbezogene Volumen der Materialfeuchte bei maximaler Sättigung entspricht somit der offenen Porosität des Baustoffs. Bei Baustoffen, die bereits bei kurzzeitiger Lagerung in drucklosem Wasser vollständig durchfeuchten, ist die freie Wassersättigung äquivalent zur maximalen Wassersättigung.

Verknüpft man die funktionalen Zusammenhänge des hygroskopischen und überhygroskopischen Feuchtebereichs miteinander, erhält man eine baustoffbezogene Feuchtespeicherfunktion, welche die Gleichgewichtsfeuchte innerhalb des Materials für beliebige Feuchtezustände beschreibt. Als anschauliche Bezugsgröße wird die Feuchtespeicherfunktion in der Regel in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte angegeben. Alternativ besteht jedoch ebenfalls die Möglichkeit die Feuchtespeicherfunktion bezogen auf den vorherrschenden Kapillardruck oder den äquivalenten Porenradius zu formulieren. Der Gesamtverlauf der Feuchtespeicherfunktion ist materialabhängig und kann nach Brunauer et al. (1940) in fünf allgemeine Formen unterteilt werden. Bei mineralischen Baustoffen ist typischerweise eine S-Form zu beobachten. In Abbildung 2-8 ist der qualitative Verlauf einer Feuchtespeicherfunktion unter Angabe der einzelnen Feuchtebereiche dargestellt.

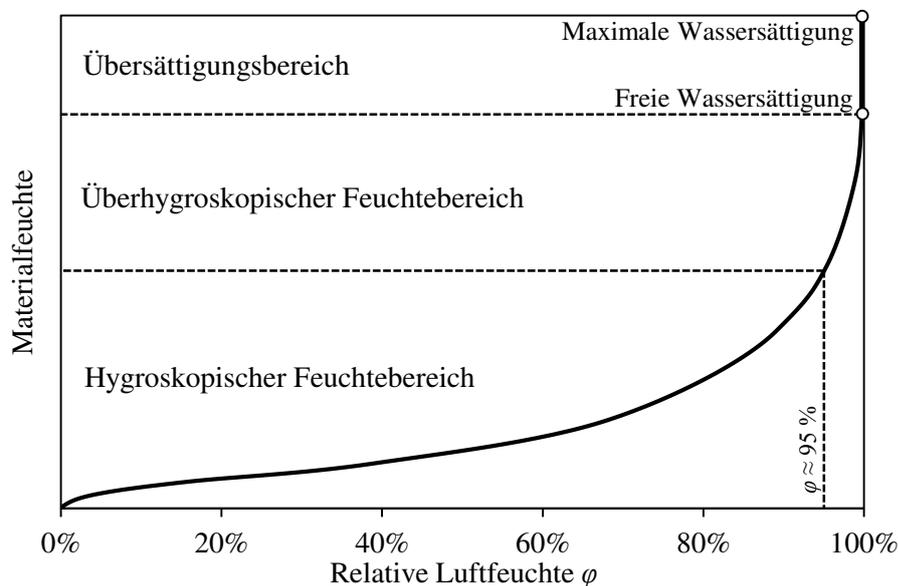


Abbildung 2-8: Qualitative Darstellung einer Feuchtespeicherfunktion

Die mathematische Charakterisierung der Feuchtespeicherfunktion kann beispielsweise basierend auf der nach den drei Erfindern benannten BET-Theorie erfolgen (vgl. Brunauer et al. (1938)). Künzel (1994) entwickelte diesen Ansatz weiter und schlägt eine daraus abgeleitete Näherungsgleichung vor, welche von der freien Wassersättigung w_f sowie von einem Proportionalitätsfaktor b abhängt:

$$w = w_f \cdot \frac{(b-1) \cdot \varphi}{b - \varphi} \quad (2-37)$$

Zur Berechnung des Proportionalitätsfaktors b wird die Gleichgewichtsmaterialfeuchte bei einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 80\%$ als Stützstelle in Gl. (2-37) eingesetzt und nach b umgestellt. Mit Hilfe dieser einfachen mathematischen Näherungsformel ist es somit möglich, die Feuchtespeicherfunktion eines mineralischen Baustoffs bei alleiniger Kenntnis der

freien Wassersättigung w_f sowie der Gleichgewichtsmaterialfeuchte bei einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 80 \%$ zu approximieren.

2.3.2.2 Feuchtetransport

Die bauphysikalisch relevanten Feuchtetransportmechanismen innerhalb mineralischer Baustoffe lassen sich vorrangig in den Transport gasförmigen und flüssigen Wassers untergliedern. Die quantitative Ausprägung der jeweiligen Transportanteile hängt entscheidend vom Feuchtezustand des Baustoffs ab. Im Extremfall eines vollständig trockenen Baustoffs kann ausschließlich gasförmiger Wasserdampf durch den luftgefüllten Porenraum transportiert werden (vgl. Abbildung 2-9 links), wohingegen bei vollständiger Sättigung des Materials ausschließlich Flüssigwassertransport stattfindet (vgl. Abbildung 2-9 rechts). In realen Anwendungsfällen kommt es in der Regel zu einer Überlagerung der beiden Transportmechanismen (vgl. Abbildung 2-9 Mitte), wobei bei geringen Materialfeuchten der Transport von Wasserdampf und bei hohen Materialfeuchten der Transport flüssigen Wassers dominiert.

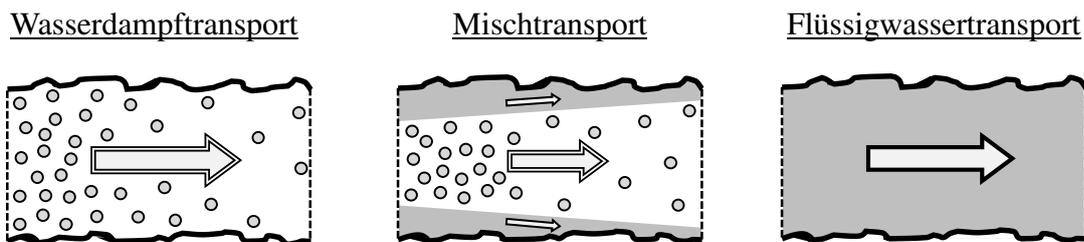


Abbildung 2-9: Schematische Darstellung verschiedener Feuchtetransportmechanismen

Der maßgebende Transportprozess für gasförmiges Wasser innerhalb mineralischer Baustoffe ist die Wasserdampfdiffusion. Hierdurch wird Wasser infolge von Molekularbewegungen in Richtung der geringeren Wasserdampfkonzentration transportiert. Die Berechnung der Wasserdampfdiffusionsstromdichte innerhalb eines Baustoffs beruht dabei zunächst auf Überlegungen zur Wasserdampfdiffusionsstromdichte innerhalb einer ungestörten Luftschicht. Unter der Annahme, dass sich Luft annähernd wie ein ideales Gas verhält, lässt sich die treibende Potentialgröße dabei durch das Wasserdampfpartialdruckgefälle $-\nabla p$ darstellen. Hierzu muss die ursprüngliche Potentialgröße in Form des Wasserdampfkonzentrationsgefälles $-\nabla v$ durch die spezifische Gaskonstante für Wasserdampf R_v sowie die absolute Temperatur T dividiert werden. Die resultierende Wasserdampfdiffusionsstromdichte $g_{v,a}$ innerhalb von Luft ergibt sich daraufhin mit Hilfe des 1. Fick'schen Diffusionsgesetzes sowie der Einführung des Wasserdampfdiffusionskoeffizienten D_v gemäß Gl. (2-38):

$$g_{v,a} = -D_v \cdot \nabla v = -\frac{D_v}{R_v \cdot T} \cdot \nabla p = -\delta_a \cdot \nabla p \quad (2-38)$$

Der Wasserdampfdiffusionsleitkoeffizient innerhalb von Luft δ_a ersetzt den gesamten Quotienten vor dem Wasserdampfpartialdruckgefälle und lässt sich gemäß DIN EN ISO 12572 (2017) berechnen. Der Wasserdampfdiffusionsleitkoeffizient innerhalb von Luft hängt dabei sowohl von der Temperatur als auch vom vorherrschenden Luftdruck ab. Da die Wasserdampfdiffusion innerhalb eines Baustoffs durch die Porenverteilung oder eventuell vorhandenen Flüssigwassereinlagerungen behindert wird und sie sich somit nicht in gleicher Ausprägung wie innerhalb einer ungestörten Luftschicht einstellen kann, wird von Krischer & Kast (1978) die materialabhängige Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl μ als zusätzlicher Divisor zur Berechnung der Wasserdampfdiffusionsstromdichte innerhalb eines Baustoffs g_v eingeführt:

$$g_v = -\frac{\delta_a}{\mu} \cdot \nabla p \quad (2-39)$$

Die Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl kann in einem Wertebereich von $1 \leq \mu \leq \infty$ liegen und stellt einen direkten Abminderungsfaktor der Wasserdampfdiffusionsstromdichte innerhalb eines Baustoffs gegenüber der Wasserdampfdiffusionsstromdichte innerhalb einer ungestörten Luftschicht dar.

Durch die experimentelle Ermittlung der Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl eines Baustoffs werden neben der Wasserdampfdiffusion innerhalb der großen Poren des Materialgefüges auch Effusionseffekte innerhalb der Mikroporen erfasst. Hierbei handelt es sich um untergeordnete Diffusionsprozesse, welche sich durch die vermehrten Zusammenstöße zwischen den Wassermolekülen und den Porenwänden in ihrer quantitativen Ausprägung von der Fick'schen Wasserdampfdiffusion nach Gl. (2-38) unterscheiden. Da sich der Feuchtetransport infolge Effusion in vielen bauphysikalisch relevanten Fällen mit der Fick'schen Wasserdampfdiffusion überlagert und beide Transportmechanismen das Wasserdampfpartialdruckgefälle als treibende Potentialgröße aufweisen, lässt sich deren kombinierter Einfluss auf den Transport gasförmigen Wassers innerhalb des Materialgefüges mit Hilfe der Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl geeignet abbilden, ohne explizit zwischen Fick'scher Wasserdampfdiffusion und Effusion unterscheiden zu müssen.

Mit steigender Materialfeuchte lagern sich Wassermoleküle in Form einer Sorbatschicht an der inneren Oberfläche des Porenraums an. Ab einer relativen Luftfeuchte von ca. 60 % wird durch multimolekulare Feuchtebelegung der Porenwandungen eine Überlagerung von Wasserdampf- und Flüssigwassertransport ermöglicht (vgl. Sedlbauer & Künzel (2015)). Während innerhalb des luftgefüllten Porenraums weiterhin Wasserdampfdiffusionsprozesse stattfinden können, setzt durch lokale Änderungen der Sorbatschichtdicke an den inneren Porenoberflächen, z. B. durch einseitige Befeuchtung oder Trocknung des betrachteten Baustoffs, ein simultaner Flüssigwassertransport ein. Die unterschiedlichen Sorbatschichtdicken werden dabei mittels Oberflächendiffusion ausgeglichen, bei der der Wassergehaltsgradient das treibende Potential darstellt.

Bei zunehmender Materialfeuchte wird der Transport gasförmigen Wassers infolge der Vergrößerung der Sorbatschichtdicke sowie der Bildung von Wasserinseln in Engstellen des Porenraums immer stärker behindert, wohingegen der Flüssigwassertransport begünstigt wird. Sind Teilbereiche des Porenraums vollständig mit Flüssigwasser gefüllt, kann dort Kapillarleitung stattfinden. Die mathematische Beschreibung der durch kapillare Saugkräfte erzeugten Flüssigwasserstromdichte ist innerhalb teilgesättigter Baustoffe durch die Inhomogenität des Porenraums nur näherungsweise durch eine makroskopische Betrachtung des Baustoffs möglich. Hierbei liegt die Annahme zugrunde, dass der Flüssigwassertransport durch Ausgleichsprozesse innerhalb des Porenraums in Richtung des Wassergehaltsgefälles $-\nabla w$ verläuft. Somit kann die Flüssigwasserstromdichte g_w innerhalb eines Baustoffs unter Vernachlässigung äußerer Druckunterschiede oder der Schwerkraftwirkung vereinfachend ebenfalls mit Hilfe des Fick'schen Diffusionsgesetzes formuliert werden:

$$g_w = -D_w(w) \cdot \nabla w \quad (2-40)$$

Der Flüssigwassertransportkoeffizient $D_w(w)$ ist hierbei annähernd exponentiell von der Materialfeuchte w abhängig, da die Kapillarleitung durch einen steigenden Wassergehalt des Materials erheblich begünstigt wird. Da die Materialfeuchte w jedoch von der Feuchtespeicherfähigkeit des betrachteten Baustoffs abhängt, ist es für eine materialunabhängige Formulierung der Flüssigwasserstromdichte zielführend die relative Luftfeuchte φ anstatt der absoluten Materialfeuchte als treibende hygrische Potentialgröße zu definieren:

$$g_w = -D_\varphi(w) \cdot \nabla \varphi \quad (2-41)$$

Aus physikalischer Sicht sind Gl. (2-40) und Gl. (2-41) als gleichwertig zu betrachten. Durch die Wahl einer materialunabhängigen Potentialgröße treten bei hygrischen Untersuchungen von mehrschichtigen Konstruktionen jedoch keine Unstetigkeiten an den Materialübergängen auf, was insbesondere bei numerischen Berechnungen von Vorteil ist.

Es sei erwähnt, dass aufgrund der Temperaturabhängigkeit der Oberflächenspannung sowie insbesondere der Viskosität von Wasser auch der Flüssigwassertransportkoeffizient von der Temperatur beeinflusst wird. Weiterhin fällt die quantitative Ausprägung der Flüssigwasserstromdichte bei äußerem Kontakt mit Wasser und dem damit einsetzenden Saugvorgang in der Regel stärker aus, als die der Weiterverteilung des Flüssigwassers innerhalb des Baustoffs. Dies begründet sich darin, dass bei der Weiterverteilung kein äußeres Flüssigkeitsreservoir zur Verfügung steht und der resultierende Flüssigwassertransport somit ausschließlich dadurch entsteht, dass kleinere Poren durch ihre höhere kapillare Saugwirkung Flüssigwasser aus den angrenzenden größeren Poren entziehen. Die Weiterverteilung des Wassers wird somit unweigerlich durch das Wasserretentionsverhalten der größeren Poren verlangsamt. Im Gegensatz dazu wirkt sich der geringere Strömungswiderstand der größeren Poren bei direktem Kontakt mit äußerem Flüssigwasser günstig auf die resultierende

Wasseraufnahme aus und beschleunigt somit die Befeuchtung des Baustoffs. Demzufolge muss bei Angabe des Flüssigwassertransportkoeffizienten konsequenterweise zwischen den Transportprozessen der Wasseraufnahme und der Weiterverteilung von Flüssigwasser unterschieden werden.

Da die exakte experimentelle Ermittlung der Flüssigwassertransportkoeffizienten nur durch Anwendung zeit- und kostenintensiver Methoden wie z. B. der Kernspinresonanzspektroskopie möglich ist (vgl. Krus (1997)), entwickelten Krus et al. (1997) ein vereinfachtes Approximationsverfahren zur Ermittlung des Flüssigwassertransportkoeffizienten für den Saugvorgang. Zur Anwendung dieses analytischen Näherungsverfahrens müssen die zeitabhängige Aufnahmefähigkeit von Flüssigwasser, die Gleichgewichtsmaterialfeuchte bei einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 80 \%$ sowie die freie Wassersättigung des betrachteten Baustoffs bekannt sein. Die beiden letztgenannten Eingangsgrößen werden durch die Feuchtespeicherfunktion definiert (vgl. Kapitel 2.3.2.1). Die zeitabhängige Aufnahmefähigkeit von Flüssigwasser wird mittels eines experimentell unkompliziert zu ermittelnden Wasseraufnahmekoeffizient W_w charakterisiert. Dieser stellt bei äußerem Kontakt mit Wasser gemäß Gl. (2-42) das Verhältnis der Masse des aufgesogenen Wassers Δm zum Produkt der wasseraufnehmenden Fläche A und der Wurzel der Kontaktzeit t dar.

$$W_w = \frac{\Delta m}{A \cdot \sqrt{t}} \quad (2-42)$$

Die Ermittlung des Wasseraufnahmekoeffizienten erfolgt mittels eines Saugversuchs nach den Vorgaben der DIN EN ISO 15148 (2018). Wird die Kontaktzeit t in Sekunden statt Stunden angegeben, wird der Wasseraufnahmekoeffizient üblicherweise mit der Variable A_w bezeichnet. Eine Datenbank für Wasseraufnahmekoeffizienten für verschiedene mineralische Baustoffe ist z. B. in Schwarz et al. (1971) zu finden.

Basierend auf dem Näherungsverfahren zur Ermittlung des Flüssigwassertransportkoeffizienten für den Saugvorgang, entwickelten Holm & Krus (1998) eine weitere Approximationsmethode für den Flüssigwassertransportkoeffizienten, welcher das weniger stark ausgeprägte Weiterverteilen von Flüssigwasser innerhalb eines Baustoffs ohne äußeren Flüssigwasserkontakt beschreibt. Diese basiert auf der iterativen Nachrechnung von Trocknungsversuchen mittels numerischer Simulationen und lässt sich somit ebenfalls bedeutend unkomplizierter durchführen als eine direkte experimentelle Ermittlung des Flüssigwassertransportkoeffizienten. Eine zusammenfassende Erläuterung der beiden Approximationsverfahren sowie deren Zusammenhänge ist in Krus & Holm (1999) zu finden.

2.3.3 Thermisches Materialverhalten

2.3.3.1 Wärmespeicherung

Mineralische Baustoffe besitzen neben ihrer Feuchtespeicherkapazität ebenfalls die Fähigkeit Energie in Form von Wärme zu speichern. Die thermische Speicherfähigkeit eines Baustoffs wird durch die spezifische Wärmespeicherkapazität c beschrieben. Diese definiert sich durch die Wärmemenge Q , welche benötigt wird, um ein Kilogramm des betrachteten Baustoffs um ein Kelvin zu erhitzen:

$$c = \frac{Q}{\Delta T \cdot m} \quad (2-43)$$

Die spezifische Wärmespeicherkapazität mineralischer Baustoffe wie Mauerwerk oder Beton wird gemäß DIN EN ISO 10456 (2010) einheitlich mit $c = 1.000 \text{ J}/(\text{K} \cdot \text{kg})$ angegeben, was ungefähr der Wärmespeicherkapazität von Luft entspricht. Durch die im Vergleich zu Luft deutlich höhere Rohdichte mineralischer Baustoffe können diese jedoch bei gleichem Volumen eine erheblich größere Wärmemenge speichern. Hierdurch ist es Massivbaustoffen möglich, sowohl sommerliche als auch winterliche Temperaturschwankungen effektiv zu puffern, was sich wiederum positiv auf die Behaglichkeit des Raumklimas auswirkt.

2.3.3.2 Wärmetransport

Bei der Übertragung von Wärmeenergie unterscheidet man im Allgemeinen zwischen den in Abbildung 2-10 schematisch dargestellten Transportarten Leitung, Konvektion und Strahlung.

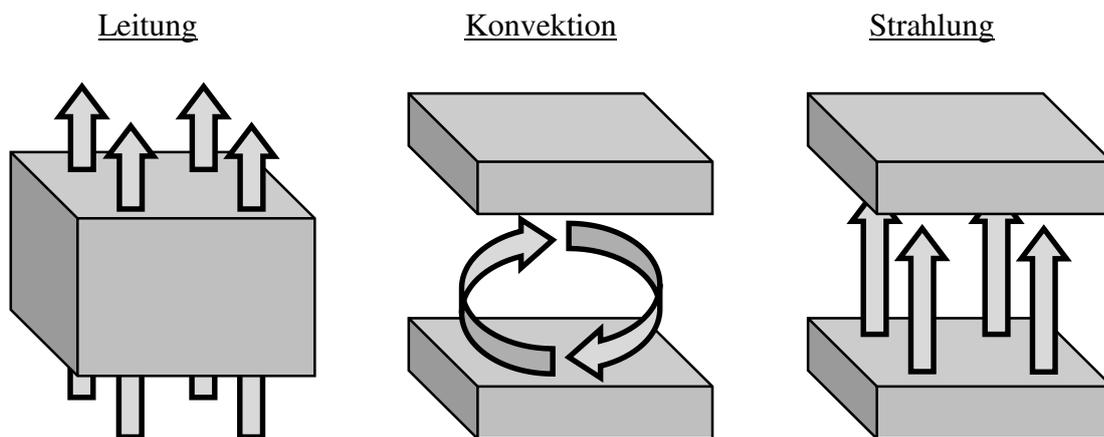


Abbildung 2-10: Schematische Darstellung verschiedener Wärmetransportmechanismen

Die Wärmeleitung beschreibt hierbei den Wärmetransport innerhalb eines Materials oder zwischen zwei sich berührenden Materialien. Die Wärmeenergie wird in diesem Fall durch Molekularbewegungen in Richtung des Temperaturgefälles $-\nabla T$ übertragen. Der daraus resultierende Wärmestrom q_1 ergibt sich in Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit des betrachteten Baustoffs $\lambda(w)$ wie folgt:

$$q_1 = -\lambda(w) \cdot \nabla T \quad (2-44)$$

Die materialabhängige Wärmeleitfähigkeit wird maßgeblich von der Trockenrohichte ρ_0 sowie von der Materialfeuchte w des betrachteten Baustoffs bestimmt. Je kleiner die Trockenrohichte bzw. je größer die Porosität eines Baustoffs ist, desto geringer fällt die resultierende Wärmeleitfähigkeit $\lambda(w)$ aus. Dies begründet sich in der meist deutlich kleineren Wärmeleitfähigkeit der im Porenraum eingeschlossenen Luft gegenüber der des umliegenden Feststoffs. Vollständigkeitshalber sei erwähnt, dass die Wärmeleitfähigkeit ebenfalls eine geringfügige Temperaturabhängigkeit aufweist, welche jedoch für bauphysikalische Betrachtungen von untergeordneter Bedeutung ist und daher in der Regel vernachlässigt wird.

Die Feuchteabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit eines Baustoffs ergibt sich aus der im Vergleich zu Luft größeren Wärmeleitfähigkeit von Wasser. Mit steigender Materialfeuchte verdrängt das eingelagerte Wasser zunehmend mehr Luft aus dem Porenraum, wodurch sich die resultierende Wärmeleitfähigkeit des Materials erhöht. Aus einem Forschungsbericht von Künzel (1985) geht für die Feuchteabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit mineralischer Baustoffe nachfolgend dargestellter Zusammenhang hervor, welcher ebenfalls Einzug in das WTA Merkblatt 6-2 (2014) hielt:

$$\lambda(w) = \lambda_0 \cdot \left(1 + \frac{b_u \cdot w}{\rho_0} \right) = \lambda_0 \cdot (1 + b_u \cdot u) \quad (2-45)$$

Die nach DIN EN 12664 (2001) bzw. DIN EN 12667 (2001) experimentell zu bestimmende Wärmeleitfähigkeit des betrachteten Baustoffs im trockenen Zustand wird hierbei durch λ_0 beziffert, wohingegen b_u einen materialabhängigen Wärmeleitfähigkeitszuschlag pro Prozentpunkt der baustoffmassebezogenen Materialfeuchte $u = w/\rho_0$ darstellt. Eine umfangreiche Datenbank bezüglich experimentell ermittelter Wärmeleitfähigkeitszuschläge unterschiedlicher Bau- und Dämmstoffe wurde von Cammerer (1984) aufgebaut.

Bei Unkenntnis über den konkreten Wärmeleitfähigkeitszuschlag des betrachteten Baustoffs kann die feuchteabhängige Wärmeleitfähigkeit näherungsweise durch Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit im trockenen Zustand um das Produkt der volumetrischen Materialfeuchte Ψ und der Differenz der Wärmeleitfähigkeiten von Wasser λ_w und Luft λ_a gemäß Gl. (2-46) abgeschätzt werden.

$$\lambda(w) \approx \lambda_0 + \Psi \cdot (\lambda_w - \lambda_a) = \lambda_0 + \frac{w}{\rho_w} \cdot (\lambda_w - \lambda_a) \quad (2-46)$$

Diese Näherungsformel unterstellt vereinfachend einen linearen Zusammenhang zwischen der Materialfeuchte und der resultierenden Wärmeleitfähigkeit. Die Steigung der linearen Abhängigkeit entspricht dabei der Differenz der Wärmeleitfähigkeiten von Wasser und Luft. Unter der Annahme einer Wärmeleitfähigkeit von Wasser in Höhe von

$\lambda_w = 0,60 \text{ W}/(\text{K}\cdot\text{m})$ (vgl. Haynes (2017)), einer Wärmeleitfähigkeit von Luft in Höhe von $\lambda_a = 0,026 \text{ W}/(\text{K}\cdot\text{m})$ (vgl. Haynes (2017)) und einer Rohdichte von Wasser in Höhe von $\rho_w \approx 1.000 \text{ kg}/\text{m}^3$ ergibt sich durch Einsetzen in Gl. (2-46) folgender Zusammenhang:

$$\lambda(w) \approx \lambda_0 + 0,574 \frac{\text{W}}{\text{m}\cdot\text{K}} \cdot \Psi = \lambda_0 + 0,574 \cdot 10^{-3} \frac{\text{W}\cdot\text{m}^2}{\text{kg}\cdot\text{K}} \cdot w \quad (2-47)$$

Neben der Wärmeleitung stellt die Konvektion einen weiteren bauphysikalisch relevanten Wärmetransportmechanismus dar. Konvektion beschreibt die Übertragung von thermischer Energie mittels eines strömungsfähigen Materials. Hierbei werden Moleküle innerhalb eines gasförmigen oder flüssigen Trägermediums inklusive ihrer Wärmeenergie transportiert. Der Wärmestrom q_K , welcher sich zwischen einem Feststoff und einem angrenzenden strömenden Trägermedium infolge Konvektion einstellt, ergibt sich gemäß Gl. (2-48) aus der Differenz der Oberflächentemperatur des Feststoffs θ_b , der Temperatur des Trägermediums θ_a sowie dem konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten h_K . Letzterer hängt gemäß DIN EN ISO 6946 (2018) bei bauphysikalischen Betrachtungen von der räumlichen Orientierung des Wärmestroms sowie von der Strömungsgeschwindigkeit ab.

$$q_K = h_K \cdot (\theta_b - \theta_a) \quad (2-48)$$

Darüber hinaus kann thermische Energie anhand von Strahlung transportiert werden. Hierbei erfolgt die Wärmeübertragung durch elektromagnetische Wellen, welche keinerlei Trägermedium benötigen und es somit ermöglichen, Wärme durch luftleeren Raum zu transportieren. Aus bauphysikalischer Sicht ist einerseits die kurzwellige Sonneneinstrahlung und andererseits die langwellige Wärmeabstrahlung des betrachteten Bauteils zu beachten. Die langjährig gemittelte Solarstrahlungsintensität auf der Erde wird bei mittlerem Sonnenabstand und senkrechtem Strahlungseinfall unter Vernachlässigung des Atmosphäreinflusses durch die Solarkonstante $S_N = 1361 \text{ W}/\text{m}^2$ angegeben (vgl. Mamajek et al. (2015)). Die tatsächlich auf ein Bauteil einwirkende Sonnenstrahlung schwankt jedoch im individuellen Fall infolge des jahreszeitlich veränderlichen Sonnenabstands, der Ausrichtung des betrachteten Bauteils sowie variierender Atmosphäreinflüsse wie z. B. wechselnde Bewölkung erheblich.

Der resultierende Wärmestrom q_s infolge langwelliger Wärmeabstrahlung kann mit Hilfe des kirchhoffschen Strahlungsgesetzes gemäß Gl. (2-49) aus der Stefan-Boltzmann-Konstante $\sigma_s = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K}^4)$, der Temperatur des abstrahlenden Körpers T sowie dessen Emissionsgrads ε_s berechnet werden.

$$q_s = \varepsilon_s \cdot \sigma_s \cdot T^4 \quad (2-49)$$

Zur bauphysikalischen Beurteilung des Wärmetransports durch ein Bauteil wird meist der Wärmedurchgangskoeffizient U herangezogen. Dieser berücksichtigt die Einflüsse aller erläuterten Wärmetransportmechanismen und berechnet sich gemäß DIN EN ISO 6946 (2018) aus dem Kehrwert der Summe des gesamten Wärmedurchlasswiderstands R_{tot} und

der Wärmeübergangswiderstände an der inneren bzw. äußeren Seiten des betrachteten Bauteils R_{si} bzw. R_{se} :

$$U = \frac{1}{R_{si} + R_{tot} + R_{se}} \quad (2-50)$$

Im Falle eines homogenen mehrschichtigen Bauteils lässt sich der gesamte Wärmedurchlasswiderstand R_{tot} durch die Summe der Wärmedurchlasswiderstände der einzelnen Schichten gemäß Gl. (2-51) bestimmen. Die Einzelwerte des Wärmedurchlasswiderstands pro Schicht ergeben sich wiederum aus dem Quotienten der Schichtdicke d und der zugehörigen Wärmeleitfähigkeit λ .

$$R_{tot} = \sum R_i = \sum \frac{d_i}{\lambda_i} \quad (2-51)$$

Die Wärmeübergangswiderstände R_{si} und R_{se} berücksichtigen die Wärmetransportmechanismen der Konvektion sowie der Strahlung an luftberührten Oberflächen des betrachteten Bauteils. Diese können nach DIN EN ISO 6946 (2018) entweder individuell berechnet oder in Abhängigkeit der Wärmestromrichtung vereinfacht tabellarisch ermittelt werden.

2.4 Lehmbaustoffe

2.4.1 Einführung

Lehmbaustoffe weisen diverse materialspezifische Besonderheiten auf, welche sie von herkömmlichen Mauerwerksbaustoffen unterscheiden und daher bei der Neuentwicklung eines realitätsnahen Traglastmodells zwingend zu berücksichtigen sind. Nachfolgend werden daher die essenziellen Grundlagen der Materialeigenschaften von Lehmbaustoffen erläutert. Einführend erfolgt dazu ein allgemeiner Überblick über die Entstehung, die Materialzusammensetzung sowie die Tragfähigkeit von Lehm. Hierbei liegt besonderer Fokus auf der molekularen Interaktion zwischen den im Lehm enthaltenen Tonmineralen und der vorherrschenden Material- und Umgebungsfeuchte.

Darauf aufbauend werden in Kapitel 2.4.3 die Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Lehmmauerwerk sowie seiner Einzelkomponenten diskutiert. Innerhalb dieses Abschnitts wird eine Literaturdatenbank mit experimentellen Untersuchungsergebnissen zu bemessungsrelevanten Materialeigenschaften sowie deren Klimaabhängigkeit dargestellt. Im weiteren Verlauf der Arbeit wird diese Datenbank als Grundlage zur Entwicklung und Validierung der Material- und Traglastmodelle herangezogen. Weiterhin werden in Kapitel 2.4.4 die hygrothermischen Speicher- und Transporteigenschaften von Lehmmauerwerk thematisiert. Auch hier wird durch Auswertung einer Vielzahl themenbezogener Veröffentlichungen sowie anerkannten Regelwerken eine Literaturdatenbank erstellt, welche im weiteren Verlauf der Arbeit zur Validierung der hygrothermischen Materialmodellierung von Lehmmauerwerk dienen wird.

2.4.2 Grundlegende Materialeigenschaften

Lehm ist ein Sediment, welches durch physikalische, chemische oder biologische Verwitterungsvorgänge oberflächennaher Gesteine entsteht. Infolge natürlicher Transportprozesse wie Wasser-, Wind- oder Gletscherbewegungen sowie anschließender Sedimentation sind Lehmvorkommen weit verbreitet und auch abseits ihrer primären Entstehungsorte zu finden. Aus Sicht der Ingenieurgeologie besteht Naturlehm aus den Hauptbestandteilen Ton, Schluff und Sand. Bedingt durch die vielfältigen Umwelteinwirkungen, denen das Material im Laufe der Zeit ausgesetzt ist, kann die Materialzusammensetzung bei Betrachtung unterschiedlicher Fundorte erheblich variieren. Auf Grund dessen ist eine allgemeine Aussage über die anteilige Zusammensetzung von Naturlehm nur schwer zu treffen. Die bodenkundliche Kartieranleitung (vgl. Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (2005)) bezeichnet Böden mit Tonanteilen von 17 – 45 %, Schluffanteilen von 15 – 65 % und Sandanteile von 5 – 68 % als Lehm. Darüber hinaus können aber auch kiesige Gesteinselemente oder organische Inhaltsstoffe enthalten sein.

Um die verschiedenartigen Naturlehme für baupraktische Anwendungen nutzen zu können, müssen diese in der Regel vor der Verarbeitung durch mechanische oder natürliche Verfahren aufbereitet werden. Hierbei werden unerwünschte Inhaltsstoffe aus dem Naturlehm entfernt und es erfolgt eine Homogenisierung des Grundmaterials, sodass eine bestmögliche Verarbeitbarkeit sowie eine optimale Tragfähigkeit im Endzustand erzielt werden kann. Ein allgemeiner Überblick über die grundlegenden Materialeigenschaften aufbereiteter Lehmstoffe ist in Fabbri et al. (2018) zu finden.

Wie z. B. Oti et al. (2009), Quagliarini & Lenci (2010), Piattoni et al. (2011), Hai Alami (2013), Taallah et al. (2014), Kariyawasam & Jayasinghe (2016), Piani (2019), Piani et al. (2019) oder Fischer et al. (2022) gezeigt haben, lassen sich die Materialeigenschaften von Lehmstoffen durch Zugabe organischer oder hydraulischer Zusatz- bzw. Zuschlagsstoffe beeinflussen. Lehmstoffe, welche mit festigkeitssteigernden Additiven wie Zement versetzt worden sind, bezeichnet man als „stabilisierte“ Lehmstoffe. Die Untersuchungen der vorliegenden Arbeit konzentrieren sich jedoch speziell auf unstabilisierte Lehmstoffe ohne erhöhten Anteil von Zusatz- oder Faserstoffen, weshalb im Folgenden nicht weiter auf stabilisierte Lehmstoffe eingegangen wird.

Essenziell für die Tragfähigkeit unstabilierten Lehms sind die darin enthaltenen Tonminerale. Diese fungieren als Bindemittel innerhalb des Korngerüsts und haben somit einen ausgeprägten Einfluss auf die Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Lehmstoffen. Tonminerale weisen in der Regel einen Durchmesser von weniger als 2 μm auf und gehören somit zu den feinkörnigen Bodenarten. Wie z. B. in Jasmund & Lagaly (1993) beschrieben, entstehen diese vorrangig bei der Verwitterung von Silicatgesteinen und besitzen eine blättchenartige Struktur. Jedes dieser Blättchen setzt sich aus Schichten gleichmäßig verketteter tetraederförmiger Silicate und oktaederförmiger Aluminate zusammen

(siehe strukturelle Darstellung in Abbildung 2-11). Ein Silicattetraeder besteht dabei aus dem namensgebenden Siliciumkern, welcher von Sauerstoffionen umgeben ist. Die Verkettung mehrerer Tetraeder entsteht durch gemeinsame Sauerstoffionen, welche sich in einer Ebene befinden. Die freien Sauerstoffionen bilden die Tetraederspitzen und sind einheitlich ausgerichtet. Die oktaederförmigen Aluminate binden dagegen Hydroxidionen um ihren Aluminiumkern. Durch gemeinsame Hydroxidionen ist auch hier eine Verkettung mehrerer Oktaeder möglich.

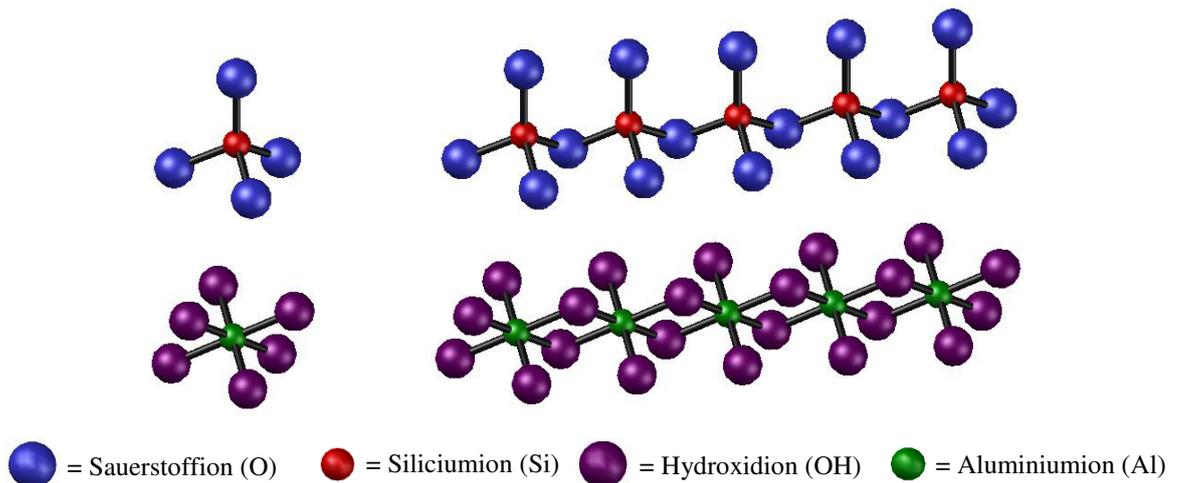


Abbildung 2-11: Vereinfachte Darstellung tetraederförmiger Silicate (oben) und oktaederförmiger Aluminate (unten) in einzelner und verketteter Form

An den freien Tetraederspitzen der Silicate können verkettete Aluminat-Oktaeder ankondensieren. Die dadurch entstehenden Aluminiumsilicate bilden die Grundbestandteile der Tonminerale. Tonminerale, welche aus der Verbindung jeweils einer Tetraeder- und einer Oktaederschicht bestehen, werden als Zweischichttonminerale bezeichnet. Eines der bekanntesten Zweischichttonminerale ist der Kaolinit. Wird eine Oktaederschicht dagegen von zwei Tetraederschichten umschlossen, handelt es sich um Dreischichttonminerale. Hierzu zählen zum Beispiel Montmorillonit oder Illit. In Abbildung 2-12 sind einzelne Schichtpakete von Zwei- und Dreischichttonmineralen vereinfachend veranschaulicht.

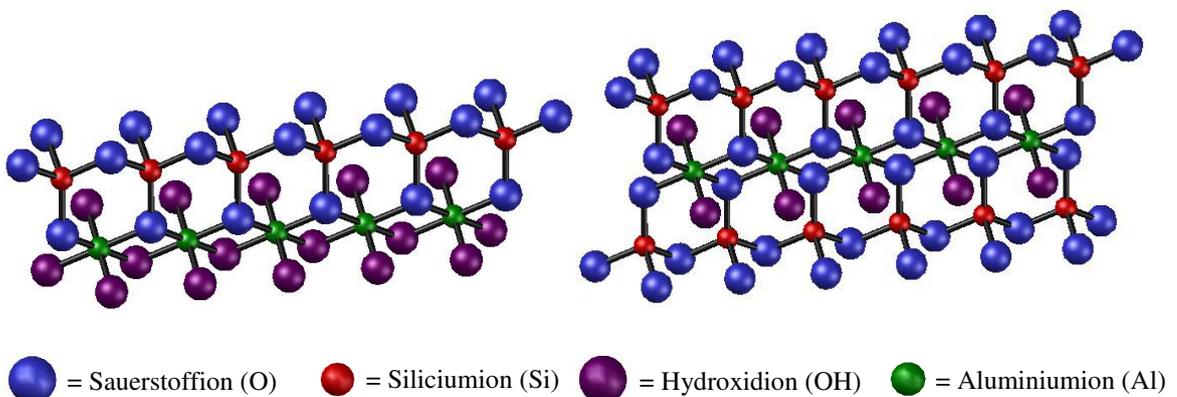


Abbildung 2-12: Vereinfachte Darstellung eines Schichtpakets von Zweischichttonmineralen (links) und Dreischichttonmineralen (rechts)

Die einzelnen Aluminiumsilicate der Zweischichttonminerale sind ungeladen, weshalb deren Zusammenhalt lediglich durch Wasserstoffbrückenbindungen und van-der-Waals-Kräfte gewährleistet wird. Die Bindungskräfte zwischen den Mineralschichten fallen daher vergleichsweise gering aus, weshalb Lehm mit großem Anteil an Zweischichttonmineralen für baupraktische Zwecke oftmals keine ausreichenden Festigkeitseigenschaften besitzt (vgl. Röhlen & Ziegert (2020)). Vorteilhaft an den Wasserstoffbrückenbindungen, welche sich bei Zweischichttonmineralen zwischen den freien Hydroxidionen der Oktaederschicht und den Sauerstoffionen der Tetraederschicht des nächstgelegenen Schichtpakets einstellen, ist jedoch der daraus resultierende geringe Schichtabstand. Hierdurch wird das Eindringen und somit eine Anlagerung von Wasser größtenteils verhindert, was zu einer geringen Quell- und Schwindneigung führt sowie eine verhältnismäßig geringe feuchtigkeitsbedingte Abnahme der intermolekularen Bindekräfte zur Folge hat.

Im Gegensatz zu Zweischichttonmineralen bestehen Dreischichttonminerale in der Regel aus permanent negativ geladenen Schichtpaketen. Diese Ladungen entstehen durch Substitution der tetraedrischen oder oktaedrischen Zentralionen oder durch Abspaltung von Protonen aus den Hydroxidionen. Die daraus resultierenden negativen Ladungen der äußeren Tetraederschichten werden durch Einlagerung positiv geladener Kationen zwischen den einzelnen Schichtpaketen kompensiert. Über diese organischen oder anorganischen Zwischenionen entsteht eine auf Ladungsdifferenzen basierende, annähernd kristalline Verbindung der Tonminerale.

Weiterhin weisen Dreischichttonminerale auf Grund ihrer großen spezifischen Oberfläche eine ausgeprägte Ionenaustauschfähigkeit auf. Dies hat zur Folge, dass sich zwischen den Schichtpaketen an Stelle der Kationen ebenfalls Wassermoleküle einlagern können, was eine Aufweitung der Schichtzwischenräume zur Folge hat. Je mehr Wassermoleküle sich zwischen den Schichtpaketen ansammeln, desto größer wird der Abstand zwischen den einzelnen Mineralschichten, was wiederum zu einer Verringerung der intermolekularen Bindekräfte führt. Im Fall einer vollständigen Hydratation löst sich die annähernd kristalline Verbindung zwischen den Schichtpaketen gänzlich auf und der Ton plastiziert. Dabei bilden die Kationen eine diffuse Ionenschicht um die einzelnen Schichtpakete, können jedoch nicht mehr zu einer festen Verbindung beitragen. Dieser Vorgang ist durch Trocknung der Dispersion vollständig reversibel. Die Schichtpakete lagern die ungebundenen Kationen nach der Dehydratisierung wieder in ihren Zwischenräumen ein, wodurch der Zusammenhalt erneut gewährleistet ist.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass Dreischichttonminerale im trockenen Zustand in der Regel ausgeprägtere Bindekräfte als Zweischichttonminerale besitzen, was ihnen aus statischer Sicht eine bessere Eignung als Bindemittel für Baulehm zukommen lässt. Jedoch weisen sie gleichzeitig eine meist höhere Quell- und Schwindneigung sowie eine stärkere

Abhängigkeit ihrer Bindekräfte von der vorherrschenden Materialfeuchte auf. Dieser Effekt hat signifikante Auswirkungen auf die Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Lehmbaumstoffen und muss daher bei der Konstruktion und der Bemessung von Lehmbaumteilen unbedingt berücksichtigt werden (vgl. z. B. Champiré et al. (2016)).

Da sich mit steigendem Tonanteil die Feuchte- bzw. Frostanfälligkeit sowie die Quell- und Schwindneigung des Baulehms erhöht, muss insbesondere bei Außenbauteilen auf eine ausgewogene Korngrößenverteilung geachtet werden (vgl. Röhlen & Ziegert (2020)). In Abhängigkeit der jeweiligen Herkunft weist Naturlehm für baupraktische Zwecke jedoch oftmals nur eine suboptimale Zusammensetzung auf, weshalb das Mischungsverhältnis der enthaltenen Grundbestandteile während der Aufbereitung durch Zugabe von z. B. Sand oder Ton angepasst werden muss. Um sicherzustellen, dass Lehmmauerwerk eine ausreichende Feuchtebeständigkeit aufweist, werden Lehmsteine gemäß DIN 18945 (2018) in vier verschiedene Anwendungsklassen eingeteilt (vgl. Tabelle 2-4). Für die Eingruppierung in die Anwendungsklassen müssen Lehmsteine in Tauch-, Kontakt-, Saug- und Frostprüfungen einen definierten Feuchtwiderstand aufweisen. Außenwände aus Lehmmauerwerk dürfen in Deutschland somit nur aus Lehmsteinen der Anwendungsklasse Ia, Ib oder II hergestellt werden. Für die vorteilhaftere Anwendungsklasse I müssen dabei strengere Anforderungen erfüllt werden und es darf im Einsatzgebiet nur eine geringe Schlagregenbeanspruchung auftreten. Weiterhin ist die Eingruppierung abhängig vom Lochanteil des betrachteten Lehmsteins.

Tabelle 2-4: Anwendungsklassen von Lehmsteinen nach DIN 18945 (2018)

Anwendungsbereich	Anwendungs- klasse
verputztes, der Witterung ausgesetztes Außenmauerwerk von Sichtfachwerk-wänden ^a	Ia
durchgängig verputztes, der Witterung ausgesetztes Außenmauerwerk ^a	Ib
verkleidetes oder anderweitig konstruktiv witterungsgeschütztes Außenmauerwerk; Innenmauerwerk	II
trockene Anwendungen (z. B. Deckenfüllungen, Stapelwände)	III
^a Beanspruchungsgruppe I nach DIN 4108-3 (2018) bzw. nach sorgfältiger Prüfung der örtlichen Schlagregenexposition.	

Wie umfangreiche experimentelle Untersuchungen von Lustig-Rössler (1992) oder Braun (2017a), (2017b) zeigen, kann die Witterungsbeständigkeit von Lehmbaumstoffen z. B. durch Zusatz synthetischer Hydrophobierungsmittel oder durch eine Oberflächenbehandlung mit pflanzlichen Ölen deutlich gesteigert werden. In den dargestellten Versuchsreihen konnten sowohl eine gesteigerte Regen-Erosionsresistenz als auch eine verringerte Wasseraufnahme bei der Verwendung diverser Zusatzstoffe und Oberflächenbehandlungen beobachtet werden. Viele der untersuchten Additive führten jedoch auch zu einer Verschlechterung der Recyclingfähigkeit, Einbußen hinsichtlich der Tragfähigkeit, Verstärkung der

Rissbildung oder Verringerung der Dauerhaftigkeit. Da eine solche Vorbehandlung hierzu-lande bei industriell hergestellten Lehmbaustoffen nicht üblich ist, werden im weiteren Verlauf der vorliegenden Arbeit ausschließlich unbehandelte Lehmbaustoffe betrachtet.

2.4.3 Festigkeits- und Verformungseigenschaften

2.4.3.1 Einführung

Die Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Lehmbaustoffen hängen maßgeblich von ihrer Zusammensetzung, der Aufbereitung von Natur- zu Baulehm, den vorherrschenden klimatischen Umgebungsbedingungen sowie dem gewählten Produktionsverfahren ab. Hinsichtlich der Materialzusammensetzung beeinflussen insbesondere die Art und Menge der enthaltenen Tonminerale die Bindekräfte des Lehms und somit auch sein Festigkeits- und Verformungsverhalten. Wie in Kapitel 2.4.2 erläutert, weisen Dreischichttonminerale gegenüber Zweischichttonminerale prinzipiell höhere intermolekulare Bindekräfte auf und sind deshalb als Bestandteil tragender Lehmbaustoffe zu präferieren. Je höher der Tonmineralanteil innerhalb des Lehmgemischs ist, desto größer ist in der Regel auch die zu erwartende Druckfestigkeit. Da mit steigendem Tonanteil jedoch auch die Feuchteanfälligkeit von Lehmbaustoffen zunimmt, sind stark tonhaltige Materialzusammensetzungen baupraktisch meist ungeeignet.

Nachfolgend werden Untersuchungsergebnisse verschiedener Literaturquellen zu den Festigkeits- und Verformungseigenschaften unstabilierten Lehmmauerwerks sowie seiner Komponenten aufbereitet und dargestellt. Um die Vergleichbarkeit der aufgeführten Absolutwerte zu gewährleisten, beziehen sich diese immer auf das normative Konditionierungsklima für Lehmbaustoffe mit einer Temperatur von $\theta = 23 \text{ °C}$ und einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \text{ %}$ gemäß DIN 18945 (2018) bzw. DIN 18946 (2018). Der Fokus der folgenden Ausführungen liegt insbesondere auf der Druckfestigkeit und dem Elastizitätsmodul von Lehmsteinen, Lehmmauermörtel und Lehmmauerwerk sowie deren Feuchteabhängigkeit, da diese Materialeigenschaften maßgeblichen Einfluss auf die Tragfähigkeit druckbeanspruchten Mauerwerks haben und daher im zu entwickelnden Traglastmodell möglichst wirklichkeitsnah und repräsentativ erfasst werden sollten.

2.4.3.2 Lehmsteine

Die Druckfestigkeit unstabiliertter Lehmsteine liegt gemäß der Lehmbau Regeln (vgl. Volhard & Röhlen (2009)) üblicherweise in einem Bereich von 2 – 4 N/mm². Bei Betrachtung moderner, werksmäßig hergestellter Lehmbaustoffe mit optimierter Materialzusammensetzung sind jedoch auch höhere Druckfestigkeiten möglich. Aus diesem Grund ordnet die deutsche Produktnorm für Lehmsteine DIN 18945 (2018) unstabilierte Lehmsteine in Druckfestigkeitsklassen von 2 bis 6 ein, was einer mittleren Steindruckfestigkeit von $f_b = 2,5 - 7,5 \text{ N/mm}^2$ bei einer Temperatur von $\theta = 23 \text{ °C}$ und einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \text{ %}$ entspricht. Lehmsteine für den Einsatz in tragenden Konstruktionen müssen

in Deutschland mindestens der Druckfestigkeitsklasse 2 entsprechen und somit eine mittlere Steindruckfestigkeit von $f_b \geq 2,5 \text{ N/mm}^2$ im genannten normativen Konditionierungsklima aufweisen. Durch Auswertung experimenteller Untersuchungen an Lehmsteinen verschiedener Herkunft z. B. von Heath et al. (2009b), Müller et al. (2012b), Müller et al. (2017), Hartmann (2019) und Wiehle & Brinkmann (2020) lässt sich belegen, dass die normative Festlegung der Druckfestigkeitsklassen den Bereich praxisüblicher Lehmsteinfestigkeiten zutreffend abbildet. Ein Großteil der experimentell ermittelten Steindruckfestigkeiten liegt dabei innerhalb des in den Lehmbau Regeln angegebenen Wertebereichs. Die Verteilung der in den genannten Literaturquellen veröffentlichten Prüfergebnisse der mittleren Steindruckfestigkeit von 22 verschiedenen unstabilierten Lehmsteinen ist in Abbildung 2-13 veranschaulicht. Alle dort aufgeführten Mittelwerte wurden gemäß der Vorgaben der Prüfnorm für Mauersteine DIN EN 772-1 (2016) an einer Stichprobe von mindestens sechs Probekörpern ermittelt.

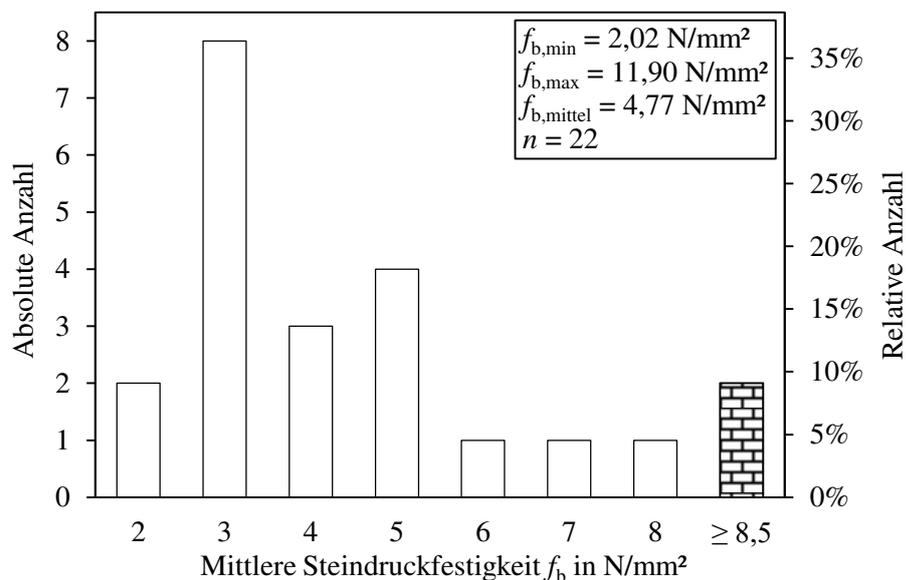


Abbildung 2-13: Verteilung der mittleren Druckfestigkeit von Lehmsteinen f_b basierend auf Literaturdaten

Nach Röhlen & Ziegert (2020) sind bei Lehmsteinen mit hohen Tonanteilen Druckfestigkeiten von bis zu $f_b = 12 \text{ N/mm}^2$ möglich. Diese sind jedoch sehr feuchteempfindlich und dürfen deshalb in der Regel nicht für die Herstellung tragender Bauteile verwendet werden. Weiterhin haben Walker (2004), Kouakou & Morel (2009), Bruno et al. (2017) und Taallah et al. (2014) dargelegt, dass sich die Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Lehmsteinen durch einen erhöhten Verdichtungsdruck signifikant verbessern lassen.

Die Abhängigkeit der Lehmsteindruckfestigkeit von der relativen Luftfeuchte wurde bisher von Hansen & Hansen (2002), Heath et al. (2009a), Müller et al. (2012b), El Fgaier et al. (2016), Jäger & Hartmann (2019) und Wiehle & Brinkmann (2020) untersucht. Bei der

Auswertung der Ergebnisse aus der Literatur erfolgt die Zuordnung der experimentell ermittelten Druckfestigkeiten zur äquivalenten relativen Luftfeuchte bei den Daten aus Hansen & Hansen (2002) und Heath et al. (2009a) über eine Rückrechnung der baustoffmassebezogenen Materialfeuchte mit Hilfe der jeweiligen materialspezifischen Feuchte-speicherfunktion. Die gesamte Datengrundlage umfasst insgesamt 21 verschiedene Lehmsteine aus Frankreich, Dänemark, England und Deutschland. Die grafische Auswertung der Literaturquellen mit insgesamt 340 Versuchsergebnissen kann Abbildung 2-14 entnommen werden.

Um den Feuchteinfluss isoliert abbilden zu können, erfolgt die Darstellung der Literaturdaten in Form der bezogenen Steindruckfestigkeit $f_b/f_{b,50\%}$. Der Bezugswert $f_{b,50\%}$ stellt dabei die mittlere Steindruckfestigkeit dar, welche nach Konditionierung der Probekörper bis zur Massekonstanz bei einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50\%$ bestimmt wurde. Bei diesem Referenzklima handelt es sich um das in Deutschland übliche Standardkonditionierungsklima für die Prüfung von Lehmbaustoffen. Die bezogenen Werte können somit als direkte Modifikationsfaktoren angesehen werden, welche die Änderungen der Steindruckfestigkeit bei Abweichungen vom gewählten Referenzklima beschreiben. Ein weiterer Vorteil dieser Normierung besteht darin, dass die verschiedenen Prüfserien ohne Berücksichtigung von Einflüssen der Probekörpergeometrie und der damit zusammenhängenden Formfaktoren direkt gegenübergestellt werden können. Hierbei wird jedoch vorausgesetzt, dass innerhalb einer Prüfserie immer dieselbe Probekörpergeometrie verwendet wurde und nach Erreichen der Massekonstanz bei allen untersuchten Lehmsteinen eine homogene Materialfeuchte vorliegt.

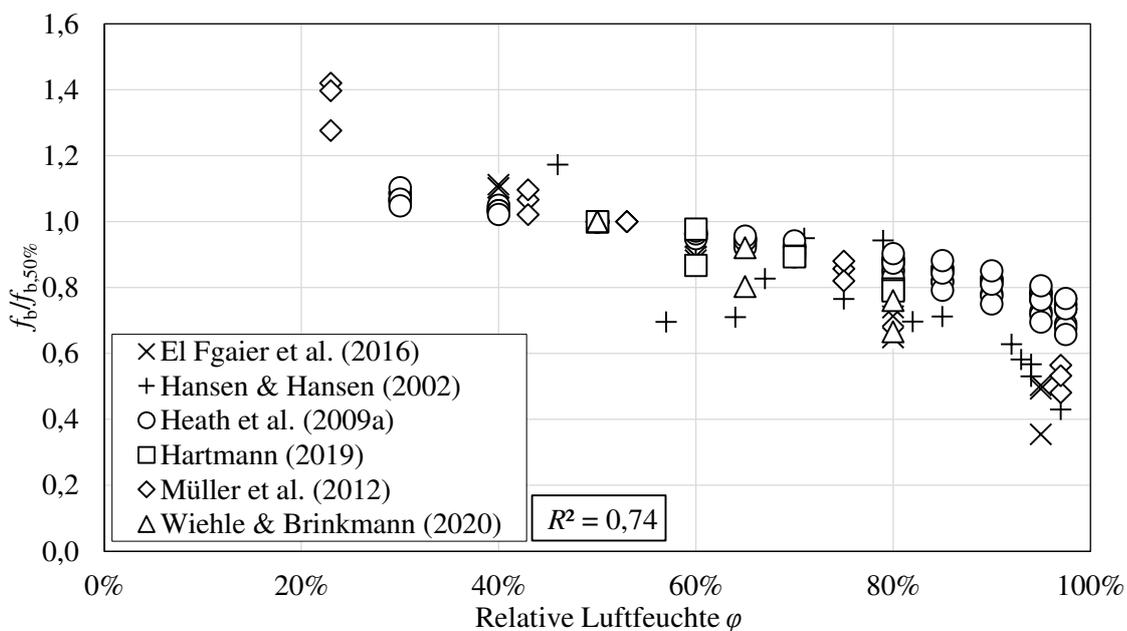


Abbildung 2-14: Bezogene mittlere Steindruckfestigkeit $f_b/f_{b,50\%}$ in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte φ

In Abbildung 2-14 lässt sich eine deutliche Feuchteabhängigkeit der experimentell ermittelten Druckfestigkeit unstabilisierter Lehmsteine erkennen. Ein Großteil der dargestellten Untersuchungen sind in einem Umgebungsklima mit erhöhter relativer Luftfeuchte von $\varphi \geq 50\%$ durchgeführt worden. In diesem Feuchtebereich ist eine signifikante Reduktion der Steindruckfestigkeit gegenüber dem Referenzkonditionierungsklima zu beobachten. Bei einer relativen Luftfeuchte von $\varphi \approx 95\%$ kann die Abminderung der Steindruckfestigkeit bis zu 60% gegenüber dem Standardkonditionierungsklima betragen. In niedrigen Feuchtebereichen von $\varphi < 50\%$ zeigt sich ein gegenläufiger Effekt in Form einer Erhöhung der Steindruckfestigkeit. Bei Betrachtung der geringsten untersuchten relativen Luftfeuchte von $\varphi = 23\%$ kann eine Erhöhung der Steindruckfestigkeit um bis zu 40% festgestellt werden.

Weiterhin fällt auf, dass der Zusammenhang zwischen relativer Luftfeuchte und der experimentell ermittelten Steindruckfestigkeit einen annähernd linearen Verlauf aufweist. Das Ausmaß der Feuchteabhängigkeit der betrachteten Versuchsreihen variiert dabei nur in moderatem Umfang. Dabei ist davon auszugehen, dass der geringfügig unterschiedliche Einfluss der relativen Luftfeuchte auf die Steindruckfestigkeit vorrangig auf den voneinander abweichenden Materialzusammensetzungen und Produktionsmethoden der untersuchten Lehmsteine beruht. Nichtsdestotrotz weist das auf Grundlage der gesamten Datenbasis berechnete Bestimmtheitsmaß (quadrierter Korrelationskoeffizient nach Bravais und Pearson) mit $R^2 = 0,74$ im Allgemeinen auf eine annähernd lineare Abhängigkeit der Steindruckfestigkeit von der relativen Luftfeuchte hin, welche sowohl qualitativ als auch quantitativ bei allen untersuchten Steinen ähnlich ist. Bei getrennter Betrachtung der in Abbildung 2-14 dargestellten Prüfserien wird die lineare Korrelation zwischen relativer Luftfeuchte und Steindruckfestigkeit noch deutlicher, da hier ein mittleres Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,93$ vorliegt. Die Auswertung der Literaturdaten lässt somit darauf schließen, dass die Herleitung einer allgemeingültigen linearen Approximationsgleichung für die Abhängigkeit zwischen den Festigkeitseigenschaften von Lehmsteinen und der Materialfeuchte für praxisrelevante Umgebungsklimata ohne Unterscheidung der Materialzusammensetzung oder Produktionsmethode möglich sein könnte. Diese Annahme ist im Einklang mit den Untersuchungsergebnissen von Heath et al. (2009b), welche ebenfalls nur geringfügige Variationen der Feuchteabhängigkeit der Druckfestigkeit verschiedener werksmäßig hergestellter unstabilisierter Lehmsteine feststellen konnten.

Der Elastizitätsmodul von Lehmsteinen unter Druckbeanspruchung wird nach DIN 18945 (2018) bei einem Lastniveau in Höhe eines Drittels der Druckfestigkeit bestimmt und muss gemäß der genannten Norm für den Einsatz in tragenden Konstruktionen mindestens $E_b \geq 750 \text{ N/mm}^2$ betragen. Röhlen & Ziegert (2020) geben für werksmäßig hergestellte Lehmsteine eine Spanne des Elastizitätsmoduls von $E_b \approx 2.000 - 3.000 \text{ N/mm}^2$ an. Weiterhin wird dort postuliert, dass der normativ vorgeschriebene Mindestwert des Elastizitäts-

moduls im Regelfall eingehalten ist, wenn der betrachtete Lehmstein mindestens der Steindruckfestigkeitsklasse 2 zugeordnet ist. Experimentelle Analysen des Verformungsverhaltens verschiedener Lehmsteine von Müller et al. (2012b) oder Wiehle & Brinkmann (2020) bestätigen diese Aussage sowie den genannten Bereich des Elastizitätsmoduls für praxisübliche tragende Lehmsteine. In Untersuchungen von z. B. Müller et al. (2017) wurden jedoch teilweise geringere Elastizitätsmoduln von $E_b \approx 1.000 \text{ N/mm}^2$ ermittelt, weshalb der oben genannte Wertebereich nicht bei jedem Lehmstein zutreffend sein muss.

Die vorhandene Datenbasis bezüglich der Feuchteabhängigkeit des Elastizitätsmoduls von Lehmsteinen fällt im Vergleich zur Feuchteabhängigkeit der Steindruckfestigkeit deutlich geringer aus. Diesbezüglich wurden bisher nur von Wiehle & Brinkmann (2020) Untersuchungen an zwei verschiedenen, werksmäßig hergestellten und unstabilierten Lehmsteinen veröffentlicht. Eine grafische Darstellung der insgesamt 21 Versuchsergebnisse erfolgt in normierter Form in Abbildung 2-15.

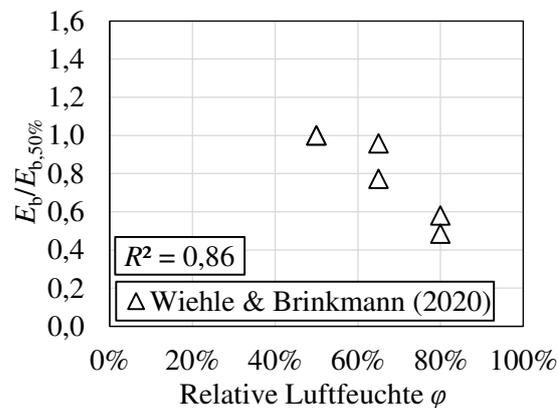


Abbildung 2-15: Bezogener Elastizitätsmodul von Lehmsteinen $E_b/E_{b,50\%}$ in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte φ

Bei Betrachtung des experimentell ermittelten, bezogenen Elastizitätsmoduls der untersuchten Lehmsteine ist ebenfalls eine deutliche Abhängigkeit von der vorherrschenden relativen Luftfeuchte zu erkennen. Analog zur Steindruckfestigkeit weist das Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,86$ im untersuchten Feuchtebereich von $50 \% \leq \varphi \leq 80 \%$ ebenfalls auf eine annähernd lineare Feuchteabhängigkeit des Elastizitätsmoduls hin. Ob diese lineare Abhängigkeit auch in Bereiche niedriger relativer Luftfeuchte von $\varphi < 50 \%$ extrapoliert und auf andere Lehmsteine übertragen werden kann, ist bisher noch ungeklärt.

2.4.3.3 Lehmmauermörtel

Unstabilisierte Lehmmauermörtel werden gemäß der deutschen Produktnorm DIN 18946 (2018) in die Festigkeitsklassen M2, M3 oder M4 eingeordnet. Der Zahlenwert innerhalb der Klassenbezeichnung entspricht hierbei dem Mindestwert der mittleren Druckfestigkeit in N/mm^2 bei einer Temperatur von $\theta = 23 \text{ }^\circ\text{C}$ und einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \%$.

Lehmmauermörtel für den Einsatz in tragenden Konstruktionen müssen normativ mindestens der Festigkeitsklasse M2 entsprechen, und somit eine mittlere Druckfestigkeit von $f_{mo} \geq 2 \text{ N/mm}^2$ im genannten normativen Konditionierungsklima aufweisen. Die Auswertung der experimentellen Untersuchungen von Müller et al. (2012a), Müller et al. (2012b), Miccoli et al. (2017), Müller et al. (2017), Fontana et al. (2018), Hartmann (2019) oder Wiehle & Brinkmann (2020) zeigt, dass die normativen Festigkeitsklassen den praxisrelevanten Bereich der Druckfestigkeit werksmäßig hergestellter Lehmmauermörtel hinreichend abdecken. Die Verteilung der in den genannten Literaturquellen veröffentlichten Prüfergebnisse der mittleren Druckfestigkeit von 14 verschiedenen unstabilierten Lehmmauermörteln ist in Abbildung 2-16 veranschaulicht. Alle dort aufgeführten Mittelwerte wurden an einer Stichprobe von mindestens drei Probekörpern ermittelt.

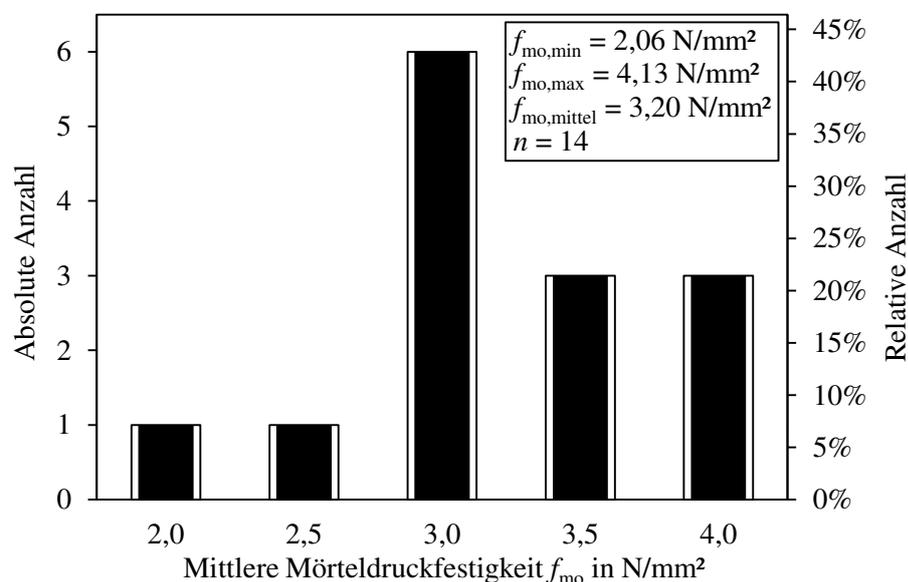


Abbildung 2-16: Verteilung der mittleren Druckfestigkeit von Lehmmauermörteln f_{mo} basierend auf Literaturdaten

Wie in Abbildung 2-16 zu erkennen ist, weist Lehmmauermörtel im Vergleich zu industriell gefertigten Lehmsteinen (vgl. Abbildung 2-13) in der Regel eine geringere Druckfestigkeit auf. Dies begründet sich darin, dass der Tonanteil bei Lehmmauermörteln zur Begrenzung des Schwindmaßes in der Regel geringer als bei Lehmsteinen zu wählen ist, was wiederum die vorhandenen Bindekräfte und somit auch die Druckfestigkeit reduziert (vgl. Schroeder (2019)).

Neben Anforderungen an die Druckfestigkeit müssen Lehmmauermörtel für die Eingruppierung in eine normative Festigkeitsklasse eine charakteristische Haftscherfestigkeit von $f_{vk0} \geq 0,04 \text{ N/mm}^2$ aufweisen. Wie experimentelle Untersuchungen von Fontana et al. (2018) oder Gasparini (2006) zeigen, wird der deklarierte Mindestwert der Haftscherfestigkeit von praxisüblichen Lehmmauermörteln in der Regel eingehalten. Darüber hinaus konnte sowohl von Fontana et al. (2018) als auch von Walker (1999) dargelegt werden,

dass sich der Verbund zwischen Lehmsteinen und Lehmmauermörtel durch Vornässen der Lehmsteine weiter verbessern lässt und dieses Vorgehen somit zu einer deutlichen Erhöhung der charakteristischen Haftscherfestigkeit führt.

Bezüglich des Verformungsverhaltens von Lehmmauermörtel unter Druckbeanspruchung sind in DIN 18946 (2018) keinerlei Vorgaben enthalten. Vereinzelt experimentelle Untersuchungen sind diesbezüglich von Miccoli et al. (2013) oder Wiehle & Brinkmann (2020) durchgeführt worden. Auf Grund der geringen Datenmenge und der stark differierenden Literaturwerte kann daraus jedoch kein valider Wertebereich des Elastizitätsmoduls von Lehmmauermörteln abgeleitet werden.

Experimentelle Untersuchungen bezüglich der Feuchteabhängigkeit der Festigkeitseigenschaften unstabilisierter Lehmmauermörtel unter Druckbeanspruchung sind in der Literatur bisher nur von Hartmann (2019) und Wiehle & Brinkmann (2020) zu finden. Dort erfolgte die Ermittlung der Druckfestigkeit drei verschiedener Lehmmauermörtel aus deutscher Herstellung unter verschiedenen Umgebungsklimata. Im Rahmen eines von der Deutschen Bundesstiftung Umwelt (DBU) geförderten Forschungsvorhabens führten Wiehle et al. (2022) darüber hinaus Tastversuche zum Verformungsverhalten zweier Lehmmauermörtel bei variierender relativer Luftfeuchte durch. In Abbildung 2-17 sind die Untersuchungsergebnisse der 48 Druckversuche zur Ermittlung der bezogenen Druckfestigkeit $f_{mo}/f_{mo,50\%}$ sowie der 18 Druckversuche des bezogenen Elastizitätsmoduls $E_{mo}/E_{mo,50\%}$ dargestellt.

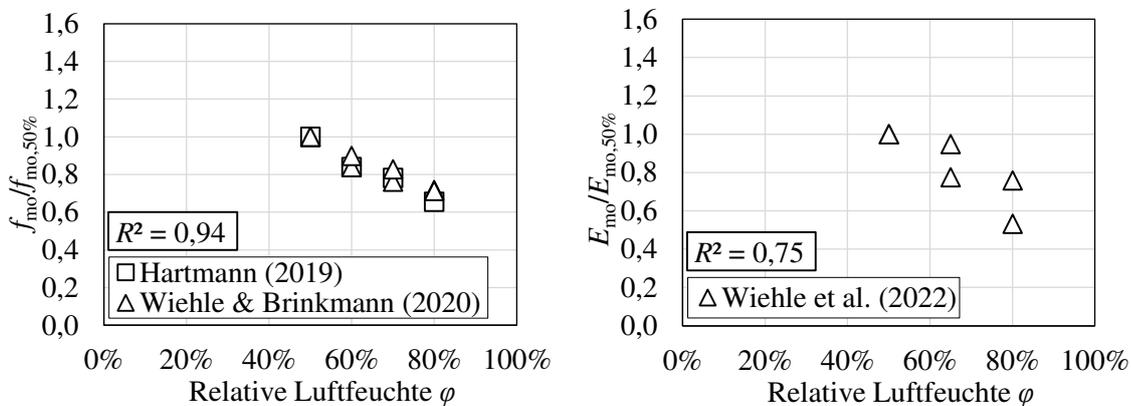


Abbildung 2-17: Bezogene mittlere Druckfestigkeit $f_{mo}/f_{mo,50\%}$ sowie bezogener Elastizitätsmodul $E_{mo}/E_{mo,50\%}$ von Lehmmauermörtel in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte φ

In Abbildung 2-17 ist eine sehr deutliche lineare Korrelation zwischen der relativen Luftfeuchte und der bezogenen Druckfestigkeit der untersuchten Lehmmauermörtel zu erkennen. Die Ausprägung der Feuchteabhängigkeit ist hierbei sowohl bei der Versuchsreihe von Hartmann (2019) als auch bei den Untersuchungen von Wiehle & Brinkmann (2020) nahezu identisch. Die Literaturwerte hinsichtlich des Feuchteinflusses des Verformungsverhaltens von Wiehle & Brinkmann (2020) indizieren eine ähnliche Abhängigkeit zwischen relativer Luftfeuchte und Elastizitätsmodul der untersuchten Lehmmauermörtel. Auf Grund

des geringen Versuchsumfangs ist diese Annahme jedoch durch weitere experimentelle Untersuchungen abzusichern.

2.4.3.4 Lehmmauerwerk

Für die experimentelle Ermittlung der Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Lehmmauerwerk unter Druckbeanspruchung gibt es im Gegensatz zu Lehmsteinen und Lehmmauermörtel keine gesonderte materialspezifische Prüfnorm. Aus diesem Grund wird sich hierzulande in der Regel am allgemeinen normativen Verfahren zur Bestimmung der Druckfestigkeit und des Elastizitätsmoduls von herkömmlichem Mauerwerk gemäß DIN EN 1052-1 (1998) orientiert. Das Standardkonditionierungsklima wird hierbei aus DIN 18945 (2018) bzw. DIN 18946 (2018) mit einer Temperatur von $\theta = 23 \text{ °C}$ und einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \text{ %}$ übernommen.

Die grundlegenden Festigkeits- und Verformungseigenschaften unstabilierten Lehmmauerwerks unter Druckbeanspruchung wurden von Miccoli et al. (2015b), Müller et al. (2017), Hartmann (2019), Wiehle & Brinkmann (2020) experimentell untersucht. Die Verteilungen der dort dokumentierten Versuchsergebnisse der mittleren Mauerwerksdruckfestigkeit f sowie des mittleren Elastizitätsmoduls $E_{0,33}$ sind in Abbildung 2-18 und Abbildung 2-19 dargestellt. Der Elastizitätsmodul wurde hierbei gemäß DIN EN 1052-1 (1998) als Sekantenelastizitätsmodul bei einem Lastniveau in Höhe eines Drittels der Druckfestigkeit bestimmt. Die Datengrundlage aus den genannten Quellen umfasst insgesamt 13 verschiedene Stein-Mörtel-Kombinationen, deren Komponenten alle aus deutscher werksmäßiger Produktion stammen. Alle aufgeführten Mittelwerte wurden gemäß den Vorgaben der DIN EN 1052-1 (1998) an einer Stichprobe von mindestens drei Probekörpern ermittelt.

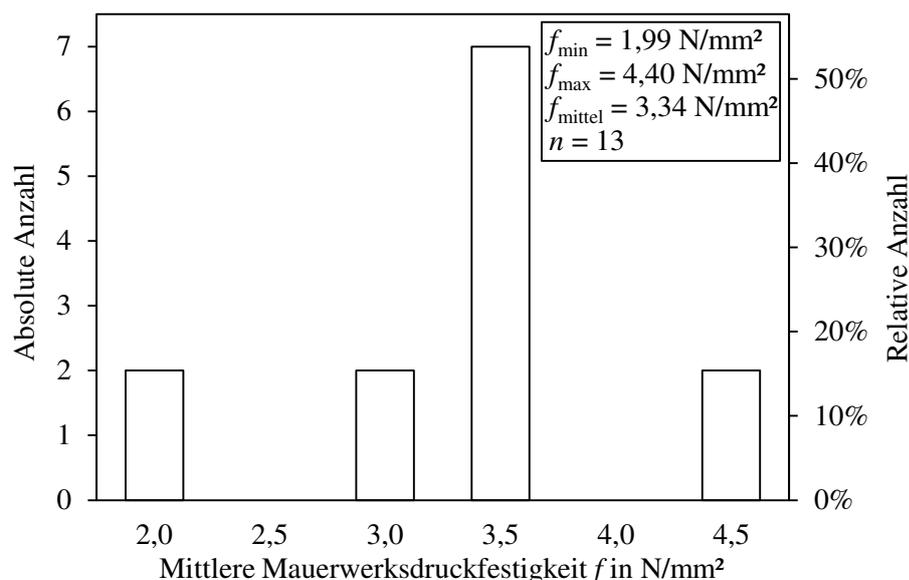


Abbildung 2-18: Verteilung der mittleren Druckfestigkeit f von Lehmmauerwerk basierend auf Literaturdaten

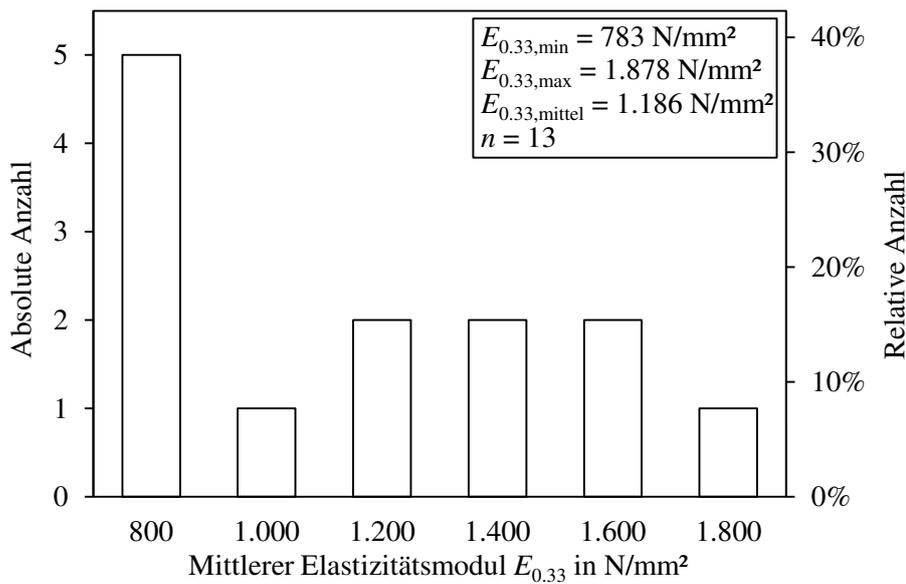


Abbildung 2-19: Verteilung des mittleren Elastizitätsmoduls von Lehm-mauerwerk $E_{0,33}$ basierend auf Literaturdaten

Die Literaturdaten der experimentell ermittelten Mauerwerksdruckfestigkeiten sowie -elastizitätsmoduln zeigen, dass die im standardisierten Konditionierungsklima ermittelten Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Lehm-mauerwerk durchaus vergleichbar mit niederfestem Mauerwerk aus herkömmlichen Baustoffen sind.

Bei der Bemessung tragenden Mauerwerks wird im Allgemeinen ein linearer Zusammenhang zwischen dem Elastizitätsmodul $E_{0,33}$ und der charakteristischen Mauerwerksdruckfestigkeit f_k unterstellt. Durch den Verhältniswert dieser beiden Materialeigenschaften lässt sich die Steifigkeit von Mauerwerk somit normiert und einheitenlos charakterisieren und gegenüberstellen. Für Mauerwerksbaustoffe, welche nach DIN EN 1996-1-1/NA (2019) bemessen werden dürfen, ist ein national gültiger Wertebereich sowie ein Rechenwert für $E_{0,33}/f_k$ definiert (vgl. Tabelle 2-5). Um das Verhältnis aus Elastizitätsmodul und charakteristischer Mauerwerksdruckfestigkeit für un-stabilisiertes Lehm-mauerwerk repräsentativ abzuleiten, werden die genannten Materialeigenschaften der bereits angeführten Literaturdaten in Abbildung 2-20 grafisch gegeneinander aufgetragen. Weil der oftmals geringe Versuchsumfang der einzelnen Datensätze keine statistisch abgesicherte Umrechnung vom Mittelwert auf den charakteristischen Wert der Mauerwerksdruckfestigkeit ermöglicht, wird die charakteristische Mauerwerksdruckfestigkeit nachfolgend gemäß DIN EN 1052-1 (1998) näherungsweise mit einem Umrechnungsfaktor von $f/f_k = 1,2$ geschätzt.

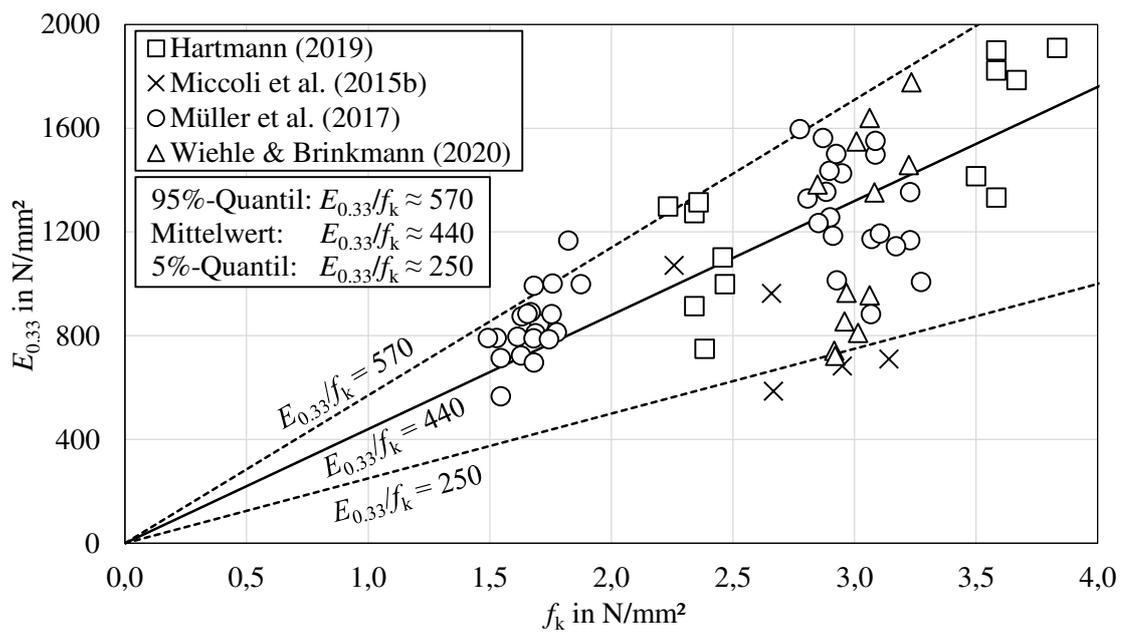


Abbildung 2-20: Elastizitätsmodul von Lehmmauerwerk $E_{0.33}$ in Abhängigkeit der charakteristischen Mauerwerksdruckfestigkeit f_k

Wie in Abbildung 2-20 ersichtlich ist, kann auch bei Lehmmauerwerk näherungsweise eine lineare Korrelation zwischen charakteristischer Mauerwerksdruckfestigkeit und Elastizitätsmodul unterstellt werden. Der Mittelwert des Verhältnisses der beiden Materialeigenschaften liegt auf Basis der ausgewerteten Literaturdaten bei $E_{0.33}/f_k \approx 440$. Die in Abbildung 2-20 zusätzlich eingezeichneten 5%- und 95%-Quantilwerte zeigen, dass 90% aller experimentell bestimmter Verhältniswerte in einem Streubereich von $E_{0.33}/f_k \approx 250 - 570$ liegen. Die Vorgängerversion der neuseeländischen Bemessungsnorm für Lehmgebäude NZS 4297 (2020) gibt das Verhältnis aus Elastizitätsmodul zu mittlerer Druckfestigkeit von Lehmstoffen mit $E_{0.33}/f = 300$ an. Nach Umrechnung auf den Bezugswert der charakteristischen Druckfestigkeit ergibt sich ein Verhältnis von $E_{0.33}/f_k = 360$, welches sich gut in den Wertebereich der ausgewerteten Literaturquellen einfügt.

Wie bereits von Brinkmann & Graubner (2020) thematisiert, zeigt der in Tabelle 2-5 dargestellte Vergleich mit den nach DIN EN 1996-1-1/NA (2019) angegebenen Werten für das Verhältnis $E_{0.33}/f_k$, dass bei Lehmmauerwerk von einer niedrigeren Steifigkeit als bei anderen Mauerwerksbaustoffen auszugehen ist. Diese materialspezifische Besonderheit muss insbesondere bei der Traglastberechnung schlanker Lehmmauerwerkswände berücksichtigt werden.

Tabelle 2-5: Gegenüberstellung normativer Werte für $E_{0,33}/f_k$ gemäß DIN EN 1996-1-1/NA (2019) mit Literaturwerten für Lehmmauerwerk

Mauersteinart	$E_{0,33}/f_k$	
	Rechenwert	Wertebereich
Betonsteine	2.400	2.050 – 2.700
Mauerziegel	1.100	950 – 1.250
Kalksandsteine	950	800 – 1.250
Leichtbetonsteine	950	800 – 1.100
Porenbetonsteine	550	500 – 650
Lehmsteine*	440	250 – 570

* Werte aus der Literaturdatenbank (vgl. Abbildung 2-20)

Für die spätere Formulierung des Werkstoffgesetzes von Lehmmauerwerk ist neben der Druckfestigkeit und dem Elastizitätsmodul auch die Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit ϵ_f maßgebend. Eine Analyse der von Müller et al. (2017) und Wiehle et al. (2022) experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Beziehungen ergibt die in Abbildung 2-21 dargestellte Verteilung der mittleren Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit. Die ausgewertete Datengrundlage umfasst Prüfergebnisse an 8 verschiedenen Stein-Mörtel-Kombinationen. Alle aufgeführten Mittelwerte wurden gemäß den Vorgaben der Prüfnorm für Mauerwerk DIN EN 1052-1 (1998) an einer Stichprobe von mindestens drei Probekörpern ermittelt.

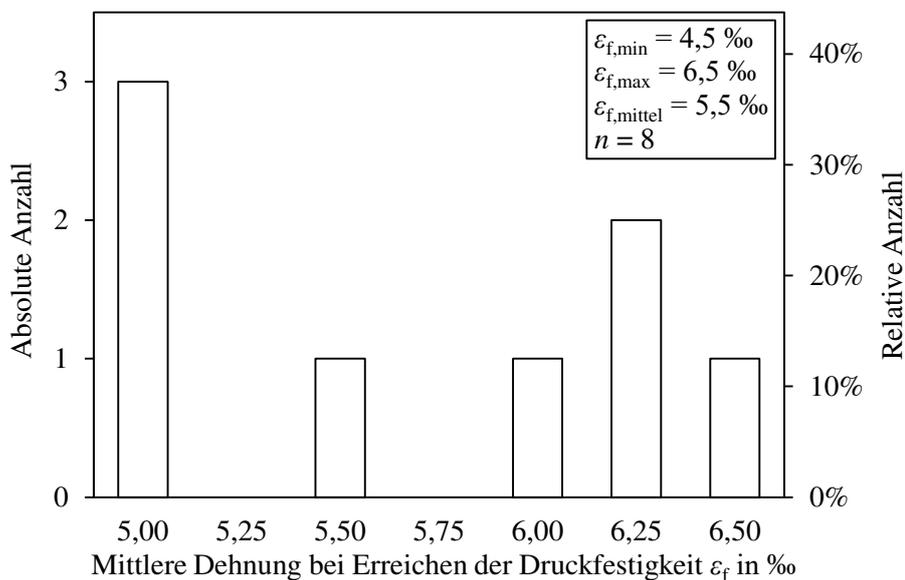


Abbildung 2-21: Verteilung der Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit ϵ_f von Lehmmauerwerk basierend auf Literaturdaten

Es fällt auf, dass die Druckfestigkeit von Lehmmauerwerk erst bei deutlich größeren Dehnungen erreicht wird als es bei anderen Mauerwerksbaustoffen der Fall ist. Herkömmliches Mauerwerk erreicht seine maximal aufnehmbare Spannung in der Regel bereits bei $\varepsilon_f \leq 2 \text{ ‰}$ (vgl. z. B. Meyer & Schubert (1992)).

Hinsichtlich des Verhaltens von Lehmmauerwerk unter Dauerlast sind bisher kaum Untersuchungen durchgeführt worden. Tastversuche von Hartmann (2019) deuten darauf hin, dass die Endkriechzahl von Lehmmauerwerk im Bereich von $\Phi_\infty \approx 1,0$ liegen könnte. Dieser Wert wird bei Standardklimabedingungen von $\varphi = 50 \text{ ‰}$ durch weitere Untersuchungen von Wiehle et al. (2022) bestätigt. Wie sich Änderungen der Materialfeuchte auf das Kriech- und Dauerstandsverhalten von Lehmmauerwerk auswirken, ist aktuell jedoch noch ungeklärt.

Experimentelle Untersuchungen zur Abhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Lehmmauerwerk unter Druckbeanspruchung von der relativen Luftfeuchte wurden bisher nur von Wiehle & Brinkmann (2020) als Auszug der Ergebnisse des Forschungsprojekts von Wiehle et al. (2022) veröffentlicht. Das dort beschriebene Versuchsprogramm umfasst 36 Prüfergebnisse an vier verschiedenen Stein-Mörtel-Kombinationen in einem Feuchtebereich von $50 \text{ ‰} \leq \varphi \leq 80 \text{ ‰}$. Die bezogene mittlere Mauerwerksdruckfestigkeit $ff_{50\%}$ sowie der bezogene Elastizitätsmodul $E_{0,33}/E_{0,33,50\%}$ sind in Abbildung 2-22 in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte dargestellt.

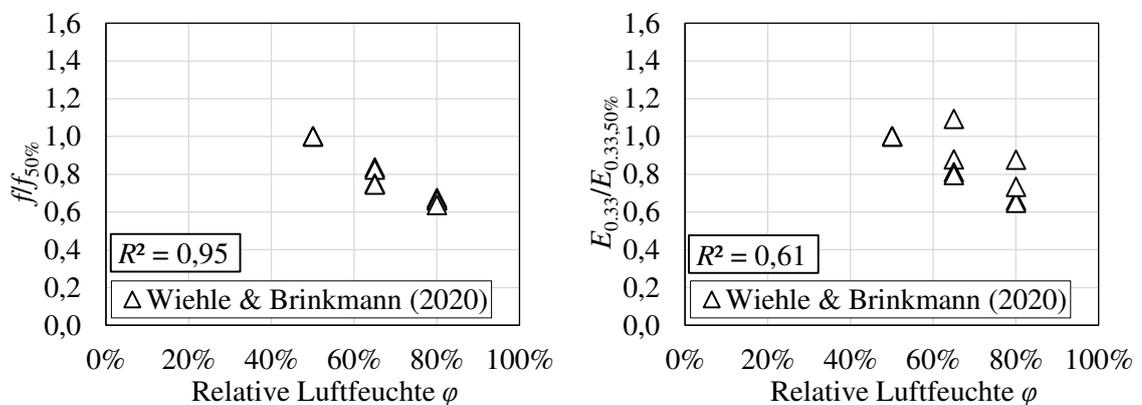


Abbildung 2-22: Bezogene mittlere Mauerwerksdruckfestigkeit $ff_{50\%}$ sowie bezogener Elastizitätsmodul $E_{0,33}/E_{0,33,50\%}$ in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte φ

Wie bei den bereits beschriebenen Untersuchungen der Einzelkomponenten zeigt sich mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,95$ eine nahezu lineare Abhängigkeit der Mauerwerksdruckfestigkeit von der relativen Luftfeuchte. Bei Betrachtung des bezogenen Elastizitätsmoduls lässt sich eine lineare Abhängigkeit von der relativen Luftfeuchte nicht eindeutig bestätigen, was jedoch auch auf die geringe Datengrundlage sowie die erhöhte Streuung bei der versuchstechnischen Ermittlung des Elastizitätsmoduls zurückzuführen sein könnte.

Weiterhin deuten die dargestellten Ergebnisse darauf hin, dass die Mauerwerksdruckfestigkeit und der Elastizitätsmoduls eine vergleichbare Feuchteabhängigkeit aufweisen. Unter der Annahme, dass sich diese Beobachtung im Allgemeinen auf unstabiliertes Lehmmauerwerk übertragen ließe, könnte das Verhältnis von Elastizitätsmodul zu charakteristischer Mauerwerksdruckfestigkeit $E_{0,33}/f_k$ bei der Traglastberechnung als feuchteunabhängig angesehen werden. Da die zur Verfügung stehende Datengrundlage jedoch nicht ausreichend repräsentativ ist, wird diese These im Rahmen der vorliegenden Arbeit durch weitere Untersuchungen überprüft.

2.4.3.5 Zusammenfassung

Die in diesem Unterkapitel durchgeführte Auswertung diverser Literaturquellen hat in Bezug auf die Festigkeits- und Verformungseigenschaften unstabilierten Lehmmauerwerks unter Druckbeanspruchung sowie seiner Einzelkomponenten gezeigt, dass die Materialkennwerte der genannten Lehmbaustoffe bei Konditionierung im normativen Referenzklima bei einer Temperatur von $\theta = 23 \text{ °C}$ und einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \text{ %}$ gemäß DIN 18945 (2018) bzw. DIN 18946 (2018) in durchaus praxistauglichen Wertebereichen liegen. Die Festigkeitseigenschaften der in der Literatur zu findenden Stein-Mörtel-Kombinationen sind vergleichbar mit herkömmlichem Mauerwerk aus industriell hergestellten Mauersteinen niedriger Festigkeitsklassen, wie zum Beispiel Porenbetonsteinen, Leichtbetonsteinen oder Hochlochziegel in Kombination mit Normalmörtel. Zwar wird die aufnehmbare Beanspruchung von Lehmmauerwerkswänden und damit auch die realisierbare Geschosshöhe auf Grund der materialbedingt limitierten Festigkeits- und Verformungseigenschaften gegenüber anderen Massivbaustoffen begrenzt sein, nichtsdestotrotz erscheint die Anwendung von Lehmmauerwerkskonstruktionen – nicht zuletzt durch ihre hohe Flexibilität bei gleichzeitiger Simplität (vgl. Knaack (2013)) – im modernen Hoch- und Wohnungsbau sinnvoll möglich zu sein.

Hinsichtlich des Verformungsverhaltens weist Lehmmauerwerk mit einem mittleren Verhältnis aus Elastizitätsmodul zu charakteristischer Druckfestigkeit von $E_{0,33}/f_k = 440$ jedoch einen vergleichsweise niedrigen Wert auf. Die gegenüber herkömmlichem Mauerwerk geringere Steifigkeit von Lehmmauerwerk muss daher insbesondere bei der Traglastberechnung und Bemessung schlanker Wände unter Einbezug der verformungsabhängigen Zusatzbeanspruchungen nach Theorie II. Ordnung Berücksichtigung finden. Da praxisübliche Lehmmauerwerkskonstruktionen jedoch in der Regel eine eher geringe Schlankheit aufweisen, ist das ausgeprägte Verformungsverhalten kein Ausschlusskriterium für eine breite Anwendung dieses Baustoffs. In Tabelle 2-6 sind die aus der in diesem Unterkapitel durchgeführten Literaturrecherche abgeleiteten, üblichen Wertebereiche der mittleren Druckfestigkeit f und des mittleren Elastizitätsmoduls $E_{0,33}$ von Lehmsteinen, Lehmmauermörteln und Lehmmauerwerk zusammengefasst.

Tabelle 2-6: Übliche Wertebereiche der mittleren Druckfestigkeit und des mittleren Elastizitätsmoduls verschiedener Lehmbaumstoffe bei einer Temperatur von $\theta = 23 \text{ }^\circ\text{C}$ und einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \text{ } \%$

Lehmbaumstoff	Druckfestigkeit f in N/mm^2	Elastizitätsmodul $E_{0,33}$ in N/mm^2
Lehmstein	2,5 – 6,0	1.000 – 3.000
Lehmmauermörtel	2,0 – 4,0	–
Lehmmauerwerk	2,0 – 4,5	800 – 1.800

Weiterhin wird aus der dargelegten Literaturrecherche ersichtlich, dass die relative Luftfeuchte signifikanten Einfluss auf die bemessungsrelevanten Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Lehmbaumstoffen hat. Diese materialspezifische Besonderheit hebt Lehm von anderen Mauerwerksmaterialien ab und muss bei der Entwicklung eines konsistenten Bemessungskonzepts für Lehmmauerwerkswände zwingend berücksichtigt werden. Abgesehen von den umfangreichen Untersuchungen zur Druckfestigkeit unstabiler Lehmsteine ist die verfügbare Datengrundlage bezüglich des Feuchteinflusses auf bemessungsrelevante Materialeigenschaften von Lehmbaumstoffen jedoch vergleichsweise gering, was eine allgemeingültige Herleitung geeigneter Material- und Traglastmodelle für Lehmmauerwerk unter Berücksichtigung des Feuchteinflusses erschwert. Aus diesem Grund werden die zur Verfügung stehenden Literaturdaten im Rahmen dieser Arbeit durch die in Kapitel 4 dargelegten experimentellen Untersuchungen sinnvoll erweitert.

2.4.4 Hygrothermische Materialeigenschaften

2.4.4.1 Einführung

Die hygrothermischen Materialeigenschaften eines Baustoffs charakterisieren dessen Speicher- und Transportfähigkeit für Wärme und Feuchtigkeit. Auf Grund der signifikanten Feuchteabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften (vgl. Kapitel 2.4.3) ist die Materialfeuchte von Lehmmauerwerkswänden nicht nur für bauphysikalische Betrachtungen, sondern auch hinsichtlich der Tragfähigkeit relevant und muss daher im Kontext der Traglastberechnung beachtet werden.

Um die Materialfeuchte innerhalb praxisüblicher Lehmmauerwerkskonstruktionen mittels numerischer Simulationen fundiert abschätzen zu können, müssen die relevanten hygrothermischen Kenngrößen von Lehmmauerwerk durch das zugrunde liegende Materialmodell möglichst repräsentativ abgebildet werden. Vorbereitend werden daher zunächst maßgebende Materialkennwerte zur Beschreibung des hygrothermischen Materialverhaltens von Lehmmauerwerk zusammengetragen und aufbereitet. Daraus kann anschließend ein üblicher Wertebereich der Speicher- und Transporteigenschaften abgeleitet werden, welcher im Zuge der in Kapitel 5 durchzuführenden hygrothermischen Simulationen als Plausibilitätskontrolle der Materialmodellierung dient. Da sich die in der Literatur vorhan-

denen Untersuchungen hauptsächlich auf die Charakterisierung von Lehmsteinen konzentrieren, enthält die nachfolgende Datengrundlage kaum Materialkennwerte von Lehmmauermörteln. Auf Grund des dominierenden Anteils der Steine am gesamten Mauerwerksgefüge sowie der vergleichbaren Zusammensetzung von Lehmsteinen und Lehmmauermörteln können die aufgeführten hygrothermischen Materialeigenschaften jedoch als repräsentativ für das Feuchteverhalten von Lehmmauerwerk angesehen werden. Im Hinblick auf die Zielstellung der vorliegenden Arbeit umfasst die Datenbank ausschließlich Materialkennwerte unstabilisierter Lehmbaustoffe, welche keinerlei Additive zur Verbesserung des Witterungsschutzes enthalten.

2.4.4.2 Feuchtespeicherung

Gemäß einer exemplarischen Sensitivitätsstudie von Bui et al. (2020) weisen die mit Hilfe hygrothermischer Simulationen ermittelten Materialfeuchten von Lehmbaustoffen eine deutliche Sensitivität bezüglich Änderungen der zugrunde liegenden Feuchtespeicherfunktion auf. Um repräsentative Simulationsergebnisse zu erhalten, sollte der gewählte Verlauf der Feuchtespeicherfunktion demzufolge möglichst innerhalb des für Lehmmauerwerk üblichen Wertebereichs liegen. Besonders relevant ist hierbei die hygroskopische Feuchtespeicherfähigkeit, da diese den praxisrelevanten Bereich der zu erwartenden Materialfeuchte abdeckt. Aus diesem Grund sind in Abbildung 2-23 experimentell ermittelte Sorptionsisothermen für 42 verschiedene Lehmsteine aus Deutschland, Dänemark, Frankreich, Tschechien und Großbritannien zusammengefasst. Die Daten der Darstellung enthalten dabei vorwiegend Adsorptionsisothermen und wurden Hansen (1986), Lustig-Rössler (1992), Hansen & Hansen (2002), Minke (2007), Heath et al. (2009a), Krause et al. (2012), Liuzzi et al. (2013), Cagnon et al. (2014), Dubois et al. (2014), McGregor et al. (2014), Miccoli et al. (2014), El Fgaier et al. (2016), Ruzicka et al. (2016), Soudani et al. (2016) und Hartmann (2019) entnommen. Sofern in einer Literaturquelle sowohl Ad- als auch Desorptionsisotherme verfügbar waren, wurden diese gemittelt und zu einer Kurve zusammengefasst. Innerhalb des Diagramms wird aus Gründen der Übersichtlichkeit auf eine Unterscheidung der einzelnen Literaturquellen verzichtet.

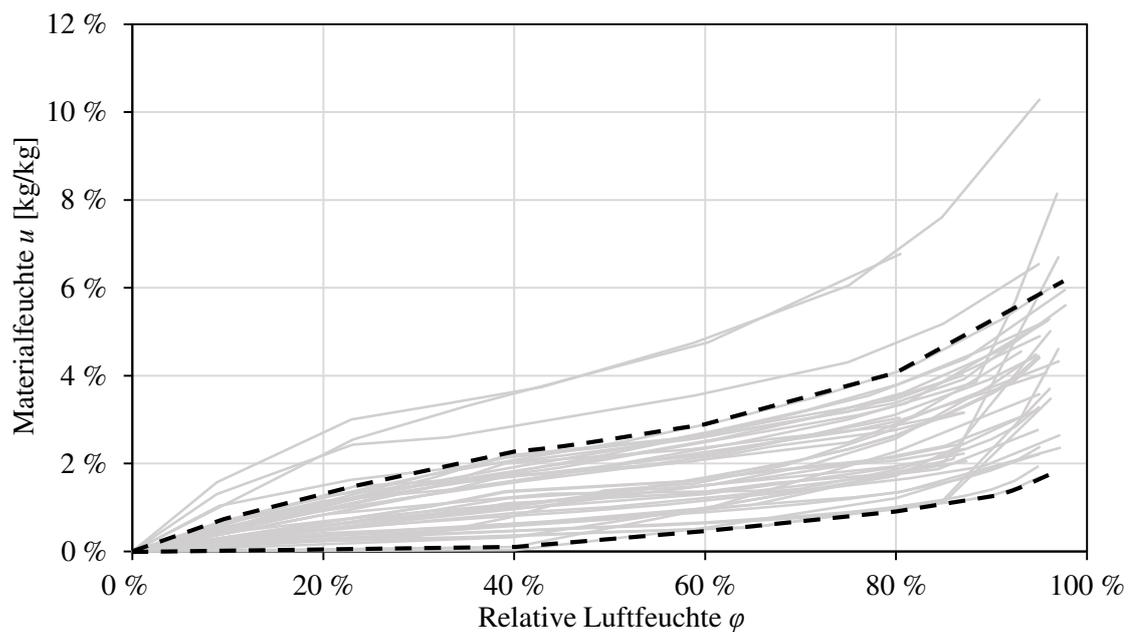


Abbildung 2-23: Sorptionsisotherme unstabilisierter Lehmsteine basierend auf Literaturdaten

Die Darstellung der verschiedenen Sorptionsisothermen zeigt eine deutliche Häufung der Messwerte innerhalb des gestrichelt dargestellten Korridors. Die zu beobachtende Streuung der Sorptionsisothermen ist dabei auf die unterschiedlichen Materialzusammensetzungen der untersuchten Lehmsteine zurückzuführen. Wie z. B. Cagnon et al. (2014) oder McGregor et al. (2014) zeigen, ist die Feuchtespeicherfähigkeit von Lehm von der Menge und der Art der vorhandenen Tonminerale abhängig. Im Allgemeinen kann Lehm mit einem höheren Tonanteil bzw. einem höheren Anteil an Dreischichttonmineralen mehr Feuchtigkeit speichern, wodurch eine gewisse Streubreite zwischen den einzelnen Sorptionsisothermen unterschiedlicher Lehmsteine unvermeidlich ist. Bei der Kalibrierung eines repräsentativen hydrothermischen Materialmodells für Lehmmauerwerk ist somit darauf zu achten, dass die zugrunde liegende Speicherfunktion im hygroskopischen Feuchtebereich innerhalb des durch die Literaturwerte gebildeten Wertekorridors liegt.

Aus den analysierten Literaturdaten lässt sich weiterhin ableiten, dass der Übergang zwischen hygroskopischem und überhygroskopischem Feuchtebereich bei unstabilisierten Lehmsteinen üblicherweise bei einer baustoffmassebezogenen Materialfeuchte von $u = 2\% - 6\%$ stattfindet. Die Feuchtespeicherung im überhygroskopischen Bereich wird gewöhnlich durch die experimentelle Ermittlung der Saugspannungskurve charakterisiert. Da der untersuchte Probekörper hierfür zunächst die freie Wassersättigung erreicht haben muss, ist dieses Verfahren für unstabilisierte Lehmbaumstoffe auf Grund der damit einhergehenden Plastizierung nicht geeignet. Infolge dessen ist die explizite Ermittlung des Verlaufs der Feuchtespeicherfunktion im überhygroskopischen Bereich problematisch (vgl. Hansen et al. (2002)), weshalb die Modellbildung dort in der Regel approximativ erfolgen

muss. Als oberer Grenzwert für die freie Wassersättigung kann die Porosität n eines Baustoffs angesehen werden. Diese liegt nach Röhlen & Ziegert (2020) für Lehmstoffe üblicherweise in einem Wertebereich von $n = 0,25 - 0,45 \text{ m}^3/\text{m}^3$. Experimentelle Untersuchungsergebnisse an sieben verschiedenen Lehmsteinen von Liuzzi et al. (2013), Soudani et al. (2016), Minke (2017) und Hartmann (2019) ergeben Porositäten von $n = 0,24 - 0,35 \text{ m}^3/\text{m}^3$ und bestätigen somit den angegebenen Wertebereich von Röhlen & Ziegert (2020).

2.4.4.3 Feuchtetransport

Die Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl von Lehm liegt gemäß Röhlen & Ziegert (2020) und den Lehmregeln (vgl. Volhard & Röhlen (2009)) üblicherweise in einem Bereich von $\mu = 5 - 10$. Dieser Wertebereich deckt sich ebenfalls mit den in DIN 4108-4 (2017) angegebenen Richtwerten für Lehmstoffe. Um diese Angaben zu überprüfen, ist in Abbildung 2-24 die Verteilung experimentell ermittelter Wasserdampfdiffusionswiderstandszahlen von 22 verschiedenen unstabilierten Lehmsteinen dargestellt. Die abgebildeten Werte wurden mit Hilfe des Nassbereichverfahrens ermittelt und stammen aus den Untersuchungen von Lustig-Rössler (1992), Hansen & Hansen (2002), Minke (2007), Liuzzi et al. (2013), Cagnon et al. (2014), McGregor et al. (2014) und Hartmann (2019). Die dargestellte Verteilung zeigt, dass Lehmsteine tendenziell einen etwas höheren Wasserdampfdiffusionswiderstand aufweisen als durch den Wertebereich gemäß Röhlen & Ziegert (2020), den Lehmregeln (vgl. Volhard & Röhlen (2009)) oder DIN 4108-4 (2017) suggeriert wird. Mehr als die Hälfte der Prüfergebnisse liegen jedoch innerhalb des vorgeschlagenen Bereichs, weshalb er für die meisten Lehmsteine als zutreffend erachtet werden kann.

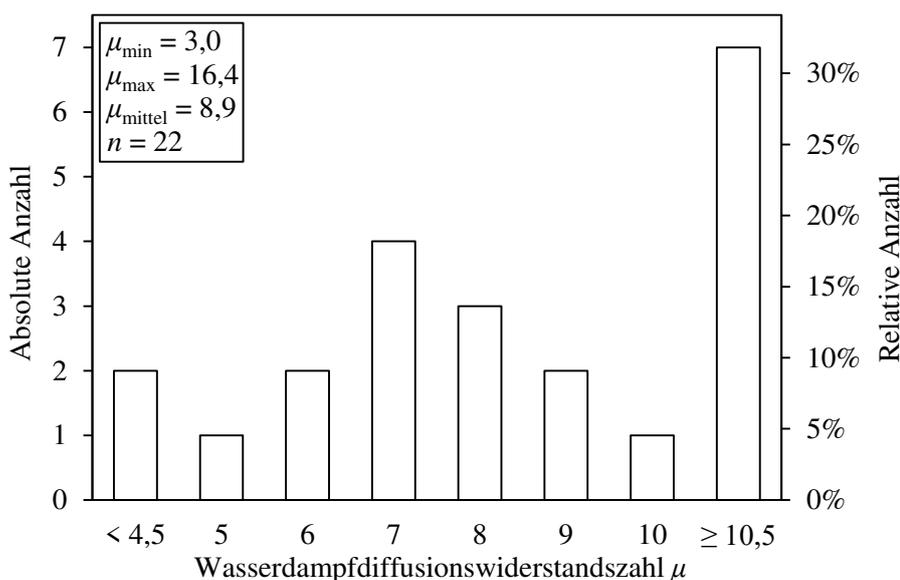


Abbildung 2-24: Verteilung der mit dem Nassbereichverfahren ermittelten Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl von Lehmsteinen basierend auf Literaturdaten

Bezüglich der Flüssigwassertransportfähigkeit von Lehmbaumstoffen besteht – wie auch bei der Feuchtespeicherung im überhygroskopischen Bereich – die Problematik, dass eine experimentelle Untersuchung in der Regel direkten Kontakt zwischen dem Probekörper und flüssigem Wasser erfordert. Auf Grund der damit verbundenen Plastizierung des Lehms ist die Versuchsdurchführung meist nicht oder nur eingeschränkt möglich, weshalb in der Literatur auch nur wenige Materialkennwerte bezüglich der Flüssigwassertransportfähigkeit von Lehmbaumstoffen zu finden sind. Eine versuchstechnische Ermittlung des Wasseraufnahmekoeffizienten ist durch besondere Präventionsmaßnahmen, welche den Masseverlust des Lehmprobekörpers bei Wasserkontakt vermeiden, dennoch möglich. Der Wasseraufnahmekoeffizient von Lehm liegt nach Röhlen & Ziegert (2020) üblicherweise in einem Bereich von $W_w = 1,2 - 13,4 \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h}^{0,5})$. Die in Abbildung 2-25 dargestellten experimentell ermittelten Wasseraufnahmekoeffizienten von fünf verschiedenen unstabilierten Lehmsteinen und fünf verschiedenen unstabilierten Lehmmauermörteln von Lustig-Rössler (1992), Gomes et al. (2016), Minke (2017), Hartmann (2019) liegen jedoch eher im unteren Bereich der von Röhlen & Ziegert (2020) postulierten Richtwerte.

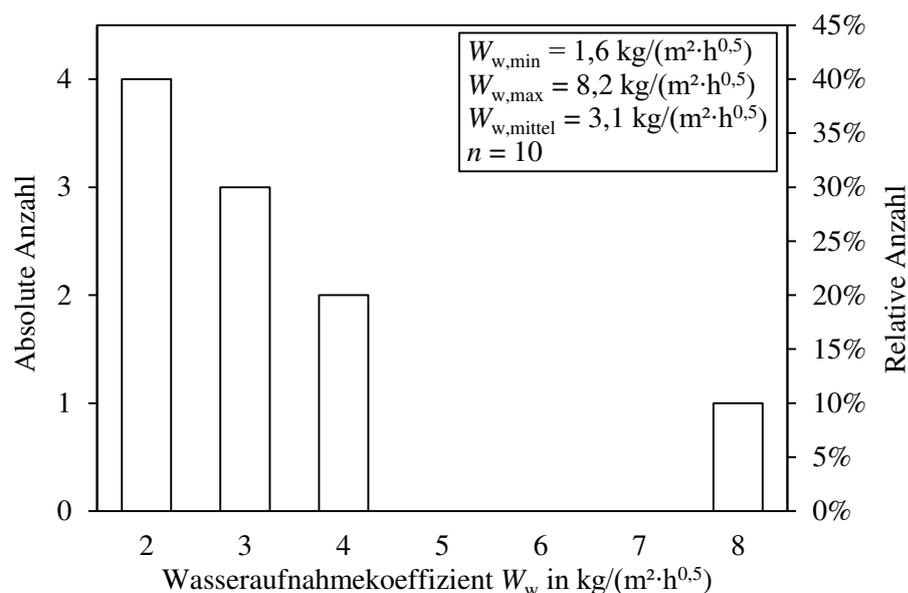


Abbildung 2-25: Verteilung des Wasseraufnahmekoeffizienten von Lehmsteinen und Lehmmauermörteln basierend auf Literaturdaten

2.4.4.4 Wärmespeicherung

Die speicherbare Wärmemenge eines Baustoffs hängt sowohl von dessen materialspezifischer Wärmespeicherkapazität c als auch von dessen Masse m ab. Für die spezifische Wärmespeicherkapazität von Lehmbaumstoffen ohne maßgeblichen Anteil organischer Zuschläge wird von den Lehmbau Regeln (vgl. Volhard & Röhlen (2009)) und Röhlen & Ziegert (2020) ein Richtwert von $c = 1.000 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$ angegeben. Dieser Wert deckt sich mit der für Massivbaumstoffe üblichen Annahme der spezifischen Wärmespeicherkapazität ge-

mäß DIN EN ISO 10456 (2010). Die in Abbildung 2-26 dargestellten experimentellen Untersuchungsergebnisse von Cagnon et al. (2014), El Fgaier et al. (2016) und Hartmann (2019) an 9 verschiedenen Lehmsteinen weisen jedoch auf eine etwas geringere spezifische Wärmespeicherkapazität hin.

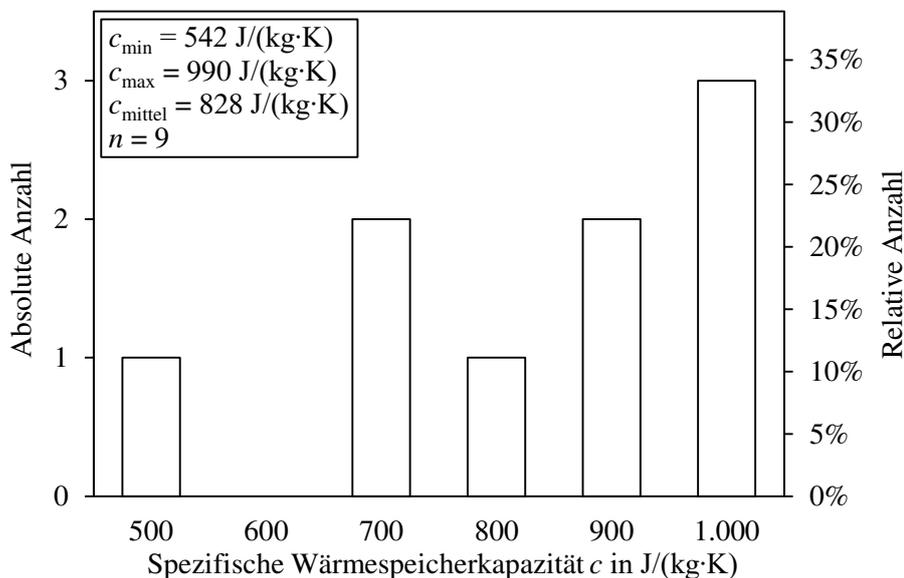


Abbildung 2-26: Verteilung der spezifischen Wärmespeicherkapazität von Lehmsteinen basierend auf Literaturdaten

Die Masse eines Bauteils hängt neben dessen Kubatur maßgeblich von der Rohdichte des Materials ab. Lehmsteine für die tragende Anwendung müssen gemäß DIN 18945 (2018) mindestens die Rohdichteklasse 1,4 (entspricht einer mittleren Rohdichte von mindestens $\rho = 1,21 \text{ g/cm}^3$) aufweisen. Lehmsteine mit einer geringeren Rohdichte werden gemäß den Lehmbau Regeln (vgl. Volhard & Röhlen (2009)) als Leichtlehmsteine klassifiziert. Lehm-mauermörtel müssen für die Verarbeitung in tragendem Mauerwerk gemäß DIN 18946 (2018) dagegen mindestens die Rohdichteklasse 1,6 (entspricht einer mittleren Rohdichte von mindestens $\rho = 1,41 \text{ g/cm}^3$) aufweisen. Auch hier können Lehm-mauermörtel mit einer Rohdichte von $\rho < 1,20 \text{ g/cm}^3$ als Leichtlehm-mauermörtel klassifiziert werden.

Da die Steine gegenüber dem Mauermörtel den größeren volumetrischen Anteil am gesamten Mauerwerksverbund einnehmen, werden in Abbildung 2-27 ausschließlich Literaturwerte zur versuchstechnisch ermittelten Rohdichte tragender Lehmsteine aufgeführt. Die Datengrundlage umfasst hierbei Untersuchungen an 28 verschiedenen Lehmsteinen von Lustig-Rössler (1992), Hansen & Hansen (2002), Liuzzi et al. (2013), Cagnon et al. (2014), McGregor et al. (2014), Miccoli et al. (2014), El Fgaier et al. (2016), Ruzicka et al. (2016), Soudani et al. (2016), Minke (2017) und Hartmann (2019).

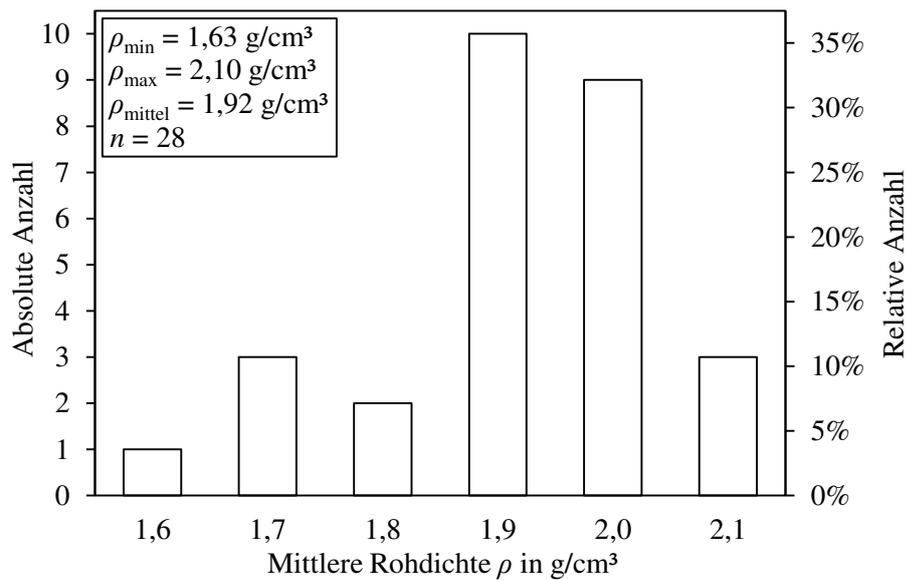


Abbildung 2-27: Verteilung der mittleren Rohdichte von Lehmsteinen basierend auf Literaturdaten

Auf Grund der hohen Rohdichte tragender Lehmsteine in Kombination mit meist gedrun- genen und massiven Wandkonstruktionen, können Lehm-mauerwerkskonstruktionen im Allgemeinen eine große Wärmemenge speichern. Hierdurch lassen sich sowohl winterliche als auch sommerliche Temperaturschwankungen innerhalb bewohnter Innenräume effektiv reduzieren, was wiederum einen Beitrag zu einem konstanten und behaglichen Raumklima leistet. Da die Wärmespeicherfähigkeit jedoch keine maßgeblichen Auswirkungen auf den Feuchtegehalt von Lehmkonstruktionen hat, ist sie im weiteren Verlauf der vorliegenden Arbeit von untergeordneter Relevanz.

2.4.4.5 Wärmetransport

Die Wärmeleitfähigkeit von Lehm-baustoffen wird in den Lehm-bau Regeln (vgl. Volhard & Röhlen (2009)) in Anlehnung an DIN 4108-4 (2017) für unterschiedliche Rohdichten tabellarisch angegeben. In Abbildung 2-28 sind die normativen Richtwerte mit versuchs- technisch ermittelten Wärmeleitfähigkeiten an un-stabilisierten Lehmsteinen gegenüberge- stellt.

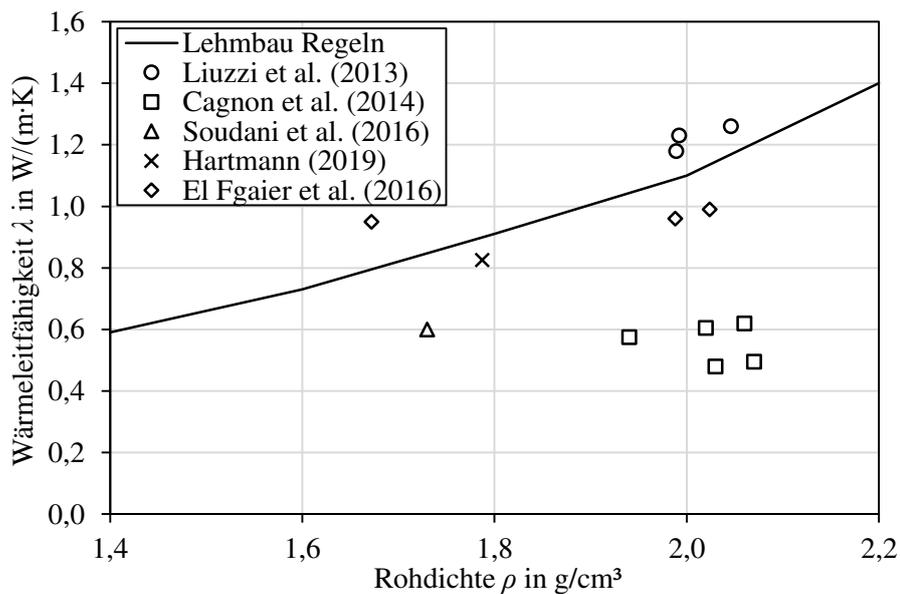


Abbildung 2-28: Wärmeleitfähigkeit unstabilisierter Lehmsteine in Abhängigkeit der Rohdichte

Es fällt auf, dass die an stranggepressten Lehmsteinen experimentell ermittelten Wärmeleitfähigkeiten von Cagnon et al. (2014) deutlich unterhalb der Angaben aus den Lehmbau Regeln (vgl. Volhard & Röhlen (2009)) liegen. Cagnon et al. (2014) erklären sich die geringen Messwerte damit, dass die Wärmeleitfähigkeit stranggepresster Lehmsteine von der Ausrichtung der Tonminerale und damit von der Richtung der Wärmeleitfähigkeitsmessung abhängig sein könnte. Da sich die Tonminerale während des Strangpressverfahrens in Fertigungsrichtung ausrichten und somit eine Anisotropie innerhalb des Materialgefüges entsteht, ist es denkbar, dass die Wärmeleitfähigkeit bei Messungen senkrecht zur Fertigungsrichtung (und somit senkrecht zu den Tonmineralplättchen) gegebenenfalls geringer als bei Messungen parallel zur Fertigungsrichtung ausfällt.

Alle weiteren Versuchsreihen aus der Literatur bestätigen jedoch die in den Lehmbau Regeln (vgl. Volhard & Röhlen (2009)) bzw. in DIN 4108-4 (2017) angegebenen Richtwerte der Wärmeleitfähigkeit. Insbesondere für formgeschlagene bzw. formgepresste Lehmsteine stellen die normativen Rechenwerte eine adäquate Näherung dar.

3 HYGROTHERMISCHE ANALYSE PRAXISÜBLICHER LEHMAUERWERKSKONSTRUKTIONEN

3.1 Einführung

Innerhalb dieses Kapitels wird der zu erwartende Feuchtegehalt praxisrelevanter Lehm-mauerwerkskonstruktionen mittels instationärer hygrothermischer Simulationen unter Berücksichtigung verschiedener Randbedingungen ermittelt. Ziel dieser Untersuchungen ist es, maßgebende Einflussparameter auf den Feuchtegehalt sowie auf die Verteilung der Materialfeuchte innerhalb des Wandquerschnitts zu identifizieren und darauf aufbauend bemessungsrelevante Feuchteprofile für praxisübliche Lehm-mauerwerkskonstruktionen herzuleiten. Weiterhin soll eine analytische Näherungsgleichung erarbeitet werden, mit deren Hilfe sich die Feuchteverteilung innerhalb von Lehm-mauerwerkswänden in allgemeiner Form beschreiben lässt. Die in diesem Kapitel gewonnenen Erkenntnisse fließen im weiteren Verlauf der vorliegenden Arbeit sowohl in die feuchteabhängige Traglastberechnung als auch in die Erarbeitung eines konsistenten Bemessungsvorschlags für druckbeanspruchtes Lehm-mauerwerk ein.

Im Zuge der nachfolgenden Ausführungen werden eingangs die zugrunde liegenden allgemeinen Simulationsrandbedingungen, die verwendeten Materialmodelle sowie die Klimarandbedingungen dargelegt. Daraufhin folgt die Durchführung einer Sensitivitätsstudie, in der relevante Randbedingungen und Modellparameter innerhalb praxisnaher Grenzen variiert werden, um deren individuellen Einfluss auf den Feuchtegehalt des betrachteten Lehm-mauerwerks beurteilen zu können. Basierend auf diesen Erkenntnissen werden abschließend bemessungsrelevante Feuchteprofile definiert sowie eine allgemeine analytische Näherungsfunktion für typische Feuchteprofile hergeleitet.

Die Simulationsdurchführung orientiert sich hierbei an den Vorgaben des WTA Merkblatt 6-1 (2002), des WTA Merkblatt 6-2 (2014) sowie der DIN EN 15026 (2007). Für die instationären hygrothermischen Analysen wird das Programm DELPHIN (Version 6.1.2) verwendet, welches vom Institut für Bauklimatik der Technischen Universität Dresden entwickelt wurde und die numerische Simulation gekoppelter Wärme-, Feuchte- und Stofftransporte in kapillarporösen Baustoffen erlaubt.

An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass die nachfolgenden Analysen grundsätzlich auf üblichen Feuchtespeicher- und Feuchtetransportmechanismen mineralischer Baustoffe beruhen. Untersuchungen von Soudani et al. (2016) deuten darauf hin, dass sich diese Gesetzmäßigkeiten sowie die damit verbundenen modelltechnischen Vereinfachungen näherungsweise auf unstabilierte Lehmbaustoffe übertragen lassen. Dennoch sind bezüglich des hygrothermischen Materialverhaltens von Lehm-mauerwerk noch diverse Forschungslücken vorhanden. In diesem Kontext sind z. B. die Mechanismen des Flüssigwassertransports (vgl. Fabbri et al. (2019)) oder die Feuchteabhängigkeit des Porenraums (vgl. Gomes

et al. (2016)) anzuführen. Um zukünftige Erkenntnisse bezüglich des Feuchtespeicher- und Feuchtetransportverhaltens im Rahmen der Traglastberechnung sowie der Bemessung druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks berücksichtigen zu können, lassen sich sowohl das in Kapitel 5 beschriebene Traglastmodell als auch der in Kapitel 6 erläuterte Bemessungsvorschlag in Kombination mit beliebigen Feuchteprofilen und somit auch unabhängig von den nachfolgend dargestellten hygrothermischen Simulationsergebnissen anwenden. Dadurch bieten die in dieser Arbeit entwickelten Traglast- und Bemessungsmodelle hinsichtlich der Integration neuer bauphysikalischer Forschungsergebnisse größtmögliche Flexibilität.

3.2 Allgemeine Simulationsrandbedingungen

Die im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchzuführenden hygrothermischen Simulationen erfolgen eindimensional unter der Annahme, dass der Feuchteverlauf über die Wandhöhe und -länge keine Veränderung erfährt. Die zugrunde gelegten allgemeinen Simulationskonstanten sind in Tabelle 3-1 zusammengefasst. Die dort aufgeführten Wärme- und Wasserdampfübergangskoeffizienten wurden WTA Merkblatt 6-2 (2014) entnommen und berücksichtigen die bauphysikalisch üblichen Übergangsbedingungen zwischen der untersuchten Wandkonstruktion und der Umgebungsluft. Die Wärmeübergangskoeffizienten umfassen dabei sowohl Wärmetransporteffekte infolge Konvektion als auch infolge langwelliger Wärmeabstrahlung. Der zugrunde liegende Adsorptionskoeffizient für Solarstrahlung wurde DIN V 18599-2 (2018) entnommen und geht von einer hellen Wandoberfläche aus. Diese Annahme schätzt die solaren Trocknungseffekte konservativ ab und liegt somit für die folgenden Analysen des Feuchtegehalts auf der sicheren Seite. Weiterhin wird gemäß WTA Merkblatt 6-2 (2014) davon ausgegangen, dass etwa 30 % des einwirkenden Schlagregens beim Auftreffen auf die Bauteiloberfläche abtropft und nicht vom Oberflächenmaterial aufgenommen werden kann.

Tabelle 3-1: Allgemeine Simulationsrandbedingungen

Parameter		Wert
Wärmeübergangskoeffizient (Konvektion und Strahlung)	Innen	8 W/(K·m ²)
	Außen	17 W/(K·m ²)
Wasserdampfübergangskoeffizient	Innen	25·10 ⁻⁹ s/m
	Außen	75·10 ⁻⁹ s/m
Adsorptionskoeffizient für Solarstrahlung		0,4
Spritzwasserfaktor für Schlagregen		0,7

Die im Zuge der numerischen Simulation notwendige Diskretisierung des untersuchten Wandaufbaus wird dynamisch mit Netzelementbreiten in einem Bereich von $b_n = 1 \text{ mm} - 50 \text{ mm}$ durchgeführt. Um die Feuchteänderungen an den Bauteilrändern sowie den einzelnen Schichtgrenzen präzise erfassen zu können, erfolgte eine Netzverdichtung in den genannten Bereichen. Zur effizienteren Berechnung wird der Verdichtungsgrad in Richtung der jeweiligen Schichtmitten sukzessive verringert.

Die Simulationsergebnisse werden in Zeitschritten von $\Delta t = 6 \text{ h}$ ausgegeben. Hierdurch kann sichergestellt werden, dass der tageszeitliche Einfluss auf die zu ermittelnde Materialfeuchte hinreichend genau abgedeckt wird. Nach Abschluss der Berechnung erfolgt die Ausgabe der generierten Ergebnisse für alle Zeitschritte innerhalb des letzten Simulationsjahres. Hierbei wird darauf geachtet, dass sich der Verlauf der Materialfeuchte im Ausgabegjahr gegenüber dem Vorjahr nicht verändert hat und somit von einem eingeschwungenen Feuchtezustand ausgegangen werden kann. Die Materialfeuchte wird anschließend für jeden Zeitschritt zunächst in Form des Feuchtegehalts als lokaler Mittelwert aller Netzelemente innerhalb der Lehm-mauerwerksschicht ausgegeben. Zur detaillierten Betrachtung des vorliegenden Feuchteverlaufs erfolgt weiterhin eine Ausgabe der lokalen Einzelwerte der Materialfeuchte an jedem Netzelement innerhalb der modellierten Lehm-mauerwerksschicht. Durch die vorangehende Auswertung der generierten Mittelwerte der Materialfeuchte über den jahreszeitlichen Verlauf lässt sich der Zeitpunkt bestimmen, an dem der maximale bzw. minimale Feuchtegehalt innerhalb des Lehm-mauerwerks vorliegt. Anschließend kann für die identifizierten Extremwerte des Feuchtegehalts die zugehörige Verteilung der Materialfeuchte innerhalb der Lehm-mauerwerksschicht durch Auswertung der lokalen Einzelwerte eines jeden Netzelements analysiert werden. Zur konsistenten Darstellung der Ergebnisse wird die Materialfeuchte innerhalb dieser Arbeit einheitlich als äquivalente relative Luftfeuchte φ angegeben. Diese Angabe kann mit Hilfe der materialspezifischen Feuchtespeicherfunktion aus der absoluten Materialfeuchte ermittelt werden (vgl. Kapitel 2.3.2.1).

Da die Ergebnisauswertung ausschließlich im eingeschwungenen Feuchtezustand erfolgt, sind die Startbedingungen der Materialfeuchte und der Bauteiltemperatur sowie der Simulationszeitraum für die nachfolgenden Untersuchungen irrelevant. Es sei angemerkt, dass es in der Praxis nach der Herstellung einer Lehm-mauerwerkswand durch das Vornässen der Steine und den Auftrag von Mauer- und Putzmörtel zu kurzfristig erhöhten Materialfeuchten kommen kann. Tastsimulationen haben jedoch gezeigt, dass der eingeschwungene Feuchtezustand von Lehm-baustoffen zügig erreicht wird, sodass eine kurzzeitig erhöhte Anfangsfeuchte im Hinblick auf die gesamte Lebensdauer eines Lehmgebäudes nicht ausschlaggebend ist und somit näherungsweise vernachlässigt werden kann.

3.3 Materialmodellierung

Zur Modellierung des Lehm-mauerwerks innerhalb des Wandaufbaus wurde ein Materialmodell für einen formgeschlagenen Lehmstein der Anwendungsklasse Ib (vgl. Lehmstein I aus Kapitel 4.2) in Kooperation mit dem Institut für Bauklimatik der Technischen Universität Dresden erstellt und kalibriert. Auf Grund des dominierenden Steinanteils am gesamten Mauerwerksverbund sowie den ähnlichen Materialeigenschaften von Lehmsteinen und Lehm-mauermörteln werden die Mörtelfugen bei der nachfolgenden hygrothermischen Makromodellierung vereinfachend vernachlässigt. Stattdessen wird das Lehm-mauerwerk homogen mit Hilfe des für die nachfolgenden Untersuchungen entwickelten Materialmodells des Lehmstein I abgebildet. Zur Erstellung des Materialmodells wurden alle maßgeblichen hygrothermischen Materialparameter des Lehmsteins vom Institut für Bauklimatik experimentell ermittelt und dessen Feuchteverhalten mit Hilfe von Wasseraufnahme- und Verdunstungsversuchen validiert. Die freie Wassersättigung ergab sich dabei im Anschluss an den Wasseraufnahmeversuch zu $\Psi = 0,27 \text{ m}^3/\text{m}^3$. Die Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl wurde zur Vermeidung einer Überlagerung mit Flüssigwassertransporteffekten im Rahmen der experimentellen Untersuchungen gemäß DIN EN ISO 12572 (2017) mit Hilfe eines trockenen Prüfgefäßes bestimmt. Weiterhin erfolgte die Ermittlung des Wasseraufnahmekoeffizienten unter besonderen Vorsichtsmaßnahmen, um Materialablösungen durch die Beaufschlagung des Lehmsteins mit Flüssigwasser während des Prüfzeitraums bestmöglich zu verhindern. Die Wärmeleitfähigkeit wurde darüber hinaus im trockenen Zustand bei einer Umgebungstemperatur von $\theta = 23 \text{ }^\circ\text{C}$ mit Hilfe eines Wärmeplattengeräts gemessen. Die Berücksichtigung der Feuchteabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit erfolgt im Rahmen der Materialmodellierung vereinfachend mit Hilfe von Gl. (2-46). Um die Repräsentativität des erstellten Materialmodells für die Beurteilung des allgemeinen Feuchteverhaltens unstabilsierten Lehm-mauerwerks zu belegen, werden die zugrunde liegenden Messergebnisse des Lehmstein I nachfolgend mit den hygrothermischen Materialparametern der in Kapitel 2.4.4 erarbeiteten Literaturdatenbank gegenübergestellt.

Die Kalibrierung der Feuchtespeicherfunktion des erstellten Materialmodells erfolgte anhand vier exemplarischer Adsorptionsmessungen im hygroskopischen Feuchtebereich. Die Messergebnisse sind in Abbildung 3-1 mit den Feuchtespeicherfunktionen der in Kapitel 2.4.4.2 aufbereiteten Literaturdaten gegenübergestellt. Hierbei lässt sich erkennen, dass die experimentellen Messwerte von Lehmstein I ausnahmslos innerhalb des strichliert dargestellten, üblichen Wertekorridors liegen und somit davon auszugehen ist, dass das Materialmodell das Feuchtespeichervermögen unstabilsierter Lehm-baustoffe adäquat annähert.

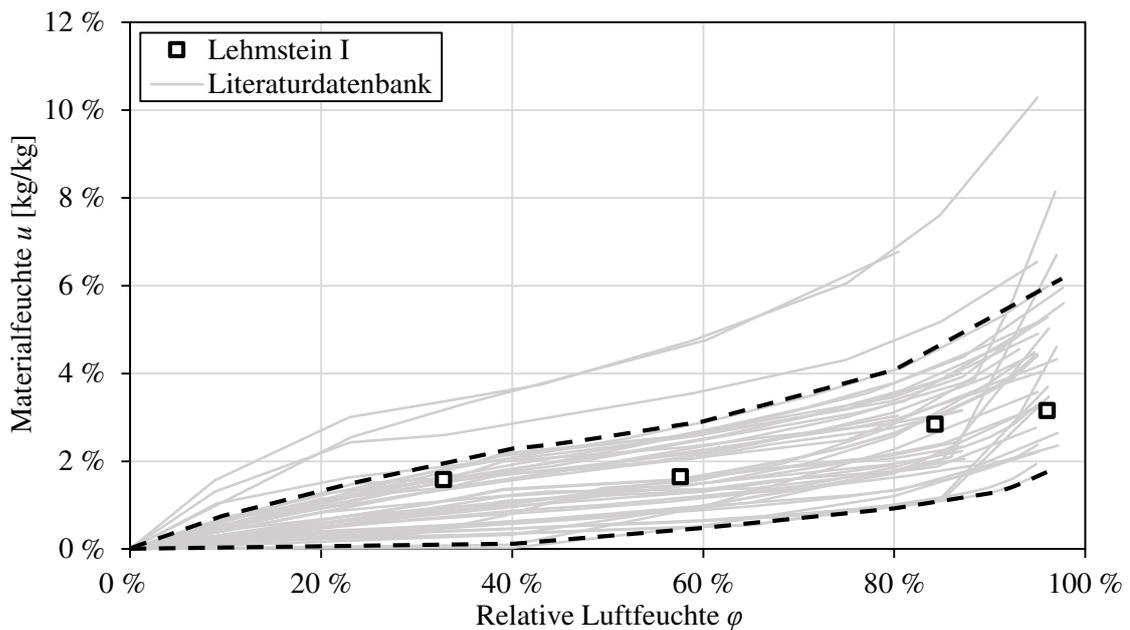


Abbildung 3-1: Vergleich der experimentell ermittelten Sorptionsisotherme von Lehmstein I und der Literaturdaten aus Kapitel 2.4.4.2

In Tabelle 3-2 erfolgt ein weiterer Vergleich essentieller hygrothermischer Materialparameter des Lehmstein I mit den Werten der Literaturdatenbank aus Kapitel 2.4.4.

Tabelle 3-2: Vergleich der experimentell ermittelten hygrothermischen Materialeigenschaften von Lehmstein I mit der Literaturdatenbank aus Kapitel 2.4.4

Hygrothermische Materialparameter			Literaturdatenbank			Lehmstein I
Bezeichnung	Symbol	Einheit	Min.	MW	Max.	
Porosität*	n	m^3/m^3	0,25	-	0,45	0,36
Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl	μ	-	3,0	8,9	16,4	14,2
Wasseraufnahmekoeffizient*	W_w	$\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h}^{0,5})$	1,2	-	13,4	12,2
Rohdichte	ρ	g/cm^3	1,63	1,92	2,10	1,70
Spezifische Wärmespeicherkapazität	c	$\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$	542	828	990	834
Wärmeleitfähigkeit (trocken)	λ_0	$\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$	-	0,82**	-	0,88

* Üblicher Wertebereich nach Röhlen & Ziegert (2020)
 ** Wärmeleitfähigkeit nach den Lehmbau Regeln für $\rho = 1,7 \text{ g}/\text{cm}^3$ (Volhard & Röhlen (2009))

Durch die tabellarische Gegenüberstellung lässt sich feststellen, dass sich die experimentell ermittelten, hygrothermischen Materialparameter von Lehmstein I innerhalb der üblichen Wertebereiche für unstabilierte Lehmbaumstoffe bewegen. Der Wasseraufnahmekoeffizient von Lehmstein I liegt zwar oberhalb der in Abbildung 2-25 dargestellten, experimentell ermittelten Literaturwerte ($W_w = 1,6 - 8,2 \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h}^{0,5})$), nichtsdestotrotz befindet er sich innerhalb des von Röhlen & Ziegert (2020) angegebenen Wertebereichs für Lehmbaumstoffe. Auf Grund der großen Streubreite des Wasseraufnahmekoeffizienten in Verbindung

mit der zugehörigen komplizierten experimentellen Versuchsdurchführung kann der Messwert von Lehmstein I für die nachfolgenden Simulationen daher als geeigneter Eingangswert angesehen werden. Weiterhin sei angemerkt, dass ein größerer Wasseraufnahmekoeffizient zu einer schnelleren Durchfeuchtung des Lehm-mauerwerks bei Kontakt mit Flüssigwasser führt, weshalb die Annahme eines Wertes im oberen Bereich des üblichen Wertekorridors hinsichtlich des Befeuchtungsverhaltens auf der sicheren Seite liegt.

Obwohl die experimentell ermittelte Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl des Lehmstein I innerhalb des üblichen Bereichs liegt, weist diese im Vergleich zu den Literaturdaten aus Kapitel 2.4.4.3 dennoch einen leicht erhöhten Wert auf. Diese Tendenz war zu erwarten, da der Wasserdampfdiffusionswiderstand zur Kalibrierung des Materialmodells abweichend zu den Untersuchungen aus den Literaturquellen unter Verwendung eines trockenen Prüfgefäßes ermittelt worden ist. Da es bei Verwendung eines nassen Prüfgefäßes zu einer partiellen Überlagerung von Wasserdampf- und Flüssigwassertransportmechanismen kommt, bilden die auf diese Weise generierten Messwert den Wasserdampfdiffusionswiderstand jedoch nicht isoliert ab, was schlussendlich zu einer geringen Diskrepanz zwischen den Literaturwerten und den Versuchsergebnissen des Lehmstein I führt.

Basierend auf dem durchgeführten Vergleich kann festgestellt werden, dass die für die Materialmodellierung verwendeten Eingangsparameter innerhalb des Wertebereichs der aus der Literatur entnommenen hygrothermischen Materialeigenschaften unstabilisierter Lehm-baustoffe liegen. Demzufolge ist davon auszugehen, dass das generierte Materialmodell für die Verwendung in den nachfolgenden Simulationen geeignet ist. Die zur Durchführung der hygrothermischen Simulationen verwendeten Materialmodelle für Putze und Dämmstoffe wurden der programminternen Materialbibliothek von DELPHIN entnommen. Die wichtigsten hygrothermischen Parameter dieser Materialmodelle sind in Anhang A-1 tabellarisch dargestellt.

3.4 Klimarandbedingungen

Für die wirklichkeitsnahe Beurteilung der Bauteilfeuchte von Außenwänden sollte die Schlagregenbeanspruchung im Rahmen der hygrothermischen Simulationen zutreffend abgebildet werden. Da die gängigen Testreferenzjahre (TRY) des Deutschen Wetterdienstes vorrangig für die Beurteilung des Wärmedurchgangs entwickelt wurden, erfassen sie die auftretenden Regenmengen nicht hinreichend genau und sind daher für die Untersuchungen innerhalb der vorliegenden Arbeit ungeeignet (vgl. Deutscher Wetterdienst (2017)). Aus diesem Grund werden im Zuge der nachfolgenden instationären Analysen hygrothermische Referenzjahre (HRY) verwendet. Diese wurden von Zirkelbach & Schöner (2016) speziell für die wirklichkeitsnahe feuchtetechnische Beurteilung von Gebäuden und Einzelbauteilen entwickelt. Sie setzen sich aus stündlichen Klimadaten zusammen und unterteilen Deutschland in 11 verschiedene Klimazonen (vgl. Abbildung 3-2). Jedes hygrothermische

Referenzjahr besteht dabei aus 12 repräsentativen mittleren Monaten, welche aus Klimaaufzeichnungen der Jahre 2003 bis 2010 abgeleitet wurden. Auf eine Lageanpassung der Klimamodelle mit Hilfe des Lokalklimagenerators wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit verzichtet.

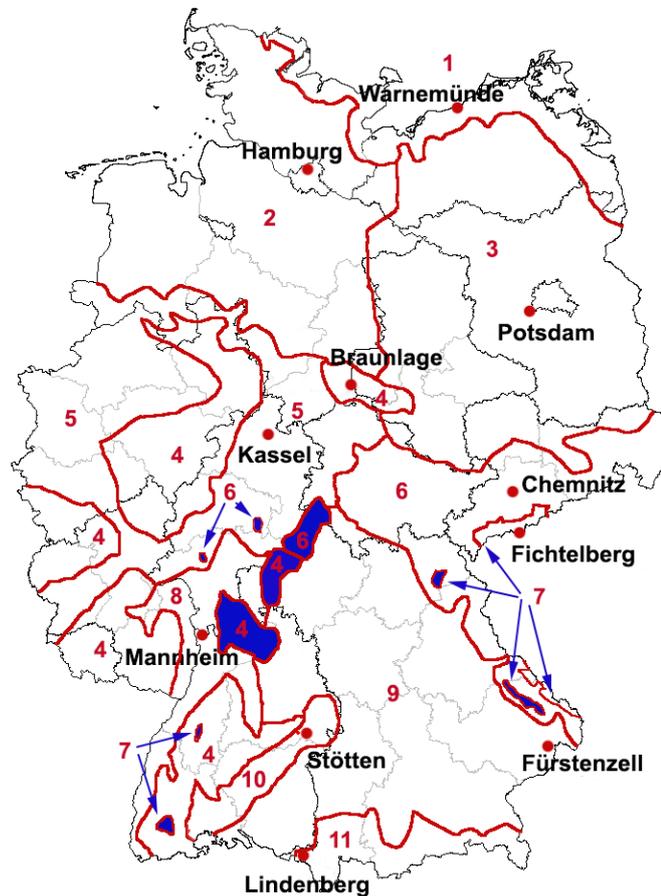


Abbildung 3-2: Zonierung der hygrothermischen Referenzjahre (HRY) gemäß Zirkelbach & Schöner (2016)

Da das Innenraumklima stark vom jeweiligen Nutzerverhalten sowie der vorhandenen Gebäudeausstattung und -einrichtung abhängt, werden für dessen Modellierung nachfolgend keine tatsächlichen Messwerte verwendet. Stattdessen erfolgt die Modellierung des Innenraumklimas gemäß WTA Merkblatt 6-2 (2014) näherungsweise in Abhängigkeit der Außenlufttemperatur. Verschiedene Nutzungszwecke können dabei durch unterschiedliche Feuchtelasten berücksichtigt werden. Die normale Feuchtelast stellt den Regelfall dar und bezieht sich auf Wohnräume inklusive Küchen und Bäder. Eine niedrige Feuchtelast bildet z. B. Büro- und Verkaufsräume oder Klassenzimmer ab. Hohe Feuchtelasten sind nur bei Räumen mit außergewöhnlicher Innenraumfeuchte zu berücksichtigen, wie z. B. bei Wäschereien.

Eine tabellarische und grafische Darstellung der hygrothermischen Referenzjahre sowie der Klimamodelle für den Innenraum sind in Anhang A-2 und Anhang A-3 zu finden.

3.5 Sensitivitätsstudie

3.5.1 Außenwände

3.5.1.1 Referenzaußenwand

Als Ausgangspunkt für die Sensitivitätsstudie wird zunächst eine Referenzaußenwand definiert. Anschließend werden diverse Randbedingungen und Modellparameter der Referenzaußenwand variiert und die generierten Simulationsergebnisse gegenübergestellt. Durch die Auswertung der Analysedaten kann der Einfluss der Variationsparameter auf den resultierenden Feuchtegehalt innerhalb des Lehm-mauerwerks abgeschätzt werden.

Die Referenzaußenwand orientiert sich an einem praxisnahen Aufbau einer Lehm-mauerwerkswand und setzt sich aus insgesamt vier einzelnen Baustoffschichten zusammen. Um den raumklimatischen Vorteil der Feuchtepufferung des Lehm-mauerwerks voll ausnutzen zu können, wird auf der Wandinnenseite ein Lehmputz mit einer Schichtdicke von $d = 0,01$ m vorgesehen. Daraufhin folgt das tragende Lehm-mauerwerk, welches durch das in Kapitel 3.3 erläuterte Materialmodell abgebildet wird, mit einer exemplarischen Dicke von $t = 0,24$ m. Um die aktuellen Vorgaben des Gebäudeenergiegesetzes (GEG) hinsichtlich des maximal zulässigen Wärmedurchgangs opaker Außenbauteile beheizter Gebäude einhalten zu können, wird an der Wandaußenseite ein Wärmedämmverbundsystem vorgesehen. Die Materialwahl fällt dabei aus ökologischen Gesichtspunkten auf eine Holzfaserdämmplatte mit einer Dicke von $d = 0,15$ m. Die äußere Schicht des Wandaufbaus wird durch einen Kalkzementputz mit einer Schichtdicke von $d = 0,02$ m dargestellt. Dabei wird der Unter- und Oberputz vereinfachend als homogene Schicht abgebildet. Die Dicke des Außen- und Innenputzes wird für die Modellbildung auf Grundlage der durchschnittlichen Normalputzdicke gemäß DIN EN 13914-1 (2016) bzw. DIN EN 13914-2 (2016) gewählt. In Abbildung 3-3 ist die Referenzaußenwand inklusive einer Beschreibung der jeweiligen Bauteilschichten schematisch dargestellt.

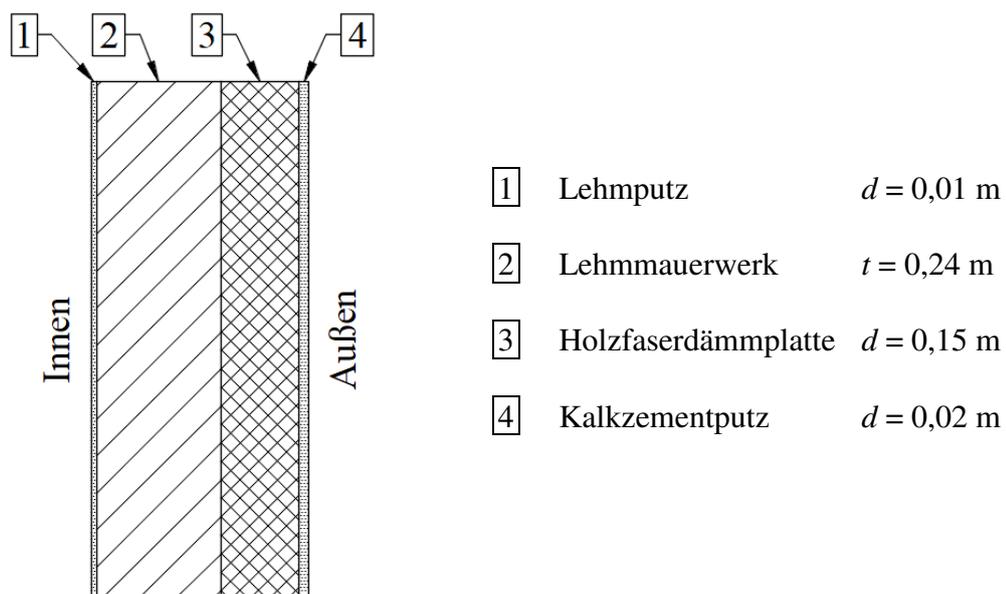


Abbildung 3-3: Aufbau der Referenzaußenwand

Neben dem geschilderten Wandaufbau wird die Zone Potsdam als Referenzaußenklima und eine normale Feuchtelast nach WTA Merkblatt 6-2 (2014) als Referenzinnenklima gewählt. Weiterhin ist die Referenzaußenwand nach Westen und somit in Richtung der üblichen Hauptwetterrichtung ausgerichtet.

Um den Wandaufbau vor einem erhöhten Feuchteintritt infolge einwirkenden Schlagregens zu schützen, ist der verwendete Außenputz von entscheidender Bedeutung (vgl. Künzel (1986)). Aus diesem Grund sind sowohl in der europäischen DIN EN 13914-1 (2016) in Verbindung mit DIN EN 998-1 (2017) als auch in der nationalen DIN 4108-3 (2018) Vorgaben hinsichtlich der erforderlichen Regenschutzwirkung des gewählten Außenputzes gegeben. Wie von Künzel (2015) kritisiert wird, sind die in den europäischen Normen enthaltenen Anforderungen an den Feuchteschutz mineralischer Außenputze jedoch weniger streng als die bewährten nationalen Vorgaben gemäß DIN 4108-3 (2018) und gewährleisten insbesondere bei hoher Schlagregenbeanspruchung nicht für alle Anwendungsfälle eine ausreichende Schutzwirkung. Nichtsdestotrotz sind die genannten Regelwerke simultan gültig, weshalb der Regenschutz einer Außenwand sowohl nach den europäischen als auch nach den nationalen Vorgaben nachgewiesen werden kann (vgl. Verband für Dämmsysteme, Putz und Mörtel e.V. (2018)). Da auf Grund der niedrigeren Anforderungen an den Regenschutz im Fall eines Nachweises nach DIN EN 13914-1 (2016) von einer erhöhten Materialfeuchte innerhalb des Lehmmauerwerks auszugehen ist, erfolgt die Wahl des Außenputzes für die nachfolgenden Untersuchungen sowie für die anschließende Ermittlung messungsrelevanter Feuchteprofile auf der sicheren Seite liegend auf Basis dieses Regelwerks. Der verwendete Kalkzementputz lässt sich anhand seines Wasseraufnahmekoeffizienten gemäß DIN EN 998-1 (2017) der höchsten Feuchteschutzklasse $W_c 2$ zuordnen und

ist somit gemäß DIN EN 13914-1 (2016) für den Einsatz bei raueren Witterungsbedingungen und starker Regenbeanspruchung geeignet. Laut der nationalen Ergänzungsnorm DIN 18550-1 (2018) entspricht dieses Anwendungsgebiet der Schlagregenbeanspruchungsgruppe III nach DIN 4108-3 (2018), weshalb der gewählte Außenputz normativ in ganz Deutschland eingesetzt werden kann. Da in der Praxis jedoch oftmals Putzsysteme nach den strengeren Regenschutzanforderungen gemäß DIN 4108-3 (2018) vorgesehen werden oder diese sogar durch allgemeine Bauartgenehmigungen bestimmter Dämmsysteme vorgeschrieben sind, wird im weiteren Verlauf der vorliegenden Arbeit ebenfalls eine Möglichkeit erarbeitet, wie die günstige Auswirkung eines wasserabweisenden Außenputzes auf die Materialfeuchte einer Lehm-mauerwerkswand im Rahmen der Bemessung berücksichtigt werden kann.

In Abbildung 3-4 sind die Simulationsergebnisse der Referenzaußenwand unter Ansatz der beschriebenen Randbedingungen nach Erreichen des eingeschwungenen Feuchtezustands dargestellt. Im linken Diagramm sind einerseits die Materialfeuchten an der Innenseite ($z/t = 0$), der Mitte ($z/t = 0,5$) und der Außenseite ($z/t = 1$) der Lehm-mauerwerksschicht und andererseits der über die gesamte Lehm-mauerwerksschicht gemittelte Feuchtegehalt in Abhängigkeit des zeitlichen Jahresverlaufs abgebildet. Im rechten Diagramm sind die Feuchteprofile dargestellt, welche zum jährlich auftretenden minimalen (φ_{\min}) sowie maximalen (φ_{\max}) Feuchtegehalt innerhalb der Lehm-mauerwerksschicht gehören.

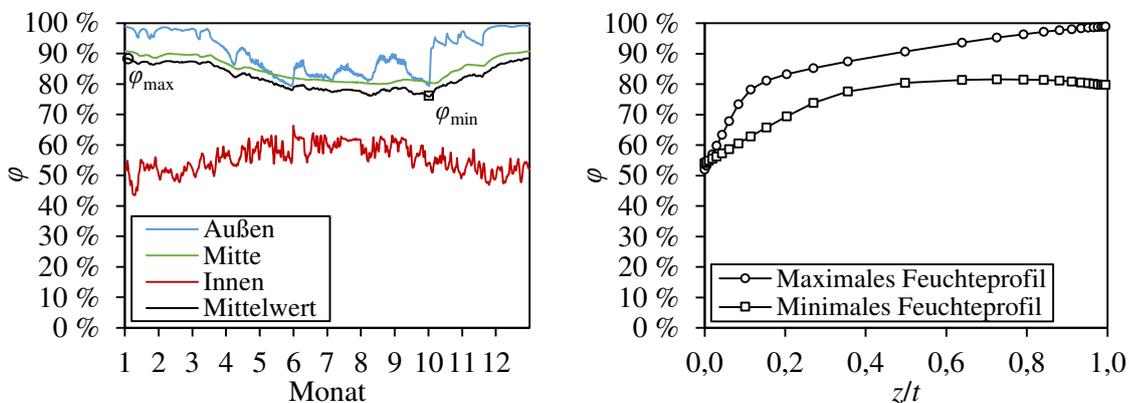


Abbildung 3-4: Materialfeuchte über den Jahresverlauf sowie maximales und minimales Feuchteprofil der Lehm-mauerwerksschicht der Referenzaußenwand

Der jahreszeitliche Feuchteverlauf der Referenzaußenwand zeigt, dass insbesondere in den Wintermonaten eine ausgeprägte Durchfeuchtung der Außenbereiche der Lehm-mauerwerksschicht mit überhygroskopischen Materialfeuchten von bis zu $\varphi = 99\%$ stattfindet. Bei Betrachtung des maximalen Feuchteprofils wird deutlich, dass sich die Durchfeuchtung in der Mitte der Lehm-mauerwerksschicht im Winter nur geringfügig auf ungefähr $\varphi = 90\%$ verringert. Der erhöhte Feuchtegehalt in den äußeren Bereichen ist dabei durch wiederkehrende Schlagregenereignisse ohne ausreichende Trocknungsperioden sowie der vergleichs-

weise geringen Regenschutzwirkung des nach DIN EN 13914-1 (2016) gewählten Außenputzes zu erklären. Erst in den Sommermonaten trocknet die äußere Hälfte der Lehm-mauerwerksschicht auf eine nahezu konstante Materialfeuchte von ca. $\varphi = 80 \%$ ab. Die Materialfeuchte auf der Innenseite der Lehm-mauerwerksschicht wird dagegen maßgeblich vom vorherrschenden Raumklima beeinflusst. Da die relative Raumluftfeuchte mit der Außentemperatur ansteigt und somit in den Sommermonaten ihr Maximum erreicht, ist der jahreszeitliche Feuchteverlauf an der Innenseite gegenläufig zur Außenseite der Lehm-mauerwerksschicht und bewegt sich ungefähr in einem Bereich von $\varphi = 45 \%$ - 65% . Die Durchfeuchtung infolge der äußeren klimatischen Einwirkungen reicht jedoch so weit in den Lehmquerschnitt hinein, dass der Mittelwert der Materialfeuchte maßgeblich vom Außenklima dominiert wird und somit sein Maximum ebenfalls im Winter erreicht.

Bereits durch die Analyse der Simulationsergebnisse der Referenzaußenwand wird eine deutliche Diskrepanz zwischen der Materialfeuchte an der Innen- und Außenseite der Lehm-mauerwerksschicht offensichtlich. Die resultierenden Feuchteprofile weisen zudem eine ausgeprägte Nichtlinearität auf, welche innerhalb der Traglastberechnung der Lehm-mauerwerkswand berücksichtigt werden sollte. Um relevante Einflussgrößen auf den Feuchtegehalt identifizieren und Feuchteprofile für verschiedene Anwendungsfälle differenziert ableiten zu können, werden nachfolgend ausgewählte Parameter des Wandaufbaus und des Umgebungsklimas variiert und die resultierenden Simulationsergebnisse gegenübergestellt. Bei der Durchführung der Sensitivitätsanalyse wird aus Gründen der Übersichtlichkeit nur der Feuchtegehalt in Form der über die Lehm-mauerwerksschicht gemittelten Materialfeuchte herangezogen.

Im Rahmen von Voruntersuchungen konnte festgestellt werden, dass die Variation mineralischer Außenputzmaterialien derselben Feuchteschutzklasse, die Dicke der Lehm-mauerwerksschicht sowie die Dicke der Innen- und Außendämmung unter den gewählten Randbedingungen nur marginalen Einfluss auf die mittlere Materialfeuchte der Lehm-mauerwerksschicht hat. Die zugehörigen Simulationsergebnisse sind in Anhang A-4 bis Anhang A-7 zu finden und werden im Hauptteil der vorliegenden Arbeit nicht weiter thematisiert.

3.5.1.2 Außen- und Innendämmung

Zur Beurteilung des Einflusses verschiedener marktüblicher Dämmungsmaterialien auf den Feuchtegehalt einer Lehm-mauerwerkswand werden nachfolgend hygrothermische Simulationen mit vier verschiedenen Dämmstoffen durchgeführt. Um das Flüssigwassertransportverhalten unterschiedlicher Dämmsysteme in die Analyse einzubeziehen, werden für die Gegenüberstellung mit einer Holzfaser- und einer Mineralschaumdämmung zwei kapillaraktive Materialien und mit einer Dämmung aus Mineralwolle und extrudiertem Polystyrol zwei kapillarinaktive Materialien gewählt. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden Dämmstoffe, welche bei kurzzeitigem, teilweisem Eintauchen gemäß DIN EN ISO 29767 (2019) eine Wasseraufnahme von $W_p > 0,5 \text{ kg/m}^2$ aufweisen als kapillaraktiv bezeichnet.

Dämmstoffe mit einer kurzzeitigen Wasseraufnahme von $W_p \leq 0,5 \text{ kg/m}^2$ werden dagegen als kapillarinaktiv betitelt.

Darüber hinaus wird der Einfluss von Innendämmungssystemen auf den Feuchtegehalt von Lehm-mauerwerks-wänden untersucht. Zwar ist die Wahl einer Innendämmung bei der Neuerrichtung moderner Lehmgebäude als Sonderfall anzusehen, nichtsdestotrotz sollte diese Art des Wandaufbaus im Hinblick auf die zu erwartenden erhöhten Materialfeuchten gesondert betrachtet und im Rahmen der Bemessung explizit berücksichtigt werden. Gemäß den Empfehlungen des WTA Merkblatt 6-4 (2016) und des WTA Merkblatt 6-5 (2014) werden hierbei ausschließlich kapillaraktive Dämmstoffe untersucht, da diese eventuell anfallendes Tauwasser aufnehmen und in den Innenraum abgeben können. Durch eine kapillaraktive Innendämmung mit hinreichender Flüssigwasserleitfähigkeit kann zudem auf die Anordnung einer zusätzlichen dampfdiffusionsbremsenden Schicht verzichtet werden. Die Dicke der Innendämmung wird für die nachfolgenden Simulationen mit einem praxisüblichen Wert von $d = 0,06 \text{ m}$ festgelegt.

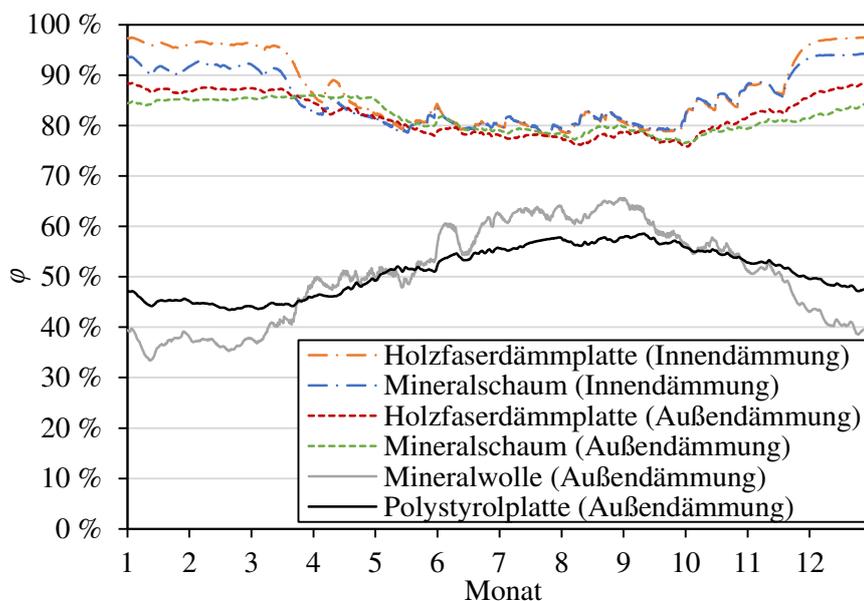


Abbildung 3-5: Feuchtegehalt der Lehm-mauerwerksschicht über den Jahresverlauf für eine Innen- und Außendämmung mit verschiedenen Dämmstoffen

Bei dem Vergleich der außenliegenden Wärmedämmverbundsysteme fällt ein erheblicher Unterschied zwischen kapillaraktiven und kapillarinaktiven Dämmstoffen auf. Auf Grund der fehlenden Flüssigwasserleitfähigkeit der Mineralwolle und des Polystyrols wird die Lehm-mauerwerksschicht effektiv gegen einwirkenden Schlagregen geschützt, was gegenüber den kapillaraktiven Außendämmungen zu einer deutlichen Reduktion des Feuchtegehalts über den gesamten Jahresverlauf führt. Der Feuchtegehalt wird bei einem Wandaufbau mit kapillarinaktiver Außendämmung vorrangig durch Wasserdampfdiffusionsprozesse bestimmt und signifikant durch das Innenraumklima beeinflusst. Aus diesem Grund wird der maximale Feuchtegehalt der Lehm-mauerwerksschicht im Gegensatz zu einem

Wandaufbau mit kapillaraktiver Außendämmung auch nicht im Winter, sondern in den Sommermonaten erreicht, da in diesem Zeitraum eine höhere relative Luftfeuchte im Innenraum vorherrscht. Unabhängig davon ist bei einer Außendämmung aus Mineralwolle im Vergleich zu einer Polystyrolämmung ein stärkerer Feuchteausaustausch mit der äußeren Umgebungsluft möglich, da erstere einen deutlich geringeren Wasserdampfdiffusionswiderstand aufweist. Infolge dessen zeigt der Feuchtegehalt der Lehm-mauerwerksschicht bei einer Außendämmung aus Mineralwolle in den Wintermonaten (bei nach außen gerichtetem Partialdruckgefälle) einen ausgeprägteren Minimalwert und in den Sommermonaten (bei nach innen gerichtetem Partialdruckgefälle) einen höheren Maximalwert als bei einem Wandaufbau mit Polystyrolämmung zu beobachten ist.

Wie bereits in Kapitel 3.5.1.1 erläutert, wird der Feuchtegehalt der Lehm-mauerwerksschicht bei einem Wandaufbau mit kapillaraktiver Außendämmung auf Grund der Flüssigwasserleitfähigkeit des Dämmstoffs sowie der vergleichsweise geringen Regenschutzwirkung des nach DIN EN 13914-1 (2016) gewählten Außenputzes deutlich durch die Schlagregenbeanspruchung beeinflusst. Die Unterschiede zwischen der Holzfaserdämmplatte und der Mineralschaumdämmung sind dabei marginal. Ein qualitativ ähnlicher jahreszeitlicher Verlauf des Feuchtegehalts ist zudem bei Wandaufbauten mit kapillaraktiver Innendämmung zu erkennen. Auch hier führt die Schlagregenbeanspruchung in den Wintermonaten zu einer erheblichen Durchfeuchtung der Lehm-mauerwerksschicht, welche erst in den Sommermonaten durch ausreichend lange Trocknungsperioden wieder rückläufig ist. Da das Lehm-mauerwerk bei diesem Wandaufbau allein durch den mineralischen Außenputz vor einer Schlagregenbeanspruchung geschützt wird und die Möglichkeit zur Feuchteabgabe in den Innenraum durch die Innendämmung zusätzlich eingeschränkt ist, sind in diesem Fall größere maximale Feuchtegehalte als bei einer kapillaraktiven Außendämmung zu verzeichnen. In der sommerlichen Trocknungsperiode reduziert sich der Feuchtegehalt jedoch auf ein ähnliches Niveau wie bei einem Wandaufbau mit kapillaraktiver Außendämmung.

Aus den dargelegten Analyseergebnissen lässt sich ableiten, dass sich die Schlagregenbeanspruchung bei einem Wandaufbau mit kapillaraktiver Außen- oder Innendämmung in Kombination mit einem mineralischem Außenputz gemäß DIN EN 13914-1 (2016) erheblich auf den Feuchtegehalt einer Lehm-mauerwerkskonstruktion auswirken kann und somit bei der Bemessung tragender Lehm-mauerwerkswände Berücksichtigung finden sollte. Durch einen Wandaufbau mit einer kapillarinaktiven Außendämmung kann der äußere Eintrag von Flüssigwasser effektiv vermieden werden, weshalb der resultierende Feuchtegehalt innerhalb der Lehm-mauerwerksschicht in diesem Fall hauptsächlich durch Wasserdampfdiffusionsprozesse bestimmt wird. Hierbei übt das Innenraumklima insbesondere im Fall dampfdiffusionsdichter Dämmstoffe einen dominierenden Einfluss aus.

Um den Feuchtegehalt einer Lehm-mauerwerkswand mit kapillaraktiver Außendämmung effektiv zu reduzieren, kann abweichend zu den durchgeführten Simulationen ein wasserabweisender Außenputz nach den strengeren Vorgaben der DIN 4108-3 (2018) vorgesehen werden. Künzel (2012) setzt die Regenschutzwirkung eines solchen Putzsystems mit der einer hinterlüfteten Außenwandbekleidung gleich. Demzufolge ist anzunehmen, dass ein intakter wasserabweisender Außenputz eine vergleichbare Feuchteschutzwirkung wie eine kapillarinaktive Außendämmung bietet und somit bei beiden Wandaufbauten ähnliche Materialfeuchten im Rahmen der Traglastermittlung unterstellt werden können. Hierbei muss jedoch sichergestellt werden, dass der Außenputz korrekt angebracht wird und über die gesamte Nutzungsdauer des Lehmgebäudes unbeschädigt bleibt. Infolge fehlerhafter Ausführung oder nachträglicher Rissbildung ist von einer starken Beeinträchtigung der Feuchteschutzwirkung des Putzsystems auszugehen. Insbesondere bei wasserabweisenden Putzen kann zudem der nachteilige Effekt auftreten, dass sich die durch lokale Fehlstellen eingetretene Feuchtigkeit zunächst mittels Kapillarleitung innerhalb des Lehm-mauerwerks verteilt, jedoch in den unbeschädigten Bereichen des Außenputzes nicht mehr ungehindert entweichen kann (vgl. Künzel (1986)). Durch wiederholte Regenereignisse in Kombination mit der eingeschränkten Möglichkeit zur Abtrocknung ist somit eine Akkumulation der Materialfeuchte innerhalb des tragenden Wandquerschnitts möglich.

3.5.1.3 Außenklima

Um den Einfluss verschiedener Klimazonen innerhalb Deutschlands auf den zu erwartenden Feuchtegehalt von Lehm-mauerwerkswänden zu analysieren, werden nachfolgend Simulationen mit hygrothermischen Referenzjahren unterschiedlicher Standorte durchgeführt. Aus Gründen der Übersichtlichkeit wird die Parameterstudie nicht für alle Klimazonen, sondern nur für sechs ausgewählte Standorte durchgeführt. Wie der tabellarischen Auswertung der hygrothermischen Referenzjahre (vgl. Anhang A-2) entnommen werden kann, liegt die über den Jahresverlauf gemittelte relative Außenluftfeuchte in allen Klimazonen ungefähr bei $\varphi \approx 80\%$. Darüber hinaus werden in allen Klimazonen maximale Außenluftfeuchten von bis zu $\varphi = 100\%$ erreicht. Im Rahmen der Analyse des Einflusses des Außenklimas auf den Feuchtegehalt von Lehm-mauerwerkskonstruktionen erscheint eine Unterteilung der Klimazonen anhand der relativen Außenluftfeuchte angesichts der vergleichsweise geringen standortabhängigen Unterschiede dieses Parameters somit nicht zielführend.

Bei einem Vergleich der jährlichen Schlagregenmenge R_S zeigt sich dagegen eine deutlich ausgeprägtere zonale Abhängigkeit. Aus diesem Grund wird bei der Auswahl der Standorte für die nachfolgenden hygrothermischen Simulationen darauf geachtet, die Bandbreite der in Deutschland möglichen Schlagregenbeanspruchungen bestmöglich abzudecken. Die jährliche Schlagregenmenge wird zur detaillierten Beurteilung aus den stündlichen Wetterdaten der hygrothermischen Referenzjahre gemäß DIN EN ISO 15927-3 (2009) berechnet.

Der nach diesem Verfahren ermittelte Wert gibt in Abhängigkeit der Normalregenmenge, der Windgeschwindigkeit und -richtung sowie der Wandausrichtung die jährliche Schlagregenmenge je Quadratmeter Wandfläche einer senkrechten Wand in einer Referenzhöhe von 10 m über der Geländeoberkante an. Um die Vergleichbarkeit der Schlagregenmengen zu gewährleisten wird auf individuelle Anpassungen infolge eventueller Geländeunebenheiten oder Hindernisse, der Topographie und Wandfaktoren verzichtet. In Tabelle 3-3 ist die jährliche Schlagregenmenge R_S für eine nach Westen ausgerichtete Wand für alle Standorte der hygrothermischen Referenzjahre dargestellt. Die jährlichen Schlagregenmengen für andere Wandausrichtungen sowie die individuellen Schlagregenrosen aller Klimazonen können Anhang A-2 entnommen werden.

Tabelle 3-3: Jährliche Schlagregenmenge R_S für eine nach Westen ausgerichtete Wand in unterschiedlichen Klimazonen

Zone	Standort	Schlagregenmenge R_S in mm/a
7	Fichtelberg	1681,8
10	Stötten	1059,6
4	Braunlage	872,4
9	Fürstzell	732,9
11	Lindenberg	636,9
2	Hamburg	631,7
6	Chemnitz	546,6
1	Warnemünde	456,4
3	Potsdam	391,5
5	Kassel	189,9
8	Mannheim	166,5

Da durch die im vorherigen Unterkapitel beschriebenen Untersuchungen festgestellt werden konnte, dass die Flüssigwasserleitfähigkeit des gewählten Wärmedämmsystems die Sensitivität des Feuchtegehalts gegenüber den äußeren Klimaeinflüssen erheblich beeinflussen kann, werden die nachfolgenden Simulationen zudem getrennt für Wandaufbauten mit kapillaraktiver und kapillarinaktiver Außendämmung sowie kapillaraktiver Innendämmung durchgeführt. Als kapillaraktive Innen- und Außendämmung wird in Anlehnung an die Referenzaußenwand eine Holzfaserdämmplatte gewählt. Für die Modellierung der kapillarinaktiven Außendämmung wird Polystyrol verwendet. In Abbildung 3-6 ist zunächst der Feuchtegehalt der Lehmmauerwerksschicht der Referenzaußenwand mit kapillaraktiver Außendämmung für unterschiedliche klimatische Standorte dargestellt.

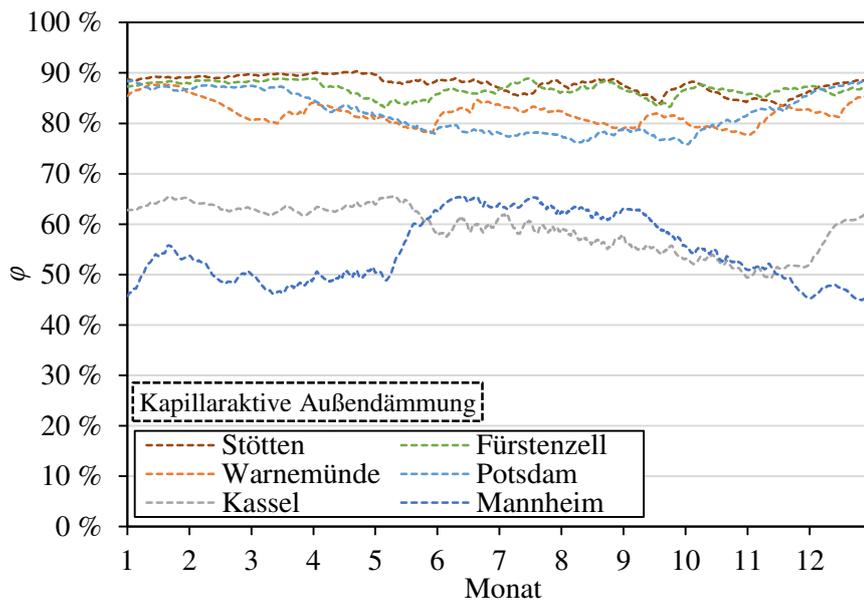


Abbildung 3-6: Feuchtegehalt der Lehm-mauerwerksschicht über den Jahresverlauf für unterschiedliche Klimazonen innerhalb Deutschlands bei einem Wandaufbau mit kapillaraktiver Außendämmung

Im Zuge der Gegenüberstellung der Simulationsergebnisse wird deutlich, dass bei Klimazonen mit niedriger Schlagregenbeanspruchung und längeren Trockenperioden, wie Kassel und Mannheim, auch im Fall eines Wandaufbaus mit kapillaraktiver Außendämmung keine ausgeprägte und langanhaltende Durchfeuchtung der Lehm-mauerwerksschicht stattfindet. Der Feuchtegehalt liegt über den gesamten Jahresverlauf in einem Bereich von $\varphi \approx 45\% - 65\%$ und damit bedeutend niedriger als in den anderen untersuchten Klimazonen. Bei Standorten mit mittlerer Schlagregenbeanspruchung, wie Warnemünde und Potsdam, wird die Materialfeuchte innerhalb der Lehm-mauerwerksschicht jedoch bereits deutlich durch den Flüssigwassereintrag dominiert. Es kann in den Wintermonaten zu einer Erhöhung des Feuchtegehalts auf $\varphi \approx 90\%$ kommen, der jedoch in den Sommermonaten wieder auf einen Wert von $\varphi < 80\%$ abtrocknet. An Standorten mit hoher Schlagregenbeanspruchung, wie Stötten oder Fürstzell, kommt es infolge unzureichender Trockenperioden selbst in den Sommermonaten nicht zu einer maßgeblichen Reduzierung der Materialfeuchte innerhalb der Lehm-mauerwerksschicht. Der Feuchtegehalt verbleibt in diesem Fall ganzjährig auf einem annähernd konstanten Niveau von $\varphi \approx 85\% - 90\%$.

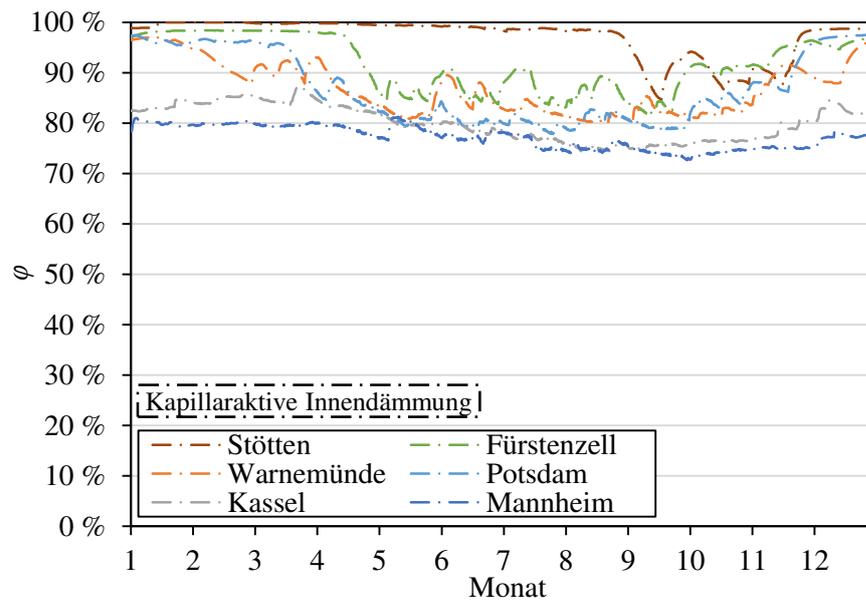


Abbildung 3-7: Feuchtegehalt der Lehm-mauerwerksschicht über den Jahresverlauf für unterschiedliche Klimazonen innerhalb Deutschlands bei einem Wandaufbau mit kapillaraktiver Innendämmung

Wie in Abbildung 3-7 zu erkennen ist, wirkt sich der äußere Flüssigwassereintrag im Fall eines Wandaufbaus mit kapillaraktiver Innendämmung bereits bei geringer Schlagregenbeanspruchung erheblich auf die Materialfeuchte der Lehm-mauerwerksschicht aus. Dies zeigt sich durch Analyse der Simulationsergebnisse für die Standorte Kassel und Mannheim, bei denen sich der Feuchtegehalt des Lehm-mauerwerks über den gesamten Jahresverlauf in einem Bereich von $\varphi \approx 75\% - 85\%$ bewegt. Bei mittlerer Schlagregenbeanspruchung werden in den Wintermonaten bereits temporär überhygroskopische Feuchtegehalte von $\varphi > 95\%$ erreicht, welche im Sommer jedoch wieder in den hygroskopischen Bereich von $\varphi \approx 80\%$ abtrocknen. Im Fall hoher Schlagregenbeanspruchung kommt es insbesondere am Standort Stötten zu einer extremen Durchfeuchtung des Querschnitts, die fast über den gesamten Jahresverlauf bestehen bleibt. Im eingeschwungenen Feuchtezustand wird dabei mit einer maximalen volumetrischen Materialfeuchte von $\Psi \approx 0,23 \text{ m}^3/\text{m}^3$ nahezu die freie Wassersättigung der Lehm-mauerwerksschicht erreicht.

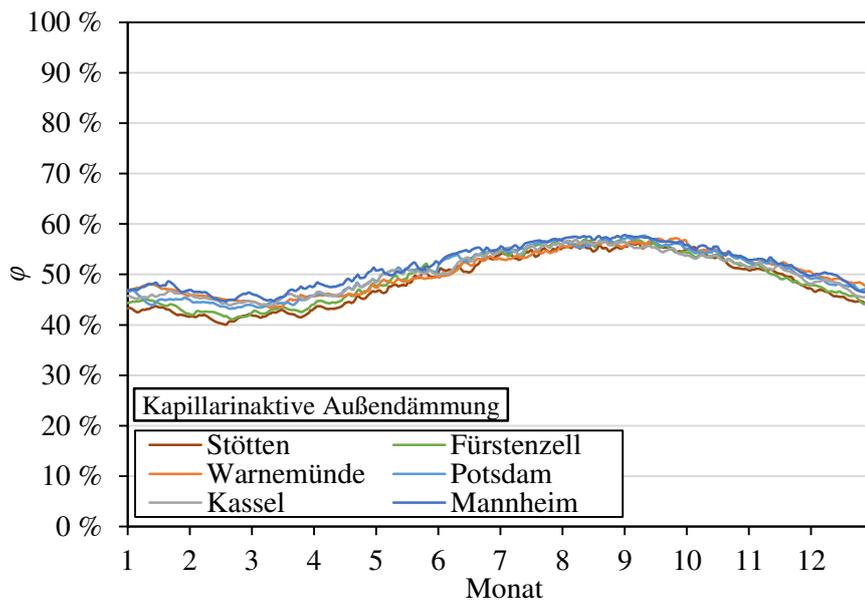


Abbildung 3-8: Feuchtegehalt der Lehm-mauerwerksschicht über den Jahresverlauf für unterschiedliche Klimazonen innerhalb Deutschlands bei einem Wandaufbau mit kapillarinaktiver Außendämmung

Wie bereits in Kapitel 3.5.1.2 festgestellt, bietet eine kapillarinaktive Außendämmung bei korrekter und fehlerfreier Ausführung einen effektiven Schutz gegen äußere Witterungseinflüsse. Abbildung 3-8 zeigt deutlich, dass die Materialfeuchte der Lehm-mauerwerksschicht infolge der fehlenden Flüssigwasserleitfähigkeit sowie des hohen Wasserdampfdiffusionswiderstands der für die Simulationen gewählten Polystyrol-dämmung nicht nennenswert vom Außenklima beeinflusst wird. Unabhängig von der vorherrschenden Schlagregenbeanspruchung oder der äußeren relativen Luftfeuchte liegt der Feuchtegehalt somit ganzjährig in einem moderatem Bereich von $\varphi \approx 40\% - 60\%$. Weiterführende Simulationen haben gezeigt, dass dieser Feuchtebereich auch im Fall kapillarinaktiver Außendämmungen mit geringerem Wasserdampfdiffusionswiderstand in guter Näherung zutreffend ist.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die vorherrschende Schlagregenbeanspruchung bei Wandaufbauten mit kapillaraktiven Innen- oder Außendämmsystemen in Kombination mit einem Außenputz nach DIN EN 13914-1 (2016) einen entscheidenden Einfluss auf den Feuchtegehalt der Lehm-mauerwerksschicht ausübt. Um diesen Effekt bei der Traglastberechnung druckbeanspruchter Lehm-mauerwerkswände in Abhängigkeit der relevanten Einflussparameter (Normalregennmenge, Windgeschwindigkeit und -richtung sowie Wandausrichtung) differenziert berücksichtigen zu können, wird eine zweckmäßige Unterteilung der Schlagregenbeanspruchung anhand der jährlichen Schlagregennmenge R_s vorgeschlagen:

- Niedrige Schlagregenbeanspruchung mit $R_S \leq 200$ mm/a
- Mittlere Schlagregenbeanspruchung mit $200 \text{ mm/a} < R_S \leq 500$ mm/a
- Hohe Schlagregenbeanspruchung mit $R_S > 500$ mm/a

Als repräsentative Klimazonen der jeweiligen Schlagregen­kategorien werden im weiteren Verlauf der vorliegenden Arbeit Kassel (niedrige Schlagregenbeanspruchung mit $R_S = 189,9$ mm/a), Warnemünde (mittlere Schlagregenbeanspruchung mit $R_S = 456,4$ mm/a) und Stötten (hohe Schlagregenbeanspruchung mit $R_S = 1059,6$ mm/a) festgelegt. Die aufgeführten jährlichen Schlagregenmengen der Referenzstandorte beziehen sich dabei jeweils auf eine nach Westen ausgerichtete Wand. Die Schlagregenbeanspruchungen bei abweichender Wandausrichtung sind in Anhang A-2 tabellarisch sowie in Form von standortabhängigen Schlagregenrosen dargestellt. In diesem Kontext sei angemerkt, dass sich bei abweichender Wandausrichtung zudem ein differierendes Trocknungsverhalten infolge unterschiedlicher Solarstrahlungsintensität ergeben kann. Da sich bei Änderung der Wandausrichtung immer sowohl die Schlagregenbeanspruchung als auch die Intensität der Solareinstrahlung ändert, kann man diese beiden Effekte jedoch nicht isoliert voneinander betrachten. Auf Grund des dominierenden Einflusses der Schlagregenbeanspruchung auf den Feuchtegehalt des Lehm­mauerwerks wird hinsichtlich der einwirkenden Solarstrahlung auf eine explizite Unterscheidung der Wandausrichtung verzichtet. Stattdessen werden die bemessungsrelevanten Materialfeuchten an einer nach Westen ausgerichteten Wand ermittelt und vereinfachend auf Wände mit beliebiger Ausrichtung und ähnlicher Schlagregenbeanspruchung übertragen.

Weiterhin konnte anhand der durchgeführten Analysen dargelegt werden, dass bei Anordnung einer intakten kapillarinaktiven Außendämmung auf die obige Unterscheidung der Schlagregenbeanspruchung verzichtet werden kann, da in diesem Fall ein ausreichender Witterungsschutz vorliegt und die Lehm­mauerwerksschicht vor äußerem Flüssigwassereintrag geschützt ist. Diese Annahme kann auch im Fall einer kapillaraktiven Außendämmung getroffen werden, sofern ein wasserabweisender Außenputz gemäß der strengeren Vorgaben nach DIN 4108-3 (2018) vorgesehen wird. Wird die daraus resultierende erhöhte Feuchteschutzwirkung im Rahmen der Traglastermittlung angesetzt, muss jedoch die Intaktheit des Putzsystems über die gesamte Nutzungsdauer des Gebäudes gewährleistet werden.

Unabhängig vom vorhandenen Wandaufbau erscheint eine Untergliederung der Klimazonen anhand der vorherrschenden relativen Außenluftfeuchte auf Grund der geringen zonalen Variation dieses Parameters und der damit nur geringfügig unterschiedlichen Beeinflussung des zu erwartenden Feuchtegehalts einer Lehm­mauerwerkswand nicht notwendig.

3.5.1.4 Innenklima

Zur Analyse des Einflusses verschiedener Innenraumklimata auf den zu erwartenden Feuchtegehalt von Lehm-mauerwerkswänden werden nachfolgend die Ergebnisse hygrothermischer Simulationen mit niedriger, normaler und hoher Feuchtelast im Innenraum nach WTA Merkblatt 6-2 (2014) dargestellt und bewertet. Um darüber hinaus die Interaktion des Innenklimas mit weiteren relevanten Randbedingungen darlegen zu können, werden die Simulationen sowohl für unterschiedliche Außenklimata als auch für verschiedene Dämmsysteme durchgeführt. In Abbildung 3-9 ist zunächst der Einfluss des Innenraumklimas auf den Feuchtegehalt des Lehm-mauerwerks über den Jahresverlauf bei einer mittleren Schlagregenbeanspruchung in Kombination mit einer kapillaraktiven Innen- bzw. Außen-dämmung sowie einer kapillarinaktiven Außendämmung dargestellt.

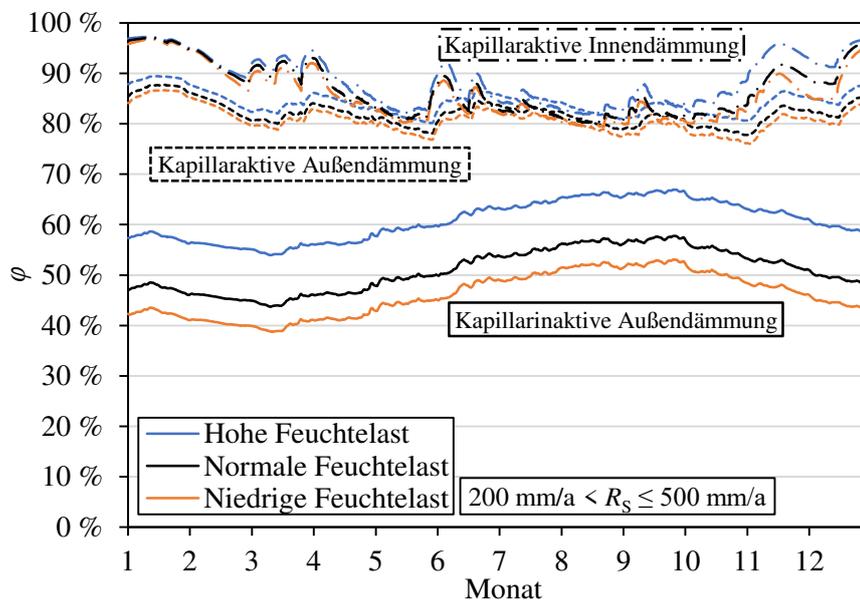


Abbildung 3-9: Feuchtegehalt der Lehm-mauerwerksschicht über den Jahresverlauf für unterschiedliche Feuchtelasten im Innenraum bei einer mittleren Schlagregenbeanspruchung sowie verschiedenen Dämmsystemen

Die Auswertung der Simulationsergebnisse zeigt, dass das Innenraumklima bei einer kapillarinaktiven Außendämmung signifikanten Einfluss auf die Materialfeuchte hat. Auf Grund des erheblich gehemmten Feuchte-austauschs mit der äußeren Umgebungsluft ist die Lehm-mauerwerksschicht durch eine kapillarinaktive Außendämmung nahezu vollständig abgeschirmt von den äußeren klimatischen Einwirkungen, weshalb der Feuchtegehalt vorrangig vom Innenraumklima determiniert wird. Die über den Jahresverlauf konstante Differenz des Feuchtegehalts in Abhängigkeit der Feuchtelast im Innenraum ist dabei konsequenterweise identisch zur Differenz der relativen Raumluftfeuchte der zugrunde liegenden Innenraumklimata (vgl. Anhang A-3).

Bei Betrachtung der Wandaufbauten mit kapillaraktiven Dämmsystemen zeigt sich nur ein geringer Einfluss des Innenraumklimas, da der resultierende Feuchtegehalt innerhalb der

Lehmmauerwerksschicht bei einer mittleren Schlagregenbeanspruchung bereits vorrangig durch das Außenklima determiniert wird. Eine niedrigere Feuchtelast kann in den Wintermonaten zwar dazu führen, dass der aufgenommene Schlagregen teilweise in den Innenraum abgegeben werden kann, dieser geringfügige Trocknungseffekt hat jedoch keine ausschlaggebenden Auswirkungen auf den zu erwartenden Feuchtegehalt.

Da bei Wandaufbauten mit kapillaraktiven Dämmsystemen bereits eine mittlere Schlagregenbeanspruchung den Einfluss des Innenraumklimas nahezu vollständig überlagert, wird eine weitere Untersuchung bei hoher Schlagregenbeanspruchung obsolet, da auch in diesem Fall nicht von einem nennenswerten Einfluss der Feuchtelast im Innenraum auszugehen ist. Um zu überprüfen, ob das Innenraumklima bei niedriger Schlagregenbeanspruchung einen zu berücksichtigenden Einfluss auf den Feuchtegehalt der Lehmmauerwerksschicht aufweist, werden in Abbildung 3-10 die Simulationsergebnisse für diese Randbedingung dargestellt. Da in Kapitel 3.5.1.3 bereits gezeigt werden konnte, dass eine variierende Schlagregenbeanspruchung keinen nennenswerten Einfluss auf den Feuchtegehalt von Wandaufbauten mit kapillarinaktiver Außendämmung hat, werden im nachfolgenden Vergleich aus Gründen der Übersichtlichkeit ausschließlich kapillaraktive Dämmsysteme gegenübergestellt.

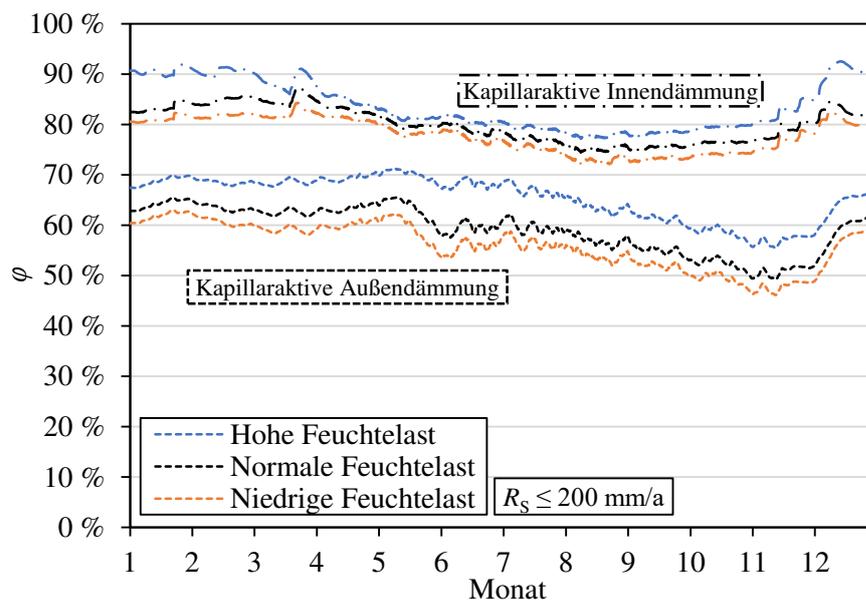


Abbildung 3-10: Feuchtegehalt der Lehmmauerwerksschicht über den Jahresverlauf für unterschiedliche Feuchtelasten im Innenraum bei einer niedrigen Schlagregenbeanspruchung sowie verschiedenen kapillaraktiven Dämmsystemen

Die Simulationsergebnisse zeigen, dass die Feuchtelast im Innenraum im Fall niedriger Schlagregenbeanspruchung einen merklichen Einfluss auf den zu erwartenden Feuchtegehalt der Lehmmauerwerksschicht hat. Insbesondere bei einer innenliegenden Wärmedäm-

mung kann ein trockenes Innenraumklima die in den Wintermonaten auftretenden Feuchtespitzen abschwächen. Auch bei einer kapillaraktiven Außendämmung wird im Fall einer niedrigen Schlagregenbeanspruchung ein gesteigerter Einfluss des Feuchte-austauschs mit dem Innenraumklima ersichtlich, da nur wenig Flüssigwasser von außen in den Wandaufbau eingetragen wird und der resultierende Feuchtegehalt somit nicht mehr ausschließlich von den äußeren klimatischen Randbedingungen dominiert wird.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass das Innenraumklima bei kapillaraktiven Dämmsystemen in Kombination mit einem Außenputz gemäß DIN EN 13914-1 (2016) nur bei niedriger Schlagregenbeanspruchung nennenswerten Einfluss auf den Feuchtegehalt der Lehm-mauerwerksschicht aufweist. Bei mittlerer oder hoher Schlagregenbeanspruchung dominiert dagegen der Einfluss des Außenklimas den Feuchtegehalt des Lehm-mauerwerks. Der Trocknungseffekt infolge niedriger Feuchtelast im Innenraum wirkt sich dabei nicht signifikant auf die zu erwartende Materialfeuchte aus und kann bei der Traglastberechnung somit näherungsweise vernachlässigt werden. Im Gegensatz dazu ist die Lehm-mauerwerksschicht bei Wandaufbauten mit kapillarinaktiver Außendämmung nahezu entkoppelt von den äußeren klimatischen Randbedingungen, weshalb sich in diesem Fall unabhängig von der vorherrschenden Schlagregenbeanspruchung ein erheblicher Einfluss des Innenraumklimas zeigt, welcher in der Traglastberechnung Berücksichtigung finden sollte.

3.5.2 Innenwände

Um den zu erwartenden Feuchtegehalt einer Innenwand aus Lehm-mauerwerk zu untersuchen, werden bei der hygrothermischen Simulation beide Oberflächen des numerischen Wandmodells mit dem Raumklimamodell gemäß WTA Merkblatt 6-2 (2014) belegt. Es sei angemerkt, dass es sich hierbei um eine stark vereinfachte Abbildung der inneren klimatischen Randbedingungen handelt. Da das Innenraumklima stark vom jeweiligen Nutzerverhalten sowie der Raumausstattung beeinflusst wird, ist davon auszugehen, dass es zwischen den Simulationsergebnissen und der tatsächlichen Materialfeuchte infolge der Verwendung eines generalisierten Klimamodells in Einzelfällen zu gesteigerten Diskrepanzen kommen kann. Da es jedoch nicht möglich ist alle eventuell auftretenden Innenraumklimata einzeln zu erfassen, kann der gewählte pauschale Modellierungsansatz zur Approximation des zu erwartenden Feuchtegehalts einer Innenwand aus Lehm-mauerwerk als gerechtfertigt angesehen werden.

Der nachfolgend untersuchte Wandaufbau besteht aus einer Lehm-mauerwerksschicht mit einer Dicke von $t = 0,24$ m, welche beidseitig mit einer Lehmputzschicht der Dicke $d = 0,01$ m verkleidet ist. Die relative Luftfeuchte des Innenraums gemäß WTA Merkblatt 6-2 (2014) wird vereinfachend aus der vorherrschenden Außentemperatur abgeleitet (vgl. Anhang A-3). Aus diesem Grund wird der Simulation im Sinne einer konservativen Ab-

schätzung des Feuchtegehalts des betrachteten Wandaufbaus die Klimazone Mannheim zugrunde gelegt, da diese im Außenbereich die höchste Jahresdurchschnittstemperatur ($\theta = 11,1 \text{ }^\circ\text{C}$) und somit auch die durchschnittlich höchste relative Raumlufffeuchte aller hygrothermischen Referenzjahre aufweist. In Abbildung 3-11 ist der Feuchtegehalt der Lehmmauerwerksschicht über den Jahresverlauf für alle Kombinationsmöglichkeiten der Feuchtelasten in den beiden angrenzenden Innenräumen dargestellt.

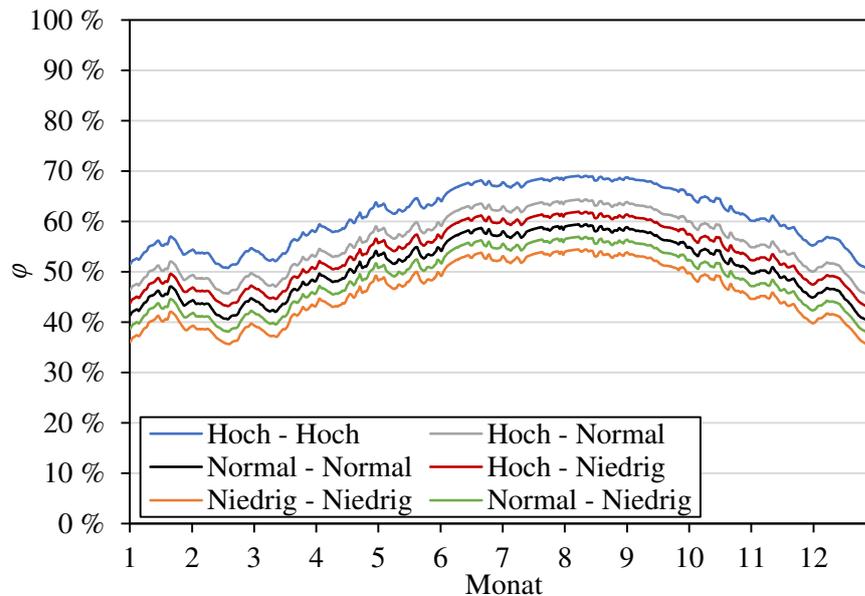


Abbildung 3-11: Feuchtegehalt der Lehmmauerwerksschicht über den Jahresverlauf für verschiedene Feuchtebelegungen der beiden Wandoberflächen am Standort Mannheim

Die Simulationsergebnisse zeigen qualitativ für alle Feuchtelasten simultane Verläufe des Feuchtegehalts innerhalb der Lehmmauerwerksschicht, welche in Abhängigkeit der individuellen Feuchtebelegung lediglich eine Vertikalverschiebung erfahren. Die Unterschiede zwischen den Feuchtegehalten bei identischer Feuchtelast in den beiden angrenzenden Innenräumen entsprechen dabei erwartungsgemäß stets der Diskrepanz zwischen den jeweiligen Raumlufffeuchten der zugrunde liegenden Innenraumklimamodelle. Weiterhin ist festzustellen, dass der Feuchtegehalt bei unterschiedlicher Feuchtelast innerhalb der beiden angrenzenden Innenräume immer mittig zwischen den Ergebnissen der korrespondierenden einheitlichen Feuchtebelegungen liegt. Hierbei ist jedoch anzumerken, dass eine abweichende Feuchtebelegung der beiden Wandoberflächen dazu führt, dass sich die Materialfeuchte ungleichmäßig innerhalb der Lehmmauerwerksschicht verteilt und sich somit ein ausgeprägter Feuchtegradient als bei einer einheitlicher Feuchtebelegung einstellt. Aus diesem Grund sollte bei der Traglastberechnung von Lehmmauerwerksinnenwänden sowohl zwischen der Ausprägung der einwirkenden Feuchtelasten als auch zwischen einer einheitlichen und einer differierenden Feuchtebelegung der beiden Wandoberflächen unterschieden werden.

3.6 Feuchtereferenzprofile praxisüblicher Lehm-mauerwerkskonstruktionen

Ausgehend von den Ergebnissen der durchgeführten Sensitivitätsstudien können im Hinblick auf die zu erwartende Materialfeuchte innerhalb von Lehm-mauerwerkswänden sinnvolle und praxisnahe Fallunterscheidungen identifiziert und zugehörige Feuchtereferenzprofile definiert werden.

Hierzu ist zunächst zwischen einer Außen- und einer Innenwand aus Lehm-mauerwerk zu unterscheiden. Bei letzterer wird der zu erwartende Feuchtegehalt durch die jeweilige Feuchtelast innerhalb der beiden angrenzenden Innenräume determiniert. Es sollte dabei zwischen einer einheitlichen oder gemischten Feuchtebelegung der beiden Wandoberflächen differenziert werden. Da im Fall einer gemischten Feuchtebelegung nicht unterschieden werden muss, an welcher Wandseite die höhere Feuchtelast angesetzt wird, ergeben sich für eine Innenwand folglich sechs verschiedene Feuchtereferenzprofile.

Bei einer Außenwand wird zunächst zwischen einer außenliegenden und einer innenliegenden Wärmedämmung unterschieden. Bei letzterer wird zum besseren Abtransport der Bauteilfeuchte in Richtung des Innenraums die Verwendung eines kapillaraktiven Dämmstoffs vorausgesetzt. Zudem erfolgt bei einer Außenwand mit Innendämmung eine Differenzierung zwischen niedriger und mittlerer Schlagregenbeanspruchung. Eine hohe Schlagregenbeanspruchung würde bei diesem Wandaufbau zu einer erheblichen Durchfeuchtung des Lehm-mauerwerks führen und ist daher für tragende Anwendungsfälle auszuschließen. Im Fall einer niedrigen Schlagregenbeanspruchung besitzt das Innenraumklima zudem einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf den Feuchtegehalt des Lehm-mauerwerks, weshalb hierbei zusätzlich eine Unterscheidung bezüglich der Feuchtelast im Innenraum zu treffen ist. Bei mittlerer Schlagregenbeanspruchung wird der Feuchtegehalt der Konstruktion durch die äußeren klimatischen Randbedingungen dominiert, wodurch eine Berücksichtigung der Feuchtelast im Innenraum obsolet wird. Es ergeben sich bei einer Außenwand mit kapillaraktiver Innendämmung somit vier verschiedene Feuchtereferenzprofile.

Bei einer Außenwand mit außenliegendem Wärmedämmverbundsystem ist eingangs zwischen einem kapillaraktiven Dämmstoff mit einer kurzzeitigen Wasseraufnahme von $W_p > 0,5 \text{ kg/m}^2$ und einem kapillarinaktiven Dämmstoff mit einer kurzzeitigen Wasseraufnahme von $W_p \leq 0,5 \text{ kg/m}^2$ gemäß DIN EN ISO 29767 (2019) zu unterscheiden. Eine intakte kapillarinaktive Dämmung schützt das Lehm-mauerwerk dabei effektiv gegen einwirkenden Schlagregen, weshalb der zu erwartende Feuchtegehalt in diesem Fall hauptsächlich durch das Innenraumklima und nicht durch die äußeren klimatischen Randbedingungen beeinflusst wird. Bei einer kapillaraktiven Außendämmung in Kombination mit einem Außenputz nach DIN EN 13914-1 (2016) muss die vorherrschende Schlagregenbeanspruchung auf Grund des resultierenden Flüssigwassertransports von der Wandaußenseite ins Innere des Wandquerschnitts jedoch zwingend Berücksichtigung finden. Das Au-

Benklima stellt in diesem Fall bei mittlerer bis starker Schlagregenbeanspruchung den dominierenden Einflussparameter der Materialfeuchte innerhalb der Lehm-mauerwerksschicht dar, weshalb das vorherrschende Innenraumklima in diesen Fällen von untergeordneter Bedeutung ist und somit vernachlässigt werden kann. Bei niedriger Schlagregenbeanspruchung wirkt sich das Innenraumklima dagegen merklich auf den Feuchtegehalt des Lehm-mauerwerks aus und sollte daher berücksichtigt werden. Es ergeben sich folglich fünf Feuchtereferenzprofile für Lehm-mauerwerkswände mit kapillaraktiver Außendämmung und drei Feuchtereferenzprofile für Wandaufbauten mit kapillarinaktiver Außendämmung.

Wird eine Außenwand mit kapillaraktiver Außendämmung abweichend zu der in dieser Arbeit getroffenen Annahme nicht mit einem Außenputz nach DIN EN 13914-1 (2016), sondern mit einem wasserabweisenden Außenputz gemäß DIN 4108-3 (2018) versehen, können auf Grund des erhöhten Schlagregenschutzes im Rahmen der Traglastermittlung näherungsweise die Feuchtereferenzprofile der kapillarinaktiven Außendämmung zugrunde gelegt werden. In diesem Fall ist jedoch sicherzustellen, dass die erhöhte Feuchteschutzwirkung des Außenputzes über die gesamte Nutzungsdauer erhalten bleibt und nicht durch Rissbildung, Abplatzungen oder andere Beschädigungen beeinträchtigt wird.

Durch die soeben erläuterten Feuchtereferenzprofile wird mit Hilfe einer überschaubaren Anzahl von Fallunterscheidungen ein Großteil aller praxisrelevanter Feuchtezustände tragender Lehm-mauerwerkswände abgedeckt. Die verschiedenen Feuchtereferenzprofile können im weiteren Verlauf der vorliegenden Arbeit in das zu entwickelnde Bemessungskonzept integriert werden und ermöglichen so die unkomplizierte Berücksichtigung unterschiedlicher Materialfeuchten. Eine strukturierte Gliederung sowie eine Nummerierung der insgesamt 18 verschiedenen Feuchtereferenzprofile sind in Abbildung 3-12 dargestellt. Diese Übersicht kann ebenfalls Anhang A-8 in vergrößerter Form entnommen werden.

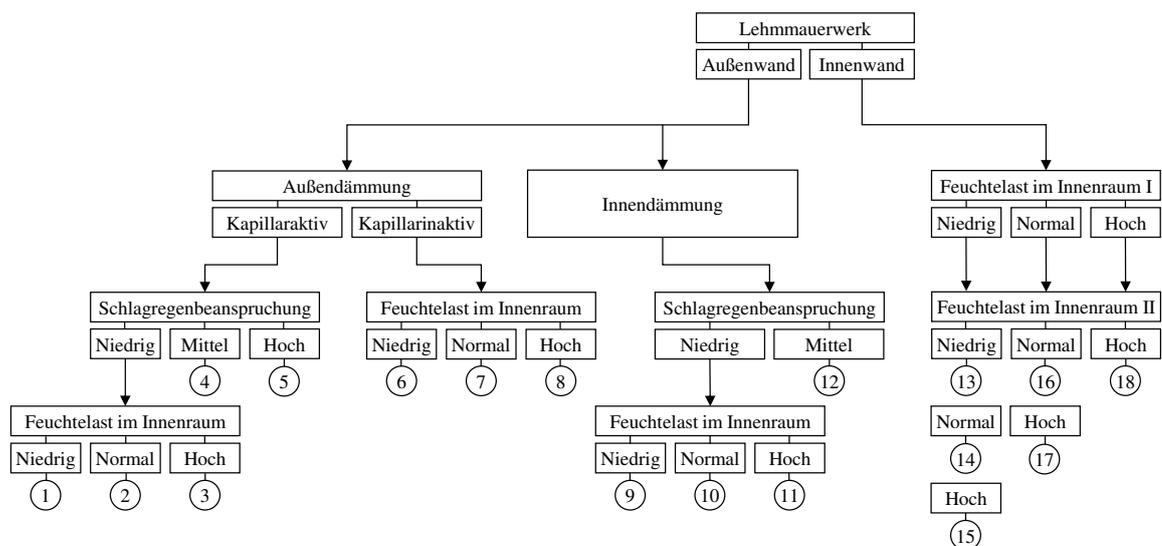


Abbildung 3-12: Gliederung und Nummerierung der Feuchtereferenzprofile

Wie bereits in Kapitel 3.5.1.3 erläutert, basiert die vorgenommene Untergliederung der Schlagregenbeanspruchung auf der jährlichen Schlagregenmenge R_s gemäß DIN EN ISO 15927-3 (2009). Die Einteilung wird dabei wie folgt festgesetzt:

- Niedrige Schlagregenbeanspruchung mit $R_s \leq 200$ mm/a
- Mittlere Schlagregenbeanspruchung mit $200 \text{ mm/a} < R_s \leq 500$ mm/a
- Hohe Schlagregenbeanspruchung mit $R_s > 500$ mm/a

Für die Wahl eines passenden Feuchtereferenzprofils kann die vorherrschende Schlagregenbeanspruchung in Abhängigkeit des individuellen Standorts des nachzuweisenden Lehm-mauerwerks sowie der zugehörigen Wandausrichtung mit Hilfe einer in Anhang A-2 aufgeführten Tabelle bestimmt werden.

Weiterhin wird hinsichtlich des Innenraumklimas gemäß WTA Merkblatt 6-2 (2014) zwischen niedriger, normaler und hoher Feuchtelast differenziert. Um die Zuordnung zu vereinfachen, sind nachfolgend übliche Raumnutzungsarten für die jeweilige Feuchtebelegung beispielhaft angegeben.

- Niedrige Feuchtelast: Büro- und Verkaufsräume
- Mittlere Feuchtelast: Wohnräume (inklusive Küche und Bad)
- Hohe Feuchtelast: Wäschereien, Großküchen

In Abbildung 3-13 werden ausgewählte Feuchtereferenzprofile für unterschiedliche Anwendungsfälle exemplarisch demonstriert. Die dargestellten Feuchteprofile stellen dabei die Feuchteverteilung in Abhängigkeit der bezogenen Querschnittskoordinate z/t zum Zeitpunkt des maximalen Feuchtegehalts innerhalb der Lehm-mauerwerksschicht dar. Zur Wahrung der Übersichtlichkeit sind alle Feuchteprofile zum Zeitpunkt des maximalen sowie des minimalen Feuchtegehalts innerhalb der Lehm-mauerwerksschicht in Form von graphischen Einzeldarstellungen ergänzend in Anhang A-10 sowie tabellarisch in Anhang A-11 abgebildet. Weiterhin sind in Anhang A-9 die zugrunde liegenden Simulationsrandbedingungen jedes einzelnen Feuchtereferenzprofils aufgeführt.

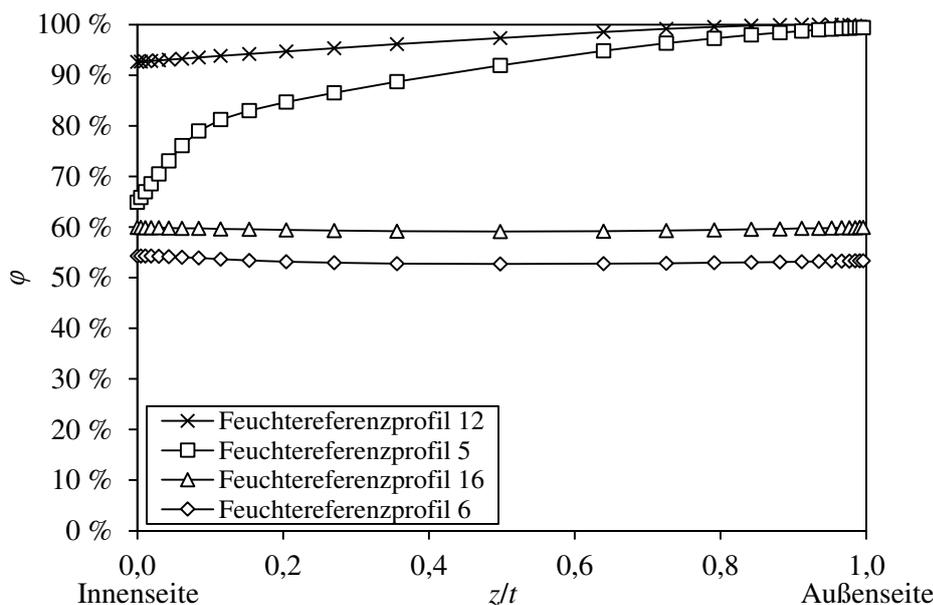


Abbildung 3-13: Gegenüberstellung ausgewählter Feuchtereferenzprofile zum Zeitpunkt des maximalen Feuchtegehalts innerhalb des Lehm-mauerwerks

Durch den exemplarischen Vergleich einzelner Feuchtereferenzprofile wird deutlich, dass der Verlauf der Feuchteverteilung innerhalb des Lehm-mauerwerks erheblich variieren kann und entscheidend vom vorliegenden Anwendungsfall beeinflusst wird. Bei einer Außenwand mit Innendämmung und mittlerer Schlagregenbeanspruchung (vgl. Feuchtereferenzprofil 12) nimmt die Materialfeuchte in Richtung der Wandaußenseite ($z/t = 1$) beispielsweise nahezu linear zu, wohingegen sich im Fall eines außenliegenden kapillaraktiven Wärmedämmverbundsystems (vgl. Feuchtereferenzprofil 5) ein deutlich nichtlinearer Feuchteverlauf ergibt. Bei Anwendungsfällen in denen die Materialfeuchte des Lehm-mauerwerks vorrangig vom Innenraumklima determiniert wird (vgl. Feuchtereferenzprofile 6 und 16), ist der Feuchteverlauf dagegen annähernd konstant. Die ausgeprägte Variabilität der Feuchteverläufe innerhalb einer Lehm-mauerwerkswand gilt es bei der realitätsnahen Ermittlung der Tragfähigkeit druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks somit in Abhängigkeit der vorliegenden Randbedingungen adäquat zu berücksichtigen.

3.7 Näherungsfunktion für nichtlineare Feuchteprofile

Um eine möglichst flexible Anwendbarkeit des im weiteren Verlauf der vorliegenden Arbeit zu entwickelnden Traglastmodells zu gewährleisten, ist es zielführend den Verlauf der Materialfeuchte über den Lehm-mauerwerksquerschnitt mit Hilfe einer allgemeinen mathematischen Funktion zu approximieren. Somit können bei der Traglastberechnung auch von den anwendungsfallbezogenen Feuchtereferenzprofilen abweichende Feuchteverläufe individuell berücksichtigt werden. Zur allgemeinen Näherung eines beliebigen Feuchteprofils wird als Ansatzfunktion eine kubische Polynomfunktion in Abhängigkeit der bezoge-

nen Querschnittskordinate in Wanddickenrichtung z/t gewählt. Zur individuellen Anpassung dieser Näherungsfunktion müssen die Materialfeuchten an den beiden Rändern sowie der Mitte des Lehm-mauerwerksquerschnitts bekannt sein. Im Zuge der Traglastberechnung wird die Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand mit φ_1 , die Materialfeuchte am weniger gestauchten Querschnittsrand mit φ_2 und die Kernfeuchte des Querschnitts mit φ_3 bezeichnet. Da die Materialfeuchte in der vorliegenden Arbeit einheitlich mit der äquivalenten relativen Luftfeuchte angegeben wird, ist die Näherungsfunktion für $0 \% \leq \varphi(z/t) \leq 100 \%$ definiert. Neben den drei frei wählbaren Stützstellen der Approximation wird als weitere Randbedingung unterstellt, dass der Feuchteverlauf in Querschnittsmitte ($z/t = 0,5$) konstant ist. Da Lehm-mauerwerkswände auf Grund ihrer verhältnismäßig geringen Festigkeits- und Verformungseigenschaften meist mit erhöhter Wanddicke geplant und ausgeführt werden, ist davon auszugehen, dass sich dynamische Feuchteänderungen an den Oberflächen des Querschnitts nur verzögert auf den Feuchteverlauf in der Querschnittsmitte auswirken und an dieser Stelle im Regelfall ein annähernd konstanter Feuchtegradient zu erwarten ist. Diese Überlegungen werden bei Betrachtung der Feuchtereferenzprofile aus Kapitel 3.6 bereits bei einer dort zugrunde liegenden Wanddicke von $t = 24$ cm für die meisten Anwendungsfälle bestätigt.

Die Randbedingungen der Näherungsfunktion des Feuchteverlaufs lauten somit folgendermaßen:

$$\varphi\left(\frac{z}{t} = 0\right) = \varphi_1 \quad (3-1)$$

$$\varphi\left(\frac{z}{t} = 0,5\right) = \varphi_3 \quad (3-2)$$

$$\varphi\left(\frac{z}{t} = 1\right) = \varphi_2 \quad (3-3)$$

$$\varphi'\left(\frac{z}{t} = 0,5\right) = 0 \quad (3-4)$$

Aus diesen vier Randbedingungen lässt sich die kubische Approximationsgleichung eines nichtlinearen Feuchteprofils formulieren:

$$\begin{aligned} \varphi\left(\frac{z}{t}\right) = 4 \cdot \left[(-\varphi_1 + \varphi_2) \cdot \left(\frac{z}{t}\right)^3 + (2 \cdot \varphi_1 - \varphi_2 - \varphi_3) \cdot \left(\frac{z}{t}\right)^2 \right] \\ + (-5 \cdot \varphi_1 + \varphi_2 + 4 \cdot \varphi_3) \cdot \left(\frac{z}{t}\right) + \varphi_1 \end{aligned} \quad (3-5)$$

Um die Unterschiede zwischen den Materialfeuchten an den Stützstellen der Näherungsfunktion übersichtlich angeben zu können, wird die Differenz zwischen der Materialfeuchte in Querschnittsmitte φ_3 und der Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand φ_1 im weiteren Verlauf der vorliegenden Arbeit gemäß Gl. (3-6) mit $\Delta\varphi_{3-1}$ bezeichnet.

$$\Delta\varphi_{3-1} = \varphi_3 - \varphi_1 \quad (3-6)$$

Analog dazu erfolgt die Angabe der Differenz zwischen der Randfeuchte am weniger gestauchten Querschnittsrand φ_2 und der Randfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand φ_1 gemäß Gl. (3-7) mit der Variable $\Delta\varphi_{2-1}$.

$$\Delta\varphi_{2-1} = \varphi_2 - \varphi_1 \quad (3-7)$$

Der qualitative Verlauf der Näherungsfunktion ist in Abbildung 3-14 in Abhängigkeit der bezogenen Querschnittskoordinate z/t exemplarisch veranschaulicht.

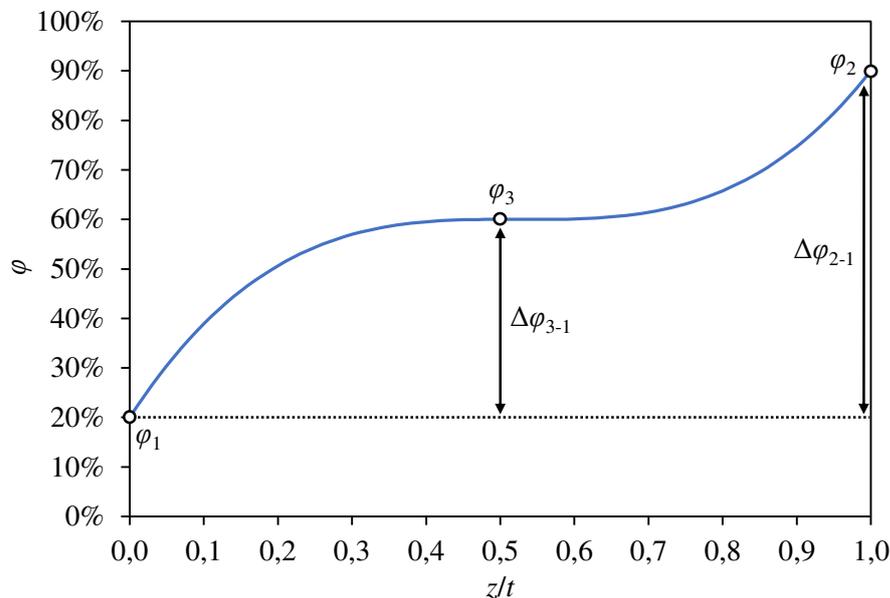


Abbildung 3-14: Exemplarische Darstellung der kubischen Näherungsfunktion des Feuchteverlaufs innerhalb eines Lehm-mauerwerksquerschnitts

In Tabelle 3-4 sind die Materialfeuchten an den beiden Querschnittsrändern φ_1 und φ_2 , die Materialfeuchte in der Querschnittsmitte φ_3 sowie die zugehörigen Differenzwerte $\Delta\varphi_{3-1}$ und $\Delta\varphi_{2-1}$ der in Kapitel 3.6 hergeleiteten Feuchtereferenzprofile dargestellt. Um im Zuge der Traglastberechnung auf eine Fallunterscheidung hinsichtlich der Lage des stärker gestauchten Querschnittsrands verzichten zu können, wird hierbei auf der sicheren Seite liegend unterstellt, dass der Querschnittsrand mit der höheren Materialfeuchte stets auf der lastzugewandten Seite liegt ($\varphi_1 > \varphi_2$). Durch diese Annahme wird eine explizite Unterscheidung hinsichtlich des Vorzeichens der Momentenbeanspruchung obsolet.

Tabelle 3-4: Materialfeuchten an den beiden Querschnittsrändern und in der Querschnittsmitte sowie zugehörige Differenzwerte der einzelnen Feuchtereferenzprofile

Feuchtereferenzprofil	φ_1 in %	φ_3 in %	φ_2 in %	$\Delta\varphi_{3-1}$ in %	$\Delta\varphi_{2-1}$ in %
1	73,2	61,8	52,9	-11,4	-20,3
2	74,4	65,1	57,9	-9,3	-16,5
3	76,0	70,6	67,8	-5,5	-8,3
4	98,4	90,2	53,0	-8,2	-45,3
5	99,4	92,0	64,9	-7,5	-34,5
6	54,3	52,7	53,3	-1,5	-0,9
7	59,3	57,4	57,8	-1,9	-1,5
8	69,3	66,6	66,4	-2,8	-3,0
9	94,8	81,7	80,6	-13,1	-14,2
10	93,8	85,8	84,4	-8,0	-9,3
11	94,4	92,2	91,1	-2,2	-3,3
12	99,2	97,3	92,6	-1,9	-6,6
13	54,9	54,2	54,9	-0,8	0,0
14	59,8	56,6	55,0	-3,1	-4,7
15	69,5	61,6	55,3	-7,9	-14,2
16	59,9	59,1	59,9	-0,8	0,0
17	69,6	64,0	60,2	-5,6	-9,5
18	69,8	68,8	69,8	-1,0	0,0

3.8 Zusammenfassung

Innerhalb dieses Kapitels wurde der Feuchtegehalt sowie die Feuchteverteilung innerhalb praxisrelevanter Lehm-mauerwerkskonstruktionen unter variierenden Randbedingungen mittels instationärer, numerischer Simulationen analysiert. Hierzu wurde in Kooperation mit dem Institut für Bauklimatik der Technischen Universität Dresden ein hygrothermisches Materialmodell eines tragenden Lehm-vollsteins kalibriert. Anschließend erfolgte eine Gegenüberstellung der hygrothermischen Materialeigenschaften des modellierten Lehmsteins mit der in Kapitel 2.4.4 erstellten Literaturliteraturdatenbank, um die Repräsentativität des Materialmodells für das allgemeine hygrothermische Materialverhalten un-stabilisierten Lehm-mauerwerks aufzuzeigen. Im Anschluss wurde das Materialmodell verwendet, um den im eingeschwungenen Feuchtezustand zu erwartenden Feuchtegehalt innerhalb verschiedener Lehm-mauerwerkskonstruktionen mittels hygrothermischer Simulationen unter Berücksichtigung praxisrelevanter Randbedingungen abzuschätzen.

Basierend auf den generierten Ergebnissen konnten maßgebende Einflussparameter des Feuchtegehalts von Lehm-mauerwerkswänden identifiziert werden. Hierbei handelt es sich vorrangig um die klimatischen Randbedingungen, wie die Schlagregenbeanspruchung oder die Feuchtebelegung im Innenraum, sowie diverse Spezifikationen des Wandaufbaus, wie

beispielsweise die Art des Wärmedämmverbundsystems. Vergleichsweise geringen Einfluss auf den zu erwartenden Feuchtegehalt einer Lehmmauerwerkswand haben dagegen die Dicken der einzelnen Bauteilschichten, sofern diese in praxisrelevanten Größenordnungen gewählt werden.

Durch eine zweckmäßige Untergliederung der relevanten Einflussparameter konnten mit Hilfe hygrothermischer Simulationen 18 verschiedene Feuchtereferenzprofile erzeugt werden, welche die meisten bemessungsrelevanten Feuchtezustände aller praxisrelevanter Anwendungsfälle tragender Lehmmauerwerkskonstruktionen innerhalb Deutschlands abdecken. Diese Feuchtereferenzprofile dienen im weiteren Verlauf der vorliegenden Arbeit als Grundlage für die Erarbeitung eines anwendungsfreundlichen Bemessungskonzepts druckbeanspruchter Lehmmauerwerkswände.

Um neben den standardisierten Feuchtereferenzprofilen auch abweichende Feuchtezustände im Rahmen der Traglastermittlung flexibel berücksichtigen zu können, erfolgte weiterhin die Herleitung einer analytischen Näherungsgleichung zur allgemeinen Beschreibung eines nichtlinearen Feuchteprofils. Mit Hilfe der dazu verwendeten kubischen Polynomfunktion ist es möglich, eine beliebige Feuchteverteilung bei alleiniger Kenntnis der Materialfeuchte an den Querschnittsrändern sowie in der Querschnittsmitte mathematisch zu approximieren. Infolge der vielfältigen Anwendungs- und Nutzungsarten von Lehmmauerwerksgebäuden und der damit einhergehenden Variabilität bemessungsrelevanter Feuchteprofile ist diese Möglichkeit von entscheidender Bedeutung, um die Anwendbarkeit des zu erarbeitenden Traglast- sowie Bemessungsmodells möglichst universal und unabhängig von den spezifischen Feuchtereferenzprofilen zu gestalten.

4 EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN ZUR KLIMAABHÄNGIGKEIT DER FESTIGKEITS- UND VERFORMUNGSEIGENSCHAFTEN

4.1 Einführung

In diesem Kapitel werden experimentelle Untersuchungen zur Klimaabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks und seiner Komponenten dokumentiert und analysiert. Vorrangiges Ziel der durchgeführten Versuchsreihe ist es, den Einfluss variierender klimatischer Randbedingungen auf den Verlauf der Druckspannungs-Dehnungs-Beziehungen von Lehmsteinen, Lehm-mauermörtel und Lehm-mauerwerk sowie auf die resultierenden bemessungsrelevanten Festigkeits- und Verformungseigenschaften, wie die Druckfestigkeit und den Elastizitätsmodul, zu quantifizieren. Im Zuge der experimentellen Analysen werden die mechanischen Materialeigenschaften der untersuchten Lehmbaustoffe daher nach Konditionierung bei verschiedenen relativen Luftfeuchten sowie bei unterschiedlichen Umgebungstemperaturen ermittelt und ausgewertet.

Der Hauptfokus der experimentellen Untersuchungen liegt auf der detaillierten Analyse der Feuchteabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften. Um diese im Rahmen der Entwicklung eines wirklichkeitsnahen Traglastmodells adäquat berücksichtigen zu können, werden geeignete Approximationsgleichungen zur feuchteabhängigen Modifikation der relevanten Materialeigenschaften entwickelt. Diese Näherungsgleichungen werden zudem mit Hilfe der in Kapitel 2.4.3 aufbereiteten Literaturdaten validiert. Die gewonnenen Erkenntnisse bilden im weiteren Verlauf der vorliegenden Arbeit die essentielle Grundlage zur Entwicklung eines repräsentativen Material- und Traglastmodells für druckbeanspruchtes Lehm-mauerwerk unter Berücksichtigung nichtlinearer Feuchteprofile.

Zur experimentellen Ermittlung der Festigkeits- und Verformungseigenschaften bei verschiedenen Umgebungsklimata ist eine vorherige Konditionierung der Probekörper unabdingbar. Hierzu werden die zu untersuchenden Lehmbaustoffe bis zum Erreichen ihrer Massekonstanz in einem Klimaschrank gelagert, welcher es bei einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50\%$ ermöglicht, die vorherrschende Temperatur in einem Bereich von $10\text{ °C} \leq \theta \leq 95\text{ °C}$ mit einer Abweichung von maximal $\theta \pm 1,3\text{ °C}$ zu regulieren. Weiterhin kann die relative Luftfeuchte innerhalb des Klimaschranks bei einer Temperatur von $\theta = 23\text{ °C}$ in einem Bereich von $35\% \leq \varphi \leq 98\%$ mit einer Abweichung von maximal $\varphi \pm 2,5\%$ justiert werden. Um relative Luftfeuchten außerhalb des Regelungsbereichs des Klimaschranks zu generieren, werden gesättigte Salzlösungen gemäß DIN EN ISO 12571 (2013) Anhang A verwendet. Das Einstellen einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 20\%$ erfolgt demzufolge mit Hilfe des Salzes Kaliumacetat ($\text{C}_2\text{H}_3\text{KO}_2$), wohingegen für eine relative Luftfeuchte von $\varphi = 5\%$ das Trockensalz Calciumchlorid (CaCl_2) verwendet wird.

Gemäß DIN 18945 (2018) und DIN 18946 (2018) gilt die Massekonstanz eines Lehmprobekörpers als erreicht, wenn sich dessen Masse innerhalb von 24 Stunden um nicht mehr als 0,2 % verändert. Dieser Grenzwert wurde bei allen Probekörpern spätestens nach einer einwöchigen Lagerung innerhalb des gewünschten Umgebungsklimas eingehalten. Im Rahmen der nachfolgenden Auswertungen wird unterstellt, dass sich nach Erreichen der Massekonstanz ein stetiger Feuchtegehalt innerhalb des Baustoffs eingestellt hat. Daraus folgt, dass die angegebenen relativen Konditionierungsluftfeuchten äquivalent zum Feuchtegehalt der untersuchten Lehmstoffe sind. Um einen Feuchteausgleich mit der Außenluft nach Abschluss der Konditionierung zu verhindern, werden alle Probekörper nach der Entnahme aus dem Klimaschrank bis zum Prüfzeitpunkt mit einer diffusionsdichten Folie umwickelt. Die Druckprüfungen erfolgen anschließend unter zentrischem Druck mit einer einheitlichen weggesteuerten Belastungsgeschwindigkeit von 0,002 mm/s. Der Elastizitätsmodul wird bei allen untersuchten Lehmstoffen als Sekantenmodul bei einem Lastniveau in Höhe eines Drittels der Druckfestigkeit ermittelt.

Um die Klimaabhängigkeit der untersuchten Lehmstoffe optimal analysieren zu können, ergeben sich bei der Wahl der Probekörpergeometrien sowie bei der Festlegung der Prüfabläufe vereinzelt Abweichungen gegenüber den normativen Vorgaben. Den Absolutwerten der generierten Prüfergebnisse fehlt somit die direkte Vergleichbarkeit mit normativ ermittelten Materialkennwerten, weshalb nachfolgend auf deren Darstellung gänzlich verzichtet wird. Stattdessen erfolgt im Zuge der Ergebnisauswertung eine Normierung mit den experimentell bestimmten Mittelwerten des jeweiligen Materialkennwerts bei einer Temperatur von $\theta = 23 \text{ °C}$ und einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \text{ %}$. Wie bereits in Kapitel 2.4.3.2 erläutert, wird hierdurch der Einfluss des Umgebungsklimas auf die Festigkeits- und Verformungseigenschaften der untersuchten Lehmstoffe unmittelbar und unabhängig von anderen Einflussfaktoren ersichtlich. Ein weiterer Vorteil dieser Normierung besteht darin, dass das gewählte Referenzklima dem normativen Konditionierungsklima für Lehmstoffe gemäß DIN 18945 (2018) und DIN 18946 (2018) entspricht, weshalb die normierten Versuchsergebnisse als direkte Modifikationsfaktoren für normativ ermittelte Materialkennwerte in Abhängigkeit der vorherrschenden klimatischen Umgebungsbedingungen angesehen werden können.

4.2 Lehmsteine

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden sowohl formgeschlagene als auch stranggepresste Lehmsteine experimentell untersucht. Bei beiden Lehmsteinen handelt es sich um Vollsteine im Normalformat. Der formgeschlagene Lehmstein (Lehmstein I) ist gemäß DIN 18945 (2018) der Anwendungsklasse Ib zuzuordnen und somit für die Herstellung durchgängig verputzten Außenmauerwerks geeignet. Bei dem stranggepressten Lehmstein (Lehmstein II) handelt es sich um einen Grünling, welcher auf Grund seines höheren Tonanteils in die Anwendungsklasse II einzuordnen ist und somit eine ausgeprägtere Anfälligkeit gegenüber Einwirkungen von Flüssigwasser aufweist. Infolge dessen darf Lehmstein II ausschließlich für konstruktiv witterungsgeschütztes Außenmauerwerk oder Innenmauerwerk verwendet werden. Gemäß der Herstellerangaben ist die Verwendung von Lehmstein I für die Herstellung von tragenden Bauteilen zulässig, wohingegen Lehmstein II offiziell nicht für den Einsatz in tragenden Konstruktionen klassifiziert ist. Alle relevanten Herstellerangaben der untersuchten Lehmsteine sind in Tabelle 4-1 zusammengefasst.

Tabelle 4-1: Herstellerangaben der untersuchten Lehmsteine

Bezeichnung	Format	Lochung	Herstellungsart	Rohdichte- klasse	Druckfestigkeits- klasse	Anwendungsklasse
Lehmstein I	NF	Vollstein	formgeschlagen	2,0	2	Ib (tragend)
Lehmstein II			stranggepresst	1,8	-	II (nicht tragend)

Durch die nachfolgende Gegenüberstellung der Feuchteabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften zweier Lehmsteine unterschiedlicher Anwendungsklassen kann neben der allgemeinen Analyse des Feuchteinflusses zusätzlich eine Aussage darüber getroffen werden, ob die normativen Anwendungsklassen ausschließlich die Anfälligkeit der Lehmsteine gegenüber Kontakt mit Flüssigwasser definieren oder ob sich darüber auch Rückschlüsse über die Feuchteabhängigkeit der Materialeigenschaften im hygroskopischen Feuchtebereich ziehen lassen.

Bei der Probekörpervorbereitung werden die Lehmsteine zunächst längsseitig halbiert, was zu einer planmäßigen Probekörpergeometrie von $120 \times 115 \times 71 \text{ mm}^3$ führt. Zur Beseitigung von Unebenheiten der Lasteinleitungsflächen werden diese im Anschluss planparallel geschliffen. Daraufhin werden die Prüfserien, bestehend aus jeweils drei Probekörpern der Lehmsteine I und II, bei einer konstanten Temperatur von $\theta = 23 \text{ °C}$ in Kombination mit vier unterschiedlichen Luftfeuchten ($\varphi = 20 \text{ %}$, $\varphi = 50 \text{ %}$, $\varphi = 80 \text{ %}$, $\varphi = 95 \text{ %}$) konditioniert. Das Erreichen der Massekonstanz wird dabei durch die vorherige Halbierung der Lehmsteine beschleunigt, sodass die Konditionierung bei jeder der untersuchten Luftfeuchten in weniger als einer Woche abgeschlossen war. In Abbildung 4-1 ist jeweils ein Probekörper des formgeschlagenen Lehmsteins I sowie des stranggepressten Lehmsteins II exemplarisch dargestellt.



Abbildung 4-1: Probekörper des Lehmsteins I (rechts) und des Lehmsteins II (links)

Auf Grund der geringen Probekörperhöhe erfolgt die Ermittlung der vertikalen Dehnungen mit Hilfe eines Seilzugwegaufnehmers, welcher am unteren Druckstempel der Prüfmaschine befestigt wird. Die Messwerte werden zusätzlich mit Hilfe des internen Wegaufnehmers der Prüfmaschine validiert. Die Druckfestigkeit der Lehmsteine wurde bei allen durchgeführten Prüfungen nach circa 5 – 11 Minuten erreicht.

Um den Einfluss der relativen Luftfeuchte auf die Festigkeits- und Verformungseigenschaften der Lehmsteine geeignet abzubilden, werden die experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Linien in Abbildung 4-2 und Abbildung 4-4 normiert dargestellt. Wie in Kapitel 4.1 bereits erläutert, dienen der bei einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50\%$ und einer Temperatur von $\theta = 23\text{ °C}$ bestimmte Mittelwert der Steindruckfestigkeit $f_{b,50\%}$ sowie der Mittelwert der zugehörigen Dehnung $\varepsilon_{f,50\%}$ als Referenzwerte.

Weiterhin werden die aus den normierten Spannungs-Dehnungs-Linien abgeleiteten bezogenen Mittelwerte der Druckfestigkeit $f_b/f_{b,50\%}$, des Elastizitätsmoduls $E_b/E_{b,50\%}$ sowie der Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit $\varepsilon_f/\varepsilon_{f,50\%}$ in Abbildung 4-3 und Abbildung 4-5 in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte dargestellt. Die Fehlerindikatoren kennzeichnen dabei den Bereich einer Standardabweichung ober- und unterhalb des Mittelwerts der jeweiligen Prüfserie. Bei Prüfserien ohne erkennbaren Fehlerindikator beträgt die Standardabweichung der Prüfergebnisse weniger als 0,05. Die tabellierten Einzelwerte der normierten Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Lehmstein I und Lehmstein II können Anhang B-1 entnommen werden. Weiterhin sind isolierte Darstellungen der zu den einzelnen Konditionierungsklimata gehörenden Spannungs-Dehnungs-Linien in Anhang B-2 dargestellt.

4 Experimentelle Untersuchungen zur Klimaabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften

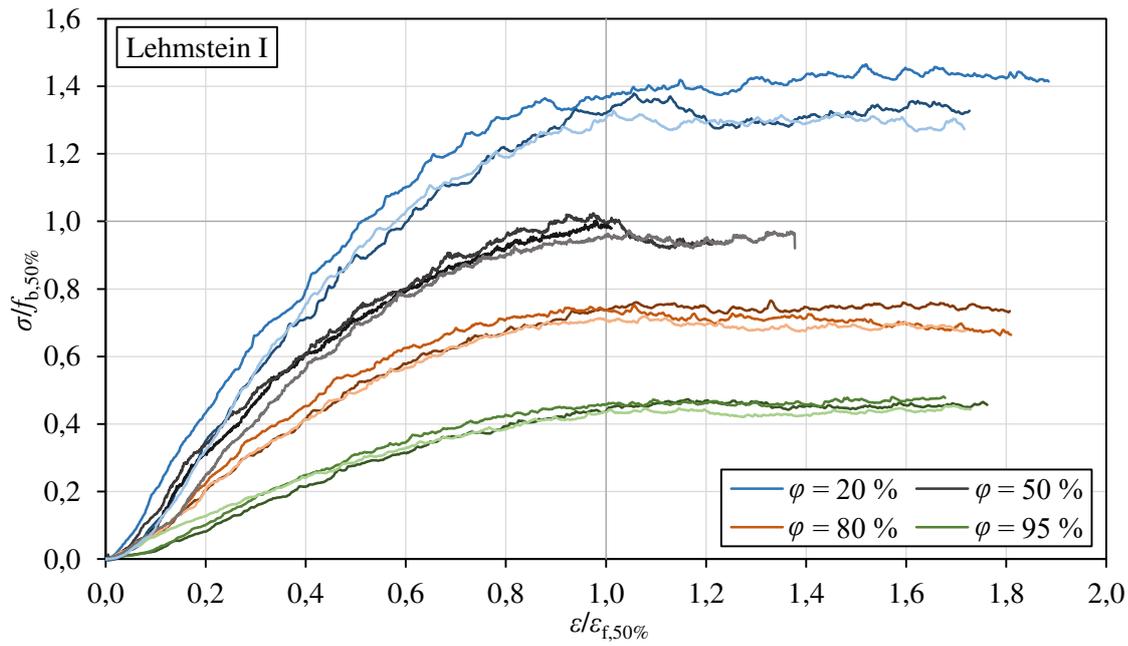


Abbildung 4-2: Experimentell ermittelte Spannungs-Dehnungs-Beziehungen des Lehmsteins I bei variierender relativer Luftfeuchte φ und einer konstanten Temperatur von $\theta = 23\text{ }^\circ\text{C}$

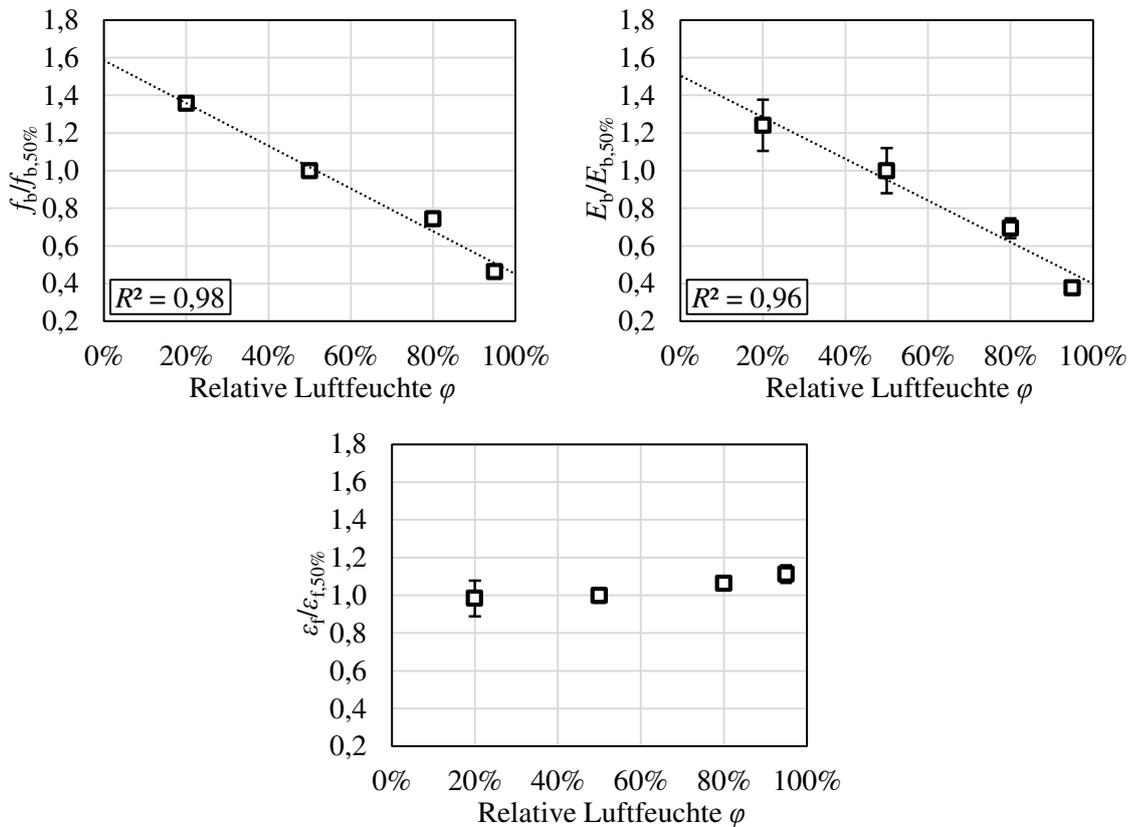


Abbildung 4-3: Normierte Mittelwerte der Festigkeits- und Verformungseigenschaften des Lehmsteins I bei variierender relativer Luftfeuchte φ und einer konstanten Temperatur von $\theta = 23\text{ }^\circ\text{C}$

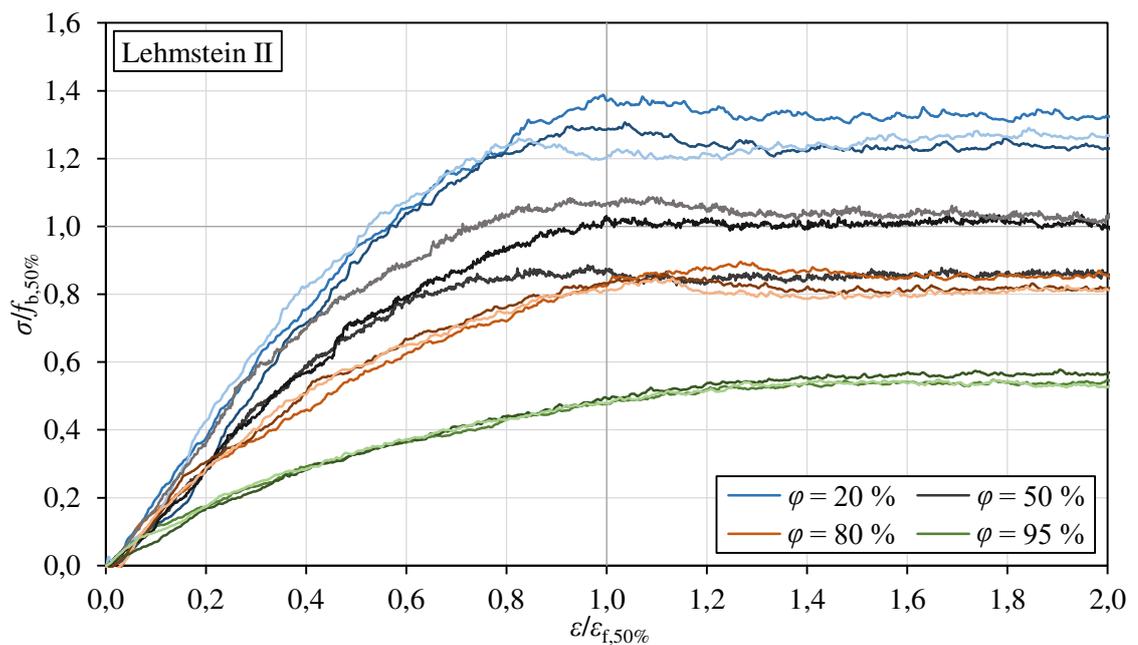


Abbildung 4-4: Experimentell ermittelte Spannungs-Dehnungs-Beziehungen des Lehmsteins II bei variierender relativer Luftfeuchte φ und einer konstanten Temperatur von $\theta = 23 \text{ }^\circ\text{C}$

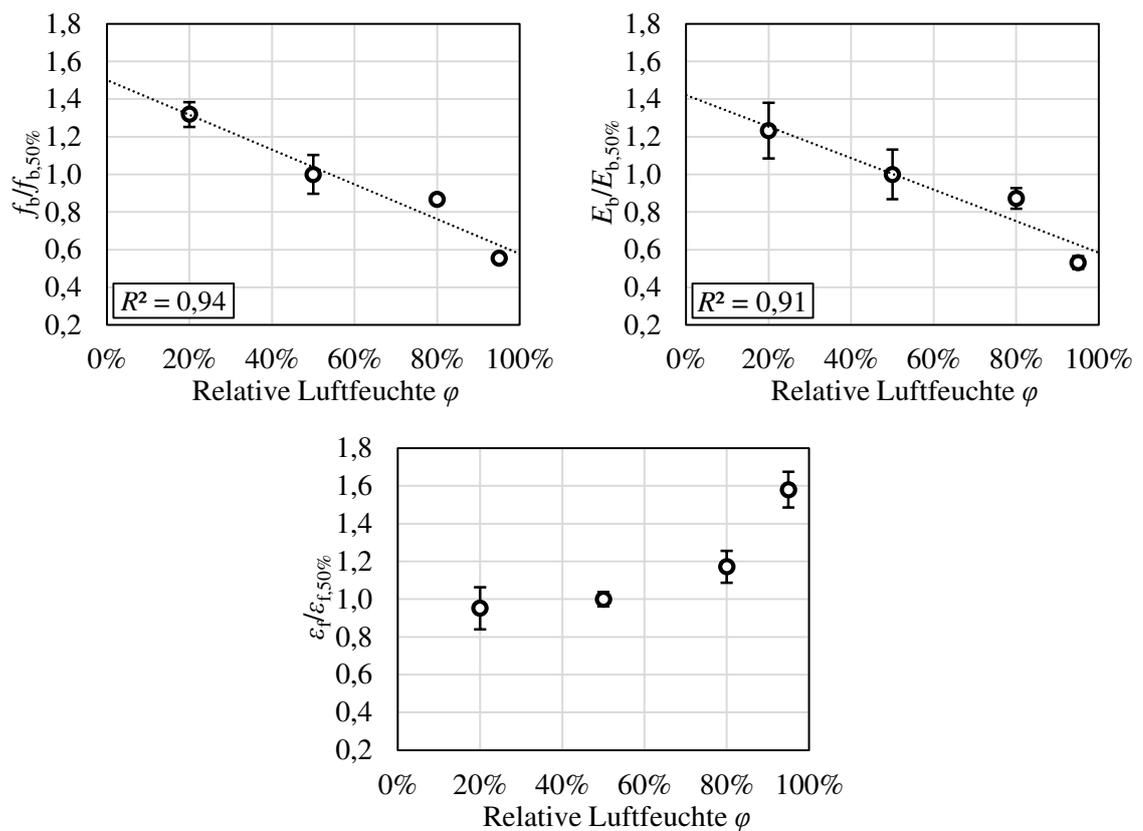


Abbildung 4-5: Normierte Mittelwerte der Festigkeits- und Verformungseigenschaften des Lehmsteins II bei variierender relativer Luftfeuchte φ und einer konstanten Temperatur von $\theta = 23 \text{ }^\circ\text{C}$

Der Verfestigungsbereich der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen von Lehmstein I und Lehmstein II verläuft bei allen Umgebungsklimata deutlich nichtlinear. Im Entfestigungsbereich beider Lehmsteine ist anhand der großen Dehnungszuwächse bei konstanter Spannung eine ausgeprägte Duktilität zu erkennen. Da die Prüfungen von Lehmstein I bei einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \%$ frühzeitig manuell beendet worden sind, fällt hier der Entfestigungsbereich im Vergleich zu den übrigen Konditionierungsklimata kürzer aus. Die hohe Duktilität der Lehmsteine wird jedoch durch die geringe Probekörperhöhe und die damit einhergehende Querdehnungsbehinderung begünstigt und lässt sich daher nicht ohne weitere Untersuchungen auf normative Probekörperabmessungen übertragen. Das Versagensbild der Lehmsteine charakterisiert sich durch ein typisches Ausbrechen seitlicher Schalen, wie es auch bei Vollsteinen aus anderen Mauerwerksbaustoffen beobachtet werden kann. Einige exemplarische Darstellungen des Bruchzustands beider Lehmsteine sind in Anhang B-3 zu finden.

Mit steigender relativer Luftfeuchte ist ein deutliches Abflachen der Spannungs-Dehnungs-Beziehung beider Lehmsteine zu erkennen. Dies hat eine Reduktion der Druckfestigkeit sowie des Elastizitätsmoduls zur Folge, was ebenfalls in den Darstellungen der Feuchteabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften in Abbildung 4-3 und Abbildung 4-5 deutlich wird. Bei Verringerung der relativen Luftfeuchte wird dagegen ein gegenläufiger Effekt in Form eines Anstiegs der genannten Materialkennwerte sichtbar. Zudem fällt auf, dass Änderungen der relativen Luftfeuchte bei beiden Lehmsteinen einen nahezu linearen Einfluss auf die Druckfestigkeit und den Elastizitätsmodul haben. Diese lineare Korrelation kann durch Betrachtung des Bestimmtheitsmaßes bestätigt werden: Bei beiden untersuchten Lehmsteinen weist dieser sowohl hinsichtlich der Druckfestigkeit als auch des Elastizitätsmoduls Werte von $R^2 > 0,90$ auf. Weiterhin zeigt sich, dass die feuchtebedingte Änderung des Elastizitätsmoduls nicht nur qualitativ, sondern auch quantitativ affin zur Änderung der Druckfestigkeit ausfällt. Demzufolge deuten die Versuchsergebnisse auf eine Feuchteunabhängigkeit des Verhältnisses aus Elastizitätsmodul zu Druckfestigkeit der untersuchten Lehmsteine hin.

Darüber hinaus lässt sich feststellen, dass die Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit von Lehmstein I im untersuchten Feuchtebereich nahezu konstant bleibt, wohingegen bei Lehmstein II für relative Luftfeuchten $\varphi > 50 \%$ ein deutlicher Anstieg zu verzeichnen ist. Die zu beobachtende Steigerung der experimentell ermittelten Dehnungen bei Erreichen der Druckfestigkeit könnte durch den ausgeprägteren Tonanteil von Lehmstein II hervorgerufen werden, welcher die Feuchteabhängigkeit dieses Parameters bei erhöhter Materialfeuchte möglicherweise verstärkt. In diesem Kontext sei jedoch darauf hingewiesen, dass durch die bei hohen relativen Luftfeuchten abflachenden Spannungs-Dehnungs-Beziehungen der Lehmsteine ein fließender Übergang zwischen dem Verfestigungs- und Entfestigungsbereich entsteht, welcher die exakte experimentelle Bestimmung der Dehnung bei

Erreichen der Druckfestigkeit erschwert. Da die Spannungs-Dehnungs-Beziehung im Bereich von $\varepsilon/\varepsilon_{t,50\%} \approx 1$ bereits nahezu horizontal verläuft und der Spannungsanstieg im nachfolgenden Bereich der Arbeitslinie marginal ist, kann die Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit der Lehmsteine zur Modellierung des Materialverhaltens in guter Näherung als unabhängig von der relativen Luftfeuchte beschrieben werden.

Basierend auf der Annahme einer annähernd feuchteunabhängigen Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit sowie der linearen Feuchteabhängigkeit der Druckfestigkeit und des Elastizitätsmoduls, lässt sich konstatieren, dass die Spannungs-Dehnungs-Linie der Lehmsteine durch Änderungen der relativen Luftfeuchte eine Skalierung in Richtung der Spannungsachse erfährt, wohingegen die Dehnungsachse nicht nennenswert beeinflusst wird. Hieraus ergibt sich eine vertikale Streckung der Arbeitslinie bei niedriger relativer Luftfeuchte und eine korrespondierende Stauchung bei hoher relativer Luftfeuchte. Dieser Effekt ist für die Entwicklung eines feuchteabhängigen Materialmodells von entscheidender Bedeutung und wird daher im Zuge der Analyse der Prüfergebnisse des Lehmmauerwerks in Kapitel 4.4 nochmals detailliert thematisiert.

Die bezogene Druckfestigkeit sowie der bezogene Elastizitätsmodul unstabilisierter Lehmsteine kann mit der linearen Approximation nach Gleichung (4-1) angenähert werden. Um die Allgemeingültigkeit der vorgeschlagenen Approximation zu gewährleisten, erfolgt die Kalibrierung der Funktionsparameter nicht nur anhand der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuchsreihe, sondern ebenfalls unter Einbezug der zur Verfügung stehenden Literaturwerte, welche in Kapitel 2.4.3.2 aufbereitet wurden.

$$\frac{f_b}{f_{b,50\%}} = \frac{E_b}{E_{b,50\%}} = 1,5 - \frac{\varphi [\%]}{100} \quad (4-1)$$

Wie in Abbildung 4-6 und Abbildung 4-7 zu sehen ist, ergibt sich durch diese Näherungsgleichung eine zutreffende Abschätzung der Feuchteabhängigkeit der Druckfestigkeit sowie des Elastizitätsmoduls unstabilisierter Lehmsteine. Das Verhältnis der mit Gl. (4-1) berechneten bezogenen Druckfestigkeit zu allen dargestellten experimentell ermittelten Druckfestigkeiten liegt im Mittel bei $f_{b,cal}/f_{b,exp} = 0,96$. Die lineare Approximation führt somit auf Basis der vorliegenden Versuchsdatenbank in der Regel zu einer leicht konservativen Abschätzung der Lehmsteindruckfestigkeit.

Der mittlere Verhältniswert der rechnerisch und experimentell ermittelten Elastizitätsmoduln indiziert mit $E_{b,cal}/E_{b,exp} = 1,10$ eine geringfügige Überschätzung seitens der Approximation. Hierbei ist jedoch anzumerken, dass diese Modellunsicherheit durch die geringere Datengrundlage und die deutlich größeren Streuungen bei der experimentellen Ermittlung des Elastizitätsmoduls weniger belastbar als die Modellsicherheit seitens der Druckfestigkeit ist.

4 Experimentelle Untersuchungen zur Klimaabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften

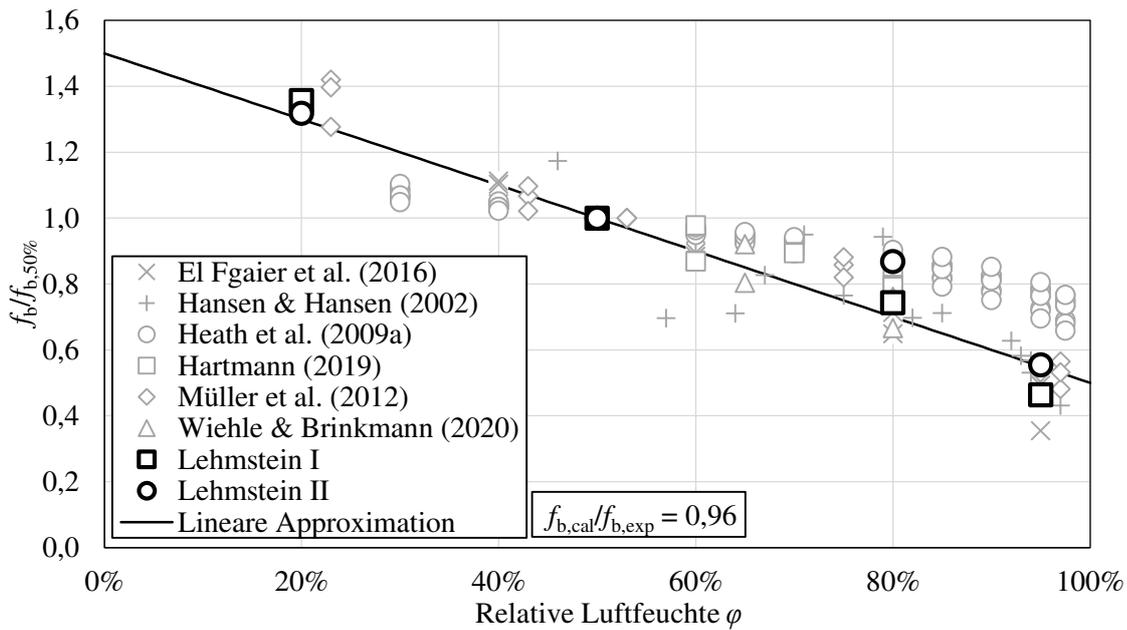


Abbildung 4-6: Lineare Approximation der bezogenen Druckfestigkeit $f_b/f_{b,50\%}$ von Lehmsteinen

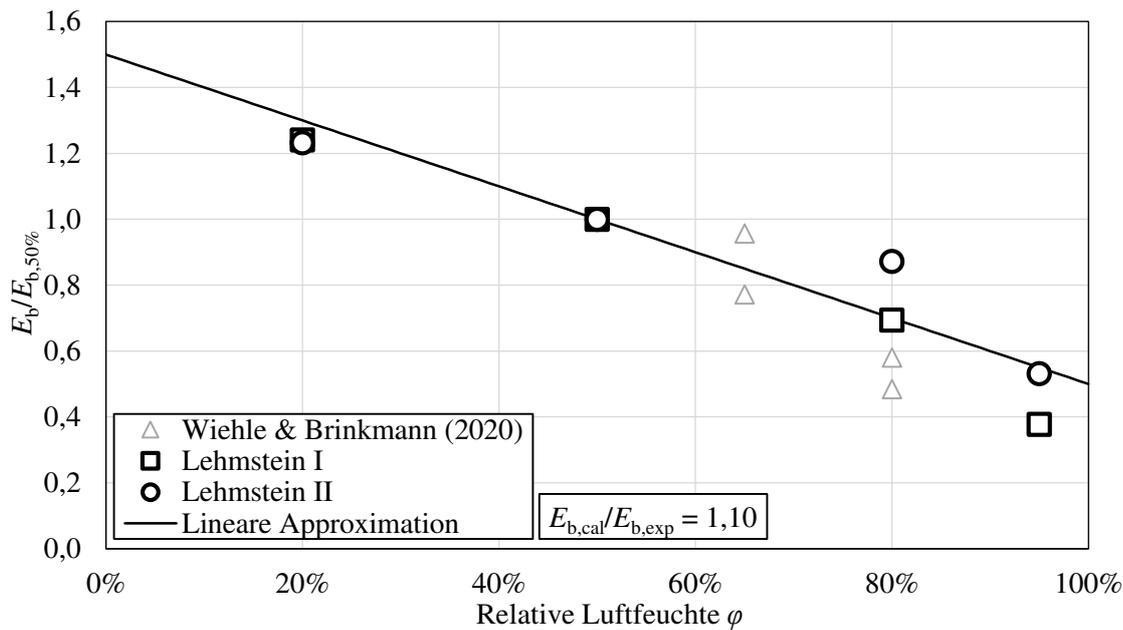


Abbildung 4-7: Lineare Approximation des bezogenen Elastizitätsmoduls $E_b/E_{b,50\%}$ von Lehmsteinen

Durch die direkte Gegenüberstellung der Prüfergebnisse von Lehmstein I und Lehmstein II wird zudem deutlich, dass deren Festigkeits- und Verformungseigenschaften in vergleichbarem Ausmaß von der vorherrschenden relativen Luftfeuchte abhängen. Die durchgeführten Untersuchungen deuten somit nicht darauf hin, dass die mechanischen Materialeigenschaften von Lehmsteinen der Anwendungsklasse II stärker von Änderungen der Materialfeuchte im hygroskopischen Bereich beeinflusst werden als die Materialeigenschaften von

Lehmsteinen der Anwendungsklasse Ib. Angesichts dessen ist davon auszugehen, dass die lineare Approximation gemäß Gl. (4-1) unabhängig der vorhandenen Anwendungsklasse des betrachteten Lehmsteins anwendbar ist.

4.3 Lehmmauermörtel

Der nachfolgend untersuchte mineralische Lehmmauermörtel ist laut Herstellerangabe für die Kombination mit Lehmsteinen der Anwendungsklasse I oder II zugelassen. Weiterhin lässt er sich gemäß Herstellerangaben der Korngruppe 0/4, der Rohdichteklasse 2,0 und der Druckfestigkeitsklasse M3 nach DIN 18946 (2018) zuordnen und ist somit für den Einsatz in tragenden Konstruktionen zugelassen.

Zur Probekörperherstellung wird der erdfeuchte Lehmmauermörtel per Hand mit Wasser angerührt. Das Masseverhältnis zwischen Lehmmauermörtel und Wasser entspricht hierbei 6:1. Um die vertikalen Verformungen des Festmörtels während der Druckprüfung über eine geeignete Messstrecke aufnehmen zu können, werden die Probekörper in Würfelschalungen mit einer nominellen Kantenlänge von 10 cm hergestellt (siehe Abbildung 4-8). Nach dem Einfüllen des Frischmörtels in die Schalung wird dieser auf einem Rütteltisch verdichtet. Das Ausschalen der Probekörper erfolgt nach ungefähr 14 Tagen. Nach einer weiteren Trocknungszeit im Raumklima werden die Ober- und Unterseiten der Würfel planparallel geschliffen, um eine gleichmäßige Lasteinleitung während der Prüfung zu gewährleisten.



Abbildung 4-8: Frischmörtel in der Würfelschalung (links) und Probekörper vor der Prüfung (rechts)

Vor der Prüfung werden die Probekörper bis zur Massekonstanz bei einer konstanten Temperatur von $\theta = 23 \text{ °C}$ in Kombination mit fünf unterschiedlichen Luftfeuchten ($\varphi = 5 \%$, $\varphi = 20 \%$, $\varphi = 50 \%$, $\varphi = 80 \%$, $\varphi = 95 \%$) konditioniert. Für jedes Konditionierungsklima werden mindestens drei Probekörper getestet. Die Ermittlung der vertikalen Dehnungen während der Druckprüfung erfolgt mit Hilfe eines Seilzugwegaufnehmers, welcher am unteren Druckstempel der Prüfmaschine befestigt wird. Die Messwerte werden zusätzlich mit Hilfe des internen Wegaufnehmers der Prüfmaschine validiert. Die Druckfestigkeit des

4 Experimentelle Untersuchungen zur Klimaabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften

Lehmmauermörtels wurde bei allen durchgeführten Prüfungen nach circa 7 - 9 Minuten erreicht.

In Abbildung 4-9 sind die experimentell ermittelten normierten Spannungs-Dehnungs-Linien des Lehmmauermörtels dargestellt. Aus Gründen der Übersichtlichkeit umfasst die Abbildung nur vier der fünf untersuchten relativen Luftfeuchten. Eine isolierte Darstellung der zu den einzelnen Konditionierungsklimata gehörenden Spannungs-Dehnungs-Linien kann Anhang B-5 entnommen werden. Weiterhin werden die normierten Mittelwerte der Druckfestigkeit $f_{mo}/f_{mo,50\%}$, des Elastizitätsmoduls $E_{mo}/E_{mo,50\%}$ sowie der Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit $\varepsilon_f/\varepsilon_{f,50\%}$ des Lehmmauermörtels in Abbildung 4-10 in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte illustriert. Die Fehlerindikatoren innerhalb der Diagramme kennzeichnen den Bereich einer Standardabweichung ober- und unterhalb des Mittelwerts der jeweiligen Prüfserie. Bei Prüfserien ohne erkennbaren Fehlerindikator beträgt die Standardabweichung der Prüfergebnisse weniger als 0,05. Die tabellierten Einzelwerte der normierten Festigkeits- und Verformungseigenschaften des Lehmmauermörtels können Anhang B-4 entnommen werden.

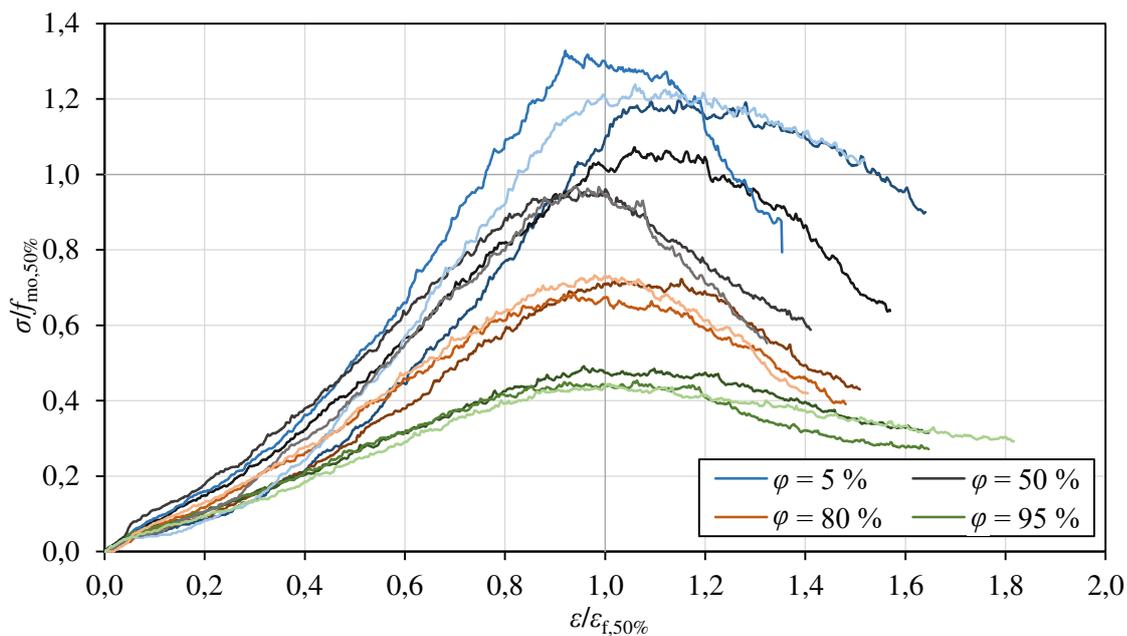


Abbildung 4-9: Experimentell ermittelte Spannungs-Dehnungs-Beziehungen des Lehmmauermörtels bei variierender relativer Luftfeuchte φ und einer konstanten Temperatur von $\theta = 23\text{ °C}$

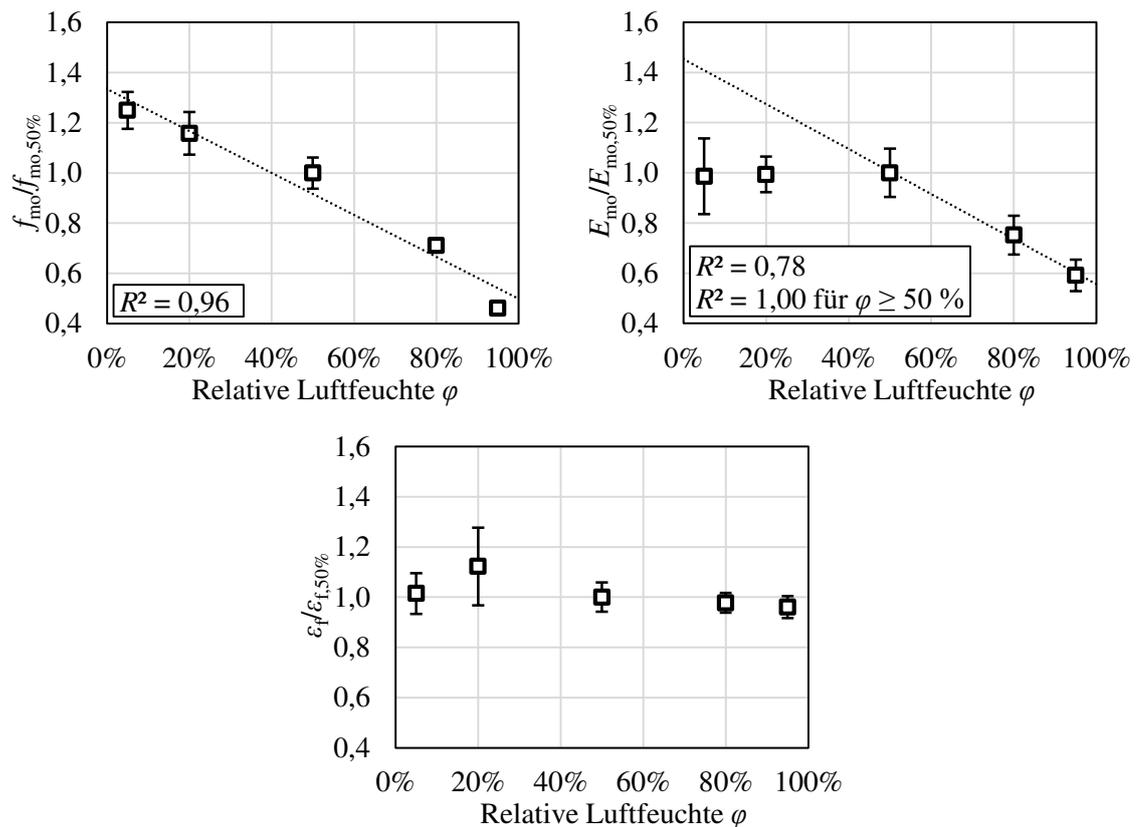


Abbildung 4-10: Normierte Mittelwerte der Festigkeits- und Verformungseigenschaften des Lehmmauermörtels bei variierender relativer Luftfeuchte φ und einer konstanten Temperatur von $\theta = 23^\circ\text{C}$

Die experimentell ermittelten Arbeitslinien des Lehmmauermörtels weisen im Gegensatz zu den Arbeitslinien der Lehmsteine innerhalb ihres Verfestigungsbereichs einen nahezu linearen Verlauf auf. Bei niedrigen relativen Luftfeuchten ist zu Beginn der Belastung eine konkave Krümmung der Spannungs-Dehnungs-Linien zu erkennen, welche auf anfängliche Kompaktierungsvorgänge innerhalb des Materials zurückzuführen ist. Dieses Phänomen einer mikrostrukturellen Konsolidierung im Zuge der Erstbelastung wurde ebenfalls bereits bei experimentellen Untersuchungen an drucklos verdichteten Lehmbaustoffen von Illampas et al. (2017) beobachtet. Das Versagensbild nach Überschreiten der Druckfestigkeit charakterisiert sich durch vertikale Rissbildung in den Randbereichen der Probekörper. Der Entfestigungsbereich der Spannungs-Dehnungs-Linien indiziert bei allen Umgebungsklimata ein duktileres Werkstoffverhalten ohne schlagartiges Versagen. Exemplarische Darstellungen des Bruchzustands des Lehmmauermörtels sind in Anhang B-6 zu finden.

Analog zu den in Kapitel 4.2 beschriebenen Untersuchungsergebnissen fällt auf, dass die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen des Lehmmauermörtels durch Änderungen der relativen Luftfeuchte eine Skalierung in Richtung der Spannungsachse erfahren. Die Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit bleibt für jedes untersuchte Konditionierungsklima annähernd konstant und lässt sich somit analog zu den Lehmsteinen als feuchteunabhängig

charakterisieren. Aus Abbildung 4-10 geht mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,96$ ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen relativer Luftfeuchte und mittlerer Druckfestigkeit hervor. Eine vergleichbare Linearität ist auch bei Betrachtung des Elastizitätsmoduls im Bereich höherer relativer Luftfeuchte von $\varphi \geq 50 \%$ zu erkennen. Bei niedrigerer relativer Luftfeuchte steigt der experimentell ermittelte Elastizitätsmodul jedoch nicht weiter an und weicht somit von einem idealisierten linearen Zusammenhang ab. Diese Abweichung lässt sich durch die konkave Krümmung der Spannungs-Dehnungs-Linien infolge der oben beschriebenen Kompaktierungsvorgänge erklären.

Ausgehend von den experimentell ermittelten Festigkeits- und Verformungseigenschaften sowie den in Kapitel 2.4.3.3 aufbereiteten Literaturdaten kann die Feuchteabhängigkeit der Druckfestigkeit sowie des Elastizitätsmoduls unstabilisierter Lehmmauermörtel durch die nachfolgend dargestellte, lineare Approximationsgleichung beschrieben werden:

$$\frac{f_{\text{mo}}}{f_{\text{mo},50\%}} = \frac{E_{\text{mo}}}{E_{\text{mo},50\%}} = 1,5 - \frac{\varphi [\%]}{100} \quad (4-2)$$

Die Approximation ist in Abbildung 4-11 und Abbildung 4-12 den experimentellen Prüfergebnissen der beschriebenen Versuchsreihe sowie den verfügbaren Literaturdaten gegenübergestellt. Auffällig ist, dass die Feuchteabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften sowohl bei Lehmmauermörteln als auch bei Lehmsteinen (vgl. Kapitel 4.2) trotz unterschiedlicher Materialzusammensetzungen mit demselben Zusammenhang beschrieben werden kann. Dabei wird die bezogene Druckfestigkeit des Lehmmauermörtels durch die Approximation nach Gl. (4-2) im Mittel nur geringfügig um einen Faktor von $f_{\text{mo,cal}}/f_{\text{mo,exp}} = 1,04$ überschätzt. Diese Überschätzung tritt jedoch hauptsächlich bei geringen relativen Luftfeuchten auf, welche hierzulande für die Bemessung nicht relevant sind (vgl. Kapitel 3.6).

Da der experimentell ermittelte Elastizitätsmodul des Lehmmauermörtels bei niedrigen relativen Luftfeuchten durch die konkave Krümmung der Arbeitslinien nahezu konstant bleibt und somit deutlich von der linearen Approximation abweicht, ist die Anwendung von Gl. (4-2) durch die durchgeführten experimentellen Untersuchungen nur in einem Feuchtebereich von $\varphi \geq 50 \%$ abgesichert. Innerhalb dieses praxisnahen Feuchtebereichs liegt das Verhältnis zwischen rechnerisch und experimentell ermitteltem Elastizitätsmodul durchschnittlich bei $E_{\text{mo,cal}}/E_{\text{mo,exp}} = 1,00$.

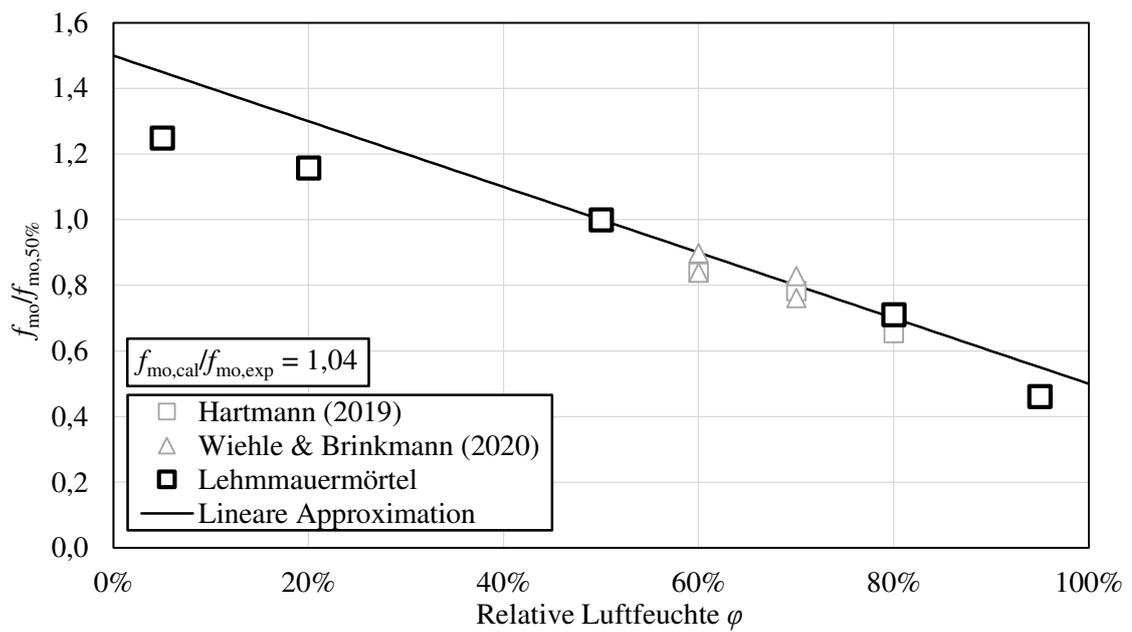


Abbildung 4-11: Lineare Approximation der bezogenen Druckfestigkeit $f_{mo}/f_{mo,50\%}$ von Lehmmauermörteln

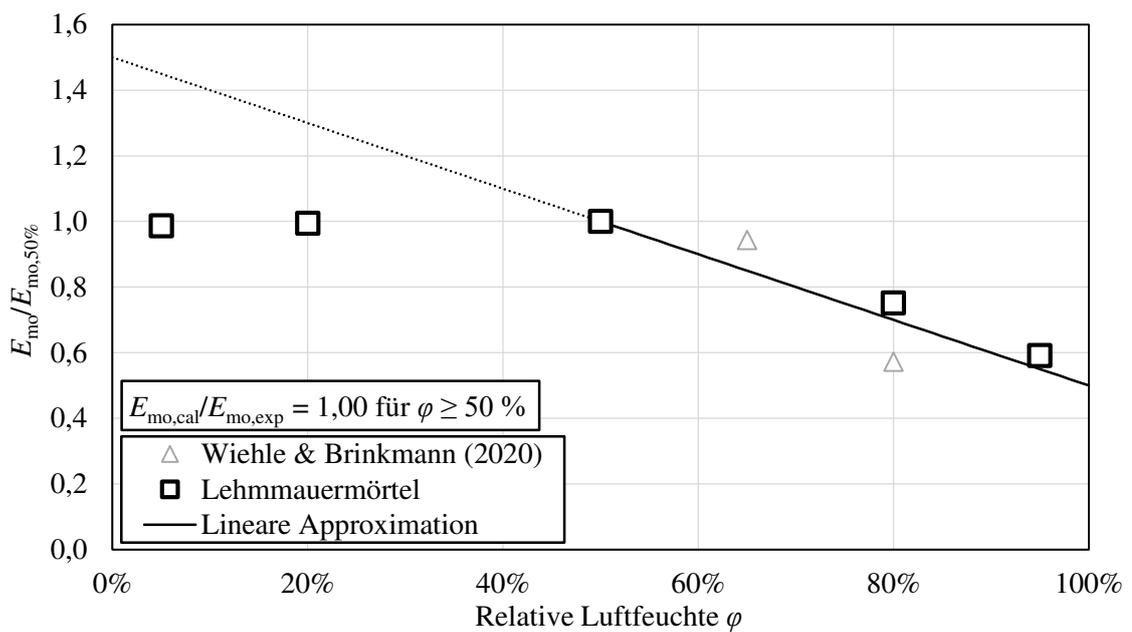


Abbildung 4-12: Lineare Approximation des bezogenen Elastizitätsmoduls $E_{mo}/E_{mo,50\%}$ von Lehmmauermörteln

4.4 Lehmmauerwerk

4.4.1 Einführung

Aufbauend auf den bereits beschriebenen Untersuchungen an Lehmsteinen und Lehmmauermörteln werden nachfolgend die experimentellen Analysen des Einflusses variierender Umgebungsklimata auf die Festigkeits- und Verformungseigenschaften des Kompositbaustoffs Lehmmauerwerk dargelegt. Hierzu werden Druckversuche unter zentrischer Belastung an Dreisteinkörpern bei unterschiedlichen relativen Luftfeuchten (vgl. Kapitel 4.4.2) sowie verschiedenen Umgebungstemperaturen (vgl. Kapitel 4.4.3) durchgeführt. Durch die isolierte Analyse des Temperatureinflusses auf die mechanischen Eigenschaften von Lehmmauerwerk unter Druckbeanspruchung soll überprüft werden, inwiefern die Temperatur als zusätzlicher Parameter bei der Materialmodellierung und der anschließenden Traglastberechnung zu berücksichtigen ist.

Die Probekörperherstellung erfolgt sowohl zur Untersuchung des Feuchteinflusses als auch des Temperatureinflusses analog. Die zu prüfenden Dreisteinkörper werden unter Verwendung des in Kapitel 4.2 beschriebenen Lehmsteins I sowie des in Kapitel 4.3 beschriebenen Lehmmauermörtels gefertigt. Vor dem Vermauern werden die Lehmsteine zunächst längsseitig halbiert. In Anlehnung an herkömmlichen Normalmörtel gemäß DIN EN 1996-1-1/NA (2019) beträgt die planmäßige Lagerfugendicke zwischen den drei halbierten Lehmsteinen 12 mm. Um die Ebenheit der Lasteinleitungsflächen zu gewährleisten, werden die Probekörper an den Ober- und Unterseiten mit Gipsschichten planparallel abgeglichen. Zur späteren Anbringung der Messtechnik werden anschließend Metallplättchen in die Mitte aller vier Außenflächen des oberen und unteren Lehmsteins geklebt. Die Klebeflächen werden hierfür zunächst mit einem Tiefengrund für sandige Oberflächen gefestigt. Die Messung der vertikalen Verformungen während der Prüfung erfolgt durch je einen magnetisch befestigten, induktiven Wegaufnehmer an den vier Außenseiten des Dreisteinkörpers. Die resultierende Gesamtverformung wird auf Basis des Mittelwerts der Messwerte aller vier Wegaufnehmer errechnet. Ein exemplarischer Probekörper inklusive Messtechnik sowie eine vermaßte Skizze sind in Abbildung 4-13 dargestellt.

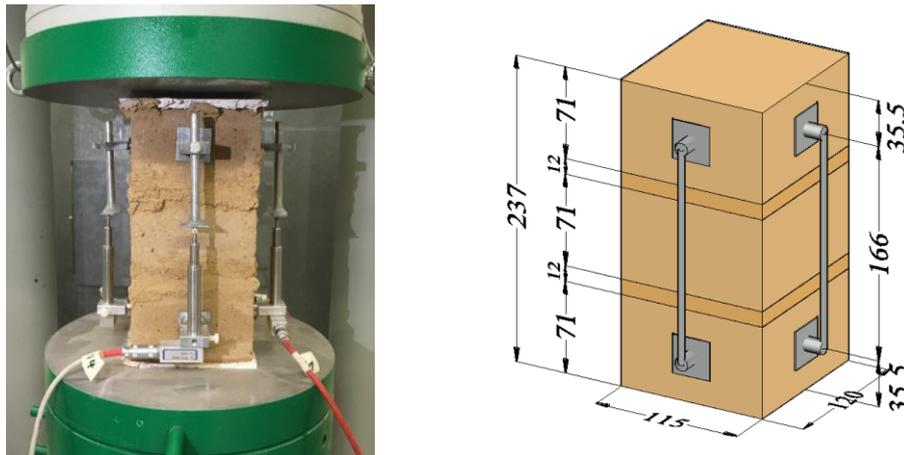


Abbildung 4-13: Dreisteinkörper inklusive Messtechnik (Maße in mm)

Für die Untersuchung des Einflusses der relativen Luftfeuchte auf die Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Lehmmauerwerk werden Prüfserien bei einer konstanten Temperatur von $\theta = 23 \text{ °C}$ und sieben verschiedenen relativen Luftfeuchten ($\varphi = 5 \%$, $\varphi = 20 \%$, $\varphi = 40 \%$, $\varphi = 50 \%$, $\varphi = 65 \%$, $\varphi = 80 \%$, $\varphi = 95 \%$) getestet.

Zusätzlich erfolgen Versuche bei einer konstanten relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \%$ und drei variierenden Temperaturen ($\theta = 10 \text{ °C}$, $\theta = 23 \text{ °C}$, $\theta = 40 \text{ °C}$). Basierend auf der Mindestinnenoberflächentemperatur von Außenwänden zur Vermeidung von Schimmelpilzbildung gemäß DIN 4108-2 (2013) von $\theta > 12,6 \text{ °C}$, wird $\theta = 10 \text{ °C}$ näherungsweise als unterer Grenzwert der praxisüblichen Bauteiltemperatur von Lehmmauerwerkswänden gewählt. Die obere Grenze der üblichen Bauteiltemperatur orientiert sich an der höchsten offiziell dokumentierten Außentemperatur Deutschlands in Höhe von knapp über 40 °C (vgl. Bissoli et al. (2019)). Es sei angemerkt, dass in der Baupraxis z. B. bei Außenwänden von unbeheizten Räumlichkeiten oder bei intensiver Sonneneinstrahlung durchaus Bauteiltemperaturen außerhalb der gewählten Grenzwerte auftreten können. Da es sich bei diesen Untersuchungen jedoch zunächst um Tastversuche handelt, welche den qualitativen Einfluss der Temperatur auf die Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Lehmmauerwerk für übliche Anwendungsfälle darlegen sollen, ist die Wahl der Grenztemperaturen für die nachfolgenden Untersuchungen als geeignet zu bewerten.

Die Druckfestigkeit der Dreisteinkörper wurde bei allen durchgeführten Prüfungen nach circa 15 – 19 Minuten erreicht.

4.4.2 Untersuchungen zum Einfluss der relativen Luftfeuchte

Nachfolgend wird der Einfluss von Änderungen der relativen Luftfeuchte auf die Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Lehm-mauerwerk analysiert. Zur Wahrung der Übersichtlichkeit werden die experimentell ermittelten feuchteabhängigen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen in Abbildung 4-14 nur für vier der sieben untersuchten relativen Luftfeuchten abgebildet. Die resultierenden Mittelwerte der bezogenen Druckfestigkeit $f/f_{50\%}$, des bezogenen Sekantenelastizitätsmoduls $E_{0.33}/E_{0.33,50\%}$ sowie der bezogenen Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit $\varepsilon_f/\varepsilon_{f,50\%}$ sind dahingegen in Abbildung 4-15 für alle untersuchten relativen Luftfeuchten aufgetragen. Die Fehlerindikatoren innerhalb dieser Darstellung kennzeichnen den Bereich einer Standardabweichung ober- und unterhalb des Mittelwerts der jeweiligen Prüfserie. Bei Prüfserien ohne erkennbaren Fehlerindikator beträgt die Standardabweichung der Prüfergebnisse weniger als 0,05. Alle Prüfergebnisse können zusätzlich in Form von tabellierten Einzelwerten der normierten Festigkeits- und Verformungseigenschaften sowie in Form von Einzeldarstellungen der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen Anhang B-7 und Anhang B-8 entnommen werden.

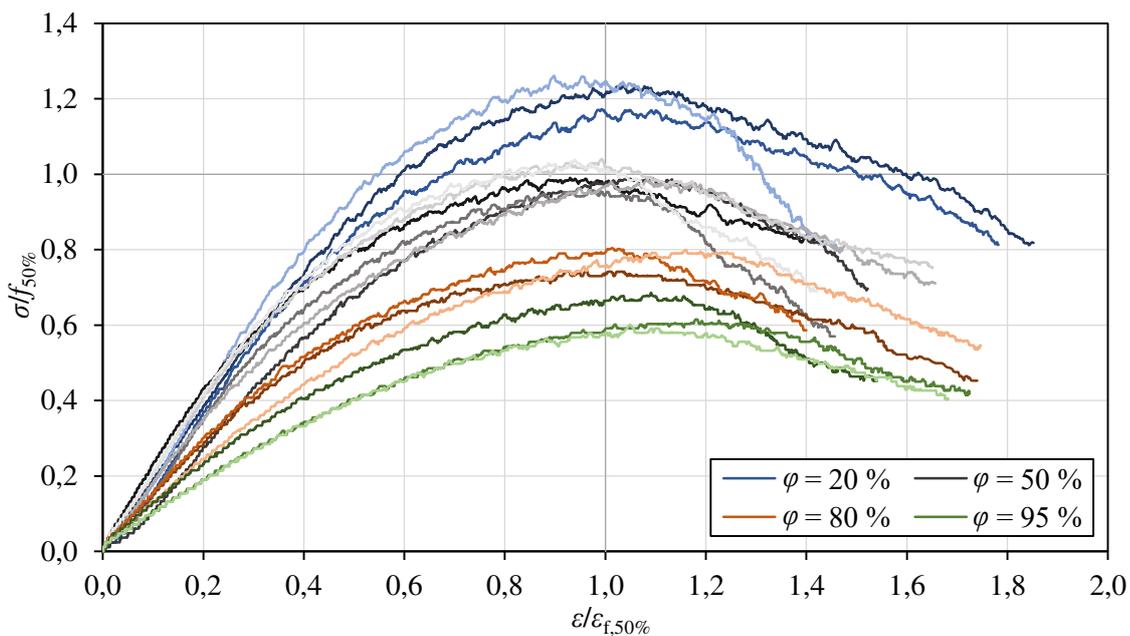


Abbildung 4-14: Experimentell ermittelte Spannungs-Dehnungs-Beziehungen des Lehm-mauerwerks bei variierender relativer Luftfeuchte φ und einer konstanten Temperatur von $\theta = 23 \text{ }^\circ\text{C}$

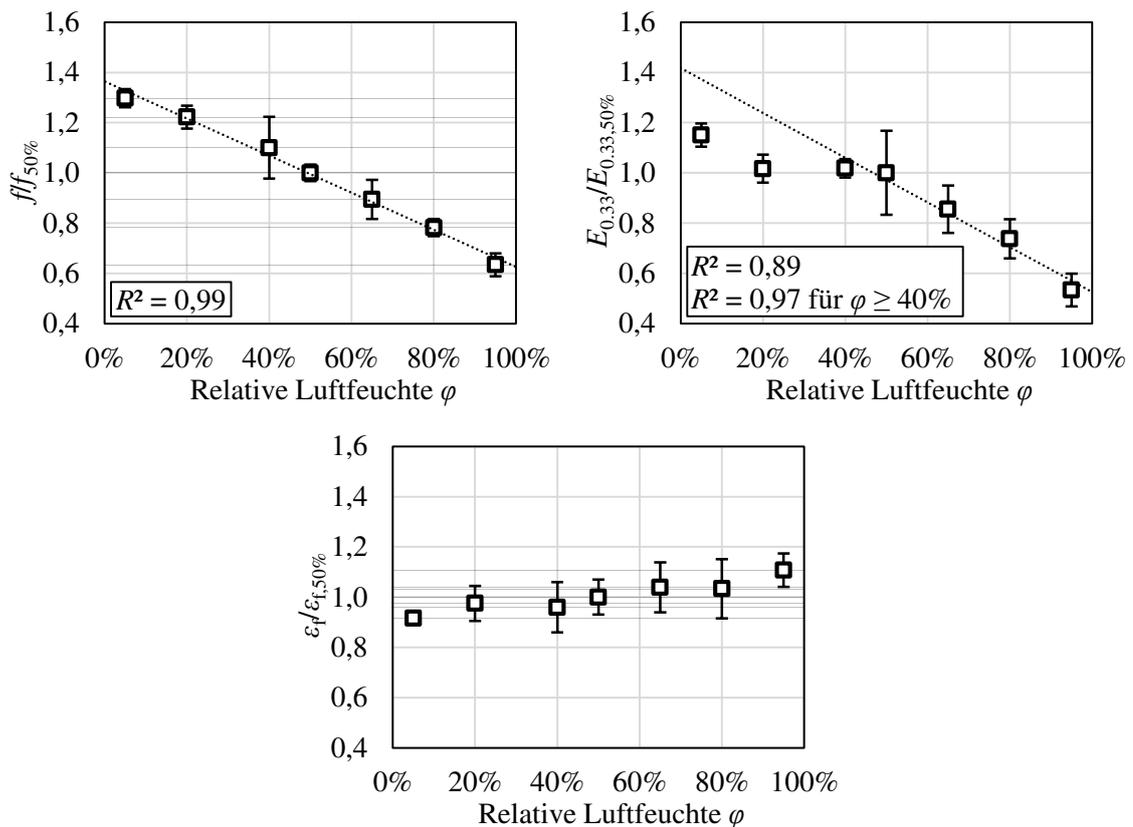


Abbildung 4-15: Normierte Mittelwerte der Festigkeits- und Verformungseigenschaften des Lehmmauerwerks bei variierender relativer Luftfeuchte φ und einer konstanten Temperatur von $\theta = 23 \text{ }^\circ\text{C}$

Bei Betrachtung der experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Linien des Lehmmauerwerks ist wie bei den untersuchten Lehmsteinen ein deutlich nichtlinearer Ver- und Entfestigungsbereich zu erkennen. Das Versagen der Dreisteinkörper charakterisiert sich in der Regel durch Rissbildung am mittleren Lehmstein sowie durch Ausbrechen der Mörtelfugen. Einige exemplarische Versagensbilder des Lehmmauerwerks sind in Anhang B-11 dargestellt. Nach Erreichen der Druckfestigkeit fallen die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen nur moderat ab, was von einer hohen Duktilität des untersuchten Lehmmauerwerks zeugt. Darüber hinaus sei erwähnt, dass jeder Versuch manuell beendet wurde und nie ein schlagartiges Versagen des Probekörpers eintrat.

Bei steigender relativer Luftfeuchte lässt sich analog zu den Untersuchungen an den Einzelkomponenten des Lehmmauerwerks ein deutliches Abflachen der Spannungs-Dehnungs-Linien beobachten. Hieraus geht eine Abminderung der Druckfestigkeit sowie des Elastizitätsmoduls hervor. Bei Reduktion der relativen Luftfeuchte ist ein gegenläufiger Effekt in Form eines Anstiegs der genannten Materialkennwerte festzustellen. Bei Betrachtung der Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit lässt sich ebenfalls ein leichter Anstieg mit zunehmender relativer Luftfeuchte verzeichnen. Die Auswirkung des Feuchteinflusses ist hierbei jedoch marginal und kann somit im Sinne einer effizienten Materialmodellierung

in guter Näherung vernachlässigt werden. Wie in Abbildung 4-15 ebenfalls zu erkennen ist, besteht mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,99$ ein nahezu idealer linearer Zusammenhang zwischen der Druckfestigkeit und der vorherrschenden relativen Luftfeuchte. Eine analoge Feuchteabhängigkeit ist ebenfalls bei der Betrachtung des Elastizitätsmoduls in einem erhöhten Feuchtebereich von $40 \% \leq \varphi \leq 95 \%$ festzustellen.

Wie bereits im Rahmen der Untersuchungen des Lehmmauermörtels zu erkennen war, steigt der experimentell ermittelte Elastizitätsmodul bei relativen Luftfeuchten von $\varphi < 40 \%$ jedoch weniger stark an, als es ein linearer Ansatz der Feuchteabhängigkeit suggerieren würde. Auch hier kann diese Abweichung durch eine leicht konkave Krümmung im Anfangsbereich der Spannungs-Dehnungs-Linien infolge von Kompaktierungsvorgängen innerhalb der Mörtelfugen zurückgeführt werden. Auslöser dieser Unregelmäßigkeit könnten durch die Klimatisierung bei niedrigen relativen Luftfeuchten hervorgerufene Schwindprozesse sein, die wiederum zu einem vergrößerten Porenraum des Lehmörtels führen, welcher sich bei Erstbelastung konsolidiert. Wie in Kapitel 3 dargelegt, beträgt der zu erwartende Feuchtegehalt von Lehmmauerwerkskonstruktionen im eingeschwungenen Feuchtezustand für bemessungsrelevante Anwendungsfälle jedoch in der Regel $\varphi \geq 40 \%$, weshalb in dieser Arbeit auf weiterführende Untersuchungen hinsichtlich des Einflusses niedriger Umgebungsfeuchten auf das Verformungsverhalten von Lehmmauerwerk verzichtet wird. Zudem treten die beobachteten Kompaktierungsvorgänge bei geringen Lastniveaus auf, weshalb davon auszugehen ist, dass die Konsolidierung bei Erreichen des Grenzzustands der Tragfähigkeit bereits vollständig abgeschlossen ist und somit keine maßgebenden Auswirkungen auf die Traglast im Rahmen eines baupraktischen Anwendungsfalls hat.

Aus den Untersuchungsergebnissen lässt sich weiterhin ableiten, dass eine Änderung der relativen Luftfeuchte eine lineare Skalierung der Spannungs-Dehnungs-Linie von Lehmmauerwerk in Richtung der Spannungsachse bewirkt, jedoch keine maßgebliche Änderung in Richtung der Dehnungsachse hervorruft. Um diesen Effekt zu veranschaulichen, werden die experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Beziehungen in Abbildung 4-16 mit angepasster Normierung dargestellt. Die Spannungen werden dabei nicht mehr auf die Referenzdruckfestigkeit $f_{50\%}$, sondern auf die Druckfestigkeit des jeweiligen Konditionierungsklimas f bezogen. Eine Anpassung der Normierung auf der Dehnungsachse ist auf Grund ihrer annähernden Feuchteunabhängigkeit nicht notwendig. Durch diese Darstellungsweise entfällt die feuchteabhängige Skalierung der Spannungsachse und alle Arbeitslinien verlaufen nahezu deckungsgleich. Abweichungen sind hierbei nicht durch den Einfluss der relativen Luftfeuchte, sondern vielmehr durch übliche Materialstreuungen zu erklären. Im Entfestigungsbereich fächern die Spannungs-Dehnungs-Linien stärker als im Verfestigungsbereich auf, was jedoch ebenfalls auf typische Materialstreuungen zurückzuführen ist und nicht durch das variierende Konditionierungsklima bedingt wird.

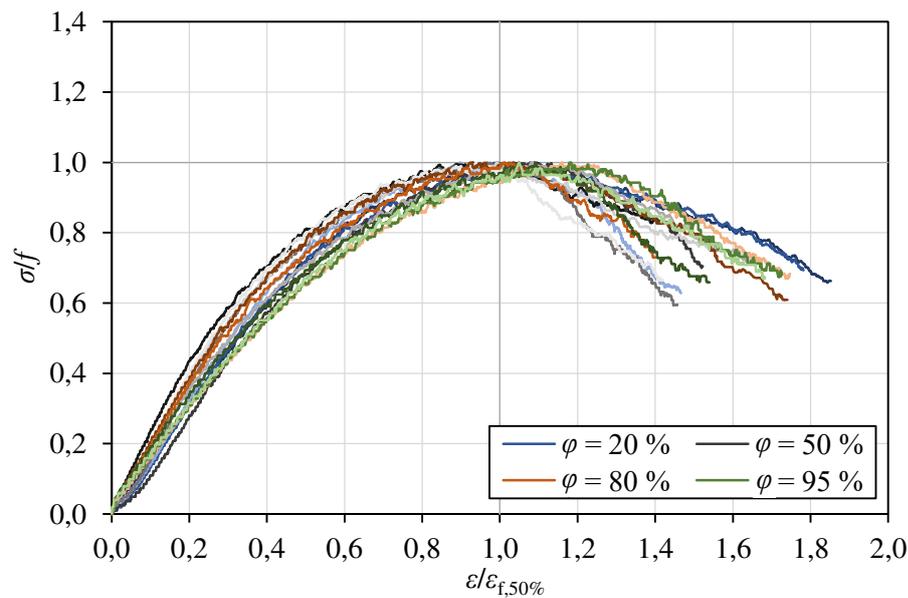


Abbildung 4-16: Normierte Spannungs-Dehnungs-Beziehungen des Lehmmauerwerks bei variierender relativer Luftfeuchte φ und einer konstanten Temperatur von $\theta = 23 \text{ }^\circ\text{C}$

Wie in Abbildung 4-15 zu erkennen ist, führt die feuchteabhängige Skalierung der Spannungsachse in Kombination mit der annähernden Feuchteunabhängigkeit der Dehnungsachse dazu, dass die Druckfestigkeit und der Elastizitätsmodul innerhalb praxisrelevanter Feuchtebereiche eine nahezu identische quantitative Feuchteabhängigkeit aufweisen. Basierend auf den Prüfergebnissen der durchgeführten Versuchsreihe sowie der in Kapitel 2.4.3.4 aufbereiteten Literaturdaten, kann somit für die Bestimmung der bezogenen Druckfestigkeit sowie des bezogenen Elastizitätsmoduls von Lehmmauerwerk folgende lineare Approximation hergeleitet werden:

$$\frac{f}{f_{50\%}} = \frac{E_{0,33}}{E_{0,33,50\%}} = 1,5 - \frac{\varphi [\%]}{100} \quad (4-3)$$

Da die Feuchteabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Lehmsteinen und Lehmmauermörteln durch einen kongruenten linearen Zusammenhang beschrieben werden kann (vgl. Gl. (4-1) und Gl. (4-2)), ist es nicht verwunderlich, dass sich dieselbe Approximation auch auf Lehmmauerwerk anwenden lässt. In Abbildung 4-17 und Abbildung 4-18 werden die generierten Versuchsergebnisse des Lehmmauerwerks inklusive der vorhandenen Literaturdaten mit der vorgeschlagenen Näherung gemäß Gleichung (4-3) gegenübergestellt.

Bei Betrachtung des mittleren Verhältnisses aus rechnerisch zu experimentell ermittelter Druckfestigkeit in Höhe von $f_{\text{cal}}/f_{\text{exp}} = 1,02$ ist eine zutreffende Näherung durch Gl. (4-3) zu erkennen. Dieselbe Schlussfolgerung ergibt sich aus dem Verhältniswert zwischen rechnerisch und experimentell ermitteltem Elastizitätsmodul von $E_{0,33,\text{cal}}/E_{0,33,\text{exp}} = 0,99$ in ei-

4 Experimentelle Untersuchungen zur Klimaabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften

nem Feuchtebereich von $\varphi \geq 40\%$. Wie bereits beschrieben, weichen die vorliegenden Prüfergebnisse bei niedriger relativer Luftfeuchte von der idealisierten linearen Approximation ab. Da der Feuchtebereich $\varphi < 40\%$ hierzulande jedoch nicht bemessungsrelevant ist (vgl. Kapitel 3.6), ist diese Abweichung im Hinblick auf die Materialmodellierung unstabilisierter Lehm-mauerwerks von untergeordneter Bedeutung.

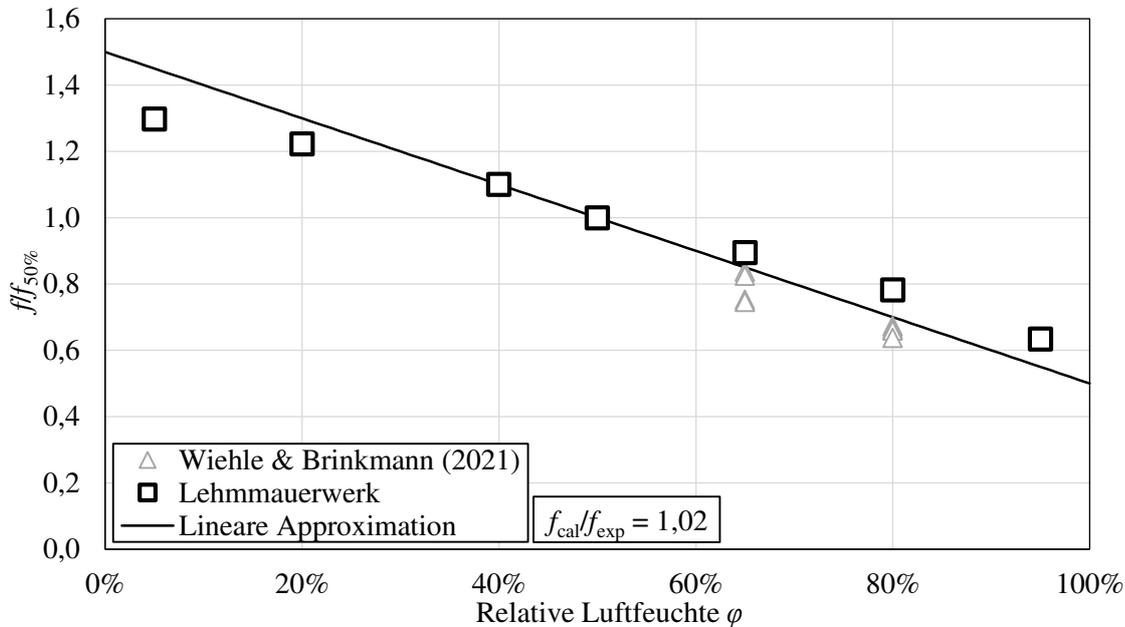


Abbildung 4-17: Lineare Approximation der bezogenen Druckfestigkeit $f/f_{50\%}$ von Lehm-mauerwerk

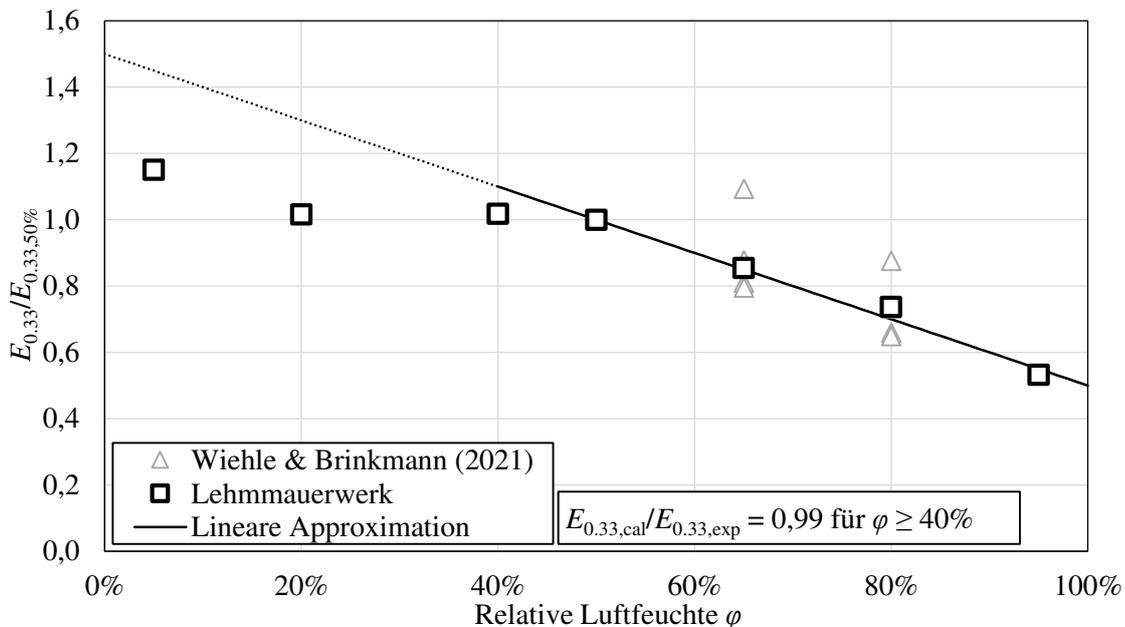


Abbildung 4-18: Lineare Approximation des bezogenen Elastizitätsmoduls $E_{0.33}/E_{0.33,50\%}$ von Lehm-mauerwerk

4.4.3 Untersuchungen zum Einfluss der Temperatur

Nachfolgend wird die Temperaturabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Lehmmauerwerk analysiert. Dazu sind die bei unterschiedlichen Temperaturen θ in Kombination mit einer konstanten relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50\%$ experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Linien in Abbildung 4-19 dargestellt. Die daraus abgeleiteten Festigkeits- und Verformungseigenschaften können Abbildung 4-20 entnommen werden. Die Fehlerindikatoren innerhalb dieser Darstellung kennzeichnen den Bereich einer Standardabweichung ober- und unterhalb des Mittelwerts der jeweiligen Prüferreihe. Bei Prüferreihen ohne erkennbaren Fehlerindikator beträgt die Standardabweichung der Prüfergebnisse weniger als 0,05. Alle Prüfergebnisse können zusätzlich in Form von tabellierten Einzelwerten der normierten Festigkeits- und Verformungseigenschaften sowie in Form von Einzeldarstellungen der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen Anhang B-9 und Anhang B-10 entnommen werden.

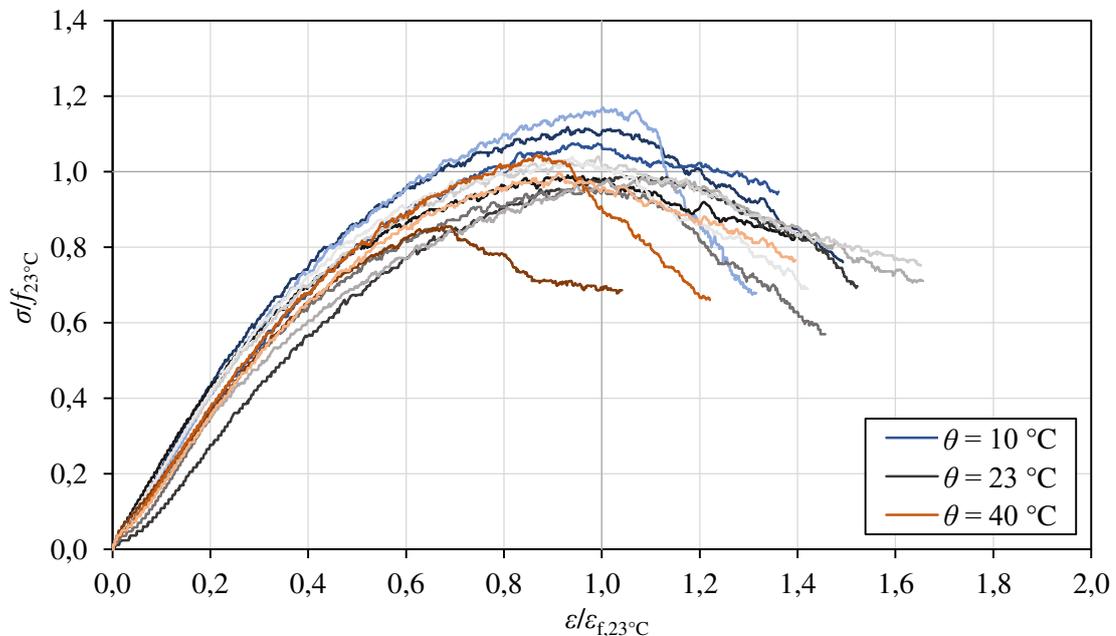


Abbildung 4-19: Experimentell ermittelte Spannungs-Dehnungs-Beziehungen des Lehmmauerwerks bei variierender Temperatur θ und einer konstanten relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50\%$

4 Experimentelle Untersuchungen zur Klimaabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften

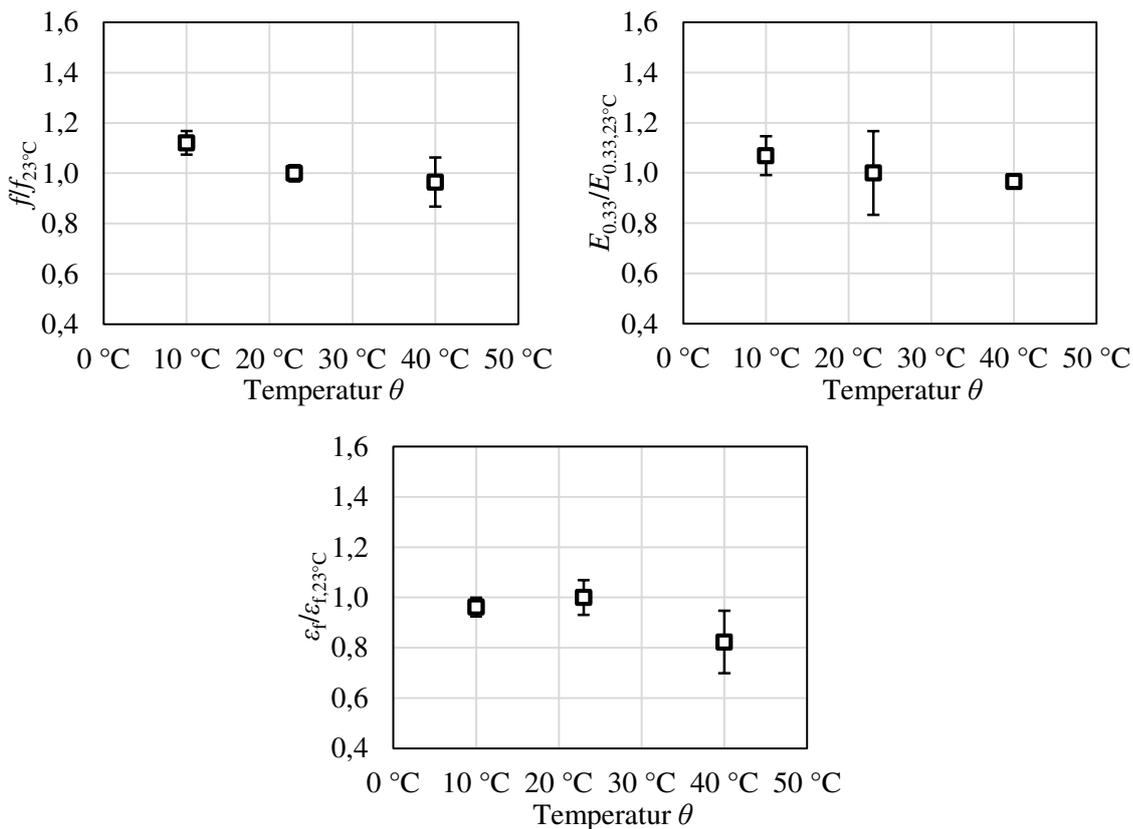


Abbildung 4-20: Normierte Mittelwerte der Festigkeits- und Verformungseigenschaften des Lehm-mauerwerks bei variierender Temperatur θ und einer konstanten relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50\%$

Bei Gegenüberstellung der Arbeitslinien in Abbildung 4-19 lassen sich keine über die üblichen Materialstreuungen hinausgehenden Abweichungen zwischen den unterschiedlichen Konditionierungsklimata feststellen. Sowohl im Verfestigungs- als auch im Entfestigungsbereich wird kein signifikanter Temperatureinfluss ersichtlich. Dies bestätigt sich ebenfalls bei Betrachtung der in Abbildung 4-20 in Abhängigkeit der Temperatur dargestellten Festigkeits- und Verformungseigenschaften. Die Druckfestigkeit sowie der Elastizitätsmodul steigen ausgehend von dem Referenzwert bei $\theta = 23\text{ °C}$ bei einer Temperatur von $\theta = 10\text{ °C}$ nur geringfügig an, wohingegen bei einer Erhöhung der Temperatur auf $\theta = 40\text{ °C}$ keine Veränderung der genannten Materialkennwerte festzustellen ist. Die experimentell ermittelten Dehnungen bei Erreichen der Druckfestigkeit bleiben bei einer Absenkung der Temperatur auf $\theta = 10\text{ °C}$ konstant, fallen jedoch bei hoher Temperatur von $\theta = 40\text{ °C}$ marginal ab. An dieser Stelle ist anzumerken, dass die Streuungen der Dehnungen in der letztgenannten Prüfserie vergleichsweise hoch sind und die dargestellte Reduktion der Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit somit nur bedingt belastbar ist.

Aus den durchgeführten Tastversuchen kann bei konstanter relativer Luftfeuchte keine signifikante Temperaturabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Lehm-mauerwerk innerhalb des baupraktisch relevanten Temperaturbereichs abgeleitet

werden. Diese Erkenntnis ist in Einklang mit den Ergebnissen der an Stampflehm durchgeführten Untersuchungen von Xu et al. (2017). Die Temperaturunabhängigkeit der Materialeigenschaften unstabilisierter Lehmbaumstoffe lässt sich dabei durch zwei entgegengesetzte physikalische Effekte erklären. Einerseits erhöht sich die absolute Luftfeuchte bei steigender Temperatur in Kombination mit gleichbleibender relativer Luftfeuchte, was zunächst zu einer erhöhten äußeren Feuchteeinwirkung führt. Gleichzeitig wird jedoch der exotherme Prozess der Feuchteadsorption innerhalb eines mineralischen Baustoffs durch eine gesteigerte Bauteiltemperatur gehemmt. Wie bereits von Feng & Janssen (2016), Fabbri et al. (2017) oder Colinart & Glouannec (2017) gezeigt werden konnte, heben sich diese gegenläufigen Effekte bei Massiv- bzw. Lehmbaumstoffen nahezu vollständig auf, weshalb eine Temperaturänderung keine nennenswerten Auswirkungen auf die Materialfeuchte und somit auch nicht auf die mechanischen Eigenschaften unstabilisierten Lehm-mauerwerks hat. Demzufolge muss die Umgebungs- bzw. Bauteiltemperatur nicht als zusätzlicher Einflussparameter bei der Materialmodellierung und der daran anknüpfenden Traglastberechnung berücksichtigt werden.

4.5 Zusammenfassung

Im Rahmen dieses Kapitels wurden experimentelle Untersuchungen zum Festigkeits- und Verformungsverhalten von Lehmsteinen, Lehm-mauermörtel und Lehm-mauerwerk unter Druckbeanspruchung nach Konditionierung bei verschiedenen relativen Luftfeuchten und Umgebungstemperaturen dargelegt.

Die experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Beziehungen der untersuchten Lehmsteine und des untersuchten Lehm-mauerwerks wiesen dabei unabhängig vom jeweiligen Konditionierungsklima einen deutlich nichtlinearen Verfestigungsbereich auf. Im Gegensatz dazu zeigte sich bei den experimentell ermittelten Arbeitslinien des Lehm-mauermörtels ein nahezu linearer Verlauf bis zum Erreichen der Druckfestigkeit. Im Fall niedriger relativer Luftfeuchten war darüber hinaus eine konkave Krümmung der Arbeitslinie des Lehm-mauermörtels zu erkennen, welche auf strukturelle Kompaktierungsvorgänge zu Beginn der Erstbelastung zurückzuführen ist. Alle untersuchten Lehmbaumstoffe wiesen unabhängig vom vorliegenden Konditionierungsklima einen ausgeprägten Entfestigungsbereich mit moderatem Spannungsabfall auf, was duktilen Materialverhalten, erhöhte Lastumlagerungskapazitäten sowie eine ausreichende Versagensankündigung im Grenzzustand der Tragfähigkeit indiziert. Weiterhin erscheint auf Grund der ausgeprägten Völligkeit der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen der im Mauerwerksbau übliche Ansatz starr-plastischen Materialverhaltens auch auf die Bemessung von Lehm-mauerwerk übertragbar zu sein.

Hinsichtlich der Klimaabhängigkeit des Festigkeits- und Verformungsverhaltens von Lehm-mauerwerk und seinen Komponenten konnte gezeigt werden, dass Änderungen der

hygroskopischen Materialfeuchte einen signifikanten Einfluss auf den Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Beziehung und somit auch auf die Druckfestigkeit und den Elastizitätsmodul von Lehmbaustoffen haben. Der Feuchteinfluss äußert sich dabei durch eine Skalierung der Arbeitslinie in Richtung der Spannungsachse, wohingegen die Dehnungsachse und damit auch die Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit näherungsweise als feuchteunabhängig betrachtet werden können. Die Druckspannungs-Dehnungs-Beziehung unstabilisierter Lehmbaustoffe erfährt im Fall einer Verringerung der hygroskopischen Materialfeuchte somit eine Streckung und im gegenteiligen Fall eine Stauchung der Ordinate. Der Skalierungsfaktor der Spannungsachse hängt dabei linear von der zur Ausgleichsmaterialfeuchte äquivalenten relativen Luftfeuchte ab.

Durch eine ergänzende Versuchsreihe zur Temperaturabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften unstabilisierten Lehm-mauerwerks konnte innerhalb eines praxisrelevanten Wertebereichs von $10\text{ °C} \leq \theta \leq 40\text{ °C}$ in Kombination mit einer konstanten relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50\%$ keine nennenswerte Beeinflussung der mechanischen Materialeigenschaften durch Änderungen der Temperatur festgestellt werden. Daraus lässt sich schlussfolgern, dass die Bauteil- bzw. Umgebungstemperatur innerhalb baupraktischer Grenzen nicht als isolierter Einflussparameter bei der Materialmodellierung und der Berechnung der Tragfähigkeit von Lehm-mauerwerk berücksichtigt werden muss.

Zur Abschätzung der Feuchteabhängigkeit der Druckfestigkeit und des Elastizitätsmoduls unstabilisierter Lehm-baustoffe im hygroskopischen Feuchtebereichs konnte folgende lineare Korrelation hergeleitet werden:

$$\frac{f}{f_{50\%}} = \frac{E}{E_{50\%}} = 1,5 - \frac{\varphi [\%]}{100} \quad (4-4)$$

Der repräsentative Zusammenhang gemäß Gl. (4-4) wurde sowohl auf Basis der im Rahmen der vorliegenden Arbeit generierten experimentellen Untersuchungsergebnisse als auch unter Einbezug der zur Verfügung stehenden Literaturdaten kalibriert und ist somit in praxisrelevanten hygroskopischen Feuchtebereichen für beliebige unstabilisierte Lehm-baustoffe anwendbar. Die Festigkeits- und Verformungseigenschaften wurden hierbei auf die bei einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50\%$ ermittelten Werte bezogen und stellen somit einen direkten Modifizierungsfaktor für die gemäß DIN 18945 (2018) bzw. DIN 18946 (2018) ermittelten Festigkeits- und Verformungseigenschaften dar.

Sollten die Druckfestigkeit und der Elastizitätsmodul für eine abweichende Referenzfeuchte φ_{ref} bekannt sein, können die zugehörigen bezogenen Materialparameter bzw. Modifizierungsfaktoren analog mit Hilfe der allgemeinen Gl. (4-5) berechnet werden.

$$\frac{f}{f_{\varphi,\text{ref}}} = \frac{E}{E_{\varphi,\text{ref}}} = \frac{1,5 - \frac{\varphi [\%]}{100}}{1,5 - \frac{\varphi_{\text{ref}} [\%]}{100}} \quad (4-5)$$

Weiterhin hat eine explizite Gegenüberstellung der Feuchteabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften zweier Lehmsteine aus den Anwendungsklassen Ib und II nach DIN 18945 (2018) gezeigt, dass der Einfluss der relativen Luftfeuchte auf deren Materialeigenschaften nahezu identisch ist. Demzufolge können die Approximationen gemäß Gl. (4-4) und Gl. (4-5) für Lehmsteine beider Anwendungsklassen ohne Fallunterscheidung angewendet werden.

Die in diesem Kapitel gewonnenen Erkenntnisse hinsichtlich der Klimaabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften unstabilisierter Lehmstoffe bilden im nachfolgenden Teil der vorliegenden Arbeit die Basis für eine wirklichkeitsnahe Materialmodellierung sowie die daran anknüpfende Traglastermittlung druckbeanspruchter Lehm-mauerwerkswände unter Berücksichtigung nichtlinearer Feuchteprofile. Insbesondere die versuchstechnisch hergeleitete und mit Literaturwerten validierte Korrelation zwischen relativer Luftfeuchte und der Druckfestigkeit bzw. dem Elastizitätsmodul im hygroscopischen Feuchtebereich stellt im weiteren Verlauf der Untersuchungen eine essentielle Grundlage zur Berücksichtigung des Feuchteinflusses auf die Tragfähigkeit druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks dar.

5 ANALYSE DER TRAGFÄHIGKEIT DRUCKBEANSPRUCHTEN LEHMMAUERWERKS

5.1 Einführung

Innerhalb dieses Kapitels erfolgt die eingehende Analyse der Tragfähigkeit druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks unter expliziter Berücksichtigung nichtlinearer Feuchteprofile. Hierzu wird zunächst eine Möglichkeit zur wirklichkeitsnahen und repräsentativen Modellierung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Lehm-mauerwerk dargelegt und anhand experimenteller Literaturdaten validiert. Anschließend werden die in Kapitel 4 gewonnenen Erkenntnisse zur Klimaabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften unstabilisierten Lehm-mauerwerks für eine Modifizierung der Spannungsverteilung in Abhängigkeit der Materialfeuchte herangezogen. Nach einer Erläuterung der qualitativen Auswirkungen eines nichtlinearen Feuchteprofils auf die resultierende Spannungsverteilung innerhalb des Wandquerschnitts werden numerische Berechnungsmodelle zur Ermittlung der Querschnitts- und Systemtragfähigkeit von Lehm-mauerwerkswänden unter Feuchteeinfluss hergeleitet. Weiterhin erfolgt im Sinne einer praxistauglichen Anwendbarkeit die empirische Herleitung eines analytischen Traglastmodells, welches es erlaubt, die Tragfähigkeit druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks unter Einbezug nichtlinearer Feuchteprofile ohne iteratives Vorgehen mit Hilfe von Anpassungsfaktoren zu approximieren.

5.2 Modellierung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung

Eine wirklichkeitsnahe Modellierung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks erfordert eine geeignete Näherung des ausgeprägt nichtlinearen Verlaufs der Arbeitslinie sowie die Berücksichtigung des duktilen Entfestigungsverhaltens. Weiterhin muss der Einfluss der Materialfeuchte auf die zugrunde liegenden Festigkeits- und Verformungseigenschaften flexibel in die Modellierung einbezogen werden können. Ein Vorschlag zur Approximation der Spannungs-Dehnungs-Beziehung strohfaserverstärkter Lehm-baustoffe wurde von Illampas et al. (2014) auf Basis experimenteller Untersuchungsergebnisse entwickelt. Da das dort vorgestellte Materialmodell jedoch ausschließlich für Lehm-baustoffe mit erhöhtem Anteil an organischen Zusatzstoffen kalibriert wurde und es zudem keine explizite Möglichkeit zur Berücksichtigung des Feuchteinflusses bietet, ist es für die nachfolgenden Untersuchungen ungeeignet.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit erfolgt die Modellierung der einaxialen Spannungs-Dehnungs-Beziehung unstabilisierten Lehm-mauerwerks auf Basis des in Kapitel 2.1.2 vorgestellten und flexibel anwendbaren Werkstoffgesetzes nach DIN EN 1992-1-1 (2011). Die maßgebende Eingangsgröße zur Adjustierung des Verlaufs dieser Arbeitslinie ist der bezogene Ursprungselastizitätsmodul k , welcher sich gemäß Gl. (2-5) aus dem Quotienten des Ursprungselastizitätsmoduls E_0 und der Druckfestigkeit f multipliziert mit der Dehnung bei

Erreichen der Druckfestigkeit ε_f berechnen lässt. Um den Feuchteinfluss bei der Modellierung der bezogenen Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Lehmmauerwerk zu berücksichtigen, wird zunächst analysiert, welche Auswirkungen ein konstantes Feuchteprofil auf den bezogenen Ursprungselastizitätsmodul und somit auf die Nichtlinearität der Arbeitslinie hat. Hierbei kann der bezogene Ursprungselastizitätsmodul in Abhängigkeit der äquivalenten relativen Luftfeuchte formuliert werden:

$$k(\varphi) = \frac{E_0(\varphi)}{f(\varphi)} \cdot \varepsilon_f(\varphi) \quad (5-1)$$

Die Feuchteabhängigkeit des bezogenen Ursprungselastizitätsmoduls kann somit aus der Feuchteabhängigkeit der einzelnen Eingangsgrößen abgeleitet werden. In Kapitel 4.4 wurde anhand der experimentellen Untersuchungsergebnisse dargelegt, dass die Feuchteabhängigkeit der Druckfestigkeit und des Elastizitätsmoduls von Lehmmauerwerk innerhalb hygroskopischer Feuchtebereiche näherungsweise analog zueinander angenommen werden kann. Dies geht ebenfalls aus dem approximativen Zusammenhang zwischen Druckfestigkeit bzw. Elastizitätsmodul und der relativen Luftfeuchte gemäß Gl. (4-3) hervor. Demzufolge kann das rechnerische Verhältnis dieser beiden Materialkennwerte als unabhängig von der vorherrschenden Materialfeuchte angenommen werden und lässt sich somit direkt aus den Festigkeits- und Verformungseigenschaften des Referenzklimas berechnen:

$$\frac{E(\varphi)}{f(\varphi)} = \frac{\left(1,5 - \frac{\varphi[\%]}{100}\right) \cdot E_{50\%}}{\left(1,5 - \frac{\varphi[\%]}{100}\right) \cdot f_{50\%}} = \frac{E_{50\%}}{f_{50\%}} = \text{const.} \quad (5-2)$$

Auf Grund der feuchtebedingten gleichmäßigen Skalierung der Spannungsachse ist der Zusammenhang gemäß Gl. (5-2) sowohl für Sekanten- als auch Tangentenelastizitätsmoduln zutreffend. Weiterhin haben die experimentellen Untersuchungen ergeben, dass die Dehnungsachse, und somit auch die Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit ε_f , nicht nennenswert von der Materialfeuchte beeinflusst wird (vgl. Abbildung 4-15). Daraus folgt näherungsweise:

$$\varepsilon_f(\varphi) = \varepsilon_{f,50\%} = \text{const.} \quad (5-3)$$

Durch Einsetzen von Gl. (5-2) und Gl. (5-3) in Gl. (5-1) ergibt sich eine Feuchteunabhängigkeit des bezogenen Ursprungselastizitätsmoduls von Lehmmauerwerk:

$$k(\varphi) = \frac{E_0(\varphi)}{f(\varphi)} \cdot \varepsilon_f(\varphi) = \frac{E_{0,50\%}}{f_{50\%}} \cdot \varepsilon_{f,50\%} = \text{const.} \quad (5-4)$$

Um diese Erkenntnis zu belegen, ist in Abbildung 5-1 der aus den experimentellen Untersuchungsergebnissen an Lehm-mauerwerksprobekörpern resultierende bezogene Ursprungselastizitätsmodul $k/k_{50\%}$ in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte aufgeführt. Detailliertere Informationen zur versuchstechnischen Ermittlung der nach Gl. (5-1) benötigten Eingangswerte können Kapitel 4.4 entnommen werden. Der Tangentenelastizitätsmodul im Ursprung der Arbeitslinie E_0 wurde im Rahmen der Auswertung mit Hilfe von Gl. (2-6) aus den experimentell ermittelten Festigkeits- und Verformungseigenschaften bestimmt. Die gestrichelte horizontale Linie innerhalb der nachfolgenden Abbildung stellt die idealisierte Annahme einer Feuchteunabhängigkeit des bezogenen Tangentenelastizitätsmoduls dar.

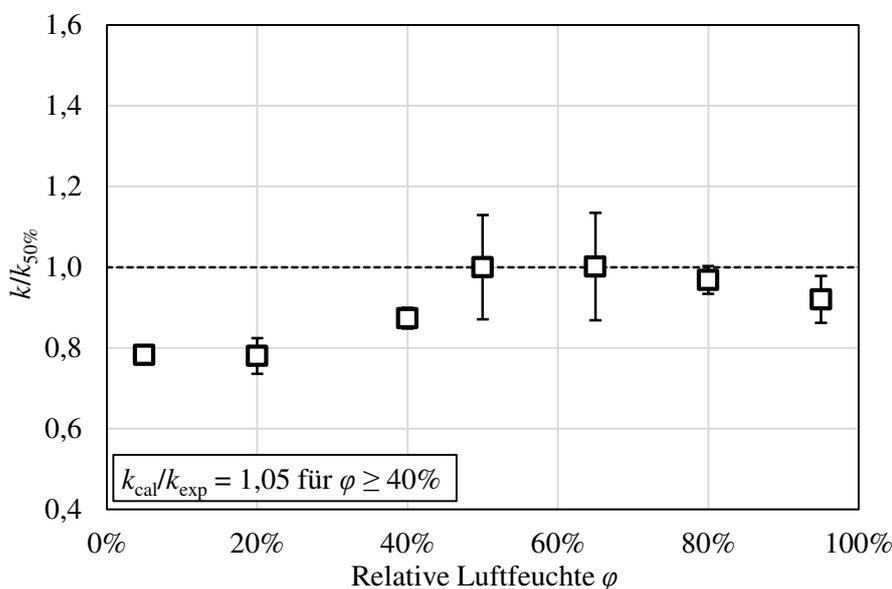


Abbildung 5-1: Experimentell ermittelter bezogener Ursprungselastizitätsmodul des untersuchten Lehm-mauerwerks bei variierender relativer Luftfeuchte φ und einer konstanten Temperatur von $\theta = 23 \text{ }^\circ\text{C}$

Durch die Auswertung der experimentellen Untersuchungsergebnisse lässt sich die Annahme der Feuchteunabhängigkeit des bezogenen Ursprungselastizitätsmoduls für bemessungsrelevante Feuchtebereiche von $\varphi \geq 40 \%$ bestätigen. Diese Annahme führt zu einer geringfügigen mittleren Überschätzung der versuchstechnisch ermittelten Werte von 5 %. Im Fall niedriger relativer Luftfeuchten ist eine Reduktion des bezogenen Ursprungselastizitätsmoduls zu beobachten, welche sich durch die in diesem Feuchtebereich ungenauere Annäherung des experimentell ermittelten Elastizitätsmoduls durch die lineare Approximationsgleichung gemäß Gl. (4-3) erklärt. Wie bereits in Kapitel 4.4.2 erläutert, treten die hierfür verantwortlichen strukturellen Kompaktierungsvorgänge innerhalb des Materialgefüges jedoch bereits bei niedrigen Lastniveaus auf und sind daher für die Betrachtung des Grenzzustands der Tragfähigkeit nicht relevant.

Im Sinne einer möglichst allgemeingültigen Modellierung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung unstabilsierten Lehmmauerwerks werden die zur Berechnung des Ausgangswerts des bezogenen Ursprungselastizitätsmoduls $k_{50\%}$ notwendigen Festigkeits- und Verformungseigenschaften der in Kapitel 2.4.3.4 aufbereiteten Literaturdatenbank entnommen. Das in Abbildung 2-20 dargestellte für Lehmmauerwerk repräsentative Verhältnis zwischen dem Sekantenelastizitätsmodul bei einem Drittel der Druckfestigkeit und der charakteristischen Mauerwerksdruckfestigkeit $E_{0,33}/f_k$ muss zur Ermittlung von $k_{50\%}$ jedoch zunächst in das Verhältnis E_0/f überführt werden. Die Rückrechnung von charakteristischer zu mittlerer Mauerwerksdruckfestigkeit erfolgt hierbei analog zum Vorgehen aus Kapitel 2.4.3.4 in Anlehnung an DIN EN 1052-1 (1998) mit einem Faktor von $f/f_k = 1,2$. Das Verhältnis zwischen dem Ursprungselastizitätsmodul E_0 und dem Sekantenelastizitätsmodul $E_{0,33}$ kann durch Umformen von Gl. (2-6) in Abhängigkeit des zugrunde liegenden bezogenen Elastizitätsmoduls k ausgedrückt werden:

$$\frac{E_0}{E_{0,33}} = k^2 + k - k \cdot \sqrt{k^2 + 2 \cdot k - 2} \quad (5-5)$$

Aus den in Abbildung 2-20 und Abbildung 2-21 dargestellten Literaturdaten geht für das mittlere Verhältnis zwischen Sekantenelastizitätsmodul bei einem Drittel der Druckfestigkeit und charakteristischer Druckfestigkeit ein Wert von $E_{0,33}/f_k \approx 440$ sowie eine mittlere Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit in Höhe von $\varepsilon_f = 5,5 \text{ ‰}$ hervor. Unter Berücksichtigung der genannten Umrechnungsmodalitäten lässt sich mit Hilfe dieser Ausgangsparameter ein für Lehmmauerwerk repräsentativer bezogener Ursprungselastizitätsmodul iterieren:

$$k = \frac{E_0}{f} \cdot \varepsilon_f = \frac{E_0 / E_{0,33}}{f / f_k} \cdot \frac{E_{0,33}}{f_k} \cdot \varepsilon_f = \frac{1,13}{1,2} \cdot 440 \cdot 5,5 \text{ ‰} = 2,27 \quad (5-6)$$

Ergänzend zu der auf mittleren Literaturwerten der Festigkeits- und Verformungseigenschaften beruhenden Berechnung gemäß Gl. (5-6) ist die Einzelwertverteilung des bezogenen Ursprungselastizitätsmoduls des von Müller et al. (2017) und Wiehle et al. (2022) im normativen Referenzkonditionierungsklima experimentell untersuchten Lehmmauerwerks in Abbildung 5-2 dargestellt. Hierbei wurde der bezogene Ursprungselastizitätsmodul für jeden der insgesamt 52 untersuchten Probekörper einzeln berechnet und abgebildet.

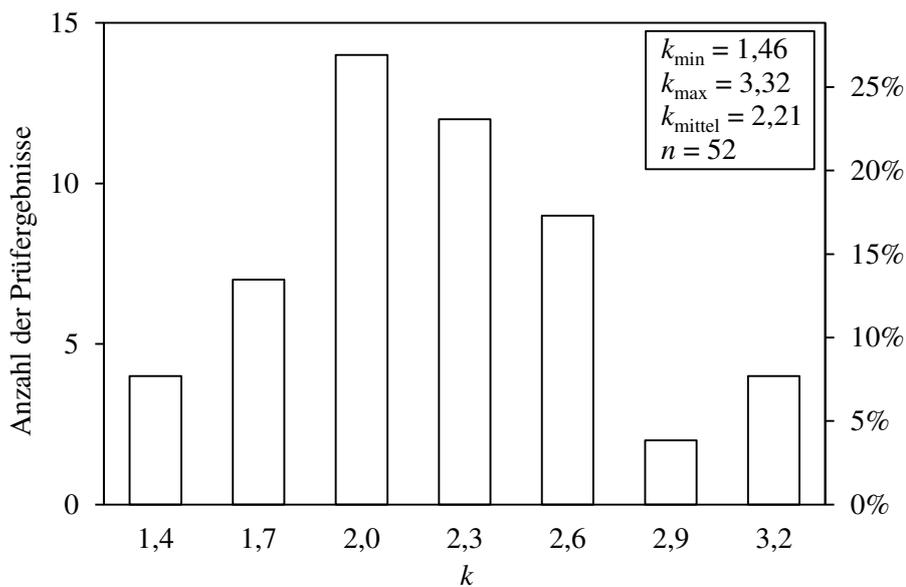


Abbildung 5-2: Einzelwertverteilung des bezogenen Ursprungselastizitätsmoduls k von Lehm-mauerwerk basierend auf Literaturdaten

Die in Abbildung 5-2 dargestellte Einzelwertverteilung der ausgewerteten Literaturdaten zeigt, dass der bezogene Ursprungselastizitätsmodul von Lehm-mauerwerk in einem Bereich von $k \approx 1,5 - 3,3$ liegen kann. Der mittlere bezogene Ursprungselastizitätsmodul der Einzelwertverteilung weist eine hohe Übereinstimmung mit der auf mittleren Eingangsparemtern beruhenden Berechnung gemäß Gl. (5-6) auf. Für die Modellierung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Lehm-mauerwerk unter Druckbeanspruchung wird im weiteren Verlauf der vorliegenden Arbeit daher ein gerundeter bezogener Ursprungselastizitätsmodul von $k = 2,2$ angesetzt.

Auf Grund des duktilen Werkstoffverhaltens von Lehm-mauerwerk sollte der Entfestigungsbereich nach Überschreiten der Druckfestigkeit bei der Modellierung der Arbeitslinie im Sinne einer wirklichkeitsnahen Abbildung des Tragverhaltens berücksichtigt werden. Wie Abbildung 5-3 zeigt, ergibt sich der maximale Plastizitätsfaktor V (vgl. Kapitel 2.1.3.2) für einen bezogenen Ursprungselastizitätsmodul von $k = 2,2$ bei Erreichen einer bezogenen Dehnung von $\eta = 1,29$.

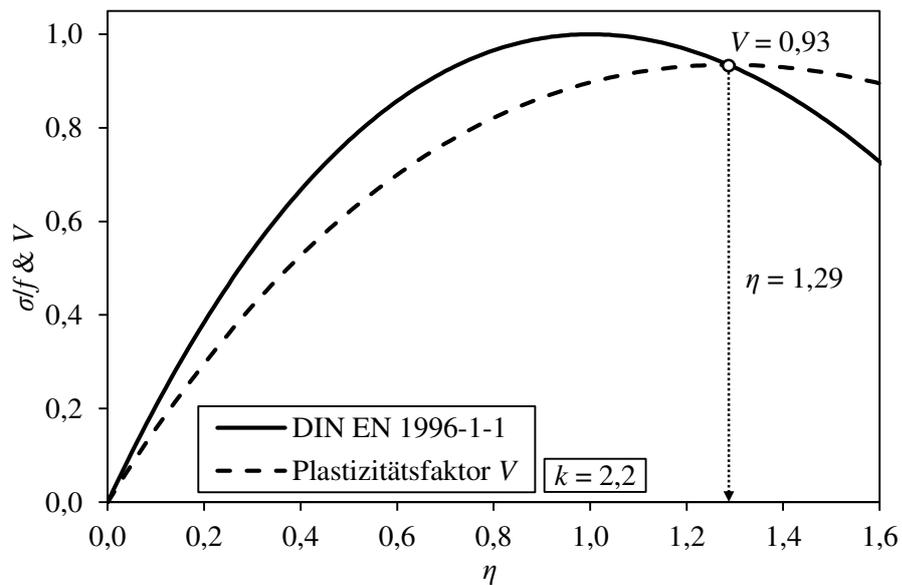


Abbildung 5-3: Bezogene Spannungs-Dehnungs-Linie von Lehm-mauerwerk inklusive des zugehörigen Plastizitätsfaktors V

Da der Plastizitätsfaktor nach seinem Schnittpunkt mit der bezogenen Spannungs-Dehnungs-Beziehung wieder absinkt, kann durch eine weiterführende Berücksichtigung des Entfestigungsbereichs keine zusätzliche Traglaststeigerung erzielt werden. Aus diesem Grund wird nachfolgend die rechnerische Bruchdehnung von Lehm-mauerwerk mit einem gerundeten Wert von $\eta_{\text{ult}} = 1,30$ angenähert. Da innerhalb des Modellierungsansatzes eine Feuchteunabhängigkeit der Dehnungsachse der Arbeitslinie zugrunde liegt, ist auch die Bruchdehnung als feuchteunabhängig anzusehen.

Um die Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Lehm-mauerwerk ausgehend von Gl. (2-2) für beliebige konstante Feuchteprofile zu modellieren, muss die zum vorliegenden Feuchteprofil gehörende Mauerwerksdruckfestigkeit f eingesetzt werden. Da die normative Ermittlung der Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Lehmbaustoffen ausschließlich eine Konditionierung im Referenzklima mit einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \%$ vorsieht, wird für die Abschätzung der Mauerwerksdruckfestigkeit bei abweichenden Ausgleichsfeuchten die in Kapitel 4.4.2 hergeleitete Approximation der Feuchteabhängigkeit

verwendet. Setzt man diese in das Materialgesetz nach Gl. (2-2) ein, erhält man folgenden Zusammenhang:

$$\frac{\sigma}{f_{50\%}}(\eta) = \begin{cases} \frac{f}{f_{50\%}} \cdot \frac{k \cdot \eta - \eta^2}{1 + (k - 2) \cdot \eta} & \text{für } \eta \leq \eta_{\text{ult}} = 1,30 \\ 0 & \text{für } \eta > \eta_{\text{ult}} = 1,30 \end{cases} \quad (5-7)$$

Mit:

$$\frac{f}{f_{50\%}} = 1,5 - \frac{\varphi[\%]}{100} \quad \text{vgl. (4-3)}$$

$$k = 2,20 \quad (5-8)$$

Der Vorfaktor $f/f_{50\%}$ beschreibt hierbei die feuchteabhängige lineare Skalierung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung in Richtung der Spannungsachse. Durch diese Adjustierung ist es möglich, die Arbeitslinie von Lehm-mauerwerk für beliebige konstante Feuchteprofile und alleiniger Kenntnis der im Referenzklima ermittelten Mauerwerksdruckfestigkeit zu approximieren. Hierbei ist anzumerken, dass sowohl der zugrunde liegende bezogene Ursprungselastizitätsmodul in Höhe von $k = 2,2$ als auch die Näherungsfunktion zur feuchteabhängigen Skalierung der Arbeitslinie auf Basis von experimentell ermittelten Materialeigenschaften verschiedener Stein-Mörtel-Kombinationen hergeleitet worden sind. Infolge dessen kann der vorgeschlagene Modellierungsansatz als eine repräsentative Approximation angesehen werden, welche im Mittel das Werkstoffverhalten beliebigen un-stabilisierten Lehm-mauerwerks unter Berücksichtigung eines konstanten Feuchteprofils adäquat abbildet.

Zur Validierung des Werkstoffgesetzes gemäß Gl. (5-7) erfolgt eine Gegenüberstellung mit experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Linien verschiedenen Lehm-mauerwerks. In Abbildung 5-4 werden dazu zunächst die Arbeitslinien der in Kapitel 4.4 untersuchten Stein-Mörtel-Kombination herangezogen. Um zu zeigen, dass die Approximation auch bei anderen Stein-Mörtel-Kombinationen zutreffend ist, erfolgt anschließend ein weiterer Vergleich zwischen dem vorgeschlagenen feuchteabhängigen Werkstoffgesetz und den von Wiehle et al. (2022) versuchstechnisch ermittelten Arbeitslinien. Alle zur Validierung herangezogenen experimentellen Untersuchungen wurden nach einer Konditionierung der Probekörper bis zur Massekonstanz durchgeführt, weshalb von einer konstanten Materialfeuchte innerhalb des Lehm-mauerwerks ausgegangen werden kann.

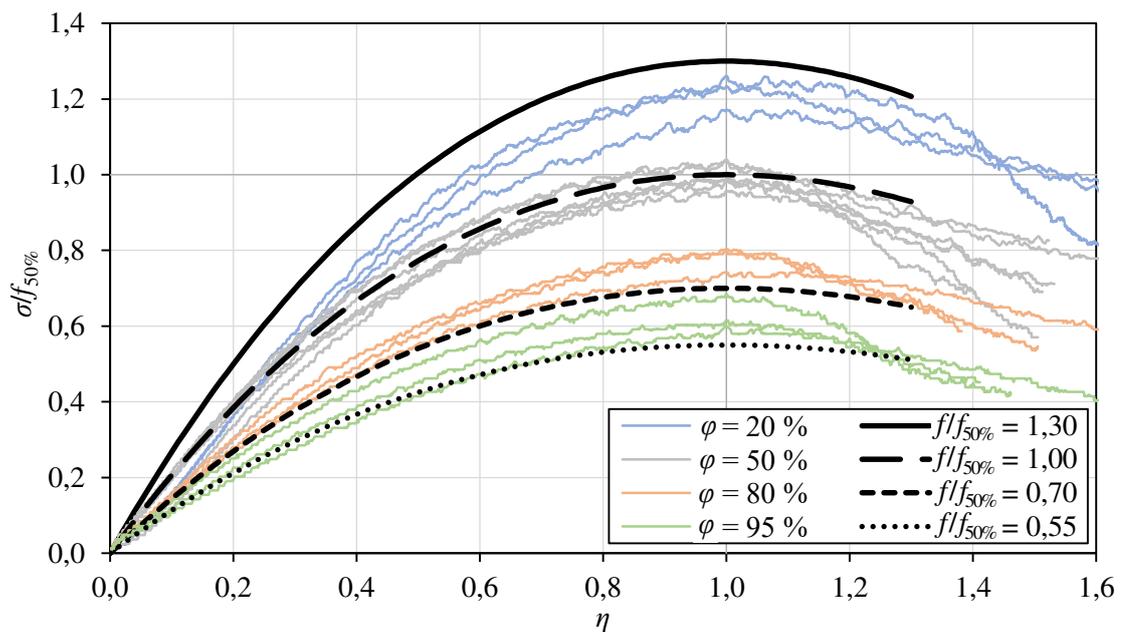


Abbildung 5-4: Vergleich experimentell ermittelter Spannungs-Dehnungs-Beziehungen von Lehm-mauerwerk (vgl. Kapitel 4.4.2) mit dem feuchteabhängigen Werkstoffgesetz nach Gl. (5-7)

Die Gegenüberstellung mit den Versuchsergebnissen aus Kapitel 4.4.2 zeigt, dass die Nichtlinearität der experimentell ermittelten Arbeitslinien durch das vorgeschlagene Werkstoffgesetz in allen Feuchtebereichen zutreffend abgebildet werden kann. Wie bereits aus Abbildung 4-17 hervor geht, wird die Mauerwerksdruckfestigkeit der untersuchten Stein-Mörtel-Kombination im Fall niedriger relativer Luftfeuchten durch die Näherungsgleichung der Feuchteabhängigkeit leicht überschätzt. Folglich liegt die Approximation der Spannungs-Dehnungs-Beziehung bei $\varphi = 20\%$ für diese individuelle Stein-Mörtel-Kombination ebenfalls geringfügig oberhalb der experimentell ermittelten Arbeitslinien. Da im Referenzklima von $\varphi = 50\%$ keine Skalierung der Spannungsachse erforderlich ist, werden die zugehörigen Versuchsergebnisse durch das vorgeschlagene Materialgesetz adäquat angenähert. Bei erhöhten relativen Luftfeuchten von $\varphi > 50\%$ wird die Druckfestigkeit des untersuchten Lehm-mauerwerks von der linearen Annäherung der Feuchteabhängigkeit leicht unterschätzt (vgl. Abbildung 4-17), weshalb die approximierten Arbeitslinien für diesen Feuchtebereich einen etwas flacheren Verlauf als die betrachteten experimentellen Ergebnisse aufweisen. Da aus der in Abbildung 5-4 durchgeführten Gegenüberstellung nur geringfügige Diskrepanzen zwischen den experimentell ermittelten Arbeitslinien und dem vorgeschlagenen Materialmodell hervorgehen, ist das feuchteabhängige Materialgesetz gemäß Gl. (5-7), insbesondere unter dem Gesichtspunkt, dass hierdurch das durchschnittliche Materialverhalten beliebigen Lehm-mauerwerks abgebildet werden soll, als zutreffend zu bewerten.

Um diese Schlussfolgerung mit weiteren verfügbaren Literaturdaten zu belegen, ist in Abbildung 5-5 ein ergänzender Vergleich des feuchteabhängigen Materialgesetzes mit den

von Wiehle et al. (2022) experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Beziehungen von Lehm-mauerwerk dargestellt. Die Datengrundlage umfasst hierbei Untersuchungen an vier verschiedenen Stein-Mörtel-Kombinationen bei drei unterschiedlichen relativen Luftfeuchten.

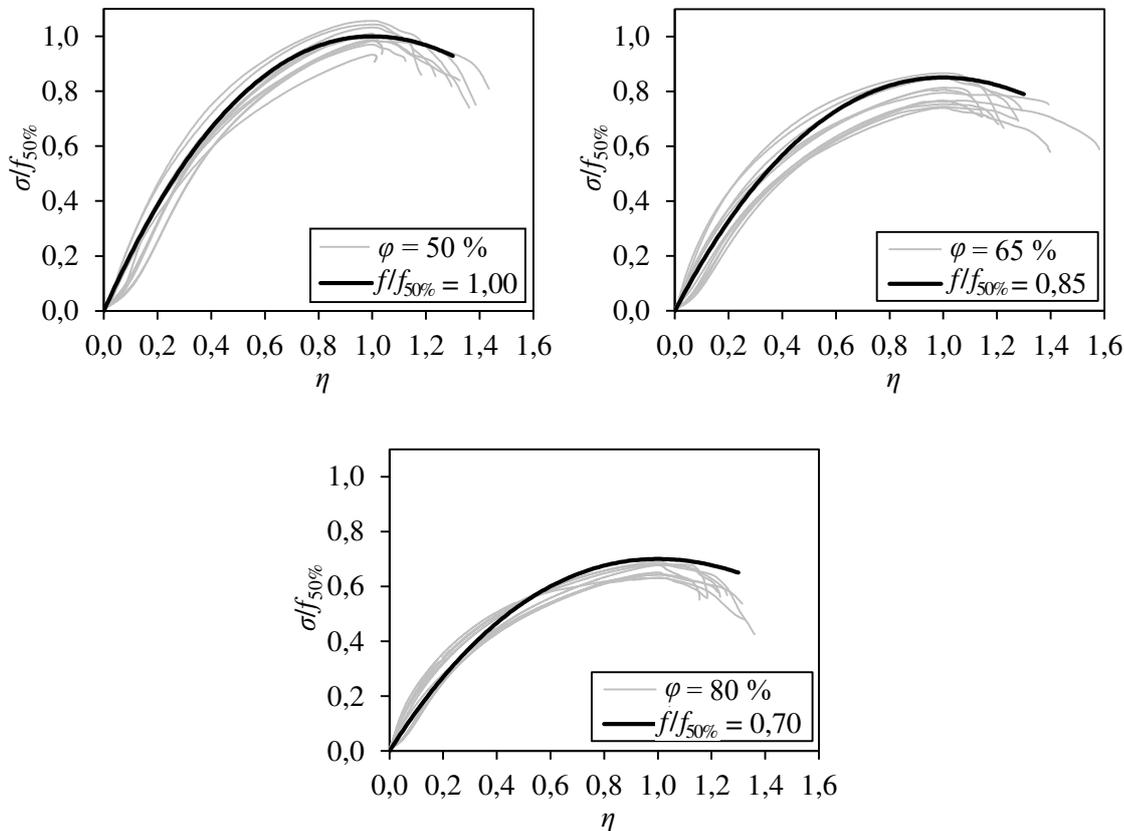


Abbildung 5-5: Vergleich experimentell ermittelter Spannungs-Dehnungs-Beziehungen von Wiehle et al. (2022) mit dem feuchteabhängigen Werkstoffgesetz nach Gl. (5-7)

Auch bei dieser Gegenüberstellung zeigt sich, dass die Nichtlinearität der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen im Mittel zutreffend durch das Materialgesetz nach Gl. (5-7) abgebildet wird. Weiterhin bestätigt sich, dass die feuchteabhängige Skalierung der Spannungsachse in praxisrelevanten Feuchtebereichen zu einer adäquaten Annäherung der experimentell ermittelten Arbeitslinien führt. Im Gegensatz zum vorherigen Vergleich in Abbildung 5-4 wird die mittlere Mauerwerksdruckfestigkeit der von Wiehle et al. (2022) untersuchten Stein-Mörtel-Kombinationen bei relativen Luftfeuchten von $\varphi > 50\%$ durch das feuchteabhängige Materialmodell tendenziell leicht überschätzt. Die Abweichungen sind jedoch auch hier nur marginal, weshalb die Eignung des vorgeschlagenen Werkstoffgesetzes zur repräsentativen Modellierung des Materialverhaltens druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks nochmals bestätigt wird.

Basierend auf den in Abbildung 5-4 und Abbildung 5-5 durchgeführten Gegenüberstellungen lässt sich zusammenfassend konstatieren, dass das vorgeschlagene feuchteabhängige

Materialgesetz nach Gl. (5-7) den Verlauf der Arbeitslinie unstabilierten Lehmmauerwerks bei konstantem Feuchteprofil und fehlender Kenntnis über die tatsächlichen Festigkeits- und Verformungseigenschaften innerhalb des betrachteten Umgebungsklimas zutreffend annähert. Diese Erkenntnis wird nachfolgend zur Entwicklung eines wirklichkeitsnahen Traglastmodells um den Einfluss nichtlinearer Feuchteprofile auf die resultierende Spannungsverteilung innerhalb des Querschnitts erweitert.

5.3 Einfluss nichtlinearer Feuchteprofile auf die Spannungsverteilung

Wie durch die hygrothermischen Analysen in Kapitel 3.6 dargelegt werden konnte, verlaufen praxisübliche Feuchteprofile einer Lehmmauerwerkswand infolge schwankender klimatischer Randbedingungen in vielen Anwendungsfällen inkonstant über die Querschnittsdicke. Um diesen Fall in der Berechnung der Tragfähigkeit vertikal beanspruchten Lehmmauerwerks realitätsnah abbilden zu können, wird nachfolgend ein Verfahren zur nichtlinearen Skalierung der auftretenden Spannungsverteilung in Abhängigkeit des vorliegenden Feuchteprofils erläutert.

Zur wirklichkeitsnahen Berücksichtigung eines über die Querschnittsdicke nichtlinear verlaufenden Feuchteprofils $\varphi(z/t)$ muss die Druckspannungsverteilung im Rahmen der Traglastberechnung affin zum Verlauf der Materialfeuchte skaliert werden. Der resultierende Skalierungsfaktor $ff_{50\%}$ lässt sich hierbei für jede Stelle des Querschnitts aus dem vorliegenden Feuchteprofil mit Hilfe der Approximation nach Gl. (4-3) ermitteln. Zur Veranschaulichung dieses Vorgehens ist in Abbildung 5-6 der Einfluss eines beliebig gewählten nichtlinearen Feuchteprofils auf die Druckspannungsverteilung einer Lehmmauerwerkswand exemplarisch dargestellt.

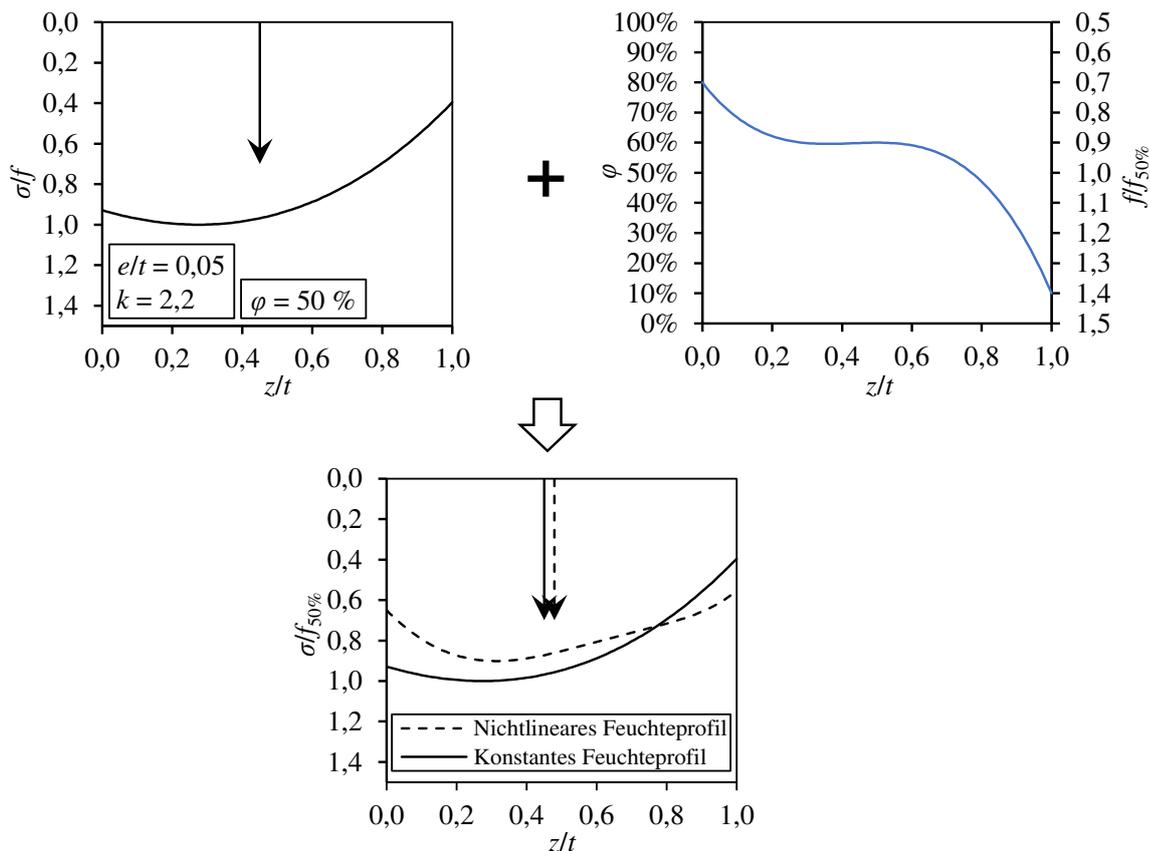


Abbildung 5-6: Exemplarische Darstellung des Einflusses eines nichtlinearen Feuchteprofils auf die resultierende Druckspannungsverteilung

Im Diagramm oben links ist zunächst die Druckspannungsverteilung σ/f über die bezogene Querschnittskoordinate z/t bei einer exemplarisch gewählten Lastexzentrizität von $e/t = 0,05$ für die normative Referenzfeuchte von $\varphi = 50\%$ ohne Berücksichtigung eines nichtlinearen Feuchteprofils dargestellt. Der Spannungsverlauf ergibt sich hierbei in Abhängigkeit der resultierenden Dehnungsebene auf Basis des Materialgesetzes nach Gl. (5-7). Die Schwerpunktlage der Spannungsverteilung ist mit Hilfe eines Pfeils markiert.

Im Diagramm oben rechts ist ein beliebiges nichtlineares Feuchteprofil $\varphi(z/t)$ gegeben. Auf der linken Ordinate ist die zur vorherrschenden Materialfeuchte gehörende äquivalente relative Luftfeuchte aufgetragen, wohingegen auf der rechten Ordinate der korrespondierende Skalierungsfaktor der Spannungsverteilung $f/f_{50\%}$ abgelesen werden kann. Skaliert man die Ausgangsdruckspannungsverteilung aus dem Diagramm oben links mit Hilfe des dargestellten nichtlinearen Feuchteprofils, ergibt sich der gestrichelte Spannungsverlauf im unteren Diagramm. Es ist deutlich zu erkennen, dass sich der Flächeninhalt der Spannungsverteilung durch die nichtlineare Skalierung verändert. Trockenere Querschnittsbereiche erfahren folglich eine Festigkeitssteigerung und können somit mehr Spannung aufnehmen, wohingegen in feuchteren Querschnittsbereichen eine Abminderung der Spannung zu erkennen ist. Aus diesem Effekt resultiert zudem eine Verschiebung der Schwerpunktlage der Spannungsverteilung in Richtung der trockeneren Querschnittsbereiche. Sowohl die

Änderung des Flächeninhalts der Druckspannungsverteilung als auch die Verlagerung der Spannungsergebnisse wirken sich auf die Tragfähigkeit vertikal beanspruchter Lehm-mauerwerkswände aus und müssen daher innerhalb einer wirklichkeitsnahen Traglastbe-rechnung berücksichtigt werden.

Da der Verlauf des Feuchteprofils $\varphi(z/t)$ und somit auch der Verlauf des feuchteabhängigen Skalierungsfaktors $f/f_{50\%}(z/t)$ nicht von der Dehnungsebene, sondern von der bezogenen Querschnittskoordinate z/t abhängt, ist es sinnvoll die skalierte bezogene Spannungsverteilung $\sigma_\varphi/f_{50\%}$ ebenfalls in Abhängigkeit von der bezogenen Querschnittskoordinate zu formulieren:

$$\frac{\sigma_\varphi}{f_{50\%}}\left(\frac{z}{t}\right) = \frac{f}{f_{50\%}}\left(\frac{z}{t}\right) \cdot \frac{\sigma}{f}\left(\frac{z}{t}\right) = \left(1,5 - \frac{\varphi\left(\frac{z}{t}\right)[\%]}{100}\right) \cdot \frac{\sigma}{f}\left(\frac{z}{t}\right) \quad (5-9)$$

Durch Ansatz dieser feuchteabhängigen Spannungsverteilung bei der Berechnung der Traglast vertikal beanspruchten Lehm-mauerwerks lässt sich der Einfluss eines nichtlinearen Feuchteprofils wirklichkeitsnah modellieren. Infolge der notwendigen Anpassung der Bezugsvariable von der bezogenen Dehnung η auf die bezogene Querschnittskoordinate z/t verkompliziert sich jedoch die Ermittlung der Schwerpunktlage sowie des Flächeninhalts der skalierten Spannungsverteilung, weshalb sich die Traglast im Falle eines nichtlinearen Feuchteprofils nicht mehr mit bestehenden Traglastmodellen bestimmen lässt. Aus diesem Grund werden in den nachfolgenden Unterkapiteln geeignete numerische und analytische Lösungsmethoden für die Berechnung der Querschnitts- und Systemtragfähigkeit von Lehm-mauerwerkswänden unter Berücksichtigung nichtlinearer Feuchteprofile entwickelt.

5.4 Querschnittstragfähigkeit von Lehm-mauerwerk

5.4.1 Numerische Berechnungsmethode

Im Rahmen der numerischen Ermittlung der bezogenen Querschnittstragfähigkeit überwiegend druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks wird zur Berücksichtigung des Feuchteinflusses die in Kapitel 5.3 dargelegte skalierte Druckspannungsverteilung $\sigma_\varphi/f_{50\%}$ herangezogen. Da diese im Fall eines nichtlinearen Feuchteprofils nicht mehr dem Verlauf des ursprünglichen Werkstoffgesetzes nach Gl. (5-7) entspricht und darüber hinaus eine zweckmäßige Änderung der Bezugsvariable des mathematischen Zusammenhangs von der bezogenen Dehnung η auf die bezogene Querschnittskoordinate z/t erfolgt, kann die wirklichkeitsnahe Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit nicht mit bekannten analytischen Berechnungsmodellen durchgeführt werden. Demzufolge bildet die nachfolgend erläuterte allgemeine numerische Analyse der Querschnittstragfähigkeit zunächst die einzige Möglichkeit zur Traglastermittlung unter explizitem Einbezug inkonstanter Feuchteverteilung.

gen innerhalb des betrachteten Querschnitts. Zudem bildet die numerische Berechnungsmethode im weiteren Verlauf der vorliegenden Arbeit die Grundlage für die Herleitung eines geschlossenen löslichen Approximationsverfahrens zur Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit sowie für die anschließende Erweiterung des Traglastmodells zur Berücksichtigung systemabhängiger Schlankheitseinflüsse.

Der aus den numerischen Analysen resultierende Traglastfaktor stellt dabei eine Normierung der vom Querschnitt aufnehmbaren Normalkraft $N_{R,I}$ mit der zentrischen Querschnittstragfähigkeit bei einer konstanten Referenzmaterialfeuchte von $\varphi = 50\%$ dar:

$$\Phi_{1,\varphi} = \frac{N_{R,I}}{l \cdot t \cdot f_{50\%}} \quad (5-10)$$

Die numerische Berechnung der Querschnittstragfähigkeit erfordert zunächst die Festlegung der bezogenen äußeren Lastexzentrizität e/t . Die daraus resultierende Spannungsverteilung für ein konstantes Referenzfeuchteprofil von $\varphi = 50\%$ wird daraufhin durch ein beliebiges Feuchteprofil $\varphi(z/t)$ gemäß dem in Kapitel 5.3 erläuterten Verfahren skaliert. Das zur Skalierung verwendete Feuchteprofil darf im Rahmen der numerischen Traglastberechnung einen beliebigen Verlauf annehmen und muss nicht zwingend der kubischen Näherungsfunktion gemäß Gl. (3-5) entsprechen. Anschließend wird die Dehnungsebene analog zum allgemeinen Vorgehen aus Kapitel 2.1.3.2 wiederholt adjustiert, bis das Integral des skalierten Spannungsverlaufs unter simultaner Einhaltung der erforderlichen Gleichgewichtsbedingungen sein Maximum annimmt. Dabei wird der marginale Einfluss der vertikalen Biegezugfestigkeit näherungsweise vernachlässigt, weshalb der Schwerpunkt der skalierten Spannungsverteilung zur Erfüllung des Momentengleichgewichts auf Querschnittsebene in der Wirkungslinie der einwirkenden Normalkraft liegen muss. Um zudem die materialspezifischen Versagenskriterien nicht zu verletzen, darf die bezogene Dehnung am stärker gestauchten Querschnittsrand die bezogene Bruchdehnung nicht überschreiten ($\eta_1 \leq \eta_{ult}$).

Für die im Rahmen dieser Arbeit zugrunde liegende Spannungs-Dehnungs-Beziehung ergibt sich das Maximum der bezogenen aufnehmbaren Normalkraft $n_{R,I,max}$ im Fall eines gerissenen Querschnitts stets bei Erreichen der in Kapitel 5.2 approximierten bezogenen Bruchdehnung von $\eta_{ult} = 1,3$ am stärker gestauchten Querschnittsrand. Dagegen maximiert sich der Plastizitätsfaktor und damit auch die resultierende aufnehmbare Normalkraft im Fall eines vollständig überdrückten Querschnitts sofern sich die bezogene Dehnung am stärker gestauchten Querschnittsrand in einem Bereich zwischen der bezogenen Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit und der bezogenen Bruchdehnung befindet ($1,0 = \eta_f \leq \eta_1 < \eta_{ult} = 1,3$). Die bezogene Dehnung am weniger gestauchten Querschnittsrand ist im Gegensatz dazu stets durch die bezogene Dehnung bei Erreichen der Druckfes-

tigkeit limitiert ($\eta_2 \leq \eta_f = 1,0$). Der Ablauf der numerischen Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit unter Berücksichtigung eines beliebigen Feuchteprofils ist in Abbildung 5-7 schematisch veranschaulicht.

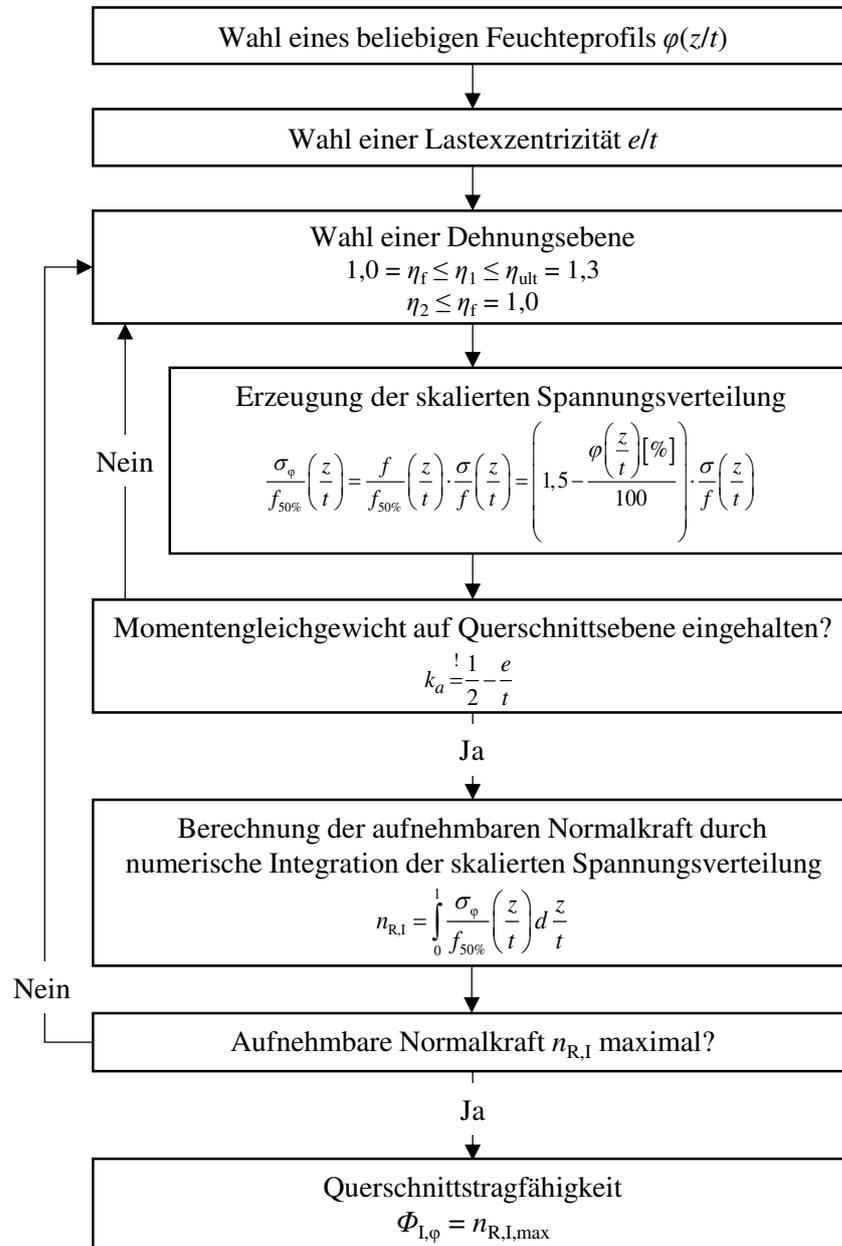


Abbildung 5-7: Ablaufschema der numerischen Berechnung der Querschnittstragfähigkeit überwiegend druckbeanspruchten Lehmmauerwerks unter Berücksichtigung eines beliebigen nichtlinearen Feuchteprofils

5.4.2 Analytische Berechnungsmethode

5.4.2.1 Einführung

Da das vorab beschriebene numerische Berechnungsverfahren für die einfache Praxisanwendung zu umständlich und zeitaufwändig ist, wird nachfolgend eine analytische Berechnungsmethode entwickelt, welche mit Hilfe weniger Vereinfachungen eine Möglichkeit zur Approximation der Querschnittstragfähigkeit überwiegend druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks unter Berücksichtigung nichtlinearer Feuchteprofile ohne die Erfordernis eines iterativen Vorgehens erlaubt.

Ausgangspunkt der analytischen Berechnungsmethode ist die Ermittlung der bezogenen Querschnittstragfähigkeit Φ_1 mittels bekannter Traglastmodelle für überwiegend druckbeanspruchte Mauerwerkswände. Hierbei erfolgt zunächst noch kein Einbezug einer realitätsnahen Feuchteverteilung, sondern es wird in Anlehnung an das gängige Referenzkonditionierungsklima für Lehmbaustoffe ein konstantes Feuchteprofil mit einer Materialfeuchte von $\varphi = 50\%$ unterstellt. Zur anschließenden Berücksichtigung abweichender Feuchteprofile erfolgt eine Modifizierung des Ausgangswerts der Querschnittstragfähigkeit gemäß Gl. (5-11), welche sowohl feuchteabhängige Änderungen des Flächeninhalts der Spannungsverteilung als auch eine Verlagerung der Spannungsresultierenden im Fall nichtlinearer Feuchteprofile einbezieht. Um die genannten Effekte bei der analytischen Approximation der Querschnittstragfähigkeit hinreichend genau abbilden zu können, werden drei feuchteabhängige Anpassungsfaktoren α_φ , β_φ und γ_φ eingeführt. Der Faktor α_φ skaliert die Querschnittstragfähigkeit hierbei auf Basis der mittleren Materialfeuchte innerhalb der Druckzone und deckt somit die feuchtebedingte Flächenänderung der Spannungsverteilung ab. Die Anpassungsfaktoren β_φ und γ_φ erlauben darüber hinaus eine Berücksichtigung der Verlagerung der Spannungsresultierenden bei einem nichtlinearen Verlauf des vorliegenden Feuchteprofils. Im Rahmen der Kalibrierung der feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren wird im Sinne einer realitätsnahen Modellierung der Feuchteverteilung innerhalb des Querschnitts stets die in Kapitel 3.7 dargelegte allgemeine kubische Näherungsfunktion eines Feuchteprofils unterstellt. Die Ermittlung des Ausgangswerts der Querschnittstragfähigkeit sowie die Herleitung der feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren werden im weiteren Verlauf dieses Unterkapitels detailliert erläutert.

$$\Phi_{1,\varphi} = \alpha_\varphi \cdot \beta_\varphi \cdot \gamma_\varphi \cdot \Phi_1 \quad (5-11)$$

Mit:

Φ_1 = Ausgangswert der Querschnittstragfähigkeit

α_φ = Anpassungsfaktor zur Berücksichtigung der mittleren Materialfeuchte innerhalb der Druckzone

β_φ = Anpassungsfaktor zur Berücksichtigung der Differenz zwischen der Kernfeuchte und der Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand $\Delta\varphi_{3-1}$

γ_φ = Anpassungsfaktor zur Berücksichtigung der Differenz zwischen der Materialfeuchte am weniger gestauchten Querschnittsrand und der Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand $\Delta\varphi_{2-1}$

5.4.2.2 Ausgangswert der Querschnittstragfähigkeit

Als Basis des analytischen Berechnungsverfahrens wird zunächst ein Traglastmodell benötigt, mit dessen Hilfe sich die Querschnittstragfähigkeit druckbeanspruchten Lehmmauerwerks Φ_I unter Berücksichtigung des zum Referenzkonditionierungsklima gehörenden konstanten Feuchteprofils mit einer Materialfeuchte von $\varphi = 50 \%$ zutreffend ermitteln lässt. Prinzipiell können hierfür alle wissenschaftlichen oder normativen Traglastmodelle verwendet werden, welche valide Ergebnisse für druckbeanspruchte Mauerwerkswände liefern. Auf Grund der großen Völligkeit der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Lehmmauerwerk sowie dessen ausgeprägte Duktilität (vgl. Kapitel 4.4) ist auch die im Rahmen der Bemessung von Mauerwerksbauteilen übliche vereinfachte Annahme starr-plastischen Materialverhaltens zur unkomplizierten Abschätzung des Ausgangswerts der Querschnittstragfähigkeit gerechtfertigt.

Im Sinne einer möglichst präzisen Berechnung des Ausgangswerts der Querschnittstragfähigkeit wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit das Approximationsverfahren nach Glock (2004) herangezogen, welches es erlaubt, die wirklichkeitsnahen Materialeigenschaften von Lehmmauerwerk detailliert in die Traglastermittlung einzubeziehen (vgl. Kapitel 2.1.3.2). Um zu validieren, dass sich diese Berechnungsmethode zur Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit von Lehmmauerwerk eignet, werden die von Wiehle et al. (2022) durchgeführten experimentellen Untersuchungen an exzentrisch belasteten Lehmmauerwerksprobekörpern in Abbildung 5-8 mit Hilfe des genannten analytischen Approximationsansatzes nachgerechnet. Dabei wird das Materialmodell gemäß Gl. (5-7) mit einem bezogenen Ursprungselastizitätsmodul von $k = 2,2$ und einer bezogenen Bruchdehnung von $\eta_{ult} = 1,3$ zugrunde gelegt. Die Mauerwerksprobekörper der Versuchsreihe von Wiehle et al. (2022) wurden bei drei unterschiedlichen relativen Luftfeuchten ($\varphi = 50 \%$, $\varphi = 65 \%$ und $\varphi = 80 \%$) bis zur Massekonstanz konditioniert, weshalb man bei allen untersuchten Probekörpern von einem konstanten Feuchteprofil ausgehen kann. Um sowohl den Fall eines vollständig überdrückten als auch den eines gerissenen Querschnitts zu untersuchen, erfolgte die Lasteinleitung im Rahmen der Versuchsreihe mit planmäßigen Ausmitten von $e_0/t = 0,10$ und $e_0/t = 0,25$. Mit Hilfe der während des Versuchs an den beiden Querschnittsrändern aufgezeichneten vertikalen Dehnungen konnte die tatsächlich vorhandene Lastexzentrizität e/t inklusive ungewollter Zusatzausmitten oder Zentriereffekte über die resultierende Dehnungsebene ermittelt und für die Nachrechnungen angesetzt werden.

Damit der Einfluss der unterschiedlichen Konditionierungsklimata die Gegenüberstellung der rechnerisch und experimentell ermittelten Traglasten in der nachfolgenden Darstellung nicht verzerrt, erfolgt die Normierung der Querschnittstragfähigkeit nicht mit Hilfe der Mauerwerksdruckfestigkeit des normativen Referenzklimas $f_{50\%}$, sondern unter Verwendung der zur jeweiligen relativen Konditionierungsluftfeuchte gehörigen Mauerwerksdruckfestigkeit f . Die eingezeichneten Fehlerindikatoren kennzeichnen den Bereich einer Standardabweichung ober- und unterhalb der mittleren Traglast der aus je drei Probekörpern bestehenden Prüfserien. Bei Prüfserien ohne ersichtliche Fehlerindikatoren ist die Standardabweichung der Traglastfaktoren kleiner als 0,025.

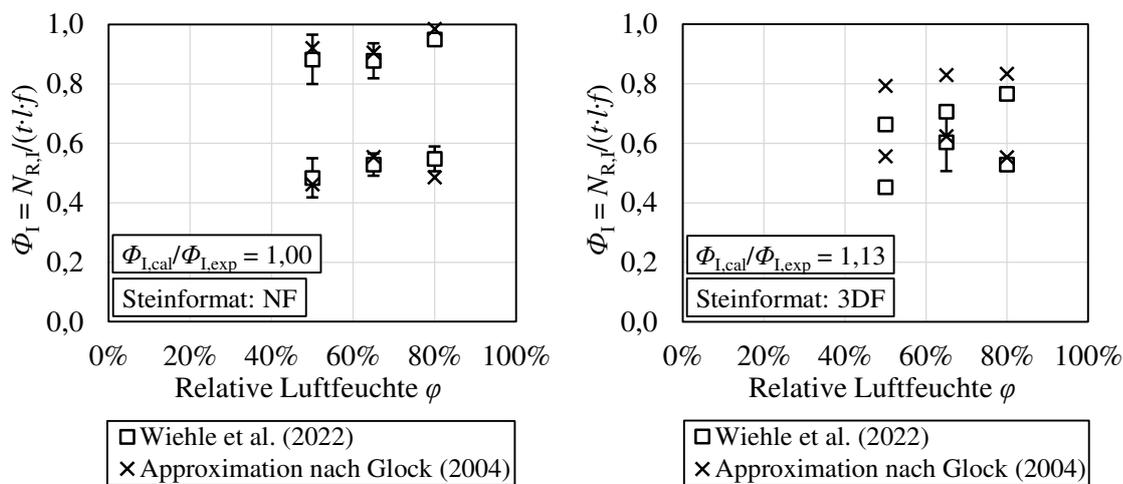


Abbildung 5-8: Vergleich der analytischen Approximation der Querschnittstragfähigkeit nach Glock (2004) mit den experimentellen Untersuchungsergebnissen von Wiehle et al. (2022)

Die im linken Diagramm gegenübergestellten experimentell und analytisch ermittelten Querschnittstragfähigkeiten für Mauerwerksprobekörper aus normalformatigen Lehmsteinen zeigen bei jeder der untersuchten Kombinationen aus Konditionierungsklima und Lastexzentrizität eine hohe Übereinstimmung. Das mittlere Verhältnis aus rechnerischer und experimenteller Querschnittstragfähigkeit beträgt hierbei $\Phi_{I,cal}/\Phi_{I,exp} = 1,00$, was die Genauigkeit der Nachrechnung mit Hilfe des Approximationsverfahrens nach Glock (2004) unter Ansatz der Werkstoffkennwerte gemäß Kapitel 5.2 unterstreicht.

Bei Betrachtung der im rechten Diagramm dargestellten Versuchsergebnisse der Mauerwerksprobekörper aus Lehmsteinen des Formats 3DF weisen die Prüfserien bei relativen Luftfeuchten von $\varphi = 80 \%$ sowie die Prüfserie bei einer relativen Luftfeuchte $\varphi = 65 \%$ in Kombination mit großer Lastexzentrizität ebenfalls eine hinreichende Übereinstimmung mit den analytisch ermittelten Querschnittstragfähigkeiten auf. Bei den übrigen Prüfserien werden jedoch erhöhte Diskrepanzen von bis zu 20 % ersichtlich. Infolge dessen beträgt das mittlere Verhältnis aus rechnerischer und experimenteller Querschnittstragfähigkeit für

die gesamte Versuchsreihe $\Phi_{I,cal}/\Phi_{I,exp} = 1,13$, was eine Überschätzung der Prüfergebnisse durch den analytischen Approximationsansatz indiziert.

Da jedoch nur vereinzelte Prüfserien signifikant von der rechnerischen Querschnittstragfähigkeit abweichen, lassen sich die Differenzen eventuell auf Versuchs- oder Klimatisierungsstreuungen zurückführen. Bedingt durch das größere Volumen der 3DF-Steine könnte zum Zeitpunkt der Prüfung unter Umständen noch keine vollständig gleichmäßige Feuchteverteilung über den gesamten Querschnitt vorgelegen haben. Zudem weisen die verwendeten 3DF-Lehmsteine gegenüber den normalformatigen Lehmsteinen durch ihr mittiges Griffloch eine Unstetigkeit auf, welche durch das analytische Modell nicht explizit berücksichtigt werden kann. Insbesondere bei exzentrischer Lasteinleitung können dadurch Diskrepanzen zwischen rechnerisch und experimentell ermittelter Querschnittstragfähigkeit hervorgerufen werden.

Nichtsdestotrotz lässt sich schlussfolgern, dass das Approximationsverfahren nach Glock (2004) eine zutreffende Abschätzung des Ausgangswerts der Querschnittstragfähigkeit von Lehmmauerwerk unter Einbezug wirklichkeitsnaher Materialeigenschaften erlaubt. Insbesondere bei homogenen Vollsteinen ist eine sehr hohe Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen dieses Rechenmodells und den experimentell ermittelten Traglasten zu erwarten.

Zur expliziten Berücksichtigung realitätsnaher Feuchteprofile muss nach der Ermittlung des Ausgangswerts der Querschnittstragfähigkeit Φ_I eine Adjustierung der Tragfähigkeit in Abhängigkeit der vorliegenden Feuchteverteilung stattfinden. Dies erfolgt mit Hilfe feuchteabhängiger Anpassungsfaktoren, deren nachfolgend thematisierte Herleitung und Validierung auf dem numerischen Lösungsverfahren gemäß Kapitel 5.4.1 basieren.

5.4.2.3 Berücksichtigung der mittleren Materialfeuchte innerhalb der Druckzone

Wie bereits in Kapitel 5.3 dargelegt, führt eine Änderung der Materialfeuchte innerhalb eines druckbeanspruchten Lehmmauerwerksquerschnitts zu einer Flächenänderung der resultierenden Spannungsverteilung. Dieser Einfluss wird im Rahmen der analytischen Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit durch den Anpassungsfaktor α_φ abgebildet. Die Modifizierung der Traglast bezieht sich hierbei ausschließlich auf die mittlere Materialfeuchte innerhalb der Druckzone $\varphi_{m,x}$, da die Querschnittstragfähigkeit nicht durch Feuchteänderungen innerhalb von gerissenen und somit druckspannungsfreien Querschnittsbereichen beeinflusst wird. Die Berechnung des Anpassungsfaktors α_φ erfolgt in Anlehnung an die lineare Korrelation zwischen der Materialfeuchte und der Druckfestigkeit von Lehmmauerwerk (vgl. Kapitel 4.4.2) mit untenstehender Gleichung:

$$\alpha_{\varphi} = 1,5 - \frac{\varphi_{m,x} [\%]}{100} \quad (5-12)$$

Die mittlere Materialfeuchte innerhalb der Druckzone $\varphi_{m,x}$ ergibt sich durch Integration des vorliegenden Feuchteprofils über den überdrückten Querschnittsbereich und anschließender Division durch die bezogene Druckzonenhöhe k_x :

$$\varphi_{m,x} = \frac{\int_0^{k_x} \varphi\left(\frac{z}{t}\right) d\frac{z}{t}}{k_x} \quad (5-13)$$

Unter Ansatz der kubischen Näherungsfunktion des Feuchteverlaufs nach Gl. (3-5) lässt sich die mittlere Materialfeuchte innerhalb der Druckzone mit Hilfe der lokalen Materialfeuchte in Querschnittsmitte φ_3 und an den Querschnittsrändern φ_1 und φ_2 sowie der bezogenen Druckzonenhöhe k_x folgendermaßen berechnen:

$$\begin{aligned} \varphi_{m,x} = & (-\varphi_1 + \varphi_2) \cdot k_x^3 + \frac{1}{3} \cdot (8 \cdot \varphi_1 - 4 \cdot (\varphi_2 + \varphi_3)) \cdot k_x^2 \\ & + \frac{1}{2} \cdot (-5 \cdot \varphi_1 + \varphi_2 + 4 \cdot \varphi_3) \cdot k_x + \varphi_1 \end{aligned} \quad (5-14)$$

Hierbei gilt es zu beachten, dass die bezogene Druckzonenhöhe k_x im Fall eines nichtlinearen Feuchteprofils infolge der Verlagerung des Schwerpunkts der skalierten Spannungsverteilung nicht nur von der äußeren Lastexzentrizität abhängt, sondern zusätzlich vom individuellen Verlauf der Materialfeuchte innerhalb des Querschnitts beeinflusst wird. Um das Momentengleichgewicht auf Querschnittsebene erfüllen zu können, muss die Druckzonenhöhe daher vergrößert werden, sobald sich die Schwerpunktlage der Spannungsverteilung auf Grund eines nichtlinearen Feuchteverlaufs in Richtung des stärker gestauchten Querschnittsrandes verschiebt. Im gegenteiligen Fall führt eine feuchteabhängige Verlagerung der Schwerpunktlage in Richtung des weniger gestauchten Querschnittsrandes aus Gleichgewichtsgründen zu einer Verringerung der Druckzonenhöhe. Weiterführende Erläuterungen dieses Effekts sind in Kapitel 5.4.2.4 zu finden.

Um die Problematik der feuchteabhängigen Druckzonenhöhe im Sinne einer unkomplizierten Praxisanwendung zu lösen sowie eine Fallunterscheidung zwischen einem überdrückten und gerissenen Querschnitt bei der Berechnung des Anpassungsfaktors α_{φ} zu vermeiden, kann die bezogene Druckzonenhöhe k_x unter der vereinfachten Annahme starr-plastischen Materialverhaltens abgeschätzt werden. Mit Hilfe dieses Ansatzes ergibt sich die mittlere Materialfeuchte innerhalb der Druckzone näherungsweise gemäß Gl. (5-15).

$$\begin{aligned} \varphi_{m,x} \approx & (-\varphi_1 + \varphi_2) \cdot \left(1 - 2 \cdot \frac{e}{t}\right)^3 + \frac{1}{3} \cdot (8 \cdot \varphi_1 - 4 \cdot (\varphi_2 + \varphi_3)) \cdot \left(1 - 2 \cdot \frac{e}{t}\right)^2 \\ & + \frac{1}{2} \cdot (-5 \cdot \varphi_1 + \varphi_2 + 4 \cdot \varphi_3) \cdot \left(1 - 2 \cdot \frac{e}{t}\right) + \varphi_1 \end{aligned} \quad (5-15)$$

Im Gegensatz zu einem nichtlinearen Feuchteprofil bewirkt ein konstanter Verlauf der Materialfeuchte ausschließlich eine über den gesamten Querschnitt homogen verlaufende Skalierung der Spannungsverteilung. Somit tritt in diesem trivialen Fall keine feuchtebedingte Änderung der Schwerpunktlage der skalierten Spannungsverteilung auf, sondern es ändert sich ausschließlich deren Flächeninhalt. Des Weiteren haben die Lastexzentrizität und die daraus resultierende Druckzonenhöhe bei einem konstanten Feuchteprofil keinerlei Einfluss auf die mittlere Materialfeuchte innerhalb der überdrückten Querschnittsbereiche, weshalb sich Gl. (5-15) in diesem Fall zu $\varphi_{m,x} = \varphi_1$ vereinfacht. Wie in Abbildung 5-9 gezeigt, reicht somit die alleinige Modifizierung des Ausgangswerts der Querschnittstragfähigkeit Φ_1 mit Hilfe des Anpassungsfaktors α_φ aus, um die nach Kapitel 5.4.1 numerisch berechnete Tragfähigkeit $\Phi_{1,\varphi,\text{num}}$ mit hoher Genauigkeit zu approximieren. Die geringfügig größeren Ergebnisse der analytischen Lösung resultieren dabei aus der Annahme eines konstanten Spannungsverlaufs innerhalb des Entfestigungsbereichs der Spannungs-Dehnungs-Linie, welche der Berechnung des Ausgangswerts der Querschnittstragfähigkeit nach Glock (2004) zugrunde liegt.

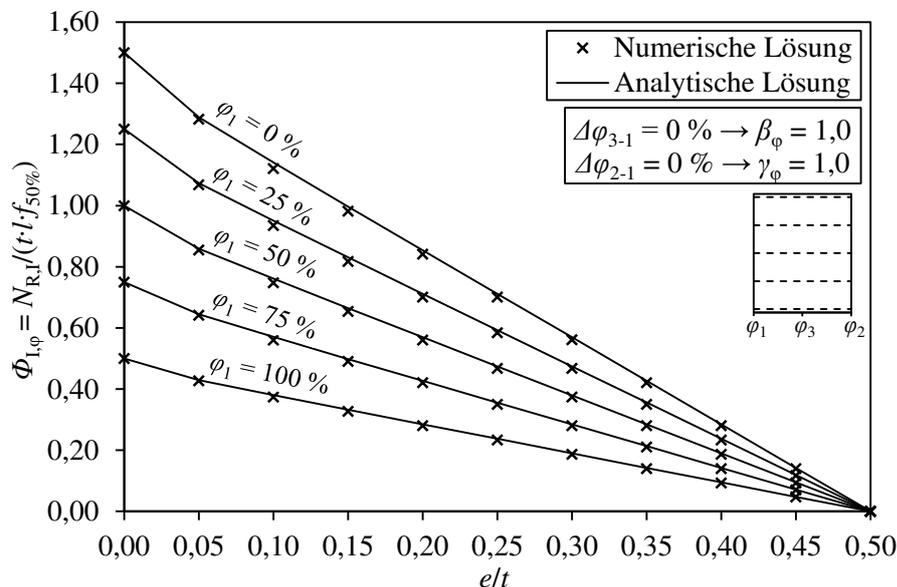


Abbildung 5-9: Gegenüberstellung der numerisch und analytisch berechneten Querschnittstragfähigkeit für konstante Feuchteprofile

5.4.2.4 Berücksichtigung der Differenz zwischen Kern- und Randfeuchte

Im praxisüblichen Fall eines inkonstanten Feuchteprofils wird die resultierende Querschnittstragfähigkeit von Lehm-mauerwerk neben der Flächenänderung der Spannungsverteilung zusätzlich durch die Verlagerung der Spannungsresultierenden und der damit einhergehenden Änderung der Druckzonenhöhe beeinflusst. Demzufolge ist neben der Traglastmodifizierung auf Basis der mittleren Materialfeuchte innerhalb der überdrückten Querschnittsbereiche mit Hilfe des Anpassungsfaktors α_φ (vgl. Kapitel 5.4.2.3) eine zusätzliche Adjustierung der Querschnittstragfähigkeit in Abhängigkeit der Nichtlinearität des vorliegenden Feuchteprofils notwendig. Zur Herleitung einer geeigneten Modifizierung werden die Einflüsse aus Differenzen zwischen der Kernfeuchte und der Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand $\Delta\varphi_{3-1}$ sowie Einflüsse aus Differenzen zwischen den beiden Randfeuchten $\Delta\varphi_{2-1}$ (vgl. Kapitel 5.4.2.5) im weiteren Verlauf der vorliegenden Arbeit getrennt voneinander betrachtet und im Rahmen der analytischen Berechnung der Querschnittstragfähigkeit mit Hilfe der Anpassungsfaktoren β_φ und γ_φ abgebildet. Dabei wird für die nachfolgenden Untersuchungen stets die kubische Näherungsfunktion für nichtlineare Feuchteprofile gemäß Gl. (3-5) zugrunde gelegt.

Als Grundlage zur Herleitung des Anpassungsfaktors β_φ wird zunächst die Differenz zwischen der Kern- und Randfeuchte $\Delta\varphi_{3-1}$ variiert und die daraus resultierende Auswirkung auf die numerisch berechnete Querschnittstragfähigkeit infolge einer Schwerpunktverlagerung der skalierten Spannungsverteilung bei verschiedenen Lastexzentrizitäten analysiert. Die simultan auftretenden Einflüsse infolge einer feuchtebedingten Flächenänderung der skalierten Spannungsverteilung werden durch den Anpassungsfaktor α_φ abgedeckt und bleiben durch eine geeignete Normierung im Rahmen der empirischen Herleitung von β_φ unberücksichtigt. Weiterhin wird nachfolgend zur isolierten Betrachtung des Einflusses variierender Kernfeuchten einheitlich von identischen Randfeuchten ausgegangen ($\Delta\varphi_{2-1} = 0 \%$), wodurch die in diesem Unterkapitel untersuchten Feuchteprofile stets eine Symmetrie zur Mittelachse des Querschnitts aufweisen.

Der Einfluss verschiedener Differenzen zwischen Kern- und Randfeuchte $\Delta\varphi_{3-1}$ auf die Querschnittstragfähigkeit von Lehm-mauerwerk wird in Abbildung 5-10 in Abhängigkeit der vorliegenden Lastexzentrizität dargestellt. Die Analyse erfolgt hierbei anhand des Verhältniswerts zwischen der für das jeweilige Feuchteprofil numerisch ermittelten Querschnittstragfähigkeit $\Phi_{I,\varphi,num}$ und dem mit Hilfe des Anpassungsfaktors α_φ modifizierten Ausgangswerts der Querschnittstragfähigkeit Φ_I . Das resultierende Verhältnis stellt somit den rechnerisch notwendigen Anpassungsfaktor β_φ zur Berücksichtigung der durch eine Differenz zwischen Kern- und Randfeuchte hervorgerufenen Verlagerung des Schwerpunkts der skalierten Spannungsverteilung im Rahmen der analytischen Traglastberechnung dar.

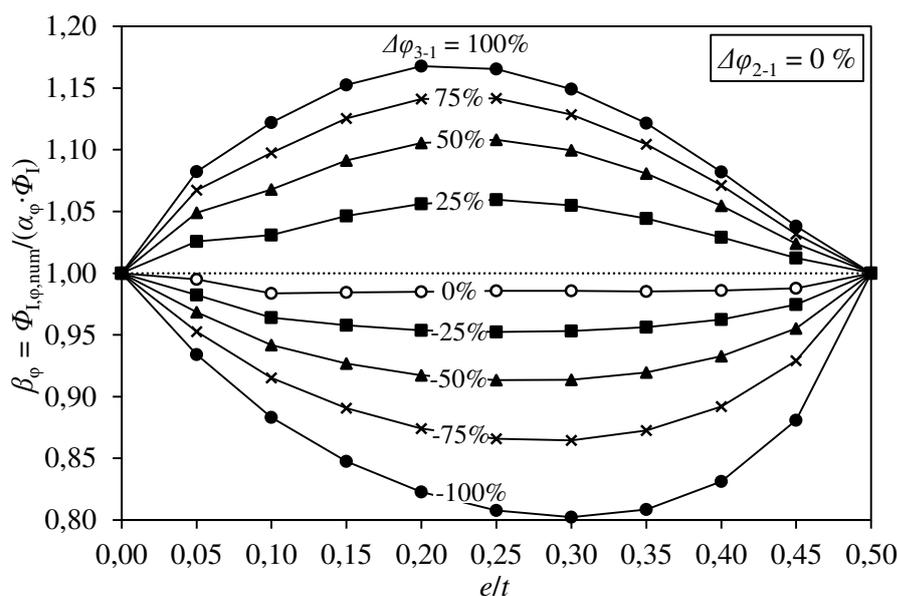


Abbildung 5-10: Verhältnis zwischen numerisch berechneter Querschnittstragfähigkeit und dem mit Hilfe des Anpassungsfaktors α_ϕ skalierten Ausgangswert der Querschnittstragfähigkeit für nichtlineare Feuchteprofile mit verschiedenen Differenzen zwischen Kern- und Randfeuchte $\Delta\phi_{3-1}$

Aus der Gegenüberstellung wird deutlich, dass sich die Querschnittstragfähigkeit bei negativen Differenzen zwischen Kern- und Randfeuchte infolge einer Verlagerung des Schwerpunkts der skalierten Spannungsverteilung verringert und bei positiven Differenzen erhöht. Im erstgenannten Fall verschiebt sich die Resultierende der skalierten Spannungsverteilung zunächst in Richtung der trockeneren Querschnittsmitte. Um die ursprüngliche Lastexzentrizität wiederherzustellen und somit das Momentengleichgewicht auf Querschnittsebene zu erfüllen, muss die Druckzonenhöhe durch eine Erhöhung der Dehnung am lastabgewandten Querschnittsrand reduziert werden. Aus der kleineren Druckzonenhöhe resultiert zwangsläufig eine Verringerung der Querschnittstragfähigkeit. Im Fall einer positiven Differenz zwischen Kern- und Randfeuchte zeigt sich dagegen ein gegenteiliger Effekt: Die Resultierende der skalierten Spannungsverteilung verschiebt sich in Richtung des trockeneren lastzugewandten Querschnittsrandes, weshalb sich die Druckzonenhöhe aus Gleichgewichtsgründen durch erneute Adjustierung der Dehnungsebene vergrößert. Dieser Fall führt somit folglich zu einer Steigerung der Querschnittstragfähigkeit. Die erläuterten Effekte einer feuchteabhängigen Verlagerung der Spannungsresultierenden sind in Abbildung 5-11 nochmals grafisch veranschaulicht.

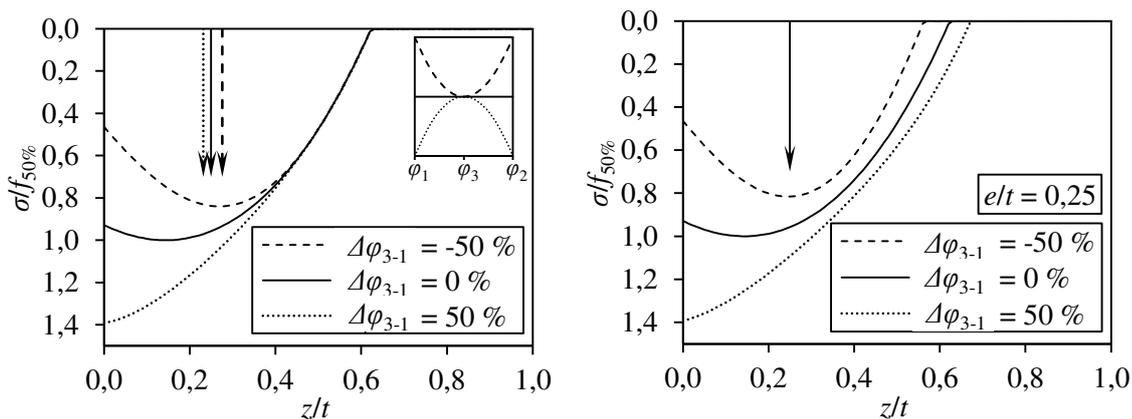


Abbildung 5-11: Exemplarische Darstellung skaliertener Spannungsverteilungen sowie Lage der zugehörigen Resultierenden (links vor und rechts nach erneuter Iteration der Dehnungsebene)

Zur empirischen Herleitung des feuchteabhängigen Anpassungsfaktors β_φ muss der in Abbildung 5-10 dargestellte Einfluss variierender Kern- und Randfeuchtedifferenzen anhand eines funktionalen Zusammenhangs abgebildet werden. Die Abhängigkeit des Anpassungsfaktors β_φ von der bezogenen Lastexzentrizität lässt sich dabei durch eine quadratische Funktion zutreffend beschreiben. Die Differenz zwischen Kern- und Randfeuchte führt im Fall eines anfänglich hälftig überdrückten Querschnitts – und somit bei einer bezogenen Druckzonenhöhe von $k_x = 0,5$ – zur größtmöglichen Verlagerung der Spannungsergebnisse, da hierbei die maximale Differenz zwischen den Materialfeuchten an den Enden der Druckzone auftritt. Infolge dessen ergibt sich der Maximalwert von β_φ unter der vereinfachenden Annahme starr-plastischen Materialverhaltens bei einer Lastexzentrizität von $e/t \approx 0,25$. Dieser Maximalwert ist in Abbildung 5-12 in Abhängigkeit der Differenz zwischen Kern- und Randfeuchte dargestellt.

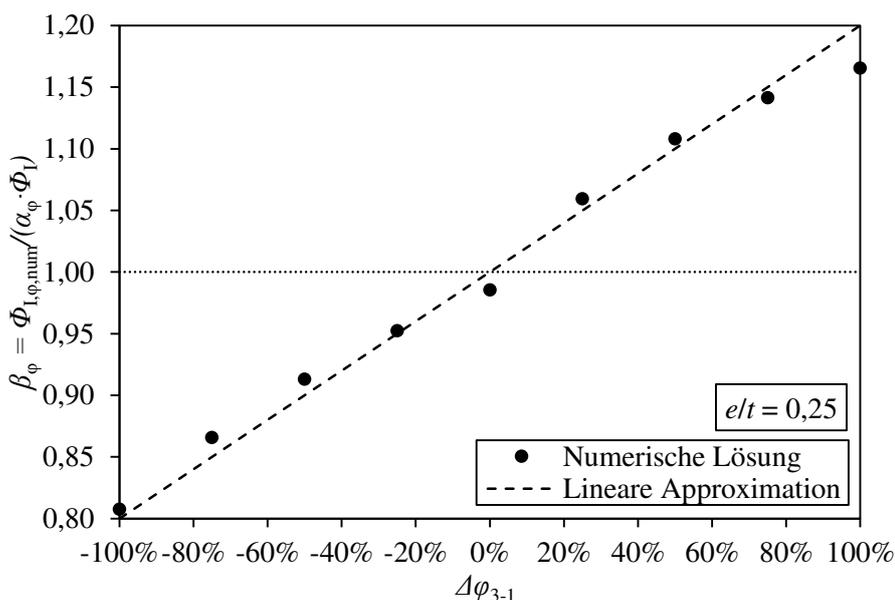


Abbildung 5-12: Lineare Approximation des Maximalwerts des Anpassungsfaktors β_φ

Der Maximalwert des Anpassungsfaktors β_ϕ ist linear von der Differenz zwischen Kern- und Randfeuchte abhängig und lässt sich, wie in Abbildung 5-12 gezeigt, durch folgende Approximationsgleichung abbilden:

$$\beta_{\phi,\max} = 1 + \frac{\Delta\varphi_{3-1} [\%]}{500} \quad (5-16)$$

Unter der zusätzlichen Randbedingung, dass bei bezogenen Lastexzentrizitäten von $e/t = 0$ und $e/t = 0,5$ keine Verschiebung der Spannungsresultierenden berücksichtigt werden muss und in diesen Fällen folglich $\beta_\phi = 1,0$ gilt, lässt sich unter Einbezug von Gl. (5-16) eine Näherungsformel für den Anpassungsfaktor β_ϕ ableiten:

$$\beta_\phi = 1 + \frac{2}{125} \cdot \Delta\varphi_{3-1} [\%] \cdot \frac{e}{t} \cdot \left(1 - 2 \cdot \frac{e}{t}\right) \quad (5-17)$$

Die empirische Näherung des Anpassungsfaktors β_ϕ ist quadratisch von der bezogenen Lastexzentrizität e/t abhängig und wird durch die Differenz zwischen Kern- und Randfeuchte $\Delta\varphi_{3-1}$ linear skaliert. Der mit Hilfe von Gl. (5-17) berechnete feuchteabhängige Anpassungsfaktor kann Werte in einem Bereich von $0,80 \leq \beta_\phi \leq 1,20$ annehmen. In Abbildung 5-13 ist die Verteilung von β_ϕ über die Einflussgrößen $\Delta\varphi_{3-1}$ und e/t mittels einer dreidimensionalen Darstellung veranschaulicht.

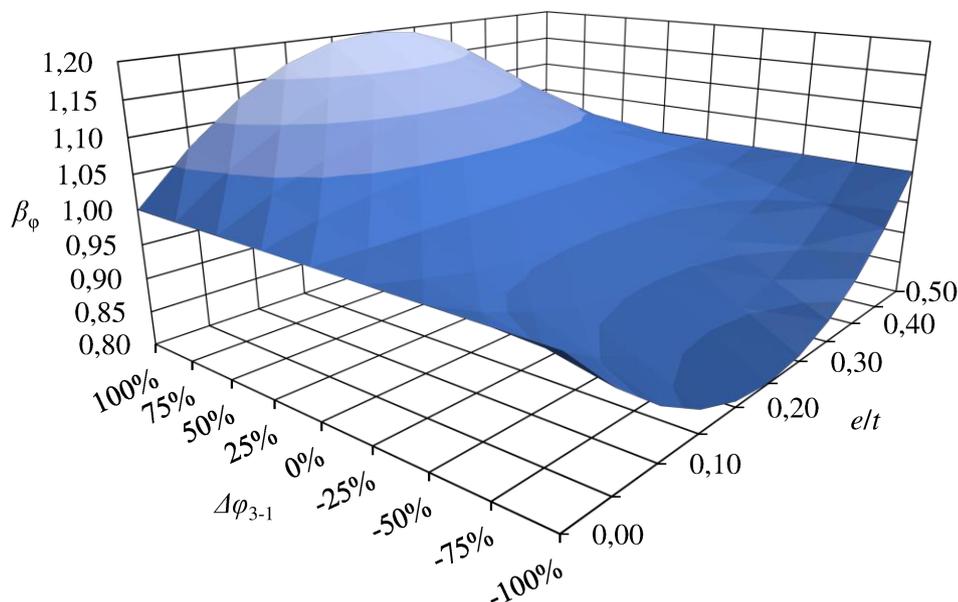


Abbildung 5-13: Dreidimensionale Darstellung des Anpassungsfaktors β_ϕ zur Berücksichtigung der Differenz zwischen der Kernfeuchte und der Randfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand

Um die Qualität der Approximation zu überprüfen, wird in Abbildung 5-14 der numerisch erforderliche Anpassungsfaktor β_ϕ (vgl. Abbildung 5-10) mit den Ergebnissen der empirisch hergeleiteten Näherungsfunktion nach Gl. (5-17) gegenübergestellt.

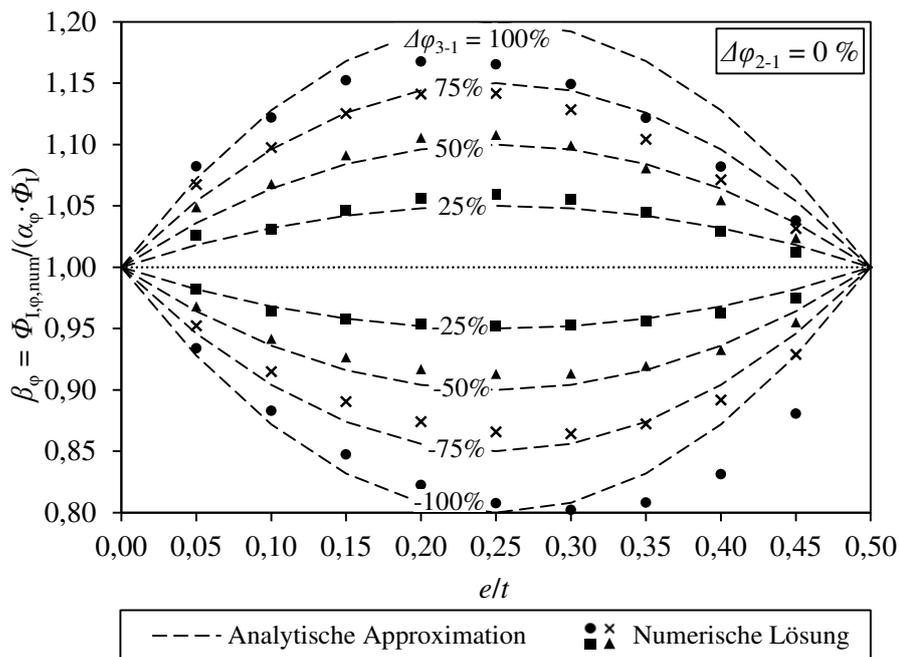


Abbildung 5-14: Gegenüberstellung der numerisch ermittelten Einzelwerte und der Approximation des Anpassungsfaktors β_φ

Bei praxisrelevanten Differenzen zwischen Kern- und Randfeuchte von $|\Delta\varphi_{3-1}| < 75\%$ zeigt die analytische Approximation von β_φ mit einer Abweichung von maximal 2 % eine sehr hohe Übereinstimmung zur numerischen Lösung. Lediglich für Kombinationen aus betragsmäßig großer Differenz zwischen Kern- und Randfeuchte von $|\Delta\varphi_{3-1}| > 75\%$ und stark exzentrischer Lasteinleitung mit $e/t \geq 0,25$ weist die analytische Approximation des Anpassungsfaktors β_φ Abweichungen von bis zu 5 % gegenüber der numerischen Lösung auf.

Ergänzend ist in Abbildung 5-15 das Verhältnis aus numerisch und analytisch ermittelter Querschnittstragfähigkeit unter Einbezug des Anpassungsfaktors β_φ für verschiedene Differenzen zwischen Kern- und Randfeuchte dargestellt. Durch die Analyse dieses Verhältniswerts bestätigt sich, dass im Fall achsensymmetrischer Feuchteprofile mit identischen Randfeuchten der mit den Anpassungsfaktoren α_φ und β_φ modifizierte Ausgangswert der Querschnittstragfähigkeit in allen praxisrelevanten Anwendungsfällen nur geringe Abweichungen zur numerisch berechneten Traglast aufweist.

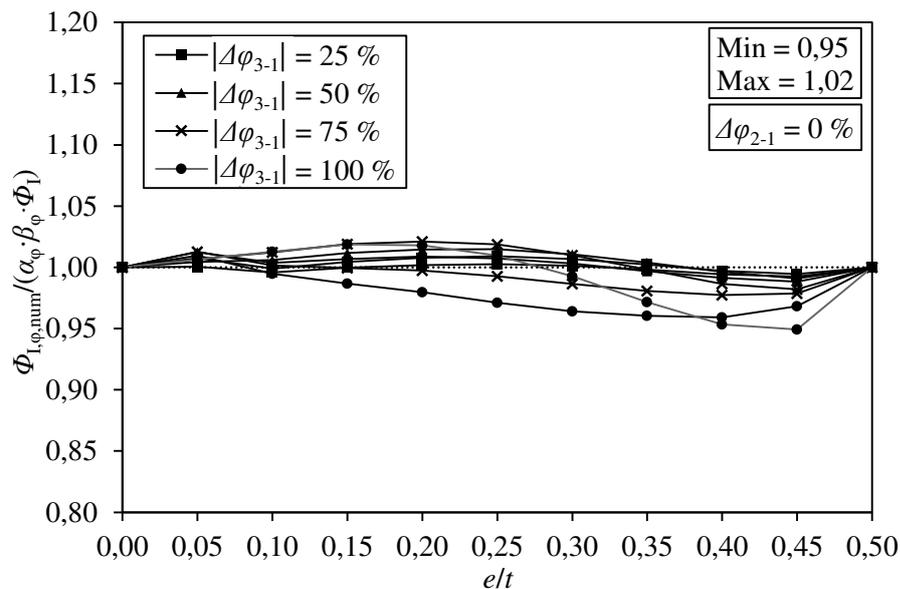


Abbildung 5-15: Verhältnis zwischen numerisch und analytisch berechneter Querschnittstragfähigkeit für nichtlineare Feuchteprofile mit verschiedenen Differenzen zwischen Kern- und Randfeuchte $\Delta\varphi_{3-1}$

Im Zuge einer abschließenden Gesamtbeurteilung des Einflusses einer Änderung der Materialfeuchte in Querschnittsmitte auf die resultierende Querschnittstragfähigkeit von Lehmmauerwerk werden nachfolgend die Einflüsse infolge der feuchteabhängigen Flächenänderung der skalierten Spannungsverteilung sowie der simultan auftretenden Verlagerung der zugehörigen Spannungsergebnisse gegenübergestellt. Ersteres wird im Rahmen der analytischen Traglastberechnung durch den in Kapitel 5.4.2.3 hergeleiteten Anpassungsfaktor α_φ abgedeckt, wohingegen letzteres durch den Anpassungsfaktor β_φ berücksichtigt wird.

Wie in Abbildung 5-16 durch die Darstellung der Verläufe der einzelnen Anpassungsfaktoren exemplarisch für eine bezogene Lastexzentrizität von $e/t = 0,25$ und eine Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand in Höhe von $\varphi_1 = 50\%$ gezeigt wird, wirken sich die beiden genannten Effekte bei alleiniger Variation der Kernfeuchte gegenläufig auf die Querschnittstragfähigkeit aus. Der abfallende Verlauf des Anpassungsfaktors α_φ verdeutlicht, dass eine Erhöhung der Differenz zwischen Kern- und Randfeuchte zu einer Verringerung des Flächeninhalts der resultierenden Spannungsverteilung und folglich zu einer Abminderung der Querschnittstragfähigkeit führt. Durch den simultan auftretenden Effekt der Verlagerung der Spannungsergebnisse in Richtung des trockeneren lastzugewandten Randbereichs bei steigender Differenz zwischen Kern- und Randfeuchte und der daraus resultierenden Vergrößerung der Druckzone wirkt sich der Anpassungsfaktor β_φ dagegen positiv auf die Querschnittstragfähigkeit aus.

Aus der Gegenüberstellung wird deutlich, dass die durch den Anpassungsfaktor α_φ repräsentierte Flächenänderung der Spannungsverteilung im Fall variierender Kernfeuchten den

dominierenden Einfluss auf die Querschnittstragfähigkeit darstellt. Infolge der vergleichsweise geringfügigen Verlagerung der Spannungsergebnisse kann die korrespondierende gegenläufige Auswirkung auf die Querschnittstragfähigkeit den Einfluss der Flächenänderung nur in gewissem Maße ausgleichen. Das Produkt der beiden Anpassungsfaktoren $\alpha_\varphi \cdot \beta_\varphi$ weist aus diesem Grund auch weiterhin eine negative Abhängigkeit von der Differenz zwischen Kern- und Randfeuchte auf. Demzufolge lässt sich konstatieren, dass eine Erhöhung der Kernfeuchte generell zu einer Verringerung der absoluten Querschnittstragfähigkeit führt. Da die in Abbildung 5-16 gewählte Parameterkombination mit einer bezogenen Lastexzentrizität von $e/t = 0,25$ bereits den maximalen Einfluss von β_φ auf die Querschnittstragfähigkeit abbildet, lässt sich dieser Rückschluss qualitativ auf jede beliebige Lastexzentrizität übertragen.

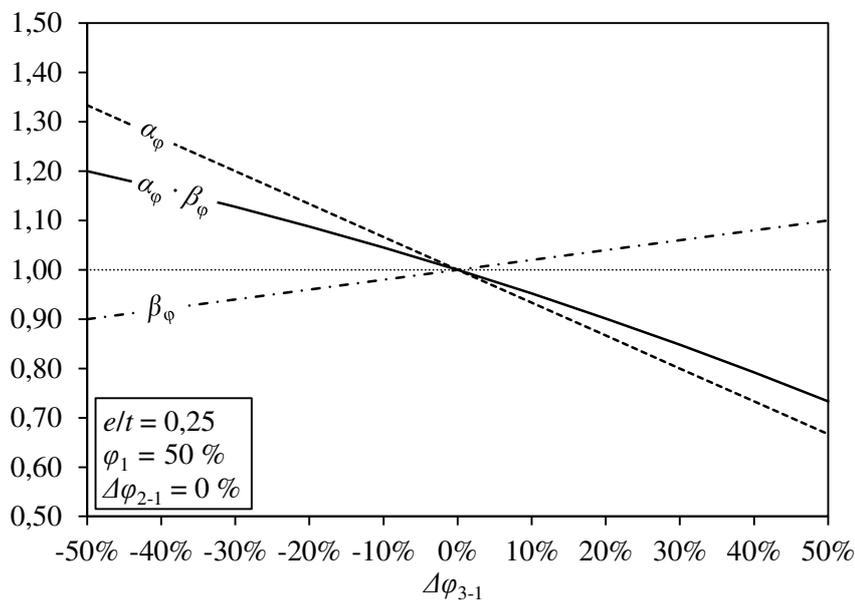


Abbildung 5-16: Exemplarische Darstellung des Verlaufs der feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren α_φ und β_φ bei Variation der Kernfeuchte

Ergänzend zur alleinigen Darstellung der feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren ist in Abbildung 5-17 der Einfluss variierender Kernfeuchten auf die für verschiedene Lastexzentrizitäten analytisch und numerisch ermittelte Querschnittstragfähigkeit dargestellt. Anhand dieses Diagramms lässt sich abschließend sowohl die generelle Abminderung der Querschnittstragfähigkeit bei steigender Kernfeuchte sowie die hohe Übereinstimmung zwischen der analytischen und der numerischen Berechnungsmethode im Fall achsensymmetrischer Feuchteprofile erkennen.

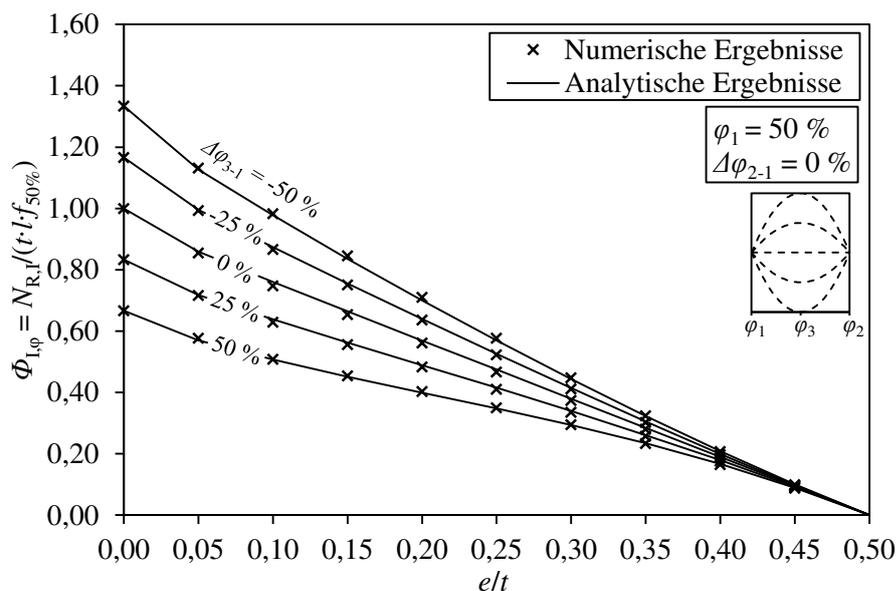


Abbildung 5-17: Gegenüberstellung der numerisch und analytisch ermittelten Querschnittstragfähigkeit für achsensymmetrische Feuchteprofile mit variierender Differenz zwischen Kern- und Randfeuchte

5.4.2.5 Berücksichtigung der Differenz zwischen den Randfeuchten

Um neben einer Verlagerung der Spannungsergebnisse infolge einer Differenz zwischen Kern- und Randfeuchte $\Delta\varphi_{3-1}$ auch den Einfluss einer Differenz zwischen den beiden Randfeuchten $\Delta\varphi_{2-1}$ auf die Schwerpunktlage der skalierten Spannungsverteilung sowie die daraus resultierende Änderung der Druckzonenhöhe im Zuge der analytischen Berechnung der Querschnittstragfähigkeit adäquat berücksichtigen zu können, wird nachfolgend der dafür vorgesehene Anpassungsfaktor γ_φ empirisch hergeleitet.

Analog zum Vorgehen des vorherigen Unterkapitels wird hierfür zunächst die Differenz zwischen den beiden Randfeuchten $\Delta\varphi_{2-1}$ variiert und der daraus resultierende Einfluss auf die Querschnittstragfähigkeit infolge einer Schwerpunktverlagerung der skalierten Spannungsverteilung bei verschiedenen Lastexzentrizitäten dargestellt und ausgewertet. Die simultan auftretenden Einflüsse infolge einer feuchtebedingten Flächenänderung der Spannungsverteilung werden durch den Anpassungsfaktor α_φ abgedeckt und bleiben durch eine geeignete Normierung im Rahmen der empirischen Herleitung von γ_φ unberücksichtigt. Weiterhin wird zur isolierten Betrachtung des Einflusses von verschiedenen Randfeuchtedifferenzen auf die Querschnittstragfähigkeit stets von identischen Materialfeuchten am stärker gestauchten Querschnittsrand und in Querschnittsmitte ausgegangen ($\Delta\varphi_{3-1} = 0\%$). Hieraus resultiert ein einheitlicher Anpassungsfaktor von $\beta_\varphi = 1,0$.

In Abbildung 5-18 wird der Einfluss verschiedener Differenzen zwischen den beiden Randfeuchten $\Delta\varphi_{2-1}$ auf die Querschnittstragfähigkeit von Lehmmauerwerk in Abhängigkeit der Lastexzentrizität dargestellt. Die Ergebnisanalyse erfolgt hierbei mit Hilfe des Verhältnis-

werts zwischen der für das jeweilige Feuchteprofil numerisch ermittelten Querschnittstragfähigkeit $\Phi_{I,\varphi,num}$ und der mit den Anpassungsfaktoren α_φ und β_φ modifizierten Ausgangswert der Querschnittstragfähigkeit Φ_I . Das abgebildete Verhältnis stellt somit den rechnerisch notwendigen Anpassungsfaktor γ_φ zur Berücksichtigung der durch Randfeuchtedifferenzen hervorgerufenen Verlagerung der Spannungsergebnisse im Rahmen der analytischen Traglastberechnung dar.

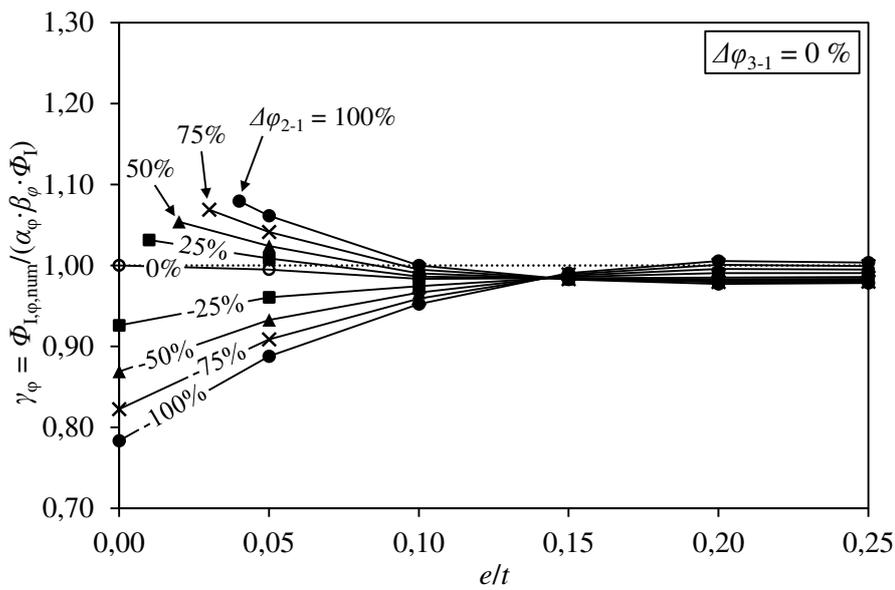


Abbildung 5-18: Verhältnis zwischen numerisch berechneter Querschnittstragfähigkeit und dem mit α_φ und β_φ skalierten Ausgangswert der Querschnittstragfähigkeit für nichtlineare Feuchteprofile mit verschiedenen Randfeuchtedifferenzen $\Delta\varphi_{2-1}$

In Abbildung 5-18 ist zu erkennen, dass sich Randfeuchtedifferenzen nur bei geringen bezogenen Lastexzentrizitäten von $e/t < 0,15$ auf die Schwerpunktlage der skalierten Spannungsverteilung auswirken. Der dabei zu beobachtende Einfluss ist im Fall einer zentrischen Belastung maximal und verringert sich mit steigender Lastexzentrizität. Dieser Effekt resultiert daraus, dass sich die Spannungsverteilung bei exzentrischer Lasteinleitung innerhalb der lastzugewandten Querschnittsbereiche konzentriert, was den Einfluss der Materialfeuchte in den lastabgewandten Querschnittsbereichen sukzessive verringert. Sobald der Querschnitt infolge großer Lastexzentrizität aufreißt, hat die Materialfeuchte in den gerissenen und somit druckspannungsfreien Bereichen keinerlei Einfluss mehr auf die Lage der Spannungsergebnisse. Die Auswirkung einer Randfeuchtedifferenz ist im Fall eines nicht mehr vollständig überdrückten Querschnitts folglich marginal.

Weiterhin fällt auf, dass sich die Querschnittstragfähigkeit bei negativen Randfeuchtedifferenzen infolge einer Verlagerung der Spannungsergebnisse reduziert und im gegenteiligen Fall erhöht. Dies begründet sich darin, dass sich die Resultierende der skalierten Spannungsverteilung im Fall einer negativen Differenz der Randfeuchten in Richtung der

trockeneren lastabgewandten Querschnittsseite verschiebt. Wie bereits im vorherigen Unterkapitel beschrieben, muss in diesem Fall zur Wiederherstellung der ursprünglichen Lastexzentrizität die Druckzonenhöhe durch Reduzierung der Dehnung am weniger gestauchten Querschnittsrand verkleinert werden, was wiederum zu einer Reduktion der Querschnittstragfähigkeit führt. Da betragsmäßig größere Differenzen der Randfeuchten zu einer ausgeprägteren Verlagerung der Spannungsresultierenden führen, nimmt auch der damit einhergehende Einfluss auf die Querschnittstragfähigkeit zu. Bei positiven Differenzen der Randfeuchten verlagert sich die Resultierende der skalierten Spannungsverteilung dagegen in Richtung des trockeneren lastzugewandten Querschnittsbereichs. Die aus Gleichgewichtsgründen erforderliche Vergrößerung der Druckzonenhöhe führt in diesem Fall konsequenterweise zu einer Erhöhung der Querschnittstragfähigkeit.

Darüber hinaus ist zu beobachten, dass die in Abbildung 5-18 dargestellten Graphen im Fall positiver Randfeuchtedifferenzen erst bei kleinen bezogenen Lastexzentrizitäten von $0 < e/t < 0,05$ beginnen. Dies begründet sich darin, dass die Druckfestigkeit bei nahezu zentrischer Lasteinleitung auch am lastabgewandten Querschnittsrand bereits annähernd erreicht ist ($\sigma/f(\eta_2) \approx 1,0$) und die Dehnung an dieser Stelle daher nicht mehr ausreichend gesteigert werden kann, um die feuchtebedingte Verlagerung der Spannungsresultierenden auszugleichen. Ein Momentengleichgewicht auf Querschnittsebene ist in diesem Sonderfall nur durch eine zusätzliche Reduktion der Dehnung am lastzugewandten Querschnittsrand möglich. Hierdurch würde sich an dieser Stelle allerdings eine geringere Dehnung als am lastabgewandten Querschnittsrand und damit eine negative Lastexzentrizität ergeben, was wiederum nicht durch den Definitionsbereich des numerischen Traglastmodells abgedeckt ist.

Da sich eine Verlagerung der Spannungsresultierenden infolge positiver Differenzen der Randfeuchten stets günstig auf die Querschnittstragfähigkeit auswirkt und darüber hinaus nur in einem eingeschränkten Bereich der bezogenen Lastexzentrizität ($e/t < 0,15$) relevant ist, werden positive Randfeuchtedifferenzen und die damit einhergehenden traglaststeigernden Effekte im Zuge der nachfolgenden Herleitung des feuchteabhängigen Anpassungsfaktors γ_φ auf der sicheren Seite liegend vernachlässigt. Hierdurch muss im Rahmen der analytischen Traglastberechnung zudem die beschriebene Definitionsproblematik im Sonderfall der nahezu zentrischen Lasteinleitung in Kombination mit positiven Randfeuchtedifferenzen nicht weiter betrachtet werden.

Die Maximalwerte des Anpassungsfaktors γ_φ ergeben sich für negative Differenzen der Randfeuchten gemäß der vorherigen Ausführungen im Fall zentrischer Lasteinleitung und sind in Abbildung 5-19 dargestellt.

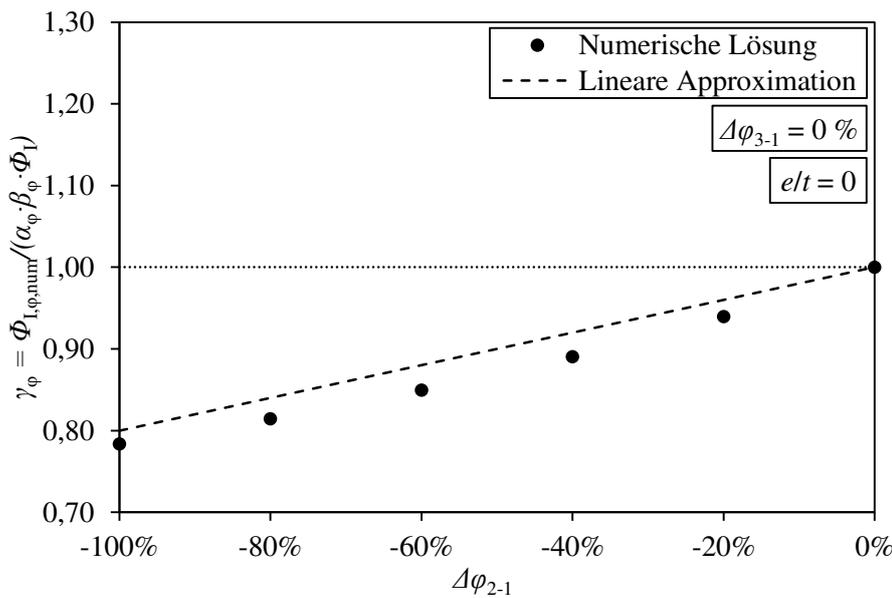


Abbildung 5-19: Lineare Approximation der Maximalwerte des Anpassungsfaktors γ_φ

Die Maximalwerte sind näherungsweise linear von der Differenz der Randfeuchten abhängig und lassen sich, wie in Abbildung 5-19 gezeigt, mit folgendem Zusammenhang approximieren:

$$\gamma_{\varphi,max} = 1 + \frac{\Delta\varphi_{2-1} [\%]}{500} \quad \text{für } \Delta\varphi_{2-1} \leq 0\% \quad (5-18)$$

Da eine Modifikation der Querschnittstragfähigkeit infolge negativer Randfeuchtedifferenzen nur bei kleinen bezogenen Lastexzentrizitäten von $e/t < 0,15$ notwendig ist, kann unter Ansatz einer in diesem Bereich linearisierten Abhängigkeit von der Lastexzentrizität folgende Gleichung zur analytischen Approximation des Anpassungsfaktors γ_φ hergeleitet werden:

$$\gamma_\varphi = 1 + \frac{\Delta\varphi_{2-1} [\%]}{500} \cdot \left(1 - \frac{20}{3} \cdot \frac{e}{t}\right) \quad \text{für } \Delta\varphi_{2-1} \leq 0\% \text{ und } \frac{e}{t} < 0,15 \quad (5-19)$$

Der Wertebereich dieser linearen Approximation liegt bei $0,80 \leq \gamma_\varphi \leq 1,0$. Eine dreidimensionale Illustration des Anpassungsfaktors γ_φ in Abhängigkeit der beiden Einflussfaktoren e/t und $\Delta\varphi_{2-1}$ ist in Abbildung 5-20 dargestellt.

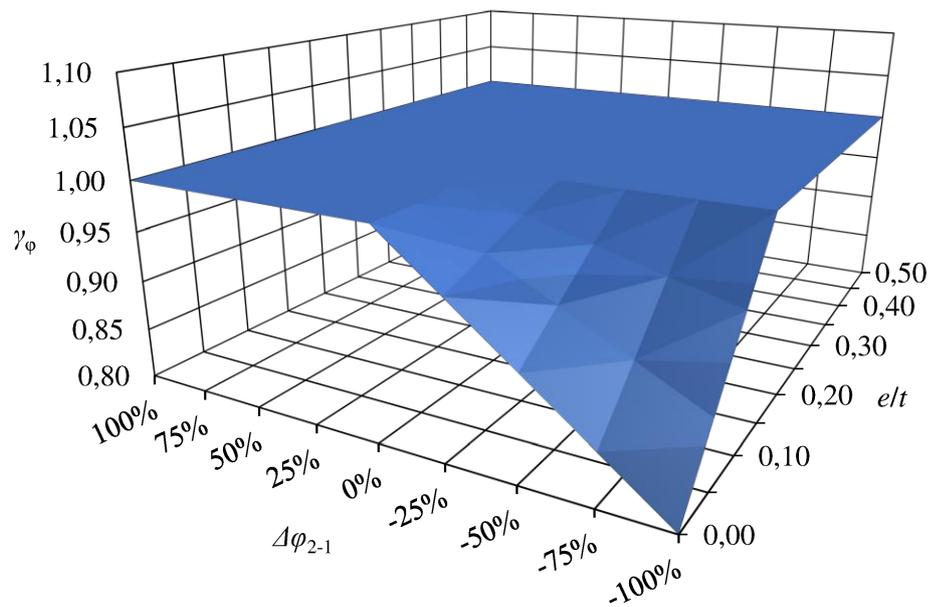


Abbildung 5-20: Dreidimensionale Darstellung des Anpassungsfaktors γ_φ zur Berücksichtigung der Differenz zwischen den beiden Randfeuchten

Weiterhin sind die numerisch berechneten Einzelwerte von γ_φ für unterschiedliche Lastexzentrizitäten sowie verschiedene negative Differenzen der Randfeuchten in Abbildung 5-21 mit der analytischen Approximationsgleichung gemäß Gl. (5-19) gegenübergestellt.

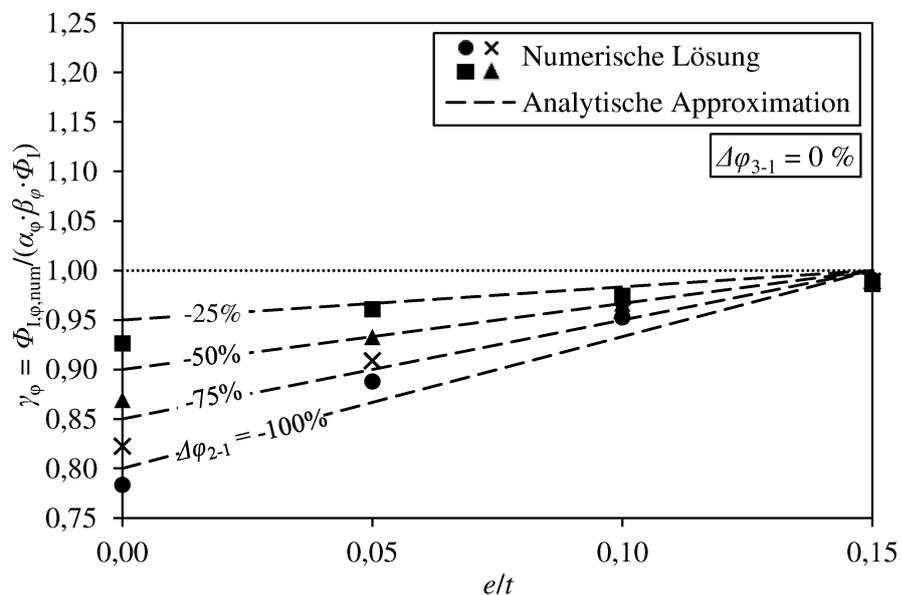


Abbildung 5-21: Gegenüberstellung der numerisch ermittelten Einzelwerte und der analytischen Approximation des Anpassungsfaktors γ_φ

Die Gegenüberstellung belegt eine hinreichende Übereinstimmung zwischen der analytischen Näherung nach Gl. (5-19) und den numerisch berechneten Einzelwerten des erforderlichen Anpassungsfaktors γ_φ innerhalb seines definitorischen Anwendungsbereichs. Im

Sonderfall der zentrischen Lasteinleitung überschätzt die analytische Lösung den rechnerisch erforderlichen Wert des Anpassungsfaktors marginal um bis zu 3 %, bei steigender Lastexzentrizität verringert sich diese Abweichung jedoch sukzessive.

Zur ergänzenden Beurteilung der analytischen Traglastberechnung ist in Abbildung 5-22 das Verhältnis zwischen numerisch und analytisch ermittelter Querschnittstragfähigkeit unter Einbezug der Anpassungsfaktoren α_φ , β_φ und γ_φ für verschiedene Differenzen der Randfeuchten $\Delta\varphi_{2-1}$ dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Auswirkungen einer Schwerpunktverlagerung der skalierten Spannungsverteilung bei kleinen Lastexzentrizitäten von $e/t < 0,15$ und negativen Differenzen der Randfeuchten durch den Anpassungsfaktor γ_φ nahezu vollständig ausgeglichen werden können. Ausschließlich im Sonderfall der zentrischen Lasteinleitung wird die numerisch ermittelte Querschnittstragfähigkeit um maximal 3 % überschätzt. In allen anderen Fällen führt die analytische Approximation zu annähernd deckungsgleichen Ergebnissen mit der numerischen Berechnung der Querschnittstragfähigkeit. Da bei positiven Differenzen der Randfeuchten auf der sicheren Seite liegend keine Anpassung der Querschnittstragfähigkeit durch den Anpassungsfaktor γ_φ vorgesehen ist, kann es bei Parameterkombinationen aus großer positiver Randfeuchtedifferenz und geringer bezogenen Lastexzentrizität bei Anwendung des analytischen Ansatzes gegenüber der numerischen Lösungsmethode zu etwas konservativeren Ergebnissen kommen. Die zu beobachtende Unterschätzung der numerisch ermittelten Traglast in Höhe von maximal 8 % stellt hierbei jedoch weder ein Sicherheitsdefizit dar noch ist die Diskrepanz angesichts des kleinen betroffenen Anwendungsbereichs aus wirtschaftlicher Sicht als problematisch anzusehen.

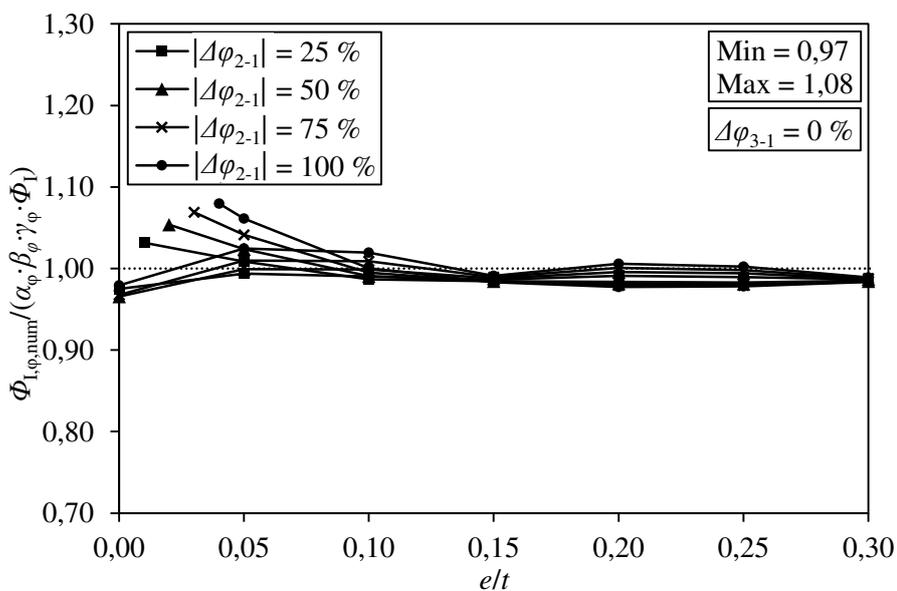


Abbildung 5-22: Verhältnis zwischen numerisch und analytisch ermittelter Querschnittstragfähigkeit für nichtlineare Feuchteprofile mit verschiedenen Differenzen zwischen den Randfeuchten $\Delta\varphi_{2-1}$

Zur abschließenden Gesamtbeurteilung des Einflusses einer Änderung der Materialfeuchte am weniger gestauchten Querschnittsrand auf die absolute Querschnittstragfähigkeit von Lehmmauerwerk sind in Abbildung 5-23 der Verlauf des Anpassungsfaktors zur Berücksichtigung feuchteabhängiger Flächenänderungen der Spannungsverteilung α_φ sowie der Verlauf des Anpassungsfaktors zur Berücksichtigung einer feuchtebedingten Verlagerung der Spannungsergebnisse γ_φ in Abhängigkeit der Differenz der beiden Randfeuchten bei einer bezogenen Lastexzentrizität von $e/t = 0,05$ sowie einer Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand von $\varphi_1 = 50\%$ exemplarisch gegenübergestellt.

Es ist erkennbar, dass der Anpassungsfaktor α_φ bei zunehmender Materialfeuchte am weniger gestauchten Querschnittsrand infolge einer Verringerung des Flächeninhalts der skalierten Spannungsverteilung abnimmt und somit die resultierende Querschnittstragfähigkeit reduziert. Da an der lastabgewandten Querschnittsseite jedoch geringere Druckspannungen als in den stärker gestauchten Querschnittsbereichen auftreten, ist die Auswirkung der dortigen feuchtebedingten Flächenänderungen auf die Querschnittstragfähigkeit verhältnismäßig gering. Weiterhin ist bei Betrachtung des Verlaufs des Anpassungsfaktors γ_φ zu erkennen, dass sich die simultan auftretende Verlagerung der Spannungsergebnisse bei Erhöhung der Randfeuchte am weniger gestauchten Querschnittsrand traglaststeigernd auswirkt und somit entgegengesetzte Auswirkungen als die feuchteabhängige Flächenänderung der Spannungsverteilung auf die Querschnittstragfähigkeit hat. Hierbei gleichen sich die beiden Effekte nahezu vollständig aus, was dazu führt, dass das Produkt der Anpassungsfaktoren im Fall negativer Randfeuchtedifferenzen annähernd $\alpha_\varphi \cdot \gamma_\varphi \approx 1,0$ beträgt.

Da im Rahmen der analytischen Berechnungsmethode ausschließlich die traglastmindernden Auswirkungen einer Verlagerung der Spannungsergebnisse im Fall von negativen Randfeuchtedifferenzen berücksichtigt werden, beträgt der Wert des Anpassungsfaktors γ_φ infolge seines bilinearen Verlaufs bei $\Delta\varphi_{2-1} \geq 0$ konstant $\gamma_\varphi = 1,0$. Durch die Vernachlässigung des traglaststeigernden Einflusses der Schwerpunktverlagerung bei positiven Randfeuchtedifferenzen wird die Querschnittstragfähigkeit in diesem Fall ausschließlich durch den Anpassungsfaktor α_φ in Abhängigkeit des geringfügigen Einflusses der Flächenänderung der Spannungsverteilung modifiziert. Wie bereits in Abbildung 5-22 ersichtlich wurde, führt diese Vereinfachung bei der analytischen Berechnung der Querschnittstragfähigkeit in einem eingeschränkten Anwendungsbereich zu leicht konservativeren Ergebnissen gegenüber dem numerischen Berechnungsverfahren.

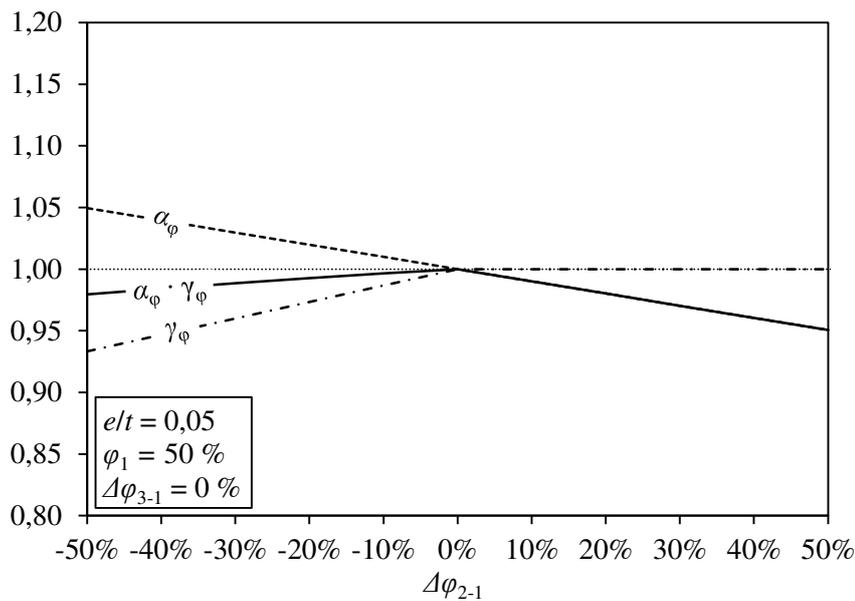


Abbildung 5-23: Verlauf der Anpassungsfaktoren α_φ und γ_φ bei Variation der Materialfeuchte am weniger gestauchten Querschnittsrand

Ergänzend zur alleinigen Darstellung der feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren ist in Abbildung 5-24 der Einfluss variierender Materialfeuchten am weniger gestauchten Querschnittsrand auf die für verschiedene Lastexzentrizitäten analytisch und numerisch ermittelte Querschnittstragfähigkeit dargestellt. Da sich die Druckzone des Querschnitts bei steigender Lastexzentrizität zunehmend in Richtung des stärker gestauchten Querschnittsrandes verlagert, zeigt sich im Fall stark exzentrischer Lasteinleitung erwartungsgemäß kein Einfluss der Materialfeuchte an der lastabgewandten Querschnittsseite. Auch bei geringen Lastexzentrizitäten ist kein maßgeblicher Einfluss der Materialfeuchte am weniger gestauchten Querschnittsrand auf die resultierende Querschnittstragfähigkeit ersichtlich. Dieser Sachverhalt bedingt sich aus den bereits erläuterten gegenläufigen Effekten der Flächenänderung der Spannungsverteilung und der Verlagerung der Spannungsergebnisse, welche sich gegenseitig nahezu vollständig aufheben. Es kann somit geschlussfolgert werden, dass die Querschnittstragfähigkeit von Lehm-mauerwerk nahezu unabhängig von Änderungen der Materialfeuchte am weniger gestauchten Querschnittsrand ist.

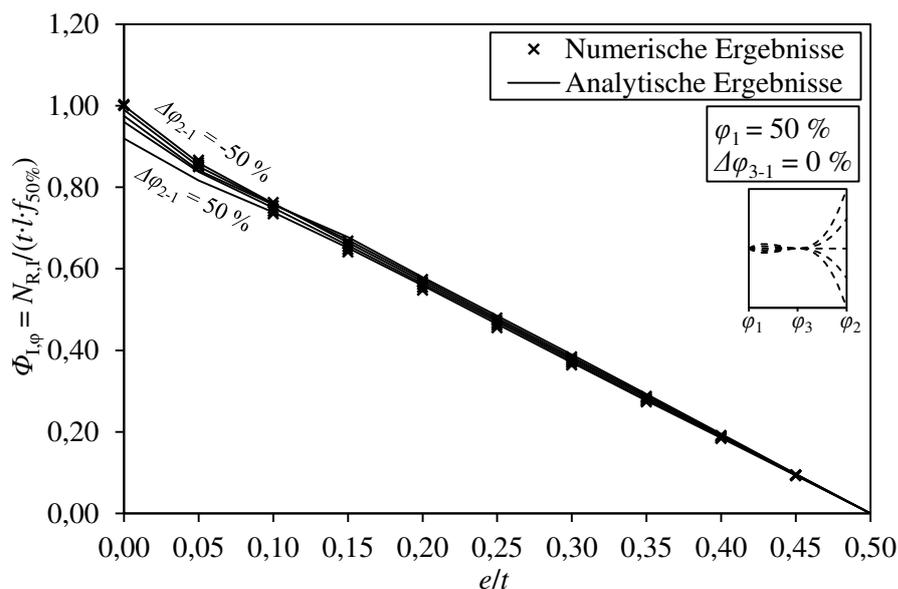


Abbildung 5-24: Gegenüberstellung der numerischen und der analytischen Querschnittstragfähigkeit für asymmetrische Feuchteprofile mit variierender Materialfeuchte am weniger gestauchten Querschnittsrand

5.4.2.6 Kombination von Kern- und Randfeuchtedifferenzen

Da die Herleitung der feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren β_φ und γ_φ stets bei isolierter Betrachtung der Differenz zwischen Kern- und Randfeuchte $\Delta\varphi_{3-1}$ bzw. der Differenz zwischen den beiden Randfeuchten $\Delta\varphi_{2-1}$ durchgeführt wurde, wird nachfolgend geprüft, ob das analytische Berechnungsmodell auch bei kombinierten Kern- und Randfeuchtedifferenzen ($\Delta\varphi_{3-1} \neq 0\%$ und $\Delta\varphi_{2-1} \neq 0\%$) eine zutreffende Näherung der numerisch ermittelten Querschnittstragfähigkeit liefern kann.

Hierzu ist in Abbildung 5-25 die analytisch und numerisch ermittelte Querschnittstragfähigkeit für verschiedene Kombinationen aus Kern- und Randfeuchtedifferenzen dargestellt. Um bei dieser Gegenüberstellung das Spektrum aller theoretisch möglichen Feuchteprofile zu umfassen, wird die Differenz zwischen den beiden Randfeuchten in vier Schritten in einem Wertebereich von $-100\% \leq \Delta\varphi_{2-1} \leq 100\%$ variiert. Bei negativen Randfeuchtedifferenzen wird die Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand mit dem Extremwert $\varphi_1 = 100\%$ und im gegenteiligen Fall mit $\varphi_1 = 0\%$ angesetzt. Da sich Kernfeuchtedifferenzen erheblich stärker auf die Querschnittstragfähigkeit auswirken (vgl. Kapitel 5.4.2.4 und Kapitel 5.4.2.5), wird diese in jedem einzelnen Diagramm mit einer Schrittweite von $\Delta\varphi_{3-1} = 25\%$ abgestuft.

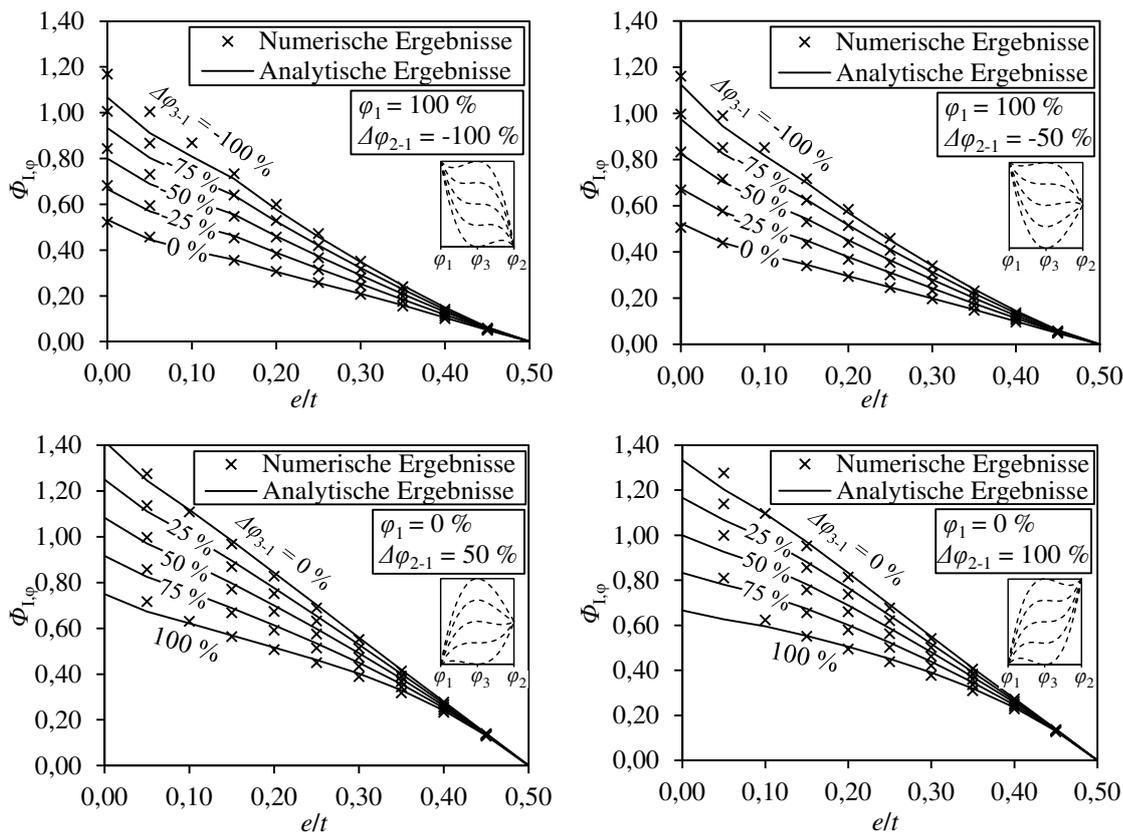


Abbildung 5-25: Gegenüberstellung der numerisch und der analytisch ermittelten Querschnittstragfähigkeit für verschiedene Kombinationen aus Kern- und Randfeuchtedifferenzen

In Abbildung 5-25 lässt sich erkennen, dass die kombinierte Anwendung der in den vorherigen Unterkapiteln hergeleiteten Anpassungsfaktoren bei beliebigen Konstellationen aus Kern- und Randfeuchtedifferenzen sowie beliebiger Lastexzentrizität im Allgemeinen zu einer sehr zutreffenden Annäherung der numerisch ermittelten Querschnittstragfähigkeit führt. Lediglich in bestimmten Extremfällen wie z. B. der Kombination aus einer Kern- und Randfeuchtedifferenz von $\Delta\varphi_{2-1} = \Delta\varphi_{3-1} = -100\%$ (siehe Abbildung 5-25 oben links) ergeben sich bei kleinen Lastexzentrizitäten durch das analytische Verfahren etwas konservativere Querschnittstragfähigkeiten als bei Anwendung der numerischen Berechnungsmethode. Diese Parameterkombinationen sind jedoch nicht praxisrelevant und stellen somit nur einen theoretischen Grenzfall dar. Weiterhin kann durch den Traglastvergleich in Abbildung 5-25 gezeigt werden, dass das analytische Berechnungsverfahren keine Sicherheitsdefizite gegenüber dem numerischen Ansatz aufweist und somit bei jedem beliebigen Feuchteprofil unter Annahme eines kubischen Feuchteverlaufs zur Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit angewendet werden kann.

5.5 Systemtragfähigkeit von Lehmmauerwerk

5.5.1 Einführung

Zur realitätsnahen Ermittlung der Tragfähigkeit druckbeanspruchter Lehmmauerwerkswände unter Berücksichtigung beliebiger Feuchteprofile muss das bereits erläuterte Verfahren zur Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit zur expliziten Berücksichtigung relevanter Schlankheits- und Systemeinflüsse erweitert werden. In diesem Sinne wird nachfolgend zunächst eine numerische Berechnungsmethode vorgestellt, mit der die Systemtragfähigkeit von Lehmmauerwerkswänden unter Einbezug der spezifischen nichtlinearen Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehung iterativ ermittelt werden kann. Hierbei werden der Krümmungsverlauf und der daraus abzuleitende verformungsabhängige Schnittgrößenzuwachs infolge von Effekten nach Theorie II. Ordnung über die Wandhöhe wirklichkeitsnah abgebildet. Vorbereitend dazu erfolgt zunächst eine allgemeine Charakterisierung der Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehung von Lehmmauerwerk sowie eine Analyse zum Einfluss nichtlinearer Feuchteprofile auf deren Verlauf. Basierend auf dem numerischen Verfahren zur Berechnung der Systemtragfähigkeit kann anschließend eine analytische Berechnungsmethode abgeleitet werden, welche eine geschlossene Approximation der Traglast von Lehmmauerwerk unter Einbezug nichtlinearer Feuchteprofile erlaubt.

Im Folgenden werden einleitend diverse allgemeine Randbedingungen und Annahmen für die Berechnung der Systemtragfähigkeit erläutert, welche sowohl für den numerischen als auch den analytischen Ansatz gelten:

Um die Systemeinflüsse in die nachfolgenden Traglastberechnungen einbeziehen zu können, muss die betrachtete Lehmmauerwerkswand mit Hilfe eines statischen Ersatzsystems idealisiert werden. Wie bereits in Abbildung 2-6 dargestellt ist, wird hierfür ein beidseitig gelenkig gelagerter Stab (Eulerstab II) mit einer Knicklänge $h_{ef} = h$ gewählt. Eine Verminderung der Knicklänge infolge einer Einspannung der betrachteten Lehmmauerwerkswand in die angrenzenden Geschossdecken oder infolge einer zusätzlichen Halterung durch aussteifende Querwände kann mit Hilfe eines Knicklängenbeiwerts β erfasst werden. Dieser Reduktionsfaktor kann zum Beispiel auf Basis der nationalen Bemessungsregelwerke für Mauerwerksbauten DIN EN 1996-1-1/NA (2019) oder DIN EN 1996-3/NA (2019) ermittelt werden.

Die anfängliche Lastexzentrizität nach Theorie I. Ordnung e_1 gemäß Gl. (5-20) wird im Rahmen der nachfolgenden Traglastberechnungen vereinfachend sowohl am Wandkopf als auch am Wandfuß angesetzt und verläuft über die Wandhöhe konstant. Mit Hilfe dieser Lastexzentrizität können neben äußeren Momentenbeanspruchungen aus Deckenverdrehung oder Windlasten e_m ebenfalls Ausmitten infolge ungewollter Schiefstellung e_i oder Einflüsse aus einer dauerhaften Belastung wie z. B. Kriechausmitten e_k in die Berechnung

einfließen. Zur Berechnung der Systemtragfähigkeit ist generell die resultierende Exzentrizität in Wandhöhenmitte maßgebend und für e_1 anzusetzen.

$$e_1 = e_m + e_i + e_k \quad (5-20)$$

Die Modellierung des Materialverhaltens erfolgt analog zur Berechnung der Querschnittstragfähigkeit durch die in Kapitel 5.3 dargelegte feuchteabhängig skalierte Spannungs-Dehnungs-Beziehung.

5.5.2 Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehung

Die materialspezifische Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehung stellt den Zusammenhang zwischen der Momentenbeanspruchung und der daraus resultierenden Querschnittskrümmung für eine bestimmte einwirkende Normalkraft dar. Bei Ansatz realitätsnaher Werkstoffgesetze lässt sich mit Hilfe der Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehung die effektive Biegesteifigkeit des Systems unter Berücksichtigung von gerissenen und ungerissenen Querschnittsbereichen sowie physikalischer Nichtlinearitäten abbilden, weshalb dieser Zusammenhang für die Berechnung der Systemtragfähigkeit druckbeanspruchter Mauerwerkswände von entscheidender Bedeutung ist.

Um die Konsistenz der Untersuchungen zu wahren, wird die Momentenbeanspruchung nachfolgend einheitlich durch die bezogene Lastausmitte e/t dargestellt. Die Definition der bezogenen Krümmung $\bar{\kappa}$ ergibt sich basierend auf den bezogenen Dehnungen am stärker und schwächer gestauchten Querschnittsrand sowie unter der Annahme des Ebenbleibens der Querschnitte gemäß Gl. (5-21).

$$\bar{\kappa} = \eta_1 - \eta_2 \quad (5-21)$$

Weiterhin wird die einwirkende Normalkraft N für die nachfolgenden Darstellungen mit der zentrischen Querschnittstragfähigkeit der Lehm-mauerwerkswand bei einer relativen Luftfeuchte von $\varphi = 50 \%$ normiert:

$$n = \frac{N}{l \cdot t \cdot f_{50\%}} \quad (5-22)$$

Die Erzeugung der nichtlinearen Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehungen basiert auf dem numerischen Vorgehen zur Berechnung der Querschnittstragfähigkeit gemäß Kapitel 5.4.1. Für ein gegebenes Feuchteprofil $\varphi(z/t)$, eine bezogene einwirkende Normalkraft n sowie eine bezogene Lastexzentrizität e/t wird die Dehnungsebene iterativ adjustiert, bis sowohl das Momenten- als auch das Kräftegleichgewicht zwischen inneren und äußeren Schnittgrößen auf Querschnittsebene erfüllt ist. Aus der resultierenden Dehnungsebene kann die bezogene Krümmung $\bar{\kappa}$ mit Hilfe von Gl. (5-21) berechnet und in das Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Diagramm überführt werden. Daraufhin wird die bezogene Lastexzentrizität schrittweise gesteigert und das genannte Vorgehen zur Ermittlung der zu-

gehörigen Krümmungswerte wiederholt. Ist die Einhaltung der Gleichgewichtsbedingungen am Querschnitt infolge einer zu hohen Lastexzentrizität nicht mehr möglich, endet die Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehung. Der Endpunkt des Zusammenhangs beschreibt das maximal aufnehmbare Moment des Querschnitts für das untersuchte Lastniveau. Bei weiterer Steigerung der Lastexzentrizität würde Materialversagen eintreten.

In Abbildung 5-26 sind die Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehungen unstabilierten Lehmmauerwerks mit einem konstantem Feuchteprofil von $\varphi_1 = 50\%$ für unterschiedliche einwirkende Normalkräfte dargestellt.

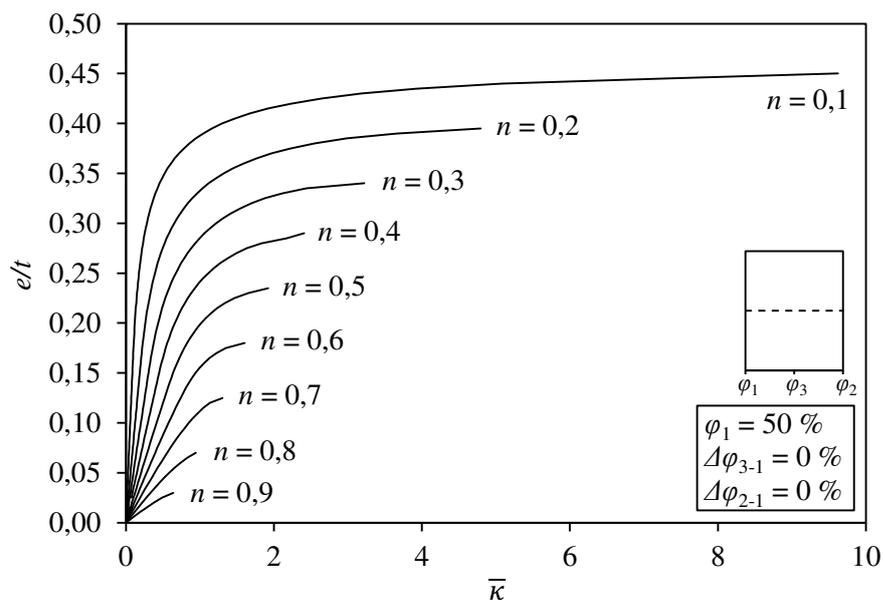


Abbildung 5-26: Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehungen für Lehmmauerwerk mit konstantem Feuchteprofil und unterschiedlichen Lastniveaus

In der obigen Gegenüberstellung der Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehungen von Lehmmauerwerk ist zu erkennen, dass niedrige Lastniveaus eine stark exzentrische Lasteinleitung ermöglichen, wobei diese jedoch gleichzeitig mit hohen Querschnittsverkrümmungen einhergeht. Bei steigender Normalkraftbelastung wird die Querschnittstragfähigkeit bereits bei geringeren Lastausmitten sowie bei geringeren Querschnittskrümmungen erreicht. Weiterhin ist festzuhalten, dass die Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehung bei zunehmender Normalkraftbeanspruchung eine geringere Steigung aufweist. Dies hat zur Folge, dass bei höheren Lastniveaus und identischer Lastexzentrizität größere Querschnittskrümmungen auftreten.

Um den Einfluss variierender Feuchteprofile auf den Verlauf der Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehung von Lehmmauerwerk zu analysieren, werden nachfolgend verschiedene Feuchteprofile zu Grunde gelegt und die resultierenden Krümmungsverläufe gegenübergestellt. In Abbildung 5-27 sind zunächst die Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehungen für ausgewählte konstante Feuchteprofile dargestellt.

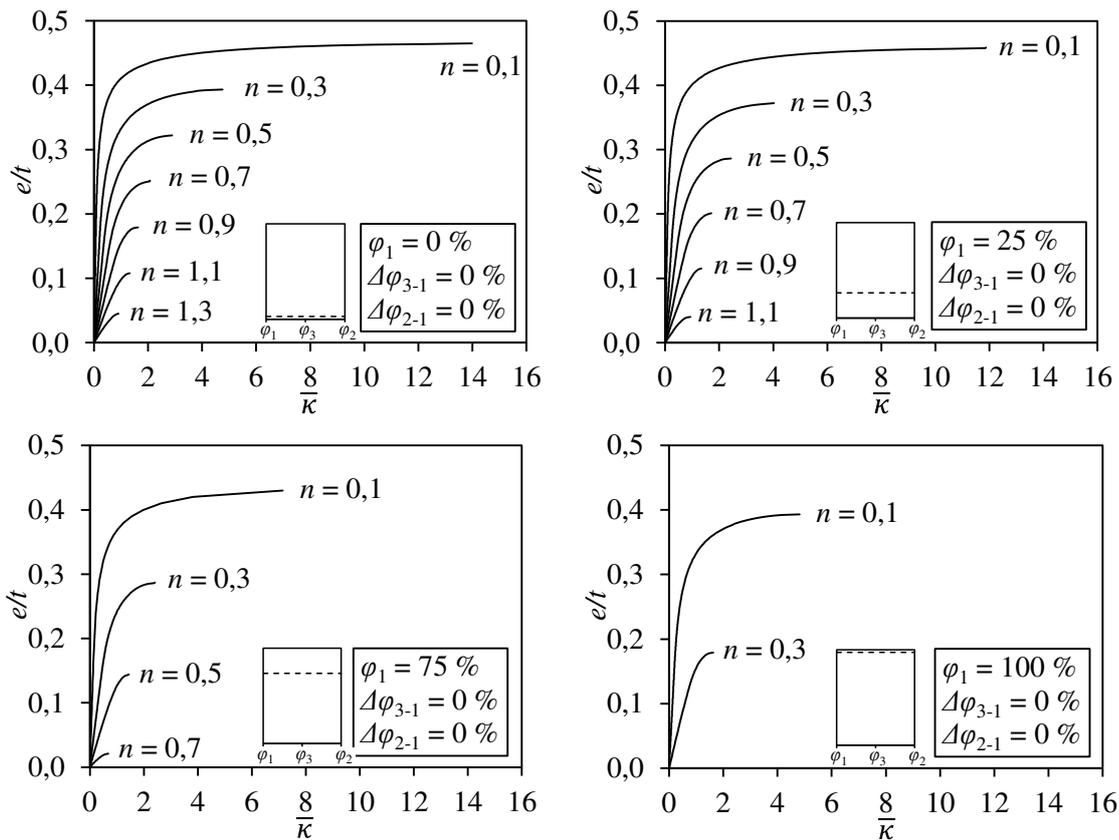


Abbildung 5-27: Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehungen für Lehm-mauerwerk mit konstanten Feuchteprofilen und unterschiedlichen Lastniveaus

Durch den Vergleich der Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehungen von Lehm-mauerwerk mit einem konstanten Feuchteprofil wird ersichtlich, dass bei steigender Materialfeuchte infolge der damit einhergehenden Verkleinerung des Flächeninhalts der Spannungsverteilung erwartungsgemäß geringere Lastniveaus erreicht werden können. Da die einwirkende bezogene Normalkraft n mit der im Referenzklima ermittelten Druckfestigkeit $f_{50\%}$ normiert ist, können bei niedrigen Materialfeuchten von $\varphi < 50\%$ bezogene Normalkräfte von $n > 1$ aufgenommen werden. Basierend auf der linearen Korrelation zwischen Druckfestigkeit und hyroskopischer Materialfeuchte gemäß Gl. (4-3) beträgt der obere Grenzwert der bezogenen Normalkraftbeanspruchung $n = 1,5$. Dieser Wert kann ausschließlich im theoretischen Fall der zentrischen Beanspruchung und einem konstanten Feuchteprofil mit einer Materialfeuchte von $\varphi = 0\%$ erreicht werden.

Weiterhin fällt bei dem Vergleich der Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehungen mit identischer Normalkraftbeanspruchung auf, dass die maximal aufnehmbare bezogene Lastexzentrizität mit steigender Materialfeuchte abnimmt. Der Feuchteinfluss auf die maximale Lastexzentrizität ist bei kleinen Lastniveaus zwar noch gering, steigert sich jedoch bei erhöhter Normalkraftbeanspruchung und beeinflusst somit die aufnehmbare Momen-

tenbeanspruchung im Grenzzustand der Tragfähigkeit maßgeblich. Die Querschnittskrümmung, welche bei Erreichen der maximalen Lastexzentrizität auftritt, verringert sich bei allen Lastniveaus im Fall steigender Materialfeuchten.

Zur Beurteilung des Einflusses achsensymmetrischer Feuchteprofile werden in Abbildung 5-28 die Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehungen von Lehm-mauerwerk für unterschiedliche Differenzen zwischen der Materialfeuchte im Kern des Querschnitts und am stärker gestauchten Querschnittsrand $\Delta\varphi_{3-1}$ für verschiedene Lastniveaus gegenübergestellt. Die Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand wird hierbei mit dem Referenzwert $\varphi_1 = 50\%$ festgelegt, was eine Variation der Kern- und Randfeuchtedifferenz in einem Wertebereich von $-50\% \leq \Delta\varphi_{3-1} \leq 50\%$ ermöglicht.

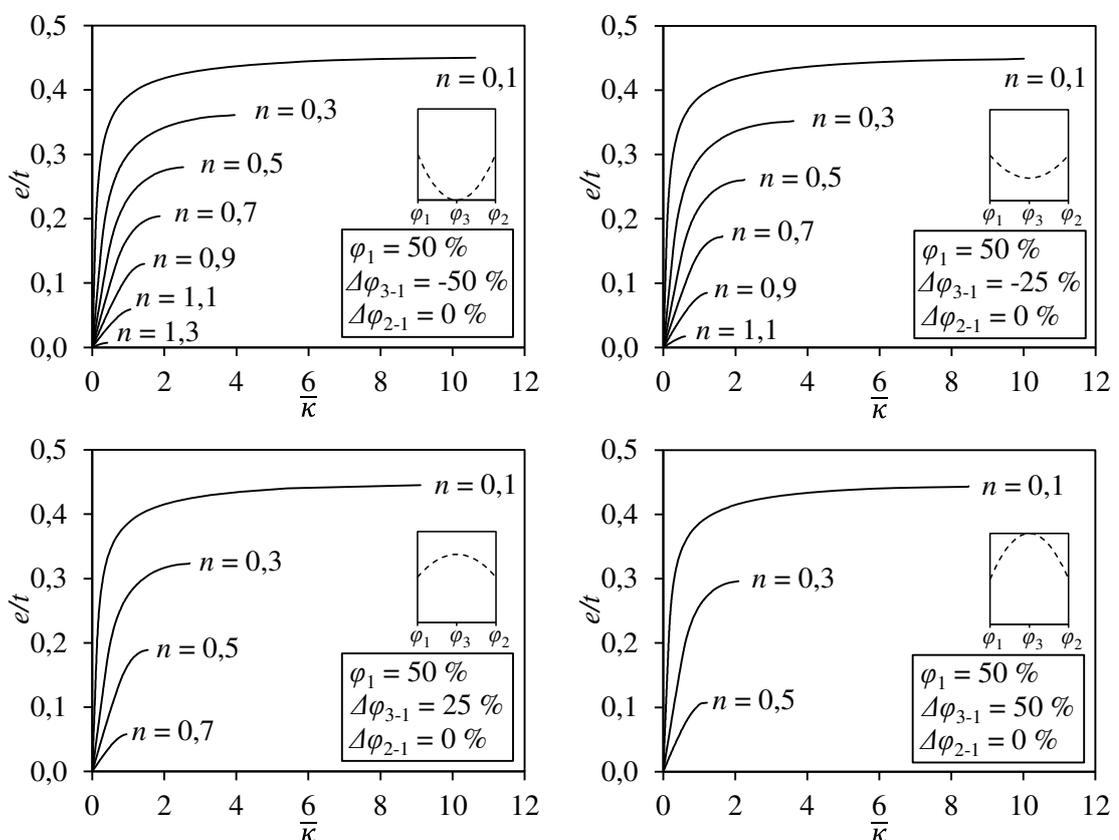


Abbildung 5-28: Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehungen für Lehm-mauerwerk mit verschiedenen Differenzen zwischen Kern- und Randfeuchte

Auch in dieser Gegenüberstellung ist eine Abnahme der maximal aufnehmbaren Lastexzentrizität sowie der zugehörigen maximalen Querschnittskrümmung bei steigender Differenz zwischen Kern- und Randfeuchte ersichtlich. Da sich eine isolierte Erhöhung der Kernfeuchte nicht so erheblich auf die durchschnittliche Materialfeuchte innerhalb der Druckzone auswirkt wie eine Erhöhung des gesamten Feuchtehorizonts, ist der quantitative Einfluss einer Änderung der Kern- und Randfeuchtedifferenz weniger ausgeprägt als die in Abbildung 5-27 dargestellten Auswirkungen einer Feuchteänderung im Fall eines konstanten Feuchteprofils. Zusätzlich schwächt die in Kapitel 5.4.2.4 erläuterte Überlagerung der

gegenläufigen Traglasteinflüsse, welche sich aus einer Änderung des Flächeninhalts der skalierten Spannungsverteilung und der Verlagerung der Spannungsergebenden ergeben, den Einfluss der Kern- und Randfeuchtedifferenz auf den Verlauf der Momenten-Normalkraft-Krümmungsbeziehung ab. Nichtsdestotrotz führt eine ausgeprägtere Nichtlinearität eines achsensymmetrischen Feuchteprofils zu deutlichen Änderungen der Momenten-Normalkraft-Krümmungsbeziehung, weshalb Differenzen zwischen Kern- und Randfeuchte in den nachfolgenden Traglastermittlungen berücksichtigt werden müssen.

Abschließend wird in Abbildung 5-29 der Einfluss asymmetrischer Feuchteprofile mit unterschiedlichen Randfeuchten auf den Verlauf der Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehung von Lehm-mauerwerk dargestellt. Die Randfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand wird hierfür abermals mit dem Referenzwert von $\varphi_1 = 50\%$ festgelegt. Da positive Randfeuchtedifferenzen bei nahezu zentrischer Lasteinleitung außerhalb des Definitionsbereichs des numerischen Berechnungsmodells liegen (vgl. Kapitel 5.4.2.5), wird nachfolgend ausschließlich der negative Wertebereich von $-50\% \leq \Delta\varphi_{2-1} \leq 0\%$ dargestellt.

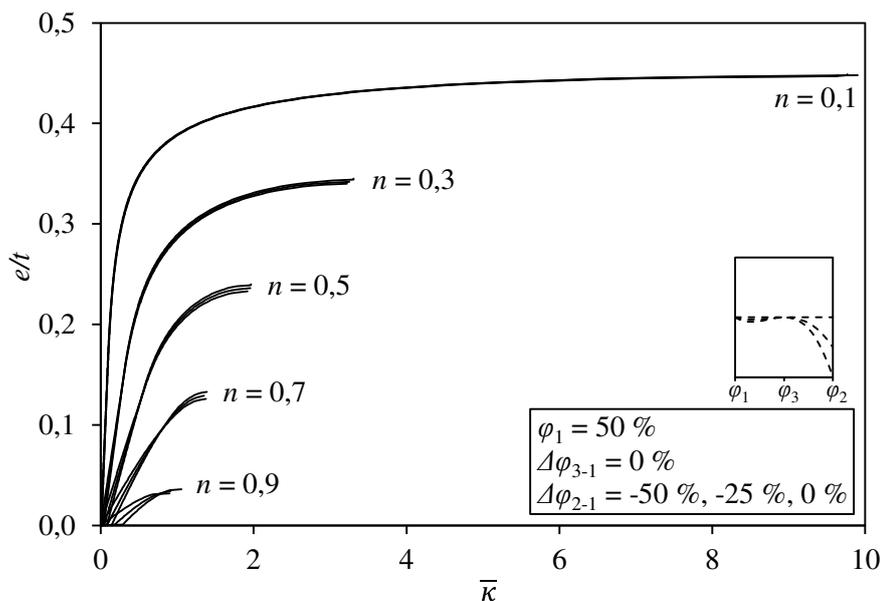


Abbildung 5-29: Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehungen für Lehm-mauerwerk mit verschiedenen Differenzen der Randfeuchten

Durch die Darstellung aller untersuchten asymmetrischen Feuchteprofile innerhalb eines Diagramms lässt sich deutlich erkennen, dass die Verläufe der Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehung kaum von einer Änderung der Randfeuchtedifferenz beeinflusst werden. Wie bereits in Kapitel 5.4.2.5 erläutert, heben sich hierbei die Einflüsse der Flächenänderung der skalierten Spannungsverteilung und der Verlagerung der Spannungsergebenden nahezu vollständig auf, weshalb es zu keiner nennenswerten Beeinflussung der Momenten-Normalkraft-Krümmungsbeziehung durch Feuchteänderungen am lastab-

gewandten Querschnittsrand kommt. Zudem kann das Tragverhalten einer Lehmmauerwerkswand durch eine abweichende Materialfeuchte am weniger gestauchten Querschnittsrand ausschließlich bei kleinen Lastexzentrizitäten beeinflusst werden, da nur in diesem Fall relevante Anteile der äußeren Beanspruchung über die lastabgewandten Querschnittsbereiche abgetragen werden. Konsequenterweise wirkt sich eine Änderung der Randfeuchtedifferenz nicht auf die maximale Lastexzentrizität oder die zugehörige maximale Querschnittskrümmung aus. Die Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehungen verlaufen dementsprechend größtenteils deckungsgleich und fächern ausschließlich bei hohen Normalkraftbeanspruchungen im Bereich niedriger Exzentrizitäten geringfügig auf. Da die feuchteren Querschnittseite im Fall eines asymmetrischen Feuchteprofils weniger Spannung aufnehmen kann als der trockenere Bereich des Querschnitts, ist zur Einhaltung des Momentengleichgewichts auf Querschnittsebene auch bei zentrischer Lasteinleitung eine Querschnittskrümmung erforderlich. Dieser Einfluss ist jedoch gegenüber einer Anpassung des gesamten Feuchtehorizonts (vgl. Abbildung 5-27) oder einer Änderung der Kernfeuchtedifferenz (vgl. Abbildung 5-28) marginal. Eine Änderung der Randfeuchtedifferenz wirkt sich somit nur in wenigen Anwendungsfällen geringfügig auf den Verlauf der Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehung aus und ist daher von untergeordneter Bedeutung für die Berechnung der Systemtragfähigkeit.

5.5.3 Numerische Berechnungsmethode

Zur Berechnung der Systemtragfähigkeit unter Einbezug der verformungsinduzierten Zusatzschnittgrößen nach Theorie II. Ordnung wird nachfolgend ein numerisches Verfahren vorgestellt, welches es erlaubt, die Traglast druckbeanspruchter Lehmmauerwerkswänden unter Ansatz beliebiger Feuchteprofile iterativ zu ermitteln. Bei der Berechnung wird auf die wirklichkeitsnahen Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehungen zurückgegriffen, welche bereits im vorherigen Unterkapitel 5.5.2 analysiert worden sind. Die dargelegte numerische Methode basiert dabei in ihren Grundzügen auf dem nichtlinearen Berechnungsmodell nach Glock (2004). Das dort erläuterte Verfahren muss jedoch für die Anwendung auf Lehmmauerwerkswände individuell angepasst sowie zur expliziten Berücksichtigung nichtlinearer Feuchteprofile erweitert werden.

Die resultierende maximal aufnehmbare Normalkraft $N_{R,II}$ unter Einbezug der System- und Materialfeuchteinflüsse wird im Folgenden mit der zentrischen Querschnittstragfähigkeit des normativen Referenzklimas ($\varphi = 50\%$) normiert und gemäß Gl. (5-23) anhand der bezogenen Systemtragfähigkeit $\Phi_{II,\varphi}$ angegeben.

$$\Phi_{II,\varphi} = \frac{N_{R,II}}{l \cdot t \cdot f_{50\%}} \quad (5-23)$$

Zu Beginn der numerischen Ermittlung der Systemtragfähigkeit müssen eingeprägte Parameter wie der Verlauf des Feuchteprofils $\varphi(z/t)$, die anfängliche Lastexzentrizität nach Theorie I. Ordnung e_I/t sowie die Schlankheit der Wand h_{ef}/t festgelegt werden. Das gewählte Feuchteprofil $\varphi(z/t)$ darf hierbei einen beliebigen Verlauf annehmen und muss nicht zwangsläufig der Näherung gemäß Gl. (3-5) entsprechen. Die bezogene einwirkende Normalkraft n (vgl. Gl. (5-22)) wird im Rahmen der numerischen Berechnung vereinfachend über die gesamte Wandhöhe konstant angenommen. Diese Annahme hat zur Folge, dass an jedem Diskretisierungspunkt der Wand die gleiche Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehung unterstellt werden darf, was zu einem erheblich effizienteren Berechnungsablauf führt. Gleichzeitig ist der Modellfehler, welcher durch die Vernachlässigung eines leicht ansteigenden Normalkraftverlaufs infolge des Eigengewichts der betrachteten Wand entsteht, gering (vgl. Glock (2004)). Zudem wird das Feuchteprofil $\varphi(z/t)$ idealisierend über die gesamte Wandhöhe als unveränderlich angenommen.

Zur Ermittlung der gesuchten Systemtragfähigkeit wird die einwirkende bezogene Normalkraft n schrittweise iteriert, bis sie ihren Maximalwert erreicht hat, ohne dass Material- oder Stabilitätsversagen innerhalb des Systems eingetreten ist. Prinzipiell wird dabei das Lastniveau für jeden Iterationsschritt anhand des Mittelwerts der sich aus den bisherigen Iterationsschritten ergebenden Minimal- und Maximalwerten der aufnehmbaren Normalkraft neu festgelegt. Zur Ermittlung des Lastniveaus im ersten Iterationsdurchlauf muss zunächst ein Ausgangswert der maximal und minimal aufnehmbaren Normalkraft gewählt werden. Der Maximalwert $n_{\max, \text{start}}$ wird hierbei unter gänzlicher Vernachlässigung des Schlankheitseinflusses auf Basis der Querschnittstragfähigkeit bei Ansatz starr-plastischen Materialverhaltens gemäß Gl. (5-24) festgelegt. Die feuchteabhängige Skalierung der Tragfähigkeit wird basierend auf dem Minimum des vorliegenden Feuchteprofils $\varphi(z/t)_{\min}$ unter der Annahme eines konstanten Feuchteverlaufs durchgeführt.

$$n_{\max, \text{start}} = \left(1,5 - \frac{\varphi(z/t)_{\min}}{100} \right) \cdot \left(1 - 2 \cdot \frac{e_I}{t} \right) \quad (5-24)$$

Da die Systemtragfähigkeit im theoretischen Grenzfall einer unendlichen Wandschlankheit ($h_{ef}/t \rightarrow \infty$) gegen Null konvergiert, wird der Startwert der minimal aufnehmbaren Normalkraft mit $n_{\min, \text{start}} = 0$ festgelegt.

Nach der Wahl des Lastniveaus des aktuellen Iterationsschritts kann die nichtlineare Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehung unter Einbezug des gewählten Feuchteprofils mit Hilfe des in Kapitel 5.5.2 beschriebenen Vorgehens erzeugt werden. Aus der Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehung kann sowohl die für die gewählte einwirkende Normalkraft n maximal zulässige Exzentrizität $(e_{II}/t)_{\text{zul}}$ abgeleitet, als auch die

bezogene Querschnittskrümmung $\bar{\kappa}$ an jeder Diskretisierungsstelle der betrachteten Wand bestimmt werden.

Für die Berechnung des Verlaufs der bezogenen Lastexzentrizität nach Theorie II. Ordnung $e_{II}/t(s)$ über die Wandhöhe muss die Lastexzentrizität nach Theorie I. Ordnung $e_I/t(s)$ um die verformungsinduzierte Zusatzausmitte $\Delta e_{II}/t(s)$ erhöht werden. Die Zusatzausmitte infolge von Effekten nach Theorie II. Ordnung kann durch zweifache Integration der bezogenen Querschnittskrümmung nach Theorie II. Ordnung $\bar{\kappa}_{II}$ berechnet werden. Da die bezogene Krümmung mit Hilfe der bezogenen Randdehnungen berechnet wird, muss der Ausdruck zusätzlich um die Dehnung bei Erreichen der Druckfestigkeit erweitert werden:

$$\frac{\Delta e_{II}}{t}(s) = \iint \bar{\kappa}_{II}(s) \cdot \varepsilon_f \, ds ds \quad (5-25)$$

Somit ergibt sich der Gesamtverlauf der bezogenen Lastexzentrizität nach Theorie II. Ordnung gemäß Gl. (5-26).

$$\frac{e_{II}}{t}(s) = \frac{e_I}{t}(s) + \frac{\Delta e_{II}}{t}(s) = \frac{e_I}{t}(s) + \iint \bar{\kappa}_{II}(s) \cdot \varepsilon_f \, ds ds \quad (5-26)$$

Der finale Krümmungsverlauf ergibt sich iterativ bei Konvergenz der Zusatzexzentrizität nach Theorie II. Ordnung. Divergiert die Zusatzexzentrizität infolge stetig anwachsender Querverformungen dagegen, tritt Stabilitätsversagen ein und das System ist für das gewählte Lastniveau des aktuellen Iterationsschritts nicht tragfähig. Im Fall eines konvergierenden Verlaufs der Zusatzexzentrizität ist ein stabiler äußerer Gleichgewichtszustand vorhanden, bei dem jedoch zusätzlich geprüft werden muss, ob die resultierende Lastexzentrizität auf Querschnittsebene zu Materialversagen führt. Ist die maximal auftretende Lastexzentrizität nach Theorie II. Ordnung $(e_{II}/t)_{\max}$ kleiner als die zulässige Lastexzentrizität $(e_{II}/t)_{\text{zul}}$, welche sich aus dem Maximalpunkt der Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehung ergibt, ist das System für die gewählte einwirkende Normalkraft tragfähig.

Im Fall eines tragfähigen Systems wird die minimal aufnehmbare Normalkraft für den kommenden Iterationsschritt durch die einwirkende Normalkraft des aktuellen Iterationsdurchlaufs ersetzt. Bei einem nicht tragfähigen System wird dagegen der Maximalwert der aufnehmbaren Normalkraft entsprechend angepasst. Innerhalb des nächsten Rechendurchlaufs erfolgt die neue Festlegung der einwirkenden Normalkraft basierend auf dem Mittelwert der aktualisierten Minimal- und Maximalwerte. Durch dieses Vorgehen verringert sich die Differenz zwischen dem Minimal- und Maximalwert der aufnehmbaren Normalkraft für jeden Iterationsdurchlauf. Sobald diese Differenz einen festgelegten Toleranzwert unterschreitet, kann die Systemtragfähigkeit mit hinreichender Genauigkeit identifiziert werden und entspricht näherungsweise dem Minimalwert der aufnehmbaren Normalkraft n_{\min} . In der vorliegenden Arbeit wird die Toleranzgrenze auf $\Delta n < 0,005$ festgelegt. Der schematische Ablauf des iterativen Berechnungsverfahrens der Systemtragfähigkeit überwiegend

druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks unter Berücksichtigung nichtlinearer Feuchteprofile ist ergänzend zu den bisherigen Ausführungen in Abbildung 5-30 veranschaulicht.

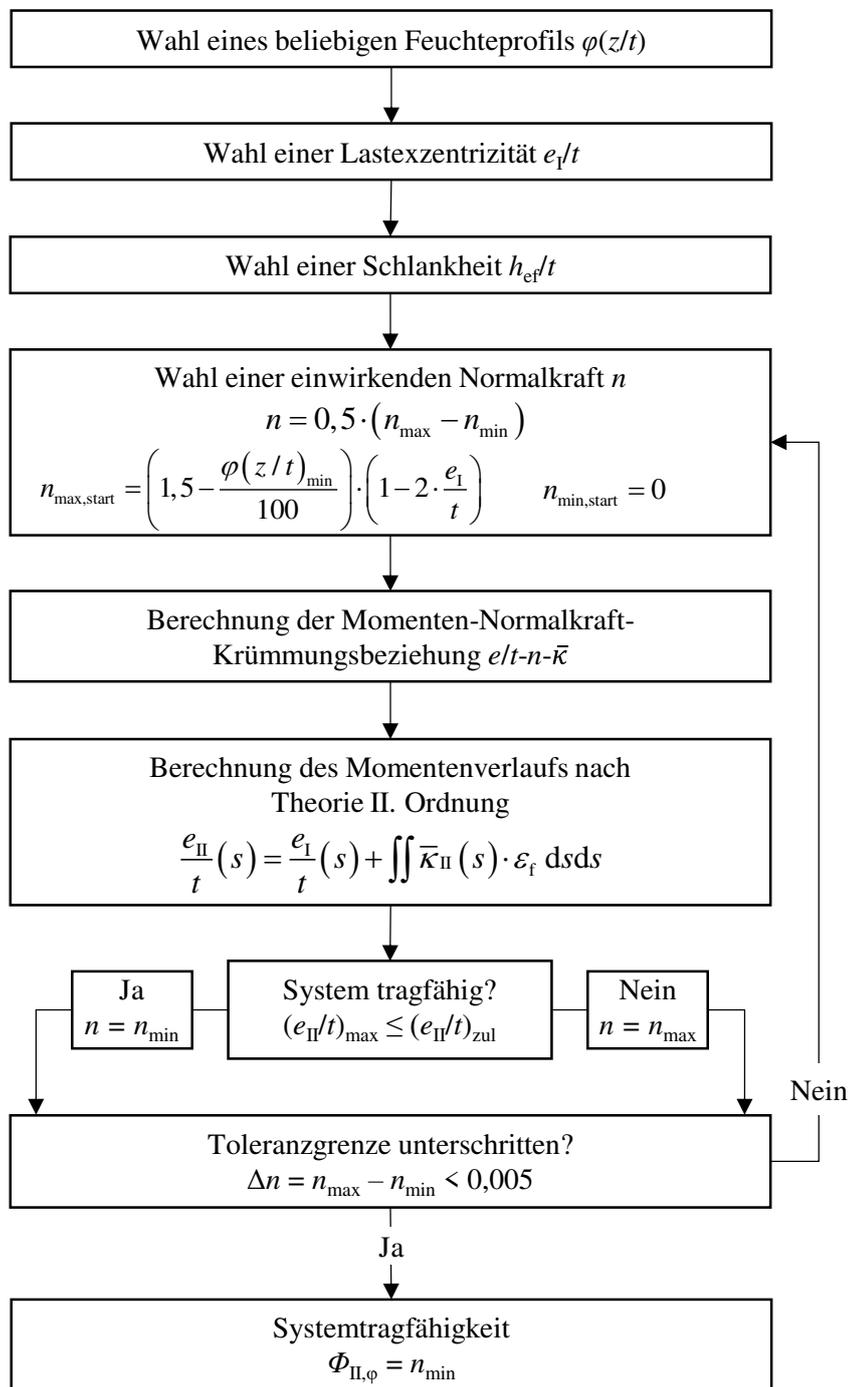


Abbildung 5-30: Ablaufschema der numerischen Berechnung der Systemtragfähigkeit überwiegend druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks unter Berücksichtigung eines beliebigen nichtlinearen Feuchteprofils

5.5.4 Analytische Berechnungsmethode

5.5.4.1 Einführung

Um eine unkomplizierte und praxistaugliche Ermittlung der Systemtragfähigkeit von Lehmmauerwerkswänden unter Berücksichtigung des Einflusses nichtlinearer Feuchteprofile zu ermöglichen, wird nachfolgend anhand der numerischen Berechnungsmethode ein geschlossen lösbares Approximationsverfahren kalibriert. Hierbei wird zunächst geprüft, ob die in Kapitel 5.4.2 hergeleiteten Anpassungsfaktoren zur Berücksichtigung des Feuchteinflusses α_φ nach Gl. (5-12), β_φ nach Gl. (5-17) und γ_φ nach Gl. (5-19) auch zur Modifizierung der Systemtragfähigkeit geeignet sind. Da die Anpassungsfaktoren β_φ und γ_φ ausschließlich für den Fall des Materialversagens auf Querschnittsebene empirisch hergeleitet wurden, gilt es insbesondere bei diesen Parametern zu untersuchen, ob deren Anwendung auch bei Stabilitätsversagen zu einer adäquaten Approximation der numerisch berechneten Systemtragfähigkeit führt. Da sich die Spannungs-Dehnungs-Beziehung bei Stabilitätsverlust im Gegensatz zu Materialversagen nicht vollständig ausbilden kann, wäre es denkbar, dass die feuchtebedingte Verlagerung der Spannungsresultierenden in diesem Fall nicht mit den bisher hergeleiteten Zusammenhängen beschrieben werden kann.

Analog zur Berechnung der Querschnittstragfähigkeit wird auch für die analytische Ermittlung der Systemtragfähigkeit zunächst ein Traglastmodell benötigt, welches die Berechnung des Ausgangswerts der Systemtragfähigkeit einer Lehmmauerwerkswand für ein konstantes Feuchteprofil mit einer Ausgleichsfeuchte von $\varphi = 50\%$ erlaubt. Anschließend erfolgt die Berücksichtigung des Feuchteinflusses auf die Systemtragfähigkeit in Anlehnung an das Konzept zur Berechnung der Querschnittstragfähigkeit mit Hilfe einer Modifizierung des Ausgangswerts der Systemtragfähigkeit durch feuchteabhängige Anpassungsfaktoren:

$$\Phi_{II,\varphi} = \alpha_\varphi \cdot \beta_\varphi \cdot \gamma_\varphi \cdot \Phi_{II} \quad (5-27)$$

Mit:

- Φ_{II} = Ausgangswert der Systemtragfähigkeit
- α_φ = Anpassungsfaktor zur Berücksichtigung der mittleren Materialfeuchte innerhalb der Druckzone
- β_φ = Anpassungsfaktor zur Berücksichtigung der Differenz zwischen der Kernfeuchte und der Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand $\Delta\varphi_{3-1}$
- γ_φ = Anpassungsfaktor zur Berücksichtigung der Differenz zwischen der Materialfeuchte am weniger gestauchten Querschnittsrand und der Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand $\Delta\varphi_{2-1}$

5.5.4.2 Ausgangswert der Systemtragfähigkeit

Zur Berechnung des Ausgangswerts der Systemtragfähigkeit Φ_{II} kann prinzipiell jedes geeignete wissenschaftliche oder normative Rechenmodell, welches das Tragverhalten von Lehm-mauerwerk unter Annahme eines konstanten Feuchteprofils hinreichend genau abbildet, verwendet werden. Nachfolgend findet das in Kapitel 2.1.3.3 dargelegte analytische Berechnungsverfahren nach Glock (2004) Anwendung, welches es ermöglicht die Systemtragfähigkeit von Mauerwerkswänden unter Einbezug wirklichkeitsnaher Materialgesetze geschlossen zu approximieren.

Um die Eignung des gewählten Berechnungsverfahrens zur Traglastberechnung von Lehm-mauerwerkswänden mit konstanten Feuchteprofilen exemplarisch aufzuzeigen, sind die Ergebnisse der von Wiehle et al. (2022) durchgeführten Druckversuche an geschosshohen Lehm-mauerwerkswänden ($h \approx 2$ m) unterschiedlicher Schlankheit mit planmäßig zentrischer ($e_0/t = 0$) und exzentrischer ($e_0/t = 0,25$) Lasteinleitung in Abbildung 5-31 der analytischen Approximation der Systemtragfähigkeit nach Glock (2004) unter Verwendung des Materialmodells gemäß Gl. (5-7) gegenübergestellt. Im Zuge der Nachrechnung werden mit einem bezogenen Ursprungsmodul von $k = 2,2$ sowie einer bezogenen Bruchdehnung von $\eta_{ult} = 1,3$ die in Kapitel 2.1.2 hergeleiteten repräsentativen Werkstoffkennwerte von Lehm-mauerwerk zugrunde gelegt.

Die von Wiehle et al. (2022) untersuchten Lehm-mauerwerkswände konnten auf Grund ihrer großen Abmessungen vor der Prüfung nicht im normativen Referenzklima konditioniert werden, sondern wurden stattdessen bis zum Prüfzeitpunkt innerhalb der Versuchshalle gelagert. Nichtsdestotrotz kann angesichts einer ausreichenden Trocknungszeit sowie der geringen Schwankungen der Umgebungsluftfeuchte davon ausgegangen werden, dass sich zum Prüfzeitpunkt innerhalb des Wandquerschnitts ein annähernd konstantes Feuchteprofil eingestellt hat. Zur Nachrechnung der experimentell ermittelten Systemtragfähigkeiten wird die tatsächlich vorhandene Ausgangsexzentrizität in Wandhöhenmitte nach Theorie I. Ordnung e_1/t jedes einzelnen Probekörpers durch Auswertung der während des Belastungsvorgangs aufgezeichneten Randdehnungen abgeschätzt. Die Ermittlung der maßgebenden Ausmitte muss dabei in der Anfangsphase des Belastungsvorgangs erfolgen, da die Exzentrizität bei niedrigen Lastniveaus noch nicht nennenswert durch Zusatzverformungen nach Theorie II. Ordnung beeinflusst wird. Die anhand der Dehnungsverteilung in Wandhöhenmitte berechnete Lastexzentrizität nach Theorie I. Ordnung umfasst eventuell vorhandene ungewollte Ausmitten zum Beispiel infolge gesamtheitlicher Schiefstellung der Wand oder infolge Ungenauigkeiten bei der Positionierung der Lasteinleitung. Da die Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Lehm-mauerwerk bei geringer Druckbeanspruchung und den damit einhergehenden kleinen Dehnungen ($\eta_1 < 0,20$) noch näherungsweise linear verläuft, kann die Ausgangsexzentrizität in diesem Fall vereinfacht unter Ansatz linear-elastischen Materialverhaltens erfolgen. Die mittlere Lastexzentrizität nach Theorie I. Ordnung ergibt sich

durch Auswertung der Dehnungsverteilung bei den planmäßig zentrisch belasteten Lehm-mauerwerkswänden zu $e_1/t = 0,02$ und bei den planmäßig exzentrisch belasteten Lehm-mauerwerkswänden zu $e_1/t = 0,23$. Die in Abbildung 5-31 dargestellten analytischen Traglastkurven werden daher unter Ansatz dieser bezogenen Lastausmitten erzeugt.

Zur Variation der Schlankheit wurden innerhalb der Versuchsreihe drei unterschiedliche Wandstärken ($t = 0,115$ m; $t = 0,175$ m; $t = 0,24$ m) bei konstanter Wandhöhe ($h \approx 2$ m) untersucht. Die Lasteinleitung erfolgte bei den Lehm-mauerwerkswänden unter planmäßig zentrischer Druckbeanspruchung nach Abgleich durch ein Mörtelbett mit Hilfe von stählernen Lasteinleitungsprofilen. Lasergestützte Verformungsmessungen senkrecht zur Wandebene zeigten, dass sich die Verdrehungen am Wandkopf der dickeren Wände ($t = 0,175$ m und $t = 0,24$ m) durch den an dieser Stelle nachgiebigeren Versuchsaufbau freier einstellen konnten als am vollflächig aufgelagerten Wandfuß. Infolgedessen wird zur Berechnung der Wandschlankheit h_{ef}/t der zentrisch belasteten Probekörper mit erhöhter Wandstärke eine einseitige Einspannung mit einem Knicklängenbeiwert von $\beta = 0,7$ (Eulerfall III) unterstellt. Die dünneren Wände mit einer Dicke von $t = 0,115$ m spannten sich dagegen stärker in den oberen Versuchsaufbau ein, weshalb hier eine beidseitige Einspannung mit einem Knicklängenbeiwert von $\beta = 0,5$ (Eulerfall IV) angesetzt wird. Um die effektive Wandschlankheit zusätzlich zu erhöhen, erfolgte die Lasteinleitung am Wandkopf bei einer der planmäßig zentrischen Druckprüfungen an einer Lehm-mauerwerkswand mit einer Dicke von $t = 0,115$ m durch eine stählerne Halbwelle. Hiermit konnte eine Einspannung des Wandkopfes in den Versuchsaufbau vermieden werden, was für diesen Probekörper den Ansatz eines erhöhten Knicklängenbeiwerts von $\beta = 0,7$ (Eulerfall III) rechtfertigt. Bei den planmäßig exzentrisch belasteten Lehm-mauerwerkswänden erfolgte die Lasteinleitung sowohl am Wandkopf als auch am Wandfuß stets mittels stählerner Halbwellen, wodurch sich Verdrehungen an beiden Wandenden nahezu ungehindert einstellten. Aus diesem Grund wird zur Ermittlung der Schlankheit der exzentrisch belasteten Lehm-mauerwerkswände einheitlich eine beidseitig gelenkige Lagerung mit einem Knicklängenbeiwert von $\beta = 1,0$ (Eulerfall II) angenommen.

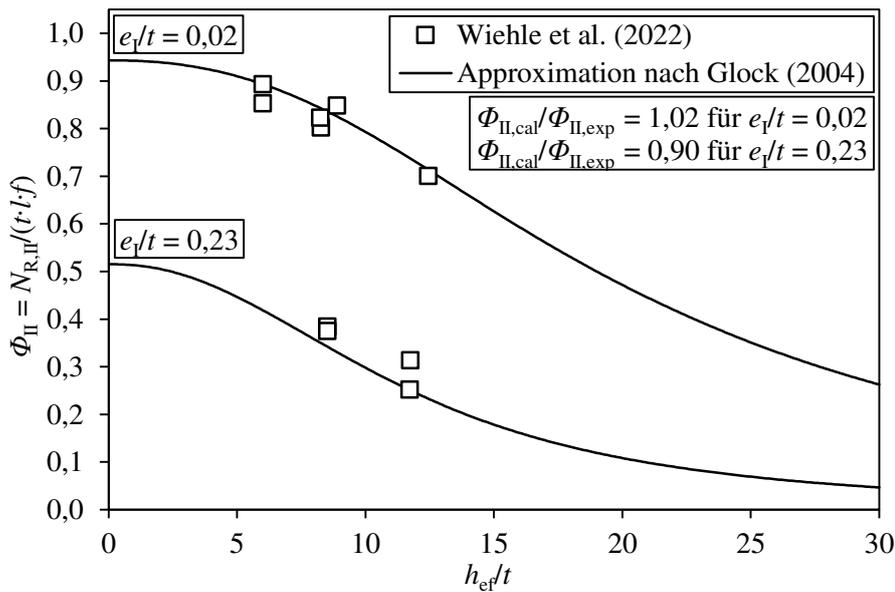


Abbildung 5-31: Vergleich der analytischen Approximation der Systemtragfähigkeit nach Glock (2004) mit den experimentellen Untersuchungsergebnissen von Wiehle et al. (2022)

In Abbildung 5-31 ist insbesondere für den Fall der planmäßig zentrischen Lasteinleitung deutlich zu erkennen, dass die analytische Approximationsgleichung die experimentell ermittelten Tragfähigkeiten in praxisrelevanten Schlankheitsbereichen zutreffend annähert. Das mittlere Verhältnis aus rechnerischer und experimenteller Systemtragfähigkeit liegt für diese Traglastkurve bei $\Phi_{II,cal}/\Phi_{II,exp} = 1,02$ und unterstreicht die hohe Genauigkeit des gewählten analytischen Modells zur Berechnung der Systemtragfähigkeit von Lehm-mauerwerkswänden.

Lediglich im Fall der planmäßig exzentrischen Belastung ist mit einem mittleren Verhältnis aus rechnerischer und experimenteller Systemtragfähigkeit von $\Phi_{II,cal}/\Phi_{II,exp} = 0,90$ eine Unterschätzung der Versuchsergebnisse durch das analytische Modell zu erkennen. Da das analytische Modell gegenüber den experimentell ermittelten Systemtragfähigkeiten jedoch durchgehend konservativere Ergebnisse liefert, lassen die auftretenden Diskrepanzen kein Sicherheitsrisiko vermuten und stehen einer Anwendung dieses Näherungsverfahrens diesbezüglich nicht entgegen.

Der durchgeführte Traglastvergleich bestätigt, dass das analytische Berechnungsverfahren nach Glock (2004) unter Einbezug realitätsnaher Materialeigenschaften eine zutreffende Näherung der Systemtragfähigkeit druckbeanspruchter Lehm-mauerwerkswände mit praxisnaher Schlankheit und Lastexzentrizität sowie konstantem Feuchteprofil ermöglicht. Insbesondere bei kleinen Lastexzentrizitäten ergibt sich aus der durchgeführten Validierung eine sehr geringe Modellabweichung, was die Eignung des Approximationsverfahrens für die nachfolgenden Analysen unterstreicht.

5.5.4.3 Berücksichtigung konstanter und nichtlinearer Feuchteprofile

Zur Berücksichtigung des Feuchteinflusses auf die Traglast druckbeanspruchten Lehmmauerwerks wird der gemäß Kapitel 5.5.4.2 berechnete Ausgangswert der bezogenen Systemtragfähigkeit Φ_{II} mit den feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren α_φ , β_φ und γ_φ modifiziert. Um eine möglichst unkomplizierte und einheitliche Praxisanwendung zu gewährleisten, wird zunächst die Übertragbarkeit der für die Querschnittstragfähigkeit in Kapitel 5.4.2 hergeleiteten Anpassungsfaktoren überprüft. Sollten diese auch im Fall von Stabilitätsversagen eine zutreffende Approximation der numerisch berechneten Systemtragfähigkeit erlauben, ließe sich bei der Berücksichtigung des Feuchteinflusses im Sinne einer gesteigerten Anwendungsfreundlichkeit auf eine Fallunterscheidung zwischen Material- und Stabilitätsversagen verzichten.

Da alle drei feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren von der bezogenen Lastexzentrizität e/t abhängen, muss für deren Berechnung die maßgebende Ausmitte nach Theorie II. Ordnung im Grenzzustand der Tragfähigkeit bekannt sein. Da die detaillierte Ermittlung der Querverformung des Systems und der daraus resultierenden Zusatzexzentrizität nur iterativ möglich ist, wird die gesuchte Lastexzentrizität nachfolgend anhand des gemäß Kapitel 5.5.4.2 berechneten Ausgangswerts der Systemtragfähigkeit Φ_{II} abgeschätzt. Da in diesem Traglastfaktor bereits die maßgebende schlankheitsabhängige Momentenbeanspruchung inkludiert ist, lässt sich die zugrunde liegende bezogene Lastexzentrizität nach Theorie II. Ordnung e_{II}/t unter der vereinfachenden Annahme starr-plastischen Materialverhaltens mit Hilfe von Gl. (5-28) approximieren.

$$\frac{e_{II}}{t} \approx \frac{1 - \Phi_{II}}{2} \quad (5-28)$$

Im Zuge der nachfolgenden Traglastvergleiche wird für die analytische Berechnung der feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren immer die mit Hilfe obiger Gleichung ermittelte Lastexzentrizität nach Theorie II. Ordnung zugrunde gelegt.

Um die Übertragbarkeit der für die Berechnung der Querschnittstragfähigkeit hergeleiteten feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren auf die analytische Ermittlung der Systemtragfähigkeit beurteilen zu können, werden numerisch und analytisch berechnete Systemtragfähigkeiten für verschiedene Feuchteprofile gegenübergestellt. Analog zum Vorgehen in Kapitel 5.4.2 erfolgt in der nachfolgenden Abbildung 5-32 zunächst ein Traglastvergleich für den trivialen Fall konstanter Feuchteprofile. Hierfür wird exemplarisch eine Lastexzentrizität nach Theorie I. Ordnung von $e_I/t = 0,15$ gewählt. Anschließend werden weitere Traglastvergleiche von Lehmmauerwerkswänden mit symmetrischen und asymmetrischen Feuchteprofilen dargestellt und analysiert.

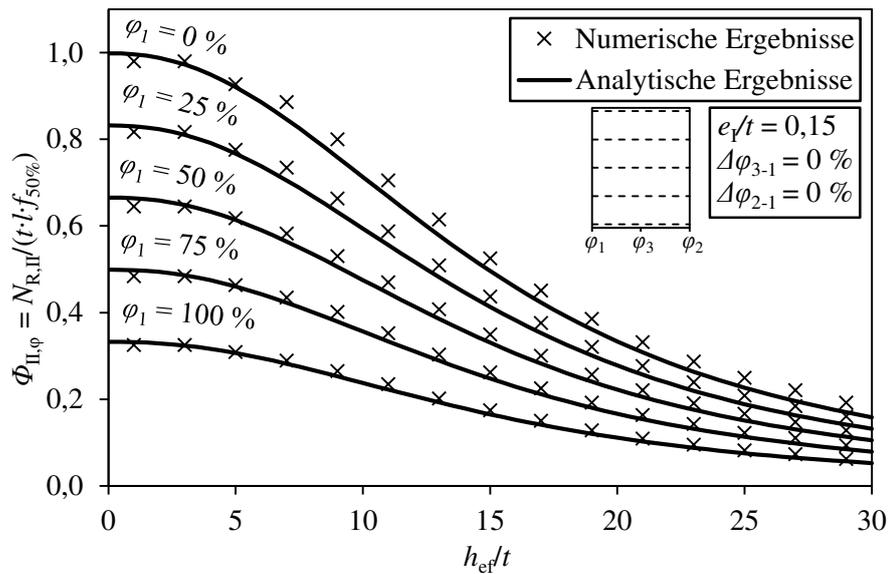


Abbildung 5-32: Gegenüberstellung der numerisch und analytisch berechneten Systemtragfähigkeit für konstante Feuchteprofile

Bei Betrachtung des Traglastvergleichs wird zunächst der signifikante Einfluss der Materialfeuchte auf die Systemtragfähigkeit von Lehm-mauerwerk ersichtlich. In allen Schlankheitsbereichen ist der Feuchteeinfluss deutlich erkennbar, wobei die absolute Traglaständerung mit steigender Schlankheit abnimmt. Weiterhin zeigt die Gegenüberstellung, dass die analytische Approximation eine zutreffende Näherung der numerisch ermittelten Systemtragfähigkeit darstellt. Da das Verhältnis aus Elastizitätsmodul und Druckfestigkeit sowie der Grad der Nichtlinearität der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Lehm-mauerwerk im Fall eines konstanten Feuchteprofils unabhängig von der Materialfeuchte sind (vgl. Kapitel 5.2), tritt bei einer Veränderung des Feuchtehorizonts ausschließlich eine Flächenänderung der skalierten Spannungsverteilung auf. Infolge dessen kann die Systemtragfähigkeit unter alleinigem Ansatz des Anpassungsfaktors α_φ adäquat approximiert werden. Weiterhin ergibt sich daraus unabhängig von der vorliegenden Lastexzentrizität ein direkter linearer Zusammenhang zwischen der Materialfeuchte und der Systemtragfähigkeit. Auch bei großer Wandschlankheit und dem damit maßgebenden Versagensfall des Stabilitätsverlusts ist eine hohe Übereinstimmung der numerischen und analytischen Ergebnisse zu erkennen, was im Fall eines konstanten Feuchteprofils für eine Übertragbarkeit der bekannten feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren spricht.

Da konstante Feuchteprofile den Feuchteverlauf in einer Lehm-mauerwerkswand unter stationären klimatischen Randbedingungen nicht realitätsnah abbilden, wird nachfolgend die Übereinstimmung des analytischen Approximationsmodells mit dem numerischen Berechnungsverfahren für nichtlineare Feuchteprofile untersucht. Hierbei werden Einflüsse aus der Differenz zwischen der Materialfeuchte in Querschnittsmitte und am stärker gestauchten Rand des Querschnitts $\Delta\varphi_{3-1}$ sowie der Differenz der beiden Randfeuchten $\Delta\varphi_{2-1}$

auf die Tragfähigkeit zunächst getrennt voneinander betrachtet. Anschließend erfolgt analog zu Kapitel 5.4.2.6 eine Gegenüberstellung der numerisch und analytisch ermittelten Systemtragfähigkeit mit kombinierten Kern- und Randfeuchtedifferenzen.

In Abbildung 5-33 sind zunächst die analytisch ermittelten Traglastkurven mit den numerischen Systemtragfähigkeiten für symmetrische Feuchteprofile mit verschiedenen Differenzen zwischen Kern- und Randfeuchte $\Delta\varphi_{3-1}$ unter Ansatz unterschiedlicher Lastexzentrizitäten gegenübergestellt.

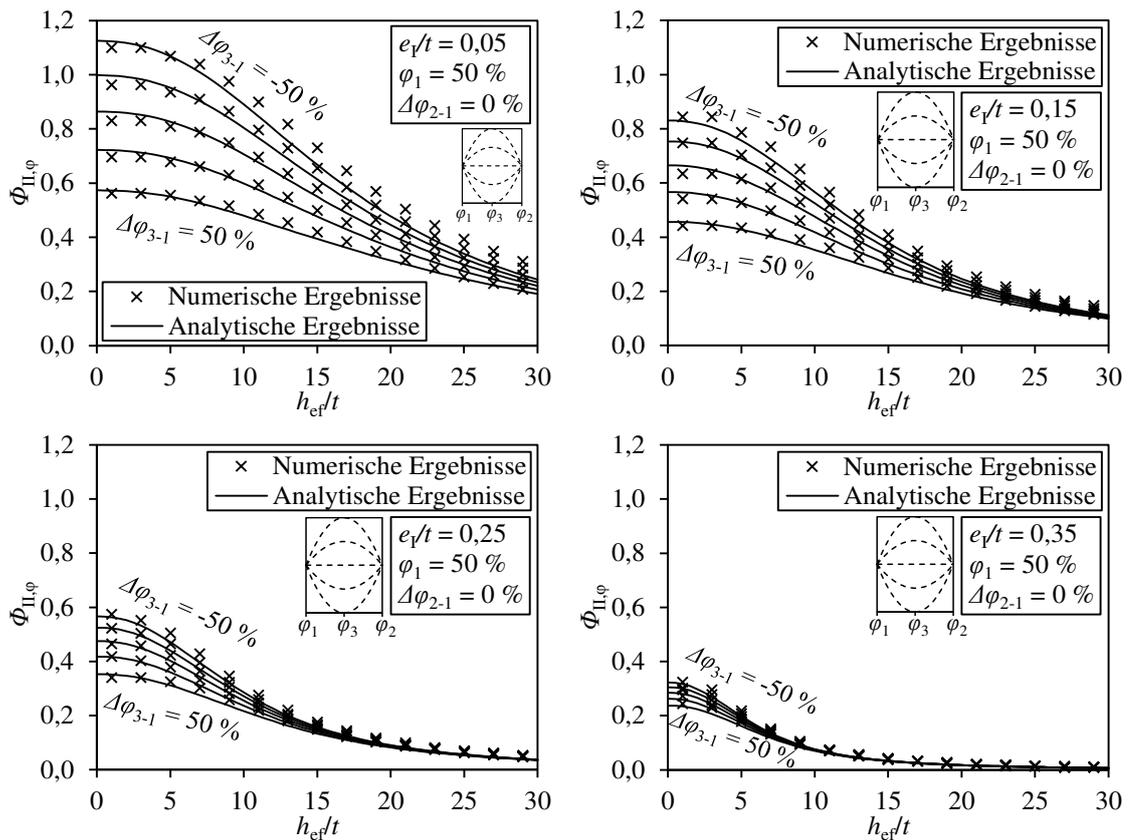


Abbildung 5-33: Gegenüberstellung der numerisch und analytisch ermittelten Systemtragfähigkeit für symmetrische Feuchteprofile mit variierender Kernfeuchte sowie unterschiedlichen Lastexzentrizitäten

Es zeigt sich insbesondere bei kleinen bezogenen Lastexzentrizitäten e/t und geringen Wandschlankheiten h_{ef}/t ein deutlicher Einfluss der Kern- und Randfeuchtedifferenz $\Delta\varphi_{3-1}$. Je zentrierter die Druckbeanspruchung in die Lehmmauerwerkswand eingeleitet wird, desto stärker konzentriert sich die Spannungsverteilung im Bereich der Querschnittsmitte und somit an Stelle der maximalen Feuchteänderung. Da die feuchteabhängige Flächenänderung der skalierten Spannungsverteilung gegenüber dem gegenläufigen Effekt der Verlagerung der Spannungsergebnisse den dominierenden Einfluss auf die Tragfähigkeit darstellt (vgl. Kapitel 5.4.2.4), nimmt demzufolge der Einfluss der Kern- und Randfeuchtedifferenz $\Delta\varphi_{3-1}$ auf die Systemtragfähigkeit mit abnehmender Lastexzentrizität zu. Bei

höherer Lastausmitte und der damit einhergehenden verringerten Druckzonenhöhe konzentriert sich die Spannungsverteilung am lastzugewandten Querschnittsrand und wird deshalb durch Änderung der Materialfeuchte in der Querschnittsmitte weniger beeinflusst. Da für den Einfluss der Differenz zwischen Kern- und Randfeuchte auf die Systemtragfähigkeit die Druckzonenhöhe im Grenzzustand der Tragfähigkeit maßgebend ist, nimmt der Feuchteinfluss ebenfalls mit steigender Schlankheit ab, da sich hierdurch die Gesamtexzentrizität durch Einflüsse nach Theorie II. Ordnung erhöht.

Prinzipiell ist im Fall symmetrischer Feuchteprofile eine hohe Übereinstimmung zwischen numerisch und analytisch berechneter Systemtragfähigkeit erkennbar. Erwähnenswerte Abweichungen sind lediglich bei geringer Lastexzentrizität in Kombination mit negativen Kernfeuchtedifferenzen und hohen Wandschlankheiten zu beobachten. Die in diesem Fall auftretenden Unterschätzungen der numerischen Traglasten durch das analytische Approximationsmodell begründen sich in der empirischen Herleitung des feuchteabhängigen Anpassungsfaktors β_φ , welcher in Kapitel 5.4.2.4 explizit für Materialversagen kalibriert worden ist. Auf Grund der nicht vollständig ausgeprägten Spannungs-Dehnungs-Beziehung im Fall von Stabilitätsversagen sowie der vereinfachenden Abschätzung der Druckzonenhöhe unter Annahme starr-plastischen Materialverhaltens ist die Diskrepanz zwischen analytisch und numerisch ermittelter Systemtragfähigkeit somit auf eine Überschätzung der feuchteabhängigen Verlagerung der Spannungsergebnisse durch den Anpassungsfaktor β_φ zurückzuführen. Nichtsdestotrotz bewegen sich die Abweichungen zwischen dem numerischen und analytischen Berechnungsmodell in geringfügigen Ausmaßen und sind zudem nur in begrenzten Anwendungsfällen zu beobachten, weshalb eine Übertragbarkeit des in Gl. (5-17) definierten Anpassungsfaktors β_φ auf die analytische Approximation der feuchtebeeinflussten Systemtragfähigkeit in guter Näherung gegeben ist. Darüber hinaus ist festzuhalten, dass auf Grund der Unterschätzung der numerisch berechneten Traglast kein Sicherheitsdefizit bei Anwendung des analytischen Berechnungsverfahrens gegenüber der iterativen Ermittlung der Systemtragfähigkeit entsteht.

Zur Berücksichtigung asymmetrischer Feuchteprofile bei der analytischen Berechnung der Systemtragfähigkeit lassen sich innerhalb des Approximationsverfahrens mit Hilfe des Anpassungsfaktors γ_φ beliebige Differenzen zwischen den Materialfeuchten der beiden Querschnittsränder $\Delta\varphi_{2-1}$ berücksichtigen. Der Einfluss der Randfeuchtedifferenz auf die Systemtragfähigkeit von Lehm-mauerwerkswänden wird in Abbildung 5-34 für einen Wertebereich von $-50 \% \leq \Delta\varphi_{2-1} \leq 50 \%$ sowie für unterschiedliche bezogene Lastexzentrizitäten dargestellt.

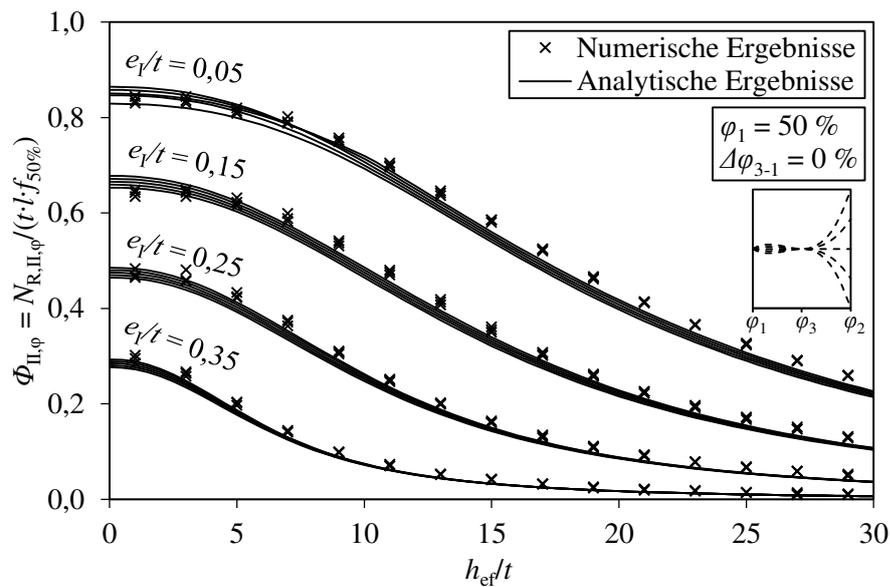


Abbildung 5-34: Gegenüberstellung der numerisch und analytisch ermittelten Systemtragfähigkeit für asymmetrische Feuchteprofile mit variierender Randfeuchtedifferenz sowie unterschiedlichen Lastexzentrizitäten

Analog zur Querschnittstragfähigkeit ist auch bei Betrachtung der Systemtragfähigkeit lediglich ein marginaler Einfluss der Materialfeuchte am schwächer gestauchten Querschnittsrand zu erkennen. Bei niedriger Lastexzentrizität wird der Effekt der feuchteabhängigen Flächenänderung der skalierten Spannungsverteilung durch die gegenläufigen Auswirkungen der Verlagerung der Spannungsresultierenden nahezu vollständig ausgeglichen, weshalb sich die Systemtragfähigkeiten bei variierender Randfeuchtedifferenz nur geringfügig voneinander unterscheiden. Der feuchteabhängige Anpassungsfaktor γ_φ berücksichtigt dabei die Änderung der Schwerpunktlage der skalierten Spannungsverteilung auch im Fall des Stabilitätsversagens mit ausreichender Genauigkeit. Bei steigender Lastexzentrizität bzw. bei steigender Wandschlankheit nimmt der Einfluss der Materialfeuchte am lastabgewandten Querschnittsrand auf Grund der geringeren Druckzonenhöhe zudem weiter ab, da die resultierende Spannungsverteilung außerhalb des Bereichs der Feuchteänderung liegt. Die Gegenüberstellung der beiden Berechnungsverfahren zeigt somit die Übertragbarkeit des feuchteabhängigen Anpassungsfaktors γ_φ gemäß Gl. (5-19) auf die analytische Berechnung der Systemtragfähigkeit.

Ergänzend zu den bereits durchgeführten Analysen bezüglich der Auswirkungen einer isolierten Änderung der Materialfeuchte in der Mitte des Querschnitts bzw. am weniger gestauchten Querschnittsrand, wird abschließend der Einfluss einer kombinierten Kern- und Randfeuchtedifferenz ($\Delta\varphi_{3-1} \neq 0$ und $\Delta\varphi_{2-1} \neq 0$) auf die Systemtragfähigkeit untersucht. Zu diesem Zweck sind die analytisch berechneten Traglasten mit den numerischen Ergebnissen für verschiedene nichtlineare Feuchteprofile in Abbildung 5-35 gegenübergestellt. Als Grundlage der Berechnung wird exemplarisch eine bezogene Lastexzentrizität von

$e/t = 0,10$ gewählt, da die effektive Spannungsverteilung in diesem Fall sowohl von der Materialfeuchte in der Mitte des Querschnitts als auch am weniger gestauchten Querschnittsrand beeinflusst wird. Anhand dieser Parameterkombination lässt sich somit der kombinierte Einfluss unterschiedlicher Kern- und Randfeuchtedifferenzen repräsentativ analysieren. Die Kernfeuchtedifferenz wird innerhalb der nachfolgend dargestellten Diagramme mit einer Schrittweite von $\Delta\varphi_{3-1} = 25 \%$ variiert.

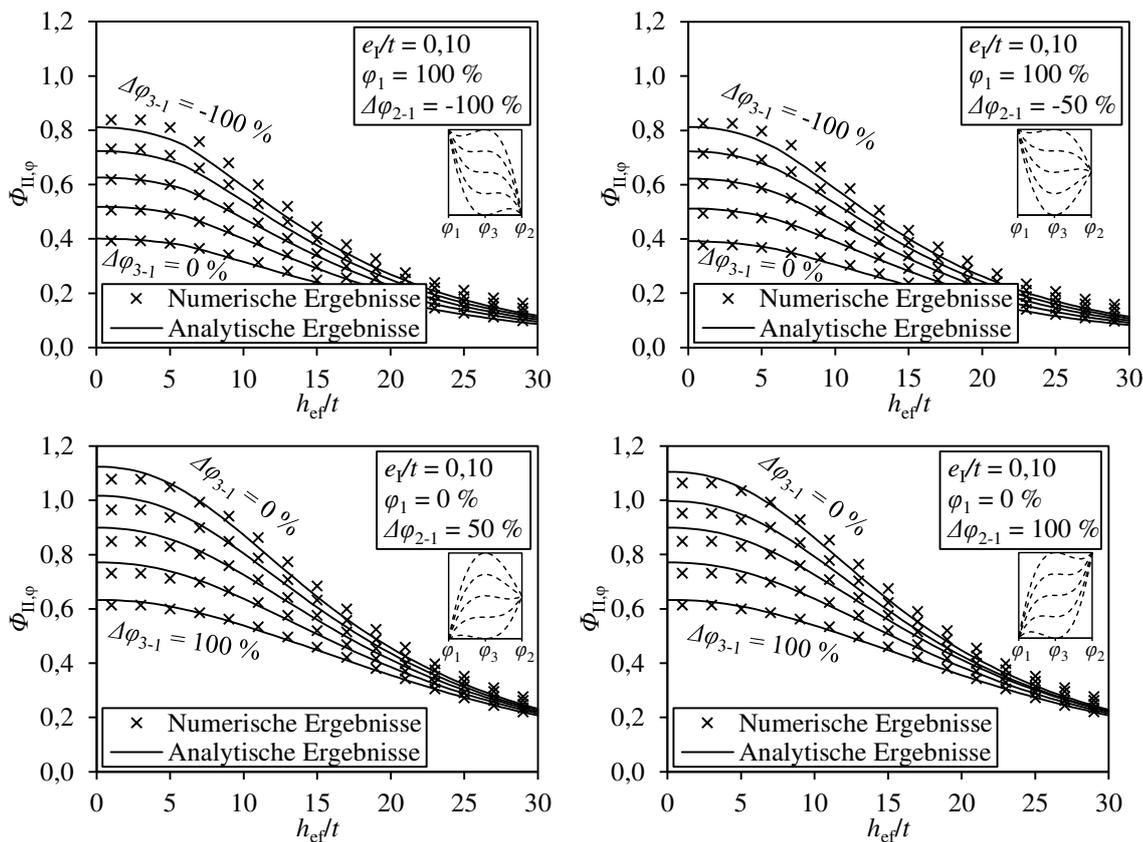


Abbildung 5-35: Gegenüberstellung der numerisch und analytisch ermittelten Systemtragfähigkeit für verschiedene Kombinationen aus Kern- und Randfeuchtedifferenzen

Die Gegenüberstellung der numerisch und analytisch ermittelten Systemtragfähigkeit zeigt, dass die beiden Berechnungsverfahren bei asymmetrischen Feuchteprofilen eine hohe Übereinstimmung aufweisen. Auch im Fall großer Wandschlankheit und dem damit maßgebenden Stabilitätsversagen stellt die mit den bekannten feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren modifizierte analytisch berechnete Systemtragfähigkeit eine adäquate Näherung der numerisch ermittelten Traglast dar.

Durch die nahezu identischen Verläufe der Traglastkurven bei negativen Randfeuchtedifferenzen ($\Delta\varphi_{2-1} = -100 \%$ und $\Delta\varphi_{2-1} = -50 \%$) sowie bei positiven Randfeuchtedifferenzen ($\Delta\varphi_{2-1} = 50 \%$ und $\Delta\varphi_{2-1} = 100 \%$) wird der vernachlässigbare Einfluss der Materialfeuchte

am lastabgewandten Querschnittsrand nochmals verdeutlicht. Der Traglastvergleich bestätigt somit, dass die Randfeuchtedifferenz auch bei asymmetrischen Feuchteprofilen hinsichtlich der resultierenden Systemtragfähigkeit von untergeordneter Relevanz ist.

5.5.4.4 Berücksichtigung der Biegezugfestigkeit

In der vorliegenden Arbeit erfolgten bisher alle durchgeführten Traglastanalysen unter vollständiger Vernachlässigung der vertikalen Biegezugfestigkeit. Diese Annahme ist bei der Berechnung der Querschnittstragfähigkeit gerechtfertigt, da die Biegezugfestigkeit von unbewehrten mineralischen Baustoffen im Vergleich zu deren Druckfestigkeit deutlich geringer ausfällt und sich im Fall von Materialversagen somit nur marginal auf die Traglast vorwiegend druckbeanspruchter Bauteile auswirkt. Zudem ergaben umfangreiche experimentelle Untersuchungen an unterschiedlichen Stein-Mörtel-Kombinationen z. B. von Mann (1992), Schmidt & Brameshuber (2013) und Schmidt (2014), dass die vertikale Biegezugfestigkeit von Mauerwerk einer hohen material- und ausführungsbedingten Streuung unterliegt, weshalb sie bei Verwendung von Normalmörtel innerhalb der deutschen normativen Bemessung von Mauerwerkswänden in der Regel nicht angesetzt werden darf.

Nichtsdestotrotz kann die vertikale Biegezugfestigkeit die Systemtragfähigkeit schlanker Wände unter stark exzentrischer Lasteinleitung erhöhen. Durch die Berücksichtigung des Zugbereichs der Spannungsverteilung vergrößert sich in diesem Fall der ungerissene Querschnittsbereich der Mauerwerkswand, was wiederum zu einer erhöhten effektiven Steifigkeit des Systems und somit zu einer verringerten verformungsbedingten Zusatzbeanspruchung nach Theorie II. Ordnung führt. Durch eine gänzliche Vernachlässigung der vertikalen Biegezugfestigkeit wird die realitätsnahe Tragfähigkeit demzufolge in bestimmten Anwendungsfällen unterschätzt und es bleiben Traglastreserven des Systems ungenutzt. Im Sinne einer realitätsnahen Traglastermittlung kann daher innerhalb des analytischen Approximationsmodells der Systemtragfähigkeit nach Glock (2004) ein Verhältnis der mittleren vertikalen Biegezugfestigkeit zur mittleren Druckfestigkeit in Höhe von $|f_t/f| \leq 0,10$ für Wände mit großer Schlankheit und einer bezogenen Lastexzentrizität von $e/t \geq 0,20$ angesetzt werden. Der Einfluss einer exemplarisch gewählten bezogenen vertikalen Biegezugfestigkeit in Höhe von $|f_t/f| = 0,05$ auf die analytisch berechnete Systemtragfähigkeit von Lehmmauerwerk ist in Abbildung 5-36 unter Annahme eines konstanten Feuchteprofils für verschiedene Lastexzentrizitäten dargestellt.

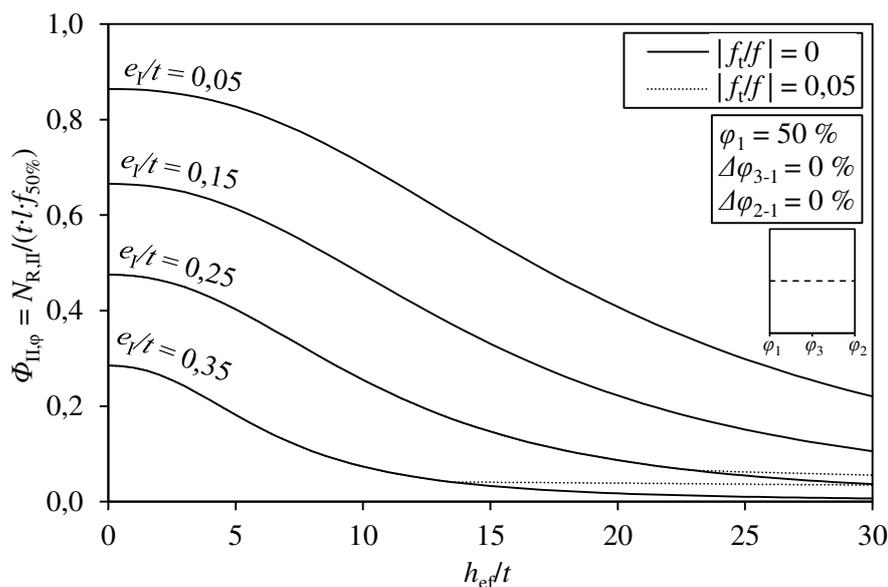


Abbildung 5-36: Einfluss der vertikalen Biegezugfestigkeit auf die Systemtragfähigkeit von Lehm-mauerwerk mit konstantem Feuchteprofil

Für eine fundierte Berücksichtigung der vertikalen Biegezugfestigkeit bei der Berechnung der Systemtragfähigkeit von Lehm-mauerwerk fehlen bisher jedoch belastbare Untersuchungsergebnisse bezüglich dieser materialspezifischen Festigkeitseigenschaft. Weder kann durch eine repräsentative Datengrundlage belegt werden, ob die vertikale Biegezugfestigkeit von Lehm-mauerwerk in einem ähnlichen Wertebereich wie bei herkömmlichem Mauerwerk liegt, noch wurden Untersuchungen zu deren Feuchteabhängigkeit durchgeführt. Auf Grundlage des aktuellen Wissensstands kann ein Ansatz der Biegezugfestigkeit bei der Berechnung der Systemtragfähigkeit von Lehm-mauerwerk somit nicht empfohlen werden. Da praxisübliche Lehm-mauerwerkskonstruktionen jedoch meist eine geringe Schlankheit aufweisen und bei der Planung im Allgemeinen eine möglichst zentrische Lasteinleitung angestrebt wird, wirkt sich die Vernachlässigung der Biegezugfestigkeit in baupraktisch relevanten Anwendungsfällen in der Regel nicht auf die Berechnungsergebnisse aus. Sollten zukünftig valide Forschungsergebnisse bezüglich der vertikalen Biegezugfestigkeit von Lehm-mauerwerk vorliegen, ließen sich die entwickelten numerischen und analytischen Traglastmodelle zur Berechnung der Systemtragfähigkeit problemlos um diesen Eingangsparameter erweitern.

Unter der Annahme, dass die vertikale Biegezugfestigkeit von Lehm-mauerwerk in einem ähnlichen Wertebereich wie bei herkömmlichem Mauerwerk liegt ($|f_t/f| \leq 0,10$) und die in Kapitel 4.4 gewonnenen Erkenntnisse über den Feuchteinfluss auf die Materialeigenschaften druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks unverändert auf das Materialverhalten unter Zugbeanspruchung übertragen werden können, besteht die Möglichkeit die vertikale Biegezugfestigkeit vereinfachend identisch zu herkömmlichen Mauerwerk in die Berechnung

der Systemtragfähigkeit einzubeziehen. Da eine Änderung der Materialfeuchte im Zugspannungsbereich unter den genannten Voraussetzungen näherungsweise zu einer alleinigen Skalierung der Zugspannungsverteilung in Richtung der Spannungsachse und nicht in Richtung der Dehnungsachse führen würde, hätte die Materialfeuchte keinen nennenswerten Einfluss auf die resultierende Zugzonenhöhe und somit auch nicht auf die ausschlaggebende effektive Steifigkeit der betrachteten Wand. Auf Grund der verhältnismäßig kleinen Zugkomponente des inneren Kräftepaars ist zudem davon auszugehen, dass eine feuchteabhängige Änderung des Flächeninhalts der Zugspannungsverteilung und eine eventuell auftretende Verlagerung der Zugspannungsergebnisse vernachlässigbaren Einfluss auf die resultierende Systemtragfähigkeit haben und somit unberücksichtigt bleiben können.

5.6 Zusammenfassung

Innerhalb dieses Kapitels wurde die Tragfähigkeit druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks unter Berücksichtigung nichtlinearer Feuchteprofile eingehend analysiert. Hierfür wurde in Abschnitt 5.2 zunächst eine repräsentative nichtlineare Spannungs-Dehnungs-Linie für un-stabilisiertes Lehm-mauerwerk unter einaxialer Druckbeanspruchung hergeleitet und an-hand experimenteller Versuchsergebnisse validiert.

Daraufhin erfolgte in Unterkapitel 5.3 die Entwicklung eines Ansatzes zur Berücksichti-gung des Einflusses nichtlinearer Feuchteprofile auf die resultierende Spannungsverteilung des Wandquerschnitts. Durch die Berücksichtigung einer über die Wanddicke nichtlinear verlaufenden Materialfeuchte mittels einer Skalierung der Spannungsverteilung lässt sich der Feuchteeinfluss bei der späteren Ermittlung der Traglast adäquat abbilden. Infolge der dargelegten feuchtebedingten Adjustierung des Spannungsverlaufs kann es in Abhängig-keit des vorliegenden Feuchteprofils sowohl zu einer Flächenänderung der resultierenden Spannungsverteilung als auch zu einer Verschiebung der zugehörigen Schwerpunktlage kommen. Diese Effekte wurden bei der darauffolgenden Entwicklung von Berechnungs-modellen zur wirklichkeitsnahen Ermittlung der Querschnitts- und Systemtragfähigkeit druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks unter Feuchteeinfluss explizit berücksichtigt.

Auf Grund der feuchteabhängigen Skalierung der Spannungsverteilung lässt sich eine all-gemeine Ermittlung der Querschnitts- und Systemtragfähigkeit nicht geschlossen durch-führen. Deshalb wurde zu Beginn des Unterkapitels 5.4 ein Algorithmus ausgearbeitet, wel-cher es erlaubt, die Querschnittstragfähigkeit von Lehm-mauerwerk unter Einbezug belie-biger nichtlinearer Feuchteprofile durch Iteration der Dehnungsebene und numerischer In-tegration der skalierten Spannungsverteilung zu ermitteln. Das Vorgehen zur numerischen Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit ist in Abbildung 5-7 schematisch zusammenge-fasst. Im weiteren Verlauf des Kapitels erfolgte in Abschnitt 5.5.3 die daran anknüpfende Entwicklung eines Vorgehens zur iterativen Berechnung der Systemtragfähigkeit. Hierbei

werden schlankheitsbedingte Systemeinflüsse in Form von verformungsabhängigen Zusatzbeanspruchungen nach Theorie II. Ordnung explizit in die Traglastermittlung einbezogen. Mit dem in Abbildung 5-30 dargestellten Algorithmus ist es somit möglich, die Systemtragfähigkeit von Lehm-mauerwerk unter Berücksichtigung der realitätsnahen Momenten-Normalkraft-Krümmungsbeziehungen sowie des Einflusses beliebiger Feuchteprofile numerisch zu berechnen.

Da eine zeit- und rechenintensive iterative Berechnung der Wandtragfähigkeit nicht praxistauglich ist, erfolgte auf Basis der numerischen Algorithmen die Entwicklung einer anwendungsfreundlichen analytischen Approximationsmethode. Hierbei ist der Ausgangswert der Wandtragfähigkeit Φ zunächst mit einem geeigneten normativen oder wissenschaftlichen Berechnungsmodell für ein konstantes Feuchteprofil mit einer Ausgleichsfeuchte von $\varphi = 50\%$ zu bestimmen und anschließend durch die feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren α_φ , β_φ und γ_φ zu modifizieren. Zur Berechnung der einzelnen Faktoren werden ausschließlich die Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand φ_1 , die Materialfeuchte am schwächer gestauchten Querschnittsrand φ_2 , die Materialfeuchte in der Mitte des Querschnitts φ_3 sowie die bezogene Lastausmitte im Grenzzustand der Tragfähigkeit e/t benötigt. Die maßgebende Lastausmitte nach Theorie II. Ordnung kann dabei mit Hilfe von Gl. (5-28) vereinfachend basierend auf dem Ausgangswert der Wandtragfähigkeit unter Annahme starr-plastischen Materialverhaltens abgeschätzt werden. Die Kalibrierung der feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren erfolgte unter Annahme der in Kapitel 3.7 hergeleiteten kubischen Näherungsfunktion eines nichtlinearen Feuchteverlaufs sowie auf Basis der numerisch berechneten Querschnittstragfähigkeit. Durch die anschließende Analyse der Traglast schlanker Lehm-mauerwerkswände konnte jedoch gezeigt werden, dass die Anpassungsfaktoren auch im Fall von Stabilitätsversagen eine geeignete Approximation der iterativ berechneten Systemtragfähigkeit darstellen. Aus diesem Grund kann die feuchteabhängige Modifizierung der Wandtragfähigkeit ohne Fallunterscheidung zwischen Querschnitts- und Systemtragfähigkeit gemäß der nachfolgend zusammengefassten Gleichungen erfolgen:

$$\Phi_{\varphi} = \alpha_{\varphi} \cdot \beta_{\varphi} \cdot \gamma_{\varphi} \cdot \Phi \quad \text{vgl. (5-11) bzw. (5-27)}$$

Mit:

Φ = Ausgangswert der Wandtragfähigkeit

α_{φ} = Anpassungsfaktor zur Berücksichtigung der mittleren Materialfeuchte innerhalb der Druckzone $\varphi_{m,x}$:

$$\alpha_{\varphi} = 1,5 - \frac{\varphi_{m,x} [\%]}{100} \quad \text{vgl. (5-12)}$$

$$\begin{aligned} \varphi_{m,x} \approx & (-\varphi_1 + \varphi_2) \cdot \left(1 - 2 \cdot \frac{e}{t}\right)^3 + \frac{1}{3} \cdot (8 \cdot \varphi_1 - 4 \cdot (\varphi_2 + \varphi_3)) \cdot \left(1 - 2 \cdot \frac{e}{t}\right)^2 \\ & + \frac{1}{2} \cdot (-5 \cdot \varphi_1 + \varphi_2 + 4 \cdot \varphi_3) \cdot \left(1 - 2 \cdot \frac{e}{t}\right) + \varphi_1 \end{aligned} \quad \text{vgl. (5-15)}$$

β_{φ} = Anpassungsfaktor zur Berücksichtigung der Differenz zwischen der Kernfeuchte und der Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand $\Delta\varphi_{3-1}$:

$$\beta_{\varphi} = 1 + \frac{2}{125} \cdot \Delta\varphi_{3-1} [\%] \cdot \frac{e}{t} \cdot \left(1 - 2 \cdot \frac{e}{t}\right) \quad \text{vgl. (5-17)}$$

$$\Delta\varphi_{3-1} = \varphi_3 - \varphi_1 \quad \text{vgl. (3-6)}$$

γ_{φ} = Anpassungsfaktor zur Berücksichtigung der Differenz zwischen der Materialfeuchte am weniger gestauchten Querschnittsrand und der Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand $\Delta\varphi_{2-1}$:

$$\gamma_{\varphi} = 1 + \frac{\Delta\varphi_{2-1} [\%]}{500} \cdot \left(1 - \frac{20}{3} \cdot \frac{e}{t}\right) \quad \text{für } \Delta\varphi_{2-1} \leq 0\% \text{ und } \frac{e}{t} < 0,15 \quad \text{vgl. (5-19)}$$

$$\Delta\varphi_{2-1} = \varphi_2 - \varphi_1 \quad \text{vgl. (3-7)}$$

Zur einfachen Modifizierung der Wandtragfähigkeit kann das Produkt der einzelnen Anpassungsfaktoren $\alpha_{\varphi} \cdot \beta_{\varphi} \cdot \gamma_{\varphi}$ auch den in Anhang C enthaltenen Tabellen entnommen werden. Da in Kapitel 5.4.2.5 und 5.5.4.3 gezeigt wurde, dass die Wandtragfähigkeit nur marginal von der Materialfeuchte am weniger gestauchten Querschnittsrand φ_2 beeinflusst wird, liegt den tabellierten Anpassungsfaktoren eine einheitliche Randfeuchte von $\varphi_2 = 50\%$ zugrunde. Die dargestellten Werte können jedoch auch bei abweichenden Materialfeuchten am weniger gestauchten Querschnittsrand in guter Näherung zur Modifizierung der Wandtragfähigkeit verwendet werden.

Abschließend erfolgte in Kapitel 5.5.4.4 eine kritische Beurteilung des Einflusses der vertikalen Biegezugfestigkeit auf die Tragfähigkeit von Lehm-mauerwerk. Da bezüglich dieser Festigkeitseigenschaft sowie deren Feuchteabhängigkeit bisher keine belastbaren Untersuchungsergebnisse vorliegen, kann eine Berücksichtigung der vertikalen Biegezugfestigkeit

bei der Berechnung der Wandtragfähigkeit aktuell nicht empfohlen werden. Da dieser Materialparameter jedoch nur bei sehr schlanken Lehm-mauerwerkswänden in Kombination mit hoher Lastexzentrizität einen Einfluss auf die Systemtragfähigkeit hat, ist die Vernachlässigung der Biegezugfestigkeit vertretbar.

Aufbauend auf der umfangreichen Analyse der Tragfähigkeit druckbeanspruchter Lehm-mauerwerkswände sowie unter Zuhilfenahme der entwickelten Traglastmodelle kann im nachfolgenden Kapitel ein wissenschaftlich fundierter Bemessungsvorschlag für tragendes Lehm-mauerwerk unter Berücksichtigung des Feuchteinflusses ausgearbeitet werden.

6 BEMESSUNGSVORSCHLAG FÜR DRUCKBEANSPRUCHTES LEHMMAUERWERK

6.1 Einführung

Die im Rahmen der vorliegenden Arbeit generierten Erkenntnisse bezüglich der Tragfähigkeit druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks unter Feuchteinfluss werden innerhalb dieses Kapitels in einen praxisorientierten Bemessungsvorschlag überführt. In Anlehnung an den aktuellen Stand der Technik basiert das vorgeschlagene Nachweisformat im Gegensatz zu den aktuell gültigen Vorgaben der Lehm-bau Regeln von Volhard & Röhlen (2009) auf einem semiprobabilistischen Teilsicherheitskonzept. Hintergründe bezüglich der Umstellung des Sicherheitskonzepts werden in Kapitel 6.2 thematisiert.

Im Anschluss erfolgt die Erläuterung eines analytischen Nachweisverfahrens, welches die geschlossene Ermittlung der Tragfähigkeit druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks unter Berücksichtigung nichtlinearer Feuchteprofile erlaubt. Hierzu wird zunächst der Ausgangswert der Wandtragfähigkeit ohne explizite Berücksichtigung des bemessungsrelevanten Feuchteprofils bestimmt und anschließend durch die in Kapitel 5.4.2 hergeleiteten feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren modifiziert. Als Grundlage für die Ermittlung des Ausgangswerts der Wandtragfähigkeit werden in Kapitel 6.3.2 die im herkömmlichen Mauerwerksbau bewährten vereinfachten Berechnungsmethoden nach DIN EN 1996-3/NA (2019) herangezogen. Angesichts der materialspezifischen Besonderheiten von Lehm-mauerwerk, wie z. B. dem vergleichsweise geringen Elastizitätsmodul (vgl. Kapitel 2.4.3.4), sind hierbei jedoch einige der normativ verankerten Anwendungsbedingungen und Traglastformeln hinsichtlich ihrer Übertragbarkeit auf den Lehm-bau kritisch zu hinterfragen und gegebenenfalls zu adjustieren.

Zur anschließenden Modifizierung des Ausgangswerts der Wandtragfähigkeit in Abhängigkeit des vorliegenden Feuchteprofils wird in Kapitel 6.3.3 ein einfaches und anwendungsfreundliches Tabellenverfahren vorgestellt. Hierfür werden die feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren für die meisten praxisrelevanten Anwendungsfälle auf Basis der in Kapitel 3.6 identifizierten Feuchtereferenzprofile vorab berechnet und übersichtlich aufbereitet. Der zum jeweiligen Anwendungsfall gehörende Tabellenwert kann somit direkt zur feuchteabhängigen Modifizierung des Ausgangswerts der Wandtragfähigkeit verwendet werden. Um abweichende Feuchteprofile bei der Berechnung der Tragfähigkeit druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks zu berücksichtigen, können die feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren ebenfalls in Abhängigkeit der bemessungsrelevanten Materialfeuchten in der Mitte und an den Rändern des tragenden Wandquerschnitts unter Annahme eines kubischen Feuchteverlaufs mit den in Kapitel 5.4.2 hergeleiteten Gleichungen analytisch bestimmt werden. Diese Vorgehensweise wird in Kapitel 6.3.4 dargelegt.

Zur exakten Berücksichtigung individueller Feuchteprofile mit beliebigem Verlauf erfolgt in Kapitel 6.4 die Erläuterung eines numerischen Bemessungsverfahrens basierend auf einer iterativen Berechnungsmethode.

Abschließend wird in Kapitel 6.5 ein anwendungsfreundlicher Normungsvorschlag zur Bemessung druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks vorgestellt, welcher die Berücksichtigung des Feuchteinflusses auf die resultierende Wandtragfähigkeit mit Hilfe der tabellarischen Ermittlung eines vereinfachten feuchteabhängigen Anpassungsfaktors erlaubt.

An dieser Stelle sei angemerkt, dass der nachfolgende Bemessungsvorschlag ausschließlich die Nachweisführung im Kaltfall abdeckt. Weiterhin setzt die Anwendung des Bemessungsvorschlags die Planung, Konstruktion und Ausführung der nachzuweisenden Lehm-mauerwerkswand gemäß der gängigen Regeln der Technik des Mauerwerksbaus voraus. Auf detaillierte Erläuterungen zu weiterführenden materialspezifischen Ausführungs- und Konstruktionsdetails für Lehm-mauerwerk wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit verzichtet. Vorschläge hierzu sind z. B. in den Lehm-bau Regeln (vgl. Volhard & Röhlen (2009)), Hartmann (2019) oder Röhlen & Ziegert (2020) zu finden.

6.2 Semiprobabilistisches Teilsicherheitskonzept

Nach den in Deutschland aktuell geltenden und bauaufsichtlich eingeführten Lehm-bau Regeln erfolgt die Bemessung tragender Lehm-bauteile auf Basis eines globalen Sicherheitskonzepts, welches vor der Einführung der Eurocodes auch für den Nachweis herkömmlichen Mauerwerks verwendet wurde. Hierbei werden die Streuungen der auf das Tragwerk einwirkenden Lasten sowie der vorhandenen Bauteilwiderstände entweder durch den Ansatz zulässiger Spannungen oder durch die Verwendung eines pauschalen Sicherheitsbeiwerts berücksichtigt. Mit Hilfe eines globalen Sicherheitskonzepts ist es demnach nicht möglich, die unterschiedliche Streuung verschiedener Einwirkungsarten oder die individuelle Streuung der Materialeigenschaften differenziert in die Nachweisführung einzubeziehen. Aus diesem Grund erfolgte im Rahmen der europäischen Harmonisierung der Bemessungsnormen eine baustoffübergreifende Umstellung auf ein semiprobabilistisches Teilsicherheitskonzept, welches seitdem den aktuellen Stand der Technik darstellt. Im Fall dieser semiprobabilistischen Bemessung werden die Streuungen der auf das Tragwerk einwirkenden Lasten sowie der vorhandenen Bauteilwiderstände durch individuelle Teilsicherheitsbeiwerte berücksichtigt, was eine präzisere Justierung des Zuverlässigkeitsniveaus erlaubt. Das normativ festgelegte Ziel-Zuverlässigkeitsniveau ist in DIN EN 1990 (2010) in Abhängigkeit der zu erwartenden Schadensfolgen definiert und stellt einen gesellschaftlich akzeptierten Kompromiss zwischen dem Risiko des Tragwerksversagens und den korrespondierenden Errichtungskosten dar.

Um die Bemessung druckbeanspruchter Lehmmauerwerkswände von einem globalen auf ein semiprobabilistisches Sicherheitskonzept umzustellen, ist somit durch umfangreiche Zuverlässigkeitsanalysen (vgl. z. B. Tschötschel (1990), Glowienka (2007), Bakeer (2016b), Salehi et al. (2016), Müller (2022)) oder durch wissenschaftlich fundierte Annahmen sicherzustellen, dass das Zuverlässigkeitsniveau gemäß DIN EN 1990 (2010) für alle praxisrelevanten Anwendungsfälle gewährleistet ist. Die nachfolgend dargelegten Überlegungen hinsichtlich der Zuverlässigkeit druckbeanspruchter Lehmmauerwerkswände beruhen dabei größtenteils auf Äquivalenzen zu herkömmlichem Mauerwerk und werden durch konservative Annahmen bezüglich des Feuchteinflusses sowie des Dauerstandsverhaltens ergänzt.

Da die Einwirkungen auf Mauerwerksgebäude – ausgenommen des Wandeigengewichts – unabhängig vom verwendeten Baustoff sind, können die zugehörigen Teilsicherheitsbeiwerte für ungünstig wirkende ständige Lasten von $\gamma_G = 1,35$ und ungünstig wirkende veränderliche Lasten von $\gamma_Q = 1,50$ für die Bemessung druckbeanspruchten Lehmmauerwerks unverändert aus DIN EN 1990/NA (2010) übernommen werden. Da sich aus den in Kapitel 2.4.4.4 ausgewerteten Literaturquellen im Vergleich zu herkömmlichen Mauerwerksbaustoffen keine erhöhte Streuung der Rohdichte von Lehmmauerwerk ableiten lässt, kann davon ausgegangen werden, dass der normative Teilsicherheitsbeiwert für ständige Einwirkungen ebenfalls für das Eigengewicht einer Lehmmauerwerkswand verwendet werden darf.

Hinsichtlich des materialeitigen Teilsicherheitsbeiwerts γ_M von Lehmmauerwerk wurden bereits von Rischaneck (2009) und Müller et al. (2017) Untersuchungen unter konstanten klimatischen Randbedingungen durchgeführt. Aus den Ergebnissen geht hervor, dass bei druckbeanspruchten Lehmmauerwerkswänden nicht von einer erhöhten Streuung der bemessungsrelevanten Festigkeits- und Verformungseigenschaften im Vergleich zu herkömmlichen Mauerwerksbaustoffen auszugehen ist. Diese Schlussfolgerung deckt sich ebenfalls mit den Untersuchungsergebnissen der in Kapitel 2.4.3.4 ausgewerteten Literaturquellen. Basierend auf einer alleinigen Betrachtung der Materialstreuungen bei konstanten klimatischen Randbedingungen erscheint somit die Übertragbarkeit des in Deutschland gängigen materialeitigen Teilsicherheitsbeiwerts von $\gamma_M = 1,50$ gemäß DIN EN 1996-1-1/NA (2019) gerechtfertigt zu sein.

Bisher gibt es jedoch keinerlei Untersuchungen zum Einfluss der Materialfeuchtestreuung auf das Zuverlässigkeitsniveau tragender Lehmmauerwerkswände. Da die Tragfähigkeit druckbeanspruchten Lehmmauerwerks jedoch maßgeblich von der vorherrschenden Materialfeuchte beeinflusst wird (vgl. Kapitel 4) und diese im tages- und jahreszeitlichen Verlauf in Abhängigkeit diverser Randbedingungen, wie z. B. dem Wandaufbau oder dem Gebäudestandort, erheblichen Streuungen unterliegt (vgl. Kapitel 3), ist zunächst von einem

nicht zu vernachlässigenden Einfluss des streuenden Feuchtegehalts auf die Versagenswahrscheinlichkeit von Lehmmauerwerkswänden auszugehen. Um die zuverlässigkeitstheoretischen Effekte der Materialfeuchtestreuung detailliert quantifizieren zu können, wäre eine umfangreiche Zuverlässigkeitsanalyse erforderlich. Hierzu müsste die Materialfeuchte sowie deren Verlauf über den Wandquerschnitt zunächst für unterschiedliche Anwendungsfälle durch geeignete stochastische Verteilungsfunktionen abgebildet und anschließend in Form zusätzlicher Basisvariablen in eine umfassende Zuverlässigkeitsanalyse integriert werden. Das in dieser Arbeit entwickelte Traglastmodell kann dabei zur wirklichkeitsnahen Berechnung der Wandtragfähigkeit herangezogen werden. Da eine detaillierte Zuverlässigkeitsanalyse außerhalb des Rahmens der vorliegenden Arbeit liegt, ist für das nachfolgende Bemessungsverfahren stets das Feuchteprofil zugrunde zu legen, welches sich nach Erreichen eines eingeschwungenen Feuchtezustands zum Zeitpunkt des maximalen Feuchtegehalts innerhalb des Lehmmauerwerks einstellt. Durch diese konservative Annahme ist auch ohne explizite Untersuchung der Versagenswahrscheinlichkeit davon auszugehen, dass eine Überschreitung der zugrunde liegenden Materialfeuchte im Betrachtungszeitraum unwahrscheinlich ist und das normative Zuverlässigkeitsniveau trotz der Variabilität des Feuchtegehalts eingehalten werden kann.

Da nach aktuellem Kenntnisstand nicht auszuschließen ist, dass eine dauerhafte Beanspruchung von Lehmmauerwerk zu festigkeitsmindernden Effekten führt, sollte zudem der normativ verankerte Dauerstandsfaktor ζ übernommen werden. Dieser dient in Kombination mit dem materialeitigen Teilsicherheitsbeiwert gemäß DIN EN 1996-1-1/NA (2019) weiterhin als zusätzliches Sicherheitselement im Rahmen der normativen Bemessung und ist somit auch aus zuverlässigkeitstheoretischer Sicht von Relevanz.

Der Bemessungswert der Druckfestigkeit von Lehmmauerwerk kann gemäß der vorherigen Ausführungen ohne Einschränkungen des Zuverlässigkeitsniveaus analog zu herkömmlichen Mauerwerksbaustoffen nach Gl. (6-1) berechnet werden, sofern der anschließenden Bemessung das zum maximalen Feuchtegehalt gehörende Feuchteprofil zugrunde gelegt wird.

$$f_d = f_k \cdot \frac{\zeta}{\gamma_M} \quad (6-1)$$

Mit:

f_k = Charakteristischer Wert der Druckfestigkeit von Lehmmauerwerk

ζ = Dauerstandsfaktor ($\zeta = 0,85$ für Langzeiteinwirkungen infolge von Eigengewicht, Schnee- und Verkehrslasten, $\zeta = 1,0$ für kurzzeitige Beanspruchungsarten)

γ_M = Materialeitiger Teilsicherheitsbeiwert ($\gamma_M = 1,50$)

Die charakteristische Druckfestigkeit von Lehmmauerwerk kann für die jeweilige Stein-Mörtel-Kombination durch Versuche gemäß DIN EN 1052-1 (1998) ermittelt werden. Alternativ konnten Wiehle et al. (2022) durch statistische Auswertungen von Versuchsdaten zeigen, dass die charakteristische Lehmmauerwerksdruckfestigkeit ebenfalls mit Hilfe der Potenzgleichung nach DIN EN 1996-1-1/NA (2019) unter Verwendung der materialabhängigen Konstanten für Vollziegel gemäß Tabelle NA.6 der genannten Norm berechnet werden kann. Die notwendigen Rechenwerte der Stein- und Mörteldruckfestigkeit sind dabei gemäß der jeweiligen Produktnormen DIN 18945 (2018) und DIN 18946 (2018) zu ermitteln.

6.3 Analytisches Bemessungsverfahren

6.3.1 Allgemeines

Das Vorgehen des analytischen Bemessungsverfahrens sieht vor, dass zunächst die Tragfähigkeit der betrachteten Lehmmauerwerkswand mit einem geeigneten normativen oder wissenschaftlichen Rechenmodell ohne explizite Berücksichtigung des Feuchteinflusses ermittelt wird. Hierbei wird in Anlehnung an das gängige Konditionierungsklima für Lehm- baustoffe zunächst ein konstantes Feuchteprofil mit einer Ausgleichsfeuchte von $\varphi = 50 \%$ unterstellt. Anschließend wird der Einfluss des bemessungsrelevanten Feuchteprofils durch Modifizierung des Ausgangswerts der Wandtragfähigkeit mit Hilfe der feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren α_φ , β_φ und γ_φ berücksichtigt. Diese können für die meisten praxisrelevanten Anwendungsfälle in Abhängigkeit des zugehörigen Feuchtereferenzprofils sowie der vorliegenden Lastexzentrizität tabellarisch ermittelt werden. Zur Berücksichtigung abweichender Feuchteprofile besteht zudem die Möglichkeit, die feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren individuell zu berechnen. Der Bemessungswert der maximal aufnehmbaren Normalkraft einer Lehmmauerwerkswand unter Berücksichtigung des Feuchteinflusses ergibt sich daraufhin gemäß Gl. (6-2):

$$N_{\text{Rd},\varphi} = \alpha_\varphi \cdot \beta_\varphi \cdot \gamma_\varphi \cdot \Phi \cdot f_{\text{d},50\%} \cdot A \quad (6-2)$$

Mit:

$N_{\text{Rd},\varphi}$ = Bemessungswert der maximal aufnehmbaren Normalkraft unter Berücksichtigung des Feuchteinflusses

$\alpha_\varphi, \beta_\varphi, \gamma_\varphi$ = Feuchteabhängige Anpassungsfaktoren gemäß Kapitel 6.3.3 oder 6.3.4

Φ = Ausgangswert der Wandtragfähigkeit

$f_{\text{d},50\%}$ = Bemessungswert der Lehmmauerwerksdruckfestigkeit bei einer Ausgleichsfeuchte von $\varphi = 50 \%$ gemäß Gl. (6-1)

A = Belastete Bruttoquerschnittsfläche der Wand

6.3.2 Ausgangswert der Wandtragfähigkeit nach DIN EN 1996-3/NA

Für die praxisorientierte Bemessung druckbeanspruchten Lehmmauerwerks bietet sich die Verwendung der in Kapitel 2.2.2 beschriebenen vereinfachten Berechnungsmethoden nach DIN EN 1996-3/NA (2019) zur Ermittlung des Ausgangswerts der Wandtragfähigkeit angesichts ihrer bewährten sowie anwendungsfreundlichen Methodik an. Wie die Gegenüberstellung maßgebender Anwendungsbeschränkungen der Lehmbau Regeln und der DIN EN 1996-3/NA (2019) in Tabelle 6-1 zeigt, werden die Verwendungsmöglichkeiten tragender Lehmmauerwerkswände durch die Ermittlung des Ausgangswerts der Wandtragfähigkeit anhand der vereinfachten Berechnungsmethoden wesentlich erweitert. An dieser Stelle sei erwähnt, dass der Ausgangswert der Wandtragfähigkeit entgegen des hier genannten Vorschlags mit jedem für Lehmmauerwerk geeigneten Traglastmodell für eine konstante Ausgleichsmaterialfeuchte von $\varphi = 50 \%$ ermittelt und anschließend mit den in Kapitel 6.3.3, 6.3.4 oder 6.5 erläuterten Methoden modifiziert werden kann, um den Einfluss der Materialfeuchte auf den Bemessungswert der Tragfähigkeit zu berücksichtigen.

Tabelle 6-1: Gegenüberstellung maßgebender Anwendungsbeschränkungen der Lehmbau Regeln und DIN EN 1996-3/NA (2019)

Anwendungsvoraussetzung	Lehmbau Regeln	DIN EN 1996-3/NA
Wanddicke	Innenwand	$t \geq 11,5 \text{ cm}$
	Außenwand	$t \geq 17,5 \text{ cm}^*$
Wandquerschnitt	$A \geq 1.300 \text{ cm}^2$	$A \geq 400 \text{ cm}^2$
Geschosshöhe	$h \leq 3,25 \text{ m}^{**}$	$h \leq 2,75 \text{ m}$ für $t < 24 \text{ cm}$ k. E. für $t \geq 24 \text{ cm}$
		$h \leq 2,75 \text{ m}$ für $t < 24 \text{ cm}$ $h \leq 12 \cdot t$ für $t \geq 24 \text{ cm}$
Geschossanzahl	≤ 2 Vollgeschosse	-
Gebäudehöhe	-	$H \leq 20 \text{ m}$
Stützweite der Geschossdecke	-	$l_t \leq 6 \text{ m}$
Charakteristische Nutzlast	-	$q_k \leq 5 \text{ kN/m}^2$
* Für Bauwerke, die zum dauerhaften Aufenthalt von Menschen vorgesehen sind		
** Maximale Wandhöhe inkl. Kniestock bei nur einem Vollgeschoss $h \leq 4 \text{ m}$		

Zusätzlich zu den hier tabellierten Randbedingungen sind bei der Berechnung des Ausgangswerts der Wandtragfähigkeit gemäß DIN EN 1996-3/NA (2019) alle weiteren normativ verankerten Anwendungsbeschränkungen, z. B. hinsichtlich des erforderlichen Überbindemaßes, zu beachten.

Unabhängig von den Regelungen nach DIN EN 1996-3/NA (2019) bezüglich der Bemessung von Kellerwänden sollten erdberührte Wände auf Grund des erhöhten Risikos unvorhergesehener Feuchteintritte (z. B. infolge fehlerhafter Abdichtung) nicht aus Lehmmauerwerk errichtet werden.

Da gemäß DIN 18945 (2018) ausschließlich Lehmsteine mit einem Lochanteil $\leq 15\%$ und einer Rohdichteklasse $\geq 1,4$ für die tragende Anwendung zugelassen sind, ist davon auszugehen, dass zur Einhaltung der Vorgaben des aktuell gültigen Gebäudeenergiegesetzes zur Energieeffizienz von Wohngebäuden generell ein Wärmedämmverbundsystem bei tragenden Außenwänden aus Lehmmauerwerk erforderlich ist. Aus diesem Grund ist die Berücksichtigung teilaufliegender Geschossdecken zum aktuellen Zeitpunkt obsolet, weshalb im Folgenden eine vollflächige Auflagerung der Geschossdecke vorausgesetzt wird. Konsequenterweise beträgt das Verhältnis aus Auflagertiefe und Wanddicke bei Lehmmauerwerkswänden stets $t_b/t = 1$, weshalb dieses Verhältnis innerhalb der nachfolgend dargestellten Gleichungen zur Berechnung der Traglastfaktoren entfallen kann.

Die Traglastfaktoren an den Wandenden ergeben sich bei Außenwänden gemäß DIN EN 1996-3/NA (2019) in Abhängigkeit der Stützweite der aufliegenden Geschossdecke und berücksichtigen somit vorrangig die Lastausmitte infolge einer Verdrehung des Wand-Decken-Knotens. Wie bereits in Kapitel 2.4.3.4 dargelegt wurde, weist Lehmmauerwerk im Vergleich zu herkömmlichen Mauerwerksbaustoffen einen geringeren Elastizitätsmodul auf. Dies hat zur Folge, dass die Steifigkeitsdiskrepanz zwischen einer Lehmmauerwerkswand und der aufliegenden Geschossdecke bei ansonsten identischen Randbedingungen größer als bei herkömmlichem Mauerwerk ist. Somit erfährt eine Lehmmauerwerkswand unter der Annahme linear-elastischer Momentenverteilung am Wand-Decken-Knoten auf Grund ihrer geringeren Steifigkeit eine kleinere Biegebeanspruchung. Angesichts dessen ist davon auszugehen, dass die normativen Traglastfaktoren an den Wandenden gemäß DIN EN 1996-3/NA (2019) für die Bemessung von Lehmmauerwerkswänden konservative Ergebnisse liefern und somit auf den Lehmmauerwerksbau übertragen werden können.

Abweichend zu herkömmlichem Mauerwerk ist für die bei der Berechnung des Traglastfaktors erforderliche Fallunterscheidung jedoch der Feuchteinfluss auf die Festigkeit des Lehmmauerwerks zu berücksichtigen. Aus diesem Grund muss der normativ vorgegebene Grenzwert unter Einbezug der im Bemessungsfall zu erwartenden Materialfeuchte modifiziert werden. Für eine Außenwand mit kapillaraktiver Außendämmung sowie einem Außenputz gemäß DIN EN 13914-1 (2016) kann vereinfachend eine bemessungsrelevante Materialfeuchte von $\varphi \approx 90\%$ unterstellt werden (vgl. Kapitel 3.5). Dividiert man den normativen Grenzwert der Fallunterscheidung in Höhe von $1,8 \text{ N/mm}^2$ mit dem sich aus Gl. (4-4) für die gewählte Materialfeuchte ergebenden Umrechnungsfaktor von $f/f_{50\%} = 0,6$, erhöht sich die Festigkeitsgrenze auf 3 N/mm^2 . Dieser Wert liegt für niedrigere Bemessungsfeuchten auf der sicheren Seite und kann daher für die meisten praxisrelevanten Anwendungsfälle von Lehmmauerwerkswänden zugrunde gelegt werden. Alternativ zu dieser pauschalen Annahme kann die Festigkeitsgrenze jedoch auch individuell in Abhängigkeit des konkreten Anwendungsfalles modifiziert werden (vgl. Kapitel 6.5).

$$\Phi_1 = \begin{cases} 1,6 - \frac{l_f}{6} \leq 0,9 & \text{für } f_{k,50\%} \geq 3,0 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \\ 1,6 - \frac{l_f}{5} \leq 0,9 & \text{für } f_{k,50\%} < 3,0 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \end{cases} \quad (6-3)$$

Mit:

l_f = Stützweite der angrenzenden Geschossdecke in m, bei zweiachsig gespannten Decken dürfen 85 % der kürzen Stützweite für l_f eingesetzt werden

Bei geringer Lastexzentrizität infolge Deckenverdrehung z. B. bei Anordnung einer Zentrierleiste mittig unter dem Deckenaufleger oder bei durchlaufender Geschossdecke mit annähernd gleichen Stützweiten auf beiden Seiten der betrachteten Wand darf der Traglastfaktor an den Wandenden mit $\Phi_1 = 0,9$ angesetzt werden.

Für Decken mit geringer Auflast, z. B. im obersten Geschoss, gilt wie in DIN EN 1996-3/NA (2019):

$$\Phi_1 = \begin{cases} 0,333 & \text{für einachsig gespannte Decken} \\ 0,4 & \text{für zweiachsig gespannte Decken} \end{cases} \quad (6-4)$$

Im Gegensatz zum Querschnittsnachweis am Wand-Decken-Knoten wirkt sich der geringere Elastizitätsmodul von Lehm-mauerwerk auf den Nachweis in Wandhöhenmitte nachteilig aus, da im Vergleich zu Wänden aus herkömmlichen Mauerwerksbaustoffen von gesteigerten Querverformungen und somit auch von erhöhten Zusatzmomenten nach Theorie II. Ordnung auszugehen ist. Da der Elastizitätsmodul innerhalb des Nachweisformats nach DIN EN 1996-3/NA (2019) nicht individuell berücksichtigt werden kann, muss die Übertragbarkeit des Traglastfaktors in Wandhöhenmitte kritisch überprüft werden. Hierzu wird die Systemtragfähigkeit einer Lehm-mauerwerkswand unter Einbezug wirklichkeitsnaher Materialeigenschaften mit Hilfe des Traglastmodells nach Glock (2004) (vgl. Kapitel 2.1.3.3) analytisch berechnet und in Abbildung 6-1 mit der normativen Traglast nach DIN EN 1996-3/NA (2019) gegenübergestellt. Der wirklichkeitsnahen Ermittlung der Systemtragfähigkeit liegt dabei die Spannungs-Dehnungs-Beziehung gemäß Gl. (2-2) mit einem bezogenen Ursprungselastizitätsmodul von $k = 2,2$ (vgl. Kapitel 5.2) sowie starr-plastischem Entfestigungsverhalten mit einer bezogenen Bruchdehnung von $\eta_{ult} = \infty$ zugrunde. Durch diesen Ansatz werden verformungsbedingte Effekte nach Theorie II. Ordnung bei erhöhter Wandschlankheit realitätsnah erfasst und gleichzeitig die im Zuge der Bemessung von Mauerwerkswänden übliche Annahme starr-plastischen Materialverhaltens im Fall von Querschnittsversagen gedrungener Wände unterstellt. Weiterhin wird die anfängliche Lastexzentrizität nach Theorie I. Ordnung in Wandhöhenmitte mit $e_1/t = 0,075$ so gewählt, dass der Ausgangspunkt der wirklichkeitsnahen und normativen Tragfähigkeit bei einer Wandschlankheit von $h_{ef}/t = 0$ exakt übereinstimmt. Da die vereinfachten Berechnungsmethoden zur Bemessung herkömmlichen Mauerwerks mit einer Endkriechzahl von bis zu $\Phi_\infty \leq 2,0$

angewendet werden dürfen, kann angenommen werden, dass traglastmindernde Langzeiteinflüsse aus Kriechverformungen bereits pauschal durch die anfängliche normative Lastexzentrizität abdeckt sind. Dies trifft auch für Lehmmauerwerk zu, da basierend auf dem aktuellen Kenntnisstand hinsichtlich des Dauerlastverhaltens (vgl. Kapitel 2.4.3.4) nicht davon auszugehen ist, dass Lehmmauerwerk ein ausgeprägteres Kriechverhalten als herkömmliches Mauerwerk aufweist oder dahingehend außerhalb des vorgegebenen Anwendungsbereichs der vereinfachten Berechnungsmethoden liegt.

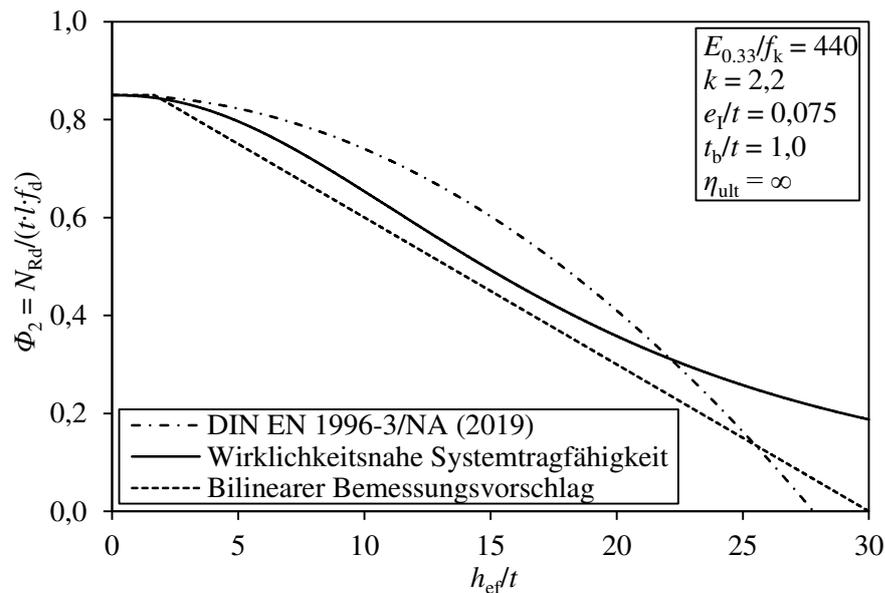


Abbildung 6-1: Gegenüberstellung des Traglastfaktors in Wandhöhenmitte gemäß DIN EN 1996-3/NA (2019) mit der wirklichkeitsnahen Systemtragfähigkeit von Lehmmauerwerk sowie einem modifizierten Bemessungsvorschlag

Der durchgeführte Vergleich zeigt, dass die pauschale schlankheitsabhängige Traglastreduktion in Wandhöhenmitte gemäß DIN EN 1996-3/NA (2019) nicht ausreicht, um das Tragverhalten von Lehmmauerwerkswänden unter Einbezug der Effekte nach Theorie II. Ordnung in praxisrelevanten Schlankheitsbereichen konservativ abzubilden. Aus diesem Grund wird zur Ermittlung des Traglastfaktors in Wandhöhenmitte Gl. (6-5) vorgeschlagen. Diese bilineare Formel ist ebenfalls in Abbildung 6-1 dargestellt und berücksichtigt die schlankheitsabhängige Traglastreduktion von Lehmmauerwerkswänden mit vollauffliegender Geschossdecke auf adäquate und wirtschaftliche Weise.

$$\Phi_2 = 0,9 - 0,03 \cdot \frac{h_{ef}}{t} \leq 0,85 \quad (6-5)$$

Weiterhin ist infolge des geringeren Elastizitätsmoduls von Lehmmauerwerk davon auszugehen, dass angrenzende Geschossdecken eine tendenziell stärkere Einspannwirkung erzielen als im Fall herkömmlicher Mauerwerkswände. Aus diesem Grund kann die Knicklänge h_{ef} einer Lehmmauerwerkswand auf der sicheren Seite liegend analog zum Vorgehen nach DIN EN 1996-3/NA (2019) ermittelt werden (vgl. Kapitel 2.2.2).

Der Ausgangswert der Wandtragfähigkeit Φ ergibt sich abschließend aus dem Minimalwert des Traglastfaktors am Wandfuß bzw. Wandkopf Φ_1 und dem Traglastfaktor in Wandhöhenmitte Φ_2 .

$$\Phi = \min \{ \Phi_1; \Phi_2 \} \quad (6-6)$$

Zudem sei darauf hingewiesen, dass bei Lehm-mauerwerkswänden mit horizontaler Beanspruchung (z. B. durch Wind) sowie geringer Auflast ebenfalls ein Nachweis der erforderlichen Mindestauflast geführt werden sollte. Die erforderliche Mindestauflast kann dabei analog zu DIN EN 1996-3/NA (2019) mit Hilfe von Gl. (2-35) ermittelt werden. Alternativ bietet sich die Berechnung der Mindestauflast nach prEN 1996-3 (2022) an. Beide Methoden basieren auf einem Bogenmodell (vgl. Schmitt et al. (2015)) und können daher unverändert auf den Lehm-mauerwerksbau übertragen werden.

6.3.3 Tabellarische Ermittlung der feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren

Zur analytischen Berücksichtigung des Feuchteinflusses auf die Bemessungstraglast druckbeanspruchter Lehm-mauerwerkswände ist der Ausgangswert der Wandtragfähigkeit Φ gemäß Gl. (6-2) mit den feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren α_ϕ , β_ϕ und γ_ϕ zu multiplizieren. Da die bemessungsrelevante Feuchteverteilung innerhalb einer Lehm-mauerwerkswand für die meisten praxisrelevanten Anwendungsfälle durch die in Kapitel 3.6 hergeleiteten maximalen Feuchtereferenzprofile approximiert werden kann, wurden die zugehörigen Produkte der feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren $\alpha_\phi \cdot \beta_\phi \cdot \gamma_\phi$ in Abhängigkeit der vorliegenden bezogenen Lastexzentrizität e/t mit Hilfe der in Kapitel 5.4.2 hergeleiteten Gleichungen sowie unter Ansatz der Materialfeuchten aus Tabelle 3-4 vorab berechnet und in Tabelle 6-2 dargestellt. Im Sinne einer anwendungsfreundlichen Nachweisführung kann der Bemessungswert der aufnehmbaren Normalkraft unter Berücksichtigung eines geeigneten Feuchtereferenzprofils somit direkt mit Hilfe der tabellierten Anpassungsfaktoren ermittelt werden:

$$N_{\text{Rd},\phi} = \underbrace{\alpha_\phi \cdot \beta_\phi \cdot \gamma_\phi}_{\text{Tabellenwert}} \cdot \Phi \cdot f_{\text{d},50\%} \cdot A \quad (6-7)$$

Sofern der Ausgangswert der Wandtragfähigkeit gemäß Kapitel 6.3.2 in Anlehnung an DIN EN 1996-3/NA (2019) und somit ohne explizite Ermittlung der Momentenbeanspruchung berechnet wird, kann die vorliegende Lastexzentrizität im Grenzzustand der Tragfähigkeit vereinfachend mit Hilfe von Gl. (6-8) unter Annahme starr-plastischen Materialverhaltens abgeschätzt werden (vgl. Kapitel 5.5.4.3). Da bei der Ermittlung der tabellierten Anpassungsfaktoren auf der sicheren Seite liegend unterstellt wird, dass die höhere Randfeuchte des Lehm-mauerwerks stets an der lastzugewandten Querschnittsseite auftritt, ist keine Unterscheidung hinsichtlich des Vorzeichens des Biegemoments notwendig.

$$\frac{e}{t} \approx \frac{1-\Phi}{2} \quad (6-8)$$

Die bemessungsrelevante Schlagregenbeanspruchung R_S ist entweder auf Grundlage standortspezifischer Wetterdaten nach den Regelungen der DIN EN ISO 15927-3 (2009) zu berechnen oder in Abhängigkeit des Gebäudestandorts und der Wandausrichtung Anhang A-2 zu entnehmen.

Die bei Außenwänden mit außenliegender Wärmedämmung erforderliche Unterscheidung zwischen kapillaraktivem und kapillarinaktivem Dämmstoff erfolgt auf Basis der Wasseraufnahme bei kurzzeitigem, teilweisem Eintauchen W_p gemäß DIN EN ISO 29767 (2019). Dämmstoffe mit einer Wasseraufnahme von $W_p > 0,5 \text{ kg/m}^2$ werden dabei im Rahmen der vorliegenden Arbeit als kapillaraktiv bezeichnet, wohingegen Dämmstoffe mit einer Wasseraufnahme von $W_p \leq 0,5 \text{ kg/m}^2$ als kapillarinaktiv betitelt werden.

Hinsichtlich des erforderlichen Regenschutzes der Wandkonstruktion setzen die tabellierten Werte für Außenwände mit kapillaraktiver Außendämmung ein Außenputzsystem gemäß der europäischen Regelung DIN EN 13914-1 (2016) voraus. Die Tabellenwerte decken damit auch Wandkonstruktionen mit einem Außenputz nach den strengeren nationalen Vorgaben der DIN 4108-3 (2018) auf der sicheren Seite liegend ab. Soll die gesteigerte Feuchteschutzwirkung eines wasserabweisenden Außenputzes nach DIN 4108-3 (2018) bei Außenwänden mit kapillaraktiver Außendämmung im Zuge der Bemessung explizit berücksichtigt werden, können zur Ermittlung der aufnehmbaren Normalkraft näherungsweise die Tabellenwerte für Außenwände mit kapillarinaktiver Außendämmung verwendet werden. In diesem Fall muss die Feuchteschutzwirkung des Außenputzes jedoch über die gesamte Nutzungsdauer des zu bemessenden Lehmgebäudes sichergestellt sein. Eine fehlerhafte Ausführung des Putzsystems oder nachträgliche Beschädigungen durch Rissbildung oder Abplatzungen können zu unplanmäßigen Feuchteintritten führen und somit die Standsicherheit der betrachteten Lehm-mauerwerkswand gefährden.

Die Unterteilung der Feuchtelast im Innenraum basiert auf den Vorgaben des WTA Merkblatt 6-2 (2014). Nachfolgend sind übliche Raumnutzungsarten der jeweiligen Feuchtebelastung beispielhaft zugeordnet.

- Niedrige Feuchtelast: Büro- und Verkaufsräume
- Mittlere Feuchtelast: Wohnräume (inklusive Küche und Bad)
- Hohe Feuchtelast: Wäschereien, Großküchen

Tabelle 6-2: Produkt der feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren $\alpha_\phi \cdot \beta_\phi \cdot \gamma_\phi$ für die Feuchtereferenzprofile in Abhängigkeit der bezogenen Lastexzentrizität

e/t	Innenwand			Außenwand						
	Feuchte last im Innenraum			Kapillar inaktive Außen-dämmung*		Kapillar aktive Außen-dämmung		Innen-dämmung		
	Niedrig	Normal	Hoch	R _S ≤ 200 mm/a	R _S > 500 mm/a	R _S ≤ 500 mm/a	R _S > 500 mm/a	R _S ≤ 200 mm/a	R _S > 500 mm/a	
0,00	Niedrig	0,96	0,92	0,86	0,97	0,84	0,59	0,57	0,64	0,52
	Normal	-	0,91	0,84	0,92	0,82		0,62		
	Hoch	-	-	0,81	0,82	0,78		0,57		
0,05	Niedrig	0,96	0,92	0,85	0,97	0,84	0,58	0,56	0,64	0,52
	Normal	-	0,91	0,84	0,92	0,82		0,62		
	Hoch	-	-	0,81	0,82	0,78		0,57		
0,10	Niedrig	0,96	0,92	0,86	0,97	0,84	0,58	0,56	0,64	0,52
	Normal	-	0,91	0,84	0,92	0,82		0,62		
	Hoch	-	-	0,81	0,82	0,78		0,57		
0,15	Niedrig	0,96	0,92	0,86	0,97	0,84	0,59	0,57	0,64	0,52
	Normal	-	0,91	0,84	0,92	0,82		0,62		
	Hoch	-	-	0,81	0,82	0,78		0,57		
0,20	Niedrig	0,95	0,92	0,85	0,97	0,84	0,58	0,56	0,63	0,52
	Normal	-	0,91	0,84	0,92	0,81		0,61		
	Hoch	-	-	0,81	0,82	0,77		0,57		
0,25	Niedrig	0,95	0,92	0,85	0,97	0,83	0,58	0,56	0,63	0,52
	Normal	-	0,90	0,84	0,92	0,81		0,61		
	Hoch	-	-	0,81	0,82	0,77		0,57		
0,30	Niedrig	0,95	0,92	0,85	0,96	0,83	0,58	0,56	0,62	0,52
	Normal	-	0,90	0,83	0,92	0,80		0,60		
	Hoch	-	-	0,81	0,82	0,77		0,57		
0,35	Niedrig	0,95	0,92	0,84	0,96	0,82	0,57	0,55	0,61	0,52
	Normal	-	0,90	0,83	0,91	0,80		0,60		
	Hoch	-	-	0,81	0,82	0,76		0,57		
0,40	Niedrig	0,95	0,91	0,83	0,96	0,81	0,56	0,55	0,59	0,52
	Normal	-	0,90	0,82	0,91	0,79		0,59		
	Hoch	-	-	0,80	0,81	0,76		0,56		
0,45	Niedrig	0,95	0,91	0,82	0,96	0,79	0,55	0,53	0,58	0,51
	Normal	-	0,90	0,81	0,91	0,77		0,58		
	Hoch	-	-	0,80	0,81	0,75		0,56		

* Die Werte gelten näherungsweise ebenfalls für eine kapillaraktive Außen-dämmung in Verbindung mit einem wasserabweisenden Außenputz gemäß DIN 4108-3 (2018)

6.3.4 Rechnerische Ermittlung der feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren

Für den Sonderfall, dass die Feuchteverteilung innerhalb der zu bemessenden Lehm-mauerwerkswand nicht durch eines der vorgeschlagenen Feuchtereferenzprofile zutreffend angenähert werden kann, können die zur analytischen Nachweisführung benötigten feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren ebenfalls mit den in Kapitel 5.4.2 hergeleiteten Gleichungen unter Annahme eines kubischen Verlaufs des Feuchteprofils individuell berechnet werden. Hierzu werden sowohl die Materialfeuchten am stärker gestauchten Rand des Lehm-mauerwerksquerschnitts φ_1 , am weniger gestauchten Rand des Lehm-mauerwerksquerschnitts φ_2 sowie im Kern des Lehm-mauerwerkquerschnitts φ_3 als auch die bezogene Lastexzentrizität im Grenzzustand der Tragfähigkeit e/t benötigt. Letztere kann entweder unter Berücksichtigung der Effekte nach Theorie II. Ordnung explizit bestimmt oder analog zum Tabellenverfahren mit Hilfe von Gl. (6-8) näherungsweise abgeschätzt werden. Zur Ermittlung der benötigten Materialfeuchten wird eine individuelle hygrothermische Analyse des betrachteten Wandaufbaus empfohlen. Anschließend können die feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren entweder mit Hilfe der folgenden Gleichungen berechnet oder den Tabellen Anhang C entnommen werden. Die Materialfeuchten sind dabei prinzipiell als äquivalente relative Luftfeuchten einzusetzen.

Anpassungsfaktor α_φ zur Berücksichtigung der mittleren Materialfeuchte innerhalb der Druckzone $\varphi_{m,x}$:

$$\alpha_\varphi = 1,5 - \frac{\varphi_{m,x} [\%]}{100} \quad \text{vgl. (5-12)}$$

$$\begin{aligned} \varphi_{m,x} \approx & (-\varphi_1 + \varphi_2) \cdot \left(1 - 2 \cdot \frac{e}{t}\right)^3 + \frac{1}{3} \cdot (8 \cdot \varphi_1 - 4 \cdot (\varphi_2 + \varphi_3)) \cdot \left(1 - 2 \cdot \frac{e}{t}\right)^2 \\ & + \frac{1}{2} \cdot (-5 \cdot \varphi_1 + \varphi_2 + 4 \cdot \varphi_3) \cdot \left(1 - 2 \cdot \frac{e}{t}\right) + \varphi_1 \end{aligned} \quad \text{vgl. (5-15)}$$

Anpassungsfaktor β_φ zur Berücksichtigung der Differenz zwischen der Kernfeuchte und der Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand $\Delta\varphi_{3-1}$:

$$\beta_\varphi = 1 + \frac{2}{125} \cdot \Delta\varphi_{3-1} [\%] \cdot \frac{e}{t} \cdot \left(1 - 2 \cdot \frac{e}{t}\right) \quad \text{vgl. (5-17)}$$

$$\Delta\varphi_{3-1} = \varphi_3 - \varphi_1 \quad \text{vgl. (3-6)}$$

Anpassungsfaktor γ_φ zur Berücksichtigung der Differenz zwischen der Materialfeuchte am weniger gestauchten Querschnittsrand und der Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand $\Delta\varphi_{2-1}$:

$$\gamma_\varphi = 1 + \frac{\Delta\varphi_{2-1} [\%]}{500} \cdot \left(1 - \frac{20}{3} \cdot \frac{e}{t} \right) \quad \text{für } \Delta\varphi_{2-1} \leq 0\% \text{ und } \frac{e}{t} < 0,15 \quad \text{vgl. (5-19)}$$

$$\Delta\varphi_{2-1} = \varphi_2 - \varphi_1 \quad \text{vgl. (3-7)}$$

6.4 Numerisches Bemessungsverfahren

Soll der Bemessung ein nichtlineares Feuchteprofil mit frei gewähltem Verlauf zugrunde gelegt werden, ist die Berechnung der Wandtragfähigkeit nicht mehr mit Hilfe des analytischen Nachweisverfahrens möglich, sondern muss anhand numerischer Methoden iterativ erfolgen. Wie bereits in Kapitel 5.4.1 und 5.5.3 beschrieben wurde, kann der Feuchteinfluss hierbei durch eine feuchteabhängige Skalierung der resultierenden Spannungsverteilung berücksichtigt werden. Die bezogene Wandtragfähigkeit unter Einbezug des Feuchteinflusses $\Phi_{\varphi,\text{num}}$ ergibt sich anschließend analog zum Vorgehen aus Kapitel 5.5.3 durch numerische Integration der skalierten Spannungsverteilung unter der Voraussetzung, dass alle Gleichgewichtsbedingungen auf System- und Querschnittsebene erfüllt sind. Zur Ermittlung des Bemessungswerts der aufnehmbaren Normalkraft ist die numerisch ermittelte bezogene Wandtragfähigkeit analog zum analytischen Nachweisverfahren mit dem Bemessungswert der Mauerwerksdruckfestigkeit bei einer Ausgleichsfeuchte von $\varphi = 50\%$ (vgl. Gl. (6-1)) sowie der belasteten Bruttoquerschnittsfläche der Wand zu multiplizieren:

$$N_{\text{Rd},\varphi} = \Phi_{\varphi,\text{num}} \cdot f_{\text{d},50\%} \cdot A \quad (6-9)$$

Hierbei sei angemerkt, dass die numerische Bemessung einen erheblich ausgeprägteren Zeit- und Rechenaufwand als die analytische Nachweismethode erfordert. Nachfolgend soll daher beurteilt werden, ob sich der deutliche Mehraufwand einer numerischen Bemessung durch eine präzisere Ermittlung der Tragfähigkeit rechtfertigen lässt. Hierzu werden die Querschnittstragfähigkeiten für alle Feuchtereferenzprofile in Kombination mit verschiedenen Lastexzentrizitäten sowohl numerisch als auch analytisch berechnet und in Anhang D tabellarisch gegenübergestellt.

Die Auswertung dieses Vergleichs zeigt mit einem gemittelten Verhältnis aus analytisch und numerisch berechneter Querschnittstragfähigkeit von $\Phi_{\text{I},\varphi,\text{ana}}/\Phi_{\text{I},\varphi,\text{num}} = 1,02$ eine hohe Übereinstimmung der beiden Berechnungsverfahren. Bei Außenwänden mit kapillarinaktiver Außendämmung (Feuchtereferenzprofile 6 – 8) sowie bei Innenwänden (Feuchtereferenzprofile 13 – 18) treten maximal Abweichungen von 3 % zwischen dem analytischen und dem numerischen Traglastmodell auf. Im Fall von Außenwänden mit kapillaraktiver Außendämmung (Feuchtereferenzprofile 1 – 5) oder Außenwänden mit Innendämmung (Feuchtereferenzprofile 9 – 12) beträgt die maximale Abweichung 9 %. Die bei diesen

Feuchteprofilen leicht erhöhte Diskrepanz zwischen den beiden Berechnungsverfahren lässt sich durch den ausgeprägteren Feuchtegradienten im Kern des Lehm-mauerwerksquerschnitts erklären, welcher durch die analytische Berechnungsmethode auf Grund der zugrunde liegenden Annahme einer kubischen Feuchteverteilung nur bedingt abgebildet werden kann.

Aus der Gegenüberstellung der analytisch und numerisch berechneten Querschnittstragfähigkeiten in Abhängigkeit unterschiedlicher Feuchteprofile und Lastexzentrizitäten zeigt sich, dass das geschlossen lösbare Bemessungsverfahren für die meisten praxisrelevanten Anwendungsfälle druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks eine sehr zutreffende Näherung der numerischen Methode darstellt und somit in der Regel auf eine aufwändige iterative Berechnung der feuchteabhängigen Traglast verzichtet werden kann.

6.5 Vereinfachter Normungsvorschlag

Um die normative Bemessung druckbeanspruchter Lehm-mauerwerkswände möglichst anwendungsfreundlich und effizient zu gestalten, bietet sich die Verwendung des in Kapitel 6.3 erläuterten analytischen Nachweisverfahrens an. Zur weiteren Vereinfachung der dort vorgestellten Methodik wird das Produkt der feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren $\alpha_\varphi \cdot \beta_\varphi \cdot \gamma_\varphi$ im Zuge des nachfolgenden Normungsvorschlags zu einem einzigen feuchteabhängigen Anpassungsfaktor M zusammengefasst. Die Berechnung der maximal aufnehmbaren Normalkraft für die normative Bemessung kann somit vereinfachend unter Verwendung von Gl. (6-10) erfolgen:

$$N_{\text{Rd},\varphi} = M \cdot \Phi \cdot f_{\text{d},50\%} \cdot A \quad (6-10)$$

Mit:

- $N_{\text{Rd},\varphi}$ = Bemessungswert der maximal aufnehmbaren Normalkraft unter Berücksichtigung des Feuchteinflusses
- M = Feuchteabhängiger Anpassungsfaktor gemäß Tabelle 6-3
- Φ = Ausgangswert der Wandtragfähigkeit gemäß Kapitel 6.3.2
- $f_{\text{d},50\%}$ = Bemessungswert der Lehm-mauerwerksdruckfestigkeit bei einer Ausgleichsfeuchte von $\varphi = 50 \%$ gemäß Gl. (6-12)
- A = Belastete Bruttoquerschnittsfläche der Wand

Die vereinfachte Ermittlung des feuchteabhängigen Anpassungsfaktors M basiert auf dem tabellarischen Vorgehen zur Berücksichtigung des Feuchteinflusses auf die Tragfähigkeit druckbeanspruchter Lehm-mauerwerkswände gemäß Kapitel 6.3.3. Um das dort vorgestellte detaillierte Tabellenverfahren im Sinne eines unkomplizierten Normungsvorschlags weiter zu vereinfachen, werden die erforderlichen Fallunterscheidungen nachfolgend nochmals deutlich reduziert, sodass alle relevanten Anwendungsfälle druckbeanspruchter

Lehmmauerwerkswände mit nur zwei unterschiedlichen Nutzungsklassen abgedeckt werden können. Hierzu wird bei der Kalibrierung des feuchteabhängigen Anpassungsfaktors M sowohl für Außen- als auch für Innenwände auf der sicheren Seite liegend eine hohe Feuchtebelastung nach WTA Merkblatt 6-2 (2014) unterstellt. Bei Außenwänden mit kapillaraktiver Außendämmung oder Außenwänden mit Innendämmung wird darüber hinaus auf eine individuelle Unterscheidung der Schlagregenbeanspruchung verzichtet und stattdessen stets die maximale Regenexposition zugrunde gelegt. Da sich die Materialfeuchte im Bemessungsfall unter Ansatz des maximalen Feuchteprofils bei Wandkonstruktionen mit dominierendem Einfluss des Innenklimas oder bei ausgeprägter Schlagregenbeanspruchung annähernd konstant über den Wandquerschnitt verteilt (vgl. Anhang A-10), kann außerdem die Beeinflussung des feuchteabhängigen Anpassungsfaktors durch die vorliegende Lastkonzentration näherungsweise vernachlässigt werden.

Mit Hilfe der genannten Vereinfachungen ist es möglich, den feuchteabhängigen Anpassungsfaktor M unabhängig von der einwirkenden Belastung, dem Gebäudestandort, der Wandausrichtung und der Innenraumnutzung zu bestimmen. Stattdessen muss ausschließlich zwischen Innen- und Außenwänden sowie dem gewählten Wandaufbau unterschieden werden.

Weiterhin kann im Rahmen der tabellarischen Ermittlung des feuchteabhängigen Anpassungsfaktors M die traglaststeigernde Wirkung eines erhöhten Schlagregenschutzes berücksichtigt werden. Dieser ist entweder durch die Anordnung einer kapillarinaktiven Außendämmung ($W_p \leq 0,5 \text{ kg/m}^2$ gemäß DIN EN ISO 29767 (2019)) oder das Aufbringen eines wasserabweisenden Außenputzes gemäß DIN 4108-3 (2018) sicherzustellen. Wird ein erhöhter Schlagregenschutz im Zuge der Bemessung zugrunde gelegt, muss dieser zwingend über die gesamte Nutzungsdauer des Gebäudes uneingeschränkt gewährleistet sein.

Tabelle 6-3: Feuchteabhängiger Anpassungsfaktor M

Anwendungsbereich	Anpassungsfaktor M
<ul style="list-style-type: none"> • Außenwände mit außenliegender Wärmedämmung ohne erhöhten Schlagregenschutz • Außenwände mit innenliegender Wärmedämmung 	0,55
<ul style="list-style-type: none"> • Außenwände mit außenliegender Wärmedämmung und erhöhtem Schlagregenschutz* • Innenwände 	0,80
* Ein erhöhter Schlagregenschutz kann durch eine kapillarinaktive Außendämmung oder einen wasserabweisenden Außenputz nach DIN 4108-3 (2018) erzielt werden	

Der Ausgangswert der Wandtragfähigkeit kann im Zuge der normativen Nachweisführung gemäß Kapitel 6.3.2 in Anlehnung an die vereinfachten Berechnungsmethoden nach DIN EN 1996-3/NA (2019) ermittelt werden. Die Anwendung des in Kapitel 6.3.2 erläuterten Vorgehens setzt jedoch die Einhaltung der dort aufgeführten Randbedingungen, wie zum Beispiel die Berücksichtigung der in DIN EN 1996-3/NA (2019) definierten Anwendungsgrenzen (vgl. Tabelle 6-1) sowie die vollflächige Auflagerung der Geschossdecken ($t_b/t = 1$), voraus. Bei Einhaltung aller notwendigen Voraussetzungen ergibt sich der Ausgangswert der Wandtragfähigkeit vereinfachend aus dem Minimalwert des Traglastfaktors am Wandfuß bzw. Wandkopf Φ_1 und dem Traglastfaktor in Wandhöhenmitte Φ_2 :

$$\Phi = \min \{ \Phi_1; \Phi_2 \} \quad \text{vgl. (6-6)}$$

Der Traglastfaktor am Wandfuß bzw. Wandkopf kann dabei in Anlehnung an Kapitel 6.3.2 nach Gl. (6-11) ermittelt werden. Die im Zuge der Fallunterscheidung erforderliche Berücksichtigung der im Bemessungsfall zu erwartenden Materialfeuchte kann in Abhängigkeit des betrachteten Anwendungsbereichs mit Hilfe des feuchteabhängigen Anpassungsfaktors M erfolgen.

$$\Phi_1 = \begin{cases} 1,6 - \frac{l_f}{6} \leq 0,9 & \text{für } M \cdot f_{k,50\%} \geq 1,8 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \\ 1,6 - \frac{l_f}{5} \leq 0,9 & \text{für } M \cdot f_{k,50\%} < 1,8 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \end{cases} \quad (6-11)$$

Mit:

l_f = Stützweite der angrenzenden Geschossdecke in m, bei zweiachsig gespannten Decken dürfen 85 % der kürzen Stützweite für l_f eingesetzt werden

Bei geringer Lastexzentrizität infolge Deckenverdrehung z. B. bei Anordnung einer Zentrierleiste mittig unter dem Deckenaufleger oder bei durchlaufender Geschossdecke mit annähernd gleichen Stützweiten auf beiden Seiten der betrachteten Wand darf der Traglastfaktor an den Wandenden mit $\Phi_1 = 0,9$ angesetzt werden.

Für Decken mit geringer Auflast, z. B. im obersten Geschoss, gilt wie in DIN EN 1996-3/NA (2019):

$$\Phi_1 = \begin{cases} 0,333 & \text{für einachsig gespannte Decken} \\ 0,4 & \text{für zweiachsig gespannte Decken} \end{cases} \quad \text{vgl. (6-4)}$$

Der gemäß Kapitel 6.3.2 modifizierte Traglastfaktor in Wandhöhenmitte Φ_2 berechnet sich für Lehm-mauerwerkswände wie folgt:

$$\Phi_2 = 0,9 - 0,03 \cdot \frac{h_{ef}}{t} \leq 0,85 \quad \text{vgl. (6-5)}$$

Mit:

$$h_{ef} = \text{Knicklänge der nachzuweisenden Wand gemäß Gl. (2-33)}$$

$$t = \text{Wanddicke}$$

Die Knicklänge h_{ef} darf bei zweiseitiger Halterung der nachzuweisenden Wand aus dem Produkt des Knicklängenbeiwerts ρ_2 und der lichten Wandhöhe h bestimmt werden:

$$h_{ef} = \rho_2 \cdot h \quad \text{vgl. (2-33)}$$

Zur Ermittlung des Knicklängenbeiwerts für eine zweiseitig gehaltene Lehm-mauerwerks-wand ist infolge der vollaufliegenden Geschossdecken im Gegensatz zum Vorgehen nach DIN EN 1996-3/NA (2019) keine Unterscheidung hinsichtlich der vorhandenen Auflager-tiefe erforderlich. Der Knicklängenbeiwert ρ_2 kann daher ausschließlich in Abhängigkeit der Wanddicke gemäß Tabelle 6-4 bestimmt werden. Gleichungen zur Berechnung der ef-fektiven Knicklänge bei drei- und vierseitiger Halterung der nachzuweisenden Wand kön-nen DIN EN 1996-3/NA (2019) entnommen werden.

Tabelle 6-4: Knicklängenbeiwert ρ_2 für zweiseitig gehaltene Lehm-mauerwerkswände

Wanddicke	Knicklängenbeiwert
$t \leq 175 \text{ mm}$	$\rho_2 = 0,75$
$175 \text{ mm} < t \leq 250 \text{ mm}$	$\rho_2 = 0,90$
$t > 250 \text{ mm}$	$\rho_2 = 1,00$

Zudem sollte bei Lehm-mauerwerkswänden mit horizontaler Beanspruchung (z. B. durch Wind) sowie geringer Auflast ein Nachweis der erforderlichen Mindestauflast geführt wer-den. Die erforderliche Mindestauflast kann dabei analog zu DIN EN 1996-3/NA (2019) mit Hilfe von Gl. (2-35) oder gemäß prEN 1996-3 (2022) ermittelt werden.

Der Bemessungswert der Lehm-mauerwerksdruckfestigkeit bei einer Ausgleichsfeuchte von $\varphi = 50 \%$ wird gemäß den Ausführungen aus Kapitel 6.2 folgendermaßen berechnet:

$$f_{d,50\%} = f_{k,50\%} \cdot \frac{\zeta}{\gamma_M} \quad (6-12)$$

Mit:

$f_{k,50\%}$ = Charakteristischer Wert der Druckfestigkeit von Lehm-mauerwerk bei einer Ausgleichsfeuchte von $\varphi = 50 \%$

ζ = Dauerstandsfaktor ($\zeta = 0,85$ für Langzeiteinwirkungen infolge von Eigenge-wicht, Schnee- und Verkehrslasten, $\zeta = 1,0$ für kurzzeitige Beanspruchungs-arten)

γ_M = Materialeitiger Teilsicherheitsbeiwert ($\gamma_M = 1,50$)

Gemäß DIN EN 1996-3/NA (2019) ist der Bemessungswert der Mauerwerksdruckfestigkeit bei Wandquerschnitten kleiner als $0,1 \text{ m}^2$ zusätzlich mit dem Faktor 0,8 zu multiplizieren. Darüber hinaus muss der charakteristische Wert der Mauerwerksdruckfestigkeit im Fall von Verbandsmauerwerk ebenfalls mit dem Faktor 0,8 abgemindert werden.

7 ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

Innerhalb der vorliegenden Arbeit wurde die Tragfähigkeit druckbeanspruchten und unstabilierten Lehm-mauerwerks unter Berücksichtigung des Feuchteinflusses eingehend analysiert. Die Untersuchungen umfassten dabei hygrothermische Analysen praxisüblicher Lehm-mauerwerkskonstruktionen, die experimentelle Ermittlung der Feuchteabhängigkeit maßgebender Festigkeits- und Verformungseigenschaften, die Entwicklung eines numerischen und analytischen Traglastmodells sowie eine abschließende Überführung der gewonnenen Erkenntnisse in einen anwendungsfreundlichen Bemessungsvorschlag.

Hierzu wurde in Kapitel 2 zunächst ein Überblick über den aktuellen Stand der Technik gegeben. In diesem Zuge erfolgte eine ausführliche Erläuterung der Traglastermittlung druckbeanspruchter Mauerwerkswände, der allgemeinen Transport- und Speichermechanismen von Feuchtigkeit und Wärme innerhalb mineralischer Baustoffe sowie der material-spezifischen Besonderheiten von Lehm-baustoffen. Weiterhin wurden innerhalb dieses Grundlagenkapitels repräsentative Literaturdatenbanken erstellt, welche Untersuchungsergebnisse bezüglich der Festigkeits- und Verformungseigenschaften sowie der hygrothermischen Materialeigenschaften üblichen Lehm-mauerwerks enthalten.

Anschließend erfolgten in Kapitel 3 hygrothermische Analysen praxisüblicher Lehm-mauerwerkskonstruktionen. Hierzu wurde zunächst ein repräsentatives Materialmodell für un-stabilisiertes Lehm-mauerwerk kalibriert und mit Hilfe von Literaturdaten validiert. Daraufhin wurden mittels dynamischer hygrothermischer Simulationen im Rahmen einer Sensitivitätsstudie relevante Einflussparameter auf den Feuchtegehalt sowie die Feuchteverteilung innerhalb von Lehm-mauerwerkswänden identifiziert. Durch eine zweckmäßige Gliederung maßgebender Randbedingungen konnten 18 verschiedene Feuchtereferenzprofile generiert werden, welche die bemessungsrelevanten Feuchteverteilungen für eine Vielzahl von Anwendungsfällen tragender Lehm-mauerwerkswände in Deutschland abbilden. Weiterhin wurde in Form einer kubischen Polynomfunktion ein mathematischer Zusammenhang zur Approximation der Feuchteverteilung innerhalb einer Lehm-mauerwerkswand hergeleitet, welche die individuelle Berücksichtigung verschiedener Feuchteprofile bei der späteren Traglastermittlung erlaubt.

In Kapitel 4 erfolgte die Dokumentation der experimentellen Untersuchungen bezüglich der Klimaabhängigkeit der Festigkeits- und Verformungseigenschaften druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks sowie seiner Einzelkomponenten. In diesem Zuge wurden die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen sowie die daraus ableitbaren Materialeigenschaften der untersuchten Lehm-baustoffe nach Konditionierung in verschiedenen Umgebungsklimata ermittelt und die zu beobachtende Klimaabhängigkeit diskutiert. Im Rahmen der Ergebnisanalyse konnte festgestellt werden, dass Temperaturänderungen bei konstanter relativer

Luftfeuchte keinen maßgeblichen Einfluss auf die resultierenden Festigkeits- und Verformungseigenschaften haben. Im Gegensatz dazu führen Änderungen der relativen Luftfeuchte zu einer signifikanten Skalierung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung in Richtung der Spannungsachse und wirken sich somit erheblich auf die mechanischen Eigenschaften der untersuchten unstabilierten Lehmbaumstoffe aus. Auf Basis der experimentellen Untersuchungsergebnisse sowie unter Einbezug der in Kapitel 2.4.3 aufbereiteten Literaturdaten konnte eine allgemeingültige lineare Approximation der Druckfestigkeit und des Elastizitätsmoduls unstabilierten Lehmmauerwerks hergeleitet werden, welche die Abschätzung des Feuchteinflusses auf die genannten Festigkeits- und Verformungseigenschaften für beliebige hygroskopische Materialfeuchten erlaubt. Mit Hilfe dieser allgemeinen Näherung ist es nach Ermittlung der Druckfestigkeit und des Elastizitätsmoduls innerhalb eines beliebigen Konditionierungsklimas möglich, die korrespondierenden Materialeigenschaften für abweichende Materialfeuchten abzuschätzen und in die Traglastermittlung einzubeziehen.

Aufbauend auf den genannten Voruntersuchungen erfolgte in Kapitel 5 eine eingehende Analyse der Tragfähigkeit druckbeanspruchten Lehmmauerwerks sowie die Entwicklung verschiedener Traglastmodelle zur Berechnung der Querschnitts- und Systemtragfähigkeit unter expliziter Berücksichtigung des Feuchteinflusses. Hierzu wurde zunächst ein Materialmodell zur realitätsnahen Beschreibung der nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Beziehung inklusive des ausgeprägten Entfestigungsverhaltens von Lehmmauerwerk unter einaxialer Druckbeanspruchung kalibriert und mittels Literaturdaten validiert. Daraufhin erfolgte die modelltechnische Berücksichtigung des Feuchteinflusses auf den Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Beziehung in Form einer individuellen Skalierung der resultierenden Spannungsverteilung in Abhängigkeit des vorliegenden Feuchteprofils. Durch Ansatz der skalierten Spannungsverteilung konnte die Querschnittstragfähigkeit für beliebige Feuchteverteilungen innerhalb des Lehmmauerwerksquerschnitts numerisch ermittelt werden. Basierend auf diesem iterativen Vorgehen wurde im Sinne einer gesteigerten Praxisnähe zudem ein analytisches Traglastmodell entwickelt, welches die geschlossene Berechnung der Wandtragfähigkeit unter explizitem Einbezug des Feuchteinflusses erlaubt. Hierzu ist die Wandtragfähigkeit zunächst mit üblichen normativen oder wissenschaftlichen Rechenmodellen für ein konstantes Feuchteprofil mit einer Materialfeuchte von $\varphi = 50 \%$ zu ermitteln und anschließend in Abhängigkeit des bemessungsrelevanten Feuchteprofils mit feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren zu modifizieren. Darüber hinaus wurde das numerische Modell im weiteren Verlauf des Kapitels zur Berechnung der Systemtragfähigkeit druckbeanspruchter Lehmmauerwerkswände um die Berücksichtigung von schlankheitsabhängigen Effekten nach Theorie II. Ordnung erweitert. In diesem Zuge erfolgte außerdem eine Analyse der materialspezifischen Momenten-Normalkraft-Krümmungs-Beziehungen. Im Anschluss konnte die Übertragbarkeit der ursprünglich für

die Berechnung der Querschnittstragfähigkeit hergeleiteten feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren auf die Ermittlung der Systemtragfähigkeit dargelegt werden. Somit kann der Ausgangswert der Wandtragfähigkeit druckbeanspruchter Lehm-mauerwerkswände ohne Fallunterscheidung zwischen Querschnitts- und Stabilitätsversagen mit Hilfe der feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren modifiziert und analytisch berechnet werden.

Abschließend wurden die gewonnenen Erkenntnisse der vorliegenden Arbeit in Kapitel 6 in einen anwendungsfreundlichen Bemessungsvorschlag überführt. Dieser basiert gemäß dem aktuellen Stand der Technik auf einem semiprobabilistischen Sicherheitskonzept und erlaubt die Nachweisführung mit Hilfe verschiedener numerischer und analytischer Methoden. Hierbei ist für die meisten Anwendungsfälle das analytische Bemessungsverfahren zu empfehlen, da dabei auf aufwändige iterative Berechnungen verzichtet werden kann. Zur analytischen Bemessung wird zunächst der Ausgangswert der Wandtragfähigkeit ohne explizite Berücksichtigung des bemessungsrelevanten Feuchteprofils mit einem auf die spezifischen Materialeigenschaften von Lehm-mauerwerk abgestimmten Bemessungsverfahren bestimmt und anschließend mittels feuchteabhängiger Anpassungsfaktoren modifiziert. Zur Ermittlung des Ausgangswerts der Wandtragfähigkeit bietet sich das in Kapitel 6.3.2 vorgeschlagene Vorgehen an, welches in Anlehnung an die vereinfachten Berechnungsmethoden für herkömmliches Mauerwerk gemäß DIN EN 1996-3/NA (2019) entwickelt wurde. Für den gängigen Fall, dass der bemessungsrelevante Feuchtegehalt der nachzuweisenden Lehm-mauerwerkswand von einem der standardisierten Feuchtereferenzprofile abgebildet werden kann, können die erforderlichen feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren anschließend nach Kapitel 6.3.3 unkompliziert tabellarisch ermittelt werden. Soll der analytischen Bemessung dagegen ein beliebiges Feuchteprofil mit kubischem Verlauf zugrunde gelegt werden, können die feuchteabhängigen Anpassungsfaktoren alternativ mit den Gleichungen aus Kapitel 6.3.4 individuell berechnet werden. Zur Berücksichtigung eines Feuchteprofils mit frei wählbarem Verlauf kann die Bemessung nicht mehr analytisch erfolgen, sondern muss stattdessen iterativ mit der in Kapitel 6.4 dargelegten numerischen Methode durchgeführt werden. Eine Gegenüberstellung des analytischen und numerischen Nachweisverfahrens zeigte jedoch, dass die Bemessung druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks in den meisten praxisrelevanten Anwendungsfällen mit Hilfe der analytischen Methode zu präferieren ist, da sie einerseits eine hohe Übereinstimmung mit dem numerischen Ansatz und andererseits eine deutlich ausgeprägtere Anwendungsfreundlichkeit aufweist. Aus diesem Grund wird in Kapitel 6.5 das analytische Bemessungsverfahren in Kombination mit der vereinfachten tabellarischen Ermittlung eines feuchteabhängigen Anpassungsfaktors für den effizienten normativen Nachweis druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks empfohlen. Im Rahmen dieses Normungsvorschlags wurde das detaillierte Tabellenverfahren zur Berücksichtigung des Feuchteinflusses auf die resultierende Wandtragfähigkeit aus Kapitel 6.3.3 insofern vereinfacht, dass alle relevanten Anwendungsfälle tragender Lehm-mauerwerkswände mit nur zwei Fallunterscheidungen abgedeckt werden können.

Die im Rahmen dieser Arbeit dargestellten Erkenntnisse ermöglichen eine wirklichkeitsnahe Traglastermittlung und anwendungsfreundliche Bemessung druckbeanspruchter Lehm-mauerwerkswände unter expliziter Berücksichtigung nichtlinearer Feuchteprofile. Diese Grundlage erweitert die Anwendungsmöglichkeiten tragenden Lehm-mauerwerks erheblich, was insbesondere im Bereich des Wohnungsbaus dazu beitragen kann, den zukünftigen Gebäudebedarf klimafreundlicher und ressourcenschonender zu decken.

Um weitere Potentiale des Lehmbaus ausschöpfen zu können, sollte im Rahmen zukünftiger Forschungsarbeiten eine detaillierte Zuverlässigkeitsanalyse unter Einbezug der Materialfeuchte als zusätzliche streuende Basisvariable durchgeführt werden. Es wäre denkbar, dass der Zielwert der gesellschaftlich akzeptierten und normativ festgelegten Versagenswahrscheinlichkeit von druckbeanspruchten Lehm-mauerwerkswänden bereits bei Ansatz eines bestimmten Fraktilwerts der Materialfeuchte erreicht wird und somit auf den innerhalb dieser Arbeit gewählten konservativen Ansatz des maximal zu erwartenden Feuchtegehalts als Bemessungsgrundlage verzichtet werden kann. Durch die Annahme geringerer Bemessungsfeuchten bei gleichzeitiger Sicherstellung des erforderlichen Zuverlässigkeitsniveaus könnte die Nachweisführung von Lehm-mauerwerkswänden zukünftig noch wirtschaftlicher gestaltet werden.

Hinsichtlich des Materialverhaltens von Lehm-mauerwerk unter Dauerlast sind ebenfalls weiterführende Untersuchungen notwendig. Um den traglastmindernden Kriecheinfluss im Fall schlanker Lehm-mauerwerkswände wirklichkeitsnah berücksichtigen zu können, ist das Kriechverhalten von Lehm-mauerwerk durch repräsentative Testreihen unter Einbezug verschiedener Konditionierungsklimata zu analysieren und eine fundierte materialspezifische Endkriechzahl zu ermitteln. Weiterhin gilt es den aus der Bemessung herkömmlichen Mauerwerks übernommenen Dauerstandsfaktor mittels experimenteller Untersuchungen zu validieren. Durch mögliche mikrostrukturelle Schädigungen infolge zyklischer Quell- und Schwindverformungen im Fall wechselnder Materialfeuchten könnte hierbei ebenfalls eine zu berücksichtigende Feuchteabhängigkeit der Dauerstandsfestigkeit vorliegen. Im Gegensatz dazu wäre es jedoch ebenfalls denkbar, dass Konsolidierungsvorgänge zu einer Verfestigung des Materialgefüges von Lehm-baustoffen führen und sich somit sogar eine Steigerung der Mauerwerksdruckfestigkeit unter Dauerlast ergeben könnte.

Darüber hinaus ist anzumerken, dass der Bemessungsvorschlag innerhalb der vorliegenden Arbeit ausschließlich die Nachweisführung im Kaltfall abdeckt. Bei der Umsetzung größerer Bauvorhaben mit tragenden Lehm-mauerwerkskonstruktionen ist jedoch ebenfalls ein durch die geltenden Bauordnungen definierter Feuerwiderstand des Tragwerks zu gewährleisten. Hinsichtlich der Feuerwiderstandskriterien bzw. -dauern von Lehm-mauerwerkswänden liegt jedoch aktuell noch keine ausreichende Datengrundlage vor. Zudem sollte bei Lehm-baustoffen ebenfalls die außergewöhnlich hohe Feuchteexposition durch Löschwasser in die Beurteilung der Feuerwiderstandsdauer einbezogen werden.

Bei abstrakter Betrachtung der in dieser Arbeit entwickelten Herangehensweise zur Berechnung der Wandtragfähigkeit könnte das allgemeine Vorgehen darüber hinaus auf Bauteile aus anderen mineralischen Baustoffen übertragen werden, bei denen ebenfalls ein Festigkeits- und Steifigkeitsgradient über die Querschnittsdicke innerhalb der Traglastermittlung zu berücksichtigen ist. Ein Beispiel hierfür wäre die wirklichkeitsnahe Bemessung von Betonbauteilen im Brandfall, da der resultierende Temperaturgradient innerhalb des Bauteils ebenfalls zu einer nichtlinearen Festigkeits- und Steifigkeitsverteilung innerhalb des Querschnitts führen kann.

Für tragende Lehm-mauerwerkswände kann neben der in dieser Arbeit untersuchten vertikalen Druckbeanspruchung in gewissen Anwendungsfällen auch eine Schubbeanspruchung bemessungsrelevant werden. Diesbezüglich gibt es zum aktuellen Zeitpunkt jedoch weder für eine Schubbeanspruchung in Plattenrichtung noch in Scheibenrichtung ein wissenschaftlich fundiertes Traglastmodell, welches die materialspezifischen Besonderheiten von Lehm-mauerwerk explizit berücksichtigt. Insbesondere in Bezug auf den Aussteifungsnachweis von Lehm-mauerwerksgebäuden oder die Bemessung in Erdbebengebieten stellt dies auch international eine erhebliche Forschungslücke dar. Im Hinblick auf die in dieser Arbeit identifizierte signifikante Feuchteabhängigkeit bemessungsrelevanter Materialeigenschaften ist davon auszugehen, dass auch die Schubtragfähigkeit von Lehm-mauerwerk von der vorherrschenden Materialfeuchte beeinflusst wird und diese Abhängigkeit somit einer detaillierten Untersuchung bedarf. Auch für andere praxisrelevante Beanspruchungsarten wie beispielsweise eine vorwiegende Biegebeanspruchung im Fall einer Ausfachungswand, eine lokal konzentrierte Lasteinleitung oder eine Verankerung von Befestigungsmitteln (vgl. Miccoli et al. (2015a)) liegen für Lehm-mauerwerk noch keine ausreichenden wissenschaftlichen Erkenntnisse vor. In diesen Fällen ist es bisher ungeklärt, ob die Bemessungsregeln für herkömmliches Mauerwerk auf den Lehm-mauerwerksbau unverändert übertragen werden können oder ob materialspezifische Anpassungen der bestehenden Regelungen für eine sichere Anwendbarkeit notwendig sind.

Abgesehen vom mechanischen Materialverhalten von Lehm-baustoffen besteht auf bauphysikalischer Ebene noch diverser Forschungsbedarf innerhalb des Lehmbaus. Im Hinblick auf die hohe Relevanz der bemessungsrelevanten Materialfeuchte ist hierbei insbesondere die kritische Überprüfung der Anwendbarkeit gängiger Modelle zur Beschreibung der Feuchtetransport und -speichermechanismen zu nennen. Da der Porenraum von Lehm durch Quell- und Schwindverformungen bei variierender Materialfeuchte erheblichen Veränderungen unterliegt, kann dadurch eine zusätzliche Beeinflussung des Feuchtetransports und -speicherverhaltens hervorgerufen werden, welche durch bekannte Gesetzmäßigkeiten nicht explizit abgebildet wird. Um die Genauigkeit hygrothermischer Simulationen von Lehm-mauerwerkskonstruktionen zu erhöhen und die in dieser Arbeit hergeleiteten Feuchteferenzprofile zu validieren, wäre eine materialspezifisch angepasste Modellierung des Feuchteverhaltens sinnvoll.

8 LITERATUR

8.1 Technische Regelwerke

ASTM E2392/E2392M-10 (2016): Standard Guide for Design of Earthen Wall Building Systems.

DIN 4108-2 (2013): Wärmeschutz und Energie-Einsparung in Gebäuden – Teil 2: Mindestanforderungen an den Wärmeschutz.

DIN 4108-3 (2018): Wärmeschutz und Energie-Einsparung in Gebäuden – Teil 3: Klima- bedingter Feuchteschutz - Anforderungen, Berechnungsverfahren und Hinweise für Planung und Ausführung.

DIN 4108-4 (2017): Wärmeschutz und Energie-Einsparung in Gebäuden – Teil 4: Wärme- und feuchteschutztechnische Bemessungswerte.

DIN 18550-1 (2018): Planung, Zubereitung und Ausführung von Außen- und Innenputzen – Teil 1: Ergänzende Festlegungen zu DIN EN 13914-1:2016-09 für Außenputze.

DIN 18945 (2018): Lehmsteine – Anforderungen, Prüfung und Kennzeichnung.

DIN 18946 (2018): Lehmmauermörtel – Anforderungen, Prüfung und Kennzeichnung.

DIN EN 772-1 (2016): Prüfverfahren für Mauersteine – Teil 1: Bestimmung der Druckfestigkeit.

DIN EN 998-1 (2017): Festlegungen für Mörtel im Mauerwerksbau – Teil 1: Putzmörtel.

DIN EN 1052-1 (1998): Prüfverfahren für Mauerwerk – Teil 1: Bestimmung der Druckfestigkeit.

DIN EN 1990 (2010): Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung.

DIN EN 1990/NA (2010): Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung.

DIN EN 1992-1-1 (2011): Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau.

DIN EN 1996-1-1 (2013): Eurocode 6: Bemessung und Konstruktion von Mauerwerksbauten – Teil 1-1: Allgemeine Regeln für bewehrtes und unbewehrtes Mauerwerk.

DIN EN 1996-1-1/NA (2019): Nationaler Anhang - Eurocode 6: Bemessung und Konstruktion von Mauerwerksbauten – Teil 1-1: Allgemeine Regeln für bewehrtes und unbewehrtes Mauerwerk.

- DIN EN 1996-3 (2010):** Eurocode 6: Bemessung und Konstruktion von Mauerwerksbauten – Teil 3: Vereinfachte Berechnungsmethoden für unbewehrte Mauerwerksbauten.
- DIN EN 1996-3/NA (2019):** Nationaler Anhang - Eurocode 6: Bemessung und Konstruktion von Mauerwerksbauten – Teil 3: Vereinfachte Berechnungsmethoden für unbewehrte Mauerwerksbauten.
- DIN EN 12664 (2001):** Wärmetechnisches Verhalten von Baustoffen und Bauprodukten – Bestimmung des Wärmedurchlasswiderstands nach dem Verfahren mit dem Plattengerät und dem Wärmestrommessplatten-Gerät - Trockene und feuchte Produkte mit mittlerem und niedrigem Wärmedurchlasswiderstand.
- DIN EN 12667 (2001):** Wärmetechnisches Verhalten von Baustoffen und Bauprodukten – Bestimmung des Wärmedurchlasswiderstands nach dem Verfahren mit dem Plattengerät und dem Wärmestrommessplatten-Gerät - Trockene und feuchte Produkte mit hohem und mittlerem Wärmedurchlasswiderstand.
- DIN EN 13914-1 (2016):** Planung, Zubereitung und Ausführung von Außen- und Innenputzen – Teil 1: Außenputze.
- DIN EN 13914-2 (2016):** Planung, Zubereitung und Ausführung von Innen- und Außenputzen – Teil 2: Innenputze.
- DIN EN 15026 (2007):** Wärme- und feuchtetechnisches Verhalten von Bauteilen und Bauelementen – Bewertung der Feuchteübertragung durch numerische Simulation.
- DIN EN ISO 6946 (2018):** Bauteile - Wärmedurchlasswiderstand und Wärmedurchgangskoeffizient - Berechnungsverfahren.
- DIN EN ISO 7345 (2018):** Wärmeverhalten von Gebäuden und Baustoffen – Physikalische Größen und Definitionen.
- DIN EN ISO 9346 (2008):** Wärme- und feuchtetechnisches Verhalten von Gebäuden und Baustoffen – Physikalische Größen für den Stofftransport - Begriffe.
- DIN EN ISO 10456 (2010):** Baustoffe und Bauprodukte – Wärme- und feuchtetechnische Eigenschaften – Tabellierte Bemessungswerte und Verfahren zur Bestimmung der wärmeschutztechnischen Nenn- und Bemessungswerte.
- DIN EN ISO 12570 (2018):** Wärme- und feuchtetechnisches Verhalten von Baustoffen und Bauprodukten – Bestimmung des Feuchtegehaltes durch Trocknen bei erhöhter Temperatur.
- DIN EN ISO 12571 (2013):** Wärme- und feuchtetechnisches Verhalten von Baustoffen und Bauprodukten – Bestimmung der hygroskopischen Sorptionseigenschaften.

- DIN EN ISO 12572 (2017):** Wärme- und feuchtetechnisches Verhalten von Baustoffen und Bauprodukten – Bestimmung der Wasserdampfdurchlässigkeit - Verfahren mit einem Prüfgefäß.
- DIN EN ISO 15148 (2018):** Wärme- und feuchtetechnisches Verhalten von Baustoffen und Bauprodukten – Bestimmung des Wasseraufnahmekoeffizienten bei teilweisem Eintauchen.
- DIN EN ISO 15927-3 (2009):** Wärme- und feuchteschutztechnisches Verhalten von Gebäuden – Berechnung und Darstellung von Klimadaten – Teil 3: Berechnung des Schlagregenindex für senkrechte Oberflächen aus stündlichen Wind- und Regendaten.
- DIN EN ISO 29767 (2019):** Wärmedämmstoffe für das Bauwesen – Bestimmung der Wasseraufnahme bei kurzzeitigem teilweisem Eintauchen.
- DIN V 18599-2 (2018):** Energetische Bewertung von Gebäuden - Berechnung des Nutz-, End- und Primärenergiebedarfs für Heizung, Kühlung, Lüftung, Trinkwarmwasser und Beleuchtung – Teil 2: Nutzenergiebedarf für Heizen und Kühlen von Gebäudезonen.
- NZS 4297 (2020):** Engineering design of earth buildings.
- NZS 4298 (2020):** Materials and workmanship for earth buildings.
- NZS 4299 (2020):** Earth buildings not requiring specific engineering design.
- prEN 1996-3 (2022):** Eurocode 6: Bemessung und Konstruktion von Mauerwerksbauten – Teil 3: Vereinfachte Berechnungsmethoden für unbewehrte Mauerwerksbauten [Entwurf].
- WTA Merkblatt 6-1 (2002):** Leitfaden für hygrothermische Simulationsberechnungen.
- WTA Merkblatt 6-2 (2014):** Simulation wärme- und feuchtetechnischer Prozesse.
- WTA Merkblatt 6-4 (2016):** Innendämmung nach WTA I – Planungsleitfaden.
- WTA Merkblatt 6-5 (2014):** Innendämmung nach WTA II – Nachweis von Innendämmsystemen mittel numerischer Berechnungsmethoden.
- Deutsches Institut für Bautechnik (Hrsg.) (2021):** Muster-Verwaltungsvorschrift Technische Baubestimmungen (MVV TB) – Ausgabe 2021/1, Berlin.
- Volhard, F.; Röhlen, U. (2009):** Lehm bau Regeln – Begriffe - Baustoffe - Bauteile. Dachverband Lehm e. V. Vieweg + Teubner, Wiesbaden.

8.2 Fachliteratur

- Angervo, K. (1954):** Über die Knickung und Tragfähigkeit eines exzentrisch gedrückten Pfeilers ohne Zugfestigkeit. VTT Technical Research Centre of Finland, Helsinki.
- Arundel, A.V.; Sterling, E.M.; Biggin, J.H. et al. (1986):** Indirect health effects of relative humidity in indoor environments. In: *Environmental Health Perspectives* 65, S. 351-361.
- Bakeer, T. (2015):** Stability of Masonry Walls. Habilitation. Technische Universität Dresden.
- Bakeer, T. (2016a):** Empirical estimation of the load bearing capacity of masonry walls under buckling – Critical remarks and a new proposal for the Eurocode 6. In: *Construction and Building Materials* 113, S. 376-394.
- Bakeer, T. (2016b):** Reliability assessment of vertically loaded masonry walls. In: *Structural Safety* 62, S. 47-56.
- Bissoli, P.; Deutschländer, T.; Imbery, F. et al. (2019):** Hitzewelle Juli 2019 in Westeuropa – Neuer nationaler Rekord in Deutschland. Deutscher Wetterdienst, Offenbach.
- Braun, J. (2017a):** Untersuchungen zur Verbesserung des Witterungsschutzes von Lehm-mauerwerk, Teil 1. In: *Mauerwerk* 21 (2), S. 114-128.
- Braun, J. (2017b):** Untersuchungen zur Verbesserung des Witterungsschutzes von Lehm-mauerwerk, Teil 2. In: *Mauerwerk* 21 (3), S. 188-203.
- Brinkmann, M.; Graubner, C.-A. (2020):** Load-bearing capacity of slender earth masonry walls under compression. In: *Proceedings of the 17th International Brick and Block Masonry Conference*, S. 404-411. Krakow (Poland), 5. - 8. Juli 2020.
- Brunauer, S.; Deming, L.S.; Deming, W.E. et al. (1940):** On a Theory of the van der Waals Adsorption of Gases. In: *Journal of the American Chemical Society* 62 (7), S. 1723-1732.
- Brunauer, S.; Emmett, P.H.; Teller, E. (1938):** Adsorption of Gases in Multimolecular Layers. In: *Journal of the American Chemical Society* 60 (2), S. 309-319.
- Bruno, A.W.; Gallipoli, D.; Perlot, C. et al. (2017):** Mechanical behaviour of hyper-compacted earth for building construction. In: *Materials and Structures* 50 (2).
- Bui, R.; Goffart, J.; McGregor, F. et al. (2020):** Uncertainty and sensitivity analysis applied to a rammed earth wall: evaluation of the discrepancies between experimental and numerical data. In: *12th Nordic Symposium on Building Physics. Tallinn (Estland)*, 6. - 9. September 2020.

- Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe (Hrsg.) (2005):** Bodenkundliche Kartieranleitung. Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Hannover.
- Cagnon, H.; Aubert, J.E.; Coutand, M. et al. (2014):** Hygrothermal properties of earth bricks. *In: Energy and Buildings 80*, S. 208-217.
- Cammerer, J. (1984):** Einfluss des Feuchtegehaltes auf die Wärmeleitfähigkeit von Bau- und Dämmstoffen. Forschungsbericht. Forschungsinstitut für Wärmeschutz e.V. Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart.
- Champiré, F.; Fabbri, A.; Morel, J.-C. et al. (2016):** Impact of relative humidity on the mechanical behavior of compacted earth as a building material. *In: Construction and Building Materials 110*, S. 70-78.
- Colinart, T.; Glouannec, P. (2017):** Temperature dependence of sorption isotherm of hygroscopic building materials. Part 1: Experimental evidence and modeling. *In: Energy and Buildings 139*, S. 360-370.
- Deutscher Wetterdienst (2017):** Ortsgenaue Testreferenzjahre von Deutschland für mittlere, extreme und zukünftige Witterungsverhältnisse, Offenbach.
- Dubois, S.; McGregor, F.; Evrard, A. et al. (2014):** An inverse modelling approach to estimate the hygric parameters of clay-based masonry during a Moisture Buffer Value test. *In: Building and Environment 81*, S. 192-203.
- El Fgaier, F.; Lafhaj, Z.; Chapiseau, C. et al. (2016):** Effect of sorption capacity on thermo-mechanical properties of unfired clay bricks. *In: Journal of Building Engineering 6*, S. 86-92.
- Euler, L. (1759):** Sur la force des colonnes. *In: Histoire de l'Académie Royale des Sciences et des Belles-Lettres de Berlin*, S. 252-282.
- Euler, L. (1744):** Methodus inveniendi lineas curvas maximi minimive proprietate gaudentes, sive solutio problematis isoperimetrici lattissimo sensu accepti, Lausanne & Geneve.
- Fabbri, A.; McGregor, F.; Costa, I. et al. (2017):** Effect of temperature on the sorption curves of earthen materials. *In: Materials and Structures 50 (6)*.
- Fabbri, A.; Morel, J.-C.; Aubert, J.-E. et al. (2022):** Testing and Characterisation of Earth-based Building Materials and Elements – State-of-the-Art Report of the RILEM TC 274-TCE. Springer International Publishing, Cham.
- Fabbri, A.; Morel, J.-C.; Gallipoli, D. (2018):** Assessing the performance of earth building materials: a review of recent developments. *In: RILEM Technical Letters 3*, S. 46-58.

- Fabbri, A.; Soudani, L.; McGregor, F. et al. (2019):** Analysis of the water absorption test to assess the intrinsic permeability of earthen materials. *In: Construction and Building Materials* 199, S. 154-162.
- Feng, C.; Janssen, H. (2016):** Hygric properties of porous building materials (II): Analysis of temperature influence. *In: Building and Environment* 99, S. 107-118.
- Fischer, D.; Kotan, E.; Dehn, F. (2022):** Leistungsfähigkeit und Einsatzmöglichkeiten zementstabilisierter Lehmsteine. *In: Mauerwerk* 26 (2), S. 60-69.
- Fontana, P.; Miccoli, L.; Grünberg, U. (2018):** Experimental investigations on the initial shear strength of masonry with earth mortars. *In: International Journal of Masonry Research and Innovation* 3 (1), S. 34-49.
- Förster, V. (2018):** Tragfähigkeit unbewehrter Beton- und Mauerwerksdruckglieder bei zweiachsig exzentrischer Beanspruchung. Dissertation. Technische Universität Darmstadt.
- Gasparini, J. (2006):** Erdbebensicherheit von Lehmsteinbauten untersucht für den Standort Oaxaca, Mexiko. Dissertation. Technische Universität Berlin.
- Glock, C. (2004):** Traglast unbewehrter Beton- und Mauerwerkswände: nichtlineares Berechnungsmodell und konsistentes Bemessungskonzept für schlanke Wände unter Druckbeanspruchung. Dissertation. Technische Universität Darmstadt.
- Glowienka, S. (2007):** Zuverlässigkeit von Mauerwerkswänden aus großformatigen Steinen – Probabilistische Analyse von großformatigem Mauerwerk aus Kalksandstein und Porenbeton mit Dünnbettvermörtelung. Dissertation. Technische Universität Darmstadt.
- Gomes, M.I.; Gonçalves, T.D.; Faria, P. (2016):** Hydric Behavior of Earth Materials and the Effects of Their Stabilization with Cement or Lime: Study on Repair Mortars for Historical Rammed Earth Structures. *In: Journal of Materials in Civil Engineering* 28 (7).
- Goretzky, W. (2000):** Tragfähigkeit druckbeanspruchten Mauerwerks aus festigkeits- und verformungsstreuenden Mauersteinen und -mörteln. Dissertation. Technische Universität Hamburg-Harburg.
- Graubohm, M. (2018):** Einfluss des Kontakts zwischen Mauerstein und Mauermörtel auf das Drucktragverhalten von Mauerwerk. Dissertation. Technische Hochschule Aachen.
- Hai Alami, A. (2013):** Experiments on unfired masonry clay bricks mixed with palm fronds and date pits for thermal insulation applications. *In: Journal of Renewable and Sustainable Energy* 5 (2).

- Haller, P. (1949):** Die Knickfestigkeit von Mauerwerk aus künstlichen Steinen. In: *Schweizerische Bauzeitung* 67 (38), S. 531-536.
- Hansen, E.; Hansen, K.K. (2002):** Unfired clay bricks - moisture properties and compressive strength. In: *Proceedings of the 6th Symposium on Building Physics in the Nordic Countries*, S. 453-460. Trondheim (Norwegen), 17. - 19. Juni 2002.
- Hansen, K.K. (1986):** Sorptions isotherms – A catalogue. Technical University of Denmark.
- Hansen, K.K.; Peuhkuri, R.H.; Kristensen, A. et al. (2002):** Unfired clay bricks - retention curves and liquid diffusivities. In: *Proceedings of the 6th Symposium on Building Physics in the Nordic Countries*, S. 445-452. Trondheim (Norwegen), 17. - 19. Juni 2002.
- Hartmann, R. (2019):** Planungsgrundsätze im modernen Lehm-mauerwerksbau – Für eine Breitenanwendung im Wohnungsbau unter Berücksichtigung klimatischer Bedingungen gemäßiger Zonen am Beispielstandort Deutschland. Dissertation. Technische Universität Dresden.
- Hartmann, R. (2017):** Lehm-mauerwerk - Entwurfs- und Konstruktionsprinzipien für den Wohnbau. In: *Mauerwerk-Kalender 2017 – Befestigungen, Lehm-mauerwerk*, S. 209-242. Ernst & Sohn, Berlin.
- Haynes, W.M. (Hrsg.) (2017):** CRC Handbook of Chemistry and Physics – 97th Edition. CRC Press, Boca Raton.
- Heath, A.; Lawrence, M.; Walker, P. (2009a):** The compressive strength of modern earth masonry. In: *Proceedings of the 11th International Conference on Non-conventional Materials and Technologies*. Bath (United Kingdom), 6. - 9. September 2009.
- Heath, A.; Walker, P.; Fourie, C. et al. (2009b):** Compressive strength of extruded unfired clay masonry units. In: *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Construction Materials* 162 (3), S. 105-112.
- Hilsdorf, H.K. (1967):** Investigation into the failure mechanism of brick masonry loaded in axial compression. In: *Designing Engineering and Construction with Masonry Products*, S. 34-41. Gulf Publishing Company, Houston.
- Hognestad, E. (1951):** A Study of combined bending and axial load in reinforced concrete members. Forschungsbericht. University of Illinois.
- Holm, A.H.; Krus, M. (1998):** Bestimmung des Transportkoeffizienten für die Weiterverteilung aus einfachen Trocknungsversuchen und rechnerischer Anpassung. In: *Internationale Zeitschrift für Bauinstandsetzen* 4 (1), S. 31-52.

- Illampas, R.; Ioannou, I.; Charmpis, D.C. (2014):** Adobe bricks under compression: Experimental investigation and derivation of stress–strain equation. *In: Construction and Building Materials 53*, S. 83-90.
- Illampas, R.; Ioannou, I.; Charmpis, D.C. (2017):** Experimental assessment of adobe masonry assemblages under monotonic and loading–unloading compression. *In: Materials and Structures 50 (1)*, Article number 79.
- Illampas, R.; Ioannou, I.; Charmpis, D.C. (2009):** Adobe: an environmentally friendly construction material. *In: Sustainable Development and Planning IV, WIT Transactions on Ecology and the Environment, S. 245-256. Cyprus (Greece), 13. - 15. May 2009.*
- Jäger, W.; Hartmann, R. (2019):** Lehm-mauerwerk: Entwurfs- und Konstruktionsgrundsätze für eine Breitenanwendung im Wohnbau unter Berücksichtigung klimatischer Bedingungen gemäßiger Zonen am Beispielstandort Deutschland – Abschlussbericht, Forschungsinitiative Zukunft Bau. Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart.
- Jäger, W.; Vassilev, T.; Baier, G. et al. (2002):** Knicksicherheit von Mauerwerk nach EC 6 – Untersuchungen zur Knicksicherheit von Mauerwerksbauteilen mit Berücksichtigung großer Exzentrizitäten und nichtlinearer Spannungs-Dehnungs-Beziehung nach ENV 1996-1-1. Forschungsbericht T 2988. Deutsches Institut für Bautechnik. Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart.
- Jasmund, K.; Lagaly, G. (Hrsg.) (1993):** Tonminerale und Tone – Struktur, Eigenschaft, Anwendung und Einsatz in Industrie und Umwelt. Steinkopff Verlag, Darmstadt.
- Kariyawasam, K.; Jayasinghe, C. (2016):** Cement stabilized rammed earth as a sustainable construction material. *In: Construction and Building Materials 105*, S. 519-527.
- Kast, W.; Jokisch, F. (1972):** Überlegungen zum Verlauf von Sorptionsisothermen und zur Sorptionskinetik an porösen Feststoffen. *In: Chemie Ingenieur Technik 44 (8)*, S. 556-563.
- Katwala, A. (2021):** Ein Haus aus dem 3D-Drucker – komplett aus Lehm. *In: Architectural Digest.*
- Kickler, J. (2000):** Bruchmechanische Berechnungsmethoden im Mauerwerksbau – Theorie und Anwendung. Dissertation. Technische Universität Berlin.
- Kiebl, K. (1983):** Kapillarer und dampfförmiger Feuchtetransport in mehrschichtigen Bauteilen – Rechnerische Erfassung und bauphysikalische Anwendung. Dissertation. Universität Essen.

- Kirtschig, K. (1976):** Tragfähigkeit von Mauerwerk bei vertikaler Belastung – Traglastverfahren. In: *Mauerwerk-Kalender 1976*, S. 287-321. Ernst & Sohn, Berlin.
- Knaack, U. (2013):** Innovative massive Wandsysteme - eine Herleitung möglicher Szenarien. In: *Mauerwerk 17 (6)*, S. 372-378.
- Kordina, K.; Quast, U. (1972):** Bemessung von schlanken Bauteilen – Knicksicherheitsnachweis. In: *Beton-Kalender 1972*, S. 695-793. Ernst & Sohn, Berlin.
- Kouakou, C.H.; Morel, J.C. (2009):** Strength and elasto-plastic properties of non-industrial building materials manufactured with clay as a natural binder. In: *Applied Clay Science 44*, S. 27-34.
- Krause, F.; Schmidt, G.; Bier, T.A. (2012):** Feuchtespeicherfunktion und Feuchtetransport verschiedener Lehme und Lehmbaumstoffe. In: *LEHM 2012 – Tagungsbeiträge der 6. Internationalen Fachtagung für Lehmabau*, S. 268-271. Weimar, 5. - 7. Oktober 2012.
- Krischer, O.; Kast, W. (1978):** Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik. Springer, Berlin.
- Krus, M. (1995):** Feuchtetransport- und Speicherkoeffizienten poröser mineralischer Baustoffe – Theoretische Grundlagen und neue Meßtechniken. Dissertation Universität Stuttgart.
- Krus, M. (1997):** Messung von Feuchteverteilung mit dem Kernresonanzverfahren. In: *Materialfeuchtemessung – Grundlagen, Messverfahren, Applikationen, Normen, Kontakt & Studium 513*, S. 173-191. Expert-Verlag, Renningen-Malmsheim.
- Krus, M.; Holm, A.H. (1999):** Approximationsverfahren für die Bestimmung feuchte-technischer Materialkennwerte. In: *10. Bauklimatisches Symposium*, S. 423-432. Dresden, 27. - 29. September 1999.
- Krus, M.; Holm, A.H.; Schmidt, T. (1997):** Ermittlung der Kapillartransportkoeffizienten mineralischer Baustoffe aus dem w-Wert. In: *Internationale Zeitschrift für Bauinstandsetzen 1997 (3)*, S. 219-234. Birkhäuser.
- Kukulski, W.; Lugez, J. (1966):** Résistance des murs en béton non armé soumis à des charges verticales. In: *Cahiers du Centre Scientifique et Technique du Bâtiment*.
- Künzel, H.M. (1994):** Verfahren zur ein- und zweidimensionalen Berechnung des gekoppelten Wärme- und Feuchtetransports in Bauteilen mit einfachen Kennwerten. Dissertation. Universität Stuttgart.
- Künzel, H.M. (2012):** Regenschutz durch wasserabweisende Außenputze. In: *ausbau+fassade 05/2012*, S. 42-44.

- Künzel, H.M. (2015):** Zur europaweiten Vereinheitlichung der Putznormen.
In: ausbau+fassade 06/2015, S. 36-38.
- Künzel, H.M. (1985):** Bestimmt der volumen- oder der massebezogene Feuchtegehalt die Wärmeleitfähigkeit von Baustoffen? Forschungsbericht 5/1985. Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart.
- Künzel, H.M. (1986):** Der Regenschutz von Außenwänden. *In: Mauerwerk-Kalender 1986, S. 735-751. Ernst & Sohn, Berlin.*
- Liersch, K.W.; Langner, N. (2020):** Bauphysik kompakt – Wärme, Feuchte, Schall. Beuth Verlag, Berlin.
- Liuzzi, S.; Hall, M.R.; Stefanizzi, P. et al. (2013):** Hygrothermal behaviour and relative humidity buffering of unfired and hydrated lime-stabilised clay composites in a Mediterranean climate. *In: Building and Environment 61, S. 82-92.*
- Lustig-Rössler, U. (1992):** Untersuchungen zum Feuchteverhalten von Lehm als Baustoff. Dissertation. Gesamthochschule Kassel.
- Mamajek, E.E.; Prsa, A.; Torres, G. et al. (2015):** IAU 2015 Resolution B3 on Recommended Nominal Conversion Constants for Selected Solar and Planetary Properties. IAU Inter-Division A-G Working Group on Nominal Units for Stellar & Planetary Astronomy.
- Mann, W. (1992):** Zug- und Biegezugfestigkeit von Mauerwerk – Theoretische Grundlagen und Vergleich mit Versuchsergebnissen. *In: Mauerwerk Kalender 1992, S. 601-607. Ernst & Sohn, Berlin.*
- McGregor, F.; Heath, A.; Shea, A. et al. (2014):** The moisture buffering capacity of unfired clay masonry. *In: Building and Environment 82, S. 599-607.*
- Mellaart, J. (1967):** Çatal Hüyük – Stadt aus der Steinzeit. Lübbe, Bergisch Gladbach.
- Meyer, U.; Schubert, P. (1992):** Spannungs-Dehnungs-Linien von Mauerwerk.
In: Mauerwerk Kalender 1992, S. 615-622. Ernst & Sohn, Berlin.
- Micoli, L.; Fontana, P.; Müller, U. (2013):** Charakterisierung von Lehmmauerwerk unter statischer Druck- und Schubbeanspruchung. *In: Mauerwerk Kalender 2013, S. 629-633. Ernst & Sohn, Berlin.*
- Micoli, L.; Fontana, P.; Paganoni, S. et al. (2015a):** Pull-out strength of anchor pins for brickwork masonry and earth block masonry / Auszugsfestigkeit von Verpressankern für Ziegel- und Lehmsteinmauerwerk. *In: Mauerwerk 19 (5), S. 383-393.*
- Micoli, L.; Garofano, A.; Fontana, P. et al. (2015b):** Experimental testing and finite element modelling of earth block masonry. *In: Engineering Structures 104, S. 80-94.*

- Miccoli, L.; Garofano, A.; Fontana, P. et al. (2017):** Modellierung des mechanischen Verhaltens von Lehmsteinmauerwerk unter statischer Druck- und Schubbeanspruchung. In: *Mauerwerk-Kalender 2017 – Befestigungen, Lehmmauerwerk*, S. 195-208. Ernst & Sohn, Berlin.
- Miccoli, L.; Müller, U.; Fontana, P. (2014):** Mechanical behaviour of earthen materials: A comparison between earth block masonry, rammed earth and cob. In: *Construction and Building Materials* 61, S. 327-339.
- Minke, G. (2007):** Lehm-Mauerwerk. In: *Mauerwerk-Kalender 2007*. Ernst & Sohn, Berlin.
- Minke, G. (2017):** Handbuch Lehm- und Ziegelbau – Baustoffkunde, Techniken, Lehmarchitektur. Ökobuch, Staufen.
- Minke, G. (2021):** Building with Earth – Design and Technology of a Sustainable Architecture. Birkhäuser, Basel.
- Morel, J.-C.; Mesbah, A.; Oggero, M. et al. (2001):** Building houses with local materials – Means to drastically reduce the environmental impact of construction. In: *Building and Environment* 36, S. 1119-1126.
- Morton, T.; Stevenson, F.; Taylor, B. et al. (2005):** Low cost earth brick construction – 2 Kirk Park, Dalguise : Monitoring & Evaluation: A Partners In Innovation research project final report. Communities Scotland, Edinburgh.
- Müller, D. (2022):** Probabilistic Assessment of Existing Masonry Structures – The Influence of Spatially Variable Material Properties and a Bayesian Method for Determining Structure-Specific Partial Factors. Dissertation. Technische Universität Darmstadt.
- Müller, P.; Fontana, P.; Miccoli, L. et al. (2017):** Versuchsgestützte Kalibrierung von Teilsicherheitsbeiwerten im Lehmmauerwerksbau – Empfehlung für die Erarbeitung eines Bemessungskonzepts. In: *Mauerwerk-Kalender 2017 – Befestigungen, Lehmmauerwerk*, S. 181-194. Ernst & Sohn, Berlin.
- Müller, U.; Miccoli, L.; Perrone, C. et al. (2012a):** Vergleich und Modellierung der mechanischen Eigenschaften von Bauteilen aus Lehmsteinmauerwerk, Wellerlehm und Stampflehm. In: *LEHM 2012 – Tagungsbeiträge der 6. Internationalen Fachtagung für Lehm- und Ziegelbau*, S. 320-331. Weimar, 5. - 7. Oktober 2012.
- Müller, U.; Ziegert, C.; Kaiser, C. et al. (2012b):** Eigenschaften industrieller Lehmbauprodukte für den Mauerwerksbau und Verhalten von Lehmsteinmauerwerk. In: *Mauerwerk* 16 (1), S. 17-28.

- Ohler, A. (1986):** Zur Berechnung der Druckfestigkeit von Mauerwerk unter Berücksichtigung der mehrachsigen Spannungszustände in Stein und Mörtel. *In: Bautechnik 63*, S. 163-169. Ernst & Sohn, Berlin.
- Oti, J.E.; Kinuthia, J.M.; Bai, J. (2009):** Engineering properties of unfired clay masonry bricks. *In: Engineering Geology 107 (3-4)*, S. 130-139.
- Pflücke, T. (2005):** Traglastbestimmung druckbeanspruchter Mauerwerkswände am Ersatzstabmodell unter wirklichkeitsnaher Berücksichtigung des Materialverhaltens. Dissertation. Technische Universität Dresden.
- Piani, T.; Weerheijm, J.; Peroni, M. et al. (2019):** Dynamic characterization of adobe in compression: the effect of fibre fraction in soil matrix. *In: 10th International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures. Bayonne (France), 23. - 26. Juni 2019.*
- Piani, T.L. (2019):** Experimental-numerical material characterization of adobe masonry. Dissertation. Delft University of Technology.
- Piattoni, Q.; Quagliarini, E.; Lenci, S. (2011):** Experimental analysis and modelling of the mechanical behaviour of earthen bricks. *In: Construction and Building Materials 25 (4)*, S. 2067-2075.
- Quagliarini, E.; Lenci, S. (2010):** The influence of natural stabilizers and natural fibres on the mechanical properties of ancient Roman adobe bricks. *In: Journal of Cultural Heritage 11 (3)*, S. 309-314.
- Quast, U. (1970):** Geeignete Vereinfachungen für die Lösung des Traglastproblems der ausmittig gedrückten prismatischen Stahlbetonstütze mit Rechteckquerschnitt. Dissertation. Technische Universität Braunschweig.
- Rempel, A.R.; Rempel, A.W. (2016):** Intrinsic Evaporative Cooling by Hygroscopic Earth Materials. *In: Geosciences 6 (3)*.
- Rischanek, A. (2009):** Sicherheitskonzept für den Lehmsteinbau. Dissertation. Technische Universität Wien.
- Rischanek, A. (2020):** Normierung und Regelwerke in der Lehmbaupraxis. Technische Universität Wien.
- Rode, C.; Hansen, P.N.; Hansen, K.K. (1990):** Combined heat and moisture transfer in building constructions. Ph.D. Thesis. Technical University of Denmark.
- Röhlen, U.; Ziegert, C. (2020):** Lehmbau-Praxis – Planung und Ausführung. Beuth Verlag GmbH, Berlin.

- Ruzicka, J.; Divis, J.; Stanek, K. et al. (2016):** Der Einfluss natürlicher Lehmbaustoffe und Lehmbauweisen auf die relative Luftfeuchtigkeit im Innenraum Mikroklima. In: *LEHM 2016 – Tagungsbeiträge der 7. Internationalen Fachtagung für Lehmbau*, S. 1-6. Weimar, 12. - 14. November.
- Ruzicka, J.; Mancik, S. (2012):** Ökologische Bewertungen verschiedener Baukonstruktionen - Vergleichsstudie von Lehm und anderen Baustoffen. In: *LEHM 2012 – Tagungsbeiträge der 6. Internationalen Fachtagung für Lehmbau*, S. 306-309. Weimar, 5. - 7. Oktober 2012.
- Salehi, H.; Jäger, W.; Montazerolghaem, M. (2016):** Die Anwendung der Monte-Carlo-Methode zur Bestimmung der Zuverlässigkeit von Mauerwerksbauteilen. In: *Mauerwerk Kalender 2016 – Baustoffe, Sanierung, Eurocode-Praxis*, S. 317-331. Ernst & Sohn, Berlin.
- Sargin, M. (1968):** Stress-strain Relationship for Concrete and the Analysis of Structural Concrete Sections. Dissertation. University of Waterloo.
- Schmidt, U. (2014):** Bruchmechanischer Beitrag zur Biegezugfestigkeit von Mauerwerk. Dissertation. Technische Hochschule Aachen.
- Schmidt, U.; Brameshuber, W. (2013):** Biegezugfestigkeit von Mauerwerk. In: *Mauerwerk 17 (1)*, S. 38-43.
- Schmidt, U.; Schubert, P. (2004):** Festigkeitseigenschaften von Mauerwerk – Teil 2: Biegezugfestigkeit. In: *Mauerwerk Kalender 2004*, S. 31-63. Ernst & Sohn, Berlin.
- Schmitt, M.; Graubner, C.-A.; Förster, V. (2015):** Minimum vertical load on masonry walls - a realistic view / Mindestauflast auf Mauerwerkswänden - eine realitätsnahe Betrachtung. In: *Mauerwerk 19 (4)*, S. 245-257.
- Schroeder, H. (2009):** Mauerwerksbau mit Lehmsteinen heute – Konstruktion und Ausführung. In: *Mauerwerk-Kalender 2009*. Ernst & Sohn, Berlin.
- Schroeder, H. (2012):** Modern earth building codes, standards and normative development. In: *Modern Earth Buildings*, S. 72-109. Woodhead Publishing, Sawston.
- Schroeder, H. (2019):** Lehmbau – Mit Lehm ökologisch planen und bauen. Springer Vieweg, Wiesbaden.
- Schroeder, H.; Lemke, M. (2020):** Ökologische Bilanzierung für Lehmbaustoffe. In: *Mauerwerk-Kalender 2020: Schwerpunkte: Bauen Im Bestand; Befestigungen; Lehmmauerwerk*, S. 39-62. Ernst & Sohn, Berlin.
- Schubert, P. (1997):** Biegezugfestigkeit von Mauerwerk - Untersuchung an kleinen Wandprüfkörpern. In: *Mauerwerk Kalender 1997*, S. 611-628. Ernst & Sohn, Berlin.

- Schubert, P.; Metzemacher, H. (1991):** Zur Biegezugfestigkeit von Mauerwerk. *In: Mauerwerk Kalender 1991, S. 669-684. Ernst & Sohn, Berlin.*
- Schwarz, B.; Künzel, H.M.; Gösele, K. (1971):** Die kapillare Wasseraufnahme von Baustoffen. Forschungsbericht. Fraunhofer Institut, Stuttgart.
- Sedlbauer, K.P.; Künzel, H.M. (2015):** Feuchteschutzbeurteilung durch hygrothermische Bauteilsimulation. *In: Bauphysik-Kalender 2015: Simulationen und Rechenverfahren in der Bauphysik, S. 161-187. Ernst & Sohn, Berlin.*
- Soudani, L.; Fabbri, A.; Morel, J.-C. et al. (2016):** Assessment of the validity of some common assumptions in hygrothermal modeling of earth based materials. *In: Energy and Buildings 116, S. 498-511.*
- Stacher, S. (2018):** Paris kommt auf die Erde – Planung eines Wohnensembles in Ivry und einer Fabrik für Lehmprodukte in Sevrans von Joly & Loiret mit Wang Shu. *In: werk, bauen + wohnen 6/2018.*
- Statistisches Bundesamt (2021):** Bautätigkeit und Wohnungen 2020 – Fachserie 5 Reihe 1.
- Taallah, B.; Guettala, A.; Guettala, S. et al. (2014):** Mechanical properties and hygroscopicity behavior of compressed earth block filled by date palm fibers. *In: Construction and Building Materials 59, S. 161-168.*
- Tschötschel, M. (1990):** Zuverlässigkeitstheoretisches Konzept zur Bemessung von Mauerwerkskonstruktionen. Dissertation. Technische Hochschule Leipzig.
- UNESCO World Heritage Convention (2022a):** Old Walled City of Shibam, <https://whc.unesco.org/en/list/192>.
- UNESCO World Heritage Convention (2022b):** Old City of Sana'a, <https://whc.unesco.org/en/list/385>.
- Verband für Dämmsysteme, Putz und Mörtel e.V. (2018):** Leitlinien für das Verputzen von Mauerwerk und Beton – Grundlagen für die Planung, Gestaltung und Ausführung.
- Walker, P. (1999):** Bond Characteristics of Earth Block Masonry. *In: Journal of Materials in Civil Engineering 11 (3), S. 249-256.*
- Walker, P.J. (2004):** Strength and Erosion Characteristics of Earth Blocks and Earth Block Masonry. *In: Journal of Materials in Civil Engineering 16 (5), S. 497-506.*
- Wiehle, P.; Brinkmann, M. (2020):** Tragfähigkeit von Lehm-mauerwerk – Eine experimentelle und numerische Analyse. *In: LEHM 2020 – Tagungsbeiträge der 8. Internationalen Fachtagung für Lehm-bau. Weimar, 30. Oktober - 1. November 2020.*

- Wiehle, P.; Brinkmann, M.; Thiele, M. et al. (2022):** Schaffung von Bemessungsgrundlagen für Lehm-mauerwerk auf Basis von DIN EN 1996/NA mittels experimenteller und numerischer Untersuchungen. Bisher unveröffentlichte Forschungsergebnisse. Deutsche Bundesstiftung Umwelt (DBU), Aktenzeichen 34599/01, Projektlaufzeit: 01.05.2019 - 30.11.2022.
- Willems, W.M. (Hrsg.) (2017):** Lehrbuch der Bauphysik – Schall - Wärme - Feuchte - Licht - Brand - Klima. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden.
- Xu, L.; Champiré, F.; Fabbri, A. et al. (2017):** Hydro-Mechanical Triaxial Behaviour of Compacted Earth at Different Temperatures. *In: Poromechanics VI, S. 164-171. Paris, France, July 9–13, 2017.*
- Zirkelbach, D.; Schöner, T. (2016):** Energieoptimiertes Bauen: Klima- und Oberflächenübergangsbedingungen für die hygrothermische Bauteilsimulation. Forschungsbericht. Fraunhofer Institut für Bauphysik.

Anhang

ANHANG
Anhang A Dokumentation der hygrothermischen Analysen 226

Anhang A-1:	Hygrothermische Eigenschaften der verwendeten Materialmodelle für Putze und Dämmstoffe	226
Anhang A-2:	Hygrothermische Referenzjahre (HRY).....	227
Anhang A-3:	Innenraumklima nach WTA Merkblatt 6-2 (2014).....	240
Anhang A-4:	Parameterstudie zum Einfluss des Außenputzmaterials.....	241
Anhang A-5:	Parameterstudie zum Einfluss der Lehm-mauerwerksschichtdicke ...	241
Anhang A-6:	Parameterstudie zum Einfluss der Außendämmungsdicke	242
Anhang A-7:	Parameterstudie zum Einfluss der Innendämmungsdicke.....	242
Anhang A-8:	Gliederung und Nummerierung der Feuchtereferenzprofile	243
Anhang A-9:	Simulationsrandbedingungen der Feuchtereferenzprofile	244
Anhang A-10:	Graphische Einzeldarstellung der Feuchtereferenzprofile	245
Anhang A-11:	Tabellarische Einzeldarstellung der Feuchtereferenzprofile.....	248

Anhang B Dokumentation der experimentellen Untersuchungen 250

Anhang B-1:	Normierte Prüfergebnisse der Lehmsteine bei $\theta = 23 \text{ }^\circ\text{C}$	250
Anhang B-2:	Normierte Spannungs-Dehnungs-Beziehungen der Lehmsteine bei $\theta = 23 \text{ }^\circ\text{C}$	251
Anhang B-3:	Exemplarische Versagensbilder der Lehmsteine unter zentrischer Druckbeanspruchung.....	252
Anhang B-4:	Normierte Prüfergebnisse des Lehm-mauermörtels bei $\theta = 23 \text{ }^\circ\text{C}$	253
Anhang B-5:	Normierte Spannungs-Dehnungs-Beziehungen des Lehm-mauermörtels bei $\theta = 23 \text{ }^\circ\text{C}$	254
Anhang B-6:	Exemplarische Versagensbilder des Lehm-mauermörtels unter zentrischer Druckbeanspruchung	255
Anhang B-7:	Normierte Prüfergebnisse des Lehm-mauerwerks bei $\theta = 23 \text{ }^\circ\text{C}$	256
Anhang B-8:	Normierte Spannungs-Dehnungs-Beziehungen des Lehm-mauerwerks bei $\theta = 23 \text{ }^\circ\text{C}$	257
Anhang B-9:	Normierte Prüfergebnisse des Lehm-mauerwerks bei $\varphi = 50 \text{ }%$	258
Anhang B-10:	Normierte Spannungs-Dehnungs-Beziehungen des Lehm-mauerwerks bei $\varphi = 50 \text{ }%$	259
Anhang B-11:	Exemplarische Versagensbilder des Lehm-mauerwerks unter zentrischer Druckbeanspruchung	260

Anhang C Tabellierte Anpassungsfaktoren zur Berücksichtigung nichtlinearer Feuchteprofile..... 261
Anhang D Gegenüberstellung der analytisch und numerisch berechneten Querschnittstragfähigkeit..... 264

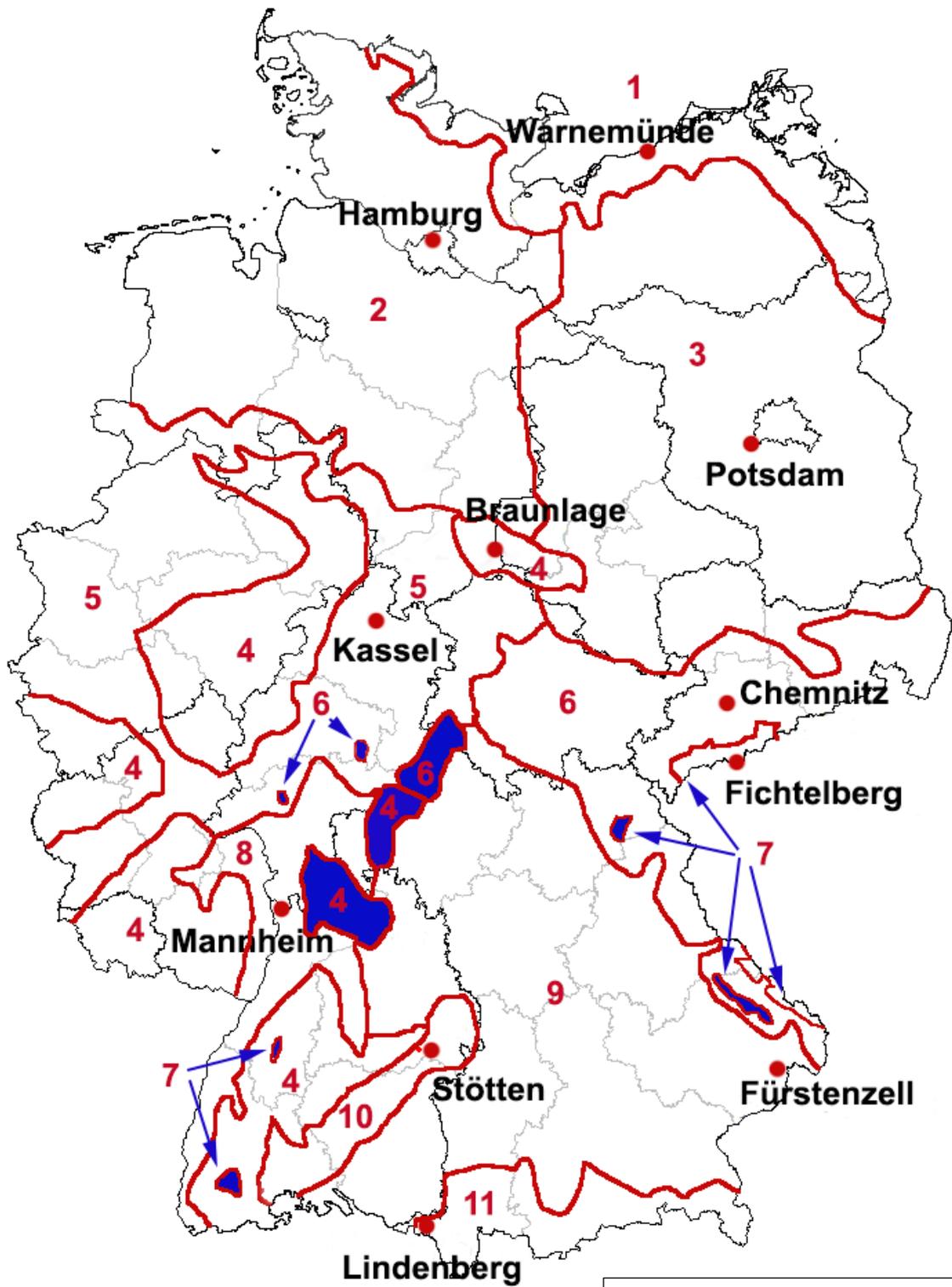
Anhang A Dokumentation der hygrothermischen Analysen

Anhang A-1: Hygrothermische Eigenschaften der verwendeten Materialmodelle für Putze und Dämmstoffe

Bezeichnung	Symbol	Einheit	Holzfaserdämmplatte	Mineralschaum	Mineralwolle	Extrudierte Polystyrolplatte
Porosität	n	m^3/m^3	0,89	0,96	0,92	0,95
Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl	μ	-	3,4	6,7	1,0	150,0
Wasseraufnahmekoeffizient	W_w	$kg/(m^2 \cdot h^{0,5})$	0,17	0,36	-	-
Rohdichte	ρ	g/cm^3	0,16	0,10	0,04	0,04
Spezifische Wärmespeicherkapazität	c	$J/(kg \cdot K)$	1662	1331	840	1500
Wärmeleitfähigkeit	λ_0	$W/(m \cdot K)$	0,039	0,042	0,032	0,030
Identifikationsnummer	ID	-	693	595	730	188

Bezeichnung	Symbol	Einheit	Lehmputz	Kalkputz	Kalkzementputz	Zementputz
Porosität	n	m^3/m^3	0,51	0,43	0,50	0,44
Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl	μ	-	9,9	9,3	12,0	33,0
Wasseraufnahmekoeffizient	W_w	$kg/(m^2 \cdot h^{0,5})$	17,8	1,1	0,56	1,8
Rohdichte	ρ	g/cm^3	1,65	1,50	1,27	1,39
Spezifische Wärmespeicherkapazität	c	$J/(kg \cdot K)$	889	802	960	850
Wärmeleitfähigkeit	λ_0	$W/(m \cdot K)$	0,72	0,41	0,55	0,75
Identifikationsnummer	ID	-	841	629	145	242

Anhang A-2: Hygrothermische Referenzjahre (HRY)

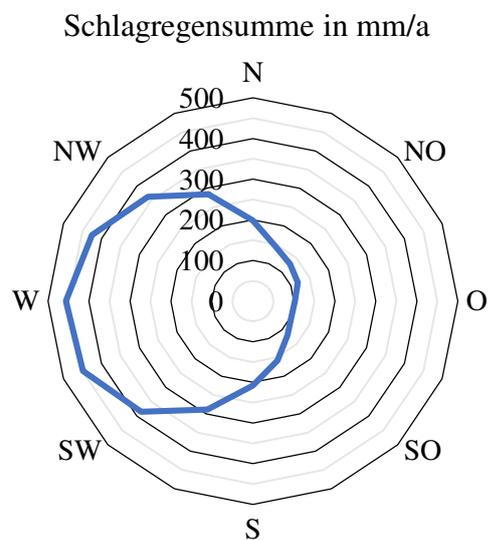
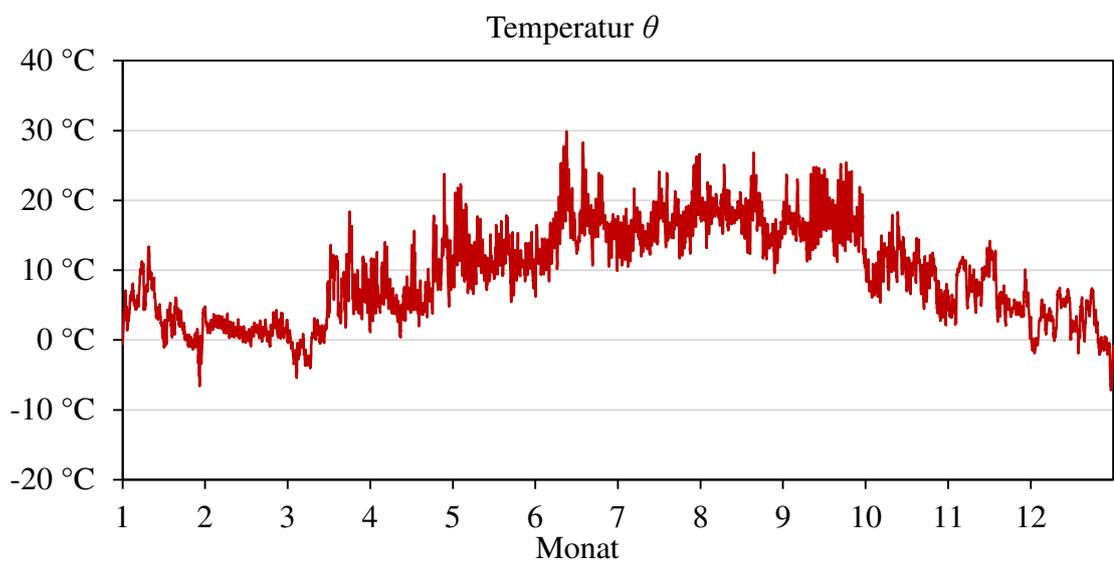
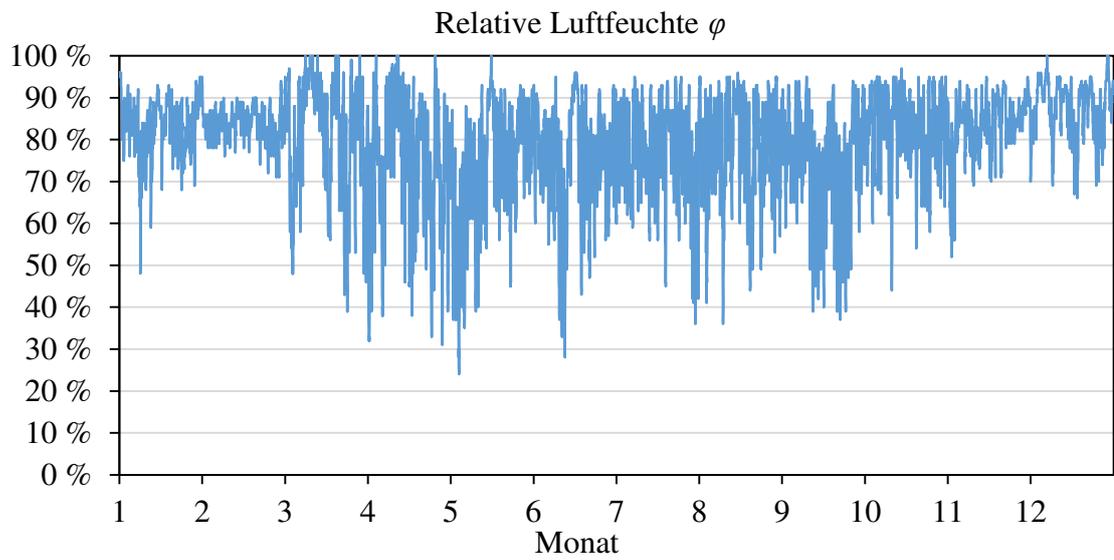


Zone	Standort	Schlagregenmenge R_S in mm/a															
		Wandausrichtung															
		N 0°	NNO 22,5°	NO 45°	ONO 67,5°	O 90°	OSO 112,5°	SO 135°	SSO 157,5°	S 180°	SSW 202,5°	SW 225°	WSW 247,5°	W 270°	WNW 292,5°	NW 315°	NNW 337,5°
1	Warnemünde	198,6	145,0	128,3	118,3	102,9	101,7	119,3	157,6	208,0	289,0	385,0	448,5	456,4	424,8	362,6	284,2
2	Hamburg	93,4	55,7	52,5	54,9	65,9	79,5	114,0	186,7	322,2	483,6	614,4	665,2	631,7	514,7	352,3	191,8
3	Potsdam	102,2	72,8	66,1	60,8	52,8	50,4	64,4	113,3	187,0	280,7	365,5	406,1	391,5	330,9	243,9	164,6
4	Braunlage	203,9	131,0	76,1	46,6	29,5	21,0	41,6	175,0	414,6	648,2	821,1	905,9	872,4	719,1	488,6	302,9
5	Kassel	79,7	55,4	34,2	21,8	27,0	78,6	145,5	198,3	240,4	266,2	263,0	233,7	189,9	167,6	147,0	112,2
6	Chemnitz	231,5	177,0	124,1	80,8	51,1	44,9	66,5	135,0	259,1	392,1	494,0	549,2	546,6	492,1	397,4	299,2
7	Fichteberg	604,6	372,3	246,9	162,7	116,6	99,5	88,6	115,2	277,4	668,9	1122,2	1483,5	1681,8	1670,8	1426,7	1016,5
8	Mannheim	45,6	31,7	23,3	22,9	36,2	74,4	131,8	182,9	221,3	243,9	239,7	210,5	166,5	127,6	99,8	70,5
9	Fürstenzell	151,3	76,5	51,9	40,9	31,5	25,7	36,0	81,7	211,5	400,5	590,4	712,0	732,9	650,7	489,4	294,5
10	Stötten	234,9	95,0	69,2	69,0	72,9	80,6	97,8	120,3	187,6	428,9	733,5	962,6	1059,6	1010,4	829,0	541,6
11	Lindenberg	138,8	86,5	55,2	44,0	42,8	89,9	184,2	316,2	477,2	626,5	714,6	722,4	636,9	509,3	365,0	230,9

Grün: $R_S \leq 200$ mm/a; Orange: $200 \text{ mm/a} < R_S \leq 500$ mm/a; Rot: $R_S > 500$ mm/a

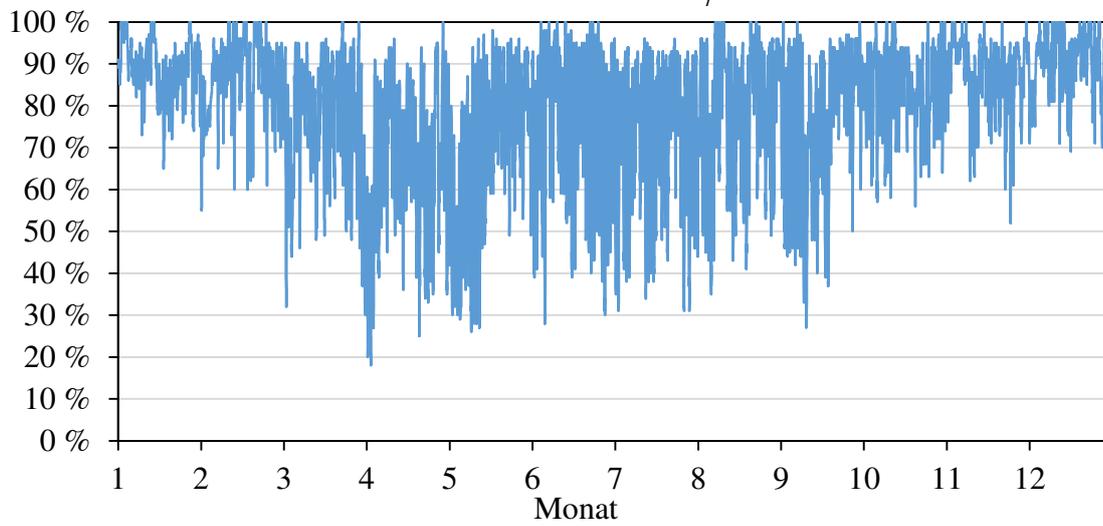
Zone	Standort	Relative Luftfeuchte φ in %			Temperatur θ in °C			Strahlungssumme in kWh/(m ² ·a)		
		MW	Min.	Max.	MW	Min.	Max.	Direkte Solarstrahlung	Diffuse Solarstrahlung	Atmosphärische Gegenstrahlung
1	Warnemünde	79,7	24,0	100,0	9,5	-7,2	29,9	1056,4	513,4	2891,8
2	Hamburg	79,5	18,0	100,0	9,2	-16,0	30,2	948,4	542,9	2799,4
3	Potsdam	79,1	16,0	100,0	9,8	-15,5	33,0	1045,5	542,7	2776,2
4	Braunlage	82,5	13,0	100,0	6,8	-14,1	28,2	806,4	606,6	2725,1
5	Kassel	77,7	20,0	100,0	9,5	-9,4	31,1	830,6	601,7	2827,0
6	Chemnitz	76,8	25,0	100,0	7,8	-19,6	30,0	1080,8	564,2	2757,1
7	Fichteberg	85,8	9,0	100,0	4,2	-17,0	23,5	1032,9	590,8	2641,4
8	Mannheim	73,7	16,0	100,0	11,1	-9,6	36,3	915,6	592,6	2831,0
9	Fürstzenze II	80,9	22,0	100,0	8,6	-13,3	32,8	1106,2	569,8	2794,8
10	Stötten	81,7	25,0	100,0	7,6	-10,8	27,5	988,6	623,3	2766,0
11	Lindenberg	82,9	28,0	100,0	7,1	-12,5	28,6	1086,8	570,4	2709,1

MW = Arithmetischer Mittelwert; Min. = Jahresminimalwert; Max. = Jahresmaximalwert

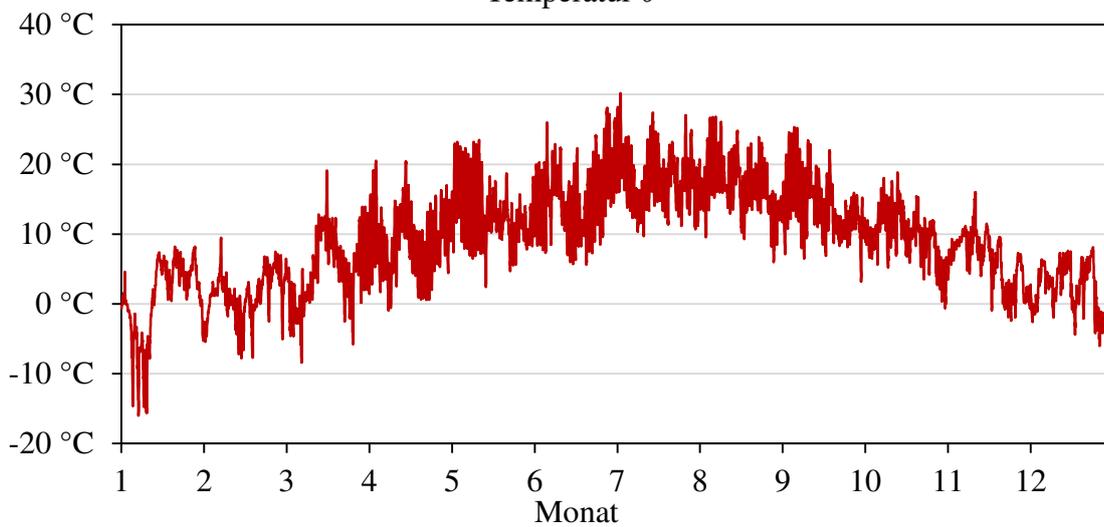
Zone 1: Warnemünde

Zone 2: Hamburg

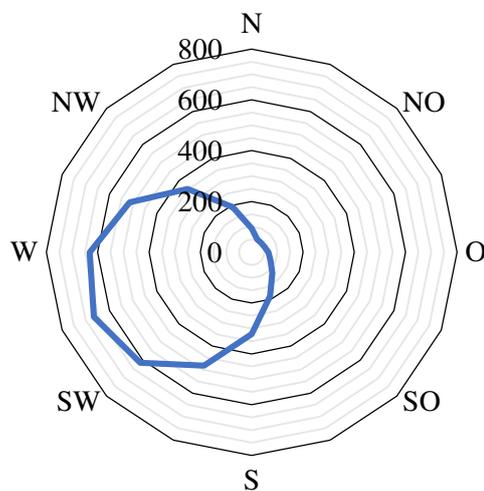
Relative Luftfeuchte φ



Temperatur θ

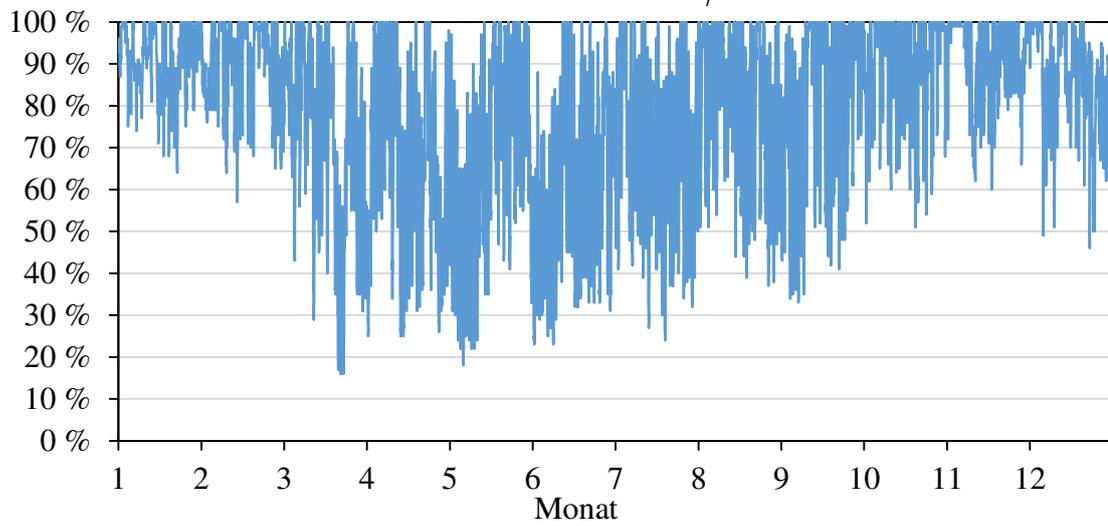


Schlagregensumme in mm/a

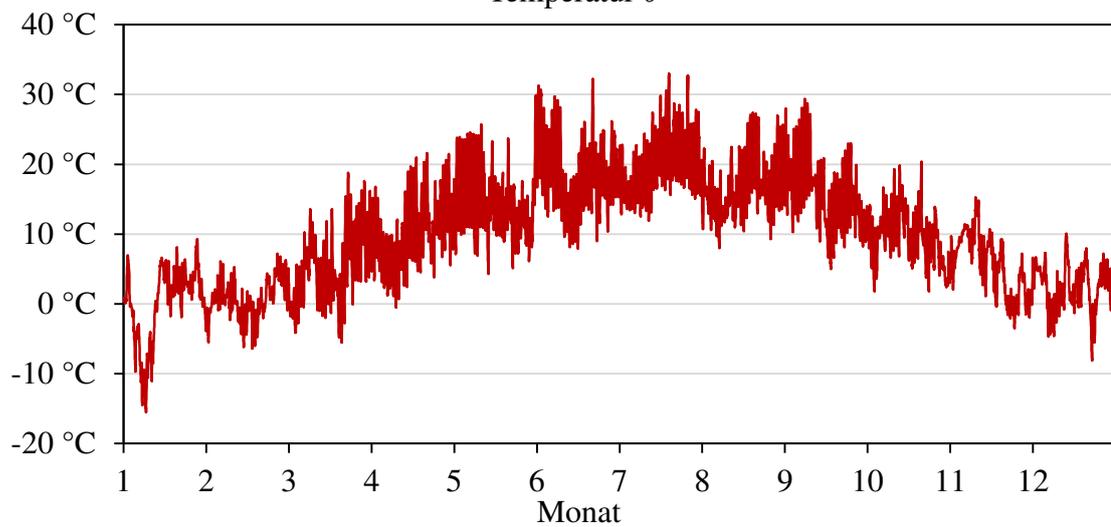


Zone 3: Potsdam

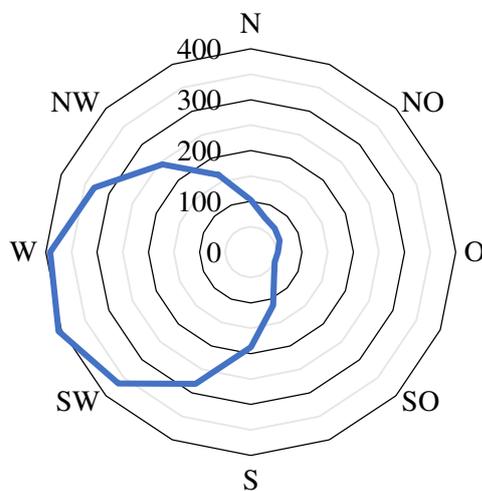
Relative Luftfeuchte φ



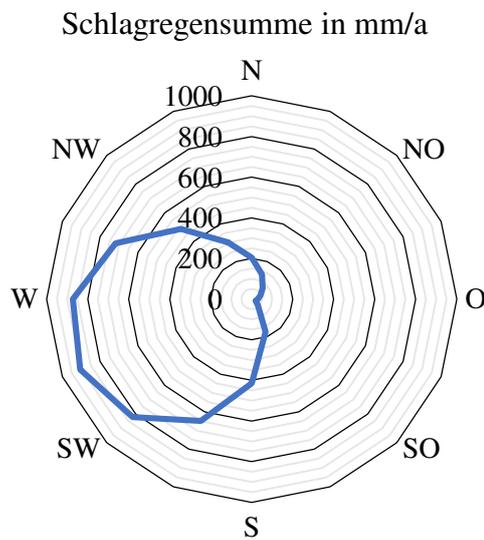
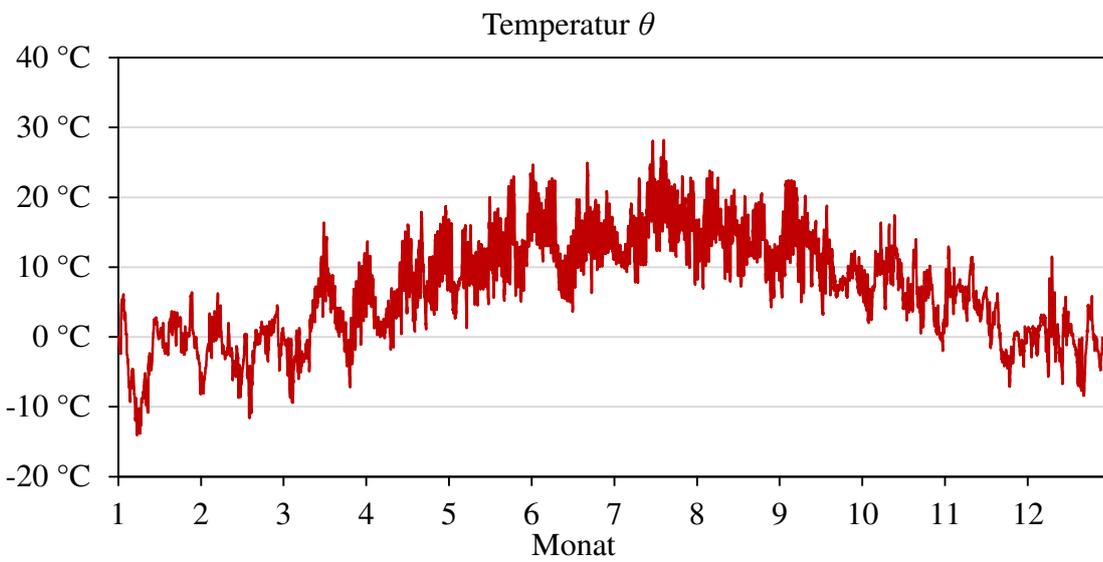
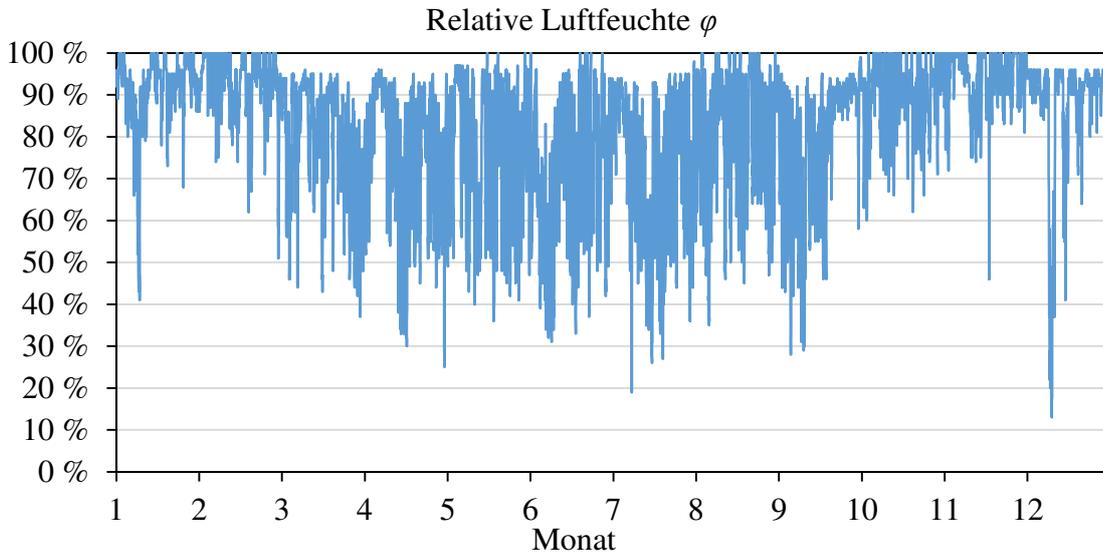
Temperatur θ

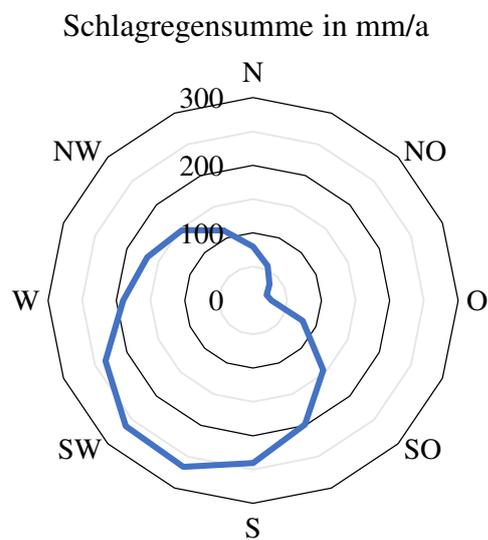
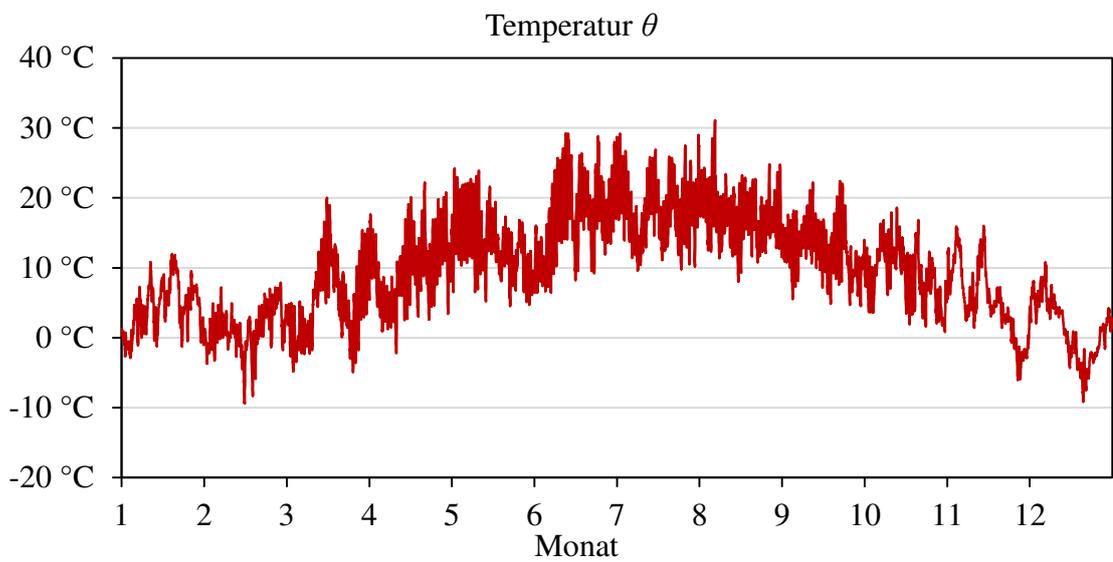
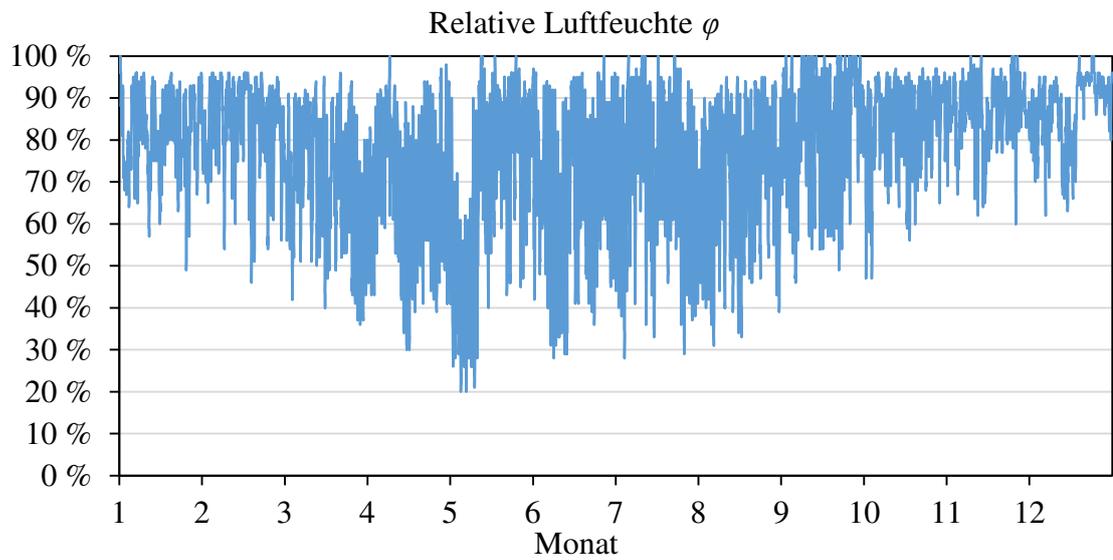


Schlagregensumme in mm/a

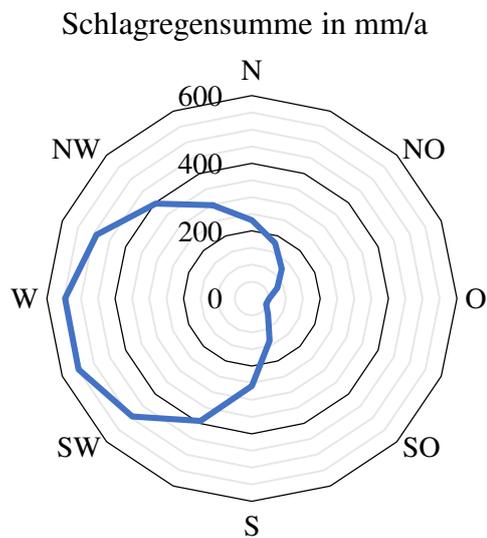
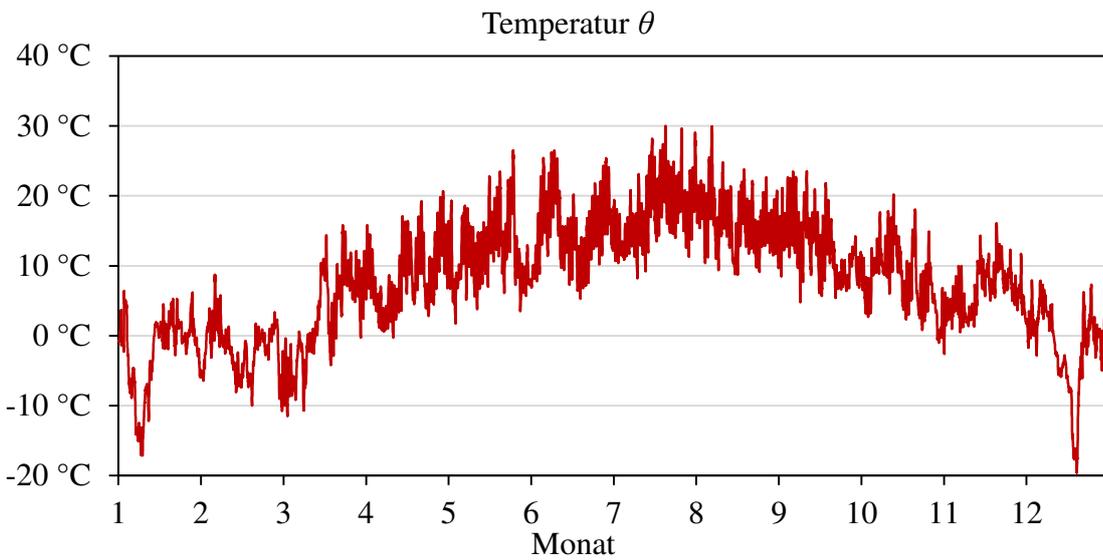
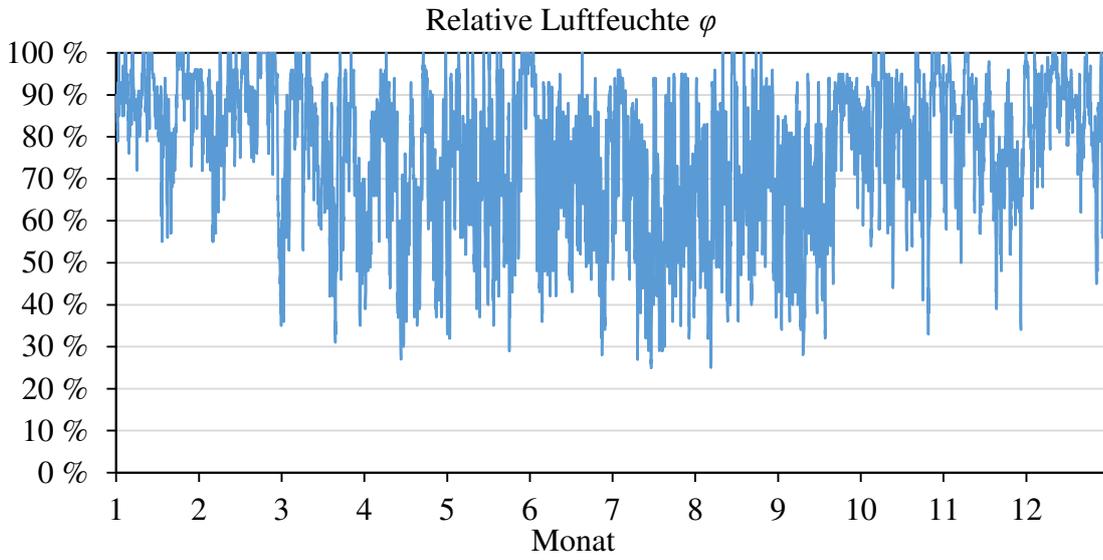


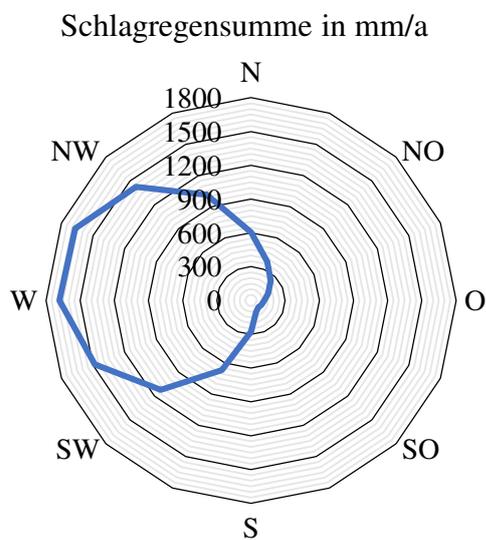
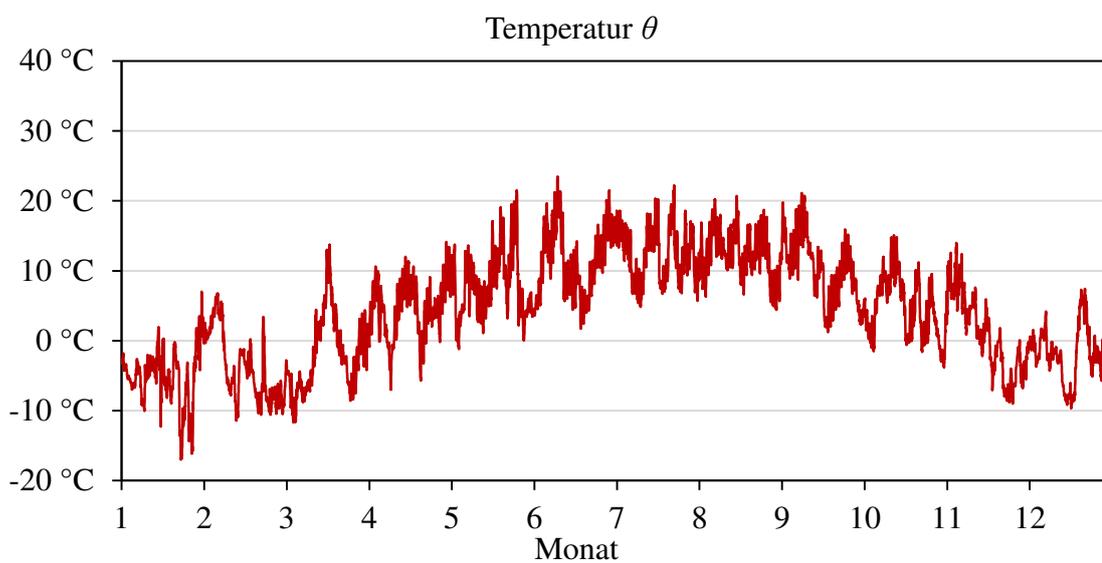
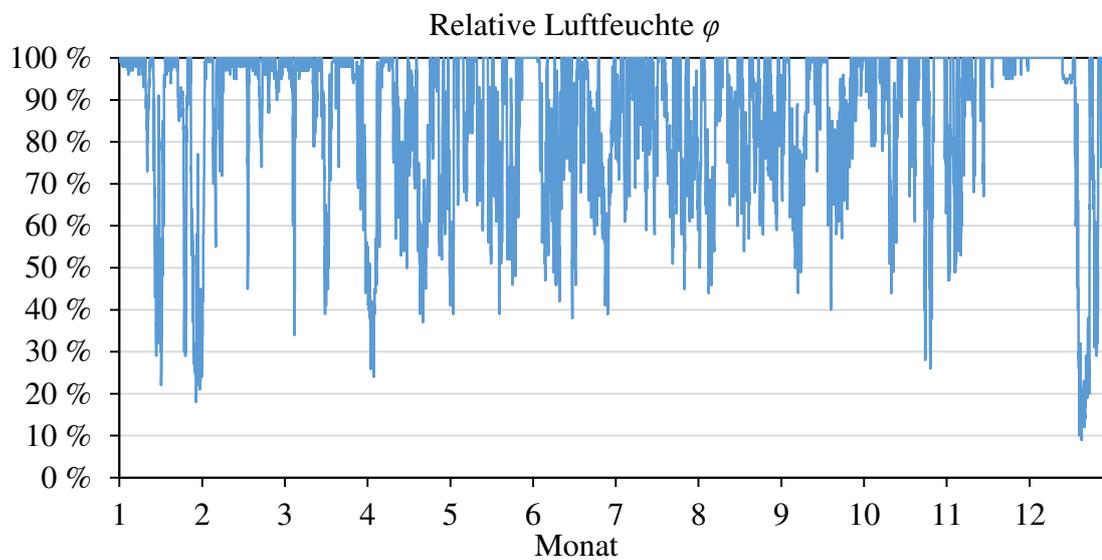
Zone 4: Braunlage



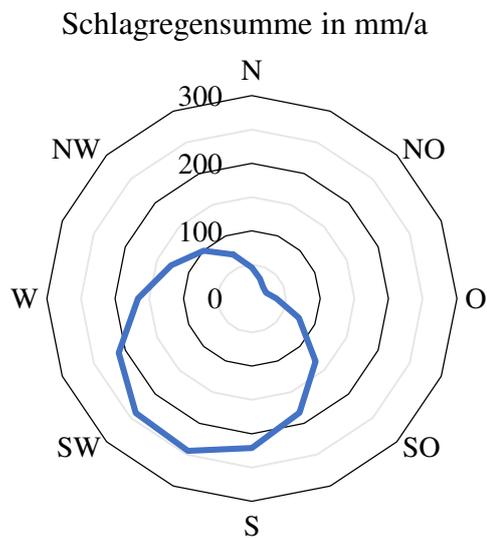
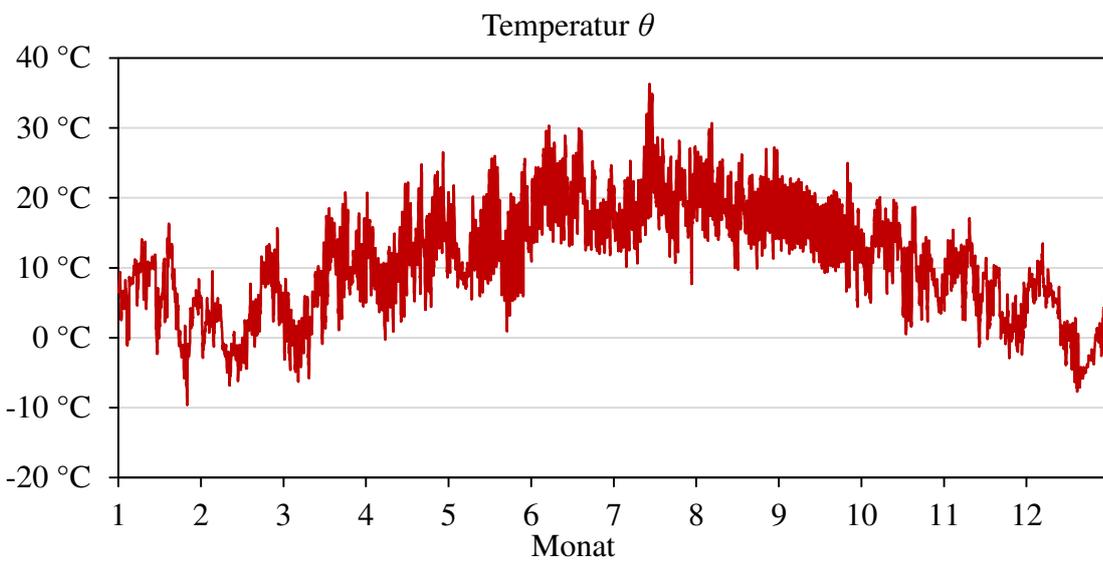
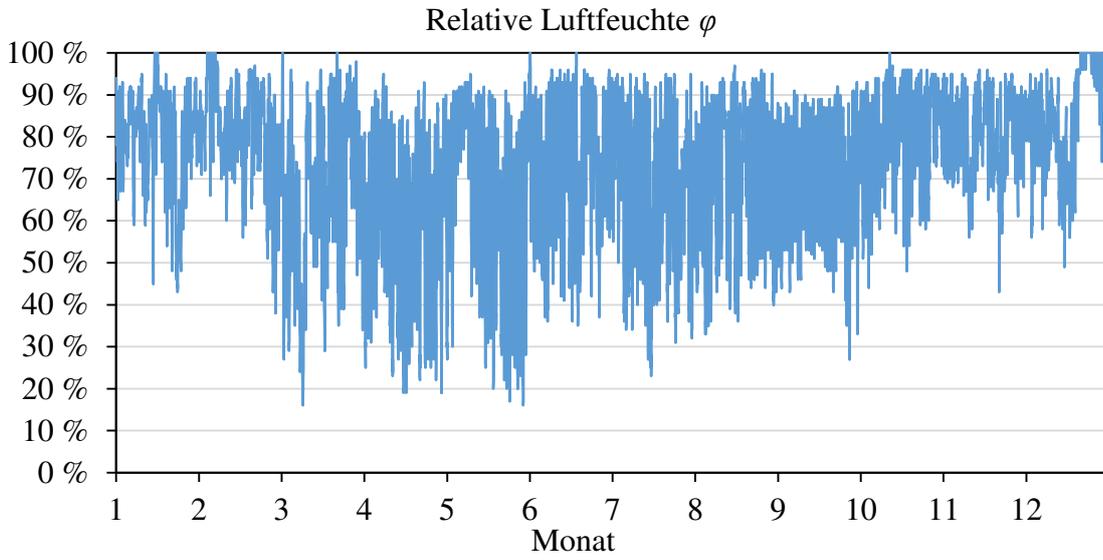
Zone 5: Kassel

Zone 6: Chemnitz

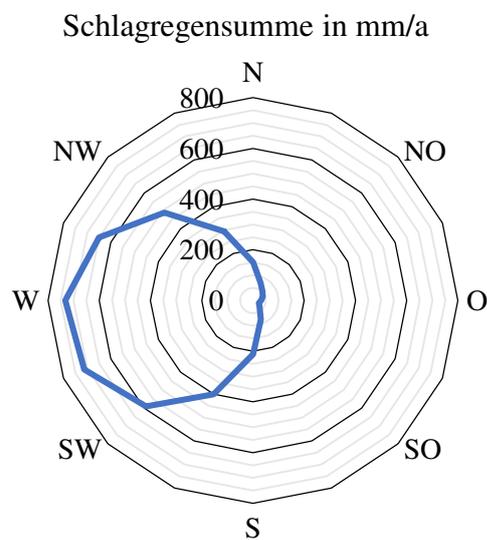
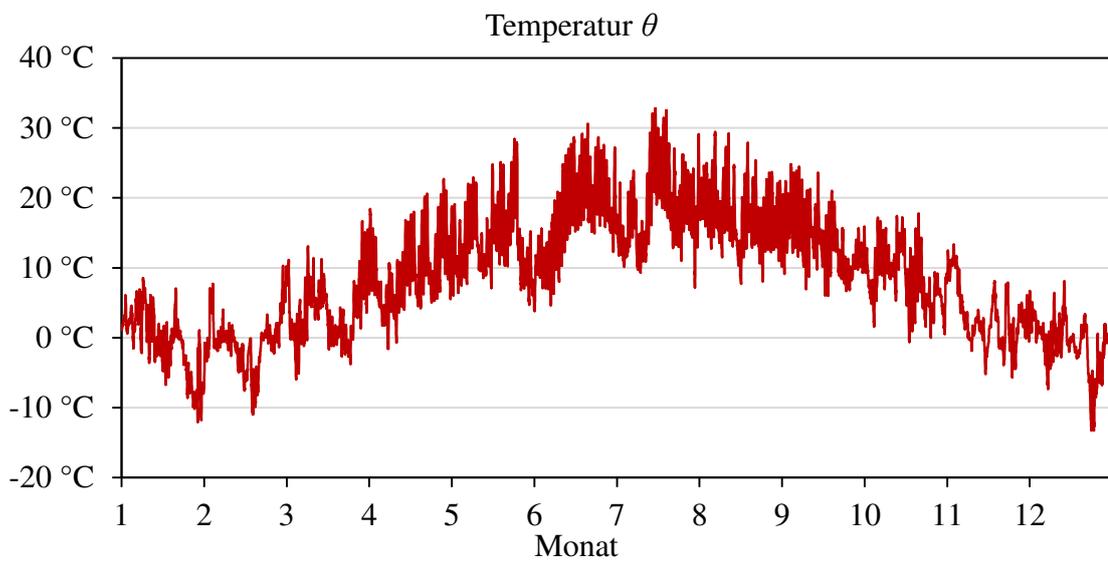
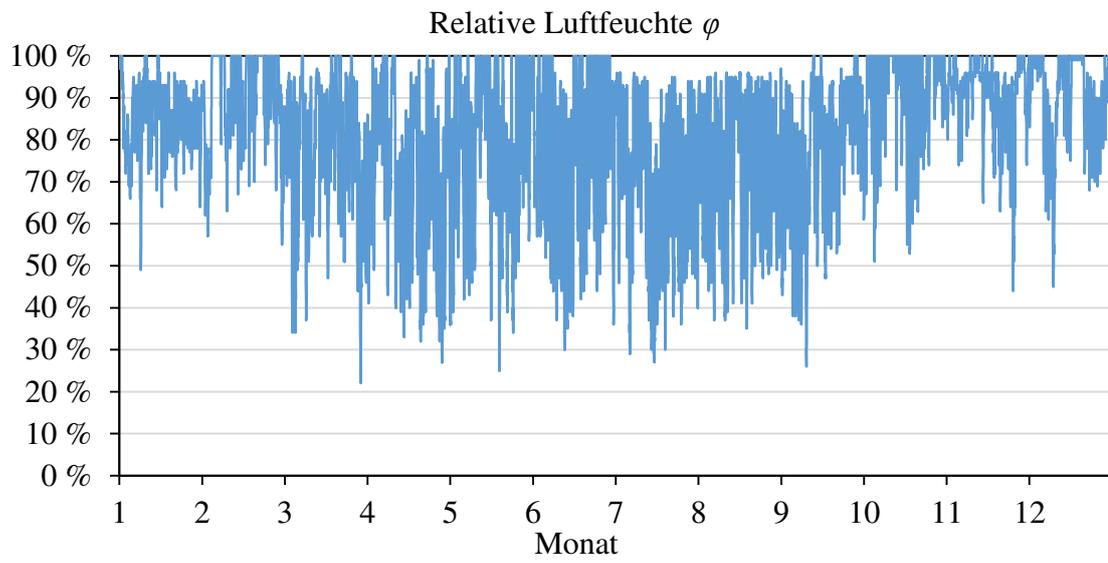


Zone 7: Fichtelberg

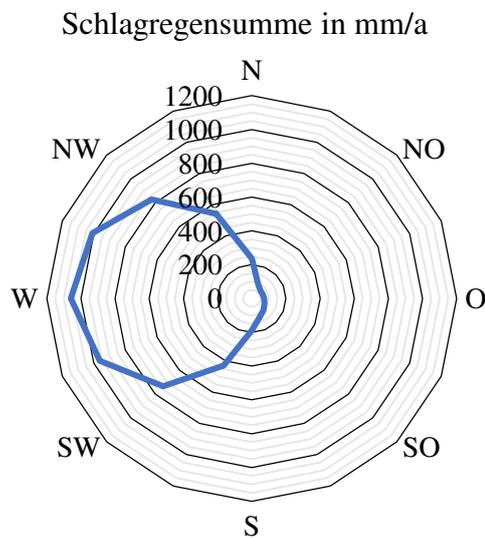
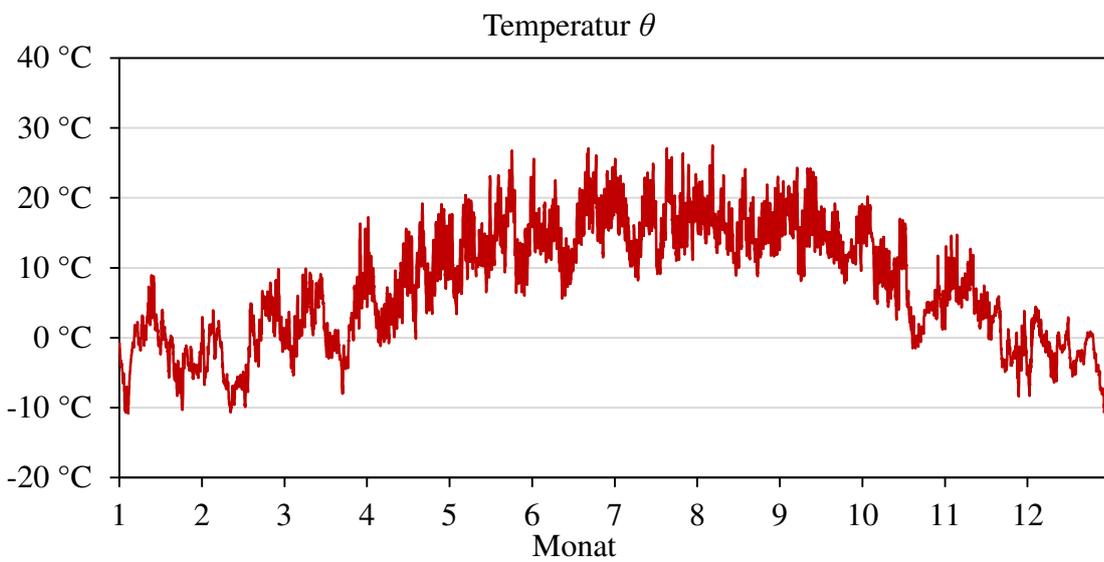
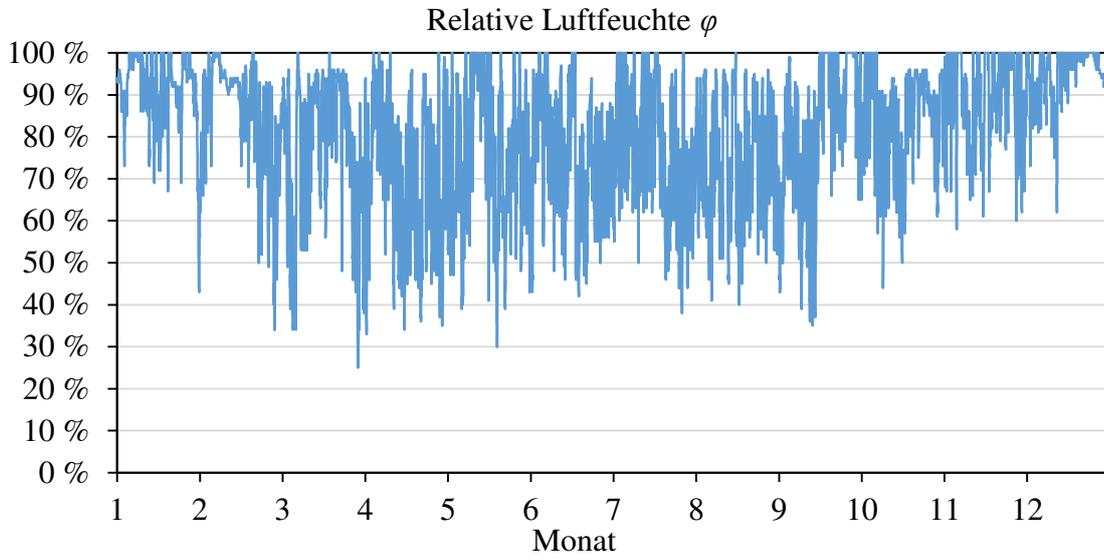
Zone 8: Mannheim

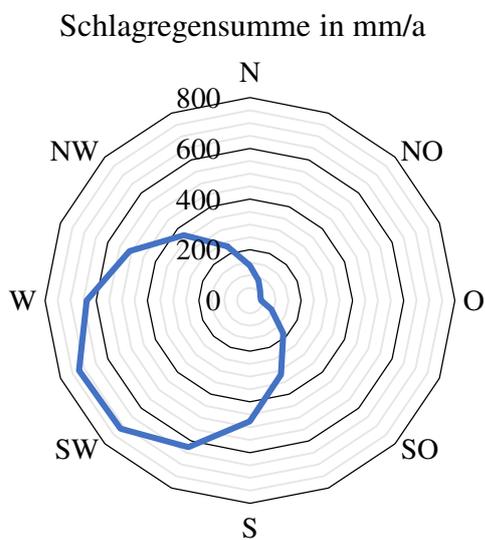
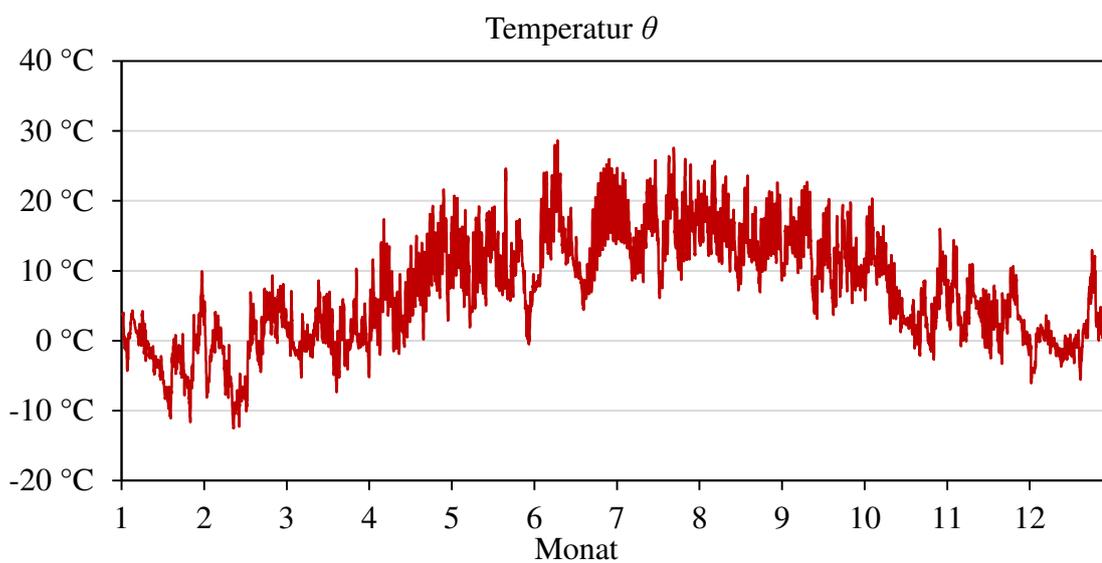
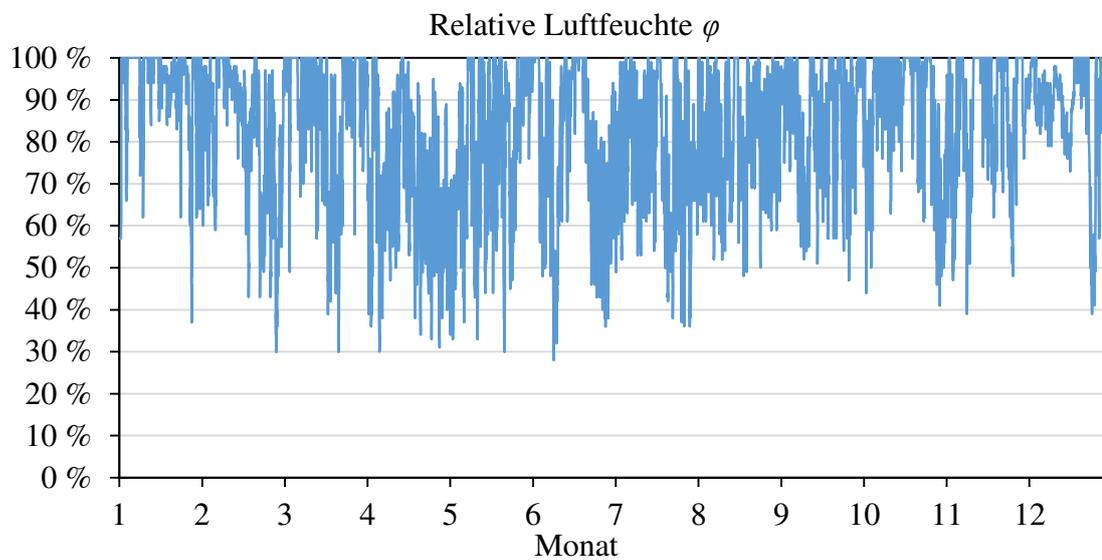


Zone 9: Fürstenzell

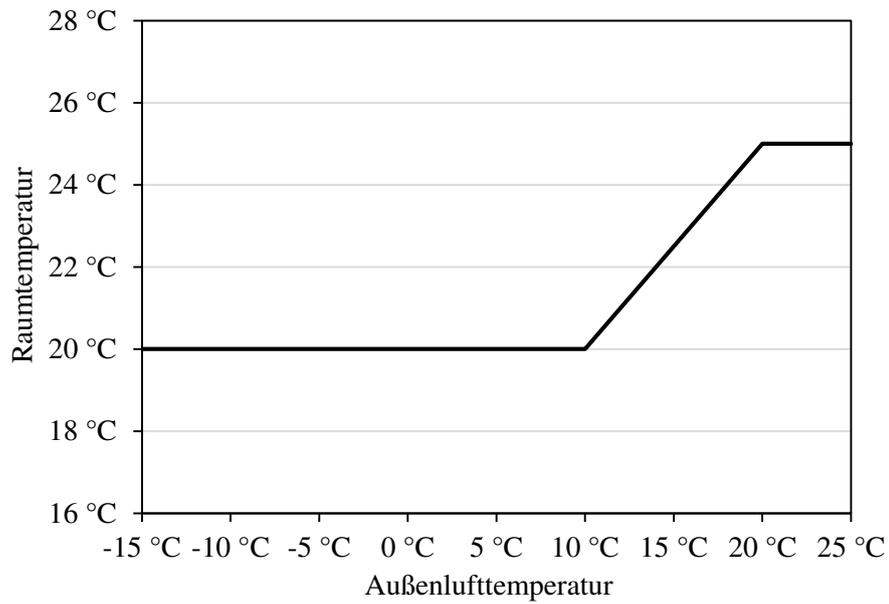
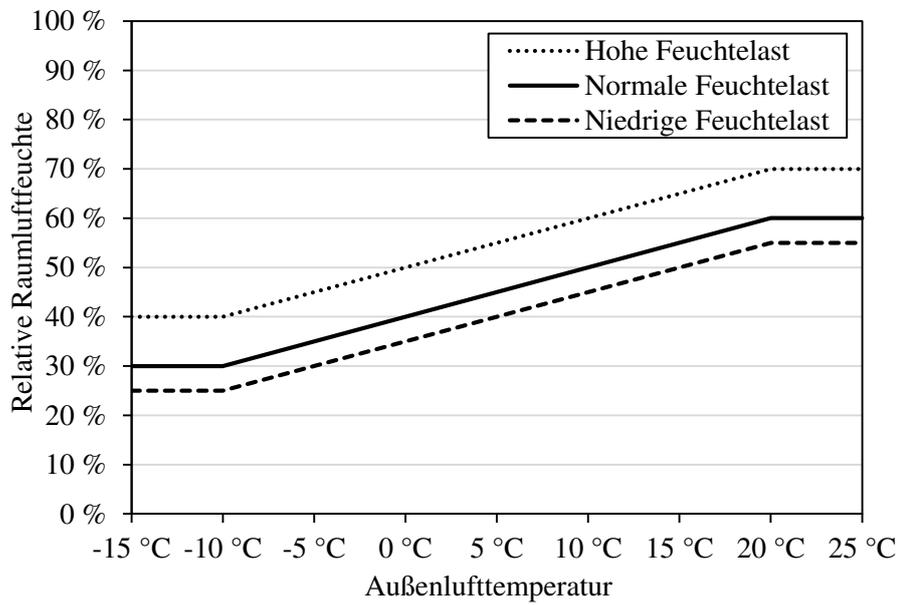


Zone 10: Stötten

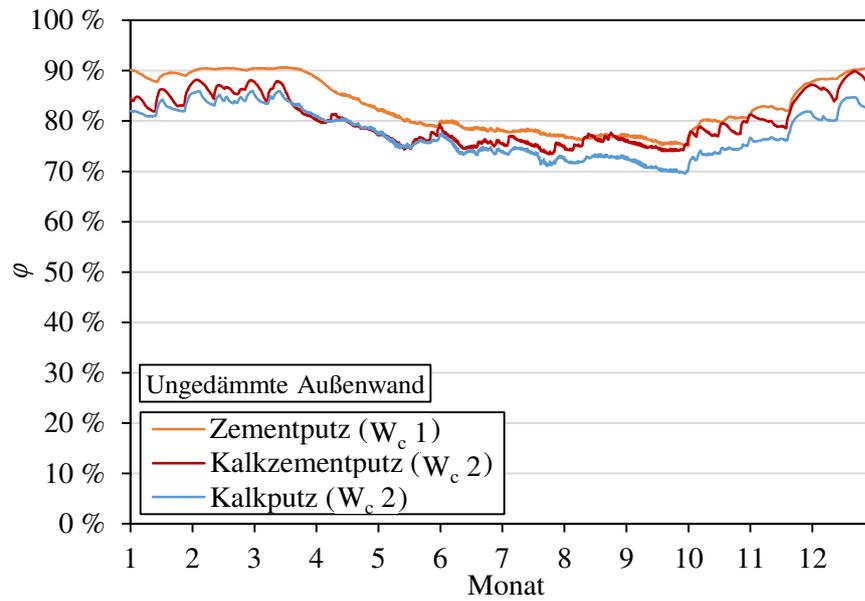


Zone 11: Lindenberg

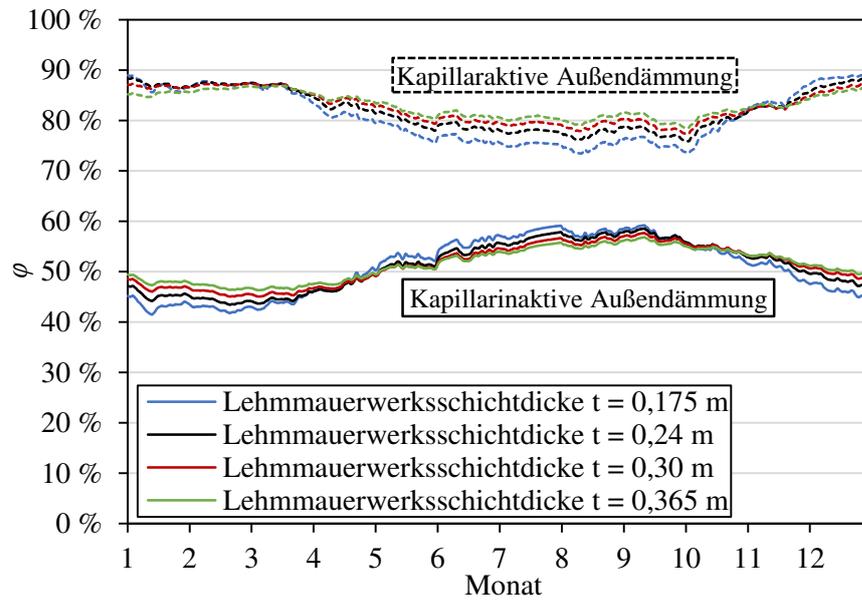
Anhang A-3: Innenraumklima nach WTA Merkblatt 6-2 (2014)



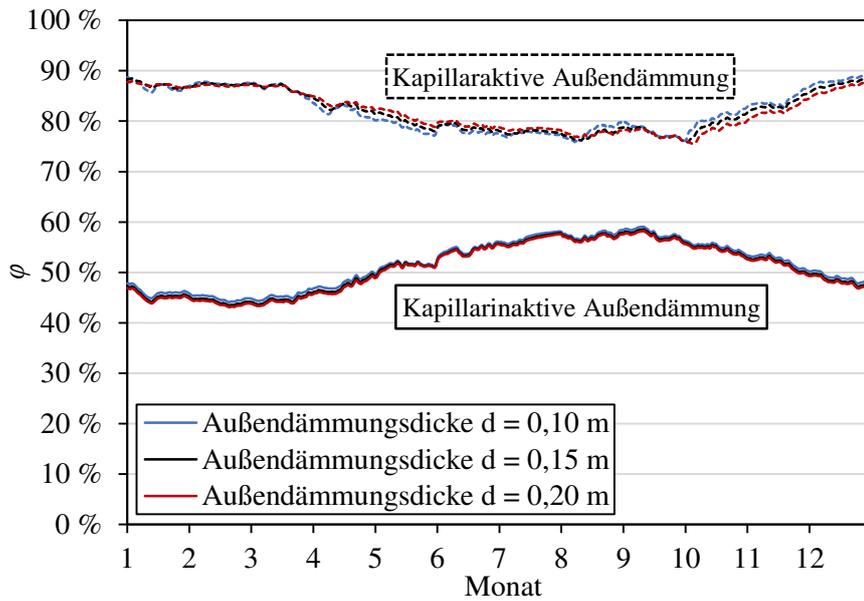
Anhang A-4: Parameterstudie zum Einfluss des Außenputzmaterials



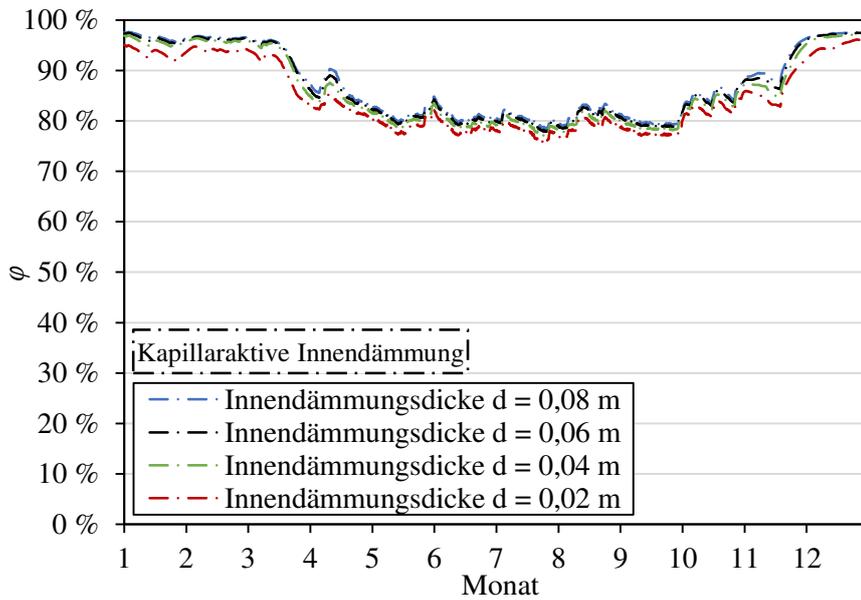
Anhang A-5: Parameterstudie zum Einfluss der Lehmmauerwerksschichtdicke



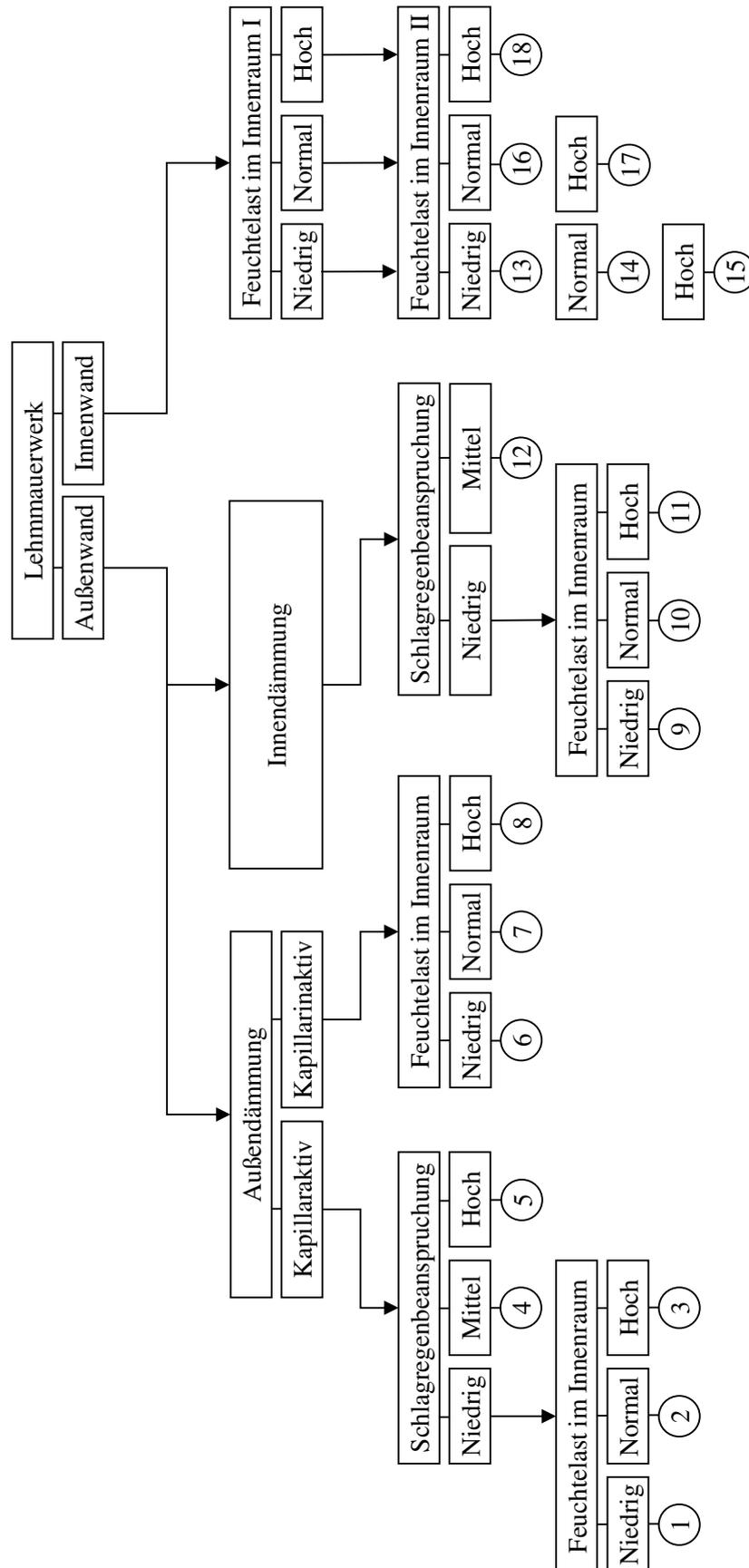
Anhang A-6: Parameterstudie zum Einfluss der Außendämmungsdicke



Anhang A-7: Parameterstudie zum Einfluss der Innendämmungsdicke



Anhang A-8: Gliederung und Nummerierung der Feuchtereferenzprofile

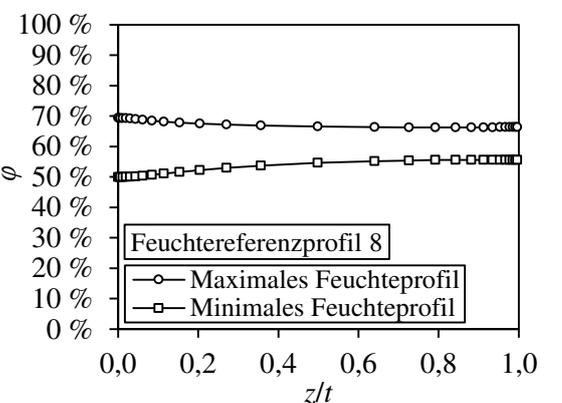
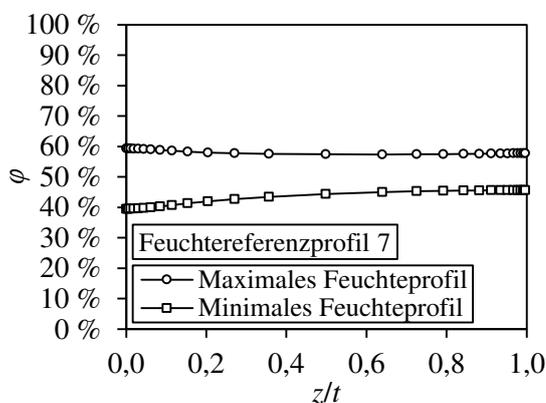
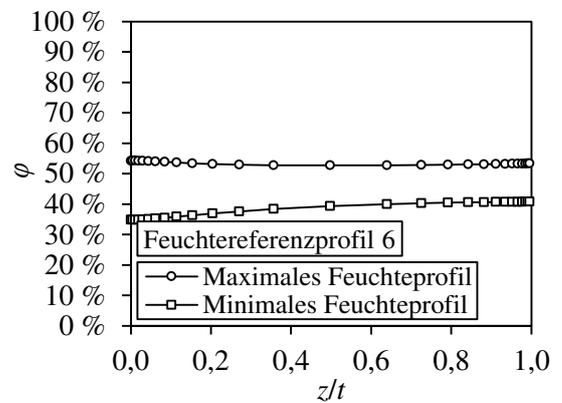
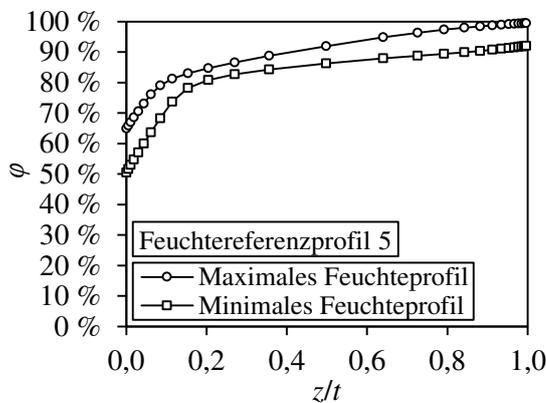
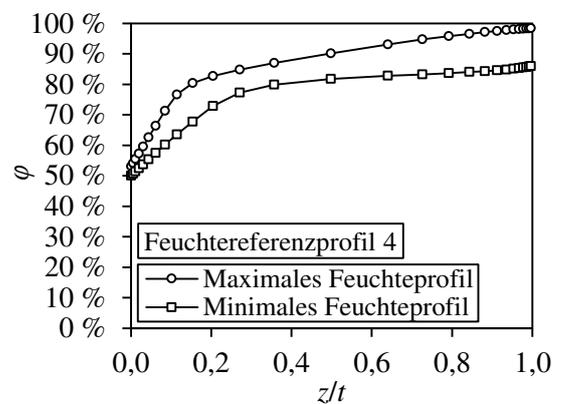
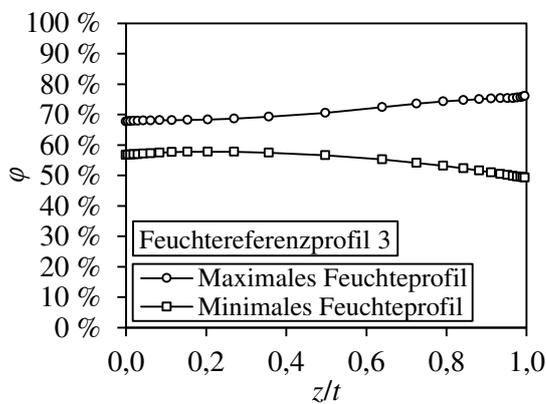
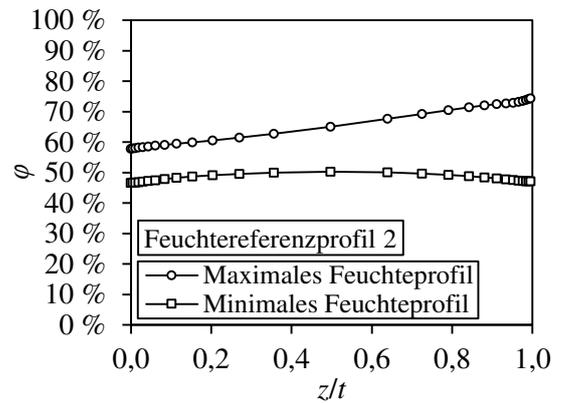
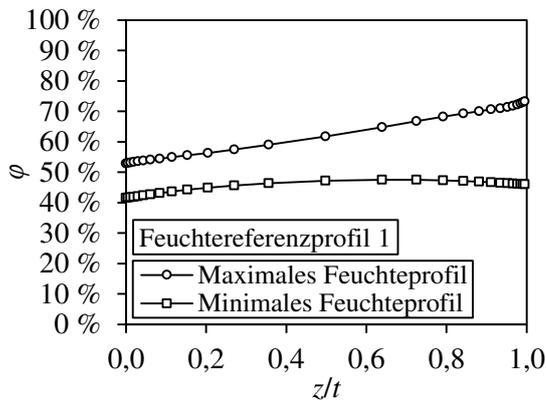


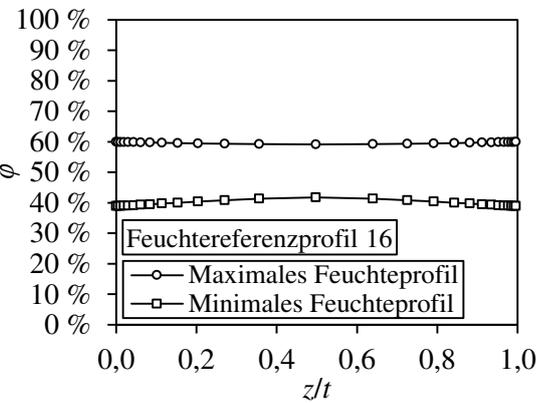
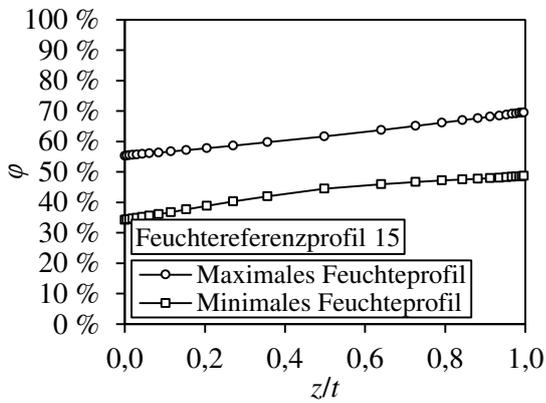
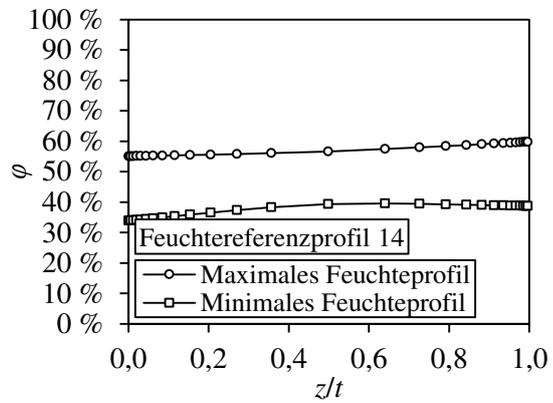
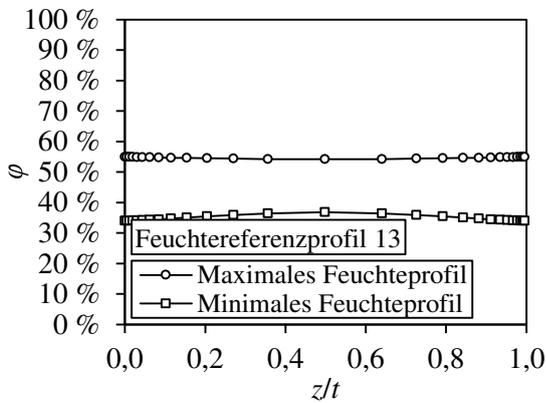
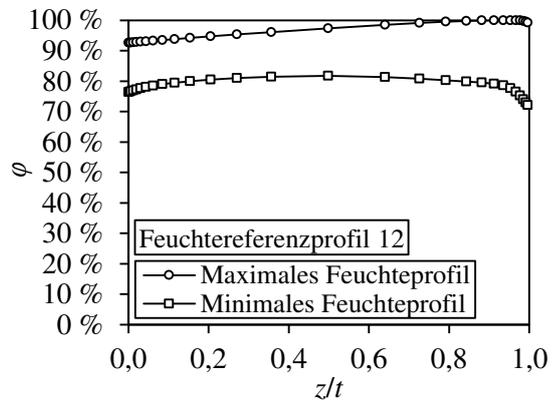
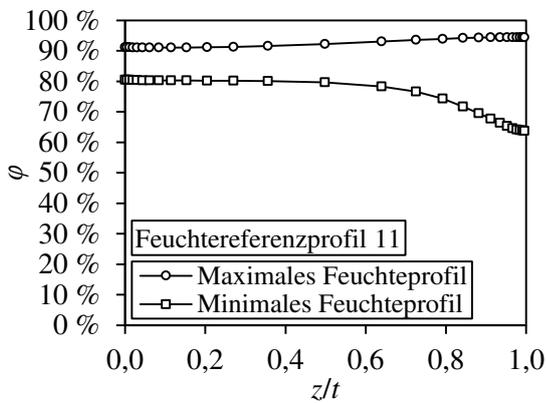
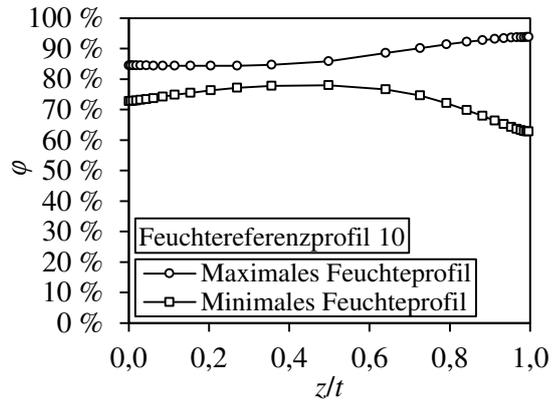
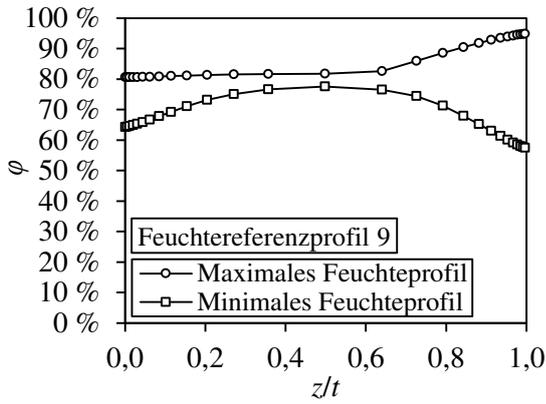
Anhang A-9: Simulationsrandbedingungen der Feuchtereferenzprofile

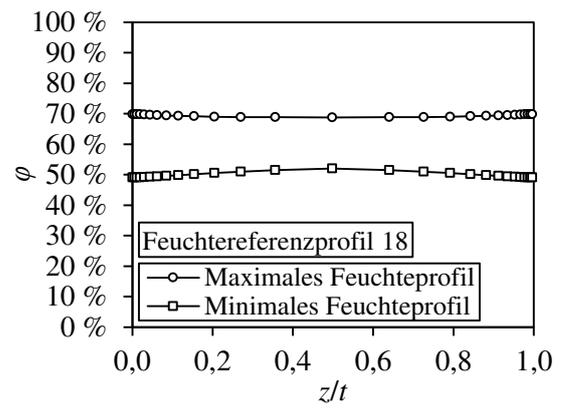
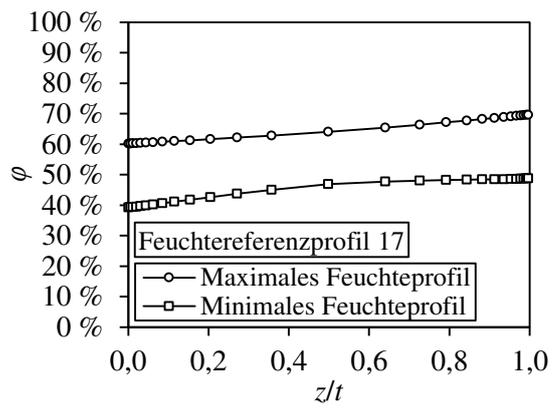
Feuchtereferenzprofil		Außenwände												Außenklima	
		Wandaufbau													
		Innenputz		Innendämmung		Mauerwerk		Außendämmung		Außenputz		Außenklima			
Material	Dicke	Material	Dicke	Material	Dicke	Material	Dicke	Material	Dicke	Material	Dicke	Material	Dicke		
1	Niedrige Feuchtebelastung	Lehmputz	0,01 m	-	-	Lehmstein I	0,24 m	Holzfaserdämmplatte	0,15 m	Kalkzementputz	0,02 m	Kalkzementputz	0,02 m	Kassel	
2	Normale Feuchtebelastung	Lehmputz	0,01 m	-	-	Lehmstein I	0,24 m	Holzfaserdämmplatte	0,15 m	Kalkzementputz	0,02 m	Kalkzementputz	0,02 m	Kassel	
3	Hohe Feuchtebelastung	Lehmputz	0,01 m	-	-	Lehmstein I	0,24 m	Holzfaserdämmplatte	0,15 m	Kalkzementputz	0,02 m	Kalkzementputz	0,02 m	Kassel	
4	Normale Feuchtebelastung	Lehmputz	0,01 m	-	-	Lehmstein I	0,24 m	Holzfaserdämmplatte	0,15 m	Kalkzementputz	0,02 m	Kalkzementputz	0,02 m	Warnemünde	
5	Normale Feuchtebelastung	Lehmputz	0,01 m	-	-	Lehmstein I	0,24 m	Holzfaserdämmplatte	0,15 m	Kalkzementputz	0,02 m	Kalkzementputz	0,02 m	Stöfien	
6	Niedrige Feuchtebelastung	Lehmputz	0,01 m	-	-	Lehmstein I	0,24 m	Polystyrolämmplatte	0,15 m	Kalkzementputz	0,02 m	Kalkzementputz	0,02 m	Warnemünde	
7	Normale Feuchtebelastung	Lehmputz	0,01 m	-	-	Lehmstein I	0,24 m	Polystyrolämmplatte	0,15 m	Kalkzementputz	0,02 m	Kalkzementputz	0,02 m	Warnemünde	
8	Hohe Feuchtebelastung	Lehmputz	0,01 m	-	-	Lehmstein I	0,24 m	Polystyrolämmplatte	0,15 m	Kalkzementputz	0,02 m	Kalkzementputz	0,02 m	Warnemünde	
9	Niedrige Feuchtebelastung	Lehmputz	0,01 m	Holzfaserdämmplatte	0,06 m	Lehmstein I	0,24 m	-	-	Kalkzementputz	0,02 m	Kalkzementputz	0,02 m	Kassel	
10	Normale Feuchtebelastung	Lehmputz	0,01 m	Holzfaserdämmplatte	0,06 m	Lehmstein I	0,24 m	-	-	Kalkzementputz	0,02 m	Kalkzementputz	0,02 m	Kassel	
11	Hohe Feuchtebelastung	Lehmputz	0,01 m	Holzfaserdämmplatte	0,06 m	Lehmstein I	0,24 m	-	-	Kalkzementputz	0,02 m	Kalkzementputz	0,02 m	Kassel	
12	Normale Feuchtebelastung	Lehmputz	0,01 m	Holzfaserdämmplatte	0,06 m	Lehmstein I	0,24 m	-	-	Kalkzementputz	0,02 m	Kalkzementputz	0,02 m	Warnemünde	

Feuchtereferenzprofil		Innenwände												Außenklima	
		Wandaufbau													
		Innenklima I		Innenputz I		Mauerwerk		Innenputz II		Innenklima II		Außenklima			
Material	Dicke	Material	Dicke	Material	Dicke	Material	Dicke	Material	Dicke	Material	Dicke	Material	Dicke		
13	Niedrige Feuchtebelastung	Lehmputz	0,01 m	Lehmputz	0,01 m	Lehmstein I	0,24 m	Lehmputz	0,01 m	Niedrige Feuchtebelastung	0,01 m	Lehmputz	0,01 m	Mannheim	
14	Niedrige Feuchtebelastung	Lehmputz	0,01 m	Lehmputz	0,01 m	Lehmstein I	0,24 m	Lehmputz	0,01 m	Normale Feuchtebelastung	0,01 m	Lehmputz	0,01 m	Mannheim	
15	Niedrige Feuchtebelastung	Lehmputz	0,01 m	Lehmputz	0,01 m	Lehmstein I	0,24 m	Lehmputz	0,01 m	Hohe Feuchtebelastung	0,01 m	Lehmputz	0,01 m	Mannheim	
16	Normale Feuchtebelastung	Lehmputz	0,01 m	Lehmputz	0,01 m	Lehmstein I	0,24 m	Lehmputz	0,01 m	Normale Feuchtebelastung	0,01 m	Lehmputz	0,01 m	Mannheim	
17	Normale Feuchtebelastung	Lehmputz	0,01 m	Lehmputz	0,01 m	Lehmstein I	0,24 m	Lehmputz	0,01 m	Hohe Feuchtebelastung	0,01 m	Lehmputz	0,01 m	Mannheim	
18	Hohe Feuchtebelastung	Lehmputz	0,01 m	Lehmputz	0,01 m	Lehmstein I	0,24 m	Lehmputz	0,01 m	Hohe Feuchtebelastung	0,01 m	Lehmputz	0,01 m	Mannheim	

Anhang A-10: Graphische Einzeldarstellung der Feuchtereferenzprofile







Anhang A-11: Tabellarische Einzeldarstellung der Feuchtereferenzprofile

z/t	Minimale Feuchtereferenzprofile $\varphi(z/t)$																	
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
0,000	41,6%	46,7%	56,8%	50,0%	50,5%	34,8%	39,5%	49,9%	64,3%	72,7%	80,5%	76,4%	34,0%	33,9%	34,2%	38,9%	39,2%	49,1%
0,005	41,7%	46,7%	56,8%	50,6%	51,6%	34,8%	39,5%	49,9%	64,4%	72,8%	80,5%	76,6%	34,0%	34,0%	34,3%	39,0%	39,3%	49,1%
0,011	41,7%	46,8%	56,8%	51,4%	53,0%	34,9%	39,5%	49,9%	64,6%	72,8%	80,5%	76,9%	34,0%	34,0%	34,5%	39,0%	39,4%	49,1%
0,019	41,9%	46,9%	56,9%	52,4%	54,8%	34,9%	39,5%	50,0%	64,9%	73,0%	80,4%	77,2%	34,1%	34,1%	34,6%	39,0%	39,5%	49,1%
0,030	42,1%	47,0%	57,0%	53,7%	57,1%	35,0%	39,6%	50,0%	65,3%	73,1%	80,4%	77,6%	34,1%	34,3%	34,9%	39,1%	39,7%	49,2%
0,043	42,3%	47,2%	57,1%	55,3%	60,0%	35,1%	39,8%	50,2%	65,9%	73,4%	80,3%	78,0%	34,2%	34,4%	35,2%	39,2%	39,9%	49,2%
0,061	42,7%	47,5%	57,3%	57,4%	63,6%	35,2%	40,0%	50,4%	66,7%	73,7%	80,3%	78,5%	34,3%	34,7%	35,6%	39,3%	40,2%	49,4%
0,084	43,1%	47,9%	57,4%	60,1%	68,2%	35,5%	40,3%	50,7%	67,8%	74,2%	80,3%	79,0%	34,5%	35,0%	36,1%	39,5%	40,6%	49,6%
0,114	43,7%	48,3%	57,6%	63,5%	73,6%	35,8%	40,7%	51,1%	69,2%	74,8%	80,3%	79,5%	34,7%	35,3%	36,7%	39,7%	41,1%	49,8%
0,153	44,2%	48,7%	57,8%	67,7%	78,2%	36,3%	41,3%	51,6%	71,0%	75,5%	80,2%	80,0%	35,0%	35,9%	37,6%	40,0%	41,8%	50,1%
0,204	44,9%	49,2%	57,8%	72,8%	80,8%	36,9%	41,9%	52,3%	73,1%	76,3%	80,2%	80,5%	35,4%	36,5%	38,8%	40,4%	42,6%	50,5%
0,270	45,6%	49,6%	57,7%	77,3%	82,7%	37,6%	42,7%	53,0%	75,1%	77,1%	80,2%	81,0%	35,9%	37,4%	40,3%	40,8%	43,7%	51,0%
0,356	46,3%	50,0%	57,5%	79,9%	84,3%	38,4%	43,4%	53,7%	76,6%	77,8%	80,1%	81,4%	36,4%	38,3%	42,0%	41,3%	45,0%	51,5%
0,498	47,2%	50,3%	56,6%	81,7%	86,3%	39,4%	44,4%	54,7%	77,5%	78,0%	79,7%	81,7%	36,9%	39,4%	44,5%	41,8%	46,9%	52,0%
0,640	47,5%	50,1%	55,2%	82,8%	87,9%	40,0%	45,0%	55,2%	76,5%	76,6%	78,3%	81,3%	36,4%	39,5%	46,0%	41,3%	47,8%	51,5%
0,726	47,5%	49,7%	54,1%	83,3%	88,8%	40,3%	45,3%	55,4%	74,5%	74,7%	76,6%	80,8%	35,9%	39,4%	46,7%	40,8%	48,1%	51,0%
0,792	47,3%	49,3%	53,2%	83,7%	89,4%	40,4%	45,4%	55,5%	71,2%	72,2%	74,3%	80,3%	35,4%	39,3%	47,2%	40,4%	48,2%	50,5%
0,842	47,1%	48,8%	52,3%	84,0%	89,9%	40,6%	45,5%	55,6%	68,0%	69,8%	71,7%	79,9%	35,0%	39,2%	47,5%	40,0%	48,4%	50,1%
0,882	46,9%	48,4%	51,5%	84,3%	90,4%	40,6%	45,6%	55,6%	65,2%	67,9%	69,5%	79,6%	34,7%	39,0%	47,7%	39,7%	48,4%	49,8%
0,912	46,7%	48,1%	50,9%	84,5%	90,7%	40,7%	45,6%	55,6%	63,0%	66,4%	67,7%	79,2%	34,5%	38,9%	47,9%	39,5%	48,5%	49,6%
0,935	46,5%	47,8%	50,5%	84,8%	91,0%	40,7%	45,6%	55,6%	61,4%	65,2%	66,3%	78,6%	34,3%	38,9%	48,1%	39,3%	48,5%	49,4%
0,953	46,3%	47,6%	50,1%	85,1%	91,3%	40,7%	45,6%	55,6%	60,1%	64,2%	65,3%	77,7%	34,2%	38,8%	48,2%	39,2%	48,5%	49,2%
0,966	46,2%	47,4%	49,8%	85,3%	91,5%	40,7%	45,6%	55,6%	59,2%	63,6%	64,6%	76,5%	34,1%	38,8%	48,3%	39,1%	48,6%	49,2%
0,977	46,2%	47,3%	49,6%	85,5%	91,7%	40,7%	45,6%	55,6%	58,5%	63,2%	64,2%	75,2%	34,1%	38,8%	48,4%	39,0%	48,6%	49,1%
0,985	46,1%	47,2%	49,5%	85,7%	91,8%	40,8%	45,6%	55,6%	58,0%	62,9%	64,0%	74,0%	34,0%	38,8%	48,5%	39,0%	48,7%	49,1%
0,991	46,1%	47,2%	49,3%	85,8%	91,9%	40,8%	45,6%	55,6%	57,7%	62,8%	63,8%	72,9%	34,0%	38,8%	48,6%	39,0%	48,7%	49,1%
0,996	46,1%	47,1%	49,3%	85,9%	92,0%	40,8%	45,6%	55,6%	57,4%	62,8%	63,8%	72,1%	34,0%	38,8%	48,6%	38,9%	48,8%	49,1%

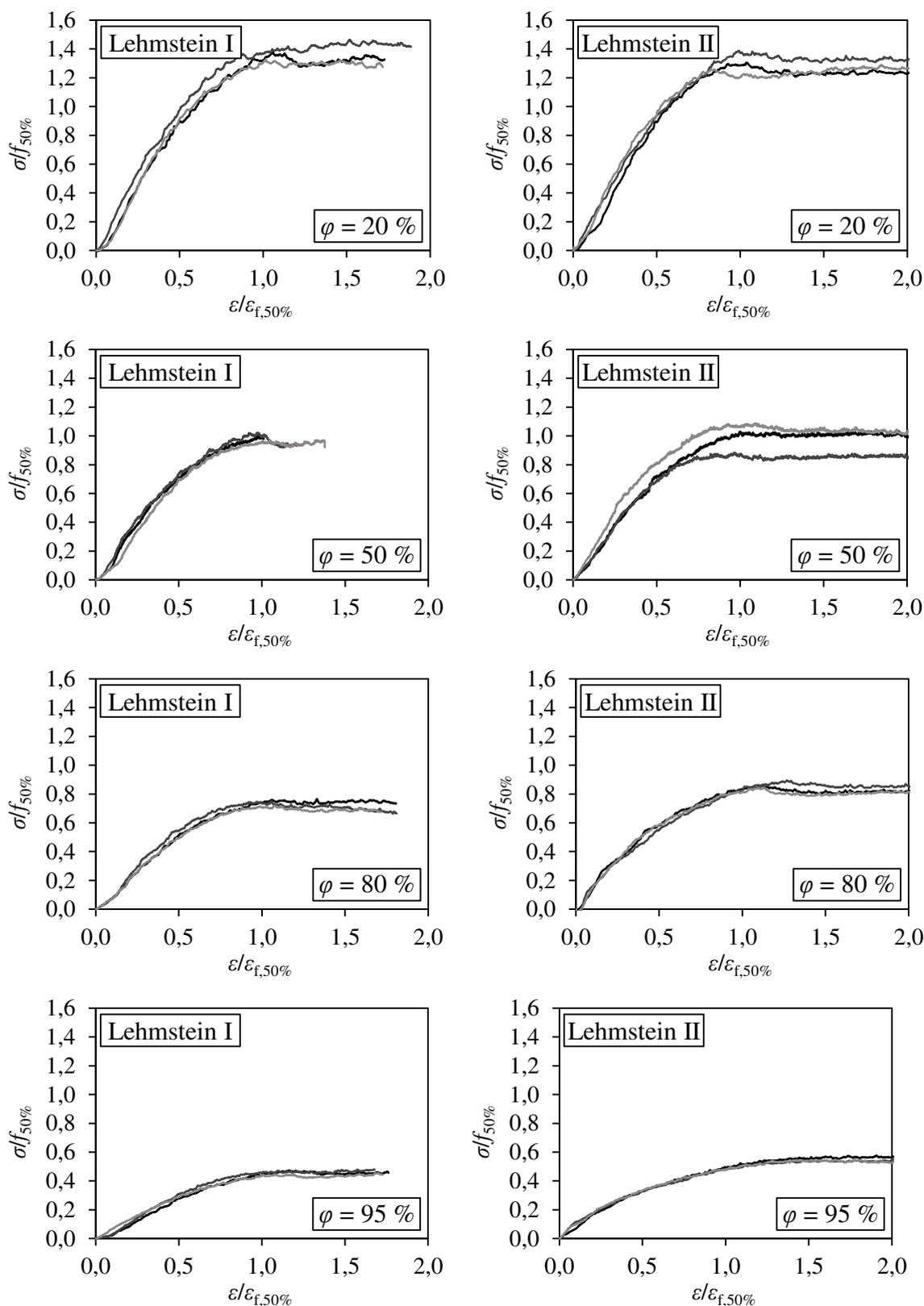
z/t	Maximale Feuchterefferenzprofile $\varphi(z,t)$																	
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
0,000	52,9%	57,9%	67,8%	53,0%	64,9%	54,3%	59,3%	69,3%	80,6%	84,4%	91,1%	92,6%	54,9%	55,0%	55,3%	59,9%	60,2%	69,8%
0,005	53,0%	58,0%	67,8%	54,1%	65,8%	54,3%	59,3%	69,3%	80,6%	84,4%	91,1%	92,7%	54,9%	55,1%	55,4%	59,9%	60,2%	69,8%
0,011	53,2%	58,1%	67,9%	55,5%	67,0%	54,3%	59,3%	69,3%	80,6%	84,4%	91,1%	92,7%	54,9%	55,1%	55,5%	59,9%	60,3%	69,8%
0,019	53,3%	58,3%	67,9%	57,3%	68,5%	54,3%	59,3%	69,2%	80,6%	84,4%	91,1%	92,8%	54,9%	55,1%	55,6%	59,9%	60,3%	69,8%
0,030	53,5%	58,4%	68,0%	59,6%	70,5%	54,2%	59,2%	69,1%	80,6%	84,4%	91,1%	92,9%	54,9%	55,1%	55,7%	59,9%	60,4%	69,7%
0,043	53,8%	58,6%	68,0%	62,6%	73,1%	54,2%	59,2%	69,0%	80,7%	84,4%	91,1%	93,1%	54,8%	55,2%	55,8%	59,8%	60,5%	69,6%
0,061	54,1%	58,9%	68,1%	66,4%	76,1%	54,0%	59,0%	68,8%	80,7%	84,4%	91,1%	93,3%	54,8%	55,2%	56,1%	59,8%	60,6%	69,5%
0,084	54,5%	59,1%	68,1%	71,3%	79,0%	53,9%	58,8%	68,5%	80,8%	84,4%	91,1%	93,5%	54,7%	55,3%	56,3%	59,7%	60,8%	69,4%
0,114	54,9%	59,5%	68,2%	76,6%	81,2%	53,7%	58,6%	68,2%	81,0%	84,4%	91,1%	93,8%	54,7%	55,3%	56,7%	59,7%	61,0%	69,3%
0,153	55,5%	60,0%	68,2%	80,3%	83,0%	53,4%	58,3%	67,8%	81,2%	84,3%	91,1%	94,2%	54,6%	55,4%	57,2%	59,6%	61,3%	69,1%
0,204	56,3%	60,6%	68,4%	82,7%	84,7%	53,1%	58,0%	67,5%	81,4%	84,3%	91,2%	94,7%	54,5%	55,6%	57,8%	59,5%	61,6%	69,0%
0,270	57,5%	61,5%	68,7%	84,8%	86,6%	52,9%	57,8%	67,2%	81,5%	84,4%	91,3%	95,3%	54,4%	55,8%	58,6%	59,3%	62,1%	68,9%
0,356	59,0%	62,8%	69,3%	86,9%	88,7%	52,8%	57,6%	66,9%	81,7%	84,7%	91,6%	96,1%	54,3%	56,1%	59,7%	59,2%	62,8%	68,8%
0,498	61,8%	65,1%	70,6%	90,2%	92,0%	52,7%	57,4%	66,6%	81,7%	85,8%	92,2%	97,3%	54,2%	56,6%	61,6%	59,1%	64,0%	68,8%
0,640	64,8%	67,7%	72,4%	93,1%	94,8%	52,8%	57,4%	66,4%	82,6%	88,5%	93,1%	98,5%	54,3%	57,4%	63,7%	59,2%	65,4%	68,8%
0,726	66,8%	69,3%	73,6%	94,7%	96,3%	52,9%	57,4%	66,3%	85,9%	90,1%	93,6%	99,1%	54,4%	57,9%	65,1%	59,3%	66,4%	68,9%
0,792	68,2%	70,5%	74,3%	95,8%	97,3%	52,9%	57,5%	66,3%	88,6%	91,4%	93,9%	99,6%	54,5%	58,4%	66,1%	59,5%	67,2%	69,0%
0,842	69,3%	71,4%	74,8%	96,6%	98,0%	53,0%	57,5%	66,2%	90,5%	92,2%	94,2%	99,8%	54,6%	58,7%	67,0%	59,6%	67,8%	69,1%
0,882	70,1%	72,1%	75,1%	97,1%	98,4%	53,1%	57,6%	66,3%	91,8%	92,8%	94,3%	99,9%	54,7%	59,0%	67,6%	59,7%	68,2%	69,3%
0,912	70,6%	72,5%	75,2%	97,5%	98,7%	53,1%	57,6%	66,3%	92,8%	93,2%	94,4%	100,0%	54,7%	59,2%	68,1%	59,7%	68,6%	69,4%
0,935	71,0%	72,8%	75,3%	97,7%	99,0%	53,2%	57,7%	66,3%	93,5%	93,4%	94,4%	100,0%	54,8%	59,4%	68,5%	59,8%	68,9%	69,5%
0,953	71,4%	73,0%	75,3%	97,9%	99,1%	53,2%	57,7%	66,3%	93,9%	93,5%	94,4%	100,0%	54,8%	59,5%	68,8%	59,8%	69,1%	69,6%
0,966	71,8%	73,2%	75,4%	98,1%	99,2%	53,3%	57,7%	66,3%	94,2%	93,6%	94,4%	100,0%	54,9%	59,6%	69,0%	59,9%	69,3%	69,7%
0,977	72,3%	73,5%	75,5%	98,2%	99,3%	53,3%	57,7%	66,3%	94,5%	93,7%	94,4%	99,9%	54,9%	59,7%	69,2%	59,9%	69,4%	69,8%
0,985	72,7%	73,9%	75,7%	98,3%	99,4%	53,3%	57,8%	66,3%	94,6%	93,7%	94,4%	99,8%	54,9%	59,7%	69,3%	59,9%	69,5%	69,8%
0,991	73,0%	74,1%	75,9%	98,3%	99,4%	53,3%	57,8%	66,4%	94,7%	93,8%	94,4%	99,5%	54,9%	59,8%	69,4%	59,9%	69,6%	69,8%
0,996	73,2%	74,4%	76,0%	98,4%	99,4%	53,3%	57,8%	66,4%	94,8%	93,8%	94,4%	99,2%	54,9%	59,8%	69,5%	59,9%	69,6%	69,8%

Anhang B Dokumentation der experimentellen Untersuchungen

Anhang B-1: Normierte Prüfergebnisse der Lehmsteine bei $\theta = 23\text{ °C}$

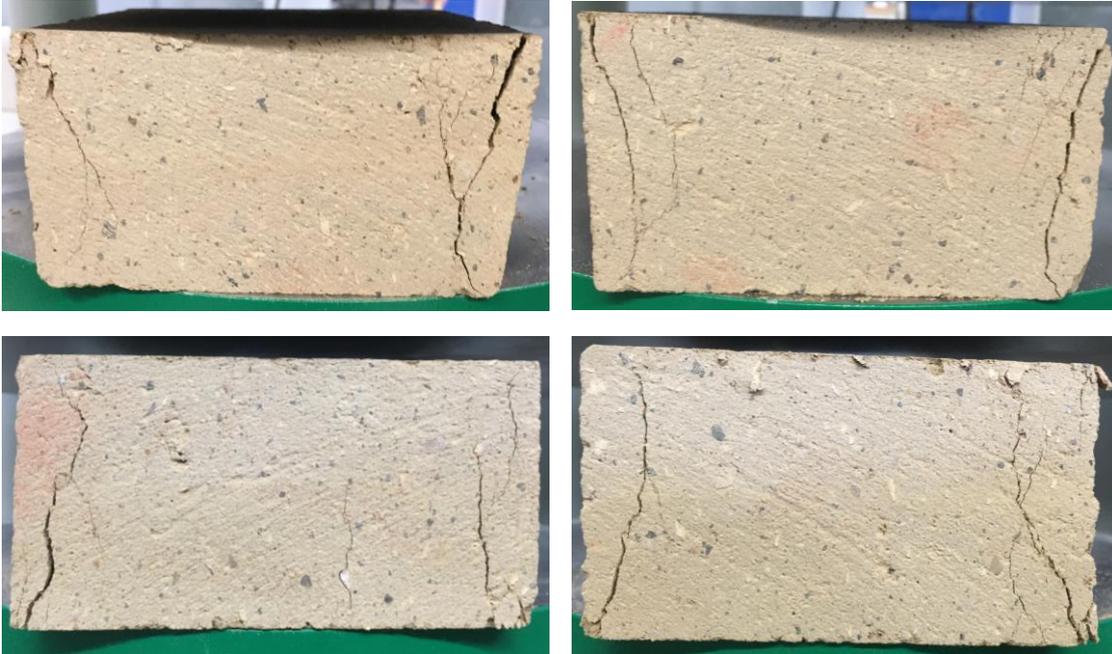
Bezeichnung	ϕ	$f_b/f_{b,50\%}$					$\varepsilon/\varepsilon_{t50\%}$					$E_b/E_{b,50\%}$				
		EW	MW	StabW	VarK	VarK	EW	MW	StabW	VarK	VarK	EW	MW	StabW	VarK	
Lehmstein I	20%	1,38	1,36	0,03	1,9%	9,6%	1,06	0,98	0,09	9,6%	1,17	1,24	0,14	11,0%		
		1,36					0,88				1,40					
		1,33					1,02				1,15					
	50%	1,00	1,00	0,03	2,6%	3,9%	0,98	1,00	0,04	3,9%	1,01	1,00	0,12	12,0%		
		1,02					0,97				1,11					
		0,97					1,05				0,88					
	80%	0,76	0,74	0,02	2,9%	0,8%	1,06	1,06	0,01	0,8%	0,66	0,69	0,05	7,7%		
		0,75					1,06				0,76					
		0,72					1,07				0,66					
	95%	0,47	0,46	0,02	3,3%	4,2%	1,16	1,11	0,05	4,2%	0,34	0,38	0,04	10,0%		
		0,47					1,09				0,38					
		0,45					1,08				0,42					
Lehmstein II	20%	1,31	1,32	0,07	5,0%	11,8%	1,04	0,95	0,11	11,8%	1,07	1,23	0,15	12,0%		
		1,39					0,99				1,27					
		1,26					0,82				1,36					
	50%	1,03	1,00	0,10	10,3%	3,8%	1,00	1,00	0,04	3,8%	0,96	1,00	0,13	13,3%		
		0,89					0,96				0,89					
		1,08					1,04				1,15					
	80%	0,86	0,87	0,02	2,9%	7,2%	1,11	1,17	0,08	7,2%	0,91	0,87	0,06	6,3%		
		0,90					1,27				0,81					
		0,85					1,13				0,90					
	95%	0,57	0,55	0,01	2,5%	6,0%	1,60	1,58	0,09	6,0%	0,49	0,53	0,03	6,3%		
		0,54					1,48				0,54					
		0,55					1,66				0,56					

EW = Einzelwert; MW = Arithmetischer Mittelwert; StabW = Standardabweichung; VarK = Variationskoeffizient

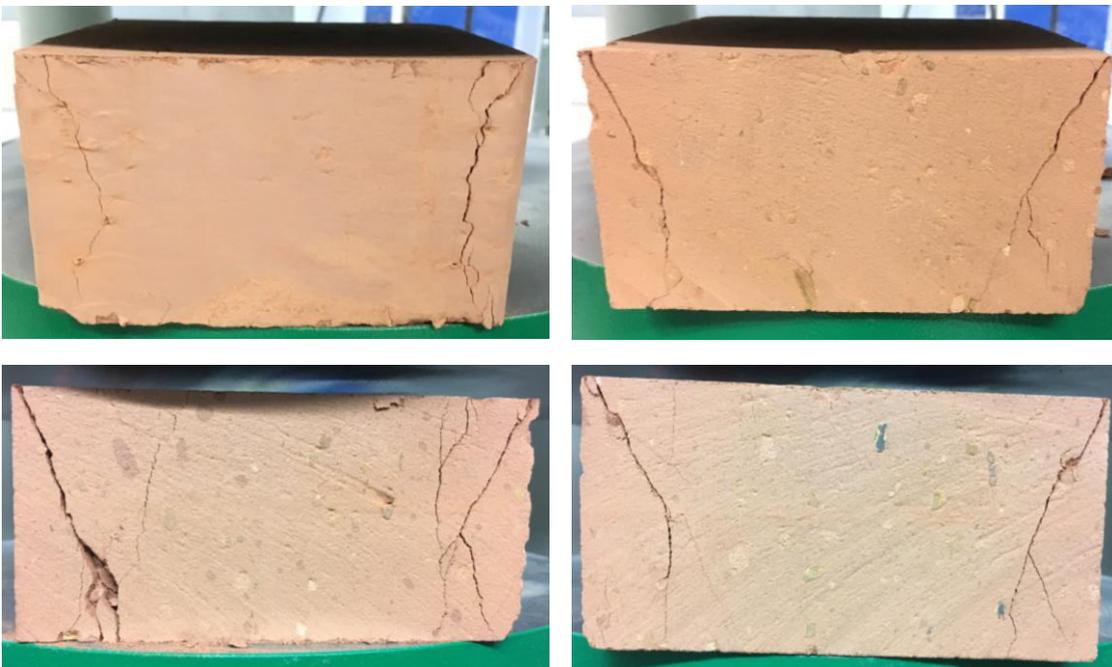
Anhang B-2: Normierte Spannungs-Dehnungs-Beziehungen der Lehmsteine bei $\theta = 23\text{ }^{\circ}\text{C}$ 

Anhang B-3: Exemplarische Versagensbilder der Lehmsteine unter zentrischer Druckbeanspruchung

Lehmstein I:



Lehmstein II:

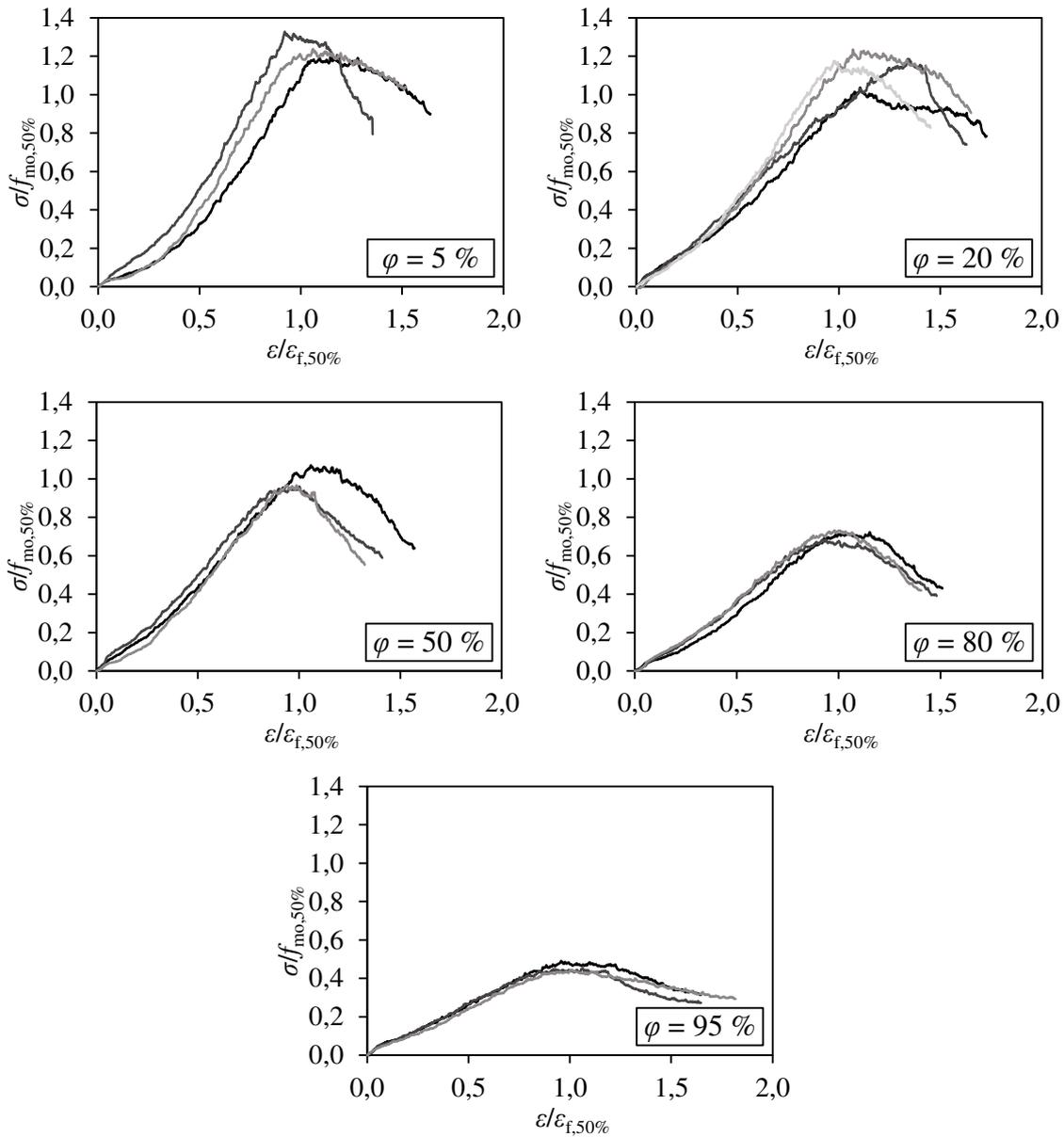


Anhang B-4: Normierte Prüfergebnisse des Lehmmauermörtels bei $\theta = 23 \text{ }^\circ\text{C}$

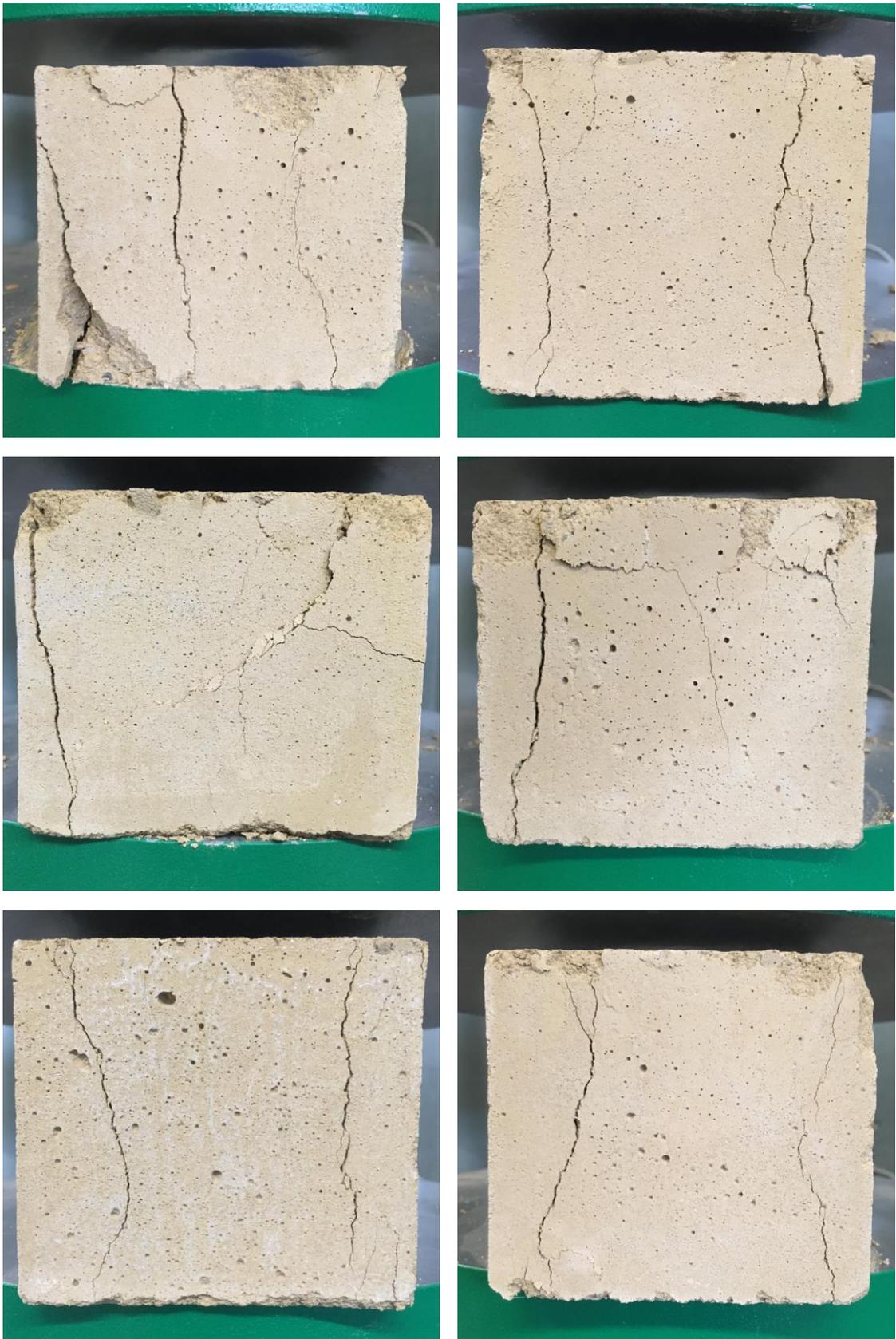
φ	$f_{m0}/f_{m0,50\%}$				$\varepsilon, \varphi \varepsilon_{\pm 50\%}$				$E_{m0}/E_{m0,50\%}$			
	EW	MW	StabW	VarK	EW	MW	StabW	VarK	EW	MW	StabW	VarK
5%	1,18	1,25	0,07	5,9%	1,06	1,01	0,08	8,0%	0,84	0,99	0,15	15,4%
	1,33				1,14							
	1,24				0,97							
20%	1,04	1,16	0,09	7,4%	1,10	1,12	0,15	13,7%	0,90	0,99	0,07	7,1%
	1,19				1,03							
	1,23				0,99							
	1,18				1,06							
	1,07				1,00							
50%	0,96	1,00	0,06	6,2%	1,00	1,00	0,06	5,8%	1,10	1,00	0,10	9,6%
	0,97				0,94							
	0,72				0,66							
80%	0,68	0,71	0,02	3,5%	0,94	0,98	0,04	4,0%	0,78	0,75	0,08	10,3%
	0,73				0,81							
	0,49				0,62							
95%	0,45	0,46	0,03	5,6%	0,92	0,96	0,04	4,5%	0,63	0,59	0,06	10,6%
	0,44				1,01							

EW = Einzelwert; MW = Arithmetischer Mittelwert; StabW = Standardabweichung; VarK = Variationskoeffizient

Anhang B-5: Normierte Spannungs-Dehnungs-Beziehungen des Lehmmauermörtels bei $\theta = 23\text{ }^{\circ}\text{C}$



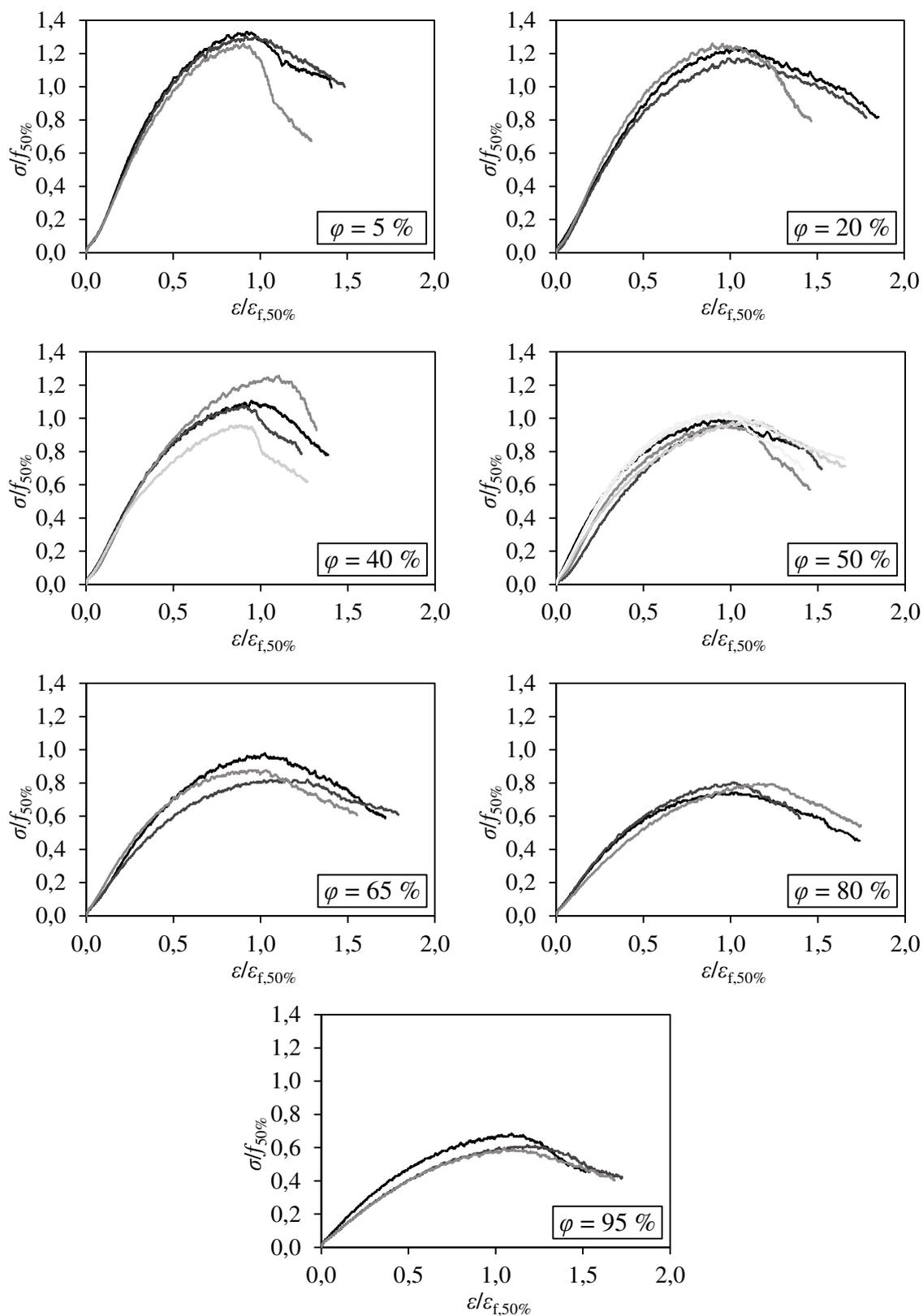
Anhang B-6: Exemplarische Versagensbilder des Lehmmauermörtels unter zentrischer Druckbeanspruchung



Anhang B-7: Normierte Prüfergebnisse des Lehm-mauerwerks bei $\theta = 23\text{ }^{\circ}\text{C}$

φ	$f/f_{50\%}$				$\epsilon/f_{\epsilon,50\%}$				$E_{0,33}/E_{0,33,50\%}$				$E_{0,50}/E_{0,50\%}$				$k/k_{50\%}$			
	EW	MW	StabW	VarK	EW	MW	StabW	VarK	EW	MW	StabW	VarK	EW	MW	StabW	VarK	EW	MW	StabW	VarK
5%	1,33	1,30	0,04	2,8%	0,92	0,92	0,01	1,1%	1,20	1,15	0,05	4,0%	1,15	1,10	0,05	4,5%	0,80	0,78	0,02	2,8%
	1,30				0,92				1,15				1,10				0,79			
	1,26				0,90				1,10				1,05				0,76			
20%	1,23	1,22	0,05	3,7%	1,03	0,97	0,07	7,2%	1,00	1,02	0,06	5,5%	0,97	0,97	0,05	4,7%	0,82	0,78	0,04	5,7%
	1,17				0,99				0,97				0,93				0,79			
	1,26				0,90				1,08				1,02				0,73			
40%	1,11	1,10	0,12	11,2%	0,95	0,96	0,10	10,5%	1,06	1,02	0,04	3,6%	1,04	0,99	0,04	3,6%	0,90	0,87	0,03	2,9%
	1,08				0,90				1,04				1,00				0,84			
	1,26				1,10				1,00				0,97				0,86			
50%	0,96				0,89				0,98				0,95				0,89			
	0,99				0,93				1,19				1,22				1,16			
	0,99				1,09				0,74				0,71				0,79			
65%	0,96	1,00	0,03	3,3%	0,97	1,00	0,07	7,0%	0,92	1,00	0,17	16,7%	0,91	1,00	0,19	18,7%	0,92	1,00	0,13	12,9%
	0,98				1,08				0,93				0,93				1,03			
	1,04				0,99				1,10				1,11				1,07			
80%	0,80	0,89	0,08	8,7%	0,94	1,04	0,10	9,6%	1,12	0,85	0,09	11,0%	0,80	0,85	0,10	11,5%	1,02	1,00	0,13	13,3%
	0,98				1,03				0,83				0,79				0,85			
	0,83				1,14				0,78				0,97				1,10			
95%	0,88				0,95				0,96				0,64				1,05			
	0,74	0,78	0,03	4,4%	0,93	1,03	0,12	11,4%	0,77	0,74	0,08	10,6%	0,77	0,73	0,08	11,1%	0,97	0,97	0,03	3,6%
	0,80				1,01				0,79				0,79				1,00			
95%	0,80	0,63	0,05	7,1%	1,16	1,11	0,07	6,0%	0,65	0,53	0,07	12,2%	0,64	0,52	0,07	13,1%	0,94	0,92	0,06	6,3%
	0,69				1,09				0,61				0,60				0,97			
	0,62				1,18				0,49				0,48				0,94			
	0,60			1,05				0,50				0,49				0,86				

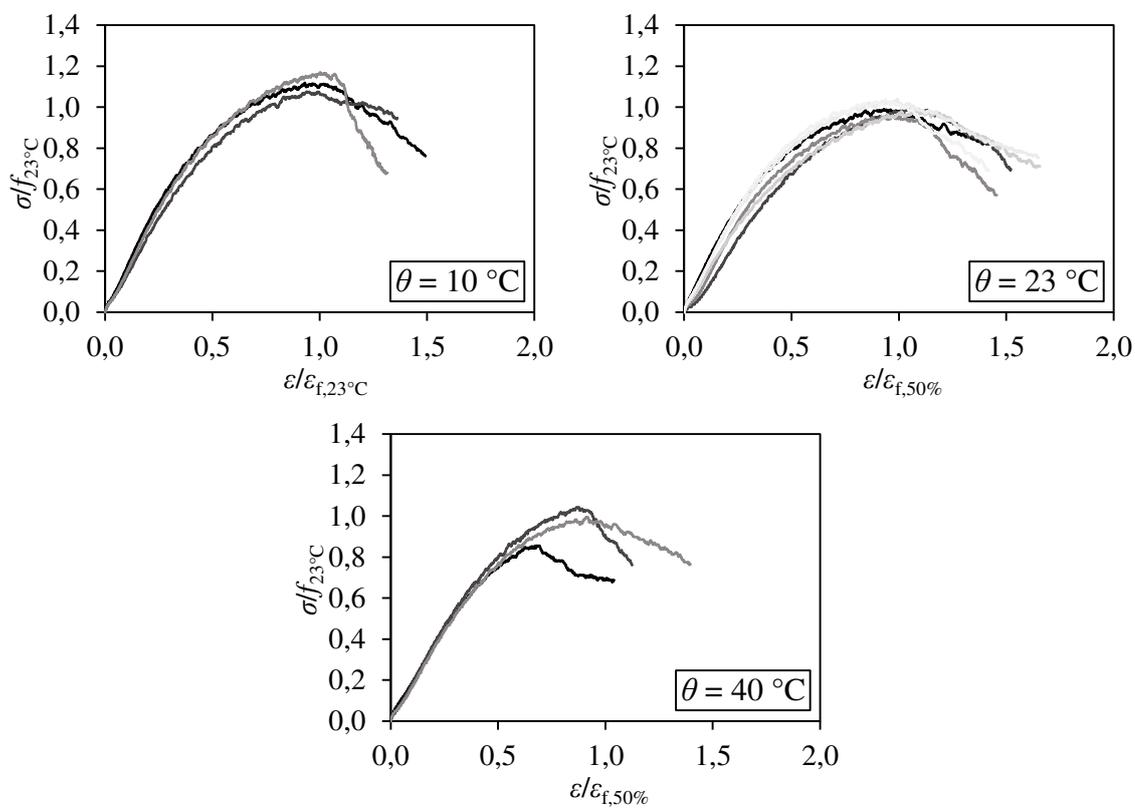
EW = Einzelwert; MW = Arithmetischer Mittelwert; StabW = Standardabweichung; VarK = Variationskoeffizient

Anhang B-8: Normierte Spannungs-Dehnungs-Beziehungen des Lehm-mauerwerks bei $\theta = 23\text{ }^\circ\text{C}$ 

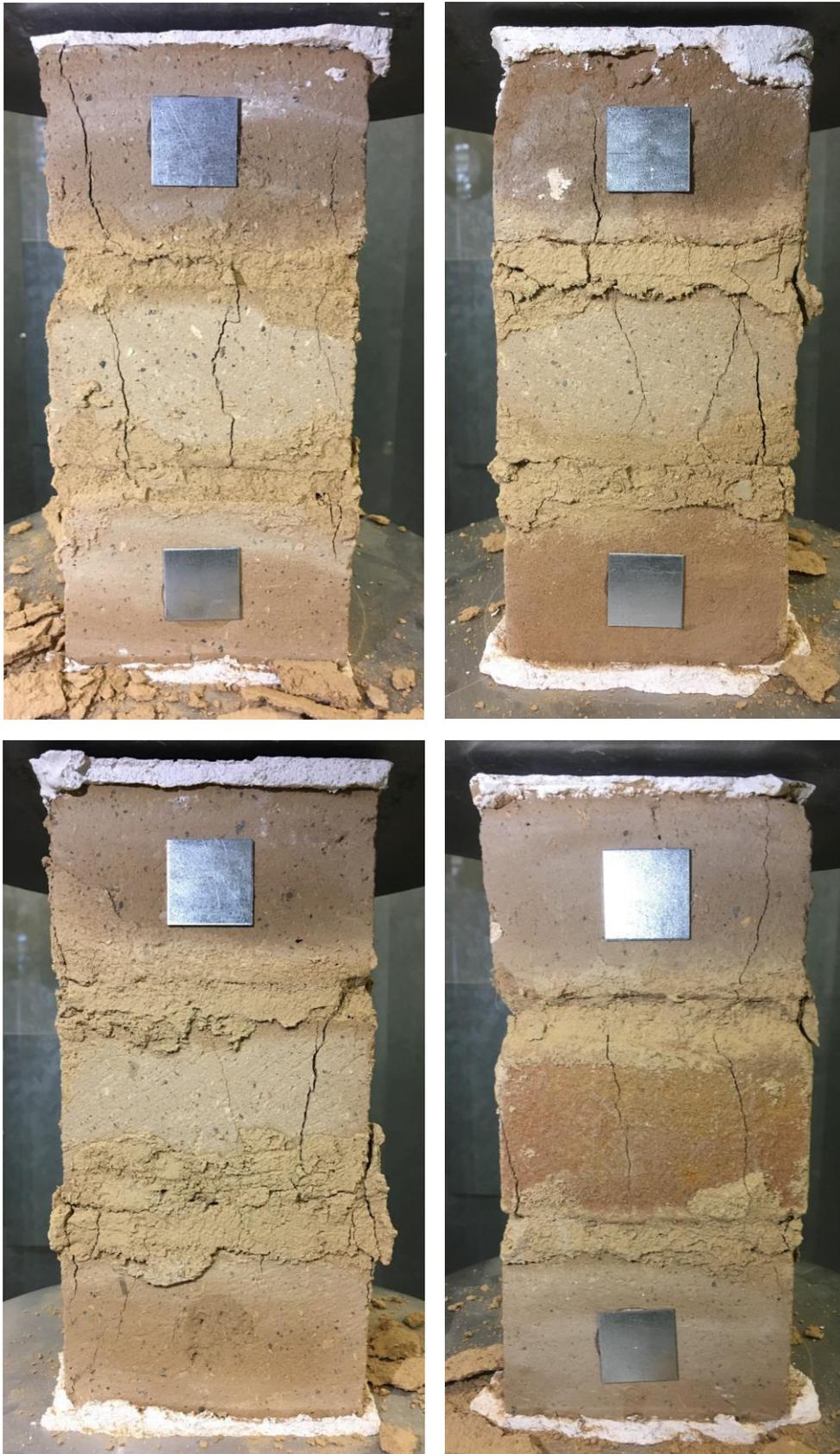
Anhang B-9: Normierte Prüfergebnisse des Lehm-mauerwerks bei $\phi = 50\%$

θ	$f/f_{23^\circ\text{C}}$				$\varepsilon/\varepsilon_{f,23^\circ\text{C}}$				$E_{0,33}/E_{0,33,23^\circ\text{C}}$				$E_0/E_{0,23^\circ\text{C}}$				$k/k_{23^\circ\text{C}}$			
	EW	MW	StabW	VarK	EW	MW	StabW	VarK	EW	MW	StabW	VarK	EW	MW	StabW	VarK	EW	MW	StabW	VarK
10 °C	1,12	1,12	0,05	4,2%	0,93	0,96	0,04	3,9%	1,15	1,07	0,08	7,3%	1,13	1,04	0,09	8,6%	0,95	0,90	0,05	5,6%
	1,08				0,95				0,99				0,95				0,85			
	1,17				1,00				1,07				1,05				0,91			
23 °C	0,99	1,00	0,03	3,3%	0,93	1,00	0,07	7,0%	1,19	1,00	0,17	16,7%	1,17	1,00	0,16	16,3%	1,10	1,00	0,09	9,3%
	0,99				1,09				0,74				0,76				0,84			
	0,96				0,97				0,92				0,95				0,97			
	0,98				1,08				0,93				0,89				0,98			
	1,04				0,99				1,10				1,10				1,06			
	1,04				0,94				1,12				1,14				1,04			
40 °C	0,86	0,96	0,10	10,2%	0,68	0,82	0,12	15,1%	0,97	0,97	0,03	2,8%	0,93	0,93	0,01	1,2%	0,74	0,80	0,05	6,7%
	1,04				0,88				0,99				0,94				0,80			
	1,00				0,91				0,94				0,92				0,85			

EW = Einzelwert; MW = Arithmetischer Mittelwert; StabW = Standardabweichung; VarK = Variationskoeffizient

**Anhang B-10: Normierte Spannungs-Dehnungs-Beziehungen des Lehm-mauerwerks
bei $\varphi = 50\%$** 

Anhang B-11: Exemplarische Versagensbilder des Lehm-mauerwerks unter zentri-scher Druckbeanspruchung



Anhang C Tabellierte Anpassungsfaktoren zur Berücksichtigung nicht-linearer Feuchteprofile

$\alpha_\varphi \cdot \beta_\varphi \cdot \gamma_\varphi$ $\varphi_2 = 50\%$		$e_{H/t} = 0,00$										$e_{H/t} = 0,05$										
		φ_1																				
		0%	10%	20%	30%	40%	50%	60%	70%	80%	90%	100%	0%	10%	20%	30%	40%	50%	60%	70%	80%	90%
0%	1,42	1,40	1,38	1,37	1,35	1,33	1,29	1,25	1,21	1,17	1,13	1,45	1,42	1,39	1,37	1,34	1,31	1,27	1,22	1,18	1,14	1,10
10%	1,35	1,33	1,32	1,30	1,28	1,27	1,23	1,18	1,14	1,10	1,07	1,39	1,36	1,33	1,31	1,28	1,25	1,21	1,17	1,12	1,08	1,05
20%	1,28	1,27	1,25	1,23	1,22	1,20	1,16	1,12	1,08	1,04	1,01	1,33	1,30	1,27	1,24	1,22	1,19	1,15	1,11	1,07	1,03	0,99
30%	1,22	1,20	1,18	1,17	1,15	1,13	1,09	1,06	1,02	0,98	0,95	1,26	1,23	1,21	1,18	1,15	1,13	1,09	1,05	1,01	0,97	0,93
40%	1,15	1,13	1,12	1,10	1,08	1,07	1,03	0,99	0,96	0,92	0,89	1,20	1,17	1,14	1,12	1,09	1,06	1,02	0,99	0,95	0,91	0,88
50%	1,08	1,07	1,05	1,03	1,02	1,00	0,96	0,93	0,89	0,86	0,83	1,13	1,10	1,08	1,05	1,03	1,00	0,96	0,92	0,89	0,85	0,82
60%	1,02	1,00	0,98	0,97	0,95	0,93	0,90	0,86	0,83	0,80	0,77	1,06	1,04	1,01	0,99	0,96	0,93	0,90	0,86	0,83	0,79	0,76
70%	0,95	0,93	0,92	0,90	0,88	0,87	0,83	0,80	0,77	0,74	0,71	0,99	0,97	0,94	0,92	0,89	0,87	0,83	0,80	0,76	0,73	0,70
80%	0,88	0,87	0,85	0,83	0,82	0,80	0,77	0,74	0,71	0,67	0,65	0,92	0,90	0,87	0,85	0,83	0,80	0,77	0,73	0,70	0,67	0,64
90%	0,82	0,80	0,78	0,77	0,75	0,73	0,70	0,67	0,64	0,61	0,59	0,85	0,83	0,80	0,78	0,76	0,73	0,70	0,67	0,64	0,61	0,58
100%	0,75	0,73	0,72	0,70	0,68	0,67	0,64	0,61	0,58	0,55	0,53	0,78	0,76	0,73	0,71	0,69	0,66	0,63	0,60	0,57	0,54	0,51

φ_1 = Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand, φ_2 = Materialfeuchte am schwächer gestauchten Querschnittsrand, φ_3 = Materialfeuchte in der Mitte des Querschnitts

$\alpha_\varphi \cdot \beta_\varphi \cdot \gamma_\varphi$ $\varphi_2 = 50\%$		$e_{H/t} = 0,10$										$e_{H/t} = 0,15$										
		φ_1																				
		0%	10%	20%	30%	40%	50%	60%	70%	80%	90%	100%	0%	10%	20%	30%	40%	50%	60%	70%	80%	90%
0%	1,47	1,43	1,40	1,36	1,32	1,29	1,24	1,20	1,16	1,12	1,08	1,48	1,43	1,39	1,34	1,30	1,26	1,22	1,17	1,13	1,09	1,05
10%	1,41	1,38	1,34	1,30	1,27	1,23	1,19	1,15	1,11	1,07	1,03	1,43	1,38	1,34	1,30	1,25	1,21	1,17	1,13	1,09	1,05	1,01
20%	1,36	1,32	1,28	1,25	1,21	1,18	1,14	1,09	1,05	1,02	0,98	1,38	1,33	1,29	1,25	1,20	1,16	1,12	1,08	1,04	1,00	0,97
30%	1,29	1,26	1,22	1,19	1,15	1,12	1,08	1,04	1,00	0,96	0,93	1,32	1,28	1,23	1,19	1,15	1,11	1,07	1,03	0,99	0,96	0,92
40%	1,23	1,20	1,16	1,13	1,09	1,06	1,02	0,98	0,94	0,91	0,87	1,26	1,22	1,18	1,14	1,10	1,06	1,02	0,98	0,94	0,91	0,87
50%	1,17	1,13	1,10	1,07	1,03	1,00	0,96	0,92	0,89	0,85	0,82	1,20	1,16	1,12	1,08	1,04	1,00	0,96	0,93	0,89	0,85	0,82
60%	1,10	1,07	1,03	1,00	0,97	0,94	0,90	0,86	0,83	0,79	0,76	1,14	1,10	1,06	1,02	0,98	0,94	0,90	0,87	0,83	0,80	0,76
70%	1,03	1,00	0,97	0,94	0,90	0,87	0,84	0,80	0,77	0,73	0,70	1,07	1,03	0,99	0,95	0,92	0,88	0,84	0,81	0,77	0,74	0,71
80%	0,96	0,93	0,90	0,87	0,84	0,81	0,77	0,74	0,70	0,67	0,64	1,00	0,96	0,92	0,89	0,85	0,82	0,78	0,75	0,71	0,68	0,65
90%	0,89	0,86	0,83	0,80	0,77	0,74	0,70	0,67	0,64	0,61	0,58	0,93	0,89	0,86	0,82	0,78	0,75	0,71	0,68	0,65	0,62	0,58
100%	0,82	0,79	0,76	0,73	0,70	0,67	0,63	0,60	0,57	0,54	0,51	0,86	0,82	0,78	0,75	0,71	0,68	0,65	0,61	0,58	0,55	0,52

φ_1 = Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand, φ_2 = Materialfeuchte am schwächer gestauchten Querschnittsrand, φ_3 = Materialfeuchte in der Mitte des Querschnitts

$\alpha_\varphi \cdot \beta_\varphi \cdot \gamma_\varphi$ $\varphi_2 = 50\%$		$e_{11}/t = 0,20$											$e_{11}/t = 0,25$											
		φ_1											φ_1											
		0%	10%	20%	30%	40%	50%	60%	70%	80%	90%	100%	0%	10%	20%	30%	40%	50%	60%	70%	80%	90%	100%	
φ_3		0%	1,48	1,43	1,38	1,33	1,28	1,23	1,18	1,13	1,09	1,04	1,00	1,48	1,42	1,36	1,31	1,25	1,20	1,15	1,10	1,05	1,00	0,95
		10%	1,44	1,39	1,34	1,29	1,24	1,19	1,14	1,10	1,05	1,01	0,96	1,44	1,38	1,33	1,27	1,22	1,17	1,11	1,06	1,01	0,97	0,92
		20%	1,39	1,34	1,29	1,24	1,19	1,15	1,10	1,06	1,01	0,97	0,93	1,40	1,34	1,29	1,23	1,18	1,13	1,08	1,03	0,98	0,93	0,89
		30%	1,34	1,29	1,24	1,19	1,15	1,10	1,06	1,01	0,97	0,93	0,88	1,36	1,30	1,25	1,19	1,14	1,09	1,04	0,99	0,94	0,89	0,85
		40%	1,29	1,24	1,19	1,14	1,10	1,05	1,01	0,96	0,92	0,88	0,84	1,31	1,25	1,20	1,15	1,10	1,05	1,00	0,95	0,90	0,86	0,81
		50%	1,23	1,18	1,14	1,09	1,04	1,00	0,96	0,91	0,87	0,83	0,79	1,26	1,21	1,15	1,10	1,05	1,00	0,95	0,90	0,86	0,81	0,77
		60%	1,17	1,12	1,08	1,03	0,99	0,95	0,90	0,86	0,82	0,78	0,74	1,21	1,16	1,10	1,05	1,00	0,95	0,90	0,86	0,81	0,77	0,72
		70%	1,11	1,06	1,02	0,97	0,93	0,89	0,85	0,81	0,77	0,73	0,69	1,15	1,10	1,05	1,00	0,95	0,90	0,85	0,81	0,76	0,72	0,68
		80%	1,05	1,00	0,96	0,91	0,87	0,83	0,79	0,75	0,71	0,67	0,64	1,10	1,05	0,99	0,94	0,90	0,85	0,80	0,76	0,71	0,67	0,63
		90%	0,98	0,93	0,89	0,85	0,81	0,77	0,73	0,69	0,65	0,61	0,58	1,04	0,99	0,94	0,89	0,84	0,79	0,75	0,70	0,66	0,62	0,58
100%	0,91	0,87	0,82	0,78	0,74	0,70	0,66	0,63	0,59	0,55	0,52	0,98	0,92	0,87	0,83	0,78	0,73	0,69	0,64	0,60	0,56	0,52		

φ_1 = Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand, φ_2 = Materialfeuchte am schwächer gestauchten Querschnittsrand, φ_3 = Materialfeuchte in der Mitte des Querschnitts

$\alpha_\varphi \cdot \beta_\varphi \cdot \gamma_\varphi$ $\varphi_2 = 50\%$		$e_{11}/t = 0,30$											$e_{11}/t = 0,35$											
		φ_1											φ_1											
		0%	10%	20%	30%	40%	50%	60%	70%	80%	90%	100%	0%	10%	20%	30%	40%	50%	60%	70%	80%	90%	100%	
φ_3		0%	1,47	1,41	1,35	1,29	1,23	1,17	1,11	1,06	1,00	0,95	0,90	1,47	1,40	1,33	1,27	1,20	1,14	1,07	1,01	0,95	0,90	0,84
		10%	1,44	1,38	1,32	1,26	1,20	1,14	1,08	1,03	0,97	0,92	0,87	1,45	1,38	1,31	1,24	1,18	1,11	1,05	0,99	0,93	0,87	0,82
		20%	1,41	1,35	1,28	1,22	1,17	1,11	1,05	1,00	0,94	0,89	0,84	1,42	1,35	1,28	1,22	1,15	1,09	1,02	0,96	0,90	0,85	0,79
		30%	1,37	1,31	1,25	1,19	1,13	1,07	1,02	0,96	0,91	0,86	0,81	1,39	1,32	1,26	1,19	1,12	1,06	1,00	0,94	0,88	0,82	0,76
		40%	1,34	1,27	1,21	1,15	1,09	1,04	0,98	0,93	0,88	0,83	0,78	1,37	1,30	1,23	1,16	1,09	1,03	0,97	0,91	0,85	0,79	0,73
		50%	1,29	1,23	1,17	1,11	1,06	1,00	0,95	0,89	0,84	0,79	0,74	1,33	1,26	1,20	1,13	1,06	1,00	0,94	0,88	0,82	0,76	0,70
		60%	1,25	1,19	1,13	1,07	1,02	0,96	0,91	0,85	0,80	0,75	0,70	1,30	1,23	1,16	1,10	1,03	0,97	0,91	0,84	0,79	0,73	0,67
		70%	1,21	1,15	1,09	1,03	0,97	0,92	0,86	0,81	0,76	0,71	0,66	1,27	1,20	1,13	1,06	1,00	0,93	0,87	0,81	0,75	0,69	0,64
		80%	1,16	1,10	1,04	0,98	0,93	0,87	0,82	0,77	0,72	0,67	0,62	1,23	1,16	1,10	1,03	0,96	0,90	0,84	0,78	0,72	0,66	0,60
		90%	1,11	1,05	0,99	0,93	0,88	0,82	0,77	0,72	0,67	0,62	0,57	1,20	1,13	1,06	0,99	0,93	0,86	0,80	0,74	0,68	0,62	0,57
100%	1,06	1,00	0,94	0,88	0,83	0,77	0,72	0,67	0,62	0,57	0,53	1,16	1,09	1,02	0,95	0,89	0,82	0,76	0,70	0,64	0,58	0,53		

φ_1 = Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand, φ_2 = Materialfeuchte am schwächer gestauchten Querschnittsrand, φ_3 = Materialfeuchte in der Mitte des Querschnitts

$\alpha_\phi \cdot \beta_\phi \cdot \gamma_\phi$ $\phi_2 = 50\%$	$e_{11}/t = 0,40$											$e_{11}/t = 0,45$												
	ϕ_1												ϕ_1											
	0%	10%	20%	30%	40%	50%	60%	70%	80%	90%	100%	0%	10%	20%	30%	40%	50%	60%	70%	80%	90%	100%		
0%	1,47	1,39	1,32	1,24	1,17	1,10	1,03	0,96	0,89	0,83	0,76	1,48	1,39	1,31	1,22	1,14	1,05	0,97	0,89	0,81	0,73	0,65		
10%	1,46	1,38	1,30	1,23	1,15	1,08	1,01	0,94	0,87	0,81	0,74	1,47	1,38	1,30	1,21	1,13	1,04	0,96	0,88	0,80	0,72	0,64		
20%	1,44	1,36	1,28	1,21	1,13	1,06	0,99	0,92	0,85	0,79	0,72	1,46	1,38	1,29	1,20	1,12	1,03	0,95	0,87	0,79	0,71	0,63		
30%	1,42	1,34	1,26	1,19	1,11	1,04	0,97	0,90	0,83	0,77	0,70	1,46	1,37	1,28	1,19	1,11	1,02	0,94	0,86	0,78	0,70	0,62		
40%	1,40	1,32	1,25	1,17	1,09	1,02	0,95	0,88	0,81	0,74	0,68	1,45	1,36	1,27	1,18	1,10	1,01	0,93	0,84	0,76	0,68	0,60		
50%	1,38	1,30	1,22	1,15	1,07	1,00	0,93	0,86	0,79	0,72	0,66	1,44	1,35	1,26	1,17	1,09	1,00	0,92	0,83	0,75	0,67	0,59		
60%	1,36	1,28	1,20	1,13	1,05	0,98	0,91	0,83	0,77	0,70	0,63	1,43	1,34	1,25	1,16	1,07	0,99	0,90	0,82	0,74	0,66	0,58		
70%	1,34	1,26	1,18	1,10	1,03	0,95	0,88	0,81	0,74	0,67	0,61	1,42	1,33	1,24	1,15	1,06	0,98	0,89	0,81	0,72	0,64	0,56		
80%	1,32	1,24	1,16	1,08	1,00	0,93	0,86	0,79	0,72	0,65	0,58	1,41	1,32	1,23	1,14	1,05	0,96	0,88	0,79	0,71	0,63	0,55		
90%	1,29	1,21	1,13	1,06	0,98	0,91	0,83	0,76	0,69	0,62	0,55	1,40	1,31	1,22	1,13	1,04	0,95	0,87	0,78	0,70	0,62	0,53		
100%	1,27	1,19	1,11	1,03	0,95	0,88	0,81	0,73	0,66	0,59	0,53	1,39	1,30	1,20	1,12	1,03	0,94	0,85	0,77	0,68	0,60	0,52		

ϕ_1 = Materialfeuchte am stärker gestauchten Querschnittsrand, ϕ_2 = Materialfeuchte am schwächer gestauchten Querschnittsrand, ϕ_3 = Materialfeuchte in der Mitte des Querschnitts

Anhang D Gegenüberstellung der analytisch und numerisch berechneten Querschnittstragfähigkeit

e/t	Feuchterefferenzprofil 1		Feuchterefferenzprofil 2		Feuchterefferenzprofil 3		Feuchterefferenzprofil 4		Feuchterefferenzprofil 5		Feuchterefferenzprofil 6				
	$\phi_{I,exp,num}$	$\phi_{I,exp,ana}/\phi_{I,exp,num}$													
0.00	0.82	0.84	0.80	0.82	0.78	0.78	0.54	0.59	1.08	0.53	0.57	1.08	0.96	0.97	1.01
0.05	0.71	0.72	0.69	0.70	0.67	0.67	0.47	0.50	1.06	0.46	0.48	1.06	0.83	0.83	1.00
0.10	0.62	0.64	0.60	0.62	0.59	0.59	0.41	0.44	1.07	0.40	0.43	1.07	0.72	0.74	1.02
0.15	0.54	0.56	0.52	0.54	0.50	0.52	0.36	0.39	1.09	0.35	0.38	1.08	0.64	0.64	1.01
0.20	0.46	0.48	0.45	0.46	0.43	0.44	0.31	0.33	1.08	0.30	0.32	1.08	0.55	0.55	1.01
0.25	0.39	0.40	0.38	0.38	0.36	0.37	0.26	0.28	1.08	0.25	0.27	1.07	0.46	0.46	0.99
0.30	0.31	0.31	0.30	0.31	0.29	0.29	0.20	0.22	1.07	0.20	0.21	1.07	0.37	0.37	0.99
0.35	0.23	0.23	0.22	0.23	0.21	0.22	0.15	0.16	1.09	0.15	0.16	1.08	0.27	0.27	1.01
0.40	0.15	0.15	0.15	0.15	0.14	0.14	0.10	0.11	1.08	0.10	0.10	1.07	0.18	0.18	1.00
0.45	0.07	0.08	0.07	0.07	0.07	0.07	0.05	0.05	1.06	0.05	0.05	1.05	0.09	0.09	1.01

e/t	Feuchterefferenzprofil 7		Feuchterefferenzprofil 8		Feuchterefferenzprofil 9		Feuchterefferenzprofil 10		Feuchterefferenzprofil 11		Feuchterefferenzprofil 12				
	$\phi_{I,exp,num}$	$\phi_{I,exp,ana}/\phi_{I,exp,num}$	$\phi_{I,exp,num}$	$\phi_{I,exp,ana}/\phi_{I,exp,num}$	$\phi_{I,exp,num}$	$\phi_{I,exp,ana}/\phi_{I,exp,num}$	$\phi_{I,exp,num}$	$\phi_{I,exp,ana}/\phi_{I,exp,num}$	$\phi_{I,exp,num}$	$\phi_{I,exp,ana}/\phi_{I,exp,num}$	$\phi_{I,exp,num}$	$\phi_{I,exp,ana}/\phi_{I,exp,num}$			
0.00	0.92	0.92	0.83	0.82	0.62	0.64	0.60	0.62	1.04	0.56	0.57	1.01	0.51	0.52	1.03
0.05	0.79	0.79	0.71	0.71	0.53	0.55	0.51	0.53	1.04	0.48	0.49	1.02	0.44	0.45	1.03
0.10	0.69	0.70	0.62	0.63	0.47	0.49	0.45	0.47	1.05	0.42	0.43	1.03	0.38	0.40	1.04
0.15	0.60	0.61	0.54	0.55	0.40	0.43	0.39	0.41	1.06	0.37	0.38	1.03	0.33	0.35	1.04
0.20	0.52	0.52	0.46	0.47	0.34	0.36	0.33	0.35	1.05	0.32	0.32	1.02	0.29	0.30	1.04
0.25	0.44	0.44	0.39	0.39	0.28	0.30	0.28	0.29	1.04	0.27	0.27	1.01	0.24	0.25	1.02
0.30	0.35	0.35	0.31	0.31	0.23	0.24	0.22	0.23	1.04	0.21	0.22	1.01	0.19	0.20	1.03
0.35	0.26	0.26	0.23	0.23	0.16	0.17	0.16	0.17	1.06	0.16	0.16	1.02	0.14	0.15	1.04
0.40	0.17	0.17	0.15	0.15	0.11	0.11	0.11	0.11	1.04	0.11	0.11	1.01	0.10	0.10	1.03
0.45	0.09	0.09	0.08	0.08	0.05	0.05	0.05	0.05	1.03	0.05	0.05	1.02	0.05	0.05	1.03

e/t	Feuchterefferenzprofil 13		Feuchterefferenzprofil 14		Feuchterefferenzprofil 15		Feuchterefferenzprofil 16		Feuchterefferenzprofil 17		Feuchterefferenzprofil 18				
	$\phi_{I,exp,num}$	$\phi_{I,exp,ana}/\phi_{I,exp,num}$													
0.00	0.94	0.96	0.92	0.92	0.84	0.86	0.90	0.91	1.01	0.83	0.84	1.01	0.80	0.81	1.01
0.05	0.82	0.82	0.79	0.79	0.72	0.73	0.78	0.78	1.00	0.71	0.72	1.01	0.69	0.70	1.00
0.10	0.72	0.73	0.69	0.70	0.63	0.65	0.68	0.69	1.02	0.62	0.64	1.02	0.61	0.62	1.02
0.15	0.63	0.63	0.60	0.61	0.55	0.57	0.59	0.60	1.01	0.54	0.56	1.03	0.53	0.54	1.01
0.20	0.54	0.54	0.52	0.52	0.47	0.49	0.51	0.52	1.01	0.47	0.48	1.02	0.46	0.46	1.01
0.25	0.46	0.45	0.44	0.44	0.40	0.40	0.43	0.43	0.99	0.39	0.40	1.01	0.39	0.38	0.99
0.30	0.36	0.36	0.35	0.35	0.32	0.32	0.35	0.34	0.99	0.31	0.32	1.01	0.31	0.31	0.99
0.35	0.27	0.27	0.26	0.26	0.23	0.24	0.26	0.26	1.01	0.23	0.24	1.02	0.23	0.23	1.01
0.40	0.18	0.18	0.17	0.17	0.15	0.16	0.17	0.17	1.00	0.15	0.16	1.01	0.15	0.15	1.00
0.45	0.09	0.09	0.09	0.09	0.08	0.08	0.08	0.09	1.01	0.08	0.08	1.02	0.08	0.08	1.01

Dissertationsreihe

Prof. Dr.-Ing. Carl-Alexander Graubner

Institut für Massivbau
Technische Universität Darmstadt

- Heft 1: **Stefan Kempf (2001)**
Technische und wirtschaftliche Bewertung der Mindestbewehrungsregeln für Stahlbetonbauteile
- Heft 2: **Katja Reiche (2001)**
Nachhaltigkeitsanalyse demontagegerechter Baukonstruktionen - Entwicklung eines Analysemodells für den Entwurf von Gebäuden
- Heft 3: **Michael Six (2001)**
Sicherheitskonzept für nichtlineare Traglastverfahren im Betonbau
- Heft 4: **Eric Simon (2002)**
Schubtragverhalten von Mauerwerk aus großformatigen Steinen
- Heft 5: **Holger Schmidt (2003)**
Versagenswahrscheinlichkeit unbewehrter Wand-Decken-Verbindungen bei Gasexplosionen im Fertigteilbau
- Heft 6: **Andreas Bachmann (2003)**
Ein wirklichkeitsnaher Ansatz der böenerregten Windlasten auf Hochhäuser in Frankfurt/Main
- Heft 7: **Duy Tien Nguyen (2004)**
Rotationskapazität von biegebeanspruchten Stahlbetonbauteilen mit Schubrissbildung
- Heft 8: **Gert Wolfgang Riegel (2004)**
Ein softwaregestütztes Berechnungsverfahren zur Prognose und Beurteilung der Nutzungskosten von Bürogebäuden
- Heft 9: **Christian Glock (2004)**
Traglast unbewehrter Beton- und Mauerwerkswände - Nichtlineares Berechnungsmodell und konsistentes Bemessungskonzept für schlanke Wände unter Druckbeanspruchung
- Heft 10: **Kati Herzog (2005)**
Lebenszykluskosten von Baukonstruktionen - Entwicklung eines Modells und einer Softwarekomponente zur ökonomischen Analyse und Nachhaltigkeitsbeurteilung von Gebäuden

- Heft 11: **Andreas Garg (2006)**
Spannungszustände in Fahrbahnplatten weit gespannter Stahlverbundbrücken - Empfehlungen für die Herstellung der Ortbeton-Fahrbahnplatte von Talbrücken mit der Schalwagenmethode
- Heft 12: **Tilo Proske (2007)**
Frischbetondruck bei Verwendung von Selbstverdichtendem Beton - Ein wirklichkeitsnahes Modell zur Bestimmung der Einwirkungen auf Schalung und Rüstung
- Heft 13: **Simon Glowienka (2007)**
Zuverlässigkeit von großformatigem Mauerwerk - Probabilistische Analyse von großformatigem Mauerwerk aus Kalksandstein und Porenbeton mit Dünnbettvermörtelung
- Heft 14: **Alexander Renner (2007)**
Energie- und Ökoeffizienz von Wohngebäuden - Entwicklung eines Verfahrens zur lebenszyklusorientierten Bewertung der Umweltwirkungen unter besonderer Berücksichtigung der Nutzungsphase
- Heft 15: **Guido Hausmann (2007)**
Verformungsvorhersage vorgespannter Flachdecken unter Berücksichtigung der stochastischen Eigenschaften
- Heft 16: **Stefan Daus (2007)**
Zuverlässigkeit des Klebeverbundes von nachträglich verstärkten Betonbauteilen – Sicherheitskonzept für den Verbundnachweis von oberflächlich geklebter Bewehrung
- Heft 17: **Thomas Kranzler (2008)**
Tragfähigkeit überwiegend horizontal beanspruchter Aussteifungsscheiben aus unbewehrtem Mauerwerk
- Heft 18: **Lars Richter (2009)**
Tragfähigkeit nichttragender Wände aus Mauerwerk – Ein nichtlineares Berechnungsmodell und Bemessungsverfahren für biegebeanspruchte Innen- und Außenwände
- Heft 19: **Markus Spengler (2010)**
Dynamik von Eisenbahnbrücken unter Hochgeschwindigkeitsverkehr - Entwicklung eines Antwortspektrums zur Erfassung der dynamischen Tragwerksreaktion

- Heft 20: **Ngoc Linh Tran (2011)**
Berechnungsmodell zur vereinfachten Abschätzung des Ermüdungsverhaltens von Federplatten bei Fertigträgerbrücken
- Heft 21: **Carmen Schneider (2011)**
Steuerung der Nachhaltigkeit im Planungs- und Realisierungsprozess von Büro- und Verwaltungsgebäuden – Entwicklung eines Instrumentes zur Vorbeurteilung und Optimierung der Nachhaltigkeitsqualität
- Heft 22: **Frank Ritter (2011)**
Lebensdauer von Bauteilen und Bauelementen – Modellierung und praxisnahe Prognose
- Heft 23: **Benjamin von Wolf-Zdekauer (2011)**
Energieeffizienz von Anlagensystemen zur Gebäudekühlung - Ein nutzenbezogener Bewertungsansatz
- Heft 24: **Eric Brehm (2011)**
Reliability of Unreinforced Masonry Bracing Walls – Probabilistic Approach and Optimized Target Values
- Heft 25: **Carolin Roth (2011)**
Lebenszyklusanalyse von Baukonstruktionen unter Nachhaltigkeitsgesichtspunkten – Ein Beitrag zur Beurteilung der Nachhaltigkeit von Gebäuden bei ungewissem Lebensweg
- Heft 26: **Kay-Uwe Thorn (2013)**
Neuentwicklung eines Ladungsrückhaltesystems aus textilbewehrten Betonfertigteilen
- Heft 27: **Andreas Greck (2013)**
Straßenbrücken mit einteiligem Verbundquerschnitt - Optimierung des Betonierablaufs der Fahrbahnplatte und Entwicklung eines Vorschlags zur vereinfachten globalen Systemberechnung beim Einsatz mehrerer Schalwagen
- Heft 28: **Martin Heimann (2013)**
Tragwerkszuverlässigkeit hochbeanspruchter Druckglieder aus ultrahochfestem Beton
- Heft 29: **Torsten Mielecke (2013)**
Nachhaltigkeitsbewertung von Einfamilienhäusern – Ein Beitrag zur Beurteilung und Optimierung der Nachhaltigkeitsqualität von kleinen Wohngebäuden

- Heft 30: **Sebastian Pohl (2013)**
Nachhaltigkeit im Gebäudebetrieb – Ein Vorschlag zur Diversifizierung des bau- und immobilienwirtschaftlichen Zertifizierungsregimes in Deutschland
- Heft 31: **Stefan Hainer (2015)**
Karbonatisierungsverhalten von Betonen unter Einbeziehung klinkerreduzierter Zusammensetzungen – Ein Modell zur Abschätzung des Karbonatisierungsfortschrittes
- Heft 32: **Achim Knauff (2016)**
Heizwärmeerzeugung mit Solarthermie, Geothermie und Photovoltaik für Büro- und Verwaltungsgebäude
- Heft 33: **Ulf Grziwa (2017)**
Zuverlässigkeit schlanker UHPC-Druckglieder mit räumlich streuenden Materialeigenschaften
- Heft 34: **Björn Freund (2017)**
Frischbetondruck lotrechter, geneigter und gekrümmter Betonbauteile bei Verwendung von Betonen mit hoher Fließfähigkeit
- Heft 35: **Gökhan Uysal (2017)**
Kostenrisiken von Industriebauten mit flexiblen Nutzungsszenarien – Ein Berechnungsmodell für die Investitionsentscheidung unter Verwendung probabilistischer Methoden
- Heft 36: **Moien Rezvani (2017)**
Shrinkage model for concrete made of limestone-rich cements – An approach from cement paste to concrete
- Heft 37: **Claudia Weißmann (2017)**
Effizienter Einsatz erneuerbarer Energieträger in vernetzten Wohnquartieren – Entwicklung eines simulationsbasierten Verfahrens zur energetischen, ökologischen und ökonomischen Bewertung
- Heft 38: **Markus Blatt (2017)**
Beitrag zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetondeckenknoten
- Heft 39: **Michael Schmitt (2017)**
Tragfähigkeit ausfachender Mauerwerkswände unter Berücksichtigung der verformungsbasierten Membranwirkung
- Heft 40: **Valentin Förster (2018)**
Tragfähigkeit unbewehrter Beton- und Mauerwerksdruckglieder bei zweiachsig exzentrischer Beanspruchung

- Heft 41: **Ngoc Linh Tran (2018)** – Habilitationsschrift
Shear strength of slender reinforced concrete members without shear reinforcement – A mechanical model
- Heft 42: **Jaroslav Kohoutek (2018)**
Zuverlässigkeit integraler Straßenbrücken in Massivbauweise
- Heft 43: **Jochen Zeier (2019)**
Thermisch getrennte Stützen-Decken-Anschlüsse im Stahlbetonbau – Ein Modell zum Tragverhalten bei großen Fugendicken
- Heft 44: **Katharina Fritz (2019)**
Qualifizierte Beurteilung der sektoralen Ressourceninanspruchnahme im deutschen Bauwesen
- Heft 45: **Patrick Wörner (2020)**
Einfluss des Nutzerverhaltens auf den Stromverbrauch in Wohngebäuden – Entwicklung eines komplexen Simulationsmodells für energetische Analysen
- Heft 46: **Martina Lohmeier (2020)**
Nachhaltigkeitsvergleich von Projektvarianten für Außerortsstraßen – Ein Vorschlag für den Abwägungs- und Entscheidungsprozess in der Vorplanung
- Heft 47: **Larissa Krieger (2020)**
Tragverhalten textildbewehrter Fertigteilplatten aus hochfestem Carbonbeton – Einfluss der Ausbreitung konzentrierter Einzellasten auf die Biegetragfähigkeit
- Heft 48: **Sarah Steiner (2020)**
Carbonation of concrete made of limestone-rich cement – CO₂ diffusivity and alteration of the hydrate phases
- Heft 49: **Redouan El Ghadioui (2020)**
Bemessung carbonbewehrter Betonbauteile unter besonderer Betrachtung des Gebrauchszustandes - Entwicklung eines Modells zur wirklichkeitsnahen Verformungsberechnung
- Heft 50: **Sebastian Hofmann (2021)**
Rissentwicklung in Betonbauteilen mit Basaltfaserkunststoffbewehrung bei wirklichkeitsnaher Betrachtung des Verbundverhaltens – Ein Modell zur Berechnung der Rissbreite im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit

Heft 51: **Dominik Müller (2022)**

Probabilistic Assessment of Existing Masonry Structures – The Influence of Spatially Variable Material Properties and a Bayesian Method for Determining Structure-Specific Partial Factors

Heft 52: **Christian Herget (2023)**

Kalksteinmehl als Betonzusatzstoff für umweltfreundliche Betone – Bestimmung eines Anrechenbarkeitsfaktors zur Sicherstellung gleichwertiger Festbetoneigenschaften

Heft 53: **Maximilian Brinkmann (2023)**

Tragfähigkeit druckbeanspruchten Lehm-mauerwerks unter Berücksichtigung nichtlinearer Feuchteprofile