

Dauerhaftigkeitsprognose der Verfugung von gipshaltigem historischem Mauerwerk

von

Heiko Twelmeier

Heft 213

Braunschweig
ISBN 978-3-389288-197-1
ISSN 1439-3875

2011

Von der Fakultät Architektur, Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften der
Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig zur Erlangung des
Grades eines Doktoringenieurs (Dr.-Ing.) genehmigte Dissertation

Eingereicht am: 9.9.2010

Disputation am: 26.11.2010

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Harald Budelmann

Prof. Dr. rer. nat Bernhard Middendorf

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen
Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über
<http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Bibliographic information published by the Deutsche Nationalbibliothek

The Deutsche Nationalbibliothek lists this publication in the Deutsche Nationalbibliografie;
detailed bibliographic data are available in the Internet at <http://dnb.d-nb.de>.

Information bibliographique de la Deutsche Nationalbibliothek

La Deutsche Nationalbibliothek a répertorié cette publication dans la Deutsche
Nationalbibliografie; les données bibliographiques détaillées peuvent être consultées sur
Internet à l'adresse <http://dnb.d-nb.de>.

*Darin besteht das Wesen der Wissenschaft.
Zuerst denkt man an etwas, das wahr sein könnte.
Dann sieht man nach, ob es der Fall ist
und im Allgemeinen ist es nicht der Fall.*

Bertrand Russel

- Für meinen Vater -

DANKSAGUNG

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig. Die Idee zur Arbeit resultiert aus dem Forschungsvorhaben „Optimierung und Erprobung dauerhafter Gipsmörtel für die Instandsetzung umweltgeschädigter historischer Bauwerke“. Dieses wurde von der Deutschen Bundesstiftung Umwelt gefördert.

Ich bedanke mich herzlich bei meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Harald Budelmann für das Vertrauen, das er mir stets entgegen brachte. Er stand mir nicht nur fachlich, sondern auch persönlich zur Seite und ließ mir für meine Entwicklung alle erforderlichen Freiräume. Ich danke ihm auch für die kritische Durchsicht des Manuskripts.

Herrn em. Prof. Dr.-Ing. habil. Dr.-Ing. E.h. Ferdinand S. Rostásy danke ich dafür, dass er mir den Weg zurück an die TU Braunschweig geebnet und den Prüfungsvorsitz übernommen hat. Die interessanten gemeinsamen Gespräche in der Mensa haben meine Assistentenzeit bereichert.

Für die Übernahme des Koreferats danke ich Herrn Prof. Dr. rer. nat. Bernhard Middendorf, der meine wissenschaftlichen Arbeiten von der ersten Stunde an begleitet hat und mir immer zur Diskussion zur Verfügung stand. Darüber hinaus gilt mein Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. Martin Empelmann für die Mitwirkung an der Prüfung.

Ohne die Unterstützung durch die Techniker des Fachgebiets wäre die Durchführung der zahlreichen Versuche gar nicht möglich gewesen. Dafür bedanke ich mich herzlich. Besonderer Dank gebührt Karl-Heinz Sprenger, auch für die interessanten Gespräche, die mich häufig motiviert haben. Für die Mithilfe bei der Versuchsdurchführung und -auswertung, bei der Programmierung sowie der Zeichnung der Bilder bedanke ich mich bei den studentischen Hilfskräften Rouven Schulze, Marten Thöle, Matthias Siemon, Sven Ledderboge, Lars Hambrecht und insbesondere bei Hilke Müller, für die Durchsicht der Arbeit bei Susanne Harig.

Ich freue mich darüber, dass ich am Institut zwei gute Freunde gefunden habe, Dr. Ulf Husemann und Dr. Reinhard Nothnagel, mit denen ich jederzeit über Forschung, Arbeit und Privates reden konnte.

Ganz besonderer Dank gilt aber meiner Frau Deniz und meinen Töchtern Esra und Laura für die Geduld, das mir entgegengebrachte Verständnis und die vielfältige Unterstützung in allen Phasen dieser Arbeit.

Meiner Mutter danke ich sehr für ihre Unterstützung, nicht nur in der Endphase der Arbeit.

CONTENTS AND STRUCTURE

This paper first of all outlines, in chapter 2, the special properties of gypsum-based masonry that have to be accounted for in connection with refurbishment projects. Among these features are a very distinct deformation behaviour, the dependence of the mechanical gypsum properties on the moisture level, the gypsum solubility, and its incompatibility with hydraulic binders. The extreme durability of historic gypsum has to be attributed to the special methods that were used for producing these historic construction materials. Even today, a fairly large number of historic buildings with gypsum-based mortar can still be found.

After giving a brief overview of the rheological models for viscoelastic material behaviour in chapter 3, the paper goes on to explain the fundamental relationships between stress, strain and time under single-stage load conditions. The creep theories that start on this basis, with stress history variations "creep with age", "delayed elastic creep", the product model and the summation model, and how the rheological models are applied to these theories are discussed. Since creep is often the only criterion that is used for determining viscoelastic behaviour, the most commonly used models are presented with which conclusions about relaxation can be made from the creep behaviour. The paper finally deals with special aspects of load-specific dimensional change of gypsum and gypsum mortar. Causes of plastic deformation and the influence of source materials, apparent density and load are also discussed. In this connection, too, the moisture dependence of the creep behaviour of gypsum is given special attention. Available models for describing the creep behaviour of gypsum are presented.

In chapter 4, different aspects of the durability of historic masonry are discussed, and the fact that thermal and hygric strain that results from atmospheric stress conditions induces constraint stress in the masonry is addressed. In particular in the jointing mortar and in the mortar-and-stone bond, this constraint stress can cause cracks. But mortar weathering and efflorescence can also damage the jointing mortar. Various requirements have been formulated in the past for mortar properties on the basis of the described stress and damage mechanisms. These requirements are compiled and analysed. Since damage mechanisms that have an effect on durability normally have to be attributed to the moisture and heat budget in the masonry, the paper gives a brief overview of the moisture and heat storage and transport mechanisms in porous construction materials. The last section of this chapter provides an overview of models that are available for assessing the durability of masonry, which are then analysed with a view to the viscoelastic material behaviour and the moisture dependence of mechanical properties, and subjected to a concluding assessment. In addition to empirical models, the paper also describes simple engineering models for calculating stresses on the masonry surface or in the mortar-and-

stone bond, as well as more complex FE models. The latter generally combine moisture and heat transport calculations with subsequent structural analyses.

A central element of this paper is an extensive research programme about the creep behaviour of gypsum and gypsum mortar, which is described in chapter 5. Before developing and explaining the test programme with compression and tension creep tests, the mortars and raw materials are characterised. After that, the test set-up is described and the tests results are presented and discussed. Next to the loading level, the material moisture is a major factor that has an influence on the creep behaviour. There is an evident similarity between all creep graphs and the solution of the differential equation of the BURGERS model. In conclusion, the results of further investigations into the physical and mechanical properties of mortar are presented.

In chapter 6, the results produced in the creep tests are entered in a moisture-dependent creep model. The moisture development in the specimens as a function of time is determined with an FE programme (DELPHIN). The moisture storage functions that are necessary for these calculations are approximated. In a next step, the paper demonstrates that owing to the moisture-dependent formulation of the dampers in the BURGERS model, the deformation in the load region can be fairly well adjusted to the deformation behaviour of the gypsum mortar. However, the spontaneous elastic recovery after unloading is grossly overestimated. By implementing a moisture-dependent formulation of the model parameters that are of relevance in this case, the results obtained from compression and tension creep tests can be calculated with good agreement. Unlike creep models for cement-bound mortar, the creep model is in this case only determined by the moisture content of the specimen and not the age at the time of loading.

The model developed in [4.33] provides the basis for the engineering model that is described in chapter 7. Due regard given to the hygric, thermal, elasto-plastic deformation and creep, the stress in the joint is calculated. After verification, the model is linked to a database. The engineering tool that is thus produced offers a simple way of conducting semi-quantitative parameter studies that can be used for adapting the mortar to the construction project in question. A research model has been developed for more detailed bond analyses. This model uses real climate data for calculation and considers time- and moisture-specific material properties. It has a modular structure: together with the DELPHIN programme, linked heat and moisture transport can be calculated. There is an interface for data conversion and transfer to the DIANA programme that is used for structural analyses. Results are verified with twin-stone specimens.

Findings are presented in chapter 8, which also outlines the aspects that future research for modelling the durability of historic masonry should deal with.

INHALTSVERZEICHNIS

1	Einleitung	1
1.1	Problemstellung und Zielsetzung.....	1
1.2	Inhalt und Gliederung der Arbeit.....	2
2	Historisches gipshaltiges Mauerwerk	5
2.1	Vorbemerkungen.....	5
2.2	Allgemeines.....	5
2.3	Herstellung und Eigenschaften von Gips.....	6
2.3.1	Herstellung.....	6
2.3.2	Mechanische Eigenschaften.....	7
2.3.3	Einfluss der Feuchte auf die mechanischen Eigenschaften.....	9
2.3.4	Verformungseigenschaften.....	11
2.4	Historische Gipsmörtel.....	11
2.4.1	Definitionen.....	11
2.4.2	Herstellung.....	11
2.4.3	Mechanische Eigenschaften / Verformungseigenschaften.....	12
2.4.4	Einfluss der Feuchte auf das mechanische Verhalten.....	12
2.4.5	Witterungsbeständigkeit.....	14
2.4.6	Materialunverträglichkeit.....	14
2.5	Historisches Mauerwerk.....	16
3	Viskoelastisches Verhalten von Gipsmörtel	17
3.1	Rheologische Modellansätze für viskoelastisches Materialverhalten.....	17
3.1.1	Vorbemerkungen.....	17
3.1.2	Rheologische Grundelemente.....	17
3.1.3	Rheologische Grundkörper.....	19
3.1.4	Drei-Elemente-Körper.....	21
3.1.5	Der BURGERS-Körper.....	22
3.2	Ansätze zur Beschreibung des Kriechverhaltens.....	22
3.2.1	Vorbemerkungen.....	22
3.2.2	Grundlegende Zusammenhänge bei einstufiger Einwirkung.....	23
3.2.3	Lineare Kriechtheorien bei veränderlicher Spannungsgeschichte.....	25
3.2.4	Rheologische Modelle für lineare Kriechtheorien.....	26
3.3	Zusammenhang zwischen Kriechen und Relaxieren.....	27
3.4	Lastabhängige Formänderungen von Gips und Gipsmörtel.....	29
3.4.1	Vorbemerkungen.....	29
3.4.2	Elastische Formänderung.....	29

3.4.3	Kriechverformung	30
3.4.4	Ansätze zur Beschreibung von Kriechverformungen von Gipsmörtel	36
3.4.5	Schlussfolgerungen	38
4	Dauerhaftigkeit von historischem Mauerwerk	39
4.1	Vorbemerkungen	39
4.2	Beanspruchung des Fugen- bzw. Mauermörtels im Mauerwerk	40
4.2.1	Beanspruchung durch mechanische Einwirkungen	40
4.2.2	Beanspruchung durch Witterungseinflüsse	40
4.3	Schädigung des Fugenmörtels und des Stein-Mörtel-Verbundes	43
4.3.1	Mörtelabwitterung	44
4.3.2	Rissbildung	44
4.3.3	Ausblühungen	45
4.4	Anforderungen an den Mörtel	46
4.4.1	Verarbeitungseigenschaften	47
4.4.2	Feuchtetransporteigenschaften	48
4.4.3	Thermische und hygrische Dehnungen	49
4.4.4	Mechanische Eigenschaften	50
4.4.5	Dauerhaftigkeitseigenschaften	52
4.5	Feuchte- und Wärmehaushalt von porösen Baustoffen	52
4.5.1	Feuchtespeicherung	52
4.5.2	Feuchtetransport	56
4.5.3	Feuchteübergang	57
4.5.4	Überlagerte Feuchtetransportvorgänge	57
4.5.5	Wärmespeicherung	59
4.5.6	Wärmetransport	60
4.6	Bestehende Modelle zur Dauerhaftigkeitsbeurteilung von Mauerwerk	61
4.6.1	Vorbemerkungen	61
4.6.2	Empirisches Bewertungsverfahren	62
4.6.3	Lineare Spannungsberechnung im Verbund	64
4.6.4	Modelle auf Basis numerischer Verfahren	66
4.6.5	Kombinierte FE- oder RE-Modelle	74
4.6.6	Schlussfolgerungen	83
5	Experimentelle Untersuchungen	85
5.1	Ziele der Versuche	85
5.2	Verwendete Mörtel und Rohstoffe	86
5.2.1	Rezepturen	86
5.2.2	Charakterisierung der verwendeten Rohstoffe	87

5.3	Versuche zur Ermittlung des Druckkriechverhaltens von Gips und Gipsmörtel.....	89
5.3.1	Vorüberlegungen	89
5.3.2	Versuchsprogramm	90
5.3.3	Versuchsaufbau	91
5.3.4	Darstellung der Ergebnisse der Druckkriechversuche und Diskussion	92
5.4	Versuche zur Ermittlung des Zugkriechverhaltens von Gips und Gipsmörtel.....	100
5.4.1	Vorüberlegungen	100
5.4.2	Versuchsprogramm	100
5.4.3	Versuchsaufbau	101
5.4.4	Darstellung der Ergebnisse und Diskussion	103
5.5	Weitere Untersuchungen an Mörteln	105
5.6	Schlussfolgerungen	107
6	Modellierung des viskoelastischen Materialverhaltens von Gips und Gipsmörtel	109
6.1	Vorbemerkungen	109
6.2	Berechnung des Austrocknungsverhaltens der Versuchszylinder mit DELPHIN	109
6.2.1	Zusammenstellung der für die Berechnungen verwendeten feuchtechnischen Parameter	109
6.2.2	Approximation der Feuchte-speicherfunktionen.....	110
6.2.3	Berechnung der Feuchteverteilung in Gipszylindern während des Austrocknens	111
6.3	Gemessene Austrocknung der Probekörper während der Zugkriechversuche	114
6.4	Feuchteabhängiges Kriechmodell für Gips und Gipsmörtel.....	115
6.4.1	Modellbildung.....	115
6.4.2	Anwendung des Kriechmodells auf durchgeführte Druckkriechversuche.....	120
6.4.3	Anwendung des Kriechmodells auf durchgeführte Zugkriechversuche	123
6.5	Schlussfolgerungen	125
7	Dauerhaftigkeitsprognosen für nachträgliche Gipsverfugungen	127
7.1	Vorbemerkungen	127
7.2	Ingenieurmodell	127
7.2.1	Allgemeines	127
7.2.2	Rissbildung parallel zur Fuge (Flankenabrisse).....	128
7.2.3	Rissbildung senkrecht zur Fuge (Mörtelrisse).....	129
7.2.4	Versuche zur Verifikation des Modells.....	130
7.2.5	Vergleich der Rissbildung mit der Vorhersage und Bewertung des Modells ...	132
7.2.6	Berechnungen mit dem Ingenieurmodell	133
7.2.7	Untersuchungen am Verbund.....	136

7.2.8	Implementierung von Feuchte- und Frosteinwirkung	139
7.2.9	Kopplung der Berechnung mit einer Datenbank zum „Ingenieurtool“	140
7.3	Forschungsmodell	142
7.3.1	Vorbemerkungen	142
7.3.2	Struktur des Forschungsmodells	143
7.3.3	Modell zum Wärme- und Feuchtetransport (DELPHIN)	144
7.3.4	Mechanisches Modell (DIANA)	148
7.3.5	Kopplung von DELPHIN und DIANA	150
7.3.6	Berechnung des Kriechverhaltens austrocknender Gipszylinder	152
7.3.7	Exemplarische Berechnungen am Zweistein-Körper	154
7.4	Schlussfolgerungen	161
8	Zusammenfassung und Ausblick	163
8.1	Zusammenfassung	163
8.2	Ausblick	165
9	Literaturverzeichnis	167
10	Anhang	177

ZEICHENERKLÄRUNG

Kleine lateinische Buchstaben

c	spezifischer Kriechkoeffizient nach <i>BLAKEY</i> [3.5]
c_p	spezifische Wärmekapazität [J/(kgK)]
Δc	Konzentrationsunterschied [kg/m ²]
d	Schichtdicke [m]
f_c	Druckfestigkeit [N/mm ²]
$f_{c,tr}$	Druckfestigkeit einer getrockneten (Gips-)Probe [N/mm ²]
$f_{s,a}$	Haftscherfestigkeit [N/mm ²]
f_t	Zugfestigkeit [N/mm ²]
$f_{t,a}$	Haftzugfestigkeit [N/mm ²]
$f_{t,b}$	Biegezugfestigkeit [N/mm ²]
$f_{(u)}$	Funktion der Feuchteabhängigkeit des E-Moduls von der Zeit
g	Erdbeschleunigung [m/s ²]
h	Eindringtiefe [m]
\hat{h}	Relative Porenfeuchte (DIANA)
j_k	Transportterm (konvektiv oder diffusiv) (DELPHIN)
$j_{k,diff}^{m_v}$	Dampfdiffusion (DELPHIN)
$j_k^{m_l}$	Flüssigwassertransport (DELPHIN)
k_i	werkstoffabhängiger Alterungsfaktor
l_0	Flächenanteil
m	Masse [kg]
\dot{m}_D	Massen- oder Dampfdiffusionsstromdichte [kg/(m ² h)]
m_K	Poisson'sche Zahl für die Kriechverformung
\dot{m}_{OD}	Oberflächendiffusionsstromdichte [kg/(m ² h)]
$m_{p,j}$	Erhaltungsgröße Masse kristalliner Stoffe/Salze (DELPHIN)
$m_{s,i}$	Erhaltungsgröße Masse gelöster Stoffe/Ionen (DELPHIN)
\dot{m}_u	Flüssigtransportstromdichte [kg/(m ² h)]
$\dot{m}_{\theta L}$	Stromdichte des Flüssigkeitstransports (induziert durch Temperaturgradienten) [kg/(m ² h)]
$\dot{m}_{\theta V}$	Stromdichte des Dampftransports (induziert durch Temperaturgradienten) [kg/(m ² h)]

m_{VOC}	Erhaltungsgröße Masse Schadstoffe (DELPHIN)
m_W	Kapillar aufgenommene Wassermenge [kg/m ²]
m_{w+v}	Erhaltungsgröße Feuchtemasse (DELPHIN)
m_o	Mortar = Mörtel
n	Normale zu den Isothermen
$p(p_v)$	Wasserdampfpartialdruck [Pa] (DELPHIN)
Δp	Druckunterschied [Pa]
$\Delta p/\Delta x$	Wasserdampfpartialdruckgefälle [Pa/m]
$p_K(p_l)$	Kapillarezug [Pa] (DELPHIN)
q	Wärmestromdichte [W/(m ² K)]
r	Porenradius [m]
r_{kap}	Kapillarporenradius [m]
st	Stone = Stein
t	Zeit [s,h,d]
u_f	freie Wassersättigung [-]
u_{kr}	kritischer Feuchtegehalt [-]
u_m	Baustofffeuchte [-]
u_{max}	Sättigungsfuchte, maximale Wassersättigung [-]
$\Delta u/\Delta x$	Wassergehaltsgefälle [kg/(m ³ m)]
w	Wasseraufnahmekoeffizient [kg/(m ² h ^{0.5})]

Große lateinische Buchstaben

B	Wassereindringkoeffizient [m/s ^{0.5}]
B	Breite
$C1 - 4$	einstellbare Parameter im Kriechansatz von Seite 78
$CL90$	Kalkhydrat CL 90
D	Durchmesser [mm, m]
D_D	Dampfdiffusionskoeffizient in Luft [m ² /s]
D_{OD}	Oberflächendiffusionskoeffizient [m ² /s]
D_u	Flüssigkeitstransportkoeffizient [m ² /s] (Potential: Wasserghalt u)
D_U	Flüssigkeitstransportkoeffizient [m ² /s] (Potential: Luftfeuchtigkeit U)
$D_{\theta v}(D_v)$	Transportkoeffizient für die Dampfphase (Temperaturgradient) [m ² /s]
$D_{\theta l}$	Transportkoeffizient für die Flüssigphase (Temperaturgradient) [m ² /s]

D_ϕ	überlagerter Feuchtetransportkoeffizient des Baustoffs [m^2/s]
<i>DGL</i>	Differentialgleichung
<i>E</i>	Elastizitätsmodul [N/mm^2]
E_{dyn}	dynamischer Elastizitätsmodul [N/mm^2]
E_{eff}	effektiver E-Modul (Berücksichtigung des Kriechens nach [4.11]) [N/mm^2]
E_{sec}	Sekantenmodul [N/mm^2]
E_{stat}	statischer Elastizitätsmodul [N/mm^2]
<i>ESZ</i>	ebener Spannungszustand
<i>EVZ</i>	ebener Verformungszustand
<i>FDM</i>	Finite-Differenzen-Methode
<i>FEM</i>	Finite-Element-Methode
<i>FTW</i>	Frost-Tau-Wechsel
<i>G</i>	Schubmodul [N/mm^2]
<i>GF</i>	Gewichtungsfaktor nach <i>WISSER</i> [4.51]
<i>H</i>	Höhe [mm, m]
H_K	kapillare Steighöhe [m]
<i>HGJ</i>	Hüttensand-Anhydrit-Zement-Mörtel
<i>J</i>	Kriechmodul [N/mm^2]
<i>K</i>	Kompressionskoeffizient
K_l	Transportkoeffizient für Flüssigphase (DELPHIN)
K_n	Knudsenzahl
\dot{P}_i	skaliertes Normalenvektor für orthotrope Dehnungen (Index i: T=thermisch, H=hygrisch)
<i>Q</i>	Wärmemenge [J]
<i>R</i>	Relaxationsmodul [N/mm^2]
$R_D (R_v)$	Gaskonstante für Wasserdampf [$\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$] (DELPHIN)
<i>REM</i>	Rand-Element-Methode
<i>T</i>	Temperatur [K]
T_j	Relaxationszeit
ΔT	Temperaturdifferenz [K]
ΔT_{max}	max. auftretende Temperaturdifferenz [K]
<i>U</i>	Relative Luftfeuchtigkeit (RF) [-]
<i>U</i>	Erhaltungsgröße Energie (DELPHIN)

Griechische Buchstaben

$\alpha - HH$	α -Calciumsulfat-Halbhydrat
α_H	hygrischer Ausdehnungskoeffizient [mm/m]
$\alpha_{H\Phi}$	hygrischer Ausdehnungskoeffizient abh. vom Feuchtepotential [mm/m]
$\alpha_{\ddot{u},i}$	Wärmeübergangskoeffizient [W/(m ² K)] (Index i: K=Konvektion, S=Strahlung, ges=kombiniert)
α_T	thermischer Ausdehnungskoeffizient [1/K]
β	Wasserdampfübergangskoeffizient bei Konzentrationsunterschied [m/s]
β'	Wasserdampfübergangskoeffizient bei Druckunterschied [kg/(m ² sPa)]
$\beta - HH$	β -Calciumsulfat-Halbhydrat
δ	Diffusionsleitkoeffizient von Wasserdampf in Luft [kg/(m ² sPa)]
ε	Dehnung [-]
$\dot{\varepsilon}$	zeitlich abhängige Dehnung $\dot{\varepsilon} = d\varepsilon/dt$
ε_{el}	elastische Dehnung [-]
$\varepsilon_{el,pl}$	elastische + plastische Dehnung [-]
ε_f	Fließdehnung [-]
ε_{ges}	Gesamtdehnung [-]
ε_C	Kriechdehnung [-]
ε_{CS}	spezifische Kriechdehnung für $\sigma_C=1\text{N/mm}^2$ [-]
ε_{Riss}	Dehnung infolge Rissbildung [-]
ε_S	Schwinddehnung [-]
$\varepsilon_{S\infty}$	Endschwindmaß [-]
ε_T	Temperaturdehnung [-]
ε_v	verzögert-elastische Dehnung [-]
ε_{vl}	viskoelastische Gesamtverformung [-]
ζ	Volumenviskosität [kg/(m ² s)]
η	Newton'sche Viskosität [kg/(m ² s)]
η_K	Newton'sche Viskosität im KELVIN-Körper [kg/(m ² s)]
η_M	Newton'sche Viskosität im MAXWELL-Körper [kg/(m ² s)]
ϑ	Randwinkel [°]
θ	Temperatur [K]
λ	Wärmeleitfähigkeit [W/(mK)]
λ	Viskositätskoeffizient (Normalbeanspruchung) [kg/(m ² s)]
λ_m	freie Weglänge [m]
μ	Wasserdampfdiffusionswiderstand [-]
ν	Querdehnzahl [-]
ν_C	Querdehnzahl für die Kriechverformung [-]

ρ	Rohdichte [kg/dm ³]
ρ_{tr}	Trockenrohddichte [kg/dm ³]
ρ_w	Rohdichte des Wassers $\rho_w=1,0$ kg/dm ³
$\rho(t, t_0)$	Relaxationskennwert
σ	Quellen- und Senkenterm (DELPHIN)
σ	Spannung [N/mm ²]
$\dot{\sigma}$	zeitlich abhängige Spannung $\dot{\sigma} = d\sigma/dt$
σ_c	Kriechspannung [N/mm ²]
σ_v	kritische Spannung [N/mm ²]
σ_{OF}	Oberflächenspannung [N/m]
σ_t	aktuelle Spannung [N/mm ²]
σ_z	Zugspannung [N/mm ²]
τ	Retardationszeit
φ	Kriechzahl [-]
$\varphi(t, t_0)$	Kriechfunktion $\varphi(t, t_0) = \varepsilon_c(t, t_0)/\varepsilon_{el}(t_0)$
φ_f	Fließverformungsanteil am Kriechen (irreversibel)
$\varphi_{f,gr}$	Anteil des Grundfließens Kriechen nach MÜLLER [3.18]
$\varphi_{f,tr}$	Anteil des Trocknungsfließens am Kriechen nach MÜLLER [3.18]
φ_v	verzögert-elastischer Verformungsanteil am Kriechen (reversibel)
Φ	Feuchtepotential nach K/ESSL [4.15]
ψ	Relaxationszahl [-]
$\psi(t, t_0)$	Relaxationsfunktion $\psi(t, t_0) = \sigma(t)/\sigma(t_0)$
ψ'	bezogene Spannungsabnahme $\psi' = (\sigma(t) - \sigma_0)/\sigma_0 = 1 - \psi$
ψ_∞	End-Relaxationsmaß [-]

1 Einleitung

1.1 Problemstellung und Zielsetzung

Fast jede Erhaltungsmaßnahme an historischem Mauerwerk beinhaltet auch eine Fugensanierung. Der eingebrachte Fugenmörtel übernimmt dabei vor allem den Witterungsschutz der Fassade. Die Dauerhaftigkeit des Mauerwerks kann aber nur dann langfristig gewährleistet werden, wenn der Mörtel und der Stein-Mörtel-Verbund rissfrei bleiben. Gelingt dies nicht, dringt verstärkt Wasser durch die Risse in das Mauerwerk ein, wodurch die Verwitterung des Mauerwerks infolge von Gefügeveränderung und Gefügezerstörung stark beschleunigt wird. Es genügt also nicht, wenn der Verfugmörtel selbst eine gute Witterungbeständigkeit zeigt. Im Hinblick auf die Dauerhaftigkeit stellt die Verbundzone Fugenmörtel/Steinflanke die eigentliche Schwachstelle im Mauerwerk dar.

Für ein zu sanierendes Mauerwerk sollte deshalb nur ein Verfugmörtel verwendet werden, der in seinen Eigenschaften an den jeweils verwendeten Stein und an die Umgebungsbedingungen optimal angepasst wird. Insbesondere die thermischen und hygrischen Dehnungen, die aus der Beanspruchung des Mauerwerks durch Witterungseinflüsse resultieren, erzeugen Zwangsspannungen im Mauerwerk. Überschreiten diese die jeweiligen Baustoffwiderstände führt das zur Rissbildung. Durch das Kriechen und Relaxieren des Mörtels werden auftretende Spannungen zumindest teilweise wieder abgebaut.

In diesem Zusammenhang ist gipshaltiges Mauerwerk besonders interessant. Historisches gipshaltiges Mauerwerk ist auch heute noch u.a. im Thüringer Becken, in Norddeutschland (Bad Segeberg bis Lüneburg) und in der Bad Windsheimer Bucht vorzufinden. Der enthaltene Gipsmörtel weist trotz seiner hohen Wasserlöslichkeit und des starken Feuchteinflusses auf seine mechanischen Eigenschaften häufig eine besonders hohe Dauerhaftigkeit auf, die sogar jene von Kalk- oder Kalk-Zementmörteln übertrifft. Dies ist auf das ausgeprägte viskoelastische Verhalten von Gipsmörtel, das sich im Mauerwerk spannungsreduzierend auswirkt, zurückzuführen.

Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung von Prognosemodellen, mit denen eine Vorhersage einer eventuellen Rissbildung beliebiger Stein-/Mörtelkombinationen in gipshaltigem Mauerwerk erfolgen soll. Dafür werden bereits vorhandene Dauerhaftigkeitsmodelle besonders im Hinblick auf die Berücksichtigung viskoelastischen Materialverhaltens analysiert. Es wird überprüft, inwieweit die Feuchteabhängigkeit des mechanischen Verhaltens von Mörteln in bestehende Modelle implementierbar ist.

Zur Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens von Gips und von Gipsmörtel wird ein umfangreiches Versuchsprogramm durchgeführt. Der Fokus liegt dabei einerseits

auf der Erforschung des Druck- und Zugkriechverhaltens, andererseits auf der Formulierung des Feuchteinflusses auf dieses Verhalten. Aus den Versuchsergebnissen wird ein feuchteabhängiges Kriechmodell für Gips und Gipsmörtel abgeleitet.

Mit diesen Erkenntnissen wird ein Ingenieurmodell erstellt. Die Materialparameter werden in einer mit dem Modell gekoppelten Datenbank zusammengestellt. Als Resultat wird ein einfaches praxistaugliches Instrument zur Verfügung gestellt, mit dem eine qualitative Abschätzung der Rissbildung und damit der Dauerhaftigkeit möglich ist. Für genauere Analysen möglicher Rissursachen wird ein komplexeres numerisches Modell entwickelt, welches gekoppelte Feuchte- und Wärmetransporte und die ausgeprägte Feuchteabhängigkeit des Verformungsverhaltens von Gipsmörteln berücksichtigt.

Beide Modelle können im Vorfeld einer Instandsetzungsmaßnahme zur Durchführung von Parameteranalysen genutzt werden und so zur Reduzierung kosten- und zeitintensiver Voruntersuchungen beitragen.

1.2 Inhalt und Gliederung der Arbeit

Zu Beginn dieser Arbeit wird in *Kapitel 2* auf die Besonderheiten von gipshaltigem Mauerwerk eingegangen, die bei Sanierungsmaßnahmen zu beachten sind. Dies sind insbesondere das ausgeprägte Verformungsverhalten, die Feuchteabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften, die Löslichkeit des Gipses und die Materialunverträglichkeit des Gipses mit hydraulischen Bindemitteln. Auf die besondere Herstellung historischer Gipse ist es zurückzuführen, dass sich dieser historische Baustoff durch eine hohe Dauerhaftigkeit auszeichnet. Noch heute existieren viele historische Gebäude mit gipshaltigen Mörteln.

Nach einer kurzen Zusammenstellung der rheologischen Modellansätze für viskoelastisches Materialverhalten in *Kapitel 3* werden grundlegende Zusammenhänge von Spannung, Dehnung und Zeit bei einstufiger Beanspruchung erläutert. Die darauf aufbauenden Kriechtheorien bei veränderlicher Spannungsgeschichte „Fließen mit Alterung“, „verzögert-elastisches Kriechen“, der Produktansatz und der Summenansatz sowie die Anwendung der rheologischen Modelle auf diese Theorien werden beschrieben. Da zur Bestimmung des viskoelastischen Verhaltens meist nur das Kriechverhalten untersucht wird, werden die gebräuchlichsten Ansätze vorgestellt, mit denen Rückschlüsse vom Kriechen auf die Relaxation möglich sind. Abschließend wird auf die Besonderheiten der lastabhängigen Formänderung von Gips und Gipsmörtel eingegangen. Es werden die Ursachen der plastischen Verformung sowie der Einfluss von Ausgangsstoffen, Rohdichte und Belastung erläutert. Besonderes Augenmerk gilt auch hier der Feuchteabhängigkeit des Kriechverhaltens von Gips.

Bestehende Ansätze zur Beschreibung des Kriechverhaltens von Gips werden vorgestellt.

In *Kapitel 4* werden unterschiedliche Aspekte der Dauerhaftigkeit von historischem Mauerwerk erläutert. Es wird herausgearbeitet, dass thermische und hygri-sche Dehnungen aus der Beanspruchung durch Witterung Zwangsspannungen im Mauerwerk induzieren. Diese können vor allem im Fugenmörtel und im Verbund zwischen Mörtel und Stein zu Rissbildung führen. Aber auch Mörtelabwitterung und Ausblühungen können den Fugenmörtel schädigen. Aus den beschriebenen Beanspruchungen und Schadensmechanismen wurden bereits unterschiedlichste Anforderungen an Mörtel-eigenschaften formuliert. Diese werden zusammengefasst und bewertet. Da die Schadensmechanismen hinsichtlich der Dauerhaftigkeit meist auf den Feuchte- und Wärmeaus-halt im Mauerwerk zurückzuführen sind, werden Speicher- und Transportmechanismen von Feuchte und Wärme in porösen Baustoffen kurz dargestellt. Im abschließenden Abschnitt des Kapitels werden bestehende Modellansätze zur Dauerhaftigkeitsbeurteilung von Mauerwerk zusammengestellt, u.a. in Bezug auf die Berücksichtigung von viskoelastischem Materialverhalten und die Feuchteabhängigkeit von mechanischen Eigenschaften analysiert und abschließend bewertet. Neben einem empirischen Modell werden einfache Ingenieurmodelle zur Spannungsberechnung an der Mauerwerksoberfläche oder im Verbund sowie komplexere FE-Modelle beschrieben. Diese Modelle kombinieren zumeist eine Feuchte- und Wärmetransportberechnung mit nachfolgender strukturellemechanischer Berechnung.

Im Mittelpunkt dieser Arbeit steht ein umfangreiches Untersuchungsprogramm zum Kriechverhalten von Gips und Gipsmörtel, welches in *Kapitel 5* beschrieben wird. Nach Charakterisierung der Mörtel und Rohstoffe wird das Versuchsprogramm von Druck- und Zugkriechversuchen entwickelt und erläutert. Nach Beschreibung der Versuchsaufbauten werden die Ergebnisse dargestellt und diskutiert. Neben dem Belastungsniveau übt vor allem die Materialfeuchte einen signifikanten Einfluss auf das Kriechverhalten aus. Die Ähnlichkeit aller Kriechkurven mit der Lösung der Differentialgleichung des BURGERS-Modells wird deutlich. Abschließend werden die Untersuchungsergebnisse weiterer physikalischer und mechanischer Untersuchungen an Mörteln zusammengefasst.

In *Kapitel 6* werden die Versuchsergebnisse aus den Kriechversuchen in ein feuchteabhängiges Kriechmodell überführt. Der zeitliche Verlauf der Feuchte in den Probekörpern wird mit einem FE-Programm (DELPHIN) bestimmt. Die für diese Berechnungen notwendigen Feuchtespeicherfunktionen werden approximiert.

Danach wird gezeigt, dass sich die Verformungen im Belastungsast durch die feuchteabhängige Formulierung der Dämpfer im BURGERS-Modell dem Verformungsverhalten der Gipsmörtel zwar sehr gut anpassen lassen, die spontane elastische Rückverformung bei Entlastung jedoch stark überschätzt wird. Mit der Implementierung einer feuchteabhängigen Formulierung der hier relevanten Modellparameter lassen sich Druck- und Zug-Kriechversuche mit guter Übereinstimmung nachrechnen. Anders als

von zementgebundenen Mörteln bekannt, ist das Kriechmodell nicht vom Belastungsalter, sondern ausschließlich vom Feuchtegehalt des Probekörpers abhängig.

Das in [4.33] entwickelte Modell bildet die Grundlage für das in *Kapitel 7* beschriebene Ingenieurmodell. Unter Berücksichtigung der hygri-schen, thermischen, elastisch-plastischen Verformung sowie des Kriechens wird eine Spannungsberechnung in der Fuge durchgeführt. Nach Verifikation des Modells wird dieses an eine Datenbank gekoppelt. Mit dem so entstandenen Ingenieurwerkzeug können auf einfache Weise halb-quantitative Parameterstudien durchgeführt werden, mit denen die Mörtelanpassung an das jeweilige Objekt unterstützt werden kann.

Für detailliertere Verbunduntersuchungen wurde ein Forschungsmodell entwickelt, das mit realen Klimadaten rechnet und zeit- und feuchteabhängige Materialeigenschaften berücksichtigt. Es ist modular aufgebaut: Mit dem Programm DELPHIN werden gekoppelte Wärme- und Feuchtetransporte berechnet. Mit einer Schnittstelle werden die Daten umgewandelt und an das Programm DIANA übergeben, mit dem Strukturanalysen durchgeführt werden. Die Verifikation erfolgt an Zweisteinkörpern.

In *Kapitel 8* werden die Ergebnisse der Arbeit zusammengefasst. Es erfolgt ein Ausblick für zukünftige Forschungstätigkeiten bezüglich der Modellierung der Dauerhaftigkeit von historischem Mauerwerk.

2 Historisches gipshaltiges Mauerwerk

2.1 Vorbemerkungen

Die Anwendung des Bindemittels Gips war früher nicht nur auf den Innenbereich (Estrich, Stuck, Putz) beschränkt. Noch heute findet man Gebäude, bei denen Gips auch als Mauer-, Fugen- oder Putzmörtel sowie als Mauerstein im Außenmauerwerk verwendet wurde. Für eine erfolgreiche Sanierung von gipshaltigem Mauerwerk sind daher vertiefte Kenntnisse über dessen Eigenschaften in der Gesamtheit und der enthaltenen Gipskomponenten im Speziellen notwendig. Vor allem die Verformungseigenschaften gipshaltiger Baustoffe unterscheiden sich unter Dauerlast oder Feuchteeinwirkung nennenswert von denen mit „gebräuchlichen“ Bindemitteln wie Kalk oder Kalk-Zement. Weitere Besonderheiten bei der Sanierung gipshaltigen Mauerwerks sind die chemisch-mineralogische Unverträglichkeit des Gipses mit den hydraulischen Phasen der potentiellen Sanierungsmörtel und die eingeschränkte Witterungsbeständigkeit des Gipses. Unzureichende Kenntnis der spezifischen Eigenschaften führten in den vergangenen Jahren ebenso wie Fehleinschätzungen bezüglich der Reaktionsfähigkeit hydraulischer Bindemittel im Kontakt zu gipshaltigem Mauerwerk zu erheblichen Schäden nach Instandsetzungsmaßnahmen. Daher wurde 2004 eine WTA-Arbeitsgruppe gebildet, die 2008 das Merkblatt 2-11: „Gipsmörtel im historischen Mauerwerksbau und an Fassaden“ [2.31] herausbrachte. In diesem Merkblatt sowie in der Begleitpublikation [2.2] wird auf die unterschiedlichen Aspekte von gipshaltigem Mauerwerk eingegangen. Im Weiteren werden nur diejenigen Aspekte betrachtet, die für die nachfolgenden Kapitel notwendig sind.

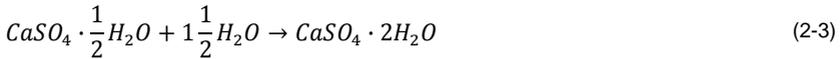
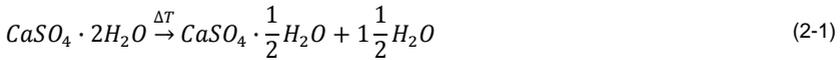
2.2 Allgemeines

Die Verbreitung gipshaltiger Baustoffe war im Wesentlichen von den Gipslagerstätten, aber auch von den Vorkommen weiterer für die Bindemittelherstellung notwendiger Rohstoffe abhängig. Aufgrund der meist eingeschränkten Transportmöglichkeiten sind gipshaltige Bauwerke i.d.R. nur in unmittelbarer Nähe zu den Rohstoffvorkommen zu finden. In Deutschland beschränken sich die natürlichen Gips- und Anhydritvorkommen auf die geologischen Formationen des Perms (Zechstein) im Bereich Bad Segeberg, Lüneburg und im Thüringer Becken, der Trias (oberer Buntsandstein, Mittlerer Muschelkalk und Mittlerer Keuper) im Bereich der Windsheimer Bucht und des Oberjuras [2.2]. Gips zählt zu den ältesten Bindemitteln und wurde z.B. bereits beim Bau der Chephren-Pyramide, ca. 2650 v. Chr. verwendet [2.20]. In Mitteleuropa sind die Verwendung hochgebrannter Gipsmörtel sowie die von Gips- und Anhydritsteinen seit dem frühen Mittelalter bekannt. Als Bindemittel wurde Gips in der ersten Hälfte des 20. Jahrhunderts für bautechnische Aufgaben im Außenbereich durch Zement abgelöst [2.18].

2.3 Herstellung und Eigenschaften von Gips

2.3.1 Herstellung

Für die Herstellung von Gipsbindemitteln wird Naturgips gebrannt, Gips aus Rauchgasentschwefelungs-Anlagen (REA-Gips) oder nach Weiterverarbeitung zu Calciumsulfat-Dihydrat bzw. Anhydrit verwendet. Die Reaktionsgleichungen (2-1) und (2-2) zeigen den Brennprozess vom Gips zum Calciumsulfat-Halbhydrat (im Folgenden als Halbhydrat bezeichnet) und vom Halbhydrat zum Anhydrit. Die Gleichungen (2-3) und (2-4) beschreiben den Abbindeprozess vom Halbhydrat und Anhydrit zum Gips. Zum schnelleren Abbinden des reaktionsträgen Anhydrits wird ein sulfatischer Anreger zugegeben.



Die unterschiedlichen Modifikationen von Halbhydrat und Anhydrit sind in Tabelle 2.1 dargestellt. Eine ausführliche Beschreibung nimmt *WIRSCHING* in [2.29] vor.

Tabelle 2.1: Phasen des Systems Calciumsulfat – Wasser

Chemische Formel	Hydratstufe (Phase)		Technische Bildungstemperatur	Bemerkung	Löslichkeit bei 20°C
	Bezeichnung	Form			
CaSO ₄ · 2H ₂ O	Calciumsulfat-Dihydrat			Ausgangsstoff, Naturgips	2,6g/l H ₂ O
CaSO ₄ · 0,5H ₂ O	Calciumsulfat-Halbhydrat	α	80-180°C, nass	hohe Festigkeit	6,7g/l H ₂ O
		β	120-180°C, trocken	geringe Festigkeit	8,8g/l H ₂ O
CaSO ₄ III	Anhydrit III	α	ca. 110°C, nass	löslich	6,7g/l H ₂ O
		β	ca. 290°C, trocken		
CaSO ₄ II	Anhydrit II	A-II-s	300-500°C	schwerlöslich	2,7g/l H ₂ O
		A-II-u	500-700°C	unlöslich	
		A-II-E	700-900°C	Estrichgips	
CaSO ₄ I	Anhydrit I		ca. 1200°C	technisch ohne Bedeutung	

Trotz chemischer und struktureller Gleichheit [2.29] benötigt das α-Halbhydrat aufgrund seiner höheren Dichte und seiner kompakteren Kristalle [2.16] wesentlich weniger Anmachwasser als das β-Halbhydrat. Daraus resultieren eine höhere Dichte und damit auch eine höhere Festigkeit. Zu erwarten ist auch ein geringeres Verformungsvermögen (u.a. Kriechvermögen) eines Gipsbaustoffs aus α-Halbhydrat.

2.3.2 Mechanische Eigenschaften

Die mechanischen Eigenschaften der Erhärtungsprodukte von Gips hängen ebenso wie bei anderen mineralischen Bindemitteln auch von der Porosität ab, die wiederum unmittelbar vom Wasser/Bindemittel-Wert beeinflusst wird. Im Gegensatz zu zementgebundenen Produkten ist der Einfluss der Materialfeuchte auf die mechanischen Eigenschaften von besonderer Bedeutung und wird daher gesondert in Abschnitt 2.3.3 behandelt.

Calciumsulfat-Halbhydrat-Bindemittel erreichen bereits nach ca. 1 Stunde ihre maximale Nassfestigkeit. Diese steigt durch Trocknung auf etwa den 2,5-fachen Wert an. In Tabelle 2.2 sind die wichtigsten mechanischen Eigenschaften einiger Calciumsulfat-Halbhydrate dargestellt. Durch wechselnde Hydratstufenzusammensetzung und Mahlfineinheit streuen die Festigkeiten bei Hochbrandgipsen oft nennenswert. Der Einfluss des Wasser/Bindemittel-Wertes auf die Festigkeit ist deutlich zu erkennen.

Tabelle 2.2: Mechanische Eigenschaften einiger abbindefähiger Calciumsulfate ([2.30], [2.24])

Art der Herstellung	Gipstyp	W/B-Wert	Festigkeit an getr. Prismen in [N/mm ²]			Trockenroh-dichte in [kg/m ³]
			Biegezug	Druck	Härte	
Drehofen	β-Halbhydrat	0,73	4,8	11,2	19,1	1.069
		0,78	4,0	9,0	10,0	-
Rostbandofen	Hochbrandgips	0,60	5,1	15,5	25,9	1.225
		0,65	3,5	11,8	16,6	-
Großkocher	β-Halbhydrat	0,64	5,2	15,0	26,5	1.133
		0,71	5,0	13,0	17,0	-
Autoklav	α-Halbhydrat	0,38	12,3	40,4	92,0	1.602
		0,40	10,0	30,0	36,0	-

Abb. 2.1 verdeutlicht den Einfluss des Wasser/Bindemittel-Wertes auf die mechanischen Eigenschaften anhand eines Rocaso-Gipses (β-HH). Die empirische Näherung, die auch schon von KAUFMANN [2.15] und ALBRECHT [2.1] vorgeschlagen wurde, beruht auf einem quadratischen Zusammenhang zwischen Wasser/Bindemittel-Verhältnis und Druckfestigkeit, wobei zwischen Nass- ($f_{c,nass}$, $f_{t,b,nass}$) und Trockenfestigkeiten ($f_{c,tr}$, $f_{t,b,tr}$) unterschieden wird. In [2.5] wurde ein linearer Zusammenhang zwischen den mechanischen Kennwerten und dem Wasser/Bindemittel-Wert für unterschiedliche CaSO₄-Phasen ermittelt (Abb. 2.3). Unabhängig vom empirischen Zusammenhang wird der große Einfluss des W/B-Wertes auf die Festigkeits-Kennwerte von Halbhydraten deutlich.

Aufgrund der Abhängigkeit der Trockenroh-dichte von der Porosität werden in [2.13] die Festigkeitseigenschaften eines Rocaso-Gipses von der Trockenroh-dichte angegeben. Dieser Zusammenhang dritten Grades ist in Abb. 2.2 dargestellt.

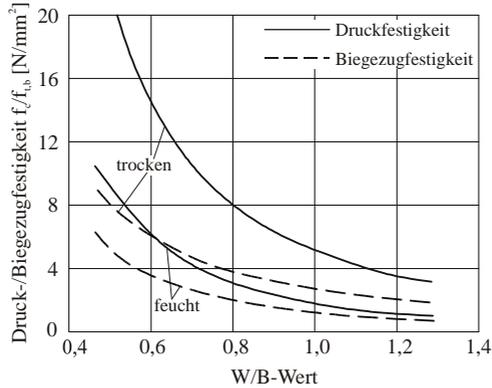


Abb. 2.1: Einfluss des W/B-Wertes auf die Festigkeit von β -HH [2.13]

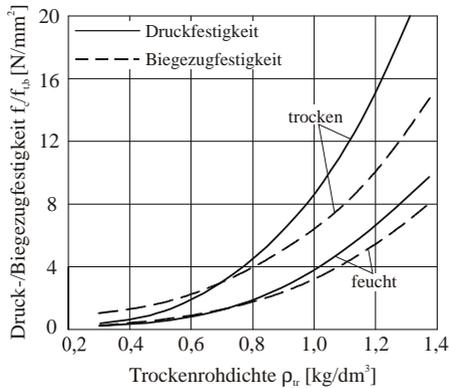


Abb. 2.2: Einfluss der Trockenrohddichte auf die Festigkeit von β -HH [2.13]

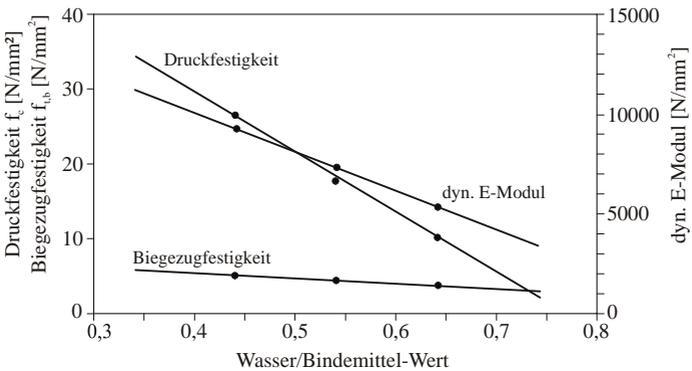


Abb. 2.3: Mechanische Eigenschaften von CaSO_4 -Mörteln in Abhängigkeit vom W/B-Wert [2.27]

Je nach Anwendung der Gipsprodukte werden die Bindemittel (Halbhydrat, Anhydrit) miteinander gemischt und mit Gesteinskörnungen oder -mehlen abgemagert. In Tabelle 2.3 sind die sich daraus ergebenden mechanischen Eigenschaften für die drei Hauptanwendungsgebiete der Gipse dargestellt.

Tabelle 2.3: Anwendungstechnische Eigenschaften wichtiger Gipsbaustoffe (nach [2.30])

Gipsbaustoff	Trockenrohichte in [kg/m ³]	Biegezugfestigkeit in [N/mm ²]	Druckfestigkeit in [N/mm ²]	Elastizitätsmodul in [N/mm ²]
Maschinenputzgips (DIN 1168)	1.050	1,0 – 2,0	2,5 – 5,0	2.800
Mischbrei für GK-Platten (DIN 1168)	850	3,0 – 4,0	9,0 – 9,5	3.600
Fließestrichgips (DIN 18560-1)	2.000	7,0 – 9,0	35 – 45	17.000

2.3.3 Einfluss der Feuchte auf die mechanischen Eigenschaften

Gipsbauteile nehmen aufgrund ihrer Porenradienverteilung¹ bei Einwirkung von freiem Wasser schnell Feuchtigkeit auf, geben diese aber auch schnell wieder ab [2.23]. Diesem Verhalten steht eine geringe hygroskopische Eigenschaft gegenüber (vgl. Abschnitt 4.5.1). *RUSSEL* [2.22] und *KAUFMANN* [2.14] ermittelten, dass die Ausgleichsfeuchte sogar bei 90% RF noch unter 1 M.-% liegt. Die Kurvenverläufe in Abb. 2.4 und Abb. 2.5 lassen den Schluss zu, dass die Bindung des Wassers im Gips im Bereich von 0 bis 1 M.-% maßgebend adsorptiv erfolgt. Darüber hinaus liegt die Feuchtigkeit als freies Porenwasser vor [2.16]. Gips kann also nur in diesem sehr engen Feuchtigkeitsintervall als hygroskop bezeichnet werden. Die Feuchteaufnahme aus der Luft erfolgt demnach bis zu einer Probenfeuchte von maximal 1 M.-%.

Wirkt nach der Herstellung über einen längeren Zeitraum Feuchtigkeit auf Gipskörper ein, beginnt eine Umkristallisation. Diese kann eine Festigkeitsreduzierung um 10 bis 20%, in Ausnahmefällen sogar 30% zur Folge haben [2.13]. Durch die Zugabe von hydraulisch erhärtenden Bindemitteln kann der Umkristallisation, die nach etwa 15 Tagen abgeschlossen ist, entgegengewirkt werden [2.16]. Werden Gipsproben unmittelbar nach Abschluss der Hydratation² getrocknet, erreichen sie ihr Festigkeitsmaximum. Dieses geht mit erneuter Durchfeuchtung wieder verloren [2.23].

Der in Abb. 2.4 und Abb. 2.5 dargestellte Einfluss der Feuchte auf die mechanischen Eigenschaften von Gips wird u.a. in [2.1], [2.13], [2.15], [2.16], [2.21], [2.22], [2.24], [2.23] genauer analysiert. Im Folgenden erfolgt nur eine kurze Zusammenfassung.

¹ 80% des Gesamtporenanteils bzw. 95% der wasserfüllbaren Poren sind nach [2.23] Kapillarporen.

² Die Hydratation von Gips ist i.d.R. nach wenigen Stunden abgeschlossen.

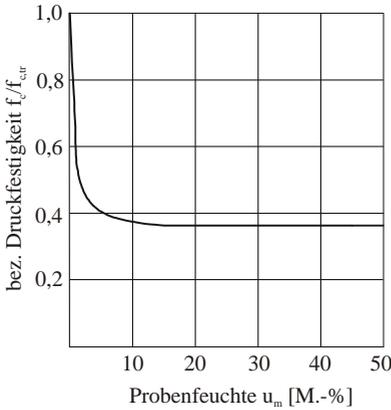


Abb. 2.4: Einfluss der Feuchte auf die Festigkeit von Gips [2.23]

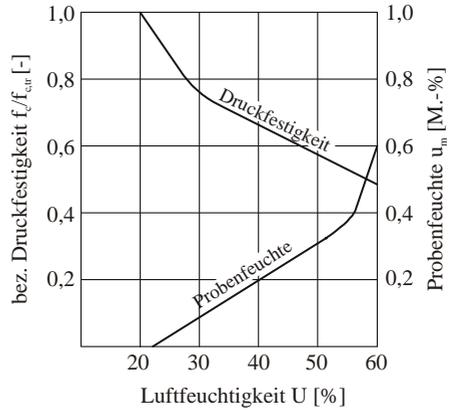


Abb. 2.5: Zusammenhang zwischen Probenfeuchte und Druckfestigkeit [2.23]

Der Feuchteinfluss ist nach *FREUDENTHAL* [2.10] auf die Reduzierung der Behinderung benachbarter Körner bei der Deformation polykristalliner Stoffe zurückzuführen. Das vom Gips aufgenommene Wasser lagert sich in molekularer Schichtdicke um die einzelnen Körner an und vermindert den Gleitwiderstand zwischen den Kristallen. Da mit der Anlagerung von Wasser eine Volumenzunahme verbunden ist, verringern sich zusätzlich die zwischenkristallinen Kräfte [2.23].

Durch zahlreiche Versuche wurden diese Zusammenhänge vielfach bestätigt. *RUSSEL* [2.22] zeigt an zwei australischen Gipsen, dass die Feuchteabhängigkeit unabhängig von der Gipssorte und vom Wasser/Gips-Wert ist. Bei Feuchtegehalten über 5 M.-% nähert sich die Festigkeit der Nass-Druckfestigkeit an, wobei die stärkste Änderung der Druckfestigkeit zwischen 0 und 2 M.-% zu verzeichnen ist. Unterhalb von 0,2 M.-% entspricht die Druckfestigkeit in etwa der Trocken-Druckfestigkeit. *ENGELKE* [2.7] stellt fest, dass der Festigkeitsverlust reversibel ist.

Inwieweit mehrfache Durchfeuchtungen das Gefüge und damit die mechanischen Eigenschaften von Gips beeinflussen, untersuchen *HENNING* und *EGGERT* in [2.12]. Sie stellen fest, dass Feucht-Trockenwechsel nicht zur vermuteten Zermürbung des Gefüges führen, sondern vor allem im oberflächennahen Bereich sogar zu einer geringen Erhöhung der Festigkeiten. Sie zeigen damit, dass eine Verdichtung der Oberfläche durch den Verschluss von Mikroporen und das Aufwachsen von Kristallen in Makroporen erfolgt.

2.3.4 Verformungseigenschaften

Feste Stoffe weisen i.d.R. oberhalb der sogenannten Fließgrenze plastische Verformungen auf, die im Gegensatz zur elastischen Dehnung zeitabhängig ist und als Kriechen bezeichnet wird.

Gips besitzt jedoch keine ausgeprägte Fließgrenze und zeigt bereits bei geringer Belastung kein rein elastisches Verhalten mehr [2.23]. Diese Eigenschaft des Gipses ist neben dem starken Festigkeitsverlust durch Feuchtigkeit ein wesentlicher Grund dafür, dass gipshaltige Baustoffe nach heutiger Normung nicht für tragende Bauteile eingesetzt werden dürfen.

Auf der anderen Seite wirkt sich das Verformungsverhalten des Gipses, vor allem im Fugendeckbereich von historischem Mauerwerk positiv aus. Das höhere Kriechmaß des Gipses im Vergleich zu anderen mineralischen Baustoffen bewirkt den Abbau von Spannungen aus Verformungen und Lastumlagerungen im Mauerwerk. Das Risiko der Rissbildung im Mörtel und in der Flanke zwischen Mörtel und Stein sinkt.

Die Verformung des Gipses als Folge des hygroskopischen Schwindens und Quellens wird allgemein nicht als beträchtlich eingeschätzt. *BERESFORD* [2.4] stellt mit seinen Untersuchungen fest, dass die Volumenänderung von β -HH-Gipsen aufgrund des hygroskopischen Schwindens und Quellens mit zunehmendem Wasser/Gips-Wert abnimmt und um ein Vielfaches geringer ist als die Kriechverformungen.

Das Verformungsverhalten von Gips und Gipsmörtel ist elementarer Teil dieser Arbeit und wird ausführlich in Abschnitt 3.3 beschrieben.

2.4 Historische Gipsmörtel

2.4.1 Definitionen

Gipshaltige Mauer- und Fugenmörtel sowie Gipsputze für den Außenbereich sind normativ nicht geregelt. Im WTA-Merkblatt 2-11 [2.31] werden deshalb in Anlehnung an DIN V 18550 und DIN EN 13279-1 die folgende Festlegung getroffen:

Gipsmörtel sind Mörtel mit Gipsgehalten über 50 M.-% im erhärteten Festmörtel. Gipshaltige Mörtel sind Mörtel mit Gipsgehalten von 5 bis 50 M.-% im erhärteten Festmörtel. Gipsbelastete Mörtel sind Mörtel, die in den Ausgangsstoffen keinen Gips enthalten, sondern bei denen sich Gips infolge von nachträglichen Stoffeinträgen gebildet hat.

2.4.2 Herstellung

Die heute noch erhaltenen historischen Gipsmörtel zeichnen sich durch ihre hohe Verwitterungsbeständigkeit aus. Diese wird auf die Herstellung im Meiler oder Feldbrand-

ofen³ zurückgeführt. Bei Temperaturen zwischen 200 und 1000°C wird nach [2.18] ein Mischbrand mit unterschiedlichen Entwässerungsphasen, häufig auch mit großen Anteilen an vollständig entwässertem Gips⁴, erzeugt. Dieser Mehrphasengips wird als Hochbranntgips bzw. Estrichgips bezeichnet [2.31]. Es wurde aber auch immer niedrig gebrannter Gips, z.B. durch Kochen, hergestellt [2.17].

Je nach Gipslagerstätte sind unterschiedliche Färbungen der Gipsmörtel feststellbar. Diese sind auf unterschiedliche Eisen-, Karbonat- und Tongehalte zurückzuführen. Aber auch Verunreinigungen durch das Brennen (z.B. Kohle) oder die Verarbeitung sind nachweisbar [2.17]. Hochbranntgips wurde nur selten mit Zuschlägen (Ziegelbruch o.ä.) versehen, sein grobkörniges Gefüge erhielt er durch die grobe Zerstückelung des gebrannten Gipsgesteins.

2.4.3 Mechanische Eigenschaften / Verformungseigenschaften

Da bei historischem Gipsmörtel nur selten Zuschlagstoffe zugegeben wurden, liegen deren Druckfestigkeiten im Bereich heutiger Gipsrohstoffe. Durch den hohen Anteil an Thermoanhydrit und das sehr dichte Mikrogefüge werden Festigkeiten von bis zu 35 N/mm² [2.28] erreicht. Die Einflüsse von Rohdichte, Porosität und Wasser-Bindemittelwert auf die mechanischen Eigenschaften von Gips wurde bereits in Abschnitt 2.3 erläutert und gelten sinngemäß auch für historischen Gipsmörtel.

Für das Verformungsverhalten historischer Gipsmörtel gelten ebenfalls die allgemeinen Erläuterungen aus Abschnitt 2.3. Die Berücksichtigung der Einwirkung von Feuchte wird in Abschnitt 3.4.3 beschrieben.

2.4.4 Einfluss der Feuchte auf das mechanische Verhalten

Die Feuchteabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften gilt auch für historischen Gipsmörtel. Durch die hohe Wasserlöslichkeit des Gipses verringern bereits geringe Materialfeuchten die „Verzahnung“ durch das Anlösen der Kristalle an ihrer Oberfläche. Die Festigkeit nimmt ab [2.7], [2.8], [2.9], [2.14], [2.22].

Historische Gipsmörtel reagieren jedoch sehr unterschiedlich auf Feuchtigkeit. In Abb. 2.6 sind beispielhaft die Sorptionsisothermen von historischen Gipsmörteln aus zwei Objekten dargestellt. Die Unterschiede im Bereich hoher Luftfeuchten sind gut erkennbar. Während die Ausgleichsfeuchte des Mörtels aus der Johanniskirche in Ellrich im Klima 20°C und 90% RF bei 4 M.-% liegt, ist die Ausgleichsfeuchte des Mörtels aus der Nikolaikirche in Eilenstedt deutlich geringer⁵.

³ im 19. Jahrhundert auch moderne Schachtöfen

⁴ sogenannter Thermoanhydrit

⁵ Die Ausgleichsfeuchte heutiger Gipse liegt bei 90% RF bei ca. 1 M.-% (vgl. Abschnitt 2.3.3).

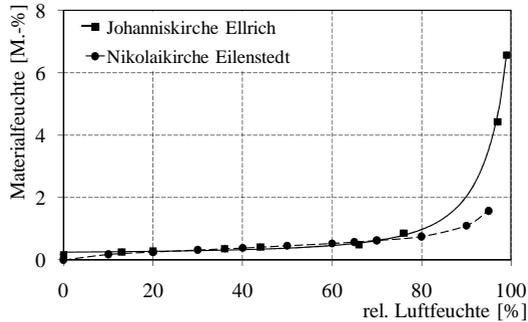


Abb. 2.6: Sorptionsisothermen historischer Gipsmörtel (nach [2.31])

Das bedeutet, dass auch der Einfluss auf die Festigkeit verschiedener Gipsmörtel im selben Klima unterschiedlich stark ausgeprägt ist. Bei Betrachtung des Festigkeitsverlustes in Abhängigkeit der Materialfeuchte fällt dieser Unterschied jedoch geringer aus. Abb. 2.7 zeigt die Abhängigkeit der Fugendruckfestigkeit unterschiedlicher historischer Gipsmörtel von der Materialfeuchte. Die Fugendruckfestigkeit ist hierbei auf die Festigkeit im getrockneten Zustand bezogen.

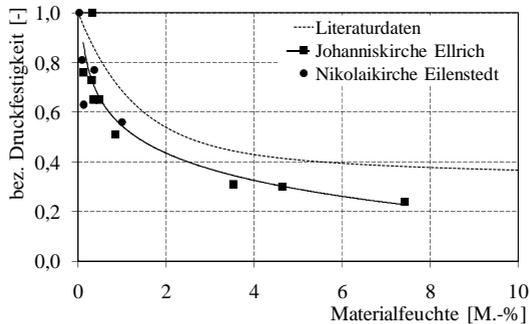


Abb. 2.7: Einfluss der Materialfeuchte auf die Druckfestigkeit historischer Gipsmörtel (nach [2.31])

Ab einer relativen Luftfeuchtigkeit von 90% ist bei historischen Mörteln mit erheblichen Festigkeitsverlusten zu rechnen. Bereits geringe Mengen an freiem Wasser reduzieren die Festigkeit nennenswert. Eine Ausgleichsfeuchte von 1 M.-% bewirkt bei beiden in Abb. 2.7 betrachteten Objekten bereits einen Festigkeitsverlust von ca. 50%. Bei weiterer Steigerung der Materialfeuchte nimmt die Fugendruckfestigkeit weiter ab. Je nach Mörtel kann die Nassfestigkeit auf 20-40% der Trockenfestigkeit abfallen. Das Verhältnis der Nassfestigkeit zur Trockenfestigkeit liegt bei heutigem Gips im Bereich von 1/2,5, bei historischem Gipsmörtel bei bis zu 1/5.

Bei historischen Gipsmörteln ist ebenso wie bei modernem Gips immer die Einwirkdauer der Feuchtigkeit zu beachten. Die schnelle Feuchteaufnahme und -abgabe bedeutet im Objekt, dass ein Schlagregenereignis beispielsweise weniger folgenreich ist als permanent anstehende Feuchte, z.B. durch aufsteigendes Wasser.

Tritt in Mauerwerk mit gipshaltigen Mörteln auch nur bereichsweise eine starke Durchfeuchtung auf, so führt der Festigkeitsverlust im Fugen- oder Mauerwerk meist zur Umlagerung von Lasten. Dies wiederum führt zu Rissen im Mauerwerk, welche zum Tragfähigkeitsverlust führen können. Bei starker Durchfeuchtung von gipshaltigem Mauerwerk sollte folglich immer die Standsicherheit des Bauwerks überprüft werden.

Bei der Verpressung von historischem, gipshaltigem Mauerwerk ist neben dem Eintrag von Feuchtigkeit darauf zu achten, dass das Verpressgut auf die im Mauerwerk vorhandene Steifigkeit abgestimmt wird. Durch große Steifigkeitsunterschiede zwischen Gipsmauerwerk und Verpressmörtel kann sich ggf. ein komplett neues Tragsystem im Mauerwerk ausbilden. Dies kann Rissbildung hervorrufen und ggf. zum Versagen ganzer Bauteile führen.

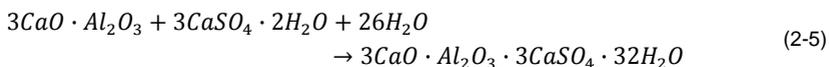
2.4.5 Witterungsbeständigkeit

Calciumsulfat-Dihydrat weist eine Löslichkeit von 2,6 g/l Wasser bei 20°C auf [2.18]. Bei ausreichender Feuchtebelastung lösen sich Bindemittelanteile, die durch Regen ausgewaschen werden können. Die Folge sind die typischen Gipskrusten. Darüber hinaus steht der Gips durch die Mobilisierung für die Bildung bauschädlicher Salze zur Verfügung.

2.4.6 Materialunverträglichkeit

Treten hydraulische oder latent-hydraulische Bindemittelphasen zusammen mit Gips und Feuchtigkeit auf, reagieren diese im basischen Milieu miteinander. Dabei können als Phasenneubildungen die Phasen Ettringit⁶ und Thaumasil⁷ entstehen. Im Folgenden werden die jeweiligen Bildungsreaktionen nur exemplarisch dargestellt. Detaillierter werden sie u.a. in den Arbeiten von *STARK* und *WICHT* [2.25], *MULENGA* [2.19], *HEMPEL* [2.11], *BELLMANN* [2.3] sowie *ECKARDT*, *NEHRING* und *ROMSTEDT* [2.6] beschrieben.

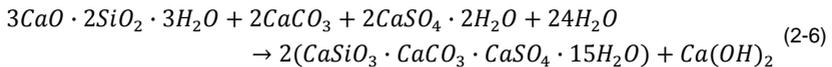
Ettringit entsteht durch die Reaktion von Ca^{2+} - und Al^{3+} -Kationen aus C_3A , CAH bzw. Monosulfat o.ä. mit OH^- - und SO_4^{2-} -Anionen aus der wässrigen Lösung von Gips:



⁶ Tricalciumaluminat-Trisulfathydrat

⁷ Calciumsilikatcarbonat-Sulfathydrat

Während für die Ettringitbildung aluminathaltige Phasen benötigt werden, kann sich Thaumasit allein in Anwesenheit von Calciumsilikathydraten (CSH-Phasen)⁸ sowie Karbonat- und Sulfationen in wässriger Lösung bilden. Bei der Reaktion von Ca^{2+} - und Si^{4+} -Kationen aus dem Gips und den CSH-Phasen des Zementes (o.ä.) mit den OH^- -, CO_3^{2-} - und SO_4^{2-} -Anionen aus der wässrigen Lösung von Kalk und Gips bilden sich Thaumasit und Calciumhydroxid. Nach *BELLMANN* [2.3] sind mehrere Bildungsreaktionen möglich. Beim sogenannten „Woodforditweg“ erfolgt die Thaumasitbildung aus dem Ettringit durch Austausch von Aluminium durch Silizium. Beim „direkten CSH-Weg“ werden die festigkeitsbildenden CSH-Phasen umgesetzt:



Wird während der Zementhydratation unter Sulfat- und Feuchteangebot aus C_3A primär Ettringit gebildet, so ist die damit verbundene Volumenzunahme im plastischen Zustand nicht schädigend. Reagiert jedoch erhärteter Zementstein unter Feuchtezufuhr mit Sulfat, führt dies zur nachträglichen Ettringitbildung. Diese geht einher mit einer Volumenzunahme um das 2,4-fache bei der Reaktion vom Monosulfat zum Ettringit und um das 4,8-fache bei der Ettringitbildung aus C_3AH_6 [2.31]. Kommt es also in historischem gips-haltigem Mauerwerk zur Bildung von Ettringit aufgrund des Eintrags ungeeigneter hydraulischer oder latent hydraulischer Mörtel, sind Rissbildung, Gefügerstörung und Abplatzungen durch die Volumenzunahme die Folge.

Im Vergleich zur Ettringitbildung liegt die Volumenzunahme durch Thaumasitbildung bei etwa 45%. Die aus den Verformungen resultierenden Schäden durch Volumenzunahme fallen entsprechend geringer aus. Allerdings werden durch die Umsetzung von Ettringit zu Thaumasit ständig Al-Ionen freigesetzt, welche für erneute Ettringitbildung zur Verfügung stehen.

Weitaus schädlicher als die Volumenzunahme des Thaumasits ist jedoch die aus der Auflösung der CSH-Phasen folgende Entfestigung der hydraulischen oder latent hydraulischen Bindemittel [2.26].

⁸ CSH-Phasen sind in Bindemitteln mit hydraulischen Anteilen immer enthalten.

2.5 Historisches Mauerwerk

Auch für gipshaltiges Mauerwerk gibt es keine normativen Festlegungen. Im WTA-Merkblatt 2-11 [2.31] wird analog zum Gipsmörtel folgendes definiert:

Gipsmauerwerk ist Mauerwerk, das überwiegend Gips- oder Anhydritsteine sowie überwiegend Gipsmörtel enthält.

Gipssteinmauerwerk ist Mauerwerk, das überwiegend Gips- oder Anhydritsteine enthält, der Mörtel jedoch kein Gips oder Anhydrit aufweist.

Mauerwerk mit Gipsmörtel ist Mauerwerk, welches nur untergeordnet Gips- oder Anhydritsteine enthält, als Mauermörtel aber überwiegend Gipsmörtel eingesetzt wurde.

Mauerwerk mit gipshaltigem Mörtel ist Mauerwerk, welches nur untergeordnet Gips- oder Anhydritsteine enthält, als Mauermörtel aber überwiegend ein gipshaltiger Mörtel eingesetzt wurde.

Füllmauerwerk mit Gips ist mehrschaliges Mauerwerk, bei dem die Hinterfüllung überwiegend aus Gips- oder Anhydritsteinen und / oder Gipsmörtel besteht.

Gipshaltiges Füllmauerwerk ist mehrschaliges Mauerwerk, bei dem die Hinterfüllung nur untergeordnet aus Gips- oder Anhydritsteinen und / oder Gipsmörtel besteht.

Gipsbelastetes Mauerwerk ist Mauerwerk, das in den Ausgangsstoffen keinen Gips enthält, sondern bei dem sich Gips infolge von nachträglichen Stoffeinträgen gebildet hat.

Die Eigenschaften von gipshaltigem Mauerwerk werden größtenteils von dem enthaltenen gipshaltigen Mörtel bestimmt. Daher sei im Bezug auf die Eigenschaften auf den Abschnitt 2.4 verwiesen.

3 Viskoelastisches Verhalten von Gipsmörtel

3.1 Rheologische Modellansätze für viskoelastisches Materialverhalten

3.1.1 Vorbemerkungen

In diesem Abschnitt werden die in dieser Arbeit benötigten Modellansätze des rheologischen Materialverhaltens kurz beschrieben. Dabei liegt der Fokus auf der Beschreibung viskoelastischer Festkörper.

Die mathematische Beschreibung des zeit- und lastabhängigen Verhaltens von Festkörpern kann mit Hilfe von idealen Körpern erfolgen, die genau definierte rheologische Eigenschaften besitzen. Es wird hierzu zwischen elastischen, plastischen und viskosen Verformungsanteilen unterschieden (vgl. Abschnitt 3.1.2). Reale Stoffe weisen bei Belastung meist alle drei rheologischen Eigenschaften auf [3.21], [3.21], [3.20], dies allerdings in unterschiedlichem Maße. Das Verhältnis der Verformungsanteile wird maßgeblich durch die Materialstruktur bestimmt [3.17].

Sollen mit einem Modell verschiedene Belastungsarten abgebildet werden, so ist die Verwendung rheologischer Modelle als Kombination von Grundelementen zur Beschreibung des Materialverhaltens sinnvoll. Für einaxiale Druck- und Zugversuche gelingt das sehr gut, da die Spannung σ und die Dehnung ε messtechnisch erfasst werden können.

Bei der Kombination der Grundelemente wird auf diejenigen Modelle verzichtet, die plastische Verformungsanteile (ST.-VENANT'sches Grundelement) aufweisen, da diese, wie sich später zeigen wird, für die Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens von Gipsmörtel nicht verwendet werden. Beschreibungen dieser Modellkörper sind u.a. in [3.1], [3.2], [3.3], [3.4], [3.14], [3.17], [3.19], [3.20] und [3.21] zu finden.

3.1.2 Rheologische Grundelemente

Elastisches Materialverhalten wird mit Hilfe der HOOKE'schen Feder formuliert. Der E-Modul des Materials bildet die charakteristische Größe. Dieses Modell setzt Linearität und Zeitunabhängigkeit der Verformung voraus:

$$\varepsilon = \frac{1}{E} \cdot \sigma \tag{3-1}$$

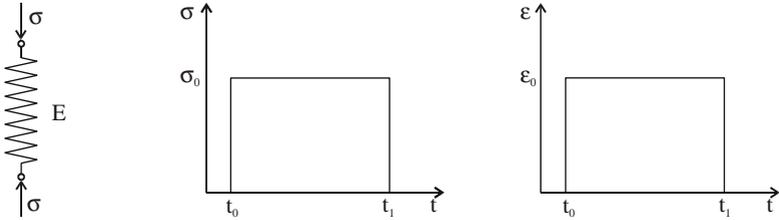


Abb. 3.1: Das HOOKE'sches Grundelement

Mit dem NEWTON'schen Dämpfer wird das zeitabhängige, viskose Verformungsverhalten eines Stoffes als ein mit einer viskosen Flüssigkeit gefüllter Dämpfungszyylinder beschrieben:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{1}{\eta} \cdot \sigma \quad , \quad \dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dt} \quad (3-2)$$

Die Spannung σ und die zeitabhängige Verformungszunahme $\dot{\varepsilon}$ stehen im linearen Zusammenhang. η ist die NEWTON'sche Viskosität der Flüssigkeit.

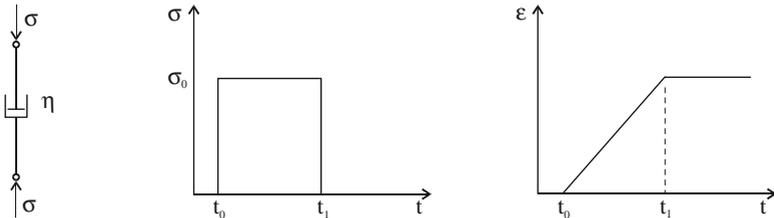


Abb. 3.2: Das NEWTON'sches Grundelement

Plastisches Materialverhalten wird durch den ST.-VENANT'schen Körper beschrieben.

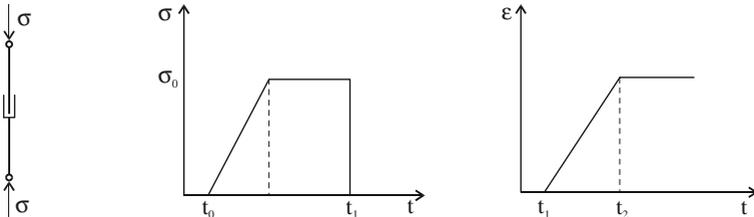


Abb. 3.3: Das ST.-VENANT'sches Grundelement

Die bleibende Verformung setzt erst nach Erreichen einer kritischen Spannung σ_v ein:

$$\varepsilon = \begin{cases} 0 & \text{für } \sigma < \sigma_v \\ \varepsilon(t) & \text{für } \sigma \geq \sigma_v \end{cases} \quad (3-3)$$

Bei der Betrachtung des Materialverhaltens von Gipsbaustoffen ist die Anwendung von nur zwei Grundelementen ausreichend. Die elastische Phase des Feststoffes Gips folgt

dem HOOKE'schen Gesetz, die viskose Phase lässt sich dem NEWTON'schen Körper zuordnen. Das dritte Grundelement, das den ST.-VENANT'schen Verformungsanteil beschreibt, setzt die Existenz einer definierten Fließgrenze voraus, die Gips nicht aufweist [2.23].

3.1.3 Rheologische Grundkörper

Die Grundelemente aus Abschnitt 3.1.2 beschreiben jeweils idealisiertes Stoffverhalten bei mechanischer Belastung. Soll reales Stoffverhalten abgebildet werden, müssen die Grundelemente kombiniert werden. Hierbei gibt es die Möglichkeiten der Reihen- und der Parallelschaltung [3.17]. Bei der Reihenschaltung sind die Spannungen in allen Einzelementen gleich, die resultierenden Dehnungen werden aufsummiert:

$$\sigma = \sigma_i \quad , \quad \varepsilon = \sum \varepsilon_i \quad (3-4)$$

Bei der Parallelschaltung stellen sich in allen Einzelementen gleiche Dehnungen ein, die Spannungsanteile werden aufsummiert:

$$\sigma = \sum \sigma_i \quad , \quad \varepsilon = \varepsilon_i \quad (3-5)$$

Unter der Voraussetzung stetiger Materialgesetze ist auch die Addition der zeitlichen Ableitungen erlaubt:

$$\dot{\sigma} = \sum \dot{\sigma}_i \quad , \quad \dot{\varepsilon} = \sum \dot{\varepsilon}_i \quad (3-6)$$

Der MAXWELL-Körper

Durch die Reihenschaltung von NEWTON'schem Dämpfer und HOOKE'scher Feder erhält man den MAXWELL-Körper. Mit diesem wird viskoelastisches Verhalten abgebildet. Eine konstante Dauerspannung erzeugt eine mit der Zeit linear anwachsende irreversible (Kriech-) Verformung, die nach Entlastung verbleibt. Die elastische Verformung geht bei Entlastung spontan zurück (vgl. Abb. 3.4). Der MAXWELL-Körper mit zeitunabhängiger Dämpferviskosität ist zur Beschreibung von Kriechvorgängen nicht geeignet. Zur Beschreibung des Kriechens wird daher eine zeitabhängige Viskosität des Dämpfers eingeführt.

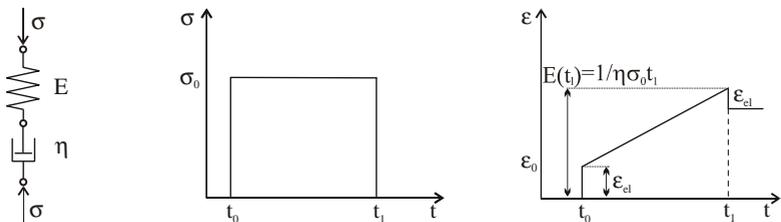


Abb. 3.4: Der MAXWELL-Körper

Unter Berücksichtigung der zeitabhängigen Viskosität ergibt sich die rheologische Gleichung aus den Gleichungen (3-1), (3-2) und (3-4) in Form einer Differentialgleichung zu:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{1}{E} \cdot \dot{\sigma} + \frac{\sigma}{\eta(t)} \quad (3-7)$$

Mit

$$\frac{1}{\eta(t)} = \frac{1}{E} \cdot \frac{d\varphi}{dt} \quad (3-8)$$

ergibt sich die von DISCHINGER [3.8] vorgestellte Formulierung:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{1}{E} \cdot \dot{\sigma} + \frac{\sigma}{E} \cdot \dot{\varphi} \quad (3-9)$$

Mit der Anfangsbedingung $\sigma(t = t_0) = \sigma_0$ ergibt sich die Lösung mit $\varepsilon(t) = \varepsilon_0 = const.$ zu:

$$\sigma(t) = \sigma_0 \cdot \left(e^{-\frac{E}{\eta}(t-t_0)} \right) \quad (3-10)$$

Die Spannung strebt hier sehr schnell gegen Null. Auch die zeitabhängige Dämpfungviskosität ändert nichts an dem im Vergleich zum Versuch überschätzten Spannungsabfall.

Der KELVIN-Körper

Beim KELVIN-Körper werden NEWTON'scher Dämpfer und HOOKE'sche Feder parallel geschaltet. So gelingt es, verzögert elastisches Materialverhalten (Abb. 3.5) abzubilden. Die einwirkende Kraft wird durch elastische Verformung und innere Reibung aufgenommen, die Deformation ist für beide Elemente gleich. Die sich unter Dauerspannung einstellende Kriechdehnung strebt einem Endwert zu und ist reversibel.

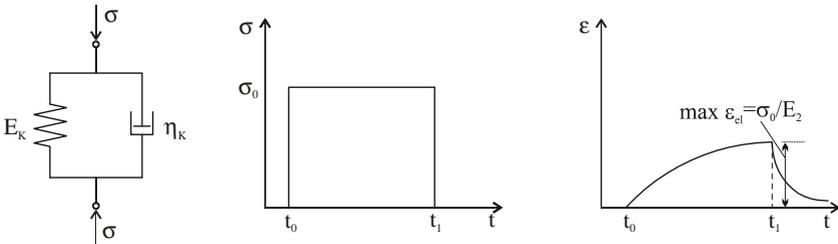


Abb. 3.5: Der KELVIN-Körper

Das Stoffgesetz ergibt sich aus den Gleichungen (3-1), (3-2) und (3-5) zu:

$$\sigma = \varepsilon \cdot E + \dot{\varepsilon} \cdot \eta \quad (3-11)$$

Mit der Anfangsbedingung $\varepsilon(t_0 = t) = \varepsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E}$ ergibt sich die Lösung zu:

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E} \cdot \left(1 - e^{-\frac{E}{\eta}(t-t_0)} \right) \quad (3-12)$$

Der KELVIN-Körper eignet sich zur qualitativen Beschreibung des Kriechens. Bei konstanter Spannung tritt eine zeitabhängige Verformung ein, die sich einem Grenzwert annähert. Diese ist nach Entlastung jedoch reversibel und beschreibt daher nur den verzögert-elastischen Verformungsanteil.

Die Struktur eines Stoffes ist viel zu komplex, um dessen Verformungsverhalten mit Hilfe von rheologischen Grundkörpern beschreiben zu können. Werden Federn und viskose Widerstände hingegen weiter kombiniert, entstehen Modelle, die das reale Verhalten von Stoffen unter Belastung zumindest qualitativ abbilden [3.20].

3.1.4 Drei-Elemente-Körper

Die Beschreibung komplexer Materialeigenschaften gelingt mit Hilfe sogenannter Drei-Elemente-Körper [3.17], [3.19], [3.22]. Viskoelastische Eigenschaften von Flüssigkeiten werden durch den JEFFREY-Körper oder den LETHERSICH-Körper beschrieben, das viskoelastischen Verhalten von Festkörpern mit dem ZENER-Feder-Feder-Dämpfer.

Beim ZENER-K-Körper werden KELVIN-Körper und HOOKE'sche Feder in Reihe geschaltet (Abb. 3.6). In jedem Element wirkt die gleiche Spannung, die Gesamtverformung ergibt sich aus den Verformungen der Einzelelemente:

$$\sigma + \frac{\eta}{E_1 + E_2} \cdot \dot{\sigma} = \frac{E_1 \cdot E_2}{E_1 + E_2} \cdot \varepsilon + \frac{E_2 \cdot \eta}{E_1 + E_2} \cdot \dot{\varepsilon} \quad (3-13)$$

Eine ähnliche Gleichung erhält man mit dem ZENER-M-Körper. Bei diesem werden eine MAXWELL-Einheit und eine HOOK'sche Feder parallel geschaltet (Abb. 3.7). Die Spannung teilt sich auf die Feder und den MAXWELL-Körper auf, die Dehnung ist in beiden Bestandteilen des Modells gleich. Die rheologische Gleichung ergibt sich zu:

$$\sigma + \frac{\eta}{E_1} \cdot \dot{\sigma} = E_2 \cdot \varepsilon + \frac{\eta \cdot (E_1 + E_2)}{E_1} \cdot \dot{\varepsilon} \quad (3-14)$$

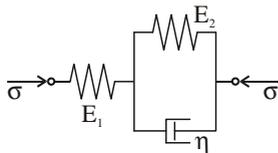


Abb. 3.6: Der ZENER-K-Körper

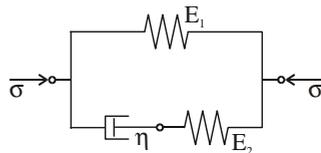


Abb. 3.7: Der ZENER-M-Körper

3.1.5 Der BURGERS-Körper

Die Erhöhung der Anzahl an rheologischen Grundelementen in einem Modell liefert eine immer bessere Annäherung zur Beschreibung des Verhaltens realer Werkstoffe. Bisher wurden Modelle mit maximal drei Grundelementen betrachtet. Diese reichen jedoch nicht aus, um das Verformungsverhalten von Gips zu beschreiben. Denn Gips weist zum einen elastische Eigenschaften auf und ist als HOOKE'scher Körper aufzufassen. Um das irreversible Kriechen des Gipses abzubilden, betrachtet man diesen zudem als MAXWELL'sche Flüssigkeit. Wie jedoch bekannt ist und auch in eigenen Versuchen gezeigt wird (vgl. Abschnitt 5.2), zeigt Gips auch verzögerte Elastizität. Diese wird durch den KELVIN-Körper abgebildet. Für die Abbildung des viskoelastischen Verformungsverhaltens von Gips muss demnach eine Kombination beider Körper erfolgen.

Für die Darstellung des Verformungsverhaltens von Asphalt schlägt *BURGERS* [3.6] eine Reihenschaltung von KELVIN- und MAXWELL-Körper (Abb. 3.8) vor. Ebenso wie beim Asphalt muss das Fließen des Gipses und damit sein Charakter einer Flüssigkeit abgebildet werden [3.21]. Insgesamt kann die Verformungsentwicklung durch die Reihenschaltung von KELVIN- und MAXWELL-Körpern modelliert werden. Es ergibt sich die rheologische Gleichung des BURGERS-Körpers zu:

$$\sigma + \left(\frac{E_1 \cdot \eta_1 + E_1 \cdot \eta_2 + E_2 \cdot \eta_1}{E_1 \cdot E_2} \right) \cdot \dot{\sigma} + \frac{\eta_1 \cdot \eta_2}{E_1 \cdot E_2} \cdot \ddot{\sigma} = \eta_1 \cdot \dot{\varepsilon} + \frac{\eta_1 \cdot \eta_2}{E_2} \cdot \ddot{\varepsilon} \quad (3-15)$$

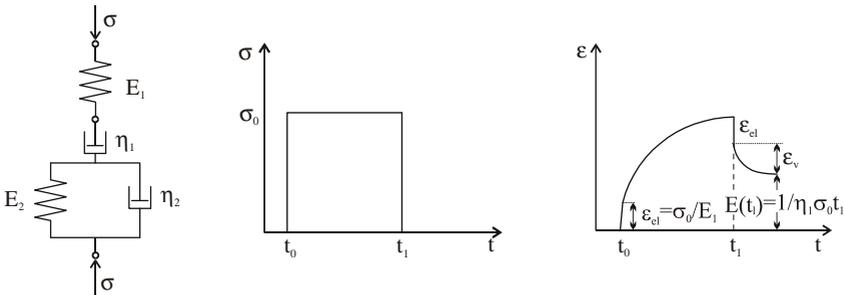


Abb. 3.8: Der BURGERS-Körper

3.2 Ansätze zur Beschreibung des Kriechverhaltens

3.2.1 Vorbemerkungen

Viele Baustoffe, u.a. Beton, Gips, Kunststoffe und Bitumen, zeigen ein ausgeprägtes viskoelastisches Verformungsverhalten, welches unter Dauerlast in Abhängigkeit des aufgetragenen Lastniveaus in die Bereiche lineares und nichtlineares Kriechen unterteilt wird. Im Bereich des linearen oder auch primären Kriechens (Abb. 3.9) wird näherungsweise von einem proportionalen Zusammenhang zwischen Kriechverformung und

kriecherzeugender Spannung ausgegangen, unter der die Dehnungszunahme mit der Zeit monoton abnimmt.

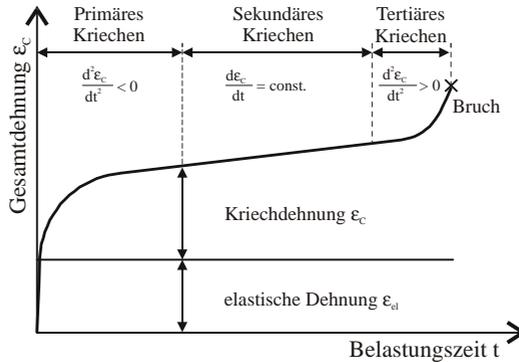


Abb. 3.9: Allgemeine Zeit-Dehnungskurve unter konstanter Beanspruchung nach [3.18]

Die Ansätze, die in den folgenden Abschnitten beschrieben werden, gelten insbesondere für Beton, da dessen Verformungseigenschaften bereits umfassend beschrieben wurden. In Abschnitt 3.4 wird dann das Verformungsverhalten von Gips genauer betrachtet und mit dem für Beton verglichen.

Die Gültigkeit der linearen Kriechtheorie ist auf den Gebrauchslastbereich beschränkt. Dieser liegt für das Druckkriechen von Beton im Bereich von 25 bis 40% der Druckfestigkeit [3.7]. Oberhalb dieses Bereichs wachsen die Kriechverformungen mit steigender kriecherzeugender Spannung überproportional an. Die zeitliche Dehnungszunahme kann dabei konstant sein (sekundäres Kriechen) oder überproportional ansteigen (tertiäres Kriechen), was schließlich zum Kriechbruch führt (vgl. Abb. 3.9). Dieser Bereich der Kriechverformung wird als nichtlineares Kriechen bezeichnet. Da unter Gebrauchsspannung auch bei Gipsbaustoffen nur primäres Kriechen auftritt, konzentrieren sich die Betrachtungen auf diesen Fall.

3.2.2 Grundlegende Zusammenhänge bei einstufiger Einwirkung

Unter Kriechen versteht man die zeitabhängige Verformungsantwort auf eine über längere Zeit aufgebrachte Spannung. In Abb. 3.10 ist das phänomenologische Ergebnis eines Druckkriechversuchs unter konstanter Spannung im Einstufenversuch dargestellt. Ein Probekörper wird zum Zeitpunkt t_0 nach seiner Herstellung mit einer konstanten Spannung $\sigma_c = \sigma_0$ beansprucht. Es stellt sich als Folge der aufgebrachten Spannung $\sigma_0 = \sigma(t_0)$, die elastische Dehnung $\epsilon_{el}(t_0)$ ein:

$$\epsilon_{el}(t_0) = \frac{\sigma_0}{E(t_0)} \quad (3-16)$$

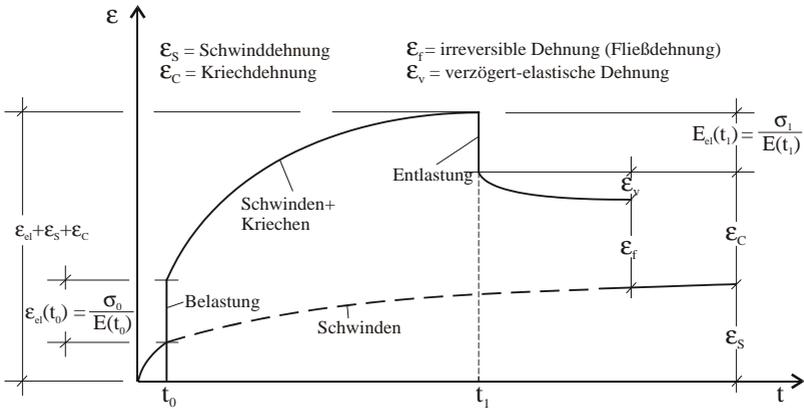


Abb. 3.10: Einstufiger Kriechversuch mit $\sigma_C = \sigma_0$ aus [3.2]

Unter den Annahmen,

- dass die Schwindverformungen eines belasteten und eines unbelasteten Körpers gleich sind und
- dass die elastische Dehnung $\varepsilon_{el}(t_0)$ von der Gesamtdehnung $\varepsilon_{ges}(t)$ separierbar, also im Belastungszeitraum konstant ist,

ergibt sich die Gesamtdehnung $\varepsilon_{ges}(t, t_0)$ im einstufigen Kriechversuch aus der Summe der konstanten elastischen Dehnung $\varepsilon_{el}(t_0)$, der zeitabhängigen Schwindverformung $\varepsilon_S(t, t_0)$ und der zeitabhängigen Kriechdehnung $\varepsilon_C(t, t_0)$ zu:

$$\varepsilon_{ges}(t, t_0) = \varepsilon_{el}(t_0) + \varepsilon_S(t, t_0) + \varepsilon_C(t, t_0) \quad (3-17)$$

Bei vollständigem Spannungsrückgang zum Zeitpunkt t_1 wird die elastische Dehnung spontan wiedergewonnen. Im Zeitraum $t > t_0$ stellt sich eine zeitlich degressiv verlaufende Rückverformung ε_v , die auch verzögert-elastische Dehnung genannt wird, ein [3.22].

Die Dehnung nimmt weiter ab und strebt einem Grenzwert zu. Dieser Grenzwert definiert die irreversible Fließdehnung ε_f und wird als residuale bzw. irreversible Dehnung bezeichnet. Ausgehend von der Annahme, dass der E-Modul sowohl zeit- als auch spannungsunabhängig ist, ergibt sich die Fließdehnung zu:

$$\varepsilon_f(t, t_0) = \varepsilon_{ges}(t, t_0) - \varepsilon_{el}(t_0) - \varepsilon_S(t, t_0) + \varepsilon_v(t, t_0) \quad (3-18)$$

Unter der Annahme, dass die Kriechdehnung proportional zu der elastischen Dehnung ist, ergibt sich die Kriechzahl bzw. Kriechfunktion zu:

$$\varphi(t, t_0) = \frac{\varepsilon_C(t, t_0)}{\varepsilon_{el}(t)} \quad (3-19)$$

Eingesetzt in Gleichung (3-17) ergibt sich die Gesamtdehnung infolge einer Spannungsänderung:

$$\begin{aligned}\varepsilon_{ges}(t, t_0) &= \varepsilon_{el}(t_0) \cdot (1 + \varphi(t, t_0)) + \varepsilon_S(t, t_0) \\ &= \frac{\sigma(t_0)}{E(t_0)} \cdot (1 + \varphi(t, t_0)) + \varepsilon_S(t, t_0)\end{aligned}\quad (3-20)$$

Mit Einführung der Kriechfunktion $J(t, t_0)$ mit:

$$J(t, t_0) = \frac{1 + \varphi(t, t_0)}{E(t_0)} \quad (3-21)$$

wird aus Gleichung (3-20):

$$\varepsilon_{ges}(t, t_0) = \sigma(t_0) \cdot J(t, t_0) + \varepsilon_S(t, t_0). \quad (3-22)$$

Diese Gleichung wird häufig für die mathematische Beschreibung des Phänomens Kriechen verwendet. Die Funktion $J(t, t_0)$ stellt die Verformung infolge einer zum Zeitpunkt t_0 aufgebrachten Einheitsspannung $\sigma(t_0)=1$ dar. Der Sonderfall des zeitabhängigen Spannungsabbaus bei konstanter Verformung wird als Relaxation bezeichnet, die durch die Relaxationszahl $\psi(t, t_0)$ beschrieben wird. Die Relaxationszahl ist als Quotient aus Spannungsänderung und Anfangsspannung definiert:

$$\psi(t, t_0) = \frac{\Delta\sigma(t, t_0)}{\sigma(t_0)} \quad (3-23)$$

Zwischen Kriech- und Relaxationszahl besteht folgender Zusammenhang:

$$\psi(t, t_0) = \frac{\varphi(t, t_0)}{1 - \rho \cdot \varphi(t, t_0)}, \quad (3-24)$$

mit dem Relaxationskennwert ρ , mit dem für Beton der Einfluss der auf das Kriechen nach TROST [3.24] berücksichtigt wird.

3.2.3 Lineare Kriechtheorien bei veränderlicher Spannungsgeschichte

Im Gebrauchszustand treten i.d.R. keine konstanten Belastungen und damit auch keine konstanten Spannungen auf. Im Mauerwerk sind fortlaufend Lastumlagerungen durch beispielsweise Windlasten, Schneelasten und auch Verkehrslasten zu verzeichnen. Dies macht die Beschreibung des zeitabhängigen Stoffverhaltens unter veränderlicher Spannungsgeschichte erforderlich. Neben dem Superpositionsprinzip sind hier die Theorien des Alterns (Fließen mit Alterung) und der elastischen Nachwirkung (verzögert-elastisches Kriechen) sowie der Summen- und der Produktansatz (affines Kriechen) zu nennen. Für die Beschreibung dieser Kriechtheorien sei unter anderem auf [3.2], [3.7], [3.8], [3.13], [3.18], [3.24] verwiesen, da in den durchgeführten Versuche (vgl. Kapitel 5) keine veränderlichen Spannungen aufgeprägt wurden.

3.2.4 Rheologische Modelle für lineare Kriechtheorien

Der in Abschnitt 3.1.3 beschriebene KELVIN-Körper liefert eine reversible zeitabhängige Verformung, die einem Endwert entgegen strebt und so den Anteil der verzögerten Elastizität des Kriechens qualitativ gut abbildet. Eine zutreffende Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens von Gips gelingt jedoch nicht, da die elastische Verformung infolge Spannungsänderung nicht abgebildet wird.

Der MAXWELL-Körper liefert hingegen eine linear zunehmende Kriechverformung mit reversiblen elastischem Verformungsanteil und irreversiblen Kriechanteil. Mit zeitunabhängiger Dämpfungviskosität ist der Körper deshalb nicht in der Lage die Kriechverformung des Gipses abzubilden. Trotz Einführung der zeitabhängigen Dämpfungviskosität strebt die Spannung schnell gegen Null, was im Widerspruch zu in Versuchen beobachtetem Verformungsverhalten führt.

Weder mit KELVIN- noch mit MAXWELL-Körpern allein kann das viskoelastische Verhalten von Gips ausreichend genau dargestellt werden. Um die Genauigkeit der Abbildung des viskoelastischen Verhaltens zu verbessern, werden gemäß Abb. 3.11 mehrere KELVIN-Körper in Reihe oder mehrere MAXWELL-Körper parallel geschaltet [3.2], [3.12], [3.18].

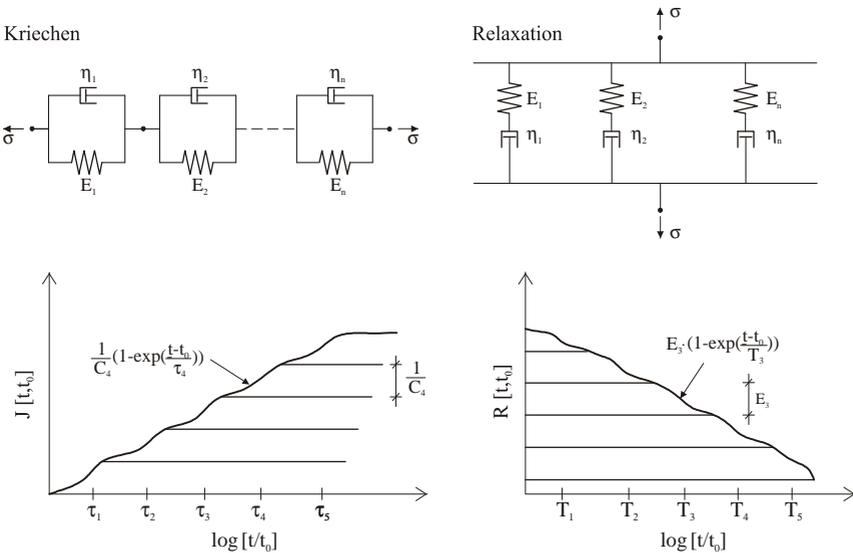


Abb. 3.11: KELVIN- und MAXWELL-Reihen zur Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens nach [3.12]

Bei Kombination von n KELVIN- oder MAXWELL-Körpern entstehen Differentialgleichungen n -ter Ordnung:

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E_0} \cdot \left[1 + \varphi_\infty \cdot \sum_{j=1}^n c_j \left(1 - e^{-\frac{t-t_0}{\tau_j}} \right) \right] \quad (3-25)$$

$$\sigma(t) = \sigma_0 \cdot \left[1 - \psi'_\infty \cdot \sum_{j=1}^n g_j \left(1 - e^{-\frac{t-t_0}{T_j}} \right) \right] \quad (3-26)$$

Aus Gleichung (3-25) ergibt sich die Kriechfunktion:

$$\varphi(t, t_0) = k \cdot f(t - t_0) = k \cdot \sum_{j=1}^n c_j \left(1 - e^{-\frac{t-t_0}{\tau_j}} \right) \quad (3-27)$$

Aus Gleichung (3-26) ergibt sich die Relaxationsfunktion:

$$\psi(t, t_0) = \frac{\sigma(t, t_0)}{\sigma(t_0)} = k \cdot \sum_{j=1}^n g_j \cdot e^{-\frac{t-t_0}{T_j}} \quad (3-28)$$

Die in den Gleichungen (3-27) und (3-28) verwendeten Parameter werden mittels Regressionsanalyse ermittelt. Mit den Parametern c_j , g_j bzw. C_j und E_j wird die altersabhängige Viskosität in Abhängigkeit des Erstbelastungsalters berücksichtigt.

Mit dem BURGERS-Modell gelingt die rheologische Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens unter Berücksichtigung des Summenansatzes. Die elastische Verformung wird durch die Feder des MAXWELL-Körpers, die viskoelastische Verformung durch den KELVIN-Körper und das Fließen durch den Dämpfer des MAXWELL-Körpers mit einer zeitabhängigen Viskosität $\eta(t)$ abgebildet.

Zur rheologischen Beschreibung des Produktansatzes wird meist die KELVIN-Variante des ZENER-Körpers (vgl. Abschnitt 3.1.4) verwendet. Das Stoffgesetz für den viskoelastischen Festkörper mit Alterung wird mit Hilfe von altersabhängiger Dämpfungviskosität und Federsteifigkeit des KELVIN-Körpers $\eta(t)$ und $E(t)$ formuliert:

$$\ddot{\varepsilon}(t) + \frac{1}{\tau_k} \cdot \dot{\varepsilon}(t) = \frac{1}{E} \cdot \left[\frac{1}{\tau_k} \cdot \dot{\sigma}(t) \cdot (1 + \varphi_\infty(t)) + \ddot{\sigma}(t) \right] \quad (3-29)$$

3.3 Zusammenhang zwischen Kriechen und Relaxieren

Zur Untersuchung des viskoelastischen Verhaltens wird meist das Kriechverhalten von Baustoffen herangezogen, da der Versuchsaufbau einfacher ist als der zur Ermittlung des Relaxationsverhaltens. Da sowohl der Relaxation als auch dem Kriechen viskoelastisches Werkstoffverhalten zugrunde liegt, sind beide in Näherung ineinander überführbar. Der grundlegende Unterschied liegt in der Einwirkungsart. Während im Kriechversuch die einwirkende Spannung konstant ist, wird im Relaxationsversuch die einwirkende Dehnung konstant gehalten.

GUTSCH wertet in [3.12] diesbezüglich eine Vielzahl von Quellen aus. Im Folgenden werden die gebräuchlichsten Möglichkeiten, um von bekanntem Kriechverhalten auf die Relaxation zu schließen, kurz zusammengefasst und bewertet. Für die genaue Beschreibung des Relaxationsverhaltens sollte die Relaxation grundsätzlich im Versuch erfolgen.

Durch Superposition kann unter Berücksichtigung der Alterung sowohl das Relaxationsverhalten vom Kriechverhalten abgeleitet werden, als auch das Kriech- vom Relaxationsverhalten. Das Verfahren ist sehr aufwendig, da die Lösung des Integrals nicht geschlossen möglich ist, führt aber zu einer mechanisch strengen Lösung [3.12].

Die Umrechnung des Kriechverhaltens in das Relaxationsverhalten gelingt einfacher mit der Viskoelastizitätstheorie. Daher wird dieses Verfahren häufig als Näherungslösung verwendet. Während für nicht alternde Werkstoffe eine mechanisch strenge Lösung möglich ist, wird bei alternden Werkstoffen die über die Kriechfunktion ermittelte Restspannung überschätzt [3.24].

Mit der von *TROST* [3.24] vorgeschlagenen Näherungslösung, die unter Einführung des Relaxationskennwertes ρ der strengen Lösung sehr nahe kommt, lässt sich das Relaxationsverhalten auch für alternde Werkstoffe ableiten.

Formal ähnliche Zusammenhänge zwischen Kriech- und Relaxationsfunktion werden von *WITTMANN* [3.27] und *DISCHINGER* [3.8] als Lösung der DGL des MAXWELL-Elements vorgeschlagen. Sowohl *WITTMANN*'s Herleitung, die sich nur am MAXWELL-Element erklären lässt, als auch *DISCHINGER*'s auf den *WHITNEY*'schen Idealkurven basierender Ansatz verletzen die Voraussetzung des Superpositionsprinzips. Die in Versuchen gemessene Restspannung wird unterschätzt. Dieser Ansatz zur Bestimmung der Restspannung sollte daher nicht verwendet werden [3.12].

Näherungsweise lässt sich das viskoelastische Verhalten von Beton und ggf. auch Gips mit KELVIN- oder MAXWELL-Ketten beschreiben. Je mehr Elemente verwendet werden, desto besser gelingt die Beschreibung. Eine hinreichend genaue Beschreibung der Relaxation von Beton gelingt nach *TROST* [3.24] mit 4 parallel geschalteten Maxwell-Elementen.

3.4 Lastabhängige Formänderungen von Gips und Gipsmörtel

3.4.1 Vorbemerkungen

Nach Belastung treten in poröser Baustoffe Formänderungen auf (vgl. Abschnitt 3.2.2). Diese sind nicht nur vom Baustoff selbst abhängig, sondern u.a. auch von Bauteilabmessungen, der Temperatur, der Feuchte und der Art der Einwirkung äußerer Kräfte. In der Praxis überlagern sich die lastabhängigen Verformungen meist mit den lastunabhängigen. Die genaue Analyse der unter Dauerlast auftretenden Gesamtverformung setzt neben der Aufnahme von Belastungskurven auch die von Entlastungskurven voraus.

Das Verformungsverhalten eines herstellungsfeuchten Rocasogipses wird von *WINKLER* in [2.13] untersucht. Die an diesem ermittelten Be- und Entlastungskurven sind in Abb. 3.12 dargestellt.

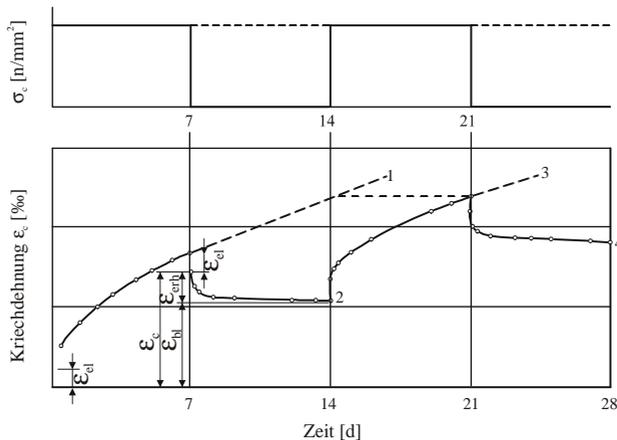


Abb. 3.12: Spannungs- und Verformungs-Zeit-Diagramm für herstellungsfeuchten Gips [2.13] (1 und 3: Belastungskurven, 2 und 4 Entlastungskurven / Gips: Rocaso SG 9, $w=0,8$)

Die Ähnlichkeit zum Verformungsverhalten von Betonen unter konstanter Last (Abb. 3.10) lässt vermuten, dass sich auch die Kriechverformung von Gips aus einem elastischen, einem verzögert-elastischen und einem irreversiblen Verformungsanteil zusammensetzt und mit dem *BURGERS*-Modell (Abb. 3.8) beschrieben werden kann.

3.4.2 Elastische Formänderung

Im Bereich der elastischen Verformung wird im Modell das *HOOKE*'sche Gesetz (Gleichung (3-16)) angenommen. Die aus der Last resultierenden Verformungen sind zeitunabhängig und reversibel. Dieses idealelastische Verhalten ist bei quasi-homogenen

mineralischen Baustoffen jedoch nur eingeschränkt gültig. Die Spannungs-Verformungs-Kurven zeigen meist einen nichtlinearen Verlauf [2.23], d.h. der E-Modul ist spannungsabhängig und lässt sich als Sekantenmodul ermitteln:

$$E(t) = \frac{\sigma_2 - \sigma_1}{\varepsilon(t_2) - \varepsilon(t_1)} \quad (3-30)$$

Durch die Zugabe von hydraulischen Bindemitteln oder von Zuschlagstoffen bei konstantem W/B-Wert lässt sich nach [2.13] der E-Modul nennenswert erhöhen.

3.4.3 Kriechverformung

Allgemeines

Die aus dem Kriechen resultierende Verformung von Gipsmörtel ist erheblich größer als die von Beton. Wird Gipsmörtel als Fugenmörtel in historischem Mauerwerk eingesetzt, ist das hohe Kriechvermögen grundsätzlich als Vorteil gegenüber Mörteln mit anderen mineralischen Bindemitteln zu werten. Durch seine höhere viskoelastische Verformung ist Gipsmörtel dadurch in der Lage, Spannungsspitzen beispielsweise aus Verformungen oder Lastumlagerungen im Mauerwerk besser abzubauen zu können [2.31]. Die Gefahr der Rissbildung im Verbund zum Stein oder auch im Mörtel selbst sinkt (vgl. hierzu Abschnitt 4). Die Verwendung von Gipsbaustoffen in tragenden Bauteilen ist aufgrund des starken Feuchteinflusses auf die mechanischen Eigenschaften im Vorfeld jedoch stets kritisch zu bewerten.

In Abb. 3.13 sind charakteristische Kriechkurven für Gipsbaustoffe nach [2.23] dargestellt. Wie bereits in Abschnitt 2.3.3 für die Festigkeitseigenschaften festgestellt wurde, beeinflusst die Feuchtigkeit auch die viskoelastischen Eigenschaften von Gipsmörtel nennenswert. Mit Erhöhung der Materialfeuchte ist eine starke Erhöhung des Kriechverhaltens feststellbar.

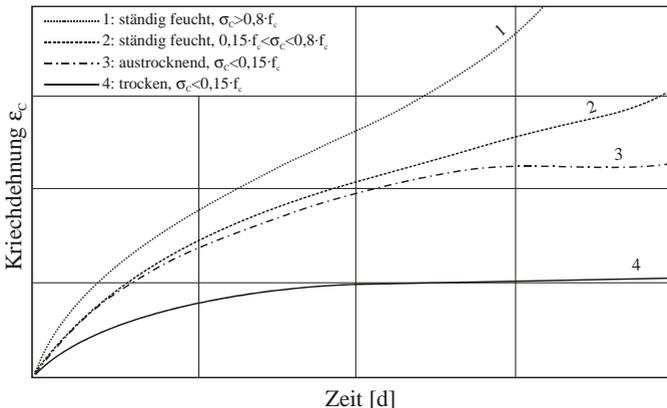


Abb. 3.13: Charakteristische Kriechkurven für Gipsbaustoffe (nach [2.23])

Ein Endkriechmaß lässt sich nur für trockene (Kurve 4) oder austrocknende (Kurve 3) Gipsbaustoffe und bei relativ geringen Kriechspannungen bestimmen, denn nur diese konvergieren für $t \rightarrow \infty$. Die Berechnung der Kriechzahl $\varphi(t, t_0)$ ist dann nach Gleichung (3-19) möglich. Bei höheren Spannungen und/oder ständiger Durchfeuchtung (Kurven 1 und 2) ergeben sich in Abhängigkeit von den jeweiligen Belastungsbedingungen divergente Kriechkurven. Ab einer bestimmten Laststufe tritt ein Kriechbruch auf.

Lässt die Anfangskriechkurve auf konvergentes Materialverhalten schließen, so schlägt SATTLER [2.23] die Extrapolation der Kriechdehnung in folgender Form vor:

$$\varepsilon_c = \frac{\sigma_c \cdot t}{a \cdot t + b} \quad (3-31)$$

Der Grenzwert der Kriechdehnung ergibt sich für $t \rightarrow \infty$ dann zu:

$$\varepsilon_{c,\infty} = \frac{\sigma_c}{a} \quad (3-32)$$

Die Konstante a ist von den Eigenschaften des Versuchsmaterials abhängig und beschreibt im Koordinatensystem mit $y = t / \varepsilon_c$ und $x = t$ die Steigung der transformierten Verformungs-Zeit-Geraden. Diese ist experimentell zu ermitteln.

Ursachen der plastischen Verformung von Gips

Gips weist strukturell ein ausgeprägtes Schichtengitter auf. Parallele Schichten lassen sich durch verhältnismäßig geringe Kräfte gegeneinander verschieben [3.26]. Hinzu kommen Verbiegungen, Verdrillungen oder sogar Brüche nadliger Dihydratkristalle, da diese sich bei Belastung aufeinander abstützen und ähnlich wie bei einem Dreipunktbiegebalken beansprucht werden [3.10]. Verschiebungen und Verdrehungen einzelner Gipskristalle oder ganzer Teile des Gefüges führen zur Verdichtung. Je poröser das Gefüge ist, desto größer ist auch die Verdichtung (vgl. nächsten Abschnitt).

Die im Porengefüge vorhandene Feuchtigkeit führt zur Anlösung von Gipskristallen (vgl. Abschnitt 2.4.4), was wiederum die Verschiebung der Kristalle bei Belastung vereinfacht. Zusätzlich übt das in den Poren vorhandene Wasser aufgrund kapillarer Spannungen eine lösende Wirkung auf die Kristallstruktur aus [2.21]. Das typische Abklingen der Kriechverformung mit der Zeit erklärt PEREDERIJ [2.21] einerseits durch die Verdichtung des Gefüges infolge des äußeren Drucks und andererseits durch Rekrystallisation des Halbhydrats.

Einfluss der Ausgangsstoffe

Die im vorherigen Abschnitt beschriebenen Kriechmechanismen werden maßgeblich von den Ausgangsstoffen beeinflusst. Von besonderem Interesse sind die Unterschiede zwischen α -HH, β -HH und Anhydrit II, da sich diese Bindemittel in den Projektmörteln wiederfinden und deren Kriechverhalten geprüft wurde (vgl. Abschnitt 5.2).

Während durch die Dampfhärtung des α -HH große, dichte Kristalle mit geringem Aspektverhältnis entstehen, ist β -HH kryptokristallin und porös. *PEREDERIJ* [2.21] führt darauf das unterschiedliche Kriechverhalten der Halbhydratphasen zurück. Im Vergleich zum α -HH weist das Porensystem des β -HH längere „Mikrokanäle“ auf, durch die das Wasser weiter in das Baustoffgefüge eindringen könne. Die Folge seien verstärkte Anlösungen und Verschiebungen der Kristalle, insbesondere paralleler Gitterschichten. Da die Kristalle des α -HH besser miteinander verwachsen seien, bilden sich weniger Gleitebenen aus.

Hinzu kommt die geringere Rohdichte des β -HH, die u.a. durch das geringere spezifische Gewicht von ca. 2,3-2,55 kg/dm³ im Vergleich zum α -HH mit ca. 2,8 kg/dm³ erklärt werden kann. Die Verdichtung des Gefüges durch Belastung ist beim β -HH größer als beim α -HH.

In Versuchen zeigt *PEREDERIJ* [2.21] dann auch, dass wassergesättigte α -HH-Proben bei einer Belastung von 25% der Druckfestigkeit lediglich eine maximale Kriechverformung von ca. 1‰ aufweisen, wogegen die Kriechverformungen bei gleich belasteten β -HH Proben bei 25‰ lagen. Zu ähnlichen Ergebnissen kommen auch *FISCHER* [3.10] und *EIPeltauer* [3.9]. Sie beschreiben die geprüften α -HH als kriechfeste Gipse, die selbst in wassergesättigtem Zustand aufgrund des dichten Gefüges nur eine unbedeutende Kriechverformung aufweisen, die nach wenigen Tagen abklingt.

SATTLER [2.23] bestätigt diese Ergebnisse nicht. In Abb. 3.14 sind die Kriechkurven von Gipskörpern aus unterschiedlichen Halbhydraten dargestellt. Das sehr hohe Kriechmaß des α -HH aus Rottleberode führt er auf einen hohen Anhydritanteil zurück. Die beiden anderen geprüften Halbhydrate zeigen in herstellungsfuchtem Zustand ähnliches Kriechverhalten. Auch *BLAKEY* [3.5] stellte insbesondere bei feuchtem Hartgips aus α -HH ähnliche Kriechverformungen fest.

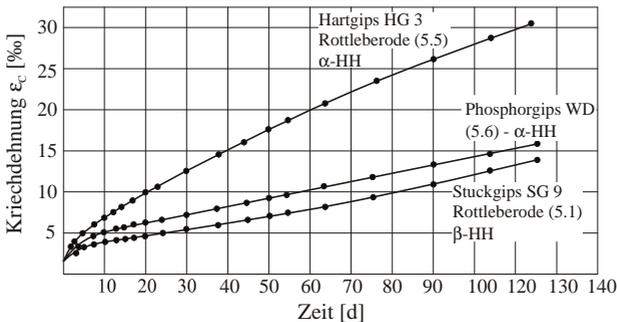


Abb. 3.14: Kriechkurven von Gipskörpern aus α - und β -HH gleicher Rohdichte mit $w=0,55$ (nach [2.23])

Durch den Einsatz von Anhydrit II wird das Kriechverhalten von Gips negativ beeinflusst [2.23]. Abb. 3.15 zeigt, dass mit zunehmendem Anhydrit-II-Anteil die Kriechverformung um ein Vielfaches zunimmt. Bei einem Anhydrit-II-Anteil von 50% kam es in diesem Versuch bereits nach 31 Tagen zum Kriechbruch. Da es sich bei historischen und auch modernen Brand- oder Hochbrandgipsen um Mischgipse handelt (vgl. Abschnitt 2.3), ist bei diesen immer mit einem erhöhten Anteil an Anhydrit II und deshalb mit entsprechender negativer Beeinflussung der mechanischen Eigenschaften zu rechnen. Durch Zugabe von hydraulischen Bindemitteln kann das Verformungsverhalten von Gipsmörtel erheblich verbessert werden.

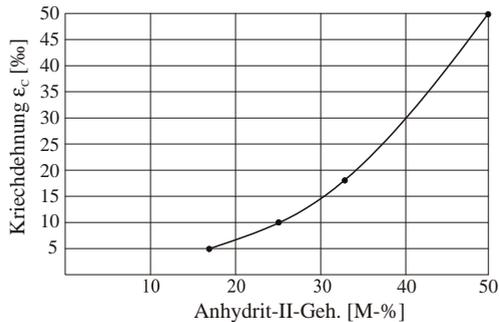
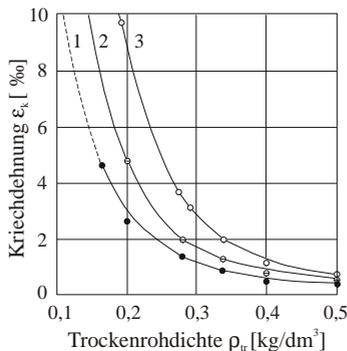


Abb. 3.15: Kriechmaß von β-HH in Abhängigkeit des Anhydrit-II-Gehalts (nach [2.23])

Einfluss der Rohdichte

Die Rohdichte beeinflusst nicht nur die mechanischen Eigenschaften im Kurzzeitversuch, sondern nach [2.23] auch die Verformungseigenschaften von Gipsmörteln. Für den Einfluss der Rohdichte auf das Kriechverhalten von β-HH-Mörteln ermittelte SATT-*LER* an 5 Versuchsreihen einen logarithmischen Zusammenhang, der in Abb. 3.16 dargestellt ist:



$$\epsilon_C = \frac{\epsilon_{C1}}{\rho_{tr}^a} \quad (3-33)$$

mit

ϵ_{C1} = Kriechmaß bei

$\rho_{tr} = 1 \text{ kg/dm}^3$

Abb. 3.16: Kriechverformung in Abhängigkeit von der Trockenrohddichte nach [2.13] (1 nach 100 Stunden, 2 nach 10 Tagen, 3 nach 21 Tagen, Gips: Rocaso SG 9)

Einfluss der Belastung

FISCHER und WINKLER zeigen mit ihren Versuchen in [2.8], dass sowohl bei trockenen als auch bei feuchten Gipsproben ein linearer Zusammenhang zwischen Kriechverformung und Kriechspannung besteht (Abb. 3.17).

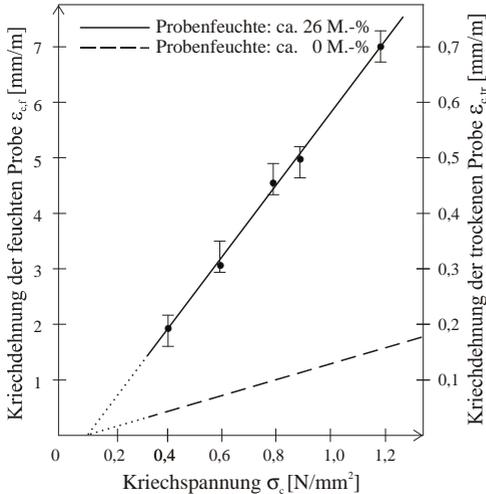


Abb. 3.17: Zusammenhang zwischen Kriechdehnung und Kriechspannung nach 100 h [2.8]

Eine Verlängerung der Geraden (gestrichelte Linien) lässt diese die Abszisse zwischen 0,1 und 0,2 N/mm² schneiden und ergibt so für beide Prüfserien eine ähnliche geringe Kriechgrenze. Mit dem Auftreten von Kriechverformungen ist bei Gips und gipsgebundenen Baustoffen also immer zu rechnen [3.26].

Für α -HH- und β -HH-Mörtel begrenzt SATTLER [2.23] diesen linearen Zusammenhang auf Kriechspannungen, die unter 25-30% der Druckfestigkeit liegen. Für Kriechspannungen

die über diesem Wert liegen, gilt diese Proportionalität nur eingeschränkt. Da jedoch die Gebrauchsspannung i.d.R. im Bereich von unter 30% der Druckfestigkeit liegt, kann nach [2.23] in der Praxis weitestgehend von einem linearen Zusammenhang zwischen Spannung und Verformung ausgegangen werden.

Einfluss der Feuchtigkeit

Der Einfluss der Feuchtigkeit auf das Kriechverhalten von Gipsbaustoffen wird im Allgemeinen ähnlich eingeschätzt wie der Feuchteinfluss auf die Druckfestigkeit. FISCHER und WINKLER zeigen in [2.9], dass die Kriechverformung nach 90 Stunden bis zu einer Probenfeuchte von ca. 2,4 M.-% stark, danach etwas weniger stark ansteigt. SATTLER beschreibt für Gipsfeuchten zwischen 0 und 1 M.-% einen starken linearen Zuwachs der Kriechverformung nach 28 Tagen, für den Feuchtebereich zwischen 1 und 5 M.-% eine stetige Abnahme der Kriechgeschwindigkeit und für Feuchten über 5 M.-% einen flachen, linearen Anstieg bis zur Sättigung [2.23]. Beide Verläufe sind in Abb. 3.18 dargestellt.

Zur Verbesserung der Eigenschaften des Gipses im feuchten Zustand können nach [2.23] hydraulische oder latent-hydraulische und/oder puzzolanische Bindemittel zuge-

geben werden. *SATTLER* berücksichtigt bei dieser Empfehlung jedoch nicht das Reaktionspotential zwischen Calciumsulfat und beispielweise den in diesem Bindemittel ggf. enthaltenen Aluminatphasen (vgl. Abschnitt 2.4.6).

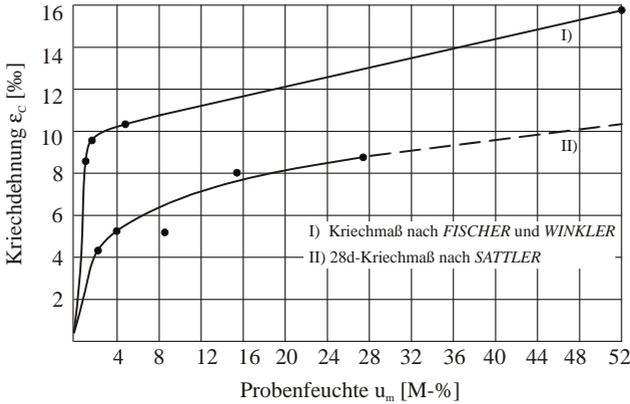


Abb. 3.18: Kriechen in Abhängigkeit der Probenfeuchte [2.23]
(Stuckgips, $w=0,8$, $\sigma_c=1,2$ N/mm² - Belastungsdauer: 28 d)

Kriechverhalten austrocknender Probekörper

Die Messung von Kriechverformungen an austrocknenden Gipskörpern wird ausführlich in [2.23] beschrieben. Unabhängig von der Austrocknungsdauer klingt die Kriechverformung mit Erreichen der Ausgleichsfeuchte sehr schnell ab. Unter diesen Bedingungen hat das Kriechen einen belastungsabhängigen Endwert, der von der Austrocknungsgeschwindigkeit abhängt. Die während der Austrocknung auftretenden Schwindverformungen sind vernachlässigbar klein (vgl. Abb. 3.19).

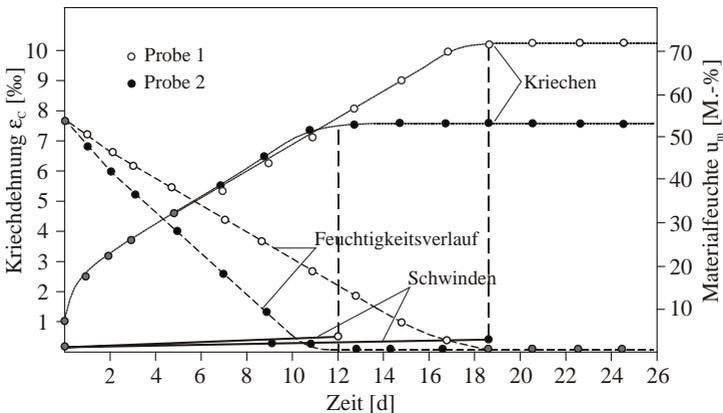


Abb. 3.19: Abhängigkeit des Kriechverhaltens vom Feuchtigkeitsverlauf [2.23]
(Stuckgips, $w=0,8$, $\sigma_c=1,2$ N/mm²)

3.4.4 Ansätze zur Beschreibung von Kriechverformungen von Gipsmörtel

Längsverformung unter Druckbeanspruchung

BLAKEY [3.5] formuliert 1956 aus seinen Untersuchungsergebnissen für auf Biegung beanspruchte Kriechkörper mit Ausgleichsfeuchte folgenden Zusammenhang:

$$\varepsilon_c = \frac{\sigma}{E} + \sigma \cdot c \cdot \sqrt{t} \quad (3-34)$$

Je kleiner die verwendeten Probekörper sind, desto größer ist der spezifische Kriechkoeffizient c [3.23]. Bei Untersuchungen an feuchtegesättigten Probekörpern ergibt sich der Kriechkoeffizient um Faktor 100 größer als an den Kriechkörpern mit Ausgleichsfeuchte.

Messungen von FISCHER und WINKLER [2.8] ergeben über Monate ein Anwachsen der Kriechverformung. Mit dem Hinweis, dass aufgrund der geringen Anzahl experimenteller Daten eine strenge mathematische Formulierung nicht möglich sei, beschreiben sie 1966 folgenden Zusammenhang für die Belastungskurve des Stuckgipses Rocaso aus Rottleberode:

$$\varepsilon_{gs} = \sqrt[A]{t/e^C} \quad (3-35)$$

Dieser Ansatz berücksichtigt die Materialfeuchte der Probekörper und die Höhe der Kriechspannung σ_c in den Faktoren A und C .

Nach weiteren Versuchen am Stuckgips Rocaso formuliert WINKLER [3.26] drei Jahre später einen allgemeinen Ansatz für die Kriechfunktion für mittlere Spannungen (konvergierende Kriechkurven, vgl. Kurven 3 und 4 in Abb. 3.13):

$$\varepsilon_c(t) = a \cdot [1 - e^{-(b+c \log t) \cdot t}] \quad (3-36)$$

Dieser Ansatz ähnelt der Lösung der Differentialgleichung des KELVIN-Körpers (Gleichung (3-12)) zur Beschreibung des verzögert-elastischen Verformungsanteils für die Anfangsbedingung $\varepsilon(t_0 = t) = \varepsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E}$.

SATTLER [2.23] stellt 1970 die Ähnlichkeit zwischen dem Verformungsverhalten von Gipsmörtel und der Lösung der Differentialgleichung des BURGERS-Modells fest.

Querverformung unter Druckbeanspruchung

In [3.25] stellt WINKLER fest, dass sich die Kriechverformungen bei Gips, anders als bei Zement, nicht bei konstantem Volumen einstellen. Auch andere Untersuchungen an Gipsmörtel bestätigen dies. So wird von SATTLER [2.23] neben der Kriechverformung in Belastungsrichtung auch die Querdehnung der Probekörper aus reinem Gips aufgezeichnet. Wie in Abb. 3.20 zu erkennen ist, scheint die Annahme einer linearen Querdehnung gerechtfertigt.

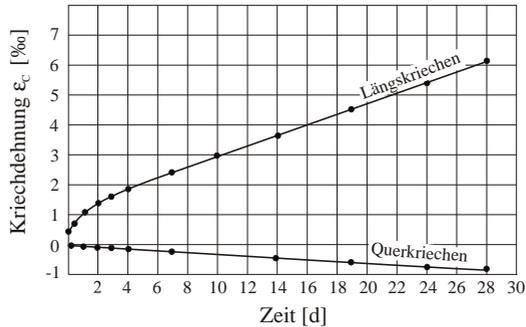


Abb. 3.20: Längs- und Querkriechen von herstellungsfeuchten Gipskörpern ($w=0,8$ und $\sigma_c=1,2$ N/mm²)

Es ist offensichtlich, dass zu jedem Längskriechmaß auch ein entsprechendes Querkriechmaß gehört. Daraus folgt nach [3.21], dass analog zur elastischen POISSON'schen Querkontraktionszahl eine POISSON'sche Zahl für die Kriechverformung definiert werden kann:

$$m_c = \frac{1}{\nu_c} = \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c, \text{quer}}} \quad (3-37)$$

Werden der Schubmodul G und der Elastizitätsmodul E in den elastischen Grundgleichungen für isotrope Stoffe

$$K = \frac{E}{3 \cdot (1 - 2\nu)} \quad \text{und} \quad G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)} \quad (3-38)$$

$$\text{mit } \lambda = \frac{\sigma}{\varepsilon_c/t} \quad (3-39)$$

durch die ihren zeitlichen Ableitungen äquivalenten Stoffkonstanten den Viskositätskoeffizienten für Schubbeanspruchung η und für Normalbeanspruchung λ [3.21] ersetzt und wird der Kompressionsmodul K durch die Volumenviskosität ζ substituiert [2.23], so erhält man:

$$\zeta = \frac{\lambda}{3 \cdot (1 - 2\nu)} \quad \text{und} \quad \eta = \frac{\lambda}{2 \cdot (1 + \nu)} \quad (3-40)$$

Da die Querkontraktionszahl zwischen 0 und 0,5 liegt, erhält man für $\lambda=2\eta$ reines Volumenkriechen und für $\lambda=3\eta$ reines Gestaltkriechen. Versuche in [2.23] ergaben beispielsweise eine Querdehnzahl für die Kriechverformung von $\nu_c=0,37$, woraus sich eine Aufteilung der Kriechverformung zu 26% auf Volumen- und zu 74% auf Gestaltkriechen ergibt. Die durch das Volumenkriechen erzeugte Verdichtung des Gipskörpers könnte dazu beitragen, dass Kriechvorgänge in der Regel allmählich zum Stillstand kommen.

3.4.5 Schlussfolgerungen

Für Gips und Gipsmörtel existieren noch keine gesicherten Materialgesetze zur Beschreibung des viskoelastischen Materialverhaltens insbesondere unter Feuchteinfluss. Die Lösungsansätze zur Beschreibung des Kriechverhaltens ähneln den Lösungen der Differentialgleichungen des MAXWELL-Körpers, des KELVIN-Körpers oder einer Reihenschaltung beider (vgl. Abschnitt 3.1). Sie enthalten im Versuch zu ermittelnde Faktoren, über die zumindest im Ansatz von *FISCHER* und *WINKLER* [2.8] die Materialfeuchte berücksichtigt wird. Eine streng mathematische Formulierung gelang bisher nicht. Die altersabhängige Formulierung des Kriechverhaltens, wie sie z.B. über den Reifegrad des Betons üblich ist, erscheint beim Gips aufgrund der sehr schnellen Hydratation (vgl. Abschnitt 2.3) nicht sinnvoll. Vielmehr muss eine Formulierung gewählt werden, die den Verlauf des Feuchtegehalts berücksichtigt. Dies erfordert eine kontinuierliche Aufzeichnung der Probenfeuchte über die gesamte Versuchsdauer (vgl. Kapitel 6).

Bis auf wenige Ausnahmen wurden die in Abschnitt 3.4.3 vorgestellten Kriechuntersuchungen an Gipsmörtel spätestens nach 28 Tagen abgebrochen. Vor allem bei feucht gelagerten Gipskörpern kann zu diesem Zeitpunkt häufig noch keine Aussage darüber getroffen werden, ob der jeweilige Probekörper konvergentes oder divergentes Materialverhalten aufweist, sich also ein Endkriechmaß einstellt oder nicht. Weiterhin ist davon auszugehen, dass ggf. auch nach 28 Tagen noch Austrocknungsvorgänge stattfinden, die Probefeuchte also während des Versuches abnimmt.

Bisher wurden keine Kriechkurven von Gipsmörteln veröffentlicht, denen eine große Belastungsdauer zugrunde liegt. Auch auf die Aufzeichnung der Verformungen nach Entlastung der Proben wurde meist verzichtet. Dies wird bei der Durchführung der Kriechversuche in Kapitel 5 berücksichtigt.

Aufgrund der geringen Ausprägung des Schwindens wurde meist nur die Gesamtverformung des Gipses im Kriechversuch aufgezeichnet. Hat der untersuchte Gipskörper zu Prüfbeginn seine Ausgleichsfeuchte im Prüfklima erreicht, ist eine solche Vereinfachung zumindest für „normal“ kriechenden Gips oder Gipsmörtel nachvollziehbar. Für eine exakte Bestimmung der Kriechverformung sollte die Schwindverformung jedoch berücksichtigt werden. Dies ist besonders bei während des Versuchs austrocknenden Probekörpern wichtig, da bei diesen stets größere Schwindverformungen zu erwarten sind.

4 Dauerhaftigkeit von historischem Mauerwerk

4.1 Vorbemerkungen

Zur Beurteilung der Dauerhaftigkeit von historischem Mauerwerk wird i.d.R. das jeweilige Verwitterungsverhalten der verwendeten Materialien, also des Mauersteins und des Fugenmörtels, herangezogen. Unter Verwitterung werden in diesem Zusammenhang Prozesse verstanden, die Stein- und Fugenmaterial zerstören, zersetzen und zerteilen [4.11]. Die Mechanismen der Stein- und Mörtelverwitterung sind bereits umfassend u.a. in [4.19], [4.23], [4.29], [4.40], [4.41], [4.43] und [4.44] beschrieben worden. Bei historischem Naturstein- oder Ziegelmauerwerk stellen meist die Mörtelfugen aufgrund der deutlich höheren kapillaren Saugfähigkeit die Schwachstelle im Verbundsystem dar [4.1], [4.11]. In einigen Fällen saugt der Ziegel aber auch stärker als der Mörtel.

Bei Bewitterung führen die unterschiedlichen Materialeigenschaften zu unterschiedlichen Feuchte- und Temperaturverteilungen in Mörtel und Stein (vgl. Abschnitt 4.2.2). Diese verursachen aufgrund ihrer hygrischen und thermischen Verformungen Zwangsspannungen. Führen diese Zwangsspannungen zu Rissen im Verbund oder im Mörtel, dringt vermehrt Feuchtigkeit in das Mauerwerk ein. Eine beschleunigte Gefügerstörung aufgrund von beispielsweise Frost oder Salzakkumulation kann die Folge sein [4.42]. Die Dauerhaftigkeit von historischem Mauerwerk wird also nicht ausschließlich vom Verhalten der einzelnen Materialien beeinflusst, vielmehr entscheidet bei Neuverfugungen die Qualität des Verbundes zwischen Mörtel und Stein über die Dauerhaftigkeit des Objektes. Die Entscheidung, welche Mörtel in welchem Mauerwerk eingesetzt werden, fällt i.d.R. aufgrund von Erfahrungen oder sehr aufwendigen Versuchsreihen. Inwieweit sich die ausgewählten Mörtel jedoch wirklich eignen, zeigt sich meist erst nach einigen Jahren am Bauwerk.

Kenntnisse über die Beanspruchung des Fugenmörtels im Mauerwerk (vgl. Abschnitt 4.2) sind daher ebenso wichtig, wie die Kenntnis über mögliche Schädigungsmechanismen des Stein-Mörtel-Verbunds (vgl. Abschnitt 4.3) und daraus abgeleitete Anforderungen an einen geeigneten Fugenmörtel (vgl. Abschnitt 4.4).

Da die Schädigung immer mit Feuchte- und Wärmeeffekten einhergeht, werden in Abschnitt 4.4 die maßgebenden Mechanismen des Feuchte- und Wärmehaushalts poröser Baustoffe kurz beschrieben.

In Abschnitt 4.6 werden verschiedene, bereits bestehende Modellansätze vorgestellt, die sich weitestgehend der in diesem Kapitel beschriebenen Zusammenhänge bedienen und zumindest qualitativ die Prognose der Dauerhaftigkeit von Mauerwerk ermöglichen. Diese Ansätze werden abschließend im Hinblick auf die Vorhersage der Dauerhaftigkeit von gipshaltigem Mauerwerk beurteilt, die daraus resultierende weitere Vorgehensweise wird abgeleitet.

4.2 Beanspruchung des Fugen- bzw. Mauermörtels im Mauerwerk

Fugen- und Mauermörtel übernehmen im Mauerwerk mehrere Aufgaben. Einerseits sind sie am Lastabtrag beteiligt und unterliegen somit mechanischen Beanspruchungen, andererseits bilden die Fugenmörtel den Mauerwerksabschluss und übernehmen die abdichtende Funktion gegen Witterungseinflüsse auf der Oberfläche.

4.2.1 Beanspruchung durch mechanische Einwirkungen

Die Mauerwerkstragfähigkeit wird gem. DIN 1053 vor allem durch die mechanischen Eigenschaften von Stein und Mörtel, den Steinverband, die Fugengeometrie und Fugenneigung bestimmt. Je größer der Anteil des Mörtels im Mauerwerk und je ungleichmäßiger der Fugenverlauf ist, desto größer ist auch der Einfluss der Mörteleneigenschaften auf das Gesamttragverhalten.

Wird Werksteinmauerwerk planmäßig vertikal belastet, resultieren daraus im Lagerfugenmörtel dreiaxiale Spannungszustände und zwischen Stein und Mörtel Schubspannungen. In ungleichmäßigem Mauerwerk hingegen werden die geneigten, unterschiedlich dicken Fugen stark durch Schub- und Zugspannungen beansprucht. Durch Setzungen, Exzentrizitäten und andere unplanmäßige Beanspruchungen kommen Zwangsspannungen hinzu [4.1].

4.2.2 Beanspruchung durch Witterungseinflüsse

Abhängig vom Bauwerksstandort und der jeweiligen Exposition wirkt die Witterung unterschiedlich stark auf Mauerwerksoberflächen ein. Dabei sind tages- und jahreszeitliche Wechsel von Temperatur, Feuchte, Schadstoffen, etc. zu berücksichtigen. Die Mauerwerksoberfläche ist dadurch physikalischen, chemischen und biologischen Verwitterungsvorgängen ausgesetzt.

Da die kapillare Saugfähigkeit des Mörtels meist größer ist als die des Steins und die Verwitterungsvorgänge durch Feuchte und Feuchtetransport auf das Porensystem der verwendeten Materialien einwirkt, ist der Fugenmörtel als Schwachstelle im Mauerwerk anzusehen. Nach einem Schlagregenereignis dringt Feuchtigkeit durch die Fugen tiefer in das Mauerwerk ein als durch die Steine (Abb. 4.1). Die Fugen leiten das eindringende Wasser entlang der Flanke, wo es durch die Steine aufgesogen werden kann. Die üblicherweise verzögerte Austrocknung der Steine führt im Inneren des Mauerwerks zu Feuchteanreicherungen, den sogenannten Feuchtetaschen. Gleichsam entstehen durch unterschiedliche wärmetechnische Eigenschaften von Stein und Mörtel auch unterschiedliche Temperaturverteilungen im Mauerwerk.

Die unterschiedlichen Feuchte- und Wärmeverteilungen im Mauerwerk führen genauso wie die unterschiedlichen Dehnungskoeffizienten von Stein und Mörtel zu unterschiedli-

chen Dehnungen, aus denen im gezwängten Mauerwerk Spannungen resultieren. Überschreiten diese Spannungen die Haftzugfestigkeit zwischen Mörtel und Stein oder die Zugfestigkeit von Mörtel oder Stein, entstehen Risse, durch die zusätzlich Wasser in das Mauerwerk eindringen kann. Die Verwitterungsvorgänge werden beschleunigt.

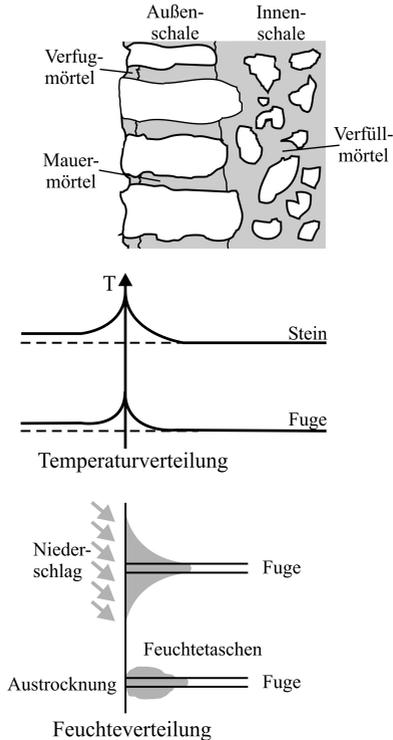


Abb. 4.1: Thermisch-hygrische Beanspruchung von historischem Mauerwerk in Anlehnung an [4.1]

Die besondere Abrissgefahr des Fugenmörtels vom Stein wird anhand der thermischen Verformung der Steine an der Wandoberfläche aufgrund sich ändernder Umgebungstemperaturen deutlich. Dabei können die Mauersteine im tiefer gelegenen Mauerwerksbereich als in den durch den Lastabtrag unter Druckspannung befindlichen Mauermörtel fest eingespannt angesehen werden, vergleichbar mit Zähnen im Kiefer (Abb. 4.2). Im Sommer heizt sich die Natursteinfassade tagsüber im vorderen Mauerwerksbereich bis in eine Tiefe von wenigen Zentimetern durch direkte Sonneneinstrahlung stark auf, nachts kühlt sich dieser Bereich wieder bis auf die Umgebungstemperatur ab. Temperaturdifferenzen von 50°C an der Oberfläche sind durchaus möglich. Diese bewirken Dehnungen von Stein und Mörtel, die sich mit lastbedingten Verformungen überlagern und durch gegenseitige Verformungsbehinderung Zwangsspannungen erzeugen.

Im Winter kühlt sich die Fassade auf sehr niedrige Temperaturen ab, woraus Zugspannungen in Mörtel und Stein sowie Haftzugbeanspruchungen in der Verbundzone resultieren.

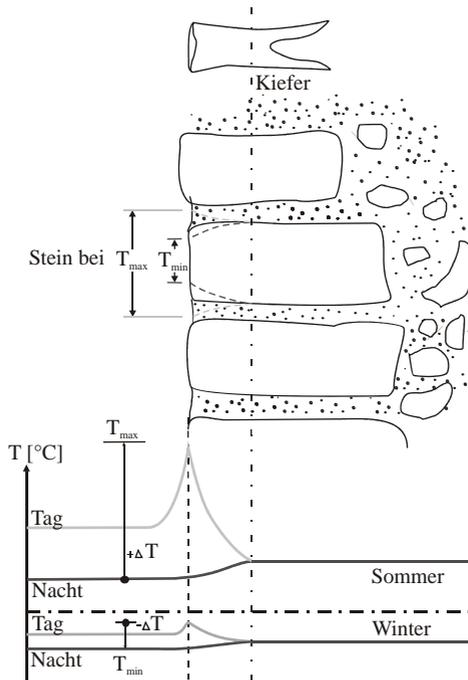


Abb. 4.2: Steinverformungen in historischem Mauerwerk aufgrund thermischer Dehnungen in Anlehnung an [4.1]

Die in Abb. 4.2 schematisch dargestellten Temperaturverteilungen und thermischen Verformungen gelten analog für Feuchteverteilungen und hygri sche Verformungen des Mauerwerks. Der in das Mauerwerk eingebrachte Fugen- und Mauermörtel muss diese Verformungen und die daraus resultierenden Zwangsspannungen stets aufnehmen, ohne von den Steinflanken abzureißen [4.1], [4.51].

Grundsätzlich wird davon ausgegangen, dass Mörtel und Stein bei gleicher chemisch-mineralogischer Widerstandsfähigkeit im Verbund umso beständiger sind, je ähnlicher vor allem deren thermische und hygri sche Kennwerte sind (vgl. Abschnitt 4.4).

4.3 Schädigung des Fugenmörtels und des Stein-Mörtel-Verbundes

Wie bereits im vorherigen Abschnitt beschrieben, werden Mauerwerksschäden meist über die Mörtelfuge induziert. Schäden im gesamten Bauwerk sind dann häufig die Folge. Selbst wenn witterungsbeständige Steine eingesetzt werden, ist die Dauerhaftigkeit bei Verwendung eines ungeeigneten Mörtels stets eingeschränkt.

Fugenschäden lassen sich grundsätzlich in drei Erscheinungsbilder einteilen. Die Mörtelverwitterung, die Flankenrissbildung zwischen Mörtel und Stein sowie die Rissbildung im Mörtel. In Abb. 4.3 bis Abb. 4.5 sind die unterschiedlichen Mörtelschädigungen dargestellt. Diese treten jedoch nur selten einzeln auf, meist werden Mischformen von Rissen und von Zermürbungen des Fugenmaterials beobachtet. Die Ausblühungen von Salzen spielen nur eine untergeordnete Rolle, da diese nur in Ausnahmefällen zu Schäden führen (vgl. Abschnitt 4.3.3).

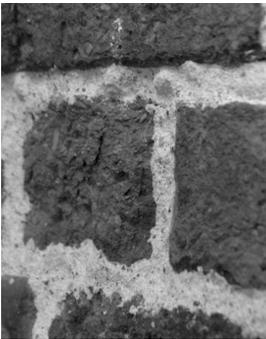


Abb. 4.3: Mörtelabwitterung

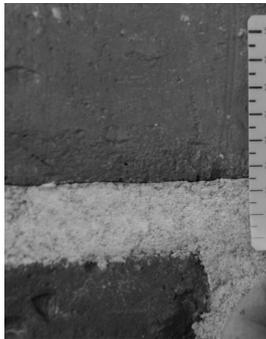


Abb. 4.4: Flankenabriss



Abb. 4.5: Mörtelquerriss

In diesem Abschnitt werden die wichtigsten Schadensursachen für die Mörtelschädigung betrachtet. Dabei interessieren vor allem die Ursachen der Rissbildung, da diese für das Verständnis und die Entwicklung von Verbundmodellen von entscheidender Bedeutung sind.

Risse im Fugenmörtel oder im Verbund zum Stein können unterschiedliche Ursachen haben, wobei Ausführungsfehler oder die falsche Materialauswahl als Hauptursachen angesehen werden [4.4]. Werden die Steine nicht ausreichend vorgehängt oder das frisch verfügte Mauerwerk nur mangelhaft nachbehandelt, wird dem Mörtel, vor allem bei saugfähigem Steinmaterial, frühzeitig das Wasser entzogen. Die Folge ist eine verringerte Festigkeitsentwicklung, die zu einem geringeren Widerstand des Mörtels gegenüber den erhöhten Schwindverformungen infolge Austrocknung führt. Treten nun zusätzliche Einwirkungen auf (vgl. Abschnitt 4.2.2), weisen die geschwächten Systeme im Laufe der Zeit Flanken- oder Mörtelrisse auf.

4.3.1 Mörtelabwitterung

Der Verfügmörtel im oberflächennahen Bereich des Mauerwerks wird nicht nur durch Last und Zwang, sondern auch durch Witterungseinflüsse beansprucht (vgl. Abschnitt 4.2.2). Die Zermürbung des oberflächennahen Fugenbereichs durch zyklisch wirkende mechanische Druck-, Zug- und Scherbeanspruchungen wird durch physikalische, chemische und biologische Verwitterungsprozesse überlagert.

Bei der *physikalischen Verwitterung* handelt es sich um die mechanische Zerstörung des Mörtelgefüges. Die wichtigsten Formen sind die Temperaturverwitterung, die Verwitterung durch Frost-Tau-Beanspruchung, die Salzverwitterung sowie die Verwitterung durch Feuchteeinwirkung.

Die *chemische Verwitterung* tritt im Gegensatz zur physikalischen Verwitterung nicht nur in der Fugenoberfläche, sondern auch im Fugeninneren auf und beruht immer auf einer stofflichen Umwandlung. Durch die physikalische Verwitterung wird das Gefüge häufig soweit geschädigt, dass Feuchtigkeit und damit auch Schadstoffe schneller in die Fugen eindringen können und dadurch eine beschleunigte Verwitterung auftritt.

Die *biologische Verwitterung* spielt meist nur eine untergeordnete Rolle und ist in der Regel auf physikalische und chemische Prozesse zurückzuführen. Neben der mechanisch-biologischen und der chemisch-biologischen Einwirkung durch Tiere und Pflanzen führen auch mikrobiologische Einwirkungen zu dieser Verwitterungsart [4.50].

Eine genauere Beschreibung der wichtigsten Verwitterungsmechanismen am Beispiel von Sandsteinmauerwerk ist in [4.11] zu finden. Je nach Schädigungsgrad des Fugenmaterials reicht das Schadensbild durch Verwitterung vom leichten Absanden der Oberfläche bis zur tiefgreifenden Zerstörung des Mörtels, einhergehend mit starkem Festigkeitsverlust des noch verbliebenden Fugenmörtels.

4.3.2 Rissbildung

Die im oberflächennahen Bereich des Mauerwerks auf den Haftverbund einwirkenden Spannungen sind eine Funktion der Feuchte- und Temperaturfelder. Sie unterliegen aber auch der Spannungsrelaxation, sind also nicht nur orts-, sondern auch zeitabhängig. Zwangsspannungen im Mauerwerk führen zu Flankenrissen zwischen Mörtel und Stein, Eigenspannungen zu Querrissen im Mörtel.

Während die Ausdehnung des Mörtels durch Temperatur- oder Feuchteanstieg einen Druckspannungszustand im Mauerwerk erzeugt und Druckspannungen durch direkten Kontakt zwischen Mörtel und Stein übertragen werden können, erzeugt eine Volumenkontraktion des Mörtels Zugspannungen im Verbund. Die behinderten Verformungen normal zur Fugenflanke führen dann zu Flankenabrissen, wenn die erzeugte Zugspannung durch den Haftverbund zwischen Mörtel und Stein nicht mehr aufgenommen wer-

den kann. Der Widerstand des Haftverbundes hängt von der Zugfestigkeit des Steins $f_{t,St}$, der des Mörtels $f_{t,Mö}$, und der Haftzugfestigkeit zwischen Mörtel und Stein $f_{t,a}$ ab. Der geringste Wert ist dabei maßgebend. Die Zugfestigkeiten sind feuchte- und im Fall des Mörtels auch zeitabhängig.

Hauptursache für das Versagen des Verbundes ist jedoch die Schwindverformung, da übliche kalk-/zementgebundene Fugen- oder Mauermörtel eine ausgeprägte Volumenkontraktion erfahren. Dies macht deutlich, dass immer eine sorgfältige Abstimmung des Mörtels auf das Steinmaterial notwendig ist [4.4]. Dabei beruht der Einfluss des Steins im Wesentlichen auf dessen Porenstruktur. So beeinflussen vor allem die hygrischen Eigenschaften wie Wasseraufnahme und Kapillaraktivität den Haftverbund zwischen Mörtel und Stein. Aber auch die Porenverteilung des Steins hat in Bezug auf die Verzahnung zwischen Mörtel und Stein einen nennenswerten Einfluss. Ein sehr dichter Stein bietet keinerlei Verzahnungsmöglichkeit, während die mechanische Verzahnung des Mörtels durch Verwendung eines porösen Steins begünstigt wird [4.31].

Auch Fugendicke und Fugengeometrie spielen im Hinblick auf die auftretenden Spannungen eine große Rolle [4.1]. Die längs der Fugen durch o.g. Beanspruchungen wirkenden Verformungen werden behindert. Es entstehen Eigenspannungen. Diese können bei Überschreiten der Mörtelfestigkeit zu Rissen im Mörtel führen. Der Einfluss der Steine auf die Rissbildung im Mörtel ist gegenüber den Eigenspannungen des Mörtels i.d.R. unbedeutend.

Weder aus der Flankenrissbildung zwischen Mörtel und Stein noch aus der Rissbildung im Mörtel erfolgt unmittelbar Materialverlust. Der entstehende Spalt zwischen Mörtel und Stein oder im Mörtel selbst begünstigt jedoch die Wasseraufnahme des Mauerwerks, wodurch Verwitterungs- und Salztransportprozesse beschleunigt oder intensiviert werden.

4.3.3 Ausblühungen

Undichtigkeiten in Mauerwerksfassaden (z.B. Risse im Mörtel, im Stein oder im Verbund zwischen Mörtel und Stein), Mörtel mit hoher Wasseraufnahme aber auch konstruktive Mängel, wie eine unwirksame Schalenfuge, stellen kritische Mauerwerksbereiche dar. Durch diese können bei Schlagregenbeanspruchung große Mengen an Wasser in das Mauerwerk eindringen. Im Mauerwerk enthaltene Salze werden im Wasser gelöst und mobilisiert. Gelangen die Salze über den Wassertransport bis an die Mauerwerksoberfläche und kristallisieren erst hier, führt das nicht zu Schädigungen des Mauerwerks. Es handelt sich dabei lediglich um optische Mängel.

Liegt der Verdunstungsbereich jedoch im Mauerwerksinneren, hier ist aufgrund von Fehlstellen und des Porensystems meist der Mörtel betroffen, sammeln sich die Salze im Bauteil an (Abb. 4.6). Als Folge der Expansion durch Hydratation und Kristallisation

der angelagerten Salze bilden sich in betroffenen Mauerwerksbereichen große Druckspannungen aus, die bei Überschreitung des Materialwiderstands zu erheblichen Abspaltungen bis zum Verlust ganzer Fugenabschnitte führen können.

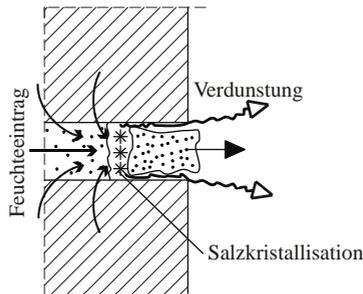


Abb. 4.6: Fugenschädigung infolge von Salzakkumulation [4.4]

4.4 Anforderungen an den Mörtel

Historisches Mauerwerk zeichnet sich häufig durch seine Vielfalt an verwendeten Steinen und Mörteln und durch seine Vielzahl an unterschiedlichen Ausführungsvarianten aus. Grundsätzlich muss ein Instandsetzungsmörtel eine allgemeine Verträglichkeit mit dem im Mauerwerk vorhandenen Altmörtel sowie den verwendeten Steinen aufweisen [4.11]. Je nach Art der verwendeten Steine ergeben sich darüber hinaus unterschiedliche Geometrien für die Fugenoberflächen und damit auch unterschiedliche Anforderungen an den Fugenmörtel. In Bruchsteinmauerwerk mit unbearbeiteten Steinen in unregelmäßigem Verband ergeben sich unebene Fugenflächen. Stoß- und Lagerfugen sind oft nicht unterscheidbar. Die Fugenbreiten nehmen i.d.R. zur Wandoberfläche hin zu und zeigen sich an dieser unterschiedlich breit. Beim Quadermauerwerk aus nahezu seitenparallelen Werksteinen zeigt sich die Fuge hingegen meist sehr schmal und sowohl in der Wandoberfläche als auch im Querschnitt der Wand in gleicher Dicke [4.1].

Zur Vermeidung von Flankenabrissen ist die Wahl eines geeigneten Reparaturmörtels unumgänglich. Dieser wird meistens aufgrund der eigenen bauwerks- und produktbezogenen Erfahrungen des Restaurators oder Planers ausgewählt. Generelle Anforderungen an geeignete Fugen- und Mauermörtel werden häufig außer Acht gelassen.

Im Folgenden werden die aus unterschiedlichen Forschungsarbeiten abgeleiteten Anforderungen an Instandsetzungsmörtel zusammengefasst. Diese Beschreibung bzw. Auflistung der Anforderungen darf jedoch keinesfalls als „Patentrezept“ gesehen werden. Die Einhaltung sämtlicher aufgeführter Anforderungen ist praktisch gar nicht möglich. Je nach Anforderungen aus dem jeweils betrachteten Objekt und dessen Umgebung muss der sachkundige Planer eine Prioritätenliste erstellen. Bei gipshaltigem

Mauerwerk beispielsweise ist besonderes Augenmerk auf die Verträglichkeit des Instandsetzungsmörtels mit im Mauerwerk anstehenden Materialien zu lenken, bei der Fugeninstandsetzung eines 100 m hohen Kirchturms in Hamburg liegt der Fokus auf der erhöhten Schlagregendichtigkeit. Die Dauerhaftigkeit des Mörtelmaterials selbst ist dabei Grundvoraussetzung für eine erfolgreich Instandsetzungsmaßnahme.

Zusätzlich zu den abgeleiteten Anforderungen an den Instandsetzungsmörtel wurde durch die in [4.18] benannte Arbeitsgruppe eine Wichtung der Mörtel Eigenschaften vorgenommen. Es wird zwischen erforderlichen Prüfungen und wünschenswerten Prüfungen unterschieden. Die erforderlichen Prüfungen sind meist in Stufe 1 (wichtig), Stufe 2 (sehr wichtig) und Stufe 3 (unverzichtbar) aufgeteilt. Auch WISSER hat in seiner Arbeit [4.51] sogenannte Gewichtungsfaktoren (GF) von 1 bis 5 aufgestellt (vgl. Abschnitt 4.6.2). Beide Bewertungen werden im Weiteren berücksichtigt.

Auf die optischen Anforderungen an die Fugenmörtel wird in dieser Arbeit nicht eingegangen. Sie lassen sich durch den Einsatz farbiger Sande oder Zusatzstoffe auf einfachem Weg, ohne die Veränderung der sonstigen Eigenschaften, einstellen.

4.4.1 Verarbeitungseigenschaften

Verarbeitbarkeit (erforderlich)

Die Verarbeitbarkeit von Mörteln ist ebenso wichtig, wie die im Weiteren beschriebenen Eigenschaften der erhärteten Mörtel. Je besser die Verarbeitbarkeit eines Mörtels ist, desto besser ist i.d.R. auch die Qualität einer Instandsetzungsmaßnahme [4.1]. Als Maß der Verarbeitbarkeit wird das Ausbreitmaß herangezogen. Im *Handbuch Mörtel und Steinerfüllstoffe in der Denkmalpflege* wird ein Ausbreitmaß von $17 \pm 0,5$ cm empfohlen [4.17]. Diese Empfehlung bezieht sich auf die in der Denkmalpflege meist verwendeten Kalk- und Kalkzementmörtel. Da das Ausbreitmaß unmittelbar vom Wasser/Bindemittel-Wert abhängt und mit steigendem Wasser/Bindemittel-Wert auch die Porosität steigt, wird mit dem Ausbreitmaß auch die Druckfestigkeit und die Dauerhaftigkeit des Mörtels beeinflusst. TESCH [2.27] folgt der DIN 18555-2 und empfiehlt für Mauermörtel die Konsistenzklasse $K_M 2$ plastisch und für Fugenmörtel $K_M 1$ steif.

Besonders wichtig ist in diesem Zusammenhang die Einschätzung des Verarbeiters, denn nur durch die Einstellung des Wasser/Bindemittel-Wertes entsteht meist noch kein verarbeitungsgerechter Mörtel, der auch „gut von der Kelle geht“. Hierzu sind weitere „Stellschrauben“, wie z.B. die Sieblinie der Gesteinskörnung des Mörtels zu berücksichtigen.

Wasserrückhaltevermögen (erforderlich)

Historisches Steinmaterial weist stark unterschiedliches kapillares Saugverhalten auf. Je größer das Saugverhalten ist, desto mehr Wasser wird einem eingebrachten Fugen- oder Mauermörtel im frischen Zustand entzogen. Übersteigt die Menge des entzogenen Wassers ein bestimmtes Maß, steht nicht mehr hinreichend Wasser für die Erhärtung des Mörtels zur Verfügung. Dem kapillaren Saugverhalten des Steins steht das Wasserrückhaltevermögen des Mörtels gegenüber. Ist dieses für einen wenig saugenden Stein zu hoch eingestellt, beginnt die Mörtelfuge zu „schwimmen“. Es bildet sich ein Wasserfilm zwischen Mörtel und Stein, der den Verbund schwächt.

Durch Zusätze wie Methylzellulosen lässt sich das Wasserrückhaltevermögen auf ein gewünschtes Maß einstellen. Dieses sollte bei stark saugenden Steinen hoch, bei wenig saugenden Steinen gering sein [4.1], [4.18]. Nach [2.27] ist bei Anwendung in saugfähigem Mauerwerk ein Wasserrückhalte-Wert⁹ von 80% nicht zu unterschreiten.

Verarbeitungszeit (erforderlich)

Für die Ausführung einer möglichst dauerhaften Fuge ist auch die Verarbeitungszeit von großem Interesse. So darf insbesondere der Fugenmörtel nicht zu schnell erhitzen, da sonst die Verdichtung der Fugenoberfläche nicht ausreichend erfolgen kann. In [2.27] wird eine Verarbeitungszeit von ca. einer Stunde, in [4.17] von mehr als einer Stunde nach dem Einbringen des Mörtels in die Fuge empfohlen. Viele Hersteller von Werk trockenmörteln für die Denkmalpflege haben die Verarbeitungszeit auf ca. 2 Stunden eingestellt.

Entmischungsneigung (wünschenswert)

Entmischt sich ein Fugen- oder Mauermörtel während oder nach dem Anmischen, beeinträchtigt dies die Mörtel Eigenschaften. Die Entmischungsneigung sollte daher möglichst gering sein [4.17].

4.4.2 Feuchtetransporteigenschaften

Werden Wasseraufnahme und Wasserdampfleitfähigkeit von Mörtel und Stein gut aufeinander abgestimmt, so hat das einen ausgeglichenen Feuchtehaushalt im Mauerwerk zur Folge. Dies ist nach *SNETHLAGE* [4.42] die Grundvoraussetzung für eine lange Haltbarkeit eines Instandsetzungsmörtels. Auch *WISSER* beschreibt in [4.51], dass eine Verfüugung umso beständiger ist, je ähnlicher die feuchtetechnischen Eigenschaften von Mörtel und Stein sind.

⁹ Der Wert des Wasserrückhaltevermögens beschreibt den nach kapillarem Wasserentzug durch eine saugfähige Unterlage im Mörtel verbleibenden Wasseranteil.

Sorptions-/Sättigungsfeuchte sowie Ausblühverhalten (wünschenswert / GF5)

Aus der BMBF-Verbundforschung zur Denkmalpflege [4.17] gehen folgende Empfehlungen hervor: Die Sorptionsfeuchte des Mörtels sollte in etwa der des Steins entsprechen, die Sättigungsfeuchte sollte möglichst niedrig sein, da mit steigender Sättigungsfeuchte auch die Ausblühneigung von im Mauerwerk enthaltenen Salzen steigt [4.51].

Wasseraufnahmekoeffizient w (wichtig / GF4)

Die Wasseraufnahme des Mörtels sollte möglichst nahe an der des Steins liegen, da mit anwachsendem Unterschied das Risiko steigt, dass sich beispielsweise an den Schichtgrenzen Feuchtigkeit staut [4.1], [4.17], [4.51]. *SNETHLAGE* [4.42] empfiehlt einen Wasseraufnahmekoeffizienten des Mörtels der nur im Bereich von 50-100% der Wasseraufnahme des Steins liegt. Je geringer die Wasseraufnahme des Mörtels ist, desto geringer sind auch die Saugspannungen. Das hat zur Folge, dass die Wasserabgabe vom Mörtel an den Stein langsamer erfolgt. Daher wird in [2.27] die Begrenzung des Wasseraufnahmekoeffizienten auf $10 \text{ kg}/(\text{m}^2\sqrt{\text{h}})$ empfohlen.

Wasserdampfdiffusionswiderstand μ (wünschenswert)

Die Aussagen für den Wasseraufnahmekoeffizienten gelten analog auch für den Wasserdampfdiffusionswiderstand. *BUDELMANN/ WEISS/ ROSTÁSY* [4.1] empfehlen ähnliche Eigenschaften von Mörtel und Stein. Während *SNETHLAGE* für den Mörtel einen Wasserdampfdiffusionswiderstand von 50-100% dessen des Steins empfiehlt [4.42], wird in [4.17] ein Wert angegeben, der im Bereich des Steins oder höher liegt.

4.4.3 Thermische und hygrische Dehnungen

Das Maß der Ausdehnung und der Schrumpfung von Mörtel als und Stein wird im Allgemeinen als entscheidende Eigenschaft für die Dauerhaftigkeit von Mauerwerk angesehen. Während das Trocknungsschwinden möglichst gering sein sollte, sollte die hygrische und thermische Dehnung des erhärteten Mörtels im Bereich der des Steins liegen [4.42]. *WISSER* [4.51] stellt fest, dass Mauerwerk umso beständiger ist, je ähnlicher die thermischen und hygrischen Eigenschaften von Mörtel und Stein sind.

Trocknungsschwinden ε_s (unverzichtbar / GF3)

Die Aussagen über das Schwindverhalten der Mörtel sind sehr unterschiedlich. Grundsätzlich gilt jedoch, dass das Trocknungsschwinden möglichst gering sein sollte [4.51]. Der Grenzwert der Schwindverformung wird in [4.1] und [4.17] mit $2 \text{ mm}/\text{m}$ angegeben. *SNETHLAGE* zieht in die Betrachtung die Fugendicke mit ein. Die Verformungen dürfen im Bereich einiger Promille liegen, je größer die Fugendicke ist, desto geringer muss die Schwindverformung sein. Für Gipsmörtel gibt *MIDDENDORF* [4.27] an, dass das Schwinden den maximalen Quellwert des Mörtels nicht überschreiten sollte.

Hygrische Dehnung α_H (unverzichtbar / GF3)

Nach *BUDELMANN / WEISS / ROSTÁSY* sollte die hygrische Dehnung den Grenzwert von 2 mm/m [4.1] nicht überschreiten. Weitere Angaben beziehen sich prozentual auf die Steineigenschaften, liegen aber alle in etwa im Bereich des Steins [4.51]. *SNETHLAGE* [4.42] empfiehlt 50-100% der hygrischen Dehnung des Steins, in [4.17] liegt die Spanne im Bereich von 50-150%, jedoch möglichst 100% des Steins.

Thermische Dehnung α_T (wichtig / GF3)

Der Einfluss der thermischen Dehnung auf die Dauerhaftigkeit wird geringfügig kleiner eingeschätzt als der der hygrischen Dehnung. Die empfohlenen Grenzwerte liegen in derselben Größenordnung. Nach [4.42] und [4.17] sollten die linearen Wärmedehnzahlen des Mörtels im Bereich von 50-150% der des Steines liegen, nach *WISSER* [4.51], *WEICHMANN* [2.28] und *KNÖFEL* [4.18] möglichst aber gleich groß sein. Lediglich *BUDELMANN / WEISS / ROSTÁSY* [4.1] empfehlen, dass die thermische Dehnung des Mörtels kleiner oder gleich der des Steins sein sollte.

4.4.4 Mechanische Eigenschaften

Die mechanischen Eigenschaften bestimmen die Qualität des Verbundes zwischen Mörtel und Stein [4.42]. Die Druckfestigkeit stellt zwar keine direkte Größe für den Verbund dar, lässt sich aber leicht messen und korreliert meist mit den Eigenschaften des Verbunds. Die Festigkeitskennwerte des Fugen- und Mauermörtels sollten stets unter denen des Steins liegen [4.27]. Übereinstimmungen sollten vermieden werden [4.1]. Je weiter der E-Modul des Mörtels jedoch unter dem des Steins liegt, desto geringer wird die Flankenhaftung. Deshalb empfiehlt *WEICHMANN* [2.28] die Festigkeitseigenschaften der Mörtel möglichst denen des Steins anzugleichen.

Als charakteristische Größe für den Haftverbund ist nach *WESCHE* [4.48] die Haftzugfestigkeit am besten geeignet. Gemäß *Handbuch Mörtel und Steinerfüllungsmittel* in der *Denkmalpflege* [4.17] erhält der E-Modul die höchste Wichtung.

Elastizitätsmodul (unverzichtbar / GF3)

Je geringer der E-Modul ist, desto geringer sind auch die durch hygrische und thermische Verformungen induzierten Spannungen an der Grenzfläche zwischen Mörtel und Stein. *SNETHLAGE* und *WISSER* empfehlen daher einen möglichst niedrigen E-Modul im Bereich von 20-60% bzw. größer 30% des Steins [4.42], [4.51]. Andere Autoren schlagen einen E-Modul in der Größenordnung 20-100% des Steins [4.17] bzw. kleiner als 10.000 N/mm² und kleiner als der des Steins [4.1] vor.

Druckfestigkeit f_c (wichtig / GF1)

Vor allem bei niedrigen Steinfestigkeitswerten lässt sich die Mauerwerksdruckfestigkeit mit steigender Mörteldruckfestigkeit nicht über einen bestimmten Wert hinaus steigern. Die Druckfestigkeit des Mörtels sollte, als Korrelation zum E-Modul, die Druckfestigkeit des Steins nicht überschreiten. Als untere Grenze wird einheitlich eine Druckfestigkeit von 2 N/mm² angegeben [4.1], [4.17], [4.42]. Im Mittel sollte sie nicht viel höher als die Hälfte der Steinfestigkeit liegen [4.48], [4.51], am besten im Bereich von 20 bis 60% der des Steins [4.42].

Zugfestigkeit f_c (- / -)

Neben der Flankenrissbildung treten in historischem Mauerwerk längs der Fuge Zwangsspannungen auf, die aus der Verformungsbehinderung durch die Steine resultieren. Diese können durch Überschreitung des Materialwiderstands zu Rissen im Mörtel führen. Die Zugfestigkeit des Mörtels sollte daher möglichst hoch sein [4.1].

Biegezugfestigkeit f_{bt} (- / GF1)

Die Biegezugfestigkeit spielt für die Einschätzung der Verbundqualität nach [4.51] nur eine untergeordnete Rolle. Sie sollte kleiner als 50% derjenigen des Steins sein.

Haftzugfestigkeit f_{at} (sehr wichtig / GF2)

Der Haftzugfestigkeit kommt im Bezug auf die Dauerhaftigkeitsbewertung große Bedeutung zu. Nach *SNETHLAGE* [4.42] sollte sie aber 50-100% der Zugfestigkeit des Steins nicht überschreiten. So könne gewährleistet werden, dass ein möglicher Riss nicht im Stein, sondern im Verbund oder im Mörtel stattfindet. Durch die Erhöhung der Porosität kann die Flankenhaftung herabgesetzt werden. In allen anderen vorliegenden Arbeiten wird im Gegensatz dazu eine möglichst hohe Haftzugfestigkeit empfohlen [4.1]. *KNÖFEL* gibt als unteren Grenzwert 0,1 N/mm² an [4.17], *WISSER* empfiehlt einen Wert um ca. 1 N/mm² [4.51].

Haftscherfestigkeit f_{as} (sehr wichtig / GF2)

Auch die Haftscherfestigkeit hat großen Einfluss auf den Verbund zwischen Mörtel und Stein. Die Empfehlungen streuen hier jedoch stark. Als unterer Grenzwert gilt eine Haftscherfestigkeit größer 0,1 N/mm² [4.18]. Nach *WISSER* [4.51] sollte die Haftscherfestigkeit um ca. 1 N/mm² liegen, grundsätzlich jedoch so hoch wie möglich.

4.4.5 Dauerhaftigkeitseigenschaften

FTW / Witterungsbeständigkeit (erforderlich / -)

Die Witterungsbeständigkeit wird mit unterschiedlichen Methoden untersucht. Neben der allgemein anerkannten Prüfung des Frost-Tau-Wechselwiderstands (FTW) wird die Witterungsbeständigkeit in [4.17] mittels Temperaturwechselwiderstand und in [2.27] mittels Trocknungs-Befeuchtungszyklen im Zeitrafferversuch beurteilt. Allen Untersuchungen gemein sind die Bewertungskriterien. Die Massenverluste an den Probekörpern sollten möglichst gering sein, es sollten keine Risse und Abplatzungen auftreten [2.27], [4.1], [4.17], [4.18].

Verträglichkeit / Ausblühhfähigkeit (erforderlich / -)

Häufig ist zu beobachten, dass nach Instandsetzungsmaßnahmen Ausblühungen und Krusten an historischem Mauerwerk auftreten. Ursache hierfür sind vor allem lösliche Salze, die im Baustoff enthalten sein können und durch Feuchtigkeit mobilisiert werden, oder Salze, die durch Unverträglichkeit der Instandsetzungsmörtel mit den im Mauerwerk enthaltenen historischen Baustoffen entstehen können [4.10]. In Abschnitt 2.4.6 wird genauer auf die Unverträglichkeit von hydraulischen oder latent hydraulischen Bindemitteln in gipshaltigem Mauerwerk eingegangen. *TESCH* empfiehlt zur Reduzierung der Ausblühneigung, den Gehalt Natrium und Kalium in Instandsetzungsmörteln möglichst gering zu halten [2.27].

4.5 Feuchte- und Wärmehaushalt von porösen Baustoffen

Aus den in den Abschnitten 4.1 bis 4.4 dargestellten Mechanismen lässt sich ableiten, dass Schädigungen i.d.R. vom Fugenbereich ausgehen und insbesondere der Feuchte- und Wärmehaushalt poröser Baustoffe einen großen Einfluss auf die Dauerhaftigkeit historischer Gebäude haben. Daher wird in diesem Abschnitt auf den Feuchte- und Wärmehaushalt in porösen Baustoffen eingegangen. Die Beschreibungen sind kurz gehalten, ausführlicher sind sie in der Fachliteratur zu finden. Beispielhaft seien hier [4.3], [4.7], [4.8], [4.15], [4.16], [4.36], [4.46] genannt.

4.5.1 Feuchtespeicherung

Poröse Baustoffe streben immer ein hygrisches und thermisches Gleichgewicht mit der Umgebung an. Zum Erreichen des hygrischen Gleichgewichts nehmen sie Feuchtigkeit gasförmig oder flüssig auf und lagern diese in den Poren an. Der Gehalt der Feuchte in einem porösen Baustoff kann auf das Volumen oder die Masse des Baustoffes bezogen werden. Im Weiteren wird Feuchte immer auf die Masse bezogen.

Sorptionsfeuchtebereich

Erreicht ein poröser Baustoff den Gleichgewichtszustand zur Umgebungsluft, so weist er die sogenannte *hygroskopische Feuchte* auf. Steigt die Umgebungsfeuchte an, so steigt auch die hygroskopische Feuchte an. Dieser Zusammenhang wird in *Sorptionsisothermen* dargestellt. Sorptionsisothermen sind baustoffspezifisch. Aus deren Verlauf können Rückschlüsse auf die Porenstruktur und die innere Oberfläche gezogen werden. In Abb. 4.7 ist eine charakteristische Sorptionsisotherme mit dem typischen S-förmigen Verlauf für poröse Baustoffe dargestellt.

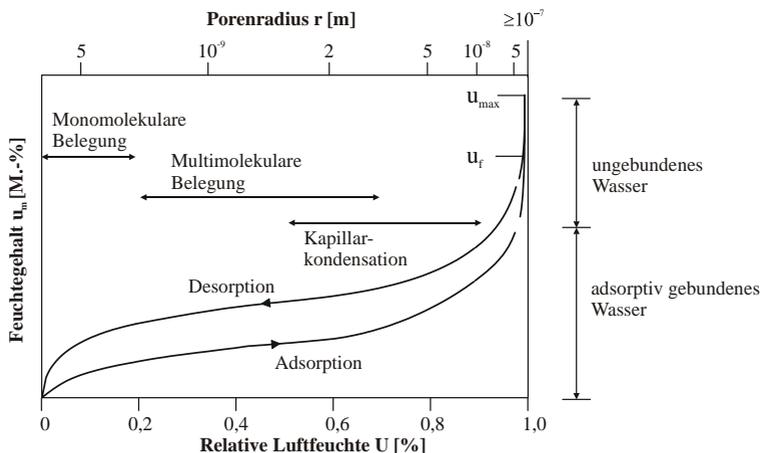


Abb. 4.7: Typische Sorptionsisothermen eines porösen Baustoffs

Zwischen Desorption und Adsorption tritt häufig eine Hysterese auf, die meist durch sogenannte Flaschenhalseffekte in der Porengeometrie, eine unzureichende Vernetzung des Porensystems, die Versuchsdauer oder mit der Veränderung des Baustoffgefüges während des Versuches erklärt wird [4.7], [4.3]. Eine eindeutige Zuordnung von Ursachen ist derzeit aber nicht möglich. Bei den meisten Baustoffen ist die Hysterese sehr gering ausgeprägt, so dass eine Unterscheidung zwischen Adsorptions- und Desorptionsisotherme nicht nötig ist. Bei Baustoffen mit ausgeprägten Hysteresen ist nach [4.30] für die Berechnung eine Mittelung von Desorptions- und Adsorptionsisotherme ausreichend genau. Der Sorptionsfeuchtegehalt steigt mit sinkender Temperatur an, da bei gleichen Partialdruckverhältnissen die Kapillarkondensation bereits in größeren Poren einsetzt. Der Temperatureinfluss ist insgesamt jedoch als gering einzustufen [4.22].

Zur Ermittlung der Adsorptionsisotherme wird der Baustoff zunächst vollständig getrocknet. Bei anschließender Lagerung in geringer Luftfeuchte lagern sich Wasserdampfmoleküle als Oberflächenfilm auf Porenwänden an. Dieser Film ist sehr dünn und besteht aus nur wenigen Molekülen, die durch Van-der-Waals-Kräfte eine monomo-

lekulare Schicht bildet. Die adsorbierte Feuchtemenge hängt von der Struktur und der Größe der inneren Porenoberfläche ab. Je geringer die innere Oberfläche ist, desto geringer ist auch die Ausgleichsfeuchte [4.49].

Steigt die relative Luftfeuchte auf ca. 20% an, sind alle inneren Oberflächen mit einer monomolekularen Schicht belegt. Mit weiter steigender Luftfeuchtigkeit lagern sich weitere Molekülschichten an den Wandungen an. Dies führt zu einem nahezu linearen Anstieg der Sorptionsisotherme bis zu einer relativen Feuchtigkeit von ca. 50%. Wie Abb. 4.7 zeigt, ist der Wasserfilm bei einer relativen Luftfeuchte von ca. 50% so dick, dass eine Bindung weiterer Moleküle durch Van-der-Waals-Kräfte nicht mehr möglich ist.

Kapillarkondensation

Ab einer relativen Luftfeuchtigkeit von ca. 50% setzt, bei sehr kleine Poren¹⁰ beginnend, die Kapillarkondensation ein und die Poren füllen sich mit Wasser. Dies ist durch die Achskrümmung des Sättigungsdampfdrucks über gekrümmten Wasseroberflächen in Feinkapillaren begründet. Als Folge davon kondensiert der Wasserdampf aus dem Luft-raum unmittelbar über den Menisken der Kapillaren. Ab ca. 70% RF wird der Anstieg der Sorptionsisotherme mit steigender Umgebungsfeuchte zunehmend steiler. Bei einer relativen Luftfeuchte von 90% sind Kapillaren mit einem Radius von $r < 10$ nm bereits mit Wasser gefüllt, Poren mit einem Radius von ca. 10 nm werden gerade gefüllt.

Kapillarwasserbereich

Im Versuch kann die Sorptionsisotherme nur bis ca. 93% RF ermittelt werden, da bei höheren Feuchten ein so steiler Anstieg zu verzeichnen ist, dass unvermeidbare Schwankungen der Luftfeuchte zu starken Schwankungen der Ausgleichsfeuchte führen. Da nach *KIESSL* [4.15] in diesem Bereich nur eine rechnerische Bestimmung der Ausgleichsfeuchte möglich ist, führt er dafür ein verallgemeinertes Feuchtepotential ein, das sich im Bereich bis 90% RF aus der relativen Luftfeuchte und darüber aus der Porenradienverteilung ergibt.

Übersättigungsbereich

Bei 100% RF ist ein senkrechter Anstieg zwischen der freien Wassersättigung u_f und der maximalen Wassersättigung u_{max} ¹¹ zu verzeichnen, d.h. der überhygroskopische Bereich zeichnet sich gegenüber dem hygroskopischen Bereich durch ein deutliches Übersteigen der aufgenommenen Wassermengen im Vergleich zu 100% RF aus. Dies ist u.a. dadurch zu erklären, dass die in den Poren eingeschlossene Luft im Laufe der Zeit im Wasser gelöst wird [4.22].

¹⁰ Porenradien ca. 2 nm

¹¹ aus dem Porenvolumen errechenbar, auch Sättigungsfeuchte genannt

Die freie Wasseraufnahme erfolgt nach Kontakt mit Wasser durch Kapillarsog ohne Einwirkung äußerer Drücke und ist immer kleiner als die maximale Wassersättigung. Dies ist darin begründet, dass beim kapillaren Saugen immer luftgefüllte Porenräume entstehen. Selbst bei deutlich längerer Wasseraufnahme nimmt die Baustofffeuchte nur sehr langsam zu, bis sie theoretisch den Wert der maximalen Wassersättigung erreicht. Schneller wird dieser Zustand durch das Aufbringen von Druck oder eines Vakuums erreicht.

Der Kapillarwasser- und der Übersättigungsbereich werden häufig zum überhygroskopischen Bereich zusammen gefasst. Da in diesem Bereich eine Zuordnung der Baustofffeuchte zu einer relativen Luftfeuchte nicht mehr möglich ist, wird stattdessen der Porenradius verwendet bzw. eine Saugspannungskurve ermittelt [4.3].

Zuordnung von Porenradien zu Feuchtespeicherungsmechanismen

Aus Tabelle 4.1 können Informationen über denjenigen Porenradius gewonnen werden, der bei einer bestimmten Feuchtemenge gerade noch gefüllt wird. Diese porenradius-abhängige Beschreibung ermöglicht es, die unterschiedlichen Feuchtetransportmechanismen miteinander zu verknüpfen und in ein einheitlich treibendes Potential zu überführen [4.11].

Tabelle 4.1: Zuordnung von Porenradien zu Feuchtespeicher- und Transportmechanismen (in Anlehnung an [4.3], [4.11] und [4.15])

Relative Luftfeuchte	Feuchtebereich	Porenradius	Speichermechanismus	Vorherrschender Transportmechanismus
-	Überhygroskopischer Bereich	100 nm < r ≤ 1 mm	Porenwände sind wasserbenetzt, maßgebend: Kapillareffekte	Wasserströmung
90% < U ≤ 100%	Übergangsbereich	10 nm < r ≤ 100 nm	Sorptive Anlagerung, maßgebend: Kapillarkondensation	Ungesättigte Porenwasserströmung und Kapillarleitung
U ≤ 90%	Hygroskopischer Bereich	r ≤ 10 nm	Adsorption	Wasserdampfdiffusion

Feuchtespeicherfunktion

Im hygroskopischen Bereich wird der Feuchtegehalt eines porösen Baustoffs in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchtigkeit, im überhygroskopischen Bereich in Abhängigkeit des Porenradius dargestellt. Sorptionsisotherme und Saugspannungskurve ergeben so zusammen die Feuchtespeicherfunktion, über die die Luftfeuchtigkeit wie folgt berechnet wird:

$$U = \exp \left[\frac{2 \cdot \sigma_{OF} \cdot \cos\theta}{r_{kap} \cdot \rho_W \cdot R_D \cdot \theta} \right] = \exp \left[\frac{p_K}{\rho_W \cdot R_D \cdot \theta} \right] \tag{4-1}$$

So entsteht eine für den gesamten Feuchtegehalt gültige Funktion, deren einzelne Abschnitte die unterschiedlichen Speichermechanismen widerspiegeln. Da diese wiederum für bestimmte Porenradienbereiche spezifisch sind, lässt sich jedem Abschnitt und somit jedem Feuchtegehalt bis zur freien Sättigung jeweils eine maximale, noch mit Wasser gefüllte Porengröße zuordnen. Daraus ergibt sich eine charakteristische Abhängigkeit des Feuchtegehalts vom Kapillarporenradius [4.15], [4.22].

4.5.2 Feuchtetransport

Der Feuchtetransportmechanismus hängt im Wesentlichen von der Porosität und der Porenstruktur ab. Bezieht man die freie Weglänge λ_m^{12} auf den Porendurchmesser r , so erhält man die Knudsenzahl:

$$K_n = \frac{\lambda_m}{2r} \tag{4-2}$$

Eine Zuordnung der unterschiedlichen Feuchtetransportarten zu den jeweiligen Ordnungskriterien (Knudsenzahl, Aggregatzustand) erfolgt in Abb. 4.8.

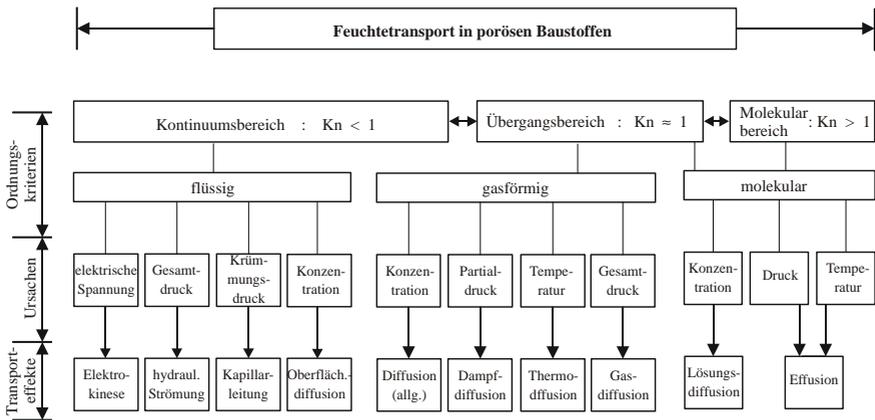


Abb. 4.8: Feuchtetransport in porösen Baustoffen nach KIESSL [4.15]

Bei $K_n=1$ liegt der Übergangsbereich vor, d.h. Zusammenstöße der Moleküle untereinander sowie mit der Porenwand sind gleich häufig. Bei $K_n \ll 1$ liegen große Poren vor, der Feuchtetransport läuft weitestgehend flüssig ab. Wird die Knudsenzahl größer als 1, sind die Poren sehr klein. Die Anlagerung von Feuchtigkeit ist dann nur noch in molekularen Schichten möglich. Da die meisten porösen Baustoffe unterschiedliche Porenradien aufweisen, überlagern sich die Feuchtetransportarten (vgl. Abb. 4.9).

¹² Die freie Weglänge ist jene Strecke, die eine Molekül oder Ion zurücklegt, ehe es auf ein anderes trifft.

Für die Beschreibung der einzelnen Transporteffekte sei u.a. auf das *Lehrbuch der Bauphysik* [4.3] sowie *CAMMERER* [4.2], *GARRECHT* [4.7], *HÖRENBAUM* [4.11]; *KIESSEL* und *GERTIS* [4.14]; *KRISCHER* und *MAHLER* [4.21], *KRUS* [4.22], *KÜNZEL* [4.24]; *PHILIP* und *DE VRIES* [4.28]; *ROSE* [4.32] und *WIEGRINK* [4.49] verwiesen.

4.5.3 Feuchteübergang

Über den Oberflächen von Bauteilen bildet sich eine wenige Millimeter dicke ruhende Luftschicht aus, die Grenzschicht genannt wird und den Übergang zur Atmosphäre darstellt. Der Feuchtetransport innerhalb dieser Grenzschicht findet in Form von Wasserdampfdiffusion statt und lässt sich analog zur Konvektion beschreiben:

$$\dot{m}_0 = \beta' \cdot \Delta p = \beta \cdot \Delta c \quad (4-3)$$

Δp und Δc stehen für die Differenz der Wasserdampfkonzentration bzw. des Wasserdampfpartialdrucks zwischen Atmosphäre und Baustoffoberfläche. Bei der Austrocknung eines Baustoffs durch Verdunstung stellt der Feuchteübergang den maßgebenden Widerstand des Stofftransports dar. Er wird u.a. durch den Wasserdampfdruck der Atmosphäre, den Wasserdampfpartialdruck an der Bauteiloberfläche und der Geschwindigkeit der Luftbewegung an der Baustoffoberfläche beeinflusst [4.3], [4.11].

$$\dot{m}_{\theta L} = D_{\theta L} \cdot \frac{\Delta T}{\Delta x} \quad (4-4)$$

ILLIG [4.12] leitet aus vorliegenden Wärmeübergangszahlen Stoffübergangszahlen ab. Nach *SCHWARZ* [4.38] wird dieser Zusammenhang durch den Strömungscharakter der Luft bestimmt. So gelten unterschiedliche Beziehungen, wenn an der Austauschfläche eine ruhende, eine laminar bewegte oder eine turbulente Strömung vorherrscht. Die empirisch ermittelten Berechnungsformeln lassen sich zudem nur bedingt auf andere Begebenheiten übertragen.

4.5.4 Überlagerte Feuchtetransportvorgänge

Befeuchtung

Die unterschiedlichen Transportmechanismen sind in Abb. 4.9 schematisch an einer Kapillarpore mit variierendem Porenradius dargestellt. Mit dieser vereinfachten Darstellung nach *ROSE* [4.32] lässt sich der Befeuchtungsvorgang eines nahezu vollständig getrockneten porösen Baustoffs erläutern.

Unter sehr trockenen Bedingungen (A) wird die in die Poren eindiffundierende Feuchte an den Porenwandungen angelagert. Erst wenn die Porenwände bereits mit einem Wasserfilm bedeckt sind (B), stellt sich ein stetiger Diffusionsstrom durch den Porenraum ein. Bei steigendem Wassergehalt durch Erhöhung der Luftfeuchtigkeit füllen sich die kleinen Poren bzw. die Verbindungskanäle durch Kapillarkondensation (C).

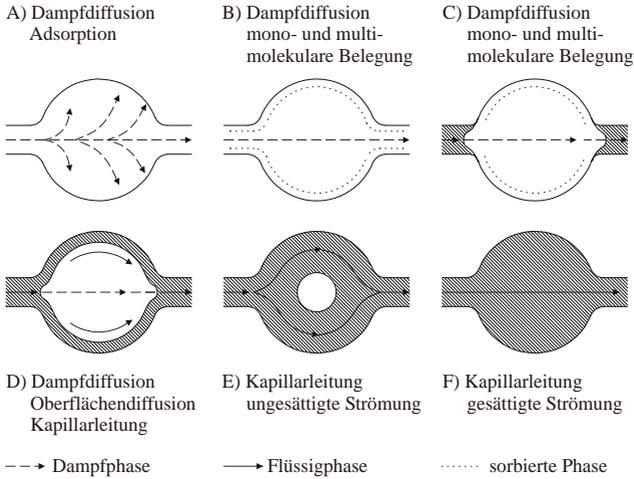


Abb. 4.9: Überlagerte Wassertransportmechanismen in porösen Baustoffen in Abhängigkeit vom Wassergehalt nach [4.32]

In den großen Poren baut sich der Film auf den Porenwandungen weiter auf, hier findet immer noch Diffusion statt. Ab einer bestimmten Schichtdicke des Sorbatfilms gelangen größere Mengen an Feuchtigkeit über Oberflächendiffusion in die noch mit Luft gefüllten Poren (D). Mit zunehmender Feuchte wird das freie Luftvolumen stetig kleiner, der Kapillartransport bestimmt den Feuchte-transport (E). Zunehmend erfolgt der Feuchte-transport durch Strömungseffekte, die im Stadium (F) nach Verdrängung sämtlicher Lufteinschlüsse aus dem Porensystem nach dem Gesetz von DARCY beschrieben werden können.

Trocknung

Das Trocknungsverhalten hygroskopischer poröser Baustoffe ist insbesondere vom Feuchtegehalt abhängig. Diffusions- und Kapillartransportprozesse finden meist parallel statt. Der Trocknungsprozess vollständig durchfeuchteter Baustoffe kann in drei Abschnitte unterteilt werden (Abb. 4.10).

Im ersten Trocknungsabschnitt herrscht an der Baustoffoberfläche eine relative Luftfeuchte von 100%. Da die Baustofffeuchte in dieser Phase noch sehr hoch ist, findet die Verdunstung des Wassers nur an der Oberfläche statt. Der „Feuchtenachschub“ aus dem Inneren erfolgt ausschließlich über den sehr leistungsfähigen Kapillartransport. Da dieser stets so viel Wasser heranführen kann, wie wirklich verdunstet, bleibt die Trocknungsgeschwindigkeit nahezu konstant. Sie ist nur von den äußeren Bedingungen abhängig.

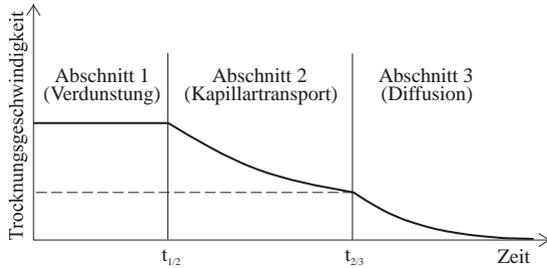


Abb. 4.10: Zeitlicher Verlauf der Trocknungsgeschwindigkeit bei einseitiger Austrocknung eines hygroskopischen, kapillaraktiven Baustoffs nach [4.20] und [4.32]

Der zweite Trocknungsabschnitt beginnt, wenn der Feuchtegehalt so weit gesunken ist, dass kein reiner Kapillartransport mehr möglich ist. Die an die Oberfläche transportierte Wassermenge reicht nicht mehr aus, um die Trocknungsgeschwindigkeit aufrechtzuerhalten. Der Feuchteübergang von der Baustoffoberfläche an die Atmosphäre ist also leistungsfähiger als der überlagerte Feuchtetransport aus Kapillarleitung und Diffusion, so dass die Verdunstungsfront zunehmend in das Baustoffinnere wandert. Folglich weist die Trocknungsgeschwindigkeit einen deutlichen Abfall auf. Der Trocknungsverlauf ist nun nicht mehr ausschließlich von äußeren Bedingungen abhängig, sondern auch vom Flüssigtransportkoeffizienten und dem Diffusionswiderstand.

Mit dem dritten Trocknungsabschnitt reißen die Flüssigkeitssäulen ab, so dass kein Kapillartransport mehr möglich ist. Der Baustoff erreicht die maximale hygroskopische Feuchte, auch kritischer Feuchtegehalt u_{kr} genannt. Mit Unterschreiten dieses kritischen Feuchtegehalts sinkt die Trocknungsgeschwindigkeit erneut stark ab und nähert sich bis zum Erreichen der Ausgleichsfeuchte asymptotisch dem Wert „Null“. Die Trocknungsgeschwindigkeit wird nur noch durch den Gradienten des Wasserdampfpartialdrucks zwischen Oberfläche und Trocknungsspiegel bestimmt [4.11], [4.20], [4.32], [4.49].

4.5.5 Wärmespeicherung

In jedem Körper ist die Wärmeenergie als kinetische Energie gespeichert. Der Wärmezustand eines Körpers wird durch die Temperatur beschrieben. Das Wärmespeichervermögen gibt an, welche Wärmemenge Q ein homogener Stoff von 1 m^2 Oberfläche und der Dicke s bei einer Temperaturerhöhung ΔT um 1 K speichern kann:

$$Q = m \cdot c_p \cdot \Delta T \quad (4-5)$$

Das Wärmespeichervermögen ist von der spezifischen Wärmekapazität c_p , der Rohdichte ρ bzw. der Masse m und der Dicke s des Baustoffs abhängig. Bei porösen Baustoffen ist zu berücksichtigen, dass auch die in dessen Poren enthaltene Feuchtigkeit (Wasser oder Wasserdampf) ein spezifisches Wärmespeichervermögen aufweist.

4.5.6 Wärmetransport

Besteht zwischen zwei Orten ein Temperaturunterschied, gleichen sich die Temperaturen durch Übertragung von Wärmeenergie vom wärmeren zum kälteren Ort an. Dieser Wärmetransport kann durch Wärmeleitung in festen Körpern, durch Konvektion in Flüssigkeiten und Gasen, durch Wärmestrahlung bei strahlungsdurchlässigen Stoffen sowie durch Phasenwechsel bei der Dampfdiffusion stattfinden [4.3].

Wärmeleitung

Die Wärmeleitung ist bei Festkörpern ein reiner Energietransport, der auf einen Koppelungseffekt zwischen den Schwingungsbewegungen der Gitteratome beruht. In Flüssigkeiten und Gasen wird die Wärmeenergie durch die Diffusion ihrer Atome bzw. Moleküle übertragen.

In Analogie zum Feuchtetransport wird der durch eine Querschnittsfläche A eines isotropen, homogenen Körpers fließende Wärmestrom Q als Wärmestromdichte q bezeichnet:

$$q = -\lambda \frac{d\theta}{dn} = \lambda \frac{\theta_2 - \theta_1}{d} \quad (4-6)$$

Die Wärmeleitfähigkeit λ ist eine materialspezifische Größe, die in bestimmten Temperaturbereichen temperaturunabhängig ist. Sie ist ein Maß dafür, wie gut die Wärmeübertragung in einem Stoff erfolgt. Bei porösen Baustoffen muss der Einfluss des Feuchtegehalts auf die Wärmeleitfähigkeit berücksichtigt werden.

Konvektion und Wärmeübergang

Findet die Wärmeübertragung zwischen der Oberfläche eines festen Körper θ_0 und einem umgebenen Medium, baupraktisch meistens Luft θ_L , durch die Bewegung der Moleküle eben dieses umgebenen Mediums statt, wird dies als Konvektion bezeichnet. Zur rechnerischen Erfassung wird der sogenannte Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_{\dot{u},K}$ verwendet:

$$q_K = \alpha_{\dot{u},K} \cdot (\theta_L - \theta_0) \quad (4-7)$$

Wärmestrahlung

Im Gegensatz zu Wärmeleitung und Konvektion ist Wärmestrahlung nicht an Materie gebunden und kann auch im Vakuum stattfinden. Energieträger ist hierbei elektromagnetische Strahlung. Ihre Intensität und spektrale Energieverteilung hängt wesentlich von der Oberflächenbeschaffenheit und der Temperatur des jeweiligen Körpers ab. Voraussetzung für Wärmestrahlung ist das Vorhandensein eines Temperaturgefälles zwischen zwei Körpern. Derjenige mit der höheren Temperatur wandelt seine Wärme an der

Oberfläche in Strahlung um, welche dann nach dem Durchdringen strahlungsdurchlässiger Schichten auf den zweiten, strahlungsundurchlässigen Körper trifft. Dieser verwandelt sie zurück in Wärme (Absorption) oder wirft sie zurück (Reflexion). Je nach Absorptions- und Emissionsvermögen eines Körpers fallen die Anteile von Absorption und Reflexion unterschiedlich aus. Körper mit einem hohen Absorptionsvermögen weisen eine geringe Reflexion auf und umgekehrt. Die Wärmestrombilanz erfolgt ebenfalls mit Hilfe eines Übergangskoeffizienten $\alpha_{i,s}$ und ist analog zur Konvektion:

$$q_s = \alpha_{i,s} \cdot (\theta_{o1} - \theta_{o2}) \quad (4-8)$$

Zur Lösung baupraktischer Probleme werden die Wärmeübergangskoeffizienten aus Konvektion und Strahlung häufig zu einer kombinierten Wärmeübergangszahl $\alpha_{i,ges}$ zusammengefasst. Diese Vereinfachung führt nach [4.11] nur bei sehr geringen Differenzen zwischen Festkörper und umgebenem Medium zu hinreichend genauen Ergebnissen.

Wärmetransport durch Wasserdampfdiffusion

Herrscht innerhalb eines porösen Baustoffs ein instationärer Feuchtetransport, finden Verdunstungs- und Kondensationseffekte statt, die den Wärmehaushalt des Baustoffs beeinflussen. Aufgrund eines Temperaturgefälles verdunstet auf der wärmeren Seite einer Pore Wasser (vgl. Abb. 4.9). Bei der Verdunstung von Wasser wird Energie verbraucht, dies ist mit einem Wärmeverlust verbunden. Wenn der Wasserdampf an der kälteren Seite der Pore kondensiert, wird die Wärme wieder frei. Dieser Wärmetransport wird auch als Enthalpiestrom oder Latentwärmeeffekt bezeichnet [4.3].

4.6 Bestehende Modelle zur Dauerhaftigkeitsbeurteilung von Mauerwerk

4.6.1 Vorbemerkungen

In diesem Abschnitt werden verschiedene Ansätze zur Beurteilung der Dauerhaftigkeit von Mauerwerk vorgestellt. Die Auswahl beschränkt sich dabei auf jene Modelle, die zumindest in Teilbereichen zur Dauerhaftigkeitsmodellierung auch von historischem Mauerwerk geeignet scheinen. Von besonderem Interesse ist Modellierung des Verbunds zwischen Mörtel und Stein. Die Einteilung der Ansätze erfolgt über die jeweilige Methodik.

In Abschnitt 4.6.2 wird ein empirischer Ansatz zur Beurteilung der Eignung von Fugenmörteln für die Verwendung in Natursteinmauerwerk vorgestellt und diskutiert. In diesen Ansatz geht ein Großteil der in Abschnitt 4.4 beschriebenen Anforderungen an Fugenmörtel ein.

Unter Verwendung der Rissbildung als Kriterium der Dauerhaftigkeit von Verfugungen eignet sich eine einfache Spannungsberechnung an der Mauerwerksoberfläche. Ver-

schiedene Ansätze von *FRANKE* und *BENTRUP* [4.4], *MEYER* und *SCHUBERT* [4.26] sowie von *SCHUHMANN* [4.37] werden in Abschnitt 4.6.3 kurz vorgestellt. Auch auf das im Rahmen eines DFG-Forschungsprojekts von *SCHMIDT-DÖHL* und *ROSTÁSY* [4.33] entwickelte Ingenieurmodell wird in diesem Abschnitt eingegangen.

In Abschnitt 4.6.4 werden die Ansätze und FE-Modelle von *FRANKE / DECKELMANN / STEHR* [4.5] sowie von *VAN ZIJL* [4.47] beschrieben, bei denen es sich zumindest in der Strukturanalyse um Diskontinuumsmodelle im Mikromaßstab handelt. Da dies für die geplante Beschreibung des Verbunds zwischen Mörtel und Stein auch zwingend notwendig ist, werden Kontinuumsmodelle in diesem Abschnitt nicht behandelt.

Es gibt zurzeit keine Programmsysteme, mit denen sowohl eine gekoppelte Berechnung von Feuchte- und Wärmetransporten als auch die Berechnung von Dehnungen und Spannungen möglich ist. Daher werden in Abschnitt 4.6.5 drei Modelle vorgestellt, die sich jeweils einer Kombination von zwei Programmen bedienen. Der eigentlichen Spannungsberechnung wird jeweils ein Programm zur Berechnung von Feuchte- und Temperaturfeldern vorgeschaltet. *SHIBAKE / KARAGIOZIS* [4.39] nutzen zur Transportberechnung das Programm *LATENITE*, die Strukturanalyse führen sie mit der Randelementmethode durch. *SCHMIDT-DÖHL* und *ROSTÁSY* [4.33] verwenden die Programme *TRANSREAC* und *ANSYS*[®], *HÖRENBAUM* [4.11] die Programme *ADINA-T* und *ADINA*.

Abschließend werden alle Modelle im Hinblick auf ihre Eignung zur Vorhersage der Dauerhaftigkeit von gipshaltigem Mauerwerk beurteilt. In die Beurteilung gehen besonders die Abbildung des Feuchteinflusses auf die mechanischen Kenngrößen und die Möglichkeit der Berücksichtigung viskoelastischer Verformungsanteile ein. Diese beeinflussen, wie in den Kapiteln 2 und 3 gezeigt wurde, das Verhalten von gipshaltigem Mauerwerk signifikant.

4.6.2 Empirisches Bewertungsverfahren

Mit dem Modell von *WISSER* [4.51] können auf einfache Art Anforderungen an Fugenmörtel für die Verwendung in Natursteinmauerwerk abgeleitet werden. Es handelt sich um ein Bewertungsverfahren auf empirischer Grundlage. Mörtel und Stein sind bei gleicher chemisch-mineralogischer Widerstandsfähigkeit im Verbund umso beständiger, je ähnlicher deren thermische und hygrische Kennwerte sind. Die Übereinstimmung der mechanischen Kenngrößen von Mörtel und Stein sind hingegen nicht anzustreben (vgl. Abschnitt 4.4).

Die von *WESCHE* [4.48] aufgestellte Forderung, dass der E-Modul von Betonstraßen und Massenbeton zur Vermeidung hoher Spannungen aufgrund von Dehnungsbehinderung möglichst gering sein sollte, überträgt *WISSER* auf historische Gebäude.

Weitere Annahmen in seinem Modell sind, dass die Dauerhaftigkeit des Mörtel-Stein-Verbunds mit steigender Haftzug- und Haftscherfestigkeit ebenfalls ansteigt. Mit steigendem Schwindvermögen des Mörtels während der Erhärtung und steigendem Sättigungswert des Mörtels in Bezug auf den Frost-Tau-Widerstand sinkt die Dauerhaftigkeit.

Bewertung eines Verbundsystems

Für die Beurteilung eines Verbundsystems, werden die in Tabelle 4.2 aufgeführten Eigenschaften bewertet. Die Festlegung der Gewichtungsfaktoren erfolgte anhand der Ergebnisse von Freilandwitterungsversuchen und Frost-Tau-Prüfungen.

Tabelle 4.2: Bewertungseigenschaften und Gewichtungsfaktoren

Eigenschaft	Einheit	Bewertung von	Gewichtungsfaktor
Hygrische Dehnung	mm/m	Kennwert Mörtel : Kennwert Stein	3
Lineare Wärmedehnzahl	$10^{-6}/K$	Kennwert Mörtel : Kennwert Stein	3
Schwinden	mm/m	Mörtel	3
Wasseraufnahmekoeffizient	$g/(m^2s^{0.5})$	Kennwert Mörtel : Kennwert Stein	4
Wasseraufnahmegrad	Vol.-%	Kennwert Mörtel : Kennwert Stein	2
Sättigungswert	-	Mörtel	5
Biegezugfestigkeit	N/mm ²	Kennwert Mörtel : Kennwert Stein	1
Druckfestigkeit	N/mm ²	Kennwert Mörtel : Kennwert Stein	1
E-Modul	N/mm ²	Kennwert Mörtel : Kennwert Stein	3
Haftzugfestigkeit	N/mm ²	Verbundkörper	2
Haftscherfestigkeit	N/mm ²	Verbundkörper	2

Zur Beurteilung der Dauerhaftigkeit eines Verbundsystems werden die o.g. Eigenschaften unter Berücksichtigung von Ergebnissen aus Versuchen an Verbundkörpern bewertet. Dabei werden je Eigenschaft max. 5 Punkte vergeben. Bei der Bewertung der Eigenschaften werden einige Kennwerte von Mörtel und Stein ins Verhältnis gesetzt, Sättigungswert und Schwindverhalten werden ausschließlich am Mörtel bewertet, die Verbundeigenschaften am Verbundkörper.

Die Summe der Gewichtungsfaktoren beträgt 29. Da jede Eigenschaft mit maximal 5 Punkten bewertet wird, kann ein Verbundsystem nach diesem Bewertungsschema 145 Punkte erreichen.

Beurteilung des Modells

Die Defizite der empirischen Studie von *WISSER* [4.51] liegen vor allem in der relativ kurzen Versuchsdauer sowie in der Versuchsmethodik. Für die Gewinnung gesicherter Erkenntnisse hätte in jeder Versuchsserie jeweils nur ein Parameter verändert werden dürfen. Auch die Festlegung der Gewichtungsfaktoren über die Anzahl der nach zwei-jähriger Bewitterung im Freilandversuch von ursprünglich 5 noch intakten Verbundkörpern erscheint etwas ungenau. Dies erklärt auch die stellenweise großen Unterschiede in der Beurteilung der Wichtung einzelner Mörtel- und Verbundeigenschaften zwischen *WISSER* [4.51] und *KNÖFEL / SCHUBERT* [4.18] in Abschnitt 4.4.

Die Untersuchungen berücksichtigen kein viskoelastisches Verhalten der Mörtel. Die Übertragung auf gipshaltige Sanierungsmörtel ist daher nicht möglich. Die Bewertung des Stein-Mörtel-Verbunds über Bewertungs- und Gewichtungsfaktoren lässt keine direkten Aussagen über die Rissbildung zwischen Fuge und Stein zu. Es handelt sich dabei lediglich um eine Korrelation der technischen Eigenschaften des zu bewertenden Verbundsystems mit den technischen Eigenschaften eines vermutet „optimalen“ Systems. Welches Bewertungsergebnis in Bezug auf eine mögliche Rissbildung jedoch gerade noch hinnehmbar ist, wird nicht angegeben.

4.6.3 Lineare Spannungsberechnung im Verbund

Das empfindlichste Element an Mauerwerksfassaden ist die Mörtelfuge (vgl. Abschnitt 4.2). Schäden treten dabei meist als Zermürbungen des Mörtels oder als Rissbildung im Mörtel bzw. im Verbund zwischen Mörtel und Stein auf. Alle folgenden Modelle gehen davon aus, dass der Verlust der Dauerhaftigkeit mit einem Rissereignis in der Fuge einhergeht. Nach *FRANKE / BENTRUP* [4.4] resultiert die Flankenrissbildung aus unzureichender Vor- und Nachbehandlung oder ist auf sehr dünne nachträgliche Verfügungen zurückzuführen. Durch die Einwirkung von Klimaschwankungen auf den Verbund geschwächter, gezwängter Systeme können im Laufe der Zeit Flankenablösungen erfolgen. In Abb. 4.11 ist der Fall der einseitigen Abkühlung schematisch dargestellt, in Abb. 4.12 der Fall der einseitigen Erwärmung. Die Abkühlung führt zum Zusammenziehen von Stein und Fuge, es entstehen Zugspannungen, die Erwärmung führt zur Ausdehnung von Stein und Fuge, es entstehen Druckspannungen.

Überschreiten die Zugspannungen die Haftzugfestigkeit zwischen Stein und Mörtel, versagt der Verbund; überschreiten die aus der Querdehnung durch Druck induzierten Zugspannungen im Mörtel dessen Zugfestigkeit, entstehen Querrisse. Mit Gleichung (4-9) wird exemplarisch die Zugspannung infolge thermischer Belastung $\sigma_{T,mo}$ im Mörtel berechnet:

$$\sigma_{T,mo} = \alpha_{T,MW} \cdot \Delta T_{max} \cdot E_{mo} \quad (4-9)$$

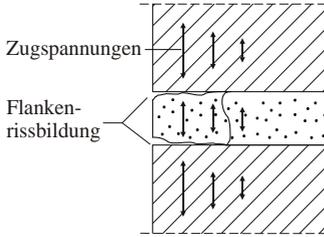


Abb. 4.11: Zugspannungen und Flankenrisse infolge einseitiger Abkühlung [4.4]

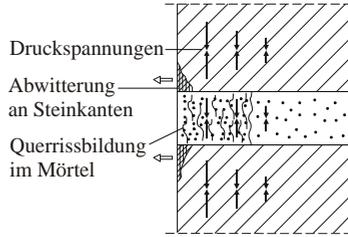


Abb. 4.12: Druckspannungen und Mörtelrisse infolge einseitiger Erwärmung [4.4]

Auch MEYER und SCHUBERT beschreiben in [4.26], dass die Verformungsunterschiede zwischen Mörteln und Steinen minimiert werden müssen, wobei sie die Schwindverformung als besonders „rissgefährlich“ einstufen. Ihr Ansatz besteht ebenfalls in der Spannungsberechnung im Verbund und berücksichtigt Schwind- und Kriechverformungen des Mörtels (Abb. 4.13).

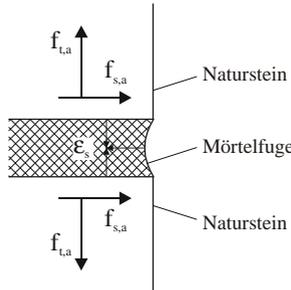


Abb. 4.13: Beanspruchung des Mörtels durch Schwinden nach [4.26]

Die entstehenden Schwindspannungen $\epsilon_s E_{mo}$ im Mörtel werden durch Relaxation abgebaut. Näherungsweise wird dies durch die Kriechzahl φ berücksichtigt:

$$\sigma_t = \frac{\epsilon_s \cdot E_{mo}}{1 + \varphi} \quad (4-10)$$

Weder die Haftscherfestigkeit noch die Haftzugfestigkeit zwischen Mörtel und Stein dürfen durch die berechnete Spannung σ_t überschritten werden.

SCHUHMANN führt in [4.37] den Begriff der *Stabilitätsbedingung* für Fassaden ein und berücksichtigt in seiner Betrachtung am gezwängten System Scherspannungen sowohl aus hygrischen als auch thermischen Beanspruchungen. Überschreiten die auftretenden Spannungen die Zugfestigkeit des Mörtels, führt dies zur Rissbildung. Die Stabilitätsbedingung lautet dann:

$$\frac{f_t}{E_{mo}} > q \left| \frac{\Delta l}{l} \right|_{max} = q \left| \alpha_{T,mo} \cdot \Delta T_{max,mo} + \epsilon_s \right| \quad (4-11)$$

Der materialspezifische Faktor q wird durch die Materialkennwerte Wasseraufnahme und -abgabe sowie Temperaturleitfähigkeit der Fassade bzw. deren Baustoffe bestimmt. In der Praxis liegt der Wert q je nach Porosität des Baustoffs und Art der Einwirkung zwischen 0,15 bei homogenen, dichten Baustoffen und 0,5 bei solchen mit großem Porenvolumen.

Die drei bisher beschriebenen Ansätze gehen davon aus, dass lediglich thermische und/oder hygrische Dehnungen als rissverursachend angesehen werden können, elastische oder plastische Verformungen aus der Belastung gehen nicht in die Berechnung ein. Bei nur einem Ansatz wird die spannungsabbauende Kriechdehnung berücksichtigt und nur ein Ansatz kombiniert hygrische und thermische Dehnungen.

Das von *SCHMIDT-DÖHL* und *ROSTÁSY* entwickelte „Ingenieurmodell zur Dauerhaftigkeit des Verbundsystems Naturstein/Mörtelfuge mit Bezug auf die Neuverfugung historischen Mauerwerks“ [4.33] berücksichtigt sowohl hygrische, thermische, elastische und plastische Dehnungen als auch die spannungsabbauenden Kriechdehnungen und dient der einfachen Modellierung des Verbundverhaltens. Es geht davon aus, dass die die Rissgefahr erzeugende Spannung durch eine ungleiche Verteilung von Temperatur und Feuchte über den Mauerwerksquerschnitt verursacht wird. Die thermischen und hygrischen Dehnungen an der Oberfläche werden durch das Mauerwerksinnere behindert. Die Grundstruktur besteht aus einer Spannungsberechnung an der Oberfläche unter der vereinfachenden Annahme eines vollständig gezwängten Stein-Mörtel-Verbunds und für die maximale Temperaturdifferenz zwischen Wandoberfläche und Wandinnerem.

Zwischen den Ergebnissen dieses Modells und den experimentellen Untersuchungen waren nur geringe Abweichungen erkennbar. Daher wurde das Modell auch als Grundlage für das in Abschnitt 7.2 detailliert beschriebene Ingenieurmodell verwendet.

4.6.4 Modelle auf Basis numerischer Verfahren

In diesem Abschnitt werden die Ansätze und FE-Modelle von *FRANKE*, *DECKELMANN* und *STEHR* [4.5] sowie von *VAN ZIJL* [4.47] beschrieben. Bei beiden Modellen handelt es sich zumindest in der Strukturanalyse um Diskontinuumsmodelle im Mikromaßstab, d.h. das Mauerwerk oder Ausschnitte davon werden getrennt nach Stein und Fuge abgebildet. Zusätzlich bietet *VAN ZIJL* zur Reduzierung der Rechendauer eine kontinuierliche Modellierung an.

Allgemeines

Mit dem diskreten ANSYS®-Modell von *FRANKE* / *DECKELMANN* / *STEHR* [4.5] kann durch die implementierte Berechnung hygri-scher und thermischer Belastungen auf ganze Wände mit Fundamenten (Abb. 4.14) die Anordnung von Dehnungsfugen ermittelt

werden. Die Berechnung erfolgt nur in Ebene der Mauerwerksschale (ESZ)¹³ und gilt nur für dünne Verblendschalen.

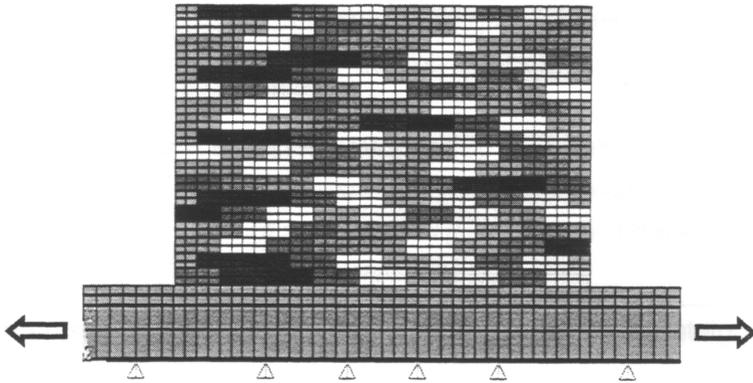


Abb. 4.14: Wandscheibe mit Lagerungsbedingungen

Das von *VAN ZIJL* [4.47] aus einem mathematischen Modell entwickelte FE-Modell wurde inzwischen als Subroutine im FE-Programm DIANA implementiert. Der strukturellen Berechnung ist die Berechnung des Feuchtetransports auf makroskopischer Ebene, ebenfalls in DIANA, vorgeschaltet. Für die Beschreibung des Feuchtetransports greift *VAN ZIJL* vereinfachend auf das DARCYSche Gesetz für die Feuchtetröpfung und das FICK'sche Gesetz für den Wasserdampftransport zurück (vgl. Abschnitt 4.5.2). Die Berechnungen werden im Bereich der hygroskopischen Feuchte unter der Annahme einer gleichbleibenden Temperatur durchgeführt. Das mechanische Modell basiert auf den üblichen Gleichgewichtsbedingungen (innere und äußere Kräfte), Verformungsbedingungen (Verschiebungen und Dehnungen) und Werkstoffgesetzen (Spannungen und Dehnungen), wobei zur differenzierteren Beschreibung der Werkstoffgesetze angenommen wird, dass die Dehnungsgeschwindigkeiten superponiert werden dürfen:

$$\dot{\epsilon}_{ges} = \dot{\epsilon}_{el} + \dot{\epsilon}_C + \dot{\epsilon}_S + \dot{\epsilon}_T + \dot{\epsilon}_{Riss} \quad (4-12)$$

Modellierung von Stein, Fuge und Verbund

FRANKE / DECKELMANN / STEHR [4.5] setzen für die Modellierung der Steine rechteckige Scheibenelemente mit homogenen, isotropen Materialeigenschaften an. Rissbildung infolge Überschreitung der Zugfestigkeit der Steine werden durch nichtlineare Federn in Steinmitte parallel zur Lagerfuge dargestellt (Abb. 4.15, links). Nach Erreichen

¹³ Der ESZ (Ebene Spannungs-Zustand) ist für dünne Verblendschalen zulässig, da die Spannungen senkrecht zur Wandrichtung vernachlässigbar klein sind.

der maximalen Zugkraft wird die Federkraft auf null zurückgesetzt. Für Druckkräfte parallel und senkrecht zur Lagerfuge wurden keine Versagenskriterien definiert.

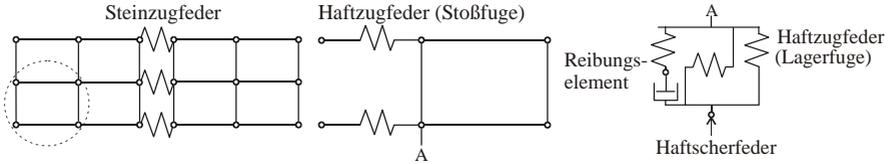


Abb. 4.15: Anordnung der nichtlinearen Federelemente nach [4.5], links für den Stein, mittig für die Stoß- und rechts für die Lagerfuge

Die Stoßfugen werden ebenfalls über nichtlineare Haftzugfedern abgebildet. Wird in der Stoßfuge die Zugfestigkeit überschritten, geht auch hier die Federkraft auf null zurück (Abb. 4.16). Eine Entlastung der Federn während der Belastung erfolgt auf dem gleichen Lastpfad wie die Belastung. Mögliche Hystereseeffekte durch bleibende Verformungen werden nicht berücksichtigt.

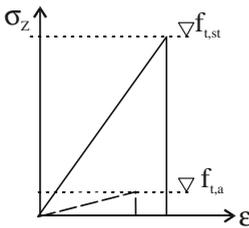


Abb. 4.16: Werkstoffverhalten der Steine und Stoßfugen nach [4.5]

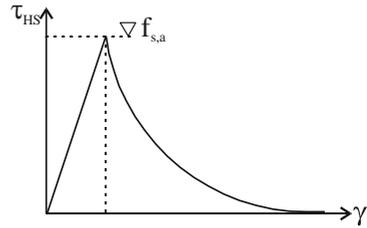


Abb. 4.17: Werkstoffverhalten der Lagerfugen nach [4.5]

Das Schubverhalten der Lagerfuge aufgrund von Kohäsion (Haftscherbeanspruchung) wird durch eine in Lagerfugenrichtung wirkende nichtlineare Feder beschrieben. Nach Erreichen des maximalen Wertes fällt die Haftscherspannung definiert ab (Abb. 4.17).

Die Haftzugbeanspruchungen werden von einer senkrecht zur Lagerfuge wirkenden nichtlinearen Feder aufgenommen. Die elastischen Verformungseigenschaften werden über eine endliche Federsteifigkeit bestimmt - allerdings nicht im Fall der Stauchung. Bei Erreichen der maximalen Beanspruchbarkeit wird ideal elastisches Werkstoffverhalten angenommen.

Das Reibungselement in der Lagerfuge dient der Übertragung der Druckspannungen senkrecht zur Lagerfuge und der Schubspannungen aus Reibung. Die übertragbare Druckkraft senkrecht zur Lagerfuge ist nicht begrenzt. Bei einer möglichen Zugdehnung des Elements wird keine Steifigkeit bereit gestellt.

Die maximale Beanspruchbarkeit der Lagerfuge folgt aus dem zweiachsigen Spannungszustand nach MOHR-COULOMB. Bei gleichzeitiger Berücksichtigung der Haftscherfestigkeit folgt nach GLANZ [4.6] die Bruchbedingung für die Lagerfuge (Abb. 4.18). Zur Umsetzung dieser Bedingungen in das FE-Modell werden nach jedem Berechnungsschritt die aktuellen Beanspruchungen für jedes der drei Elemente der Lagerfuge abgefragt. Wird die Bruchbedingung nach GLANZ [4.6] erfüllt, liegt kein Versagen der Lagerfuge vor, anderenfalls wird der nichtlineare Zweig der Haftscherfestigkeit (Abb. 4.17) aktiviert. Da die Haftzugfeder senkrecht zur Belastungsrichtung des Mauerwerks wirkt, wird es als ausreichend genau angesehen, dass die Kennlinie der Haftzugfestigkeit unverändert bleibt.

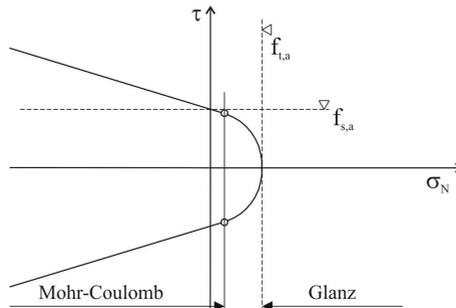


Abb. 4.18: Bruchbedingung für die Lagerfuge im zweiachsigen Spannungszustand nach [4.5]

VAN ZIJL greift in [4.47] sowohl auf die Möglichkeit der diskreten als auch der kontinuierlichen Modellierung von Mauerwerk zurück. Bei der diskreten Formulierung werden sowohl die Steinmitten als auch die Fugen als schwächste Punkte im Mauerwerk und somit als mögliche Orte für die Rissbildung berücksichtigt (Abb. 4.19). Das Phänomen des Fließens in der Fuge wird mittels sogenannter Grenzflächenelemente (Prozessschichtelemente) bzw. Interfaceelemente dargestellt (Abb. 4.19(a)), die Phänomene Schwinden und Kriechen mittels Kontinuums-elementen¹⁴ (Abb. 4.19(b)).

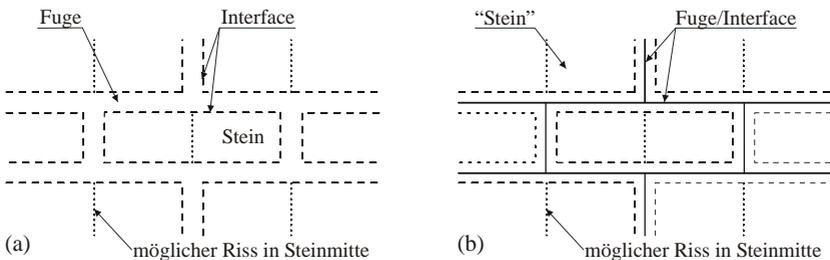


Abb. 4.19: (a) diskrete Modellierung, (b) vereinfachte diskrete Modellierung nach [4.47]

¹⁴ Mit Kontinuums-elementen werden vereinfacht nur die Steine, diese allerdings vergrößert um die halbe Fugendicke, abgebildet.

Im diskreten Modell unterscheidet VAN ZIJL zwischen Bruchmodus I (Versagen durch Zugspannungen senkrecht zur Fuge) und Bruchmodus II (Abscheren entlang der Fuge infolge Schubspannungen). Die Grundlage des Werkstoffmodells bildet dabei das Prozessschichtmodell von LOURENÇO [4.25]. Dieses kombiniert Zugfestigkeitskriterium, Coulomb'sches Reibungskriterium und elliptisches Druckversagenskriterium gemäß Abb. 4.20.

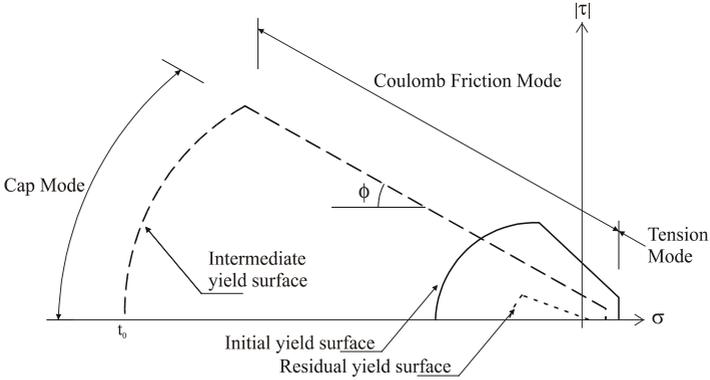


Abb. 4.20: Materialmodell für die diskrete Modellierung nach [4.25]

Bei der indiskreten Modellierung mit „verschmierten“ Materialeigenschaften ist die Kenntnis über die Lage möglicher Risse nicht erforderlich. VAN ZIJL verwendet dafür das Kontinuumsmodell von LOURENÇO [4.25], welches auf Plastizität basiert und zur Berücksichtigung unterschiedlicher Festigkeiten parallel und senkrecht zur Lagerfuge auf das anisotrope Rankine-Hill-Kriterium zurückgreift (Abb. 4.21).

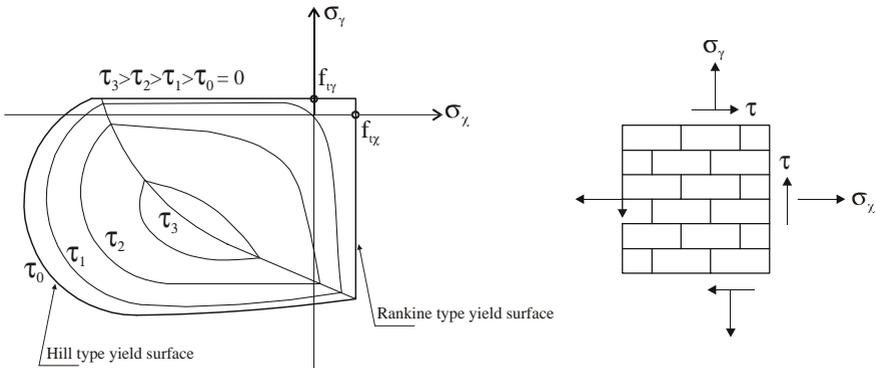


Abb. 4.21: Materialmodell für die kontinuierliche Modellierung nach [4.25]

Berücksichtigung thermischer Beanspruchung

Für die Spannungsberechnung infolge Temperaturbeanspruchung wird von *FRANKE / DECKELMANN / STEHR* [4.5] nur der thermische Ausdehnungskoeffizient der Steine berücksichtigt. Der zeitliche Verlauf für die maßgebende Temperatur des Mauerwerks für jeden Zeitschritt wird empirisch aus eigenen Untersuchungen für die Monate Januar bis Juli ermittelt.

Auch *VAN ZIJL* [4.47] berücksichtigt keinen gekoppelten Wärme- und Feuchtetransport. Der thermische Ausdehnungskoeffizient geht aber sowohl für den Stein als auch für den Fugenmörtel in die Berechnung ein.

Berücksichtigung hygrischer Beanspruchung

Schwindverformungen sowie Verformungen aus hygrischer Beanspruchung werden von *FRANKE / DECKELMANN / STEHR* [4.5] ebenfalls nur für die Steine ermittelt, da die Fugen als Federn modelliert werden und nichtlineare Federelemente keine Aufprägung äußerer Dehnungen zulassen. Der zeitliche Verlauf der hygrischen Dehnung setzt sich aus dem Trocknungsschwinden nach Herstellung der Steine bzw. des Mauerwerks und der Dehnung infolge Sorptionsfeuchte zusammen. Die Feuchteaufnahme aus der umgebenden Luft wird dabei abgeschätzt. Die Schwindverformungen werden in Temperaturdehnungen umgerechnet und in Form eines Temperaturzuschlags berücksichtigt. Der zeitliche Verlauf des Schwindens folgt aus dem Trocknungsschwinden nach Herstellung und der Sorptionsfeuchte, wobei diese abgeschätzt wird.

Das Schwinden wird von *VAN ZIJL* [4.47] von der Porenfeuchte abgeleitet und über das konstante Schwindmaß von Stein und Mörtel berücksichtigt. Darüber hinaus wird die Interaktion zwischen Kriechverformung, hygrischer und thermischer Dehnung im Modell durch spannungsinduziertes Schwinden berücksichtigt.

Berücksichtigung von Kriechverformungen

Kriechverformungen werden von *FRANKE / DECKELMANN / STEHR* [4.5] ebenso wie Temperatur- und Schwinddehnungen als äußere Lasten in das gezwängte System eingetragen. Dabei werden alle an einem Knoten auftretenden Dehnungen mittels Differenzenverfahren so bilanziert, dass zwischen Zeit- bzw. Lastschritten nur die Dehnungszunahme innerhalb des Zeitintervalls $t_n - t_{n-1}$ als zusätzliche Last auf das Bauteil einwirkt.

Da die Kriechalgorithmen auf Basis des Superpositionsprinzips nach *DISCHINGER* [3.8] die Kriechverformungen für den betrachteten Fall erheblich unterschätzten, wurden die Ansätze nach *TROST* [4.45] in ANSYS[®] implementiert.

Wie *FRANKE / DECKELMANN / STEHR* in [4.5] zeigen, werden auch die Kriechzahlen für das Druckkriechen parallel zur Lagerfuge mit dem Ansatz nach *GLITZA* [4.9] stark unterschätzt. Auf die Berücksichtigung des Belastungsalters insbesondere auf die Verformungen aus Zugkriechen wurde mangels Erfahrung verzichtet.

In [4.47] berücksichtigt *VAN ZIJL* die Verformungen aus Kriechen und Relaxation nicht im Mikromodell, sondern über einen „verschmierten“ Ansatz. Dabei sind die elastischen Dehnungsanteile in der jeweiligen viskoelastischen Gesamtverformung enthalten:

$$\dot{\varepsilon}_{vl} = \dot{\varepsilon}_{el} + \dot{\varepsilon}_C \quad (4-13)$$

Die Kriechverformungen werden über den zeitabhängigen Kriechmodul $J(t, t_0)$ dargestellt (Abb. 4.22 links):

$$\varepsilon_{vl}(t, t_0) = J(t, t_0) \cdot \sigma(t) \quad (4-14)$$

Variierende Spannungen während der Belastungsgeschichte werden mittels Superposition nach *DISCHINGER* [3.8] berücksichtigt:

$$\varepsilon_{vl}(t, t_0) = \int_0^t J(t, t_0) \cdot \dot{\sigma}(t_0) dt \quad (4-15)$$

Analog wird der Spannungsverlauf bei variierenden Dehnungen mittels zeitabhängigem Relaxationsmodul $R(t, t_0)$ dargestellt (Abb. 4.22 rechts):

$$\sigma_t = \int_0^t R(t, t_0) \cdot \dot{\varepsilon}_{vl}(t_0) dt \quad (4-16)$$

Nach *VAN ZIJL* [4.47] ist die Formulierung des Relaxierens nach Gleichung (4-16) der des Kriechens nach Gleichung (4-15), vor allem für die Abbildung von Alterungs-, Feuchte- und Temperatureffekten, vorzuziehen.

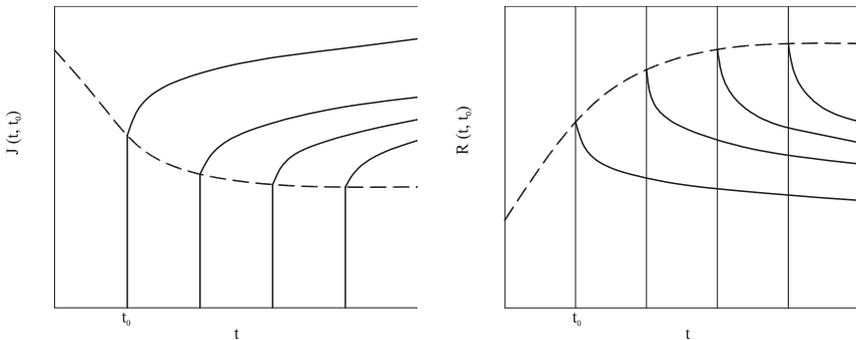


Abb. 4.22: Zeitabhängige Kriech- und Relaxationsmoduln für verschiedene Belastungsalter nach [4.47]

Für die Beschreibung der viskoelastischen Verformung verwendet VAN ZIJL gemäß Abb. 4.23, ähnlich wie von GUTSCH [3.12] vorgeschlagen, für die Relaxation eine Parallelschaltung mehrerer MAXWELL-Körper mit einer Feder und für das Kriechen eine Reihenschaltung mehrerer KELVIN-Körper mit einer Feder (vgl. Abschnitt 3.1).

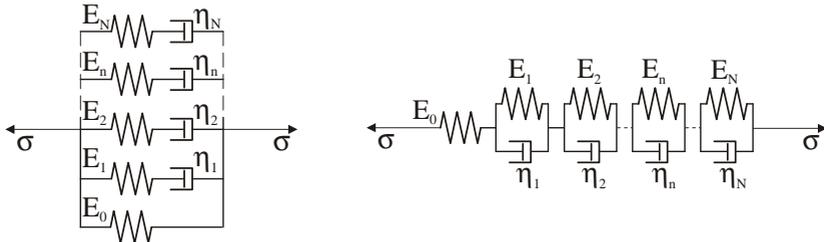


Abb. 4.23: Viskoelast. Formulierung von Relaxation (links) und Kriechen (rechts) nach [4.47]

Beurteilung der Modelle

FRANKE / DECKELMANN / STEHR:

Die Bestätigung des Modells erfolgte anhand von Relaxationsversuchen an RILEM-Körpern sowie an experimentell untersuchten Wandkörpern gemäß Abb. 4.14. Die ermittelten Ergebnisse waren qualitativ und quantitativ numerisch nachvollziehbar.

Der Ansatz des Modells zielt auf die Rissbildung in der Wandscheibe ab. Das für die Dauerhaftigkeitsbetrachtung wichtige Detail des Verbunds zwischen Stein und Fuge wird nur ungenau abgebildet. Durch die Modellierung als Federn können Kriech- und Schwindverhalten der Fugen nicht berücksichtigt werden, sie werden trotz Diskretisierung eines Mikromodells lediglich als „verschmierter Ansatz“ berücksichtigt. Gleiches gilt für die Berücksichtigung der Wärmedehnung. Eigenspannungen aus Wärme- und Feuchtedehnung werden aufgrund des ESZ nicht berechnet. Infolge des zweiachsigen Normalspannungszustands liegen unterschiedliche Kriechdehnungen parallel und senkrecht zur Lagerfuge vor, die ebenfalls nicht berücksichtigt werden.

Das Superpositionsprinzip nach TROST [4.45] liefert für das betrachtete Mauerwerk eine genauere Näherung als die in ANSYS[®] implementierten Kriech-Algorithmen, die die Kriechdehnungen als Folge äußerer Lasten berücksichtigen.

VAN ZIJL:

Dieses Modell setzt sich aus der Berechnung des Feuchtetransports und einem mechanischen Modell zusammen. Die Überprüfung des gesamten Modells erfolgte dreidimensional an Probekörpern aus kleinformatigem Kalksandsteinmauerwerk und aus KS-Block-Mauerwerk gemäß Abb. 4.24.

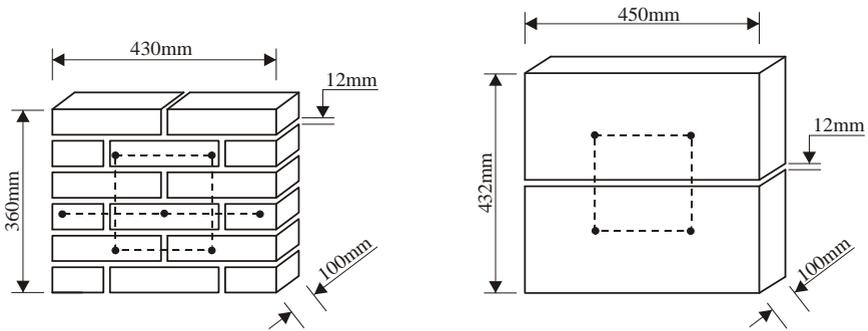


Abb. 4.24: Mauerwerkskörper zur Verifikation des Modells von VAN ZIJL [4.47]

Dabei wurde die Modellierung jeweils auf den gestrichelten Bereich beschränkt. Die Simulation erfolgte als Mikromodell mit 8-Knoten-Elementen unter Berücksichtigung des Schwindens, des Kriechens und der elastischen Verformung. Die Rissbildung wurde mit sogenannten Interface-Elementen modelliert.

Die Schwindverformungen im frühen Stadium führen durch die großen Feuchtgradienten zwischen Steinen und Mörtel zu hohen Zugspannungen, die bei Überschreiten der Haftzugfestigkeit wiederum zu Rissbildung (max. Rissbreite: $7\mu\text{m}$) führen. Der Vergleich zwischen berechneten und gemessenen Dehnungen zeigt eine gute Übereinstimmung.

Das mechanische Modell von VAN ZIJL [4.47] ist weit entwickelt und greift auf moderne Materialmodelle zurück, die das makroskopische Verhalten sehr gut wiedergeben. Große Teile des Modells, mit dem Schwind- und Kriechverformungen sowie die Rissbildung gut simuliert werden können, wurden inzwischen in DIANA implementiert.

Nachteile des Gesamtmodells liegen in der fehlenden Berücksichtigung zeitabhängiger Temperaturverläufe und in der sehr einfachen Modellierung der Feuchttransportprozesse ohne Berücksichtigung von Schlagregen, Kapillartransport, Kondensations- und Speichereffekten. Durch die Modellierung bei konstanter Temperatur bleiben die Temperaturabhängigkeit des Feuchttransport, aber auch die der Kriech- und Schwindverformungen unberücksichtigt.

4.6.5 Kombinierte FE- oder RE-Modelle

LATENITE und Randlelementmethode (REM)

Auch SHIBAIKE und KARAGIOZIS [4.39] sehen als Ursache für den Verlust der Dauerhaftigkeit von Außenmauerwerk die infolge zeitabhängiger Wärme- und Feuchtefelder induzierten Spannungen an. Ihr Modell zur Vorhersage der Dauerhaftigkeit von Mauer-

werk basiert auf der Randelementmethode (REM¹⁵). Bei der REM werden lediglich die Ränder der Steine bzw. Mörtel diskretisiert, was gegenüber der FEM zu kleineren Matrizen führt. Dies ermöglicht geringere Rechenzeiten oder bei gleicher Rechenzeit eine höhere Genauigkeit. Nach der Lösung der Differenzialgleichungen für die Ränder kann über eine Nachlaufrechnung die Lösung für das gesamte Gebiet ermittelt werden.

Beschreibung des Modells

In diesem Modell wird ebenso wie im in Abschnitt 4.6.3 beschriebenen Ingenieurmodell der Wandquerschnitt im EVZ betrachtet. Die Innenseite wird einem konstanten Klima ausgesetzt, an der Außenseite liegt veränderliches Klima an.

Die aus der hygro-thermischen Belastung entstehenden Temperatur- und Feuchtefelder werden mit dem Transportmodell LATENITE berechnet, welches in [4.13] genauer beschrieben wird. Das Modell berücksichtigt neben den Verläufen von Temperatur und Feuchtigkeit auch die Horizontalkomponenten von Strahlung und Niederschlag. Die Transportberechnung erfolgt in Zeitschritten von einer Stunde.

Aus den ermittelten Feuchte- und Temperaturfeldern werden mittels REM die resultierenden Dehnungen bzw. Spannungen in Zeitschritten von 96 Stunden berechnet. Außer der hygrothermischen Belastung wirken keine weiteren Lasten auf das ungezwängte System ein. Die Überprüfung des Modells findet an einem Mauerwerksausschnitt im englischen Mauerwerksverband mit einer Länge von 42 cm und einer Höhe von 29 cm statt (Abb. 4.25). Dabei wird die Unterseite als Linienlager mit Sperrung in y-Richtung und in x-Richtung mittig gehalten modelliert. Eine detaillierte Beschreibung des Modells existiert nicht.

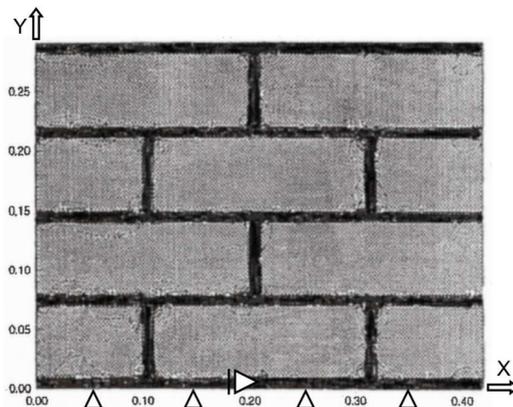


Abb. 4.25: Geometrie und statisches System des Modells nach SHIBAIKE [4.39]

¹⁵ Die REM ist wie die FEM ein numerisches Approximationsverfahren zur Lösung von Differenzialgleichungen.

Beurteilung des Modells

Mit dem Modell wird eine linear-elastische Berechnung an einem nicht gezwängten System durchgeführt. Die Transportberechnung von Wärme und Feuchte erfolgt unabhängig von der späteren quasi-statischen Berechnung. Zwischen Stein und Fuge wird voller Verbund angenommen.

Das Modell wurde an einem thermisch belasteten Kragbalken und dem in Abb. 4.25 dargestellten System überprüft. Die Berechnungen stimmen mit dem empirischen Wissen über den Verfall von Mauerwerkswänden überein. Eine genauere Überprüfung des Modells erfolgte nicht. Die Motivation zur Entwicklung dieses Modells liegt in der Modellierung von Zerstörungsprozessen über den Querschnitt. Dadurch, dass das gesamte System nicht gezwängt ist, ist die Berechnung von Rissen im Mörtel nur beschränkt und die Berechnung von Flankenrissen infolge von Zugspannungen überhaupt nicht möglich.

Die zur Modellierung von gipshaltigem Mauerwerk besonders interessanten viskoelastischen Verformungen des Mörtels werden in diesem Modell ebenso wenig berücksichtigt, wie die Feuchteabhängigkeit mechanischer Kenngrößen.

TRANSREAC und ANSYS® (FEM)

Beschreibung des Modells

Dieses detaillierte Forschungsmodell wurde von SCHMIDT-DÖHL und ROSTÁSY im Rahmen eines DFG-Forschungsvorhabens [4.33] zur genauen Beschreibung des Verbundverhaltens zwischen Mörtel und Stein in historischem Mauerwerk entwickelt. Es greift auf die gleichen Rissursachen zurück wie das Ingenieurmodell, das in den Abschnitten 4.6.3 und 7.2 genauer beschrieben wird.

Das Forschungsmodell wurde als modulares Modell entwickelt (Abb. 4.26), das den Verbund zwischen Mörtel und Stein in einem gezwängten System zweidimensional über den Querschnitt beschreibt.

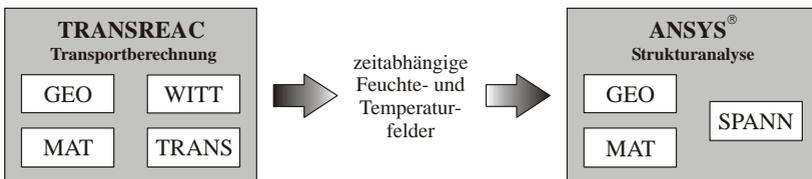


Abb. 4.26: Kopplung der Programme TRANSREAC und ANSYS® in Anlehnung an [4.33]

Im Modul GEO werden die Geometriebedingungen des gewählten Mauerwerksausschnitts festgelegt und diskretisiert (Abb. 4.27). Aufgrund der Symmetrie werden Mörtelfuge und Stein nur hälftig abgebildet. In der Ebene D sind die Verschiebungen in x- und

y-Richtung vollständig behindert. In den Symmetrieebenen A, B und C sind die Verschiebungen in y-Richtung vollständig behindert. Berechnet wird im EVZ. In mehrschaligem historischem Mauerwerk gilt der Wetterschale besonderes Interesse, weshalb diese auch feiner vernetzt wird als anschließende Schalen.

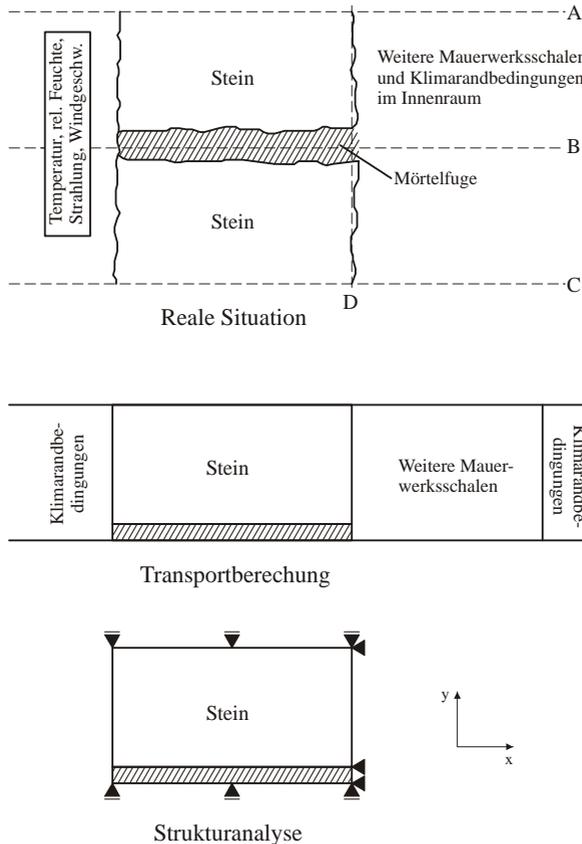


Abb. 4.27: Geometriemodell und Verformungsrandbedingungen nach [4.33]

Das Modul WITT bildet das am Bauwerk aufgenommene Klima ab und übergibt die eingelesenen Daten an das Modul TRANS. Beide Module sind im Programm TRANSREAC (transport and reaction) implementiert, welches in [4.34] und [4.35] genauer beschrieben wird. Für die Anwendung im Forschungsmodell wurde TRANSREAC auf die zweidimensionale Berechnung und die Verarbeitung von Klimadatenreihen erweitert. Zudem wurden die Ansätze des Transportmodells von KÜNZEL [4.24], wenn auch mit einigen Vereinfachungen, integriert.

Das Materialmodell MAT stellt alle benötigten materialspezifischen Kenngrößen bereit, die entweder aus der Literatur stammen oder in Versuchen ermittelt wurden.

Mit den Daten aus den Modulen GEO, MAT und WITT werden im Transportmodell TRANS zunächst die Temperatur- und Feuchteverteilungen berechnet. Wärme- und Feuchtetransportprozesse werden dafür zeitabhängig simuliert und bis zum Zeitpunkt der Rissbildung als unabhängig vom mechanischen Zustand des Systems aufgefasst.

Da die Berechnung von Verformungen aus Feuchteänderungen mit der verwendeten ANSYS®-Version nicht möglich war, wurde die Feuchtedehnung im Postprozessor von TRANSREAC in Temperaturdehnungen umgerechnet und in jedem Lastschritt als zusätzliche Temperaturänderung addiert.

Die Schnittstelle zwischen TRANSREAC und ANSYS® legt die so ermittelten Temperaturfelder in einer sogenannten Load-Step-Datei ab, die dann wiederum vom Modul SPANN (ANSYS®) eingelesen wird. Aus den Temperaturfeldern sowie den Verformungsrandbedingungen wird mittels Strukturanalyse die resultierende Spannungsverteilung berechnet. Diese ist in Bezug auf eine mögliche Rissbildung zu interpretieren.

Berücksichtigung hygrischer und thermischer Beanspruchung

Mit TRANSREAC lassen sich die zeitabhängigen Klimarandbedingungen für Temperatur, relative Feuchte, Schlagregenbelastung, Strahlungsleistung senkrecht zur Bauteiloberfläche, Wärmeübergangskoeffizient, Feuchteübergangskoeffizient und Niederschlagsabsorptionszahl berücksichtigen. Die Schlagregenbelastung wird dabei aus dem Normalregen, der Windgeschwindigkeit, der Windrichtung, dem Schlagregenkoeffizienten, der Richtung der Normalen auf die Bauteiloberfläche und der Zeit errechnet. Das Endschwindmaß wurde im Versuch bei 100% RF und bei 65% RF ermittelt, für andere relative Feuchtigkeiten inter- bzw. extrapoliert.

Berücksichtigung von Kriechverformungen

Das FE-Programm ANSYS® stellt u.a. folgende Gleichung zur Beschreibung von primärem Kriechen zur Verfügung:

$$\Delta \varepsilon_{Cr} = C1 \cdot \sigma^{C2} \cdot \varepsilon^{C3} \cdot e^{(C4/T)} \cdot \Delta t \quad (4-17)$$

Unter Vernachlässigung des Temperatureinflusses wurde diese Gleichung an die durchgeführten Kriech- und Relaxationsversuche an Mörteln angepasst. Der Parameter C1 wurde in Abhängigkeit zum Erstbelastungsalter formuliert, der Parameter C4 in Abhängigkeit der Temperatur.

Mit den Parametern C1 bis C4 gemäß Tabelle 4.3 ließen sich die durchgeführten Zugkriech- und Zugrelaxationsversuche zufriedenstellend nachrechnen. Eine Übertragung auf Druckkriechversuche gelang nicht. Wurde der Parameter C1 kleiner gewählt als für

das Erstbelastungsalter von 28 Tagen, wurden die Kriechraten so groß, dass ANSYS® diese trotz automatischer Schrittweitensteuerung nicht mehr verarbeiten konnte.

Tabelle 4.3: Versuchstechnisch bestimmte Parameter für den Kriechansatz in Gleichung (4-17)

C1			C2	C3	C4	
$t_e=7$ d	$t_e=14$ d	$t_e=28$ d			T=20°C	T=15°C
$5 \cdot 10^{-25}$	$1 \cdot 10^{-25}$	$6 \cdot 10^{-26}$	6,0	-4.0	0	400

Bestätigung des Modells

Mit dem Forschungsmodell wurden Versuche an geometrisch definierten, temperierten, gezwängten Zweisteinkörpern und an dreischaligen Natursteinwänden (einseitig temperiert) bei verschiedenen klimatischen Randbedingungen nachgerechnet. Für die Probekörper wurde Harzer Dolomit bzw. Rüthener Grünsandstein mit HGJ-Mörteln aufgemauert. nachgerechnet. Eine kurze Beschreibung der Versuche erfolgt in Abschnitt 7.2, die genaue Beschreibung ist [4.33] zu entnehmen.

Während die berechneten Temperatur- und Feuchtefelder eine zufriedenstellende Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen zeigten, wichen die berechneten Verformungen erheblich von den im Versuch ermittelten ab. Daraus resultierten dann auch Spannungen, die stets signifikant größer waren als die jeweiligen Haftzugfestigkeiten. Die Versuchswände zeigten indes nur bei sehr dicken Fugen Flankenrisse. Zusammenfassend wird die Gefahr der Rissbildung mit diesem Modell deutlich überschätzt.

Beurteilung des Modells

SCHMIDT-DÖHL und ROSTÁSY haben mit dem in [4.33] entwickelten Forschungsmodell die Möglichkeit aufgezeigt, mit einer sehr detaillierten Beschreibung des Verbunds zwischen Mörtel und Stein, genaue Aussagen über das Verbundverhalten und die Rissneigung von nachträglichen Ver fugungen in historischem Mauerwerk zu ermöglichen. Besonders die unterschiedlichen Dehnungsanteile und deren zeitliche Verläufe können Aufschluss über die maßgebende Ursache von Verbundschädigungen liefern. Mit Hilfe eingeleasener Klimadaten gelingt die Simulation unter realitätsnahen Randbedingungen. Wie jedoch die Widersprüche zwischen experimentellen und berechneten Ergebnissen gezeigt haben, muss das Modell überprüft und weiterentwickelt werden.

ADINA-T und ADINA (FEM)

Beschreibung des Modells

Im Mittelpunkt des numerischen Modells von HÖRENBAUM [4.11] stehen Untersuchungen des Befeuchtungs- und Austrocknungsverhaltens vertikaler Mauerwerkswände sowie deren Beanspruchungen und die daraus resultierenden hygrischen Transportvor-

gänge. Für die Erfassung des Feuchteverhaltens wird das FE-Programm ADINA-T verwendet, zur Berechnung von Verformungen und Spannungen das Programm ADINA.

Abb. 4.28 zeigt links den gewählten Mauerwerksausschnitt. Dieser stellt einen repräsentativen Stein-Mörtel-Verbundkörper dar, der gemäß der rechten Darstellung des Bildes diskretisiert wird.

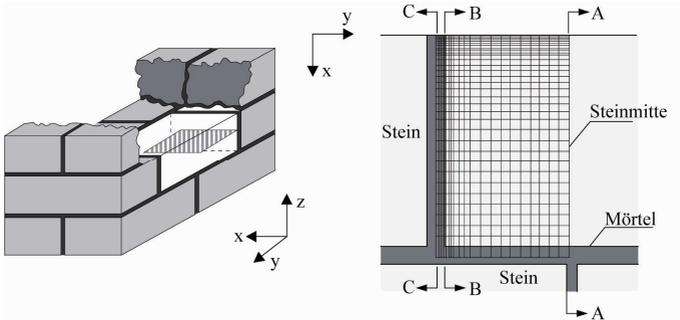


Abb. 4.28: Betrachteter Mauerwerksbereich und diskretisiertes System aus [4.11]

Unter Ausnutzung der Symmetrie werden nur ein halber Stein und eine halbe Fuge abgebildet. Die numerischen Analysen werden jeweils für ein vollständig gezwängtes System und für die freie Verformbarkeit der Ränder¹⁶ durchgeführt.

Berücksichtigung hygrischer und thermischer Beanspruchung sowie des Kriechens

Ziel der numerischen Analyse ist die Untersuchung horizontaler Feuchtetransportvorgänge und der daraus resultierenden mechanischen Beanspruchung. Durch die Einführung von feuchtepotentialabhängigen Transportparametern und unter Vernachlässigung der Schwerkraft lässt sich die Differentialgleichung für den Feuchtetransport in Baustoffen auch für den Feuchtetransport in aus mehreren Baustoffen zusammengesetzten Bauteilen heranziehen:

$$\frac{d\Phi}{dt} = D_{\phi} \cdot \frac{d^2\Phi}{dx^2} + D_{\phi} \cdot \frac{d^2\Phi}{dy^2} + D_{\phi} \cdot \frac{d^2\Phi}{dz^2} \quad (4-18)$$

Diese Differentialgleichung 2. Ordnung bildet die Grundlage für die numerischen Berechnungen des Modells. Zusätzlich ist die Berücksichtigung des Feuchtemassenübergangs zwischen Umgebungsluft und Mauerwerksoberfläche erforderlich. Die dafür zugrunde gelegten Feuchteübergangskoeffizienten werden der Literatur entnommen.

Die Ermittlung der hygrischen Dehnung erfolgt durch Einführung des Feuchtepotentials zu:

$$\Delta\varepsilon_H = \alpha_{H\Phi} \cdot \Delta\Phi \quad (4-19)$$

¹⁶ Die Analyse am System mit frei verformbaren Rändern dient der Ermittlung der Eigenspannungen.

In erster Näherung wird für Sandstein und Mörtel das HOOKE'sche Gesetz angesetzt, was bei großen Feuchtegradienten zwangsläufig zur Überschätzung der Spannungen führt. Mit der Einführung eines effektiven E-Moduls (Gleichung (4-20)) können schließlich Kriecheffekte berücksichtigt werden, was nachweislich gute Ergebnisse liefert.

$$E_{eff} = \frac{E}{1 + 0,8 \cdot \varphi_c(t)} \quad (4-20)$$

Das numerische Modell berücksichtigt keine thermischen Beeinflussungen des Feuchtetransports. Es wird gezeigt, dass der Einfluss der Temperatur auf die sorptiv gebundene Stofffeuchte bei üblichen Baustoffen meist ebenso schwach ausgeprägt ist wie der Temperatureinfluss auf den Flüssigkeitstransport. Der thermisch bedingte Dampftransport hingegen liefert einen nicht unbedeutenden Beitrag zum gesamten Feuchtetransport, wird im Modell jedoch nicht berücksichtigt. Auch der Feuchteeinfluss auf den Wärmetransport wird als gering eingeschätzt und im Modell vernachlässigt.

Exemplarische Berechnung

Exemplarisch wurde das in Abb. 4.28 diskretisierte Mauerwerksmodell einer 3-stündigen Beregnung ausgesetzt und anschließend einer 21-stündigen Trocknung unterzogen. Die Auswertung der Rechnung zeigt, dass die daraus resultierende mögliche Rissbildung eher im Mörtel als im Stein auftritt und dass durch hygrische Formänderungen in oberflächennahen Wandbereichen starke Beanspruchungen verursacht werden, die unter dem Gesichtspunkt der Dauerhaftigkeit eine Anpassung der Mörtelrezeptur an die Begebenheiten im Mauerwerk notwendig machen. Eine Verifikation durch experimentelle Untersuchungen erfolgt nicht. Den größten Einfluss auf feuchteinduzierte Spannungen zeigen das Endschwindmaß und die Kriechdehnung.

Bestätigung des Modells

Mit dem Modell von HÖRENBAUM [4.11] werden die durch Feuchteangriff auf die Kuppeloberfläche der Frauenkirche in Dresden entstehenden Verformungen und Spannungen im Mauerwerk abgeschätzt, um daraus Anforderungen an den Fugenmörtel abzuleiten. Es wird ein 51 cm dicker Kuppelausschnitt diskretisiert, in dem unterschiedlich dicke Kuppeldecksteine und Teile der Hintermauerung liegen. In horizontaler Richtung (parallel zur Kuppeloberfläche) wird keine Verformung zugelassen, in vertikaler Richtung sind Verformungen möglich.

Voruntersuchungen haben ergeben, dass die durch Feuchtedehnungen implizierten Spannungen insbesondere durch die Quell- und Schwindverformungen und den E-Modul des Kuppelmauerwerks beeinflusst werden.

Das Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Mörtels und des Sandsteins wird quasi-linear, also ohne Berücksichtigung von Bruch- und Versagenskriterien sowie von Spannungs-

Rissöffnungsgesetzen abgebildet. Zur Erzeugung besonders kritischer Beanspruchungszustände in der Kuppeloberfläche wird eine schlagartige Befeuchtung mit Bildung einer Wasserschicht auf der Bauteiloberfläche und anschließend eine schnelle Austrocknung (Sommerwind) gewählt.

Die Verifizierung der Berechnungsansätze erfolgt über die Nachrechnung von Saugversuchen. Die Feuchtigkeitsverteilung aus dem Versuch kann rechnerisch gut abgebildet werden, Streuungen durch Inhomogenitäten des Materials im Versuch bleiben bei der Rechnung unberücksichtigt. Der zeitliche Verlauf der hygrischen Quellverformungen wird vom Modell überschätzt, während die Endwerte gut abgebildet werden. Die Schwindverformungen können hingegen zutreffender wiedergegeben werden. Weitere Rechenergebnisse aus dem Modell werden nicht verifiziert.

Beurteilung des Modells

Das numerische Modell von *HÖRENBAUM* ist nur ein Bestandteil der in seiner Arbeit [4.11] entwickelten Systematik zur Dauerhaftigkeitsoptimierung von Sandsteinsichtmauerwerk. So enthält das Modell viele vereinfachende Annahmen zur Reduzierung der Rechenzeit, die für den speziellen Anwendungsfall, die Mörtelentwicklung für die Kuppel der Frauenkirche, auch nachvollziehbar sind.

Im Einzelnen sind folgende Vereinfachungen für ein allgemein gültiges Verbundmodell zur Dauerhaftigkeitsoptimierung von historischem Mauerwerk kritisch zu beurteilen:

- Dehnungen aus Wärmetransporten werden nicht berücksichtigt.
- Einflüsse der Temperatur auf Feuchtetransporte und Feuchtepotentiale werden nicht berücksichtigt (keine gekoppelten DGLs).
- Kriechverformungen werden nur teilweise und dann in Form eines effektiven E-Moduls berücksichtigt.
- Bei der Berechnung des Feuchtetransports wird die Schwerkraft vernachlässigt.

Die Verifizierung des Modells erfolgt nur über durchgeführte Saugversuche bei isothermen Bedingungen. Während Feuchteverteilung und Feuchtedehnung im Versuch bestätigt werden können, werden die daraus resultierenden Spannungen nur auf Plausibilität überprüft.

Der große Vorteil des numerischen Modells von *HÖRENBAUM* [4.11] liegt darin, dass sowohl das Programm für den Feuchtetransport als auch das Programm für die Strukturanalyse aus derselben Programmfamilie stammen. Die Kopplung beider Programme ist deshalb in Bezug auf die Datenübergabe unproblematisch.

4.6.6 Schlussfolgerungen

Mit dem *empirischen Modell* (Abschnitt 4.6.2) kann die Eignung eines Mörtels für ein bestimmtes Mauerwerk grob abgeschätzt werden. Da es sich bei dieser Abschätzung lediglich um die Korrelation technischer Eigenschaften eines gewählten Verbundsystems mit denen eines „optimalen“ Systems handelt, ist die Vorhersage einer Rissbildung nicht möglich.

Bei den meisten Ansätzen der *linearen Spannungsberechnung* (Abschnitt 4.6.3) werden zwar thermische und/oder hygrische Dehnungen als rissverursachend angesehen, eine Kombination beider erfolgt jedoch nur selten. Gleiches gilt für die Berücksichtigung von elastischen, plastischen oder viskoelastischen Verformungen. Lediglich das Modell von *SCHMIDT-DÖHL* und *ROSTÁSY* [4.33] berücksichtigt sämtliche Dehnungsanteile für die Spannungsberechnung im Verbund. Daher wird dieses Modell auch in Abschnitt 7.2 verifiziert und in eine entwickelte Datenbank implementiert.

Keines der vorgestellten *numerischen Modelle* aus den Abschnitten 4.6.4 und 4.6.5 berücksichtigt sowohl gekoppelte Wärme- und Feuchtetransporte als auch das komplexe Materialverhalten von Mauerwerk mit hygrischen und thermischen Dehnungen, Verformungen aus Kriechen und Relaxieren sowie dessen Versagensmechanismen. Der Grund dafür ist insbesondere in dem hohen Entwicklungsaufwand derartiger Modelle unter Berücksichtigung der Abhängigkeiten des Materialverhaltens von Feuchtigkeit und Temperatur zu sehen. Denn diese führen zu gekoppelten partiellen Differenzialgleichungen, die nur schwer zu handhaben sind [4.47].

Die numerischen Modelle beschränken sich deshalb meist auf die Simulation von Teilen von in der Realität auftretenden Phänomenen. So bildet beispielsweise das FE-Modell von *FRANKE / DECKELMANN / STEHR* [4.5] die Fugen nur als Federn ab, da dieses Modell zur Berechnung von Dehnungsfugen im Mauerwerk entwickelt wurde. Die Modellierung im Mikromaßstab ist hierfür nicht notwendig.

Mit dem Modell von *VAN ZIJL* [4.47] wird in einem Programm sowohl der Feuchtetransport als auch das mechanische Verhalten beschrieben. Durch die Implementierung komplexerer Materialmodelle gelingt die Berechnung des mechanischen Verhaltens von Schwind- und Kriechverformungen sehr gut, die der Transportvorgänge jedoch nicht. Hier fehlen die Möglichkeiten zur Berücksichtigung von Schlagregen, zeitlich veränderlichen Temperaturverteilungen über den Querschnitt und insbesondere die Kopplung von Wärme- und Feuchtetransport. Dadurch ist die Abbildung eines realen Klimas nicht möglich.

Auch die kombinierten Modelle, die eine Transportberechnung mit der Strukturanalyse koppeln, sind bislang nur in Teilbereichen vereinfachend ausgearbeitet worden. Das Forschungsmodell von *SCHMIDT-DÖHL* und *ROSTÁSY* [4.33] beispielsweise liefert

eine gute Berechnung der Wärme- und Feuchtetransporte. Der mechanische Teil des Modells wird allerdings nur vereinfacht dargestellt. Bei der Kopplung eines Feuchtemodells mit einem mechanischen Modell bedarf es i.d.R. einer Schnittstelle, die noch nicht allgemeingültig existiert.

HÖRENBAUM [4.11] bedient sich des Programmsystems ADINA, in dem die Datenübergabe des Transportmodells an das mechanische Modell bereits programmiert ist. Allerdings sind sowohl das Transportmodell als auch das Strukturmodell an die spezielle Aufgabe der Modellierung von vertikalem Sandsteinmauerwerk angepasst worden. Im Transportmodell werden nur Feuchtetransporte unter Vernachlässigung der Schwerkraft und im mechanischen Modell nur hygrische Einwirkungen mit einer vereinfachten Annahme viskoelastischer Verformungen berücksichtigt.

Die Aufgabe besteht also darin, eine allgemeinere Modellierung des Verbundsystems Fuge-Stein in historischem Mauerwerk als die von *HÖRENBAUM* [4.11] vorgeschlagene zu finden. Dafür sollte, wenn möglich, auf bereits vorhandene Modelle zurückgegriffen werden. Eine Kombination der am weitesten entwickelten Modelle ist hier sinnvoll. Dies ist insbesondere deshalb möglich, da der mechanische Zustand eines Stein-Fuge-Systems bis zur Rissbildung als unabhängig von hygrischen und thermischen Transportprozessen angesehen werden kann.

Das Modell von *SCHMIDT-DÖHL und ROSTÁSY* [4.33] weist unter den betrachteten Modellen zur Berechnung der Dauerhaftigkeit mit TRANSREAC die beste Berechnung von Feuchte- und Wärmefeldern auf. Die Weiterentwicklung des Gesamtmodells ist jedoch nicht möglich, da mit ANSYS® grundsätzlich keine Verformungsberechnung infolge von Feuchteveränderungen möglich ist.

Da die Berechnung mit TRANSREAC auf 60 Ortschaften beschränkt ist und eine zu grobe Diskretisierung zu ungenauen Ergebnissen führt, wird die Transportberechnung im in Abschnitt 7.3 entwickelten Forschungsmodell mit dem Programm DELPHIN [6.6] der TU Dresden durchgeführt. Dieses Programm basiert auf der Finiten-Differenzen-Methode und wird in Abschnitt 7.3.3 genauer beschrieben.

Für die nachfolgende strukturmekanische Berechnung scheint das Programmsystem DIANA [7.5] am besten geeignet. In dieses ist das bisher am weitesten entwickelte Modell von *VAN ZIJL* [4.47] bereits implementiert (vgl. Abschnitt 4.6.4). Die Beschreibung des mechanischen Modells erfolgt in Abschnitt 7.3.4.

5 Experimentelle Untersuchungen

5.1 Ziele der Versuche

Wie in den vorherigen Kapiteln gezeigt wurde, ist die Kenntnis über das viskoelastische Materialverhalten von Gipsmörtel für die Planung von Instandsetzungsmaßnahmen von großer Bedeutung. Auch wurde ersichtlich, dass das Kriechverhalten von Gips bisher nicht systematisch untersucht wurde. Bis auf wenige Ausnahmen wurden die in Abschnitt 3.4.3 vorgestellten Kriechuntersuchungen an Gipsmörtel spätestens nach 28 Tagen abgebrochen. Vor allem bei feuchter Lagerung kann zu diesem Zeitpunkt häufig noch keine Aussage darüber getroffen werden, ob der jeweilige Gipskörper einem Endkriechmaß zustrebt oder nicht. Auf die Aufzeichnung der Verformungen nach Entlastung der Proben wurde i.d.R. ebenso verzichtet wie auf die Messung der Schwindverformung. Bei den aufgezeigten Kriechverformungen handelt es sich in diesen Fällen also immer um überlagerte Verformungen durch Kriechen und Schwinden.

Das Ziel der durchgeführten Untersuchungen ist deshalb die systematische Erforschung des Kriechverhaltens von Gips und Gipsmörtel, um damit eine Verbesserung der Materialgesetze gipshaltiger Baustoffe zu ermöglichen. Die Datengrundlage bilden die im Rahmen des DBU-Projekts 18320 „Optimierung und Erprobung dauerhafter Gipsmörtel für die Instandsetzung umweltgeschädigter historischer Bauwerke“ [1.1] durchgeführte Untersuchungen an drei Gipsmörteln. Es wurden u.a. Druckkriechversuche in drei unterschiedlichen Klimaten mit je zwei Belastungsniveaus durchgeführt. Nach Abschluss des Projekts wurden die Kriechversuche auf Mörtel ohne Gesteinskörnung und auf die Gipsbindemittel erweitert. Zusätzlich wurden Zugkriechversuche durchgeführt. Die Beschreibung der unterschiedlichen Testrezepturen erfolgt in Abschnitt 5.2. Hier werden auch die gewählten Variationen begründet und die verwendeten Rohstoffe charakterisiert.

In den Abschnitten 5.3 und 5.4 werden die Untersuchungen des Druck- und Zugkriechens beschrieben und die Auswahl des Testsetups sowie der Testbedingungen begründet. Abschließend werden die Ergebnisse dargestellt und diskutiert. Aus den Ergebnissen aus Druck- und Zugbelastung wird in Kapitel 6 das Kriechverhalten von Gips und Gipsmörtel unter Dauerlast in allgemeiner Form beschrieben.

Zur Ermittlung der für die Modellbildung in Kapitel 7 benötigten weiteren Mörtel Eigenschaften wurden ebenfalls Untersuchungen durchgeführt. Die Ergebnisse aus diesen Untersuchungen werden in den Abschnitt 5.5 zusammengefasst.

Einen Teil der Untersuchungen, insbesondere die Charakterisierung der Gipsmörtel und deren Komponenten sowie die Ermittlung der physikalischen und mechanischen Eigenschaften von Gipsmörteln erfolgte im Rahmen des DBU Projektes 18320 [1.1]. In der vorliegenden Arbeit wird auf diese Ergebnisse zurückgegriffen, stellenweise auch auf

die des Projektpartners, der Universität Kassel. Die genauere Beschreibung einiger Untersuchungen befindet sich sowohl im Abschlussbericht des Projektes [1.1] als auch in der Dissertation von TESCH [2.27].

5.2 Verwendete Mörtel und Rohstoffe

5.2.1 Rezepturen

Das im DBU-Projekt [1.1] entwickelte Konzept zielte darauf ab, materialauthentische Instandsetzungsmörtel zu entwickeln, die als Werkrockenmörtel qualitätsgesichert produziert werden können. Daher wurden ausschließlich handelsübliche Ausgangsstoffe verwendet.

Im Laufe des Projektes stellten sich nach einer Vielzahl von Testreihen drei Rezepturen heraus, die sich hinsichtlich Dichtigkeit, Verarbeitbarkeit, Verträglichkeit und Dauerhaftigkeit besonders für die Instandsetzung von gipshaltigem Mauerwerk eignen. Für diese optimierten Rezepturen wurden Druckkriechversuche durchgeführt. In Tabelle 5.1 sind die Rezepturen aufgeführt. Im Anhang A1 sind die zugehörigen Sieblinien dargestellt. Weitere Versuche zeigten, dass sich die Gipsmörtelrezepturen V5 und V15 durch eine besonders geringe Anfälligkeit gegenüber Feuchtigkeit (Verwitterung, Druckfestigkeit, Kriechverhalten) auszeichnen. Auf weitergehende Untersuchungen der Anhydrit-Variante V25 wurde daher verzichtet.

Besonderes Interesse galt auch dem Einfluss der Gesteinskörnung auf das viskoelastische Verhalten der Gipsmörtelrezepturen. Aus diesem Grund wurden Kriechversuche auch an Bindemittelpasten des V5 und V15 durchgeführt.

Wie bereits in den Abschnitten 2.3 und 3.4 dargestellt wurde, kann der starke Feuchteinfluss auf die mechanischen und viskoelastischen Eigenschaften von Gips durch die Zugabe von hydraulischen Komponenten verringert werden. Zur Überprüfung, inwieweit das in den Objektmörteln verwendete Kalkhydrat CL90 ebenfalls die Feuchteanfälligkeit verringert, wurden auch reine α - und β -Halbhydrat-Pasten untersucht.

Alle Bindemittel- und Mörtelmischungen wurden stets verarbeitungsgerecht eingestellt. Es werden also nicht Mischungen mit gleichem Wasser/Bindemittel-Wert verglichen, was insbesondere im Vergleich von α -HH- und β -HH-Mischungen aufgrund ihres stark unterschiedlichen Wasseranspruchs auch nicht sinnvoll gewesen wäre, sondern immer Mörtel mit gleicher Verarbeitung. Die Wasser/Bindemittel-Werte der Mörtelrezepturen V5, V15 und V25 sowie die der Bindemittelpasten V5BM¹⁷ und V15BM¹⁸ sind in Tabelle 5.1 aufgeführt. Die α -Halbhydratpasten wurden mit einem Wasser/Gips-Wert von 0,30 und die β -Halbhydrat-Mischungen mit einem Wasser/Gips-Wert von 0,60 angemischt.

¹⁷ V5BM entspricht der Bindemittelzusammensetzung des V5 und enthält keine Gesteinskörnung.

¹⁸ V15BM entspricht der Bindemittelzusammensetzung des V15 und enthält keine Gesteinskörnung.

Tabelle 5.1: Optimierte Rezepturen aus dem DBU-Projekt 18320 [1.1]

Probenbezeichnung	V5	V15	V25
Verhältnis Bindemittel : Zuschlag	1 : 4	1 : 3,5	1 : 2
Bindemittelzusammensetzung in [M.-%]			
α -Halbhydrat	20	80	-
β -Halbhydrat	50	-	-
Anhydrit	-	-	80
Kalkhydrat CL90	30	20	20
Zusammensetzung der Gesteinskörnung in [M.-%]			
Kalksteinmehl	3,75		
Quarzsand 0 - 0,63 mm	15,75		
Kalksteinbrechsand 0,60 – 1,25 mm	60,00		
Kalksteinbrechsand 1,2 – 2,0 mm	15,50		
Quarzsand 2,5 – 4,5 mm	5,00		
Zusatzmittel			
Weinsäure (bezogen auf Halbhydrat)	1 ‰	1 ‰	-
Kaliumsulfat (bezogen auf Anhydrit)	-	-	7,5 ‰
Methylcellulose WALOCEL MKX 15.000 (bezogen auf das Bindemittel)	0,75 %	0,75 %	0,75 %
Wasser/Bindemittel-Wert im Mörtel	0,75	0,57	0,48
Wasser/Bindemittel-Wert in Paste	0,42	0,34	-

5.2.2 Charakterisierung der verwendeten Rohstoffe

Bindemittel

Die optimierten Mörtel enthalten das α -Halbhydrat Raddichem 27 der Firma Remondis und den Stuckgips (β -Halbhydrat) der Firma VG-Orth GmbH & Co. KG. Als Anhydrit kam ein Anhydrit II (Raddipur) der Firma Remondis zur Anwendung.

Die Kalkzugabe erfolgte anfangs mit einem Weißkalkhydrat CL80. Dieses wurde später aufgrund möglicher „innerer Thaumasitbildung“ (vgl. [2.27]) durch einen Luftkalk CL90 der Firma Schäfer-Kalk ersetzt. In Tabelle 5.2 sind die wichtigsten Kenndaten der Bindemittel zusammengefasst.

Tabelle 5.2: Zusammensetzung und Eigenschaften der verwendeten Bindemittel

Spezifikation	Raddicheim 27 α -Halbhydrat	Stuckgips β -Halbhydrat	Raddipur Anhydrit	CL 90 Kalkhydrat
Chem. Durchschnittsanalyse				
Kristallwasser	ca. 6,2%	ca. 6,2%	0	0
CaSO ₄ / CaOH	>92,0%	>85,0%	>92,0%	97,8% (CaOH)
SiO ₂	0,25%	0,20%	<2,00%	0,10%
Na ₂ O	0,10%	-	-	0,02%
CaO	n.b.	n.b.	<1,0%	74,6%
Cl	0,01%	<0,01%	<0,01%	n.b.
Reindichte	ca. 2,75 g/cm ³	2,60-2,70 g/cm ³	2,930 g/cm ³	n.b.
Schüttgewicht lose	0,90-1,10 g/cm ³	0,75 g/cm ³	>0,90 g/cm ³	0,4 g/cm ³
Blaine-Wert	ca. 3000 cm ³ /g	3.000-3.400 cm ³ /g	3.000-5.000 cm ³ /g	n.b.
Körnung	n.b.	max. 0,20 mm	max. 0,1 mm	n.b.
Versteifungsbeginn	>2 min	ca. 20 min	20-60 min	ca. 15 min
Versteifungsende	<20 min	ca. 60 min	70-140 min	ca. 45 min
Druckfestigkeit	40-60 N/mm ² (7 d)	>7 N/mm ²	>50 N/mm ² (28 d)	>7 N/mm ² (28 d)
Biegezugfestigkeit	5-12 N/mm ² (7 d)	>3 N/mm ²	>8 N/mm ² (28 d)	>2 N/mm ² (28 d)

Gesteinskörnung

Als Gesteinskörnung kamen Kalksteinmehl (97,34% CaCO₃, 0,78% MgCO₃), Kalksteinbrechsand und Quarzsand aus der Bevorratung der Fa. Tubag zur Anwendung. Der Quarzsand wurde in den Fraktionen 0 - 0,63 mm sowie 2,5 - 4,5 mm eingesetzt, der Kalksteinbrechsand in den Fraktionen 0,60 - 1,25 mm und 1,2 - 2 mm. Die jeweiligen Sieblinien sind im Anhang A1 dargestellt.

Zusatzmittel

Weinsäure

Die Weinsäure (C₄H₆O₆) wurde als kristalliner Feststoff zur Abbindeverzögerung für die Halbhydrat-Bindemittel eingesetzt. Sie wurde in Form eines fein aufgemahlene Pulvers als Reinsubstanz verwendet.

Kaliumsulfat

Kaliumsulfat (K₂SO₄) wurde als Anreger für das Anhydrit-Bindemittel eingesetzt, um die Ansteifungszeit des Mörtels zu reduzieren. Es wurde als kristallines Pulver (Reinsubstanz) den Rohstoffen zugemischt.

Methylcellulose

Zur Erhöhung des Wasserrückhaltevermögens der Mörtel wurde Methylcellulose verwendet. Diese bindet nach dem Anmischen des Mörtels Wasser und gibt dieses während der Aushärtung langsam wieder an den Mörtel ab. Nach mehreren Testreihen fiel die Entscheidung für eine Methylcellulose (Walocell MKX) mit einer Viskosität von 15.000 mPa.s. Mit dieser konnte die erwünschte Wirksamkeit erzielt werden, wobei festgestellt wurde, dass die Dosierung bei Gipsmörteln um ein Vielfaches höher ist als bei Kalk- oder Kalkzementsystemen.

5.3 Versuche zur Ermittlung des Druckkriechverhaltens von Gips und Gipsmörtel

5.3.1 Vorüberlegungen

Im Rahmen des DBU-Forschungsprojektes [1.1] wurden die drei in Tabelle 5.1 dargestellten Rezepturen u.a. Druckkriechuntersuchungen unterzogen. Neben den Prüfungen im Normalklima 20°C / 65% RF wurden „extreme“ Klima bedingungen in das Prüfprogramm aufgenommen. Das sehr kalte und feuchte Klima 5°C / 85% RF simuliert die Übergangsjahreszeit, in der gerade noch bzw. gerade wieder mineralische Mörtel verarbeitet werden dürfen. Das Klima 20°C / >95% RF dient der Untersuchung des Verhaltens der Mörtel bei nahezu Feuchtesättigung im Porenraum (vgl. Abschnitt 4.5.1). Geprüft wurde jeweils im Alter von 3 und 7 Tagen. Die Gipszylinder wurden so lange belastet, bis keine Kriechverformung mehr feststellbar war, gleiches gilt für die Entlastung. Bereits bei diesen Versuchen zeigte sich eine starke Feuchteabhängigkeit des Kriechverhaltens, ähnlich wie in Abschnitt 3.4 beschrieben.

Um das Kriechen von Gips und Gipsmörtel jedoch systematisch zu untersuchen, wurden die Untersuchungen ausgeweitet. Zum einen wurde der Einfluss der Gesteinskörnung auf das Druckkriechverhalten untersucht, zum anderen wurden die Bindemittel aus α - oder β -Halbhydrat geprüft.

Bei allen Kriechuntersuchungen, die 3 und 7 Tage nach Herstellung gestartet wurden, zeigten sich anfangs große Kriechverformungen, deren Zuwachs schnell abnahm. Dieser Dehnungsverlauf ist auf das Austrocknen der noch feuchten Proben und den damit verbundenen signifikanten Anstieg des E-Moduls zurückzuführen. Daher wurden weitere Versuche durchgeführt, die 28 Tage nach Herstellung begannen. Eine gezielte Untersuchung des Feuchteinflusses erfolgte durch die Berücksichtigung eines „trockenen“ Klimas (20°C / 65% RF) und eines „feuchten“ Klimas (20°C / 95% RF). In diesen Klimaten wurden die Proben 28 Tage konditioniert und anschließend geprüft. Wie in den Abschnitten 2.4.4 und 3.4.3 gezeigt wurde, ist der Einfluss der Feuchte auf die me-

mechanischen Eigenschaften des Gipses in diesen Grenzen am größten [2.7], [2.14], [2.23], [3.9], [3.23], [3.26].

Die obere Prüfspannung sollte bei Kriechversuchen die Gebrauchsspannung, die bei 1/3 der Druckfestigkeit liegt, nicht überschreiten. Wie in Abschnitt 3.4 gezeigt wurde, besteht bis zur Gebrauchsspannung zwischen der Kriechspannung und der daraus resultierenden Verformung ein linearer Zusammenhang. Eine zusätzliche Versuchsserie bei einem Lastniveau von 10% der Druckfestigkeit ist zur Überprüfung sinnvoll. Diese Kriechspannung liegt weit oberhalb der von WINKLER [3.26] für β -Halbhydrate festgestellten Kriechgrenze von 1/50 bzw. 1/30 der Druckfestigkeit.

5.3.2 Versuchsprogramm

Die Versuchsmatrix der Druckkriechversuche ist in Tabelle 5.3 dargestellt. Die erste Prüferserie umfasste die optimierten Mörtel V5, V15 und V25. Die erzeugten Kriechspannungen lagen jeweils bei 10% und 33% der Zylinderdruckfestigkeit, die unmittelbar vor der Belastung ermittelt wurde. Die Versuche wurden an jeweils 3 Zylindern im Alter von 3 und 7 Tagen gestartet.

Tabelle 5.3: Versuchsmatrix Druckkriechversuche

Probenbezeichnung	Probenalter (t_0)			Klima			Belastung	
	3 d	7 d	28 d	65% RF 20°C	95% RF 20°C	80% RF 5°C	0,1 $f_c(t_0)$	0,33 $f_c(t_0)$
Versuche an Mörteln								
V5	X	X		X	X	X	X	X
V15	X	X		X	X	X	X	X
V25	X	X		X	X	X	X	X
V5			X	X	X			X*
V15			X	X	X			X*
Versuche an Bindemitteln								
V5 BM			X	X	X			X*
V15 BM			X	X	X			X*
Versuche an Rohstoffen								
α - Halbhydrat**			X	X	X			X*
β - Halbhydrat**			X	X	X			X*

* auch die bei 95% RF gelagerten Zylinder wurden mit 0,33 f_c der bei 65% gelagerten Zylinder belastet

** abgebunden als Gips

Von besonderem Interesse im Objekt ist das Verhalten von Fugen- oder Mauermörteln, wenn diese plötzlich durchfeuchtet werden. Daher wurde das Versuchsprogramm dahingehend erweitert, dass die Mörtel V5 und V15 auch nach 28 Tagen jeweils im Klima

20°C / 65% RF bzw. 20°C / 95% RF mit einer Spannung von 0,33% der „trockenen“ Zylinderdruckfestigkeit belastet wurden. Diese Untersuchungen wurden ergänzend auch an den Bindemittelpasten V5BM und V15BM sowie an den α - und β -Halbhydraten durchgeführt.

5.3.3 Versuchsaufbau

Da die hier beschriebenen Kriechversuche jeweils solange durchgeführt wurden, bis eindeutig festgestellt werden konnte, ob es sich um divergentes oder konvergentes Verformungsverhalten handelt, wurden möglichst einfache Versuchsstände konzipiert, so dass eine große Anzahl von Versuchen in geregelten Klimäräumen gleichzeitig durchführbar waren (Abb. 5.1).

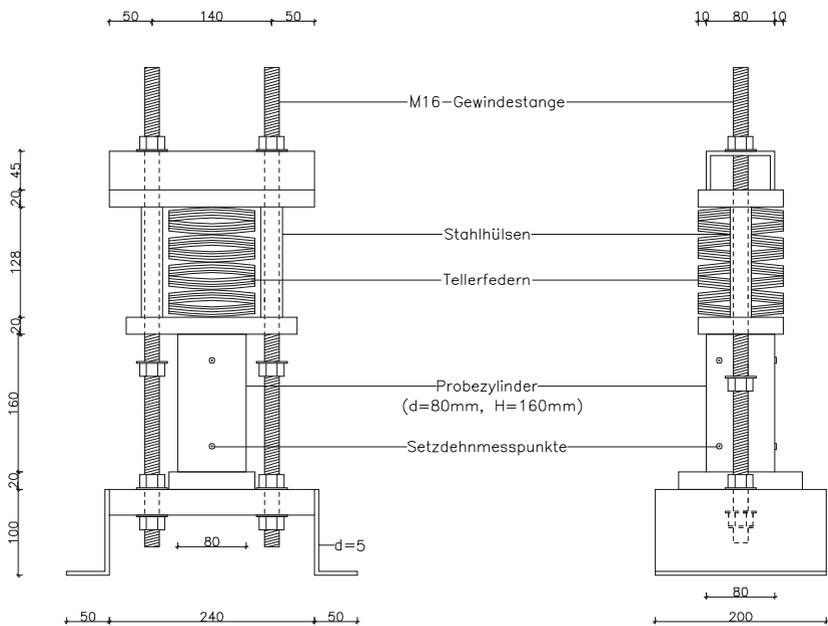


Abb. 5.1: Prüfeinrichtung zur Prüfung des Druckkriechens von Gipsmörteln

Aufgrund der hohen Druckfestigkeit einiger Proben musste auch eine sehr hohe Kriechspannung erzeugt werden. Da mit einer direkten Lastaufbringung wie in den Versuchen von FISCHER und WINKLER [2.9] diese nur für sehr kleine Probekörper hätte erzeugt werden können, wurde davon abgesehen. Die Lasteinleitung über einen Hebel zu realisieren, so wie es SATTLER in [2.23] vorschlägt, wurde ebenfalls verworfen, da ein entsprechender Versuchsaufbau platzaufwendig ist und nur schwer in unterschiedlichen

Klimaräumen eingebaut werden kann. Die Lasterzeugung würde bei der entwickelten Belastungseinrichtung deshalb mittels kalibrierter Tellerfederpakete realisiert.

Werden möglichst viele geeignete Federpakete „in Reihe geschaltet“, so lässt sich im Bereich der Zielspannung eine sehr flache Federkennlinie erzeugen, mit der sich eine nahezu konstante Kriechspannung realisieren lässt. Zur kontinuierlichen Überprüfung des Federweges wurden links und rechts des Gesamtfederpaketes Stahlhülsen über den Gewindestangen angeordnet, die auf diejenige Länge zugeschnitten wurden, die dem Federweg der gewünschten Kriechspannung entspricht (Abb. 5.1). Sobald die Federn sich durch die Kriechverformung des Probekörpers auch nur ein wenig entspannen konnten (ca. 1/10mm), begannen die Abstandsröhrchen zu „klappern“ und die Federn wurden nachgespannt. Die durch das Nachspannen erzeugten Sprünge in den Kriechkurven wurden anschließend mit Hilfe der Federkennlinie korrigiert.

Die Dehnungsmessung erfolgte nicht kontinuierlich, da durch die teils sehr hohe Umgebungsfeuchte eine aufwendige Abkapselung der Messtechnik notwendig gewesen wäre. Vielmehr wurden an den Gipszylindern (\varnothing 80 mm, H=160 mm) jeweils im Abstand von 120° Messstrecken mittels Setzdehnmesspunkten angeordnet (siehe Abb. 5.1). Die Messbasis betrug 100 mm. Die Anordnung von drei Messstrecken je Zylinder ist bei druckbelasteten Probekörpern grundsätzlich sinnvoll, da bei nur zwei Messstrecken ein „Abkippen“ des Zylinders über die Achse zwischen den beiden Messstrecken nicht berücksichtigt werden könnte.

Da die Kriechdehnungen von Schwindverformungen überlagert werden, wurden bei allen Kriechversuchen in unmittelbarer Nähe zu den Kriechständen mindestens 3 Schwindkörper mit gleicher Geometrie und gleichen Abmessungen deponiert. Deren Verformungen wurden nahezu zeitgleich mit denen der Kriechkörper gemessen. Mit Hilfe der aufgezeichneten Schwindkurven konnten auch Dehnungen, die auf Klimaschwankungen zurückzuführen waren, erkannt und eliminiert werden.

Bei allen zu Beginn der Prüfung 28 Tage alten Probekörper wurde vor und nach den Kriechversuchen die Probenfeuchte mittels Wägung bestimmt, um ggf. Rückschlüsse aus einer möglichen Trocknung auf die Verformungskurven zu ermöglichen (vgl. Abschnitt 6.2).

Die Belastung der Proben erfolgte für mindestens acht Wochen, wobei die Versuche erst dann abgebrochen wurden, als keine nennenswerten Dehnungen mehr zu verzeichnen waren. Auch die Entlastungskurven wurden solange aufgezeichnet, bis keine weitere Verformung mehr feststellbar war (i.d.R. 4 Wochen).

5.3.4 Darstellung der Ergebnisse der Druckkriechversuche und Diskussion

Aufgrund der Vielzahl der Druckkriechversuche werden die Versuchsergebnisse zusammengefasst und exemplarisch ausgewertet. Sämtliche Einzelergebnisse sind im

Anhang A2 dargestellt. Tabelle A2-1 enthält die maßgebenden Herstellungs-, Belastungs- und Verformungswerte der Halbhydratmischungen, der Bindemittelpasten und der Gipsmörtel V5 und V15 jeweils im Belastungsalter von 28 Tagen. Tabelle A2-2 enthält diese Werte für die Gipsmörtel V5 und V15 im Belastungsalter von 3 und 7 Tagen. In Tabelle A2-3 sind diejenigen Werte des Gipsmörtels V25 zusammengestellt. Die grafische Darstellung der Schwind- und Kriechverformungen sämtlicher Mischungen erfolgt in Abb. A2-1 bis Abb. A.2-12. Da sich während der Versuche herausstellte, dass sich nach einer Belastungsdauer von max. 60 Tagen sowie einer Entlastungsdauer von max. 40 Tagen keine weiteren signifikanten Verformungen mehr einstellten, wird im folgenden die Darstellung auf 100 Tage begrenzt.

Abb. 5.2 zeigt am Beispiel von α - und β -Halbhydraten typische Verformungsverläufe, die qualitativ charakteristisch für alle durchgeführten Kriechversuche stehen und mit den Ergebnissen aus Abschnitt 3.4 korrespondieren.

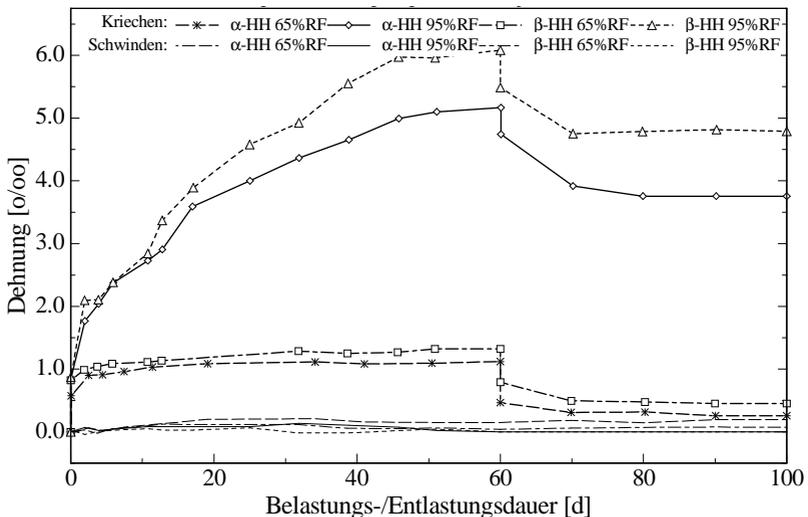


Abb. 5.2: α -HH und β -HH: Kriechen und Schwinden infolge Druckbelastung
 $t_{\text{bel}} = 28 \text{ d} - \sigma_{C,\alpha} = 17,7 \text{ N/mm}^2 - \sigma_{C,\beta} = 6,7 \text{ N/mm}^2 - \text{Lagerungs- und Prüftemperatur: } 20^\circ\text{C}$

Die Kriechspannungen für die feuchten und trockenen Proben wurden gleich groß gewählt. Sie entsprechen 33% der Druckfestigkeit der trockenen Proben zu Belastungsbeginn. Die α -HH-Proben wurden mit einer Kriechspannung von $\sigma_C = 17,7 \text{ N/mm}^2$ und die β -HH-Proben mit einer Kriechspannung von $\sigma_C = 6,7 \text{ N/mm}^2$ belastet.

Aus Gründen der besseren Übersichtlichkeit wird in den folgenden Diagrammen auf die Darstellung der Schwindverformungen verzichtet. Die dargestellten Kurven zeigen ausschließlich die lastbedingten Verformungen.

Einfluss des Klimas

Der in Abschnitt 3.4.3 beschriebene Einfluss der Feuchtigkeit auf das Verformungsverhalten ist bei reinen Gipsen besonders gut zu erkennen (Abb. 5.2). Die Dehnungen der Halbhydrate im Klima 20°C / 95% RF liegen etwa 5-mal so hoch wie die Dehnungen im Klima 20°C / 65% RF.

Die von PEREDERIJ [2.21], FISCHER [3.10] und EIPELTAUER [3.9] beschriebene „Kriechfestigkeit“ von α -Halbhydraten (vgl. Abschnitt 3.4.3) konnte in den eigenen Versuchen nicht bestätigt werden. Grundsätzlich lagen die Verformungen des α -HH jedoch unter denen des β -HH, allerdings nur in einer Größenordnung, wie sie auch von SATT-*LER* [2.23] beschrieben wird.

Der Einfluss des Klimas auf die Gipsmörtel V5, V15 und V25 ist exemplarisch in Abb. 5.3 für diejenigen Mörtel dargestellt, die im Alter von 7 Tagen belastet wurden.

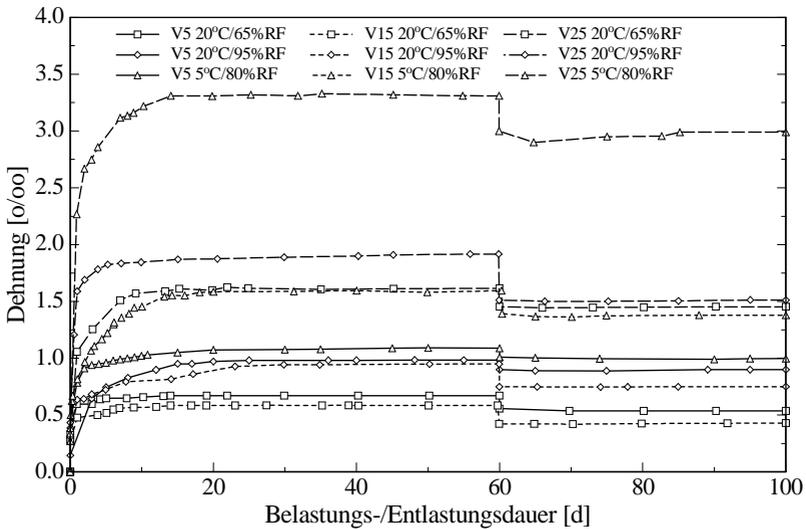


Abb. 5.3: Einfluss der Feuchte auf die Kriechverformung von Gipsmörteln
Belastungsalter: 7 d – Lagerungs- und Prüftemperatur: 20°C

Die Gesamtverformungen sind im Klima 5°C / 80% RF am größten und erwartungsgemäß im Klima 20°C / 65% RF am kleinsten. Dies ist im Wesentlichen darauf zurückzuführen, dass die Proben auch nach 28 Tagen noch nicht ihre Ausgleichsfeuchte erreicht hatten und die Austrocknungsgeschwindigkeit im 5°C-Klima am geringsten ist. Genauere Untersuchungen zum Austrocknungsverhalten werden in Kapitel 6.2 vorgestellt und diskutiert.

Die Kriechkurven für Gipsmörtel, die nach 3 Tagen belastet wurden, sind in Abb. A2-15 dargestellt, die Kurven für Gipsmörtel, die nach 28 Tagen belastet wurden in Abb. A2-3. Abb. A2-2 zeigt die Feuchteabhängigkeit der Kriechverformungen für die Bindemittel V5BM und V15BM.

Einfluss des Kalkhydrats

In Abb. 5.4 und Abb. A2-13 ist der Einfluss des Kalkhydrats auf das Kriechverhalten dargestellt. Während bei nahezu gleichen elastischen Dehnungen die Kriechverformungen bei 95% RF (Abb. 5.4) durch die Zugabe von 20 M.-% CL90 zum α -HH um ca. 80% abnehmen (V15BM), ist durch die Zugabe von 30% CL90 zur Mischung aus 20 M.-% α -HH und 50 M.-% β -HH (V5BM) eine geringere Reduzierung der Kriechverformungen feststellbar.

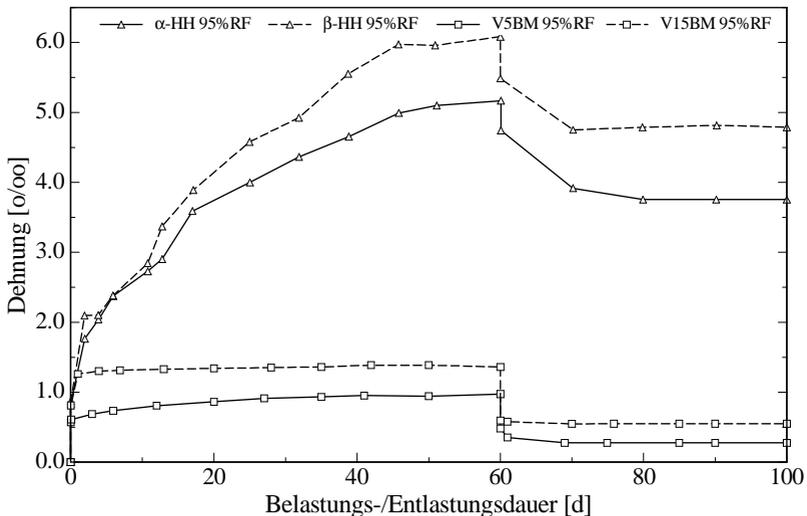


Abb. 5.4: Einfluss des Kalkhydrats auf das Kriechverhalten von feucht gelagerten Gipsen

$t_{\text{bel}}=28 \text{ d} - \sigma_{C,\alpha}=17,7\text{N/mm}^2 - \sigma_{C,\beta}=6,7\text{N/mm}^2 - \sigma_{C,V5BM}=2,01\text{N/mm}^2 - \sigma_{C,V15BM}=5,8\text{N/mm}^2$

Lagerungs- und Prüftemperatur: 20°C

Der Einfluss des Kalkhydrats auf das Verformungsverhalten trocken gelagerter Proben im Klima 20°C / 65% RF ist dagegen geringer ausgeprägt (vgl. Abb. A2-13). Die ohnehin schon kleineren Kriechverformungen werden durch die Zugabe von CL90 um ca. 15-20% verringert. Die elastischen Dehnungen werden auch bei den trocken gelagerten Proben durch die Zugabe des Kalkhydrats nicht beeinflusst.

Einfluss der Gesteinskörnung

Durch die Zugabe von Gesteinskörnung lässt sich die Druckkriechverformung von Gips bzw. Gipsmörtel weiter reduzieren. Abb. 5.5 zeigt die Kriechkurven für die Bindemittelpasten V5BM und V15BM sowie für dieselben Rezepturen nach dem Zumischen von Gesteinskörnung mit in [2.27] optimierter Sieblinie (vgl. Abschnitt 5.2.2). Einem Anteil des Bindemittels werden im Mörtel V5 vier Anteile Gesteinskörnung und im Mörtel V15 3,5 Anteile Gesteinskörnung zugesetzt.

Die größte Veränderung ist beim Gipsmörtel V15 im Klima 20°C / 95% RF feststellbar. Die Gesamtdehnung des Bindemittels V15BM beträgt ca. 1,3‰, die des Mörtels V15 ca. 0,5‰. Der geringste Einfluss der Gesteinskörnung ist beim Gipsmörtel V5 im Klima 20°C / 95% RF zu verzeichnen. Hier liegen die Verformungskurven des Bindemittels V5BM und des Mörtels V5 fast deckungsgleich übereinander.

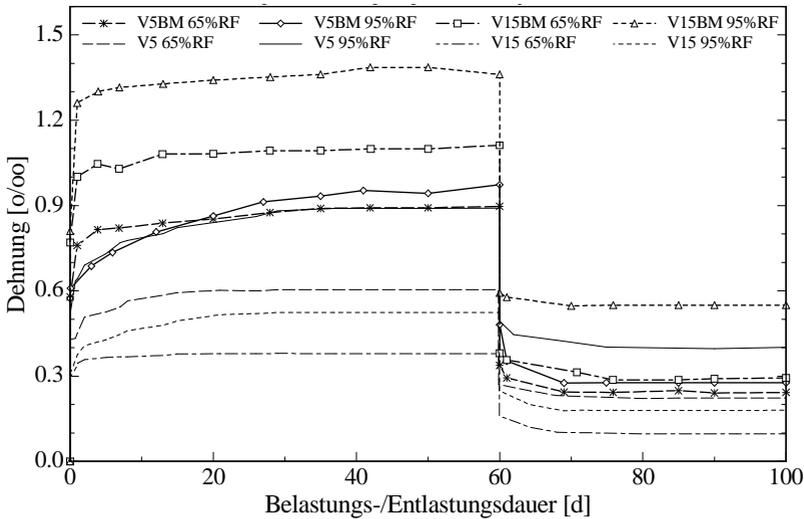


Abb. 5.5: Einfluss der Gesteinskörnung auf das Kriechverhalten von Gipsmörteln
 t_{bel} : 28 d – $\sigma_c=0,33f_c(t_0)$ – Lagerungs- und Prüftemperatur: 20°C

Einfluss des Belastungsalters

In Abb. 5.6 ist das Verformungsverhalten von feucht gelagerten Gipsmörteln in Abhängigkeit des Alters bei Belastungsbeginn dargestellt. Für den V5 nimmt die Kriechverformung mit zunehmendem Belastungsalter ab. Die größte Verformung weisen die zu Belastungsbeginn 3 Tage alten Proben auf, obwohl die Kriechspannung nur $\sigma_{c,V5,3d}=0,258$ N/mm² beträgt. Die Kriechverformung der zu Belastungsbeginn 28 Tage alten Proben ($\sigma_{c,V5,3d}=1,1$ N/mm²) beträgt 70% derjenigen der 3 Tage alten Proben. Beim V15 zeigen die nach 7 Tagen belasteten Probekörper eine größere Verformung

als die nach 3 oder 28 Tagen belasteten. Später wird, dass die Kriechverformung nicht durch das Alter der Proben, sondern durch die Feuchtigkeit beeinflusst wird.

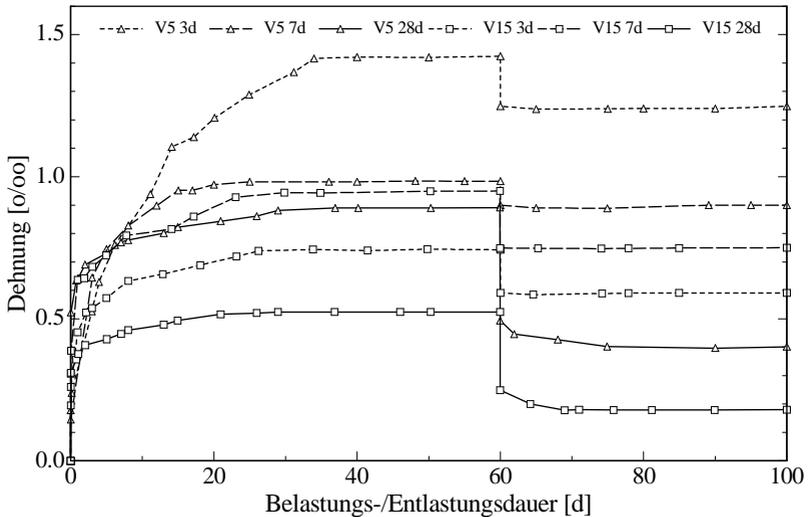


Abb. 5.6: Einfluss des Belastungsalters auf das Kriechverhalten von feucht gel. Gipsmörteln
 $\sigma_c = 0,33f_c(t_0)$ – Lagerungs- und Prüfbedingungen: 20°C/95% RF

Auch die in Abb. A2-14 dargestellten Kriechkurven von trocken gelagerten Probekörpern lassen den Schluss zu, dass das Probenalter keinen signifikanten Einfluss auf das Kriechverhalten zeigt. Aufgrund der in den Abschnitten 2.3.1 und 2.3.2 beschriebenen schnellen Erhärtung des Gipses ist diese Schlussfolgerung auch plausibel.

Einfluss des Belastungsniveaus

Die Kriechverformungen mit unterschiedlich hohen Kriechspannungen wurden nur für die Gipsmörtel mit einem Belastungsalter 3 und 7 Tage aufgezeichnet. Die Ergebnisse sind für den Gipsmörtel V15 im Belastungsalter von 7 Tagen in Abb. 5.7 dargestellt. Der Einfluss auf die anderen Gipsmörtel sowie der Einfluss auf die 3 Tage alten Proben ist Abb. A2-4 bis Abb. A2-12 zu entnehmen. Sämtliche Kriechversuche bestätigen den in Abschnitt 3.4.3 von SATTLER [2.23] beschriebenen Zusammenhang zwischen Belastung und Kriechverformung.

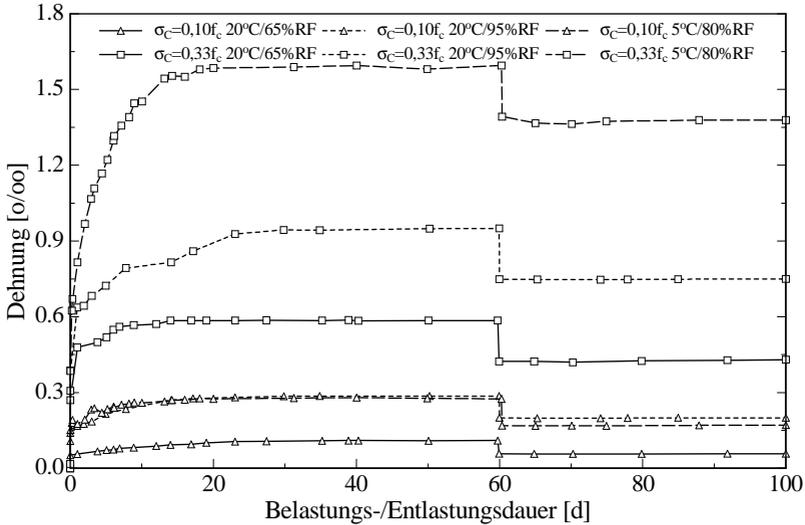


Abb. 5.7: Einfluss des Belastungsniveaus auf das Kriechverhalten des Gipsmörtels V15
Belastungsalter: 7 d

Kriechverformungen der Anhydritvariante

In allen Klimaten weist die Anhydritrezeptur V25 unabhängig vom Belastungsalter die größten Kriechverformungen auf. Für die Klimata 20°C / 65% RF und 20°C / 95% RF sind die Kriechverformungen der Mörtel V15 und V25 für eine Kriechspannung von $\sigma_c=0,33f_c$ exemplarisch in Abb. 5.8 dargestellt. Im Klima 20°C / 65% RF konnten alle Zylinder spätestens nach drei Tagen ausgeschalt werden, im Klima 20°C / 95% RF war dies für die Rezeptur V25 noch nicht möglich. Daher existieren im feuchteren Klima nur Kriechkurven für die 7 Tage alten Proben. Weitere Kriechverformungen der Anhydritvariante sind dem Anhang A2 zu entnehmen.

In Abb. 5.8 ist zu erkennen, dass die Anhydritvariante V25 nennenswert höhere Kriechverformungen aufweist als der Gipsmörtel V15. Unter Berücksichtigung des wesentlich höheren Anteils an Gesteinskörnung im V15 und des in Abb. 5.5 dargestellten Einflusses der Gesteinskörnung auf das Kriechverhalten der Gipsmörtel kann jedoch keine eindeutige Aussage darüber getroffen werden, inwiefern sich das Kriechverhalten anhydrithaltiger Mörtel von dem der halbhydrathaltigen Mörtel unterscheidet. Der von SATTLER in [2.23] beschriebene und in Abb. 3.17 dargestellte große Einfluss des Anhydrits konnte nicht bestätigt werden. Für differenziertere Aussagen müssten weitere Kriechversuche durchgeführt werden, zumal der Phasengehalt der Anhydritproben nicht kontinuierlich über die Versuchsdauer bestimmt wurde.

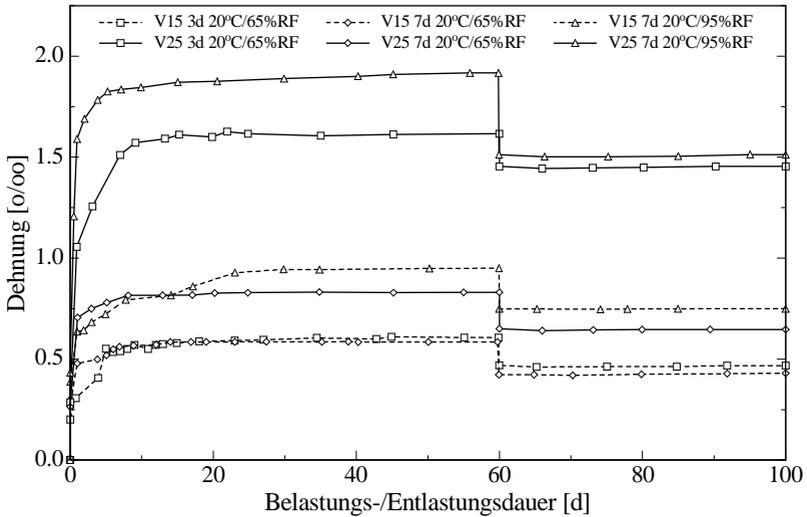


Abb. 5.8: Kriechverhalten der Anhydritvariante V25 im Vergleich zum Gipsmörtels V15
 $\sigma_c = 0,33f_c(t_0)$ - Belastungsalter: 3 d und 7 d

Zusammenfassung und weitere Vorgehensweise

Bei allen dargestellten Kriechkurven fällt auf, dass die Verformungen unter der Belastung einem Endwert zustreben. Dies widerspricht den in Abschnitt 3.4 beschriebenen Kriechversuchen von FISCHER und WINKLER [2.8], [2.9], [3.25], PEREDERJI [2.21], SATTLER [2.23], BLAKEY und RUSSEL [3.5], [3.23] sowie EIPELTAUER [3.9].

Die Betrachtung der Materialfeuchten zum Versuchsbeginn und zum Versuchsende weisen darauf hin, dass sämtliche Probekörper, auch diejenigen, die erst im Alter von 28 Tagen belastet wurden, zum Belastungsbeginn ihre Ausgleichsfeuchte noch nicht erreicht haben. Sie trocknen während des Versuchs weiter aus (vgl. hierzu auch Abb. 3.19). Durch die sich verändernde Feuchte werden die Eigenschaften der Gipsproben während des Kriechvorgangs beeinflusst. Die Austrocknung der Probekörper bewirkt analog zum Einfluss der Feuchte auf die Druckfestigkeit (Abb. 2.5) auch eine Erhöhung des E-Moduls. Diese E-Modulerhöhung spiegelt sich dann wiederum im verringert elastischen Anteil bei Entlastung wider.

5.4 Versuche zur Ermittlung des Zugkriechverhaltens von Gips und Gipsmörtel

5.4.1 Vorüberlegungen

Da in Bezug auf die Flankenrissbildung zwischen Mauerstein und Fugen- bzw. Mauer-
mörtel die spannungsabbauende Kriechverformung eines Mörtels unter Zugbeanspru-
chung interessiert, wurden zusätzlich Zugkriechversuche durchgeführt. Da sich die
Anhydritvariante V25 am Objekt nicht bewährt hat (vgl. Abschnitt 5.3.1), wurde diese im
Zugkriechversuch nicht berücksichtigt. Das Klima 5°C entfiel, da die Klimaanlage im
Zugkriechprüfraum diese Temperatur nicht halten konnte.

5.4.2 Versuchsprogramm

Die durchgeführten Zugkriechversuche sind in Tabelle 5.4 zusammengestellt.

Tabelle 5.4: Versuchsmatrix Zugkriechversuche

Probenbezeichnung	Probenalter (t_0)			Klima 20°C		Belastung	
	3 d	7 d	28 d	65% RF	95% RF	0,2 $f_t(t_0)$	0,33 $f_t(t_0)$
Versuche an Mörteln							
V5	X	X		X			X
V15	X	X		X			X
V5			X	X	X		X*
V15			X	X	X		X*
Versuche an Bindemitteln							
V5 BM	X	X		X			X
V15 BM	X	X		X			X
Versuche an Rohstoffen							
α - Halbhydrat			X	X	X	X**	
β - Halbhydrat			X	X	X	X**	

* die bei 95% RF gelagerten Prismen wurden mit 0,33 f_t , der bei 65% gelagerten Prismen belastet

** die bei 95% RF gelagerten Prismen wurden mit 0,2 f_t , der bei 65% gelagerten Prismen belastet

Im Zugkriechraum war nur die Temperatur regelbar, nicht jedoch auf 5°C, die Luftfeuch-
tigkeit folgte trotz weitestgehender Abkapselung des Raums und der Prüfstände mit
einer gewissen Verzögerung den Wetterschwankungen. Eine stabile Wetterlage führte
zu konstanten Prüfbedingungen, instabile Wetterlagen führten zeitweise zu großen
Feuchtesprüngen. Diese Feuchtesprünge sind insbesondere in den Schwindkurven zu
erkennen. Da aber von den gemessenen „schwankenden“ Gesamtverformungen die
„schwankenden“ Schwindverformungen herausgerechnet werden, beeinflussen die

Feuchteschwankungen die reinen viskoelastischen Verformungen nur abgemindert (vgl. Abschnitt 5.4.4). Die Prüfungen der 3- und 7-Tage-Probekörper im Klima 20°C / 95% RF und der 3-, 7- und 28-Tage-Proben im Klima 5°C / 80% RF wurden aufgrund der eingeschränkten Klimaregelung nicht durchgeführt.

Da sich bereits bei den Druckkriechversuchen der große Einfluss der Feuchte auf das Kriechverhalten abzeichnete, wurden in den Zugkriechversuchen die 28 d-Halbhydrat- und Gipsmörtelproben durch Abkapselung der Probekörper zusätzlich bei einer Probenfeuchte geprüft, die der Ausgleichsfeuchte bei 95% RF entspricht (vgl. Abschnitt 5.4.3).

Die Kriechspannung in den Zugkriechversuchen betrug planmäßig 33% der jeweiligen Prismenzugfestigkeit. Die 28 d-Proben wurden, unabhängig der Vorlagerung, mit 33% der Zugfestigkeit der „trocken“ gelagerten Proben belastet. Bei den Versuchen an den β -Halbhydratprismen versagte jedoch die Lasteinleitung in die „feuchten“ Probekörper. Die Zugfestigkeit der α -Halbhydratprismen war so hoch, dass die errechnete Kriechspannung mit der Belastungseinrichtung (Abb. 5.9) nicht aufgebracht werden konnte. Bei beiden Halbhydraten wurde die Kriechspannung daher auf 20% der Zugfestigkeit der jeweils trockenen Probe reduziert.

5.4.3 Versuchsaufbau

Zur Durchführung der Zugkriechversuche wurden bereits vorhandene Relaxationsprüfstände weiterentwickelt. Der Versuchsaufbau sieht eine direkte Belastung der Probe durch einen Wasserbehälter vor (Abb. 5.9, links).

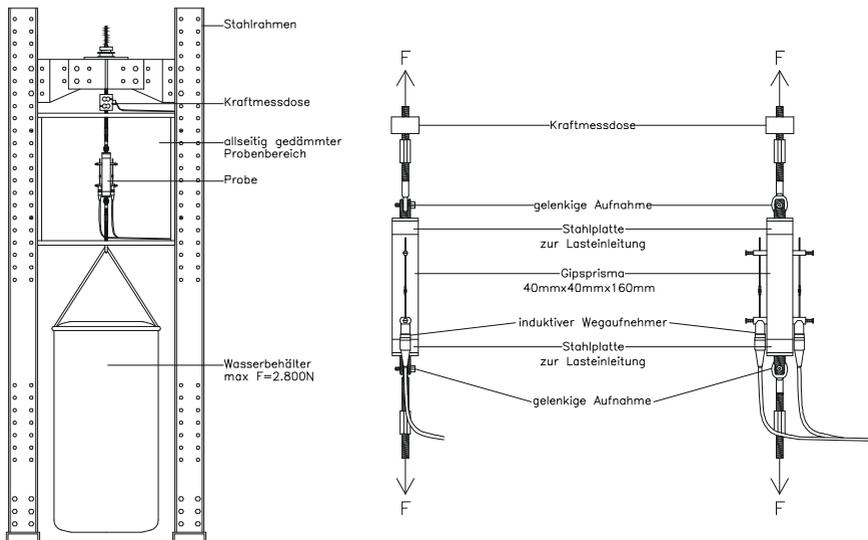


Abb. 5.9: Prüfeinrichtung zur Prüfung des Zugkriechens von Gipsmörteln

Insgesamt stehen 6 Messeinrichtungen zur Verfügung, die parallel betrieben werden können. Der Probenbereich wurde mit Hartschaumplatten soweit von der Umgebungsluft abgekapselt, dass sich plötzliche geringe Klimaschwankungen z.B. durch das Betreten des Raums, nicht unmittelbar auf das Messergebnis auswirken konnten.

Jeder Wasserbehälter ermöglicht eine Belastung von ca. 2,8 kN, was bei einer Probengeometrie von 40 mm x 40 mm x 160 mm einer maximalen Kriechspannung von ca. 1,75 N/mm² entspricht.

Die Lasteinleitung in die Probekörper erfolgte über aufgeklebte Stahlplatten, die gelenkig an die Zugeinrichtung angekoppelt werden. Oberhalb des Probekörpers ist eine Kraftmessdose installiert, mit der kontinuierlich die Belastung aufgezeichnet wurde. Die Aufnahme der Verformungen erfolgte über zwei induktive Wegaufnehmer je Probekörper. Die Messbasis betrug 100 mm, um nur außerhalb der Querdehnungsbehinderung durch die Lasteinleitungsplatten zu messen. Die Applikation von 3 Wegaufnehmern je Probekörper war mit der zur Verfügung stehenden Messtechnik nicht möglich. Durch die Auswertung der einzelnen Dehnungsaufnehmer an jeweils 3 Proben konnten ggf. asymmetrisch belastete Probekörper identifiziert werden. Diese wurden dann in der Auswertung nicht berücksichtigt.

Die Belastung erfolgte mindestens für vier Wochen und wurde erst dann abgebrochen, als kein nennenswerter Dehnungszuwachs mehr verzeichnet wurde. Die Entlastungskurven wurden mindestens 3 Wochen lang aufgezeichnet. Die Schwindverformungen wurden an unbelasteten Proben gemessen. Abb. 5.10 zeigt schematisch die Versuchsanordnung im durch Dämmplatten abgekapselten Probenraum.

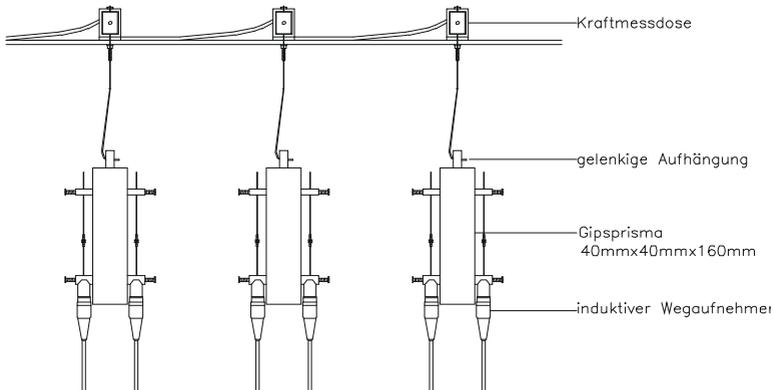


Abb. 5.10: Prüfeinrichtung zur Prüfung des Schwindens von Gipsmörteln

Da im Zugkriechraum eine höhere Feuchte als 65% RF nicht realisierbar war, der Einfluss der Feuchte auf das viskoelastische Verhalten des Gipses jedoch von besonderem Interesse ist, wurden einige Probekörper bis zum Erreichen ihrer Ausgleichsfeuchte

im Klima 20°C / 95% RF gelagert und anschließend mit einem aluminiumkaschierten Spezialkitt luftdicht versiegelt. Abb. 5.11 zeigt einen unversiegelten Probekörper mit der installierten Messtechnik, Abb. 5.12 einen versiegelten.

Die Feuchteentwicklung der Probekörper wurde mittels Wägung der Schwindprismen kontinuierlich aufgezeichnet. Durch die Bestimmung der Restfeuchte zum Ende der Zugkriechversuche wurden die Austrocknungskurven bestimmt (vgl. Abschnitt 6.3).

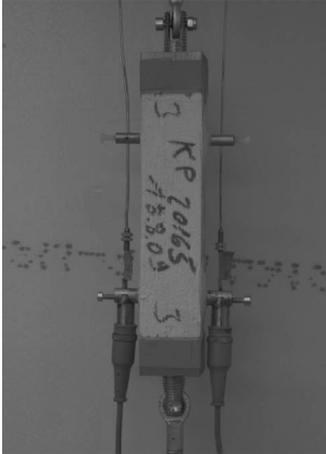


Abb. 5.11: unversiegelter Zugkriechkörper



Abb. 5.12: versiegelter Zugkriechkörper

5.4.4 Darstellung der Ergebnisse und Diskussion

Die gemessenen Kriech- und Schwindkurven sind im Anhang A2 in Abb. A3-1 und A3-2 dargestellt. Die maßgebenden Herstellungs-, Belastungs- und Verformungswerte sind für die 28 d-Versuche in Tabelle A3-1 und für die 3 d- sowie 7 d-Versuche in Tabelle A3-2 zusammengefasst.

Die im Anhang dargestellten Ergebnisse zeigen den dominierenden Einfluss des prüfbedingte nicht ausreichend regelbaren Klimas im Versuchsstand. Wie bereits bei den Druckkriechversuchen angesprochen ist der Feuchtegehalt der Proben und dessen Veränderung der wesentliche Parameter für das Kriechen von Gipsmörtel und Gipsbindemittel. Besonders die Versuche mit dem Belastungsalter 3 Tage und 7 Tage waren von Klimaschwankungen betroffen. Deshalb werden zwecks Vergleich mit den Ergebnissen der Druckkriechversuche im Folgenden nur die im Alter 28 d belasteten Zugkriechkörper aus α - und β -Halbhydrat sowie aus den Mörteln V5 und V15 herangezogen. Da sich während der Versuche herausstellte, dass sich nach einer Belastungsdauer von max. 60 Tagen sowie einer Entlastungsdauer von max. 40 Tagen keine weiteren messbaren Verformungen mehr einstellten, wird im folgenden die Darstellung auf 100

Tage begrenzt. Die Verformungen infolge Zugbeanspruchungen werden zur besseren Vergleichbarkeit als positive Ordinate dargestellt. Sämtliche Zugkriechkurven weisen qualitativ den gleichen Verlauf auf, wie die Druckkriechkurven.

In Abb. 5.13 sind Schwind- und Kriechkurven der beiden Halbhydrate dargestellt. Zur Überprüfung der Feuchteabhängigkeit erfolgte die Belastung bei trockenen und feuchten Proben mit derselben Spannung. Sie betrug jeweils 20% der Zugfestigkeit der bei 65% RF gelagerten Proben.

Die Gesamtverformungen der Halbhydrate betragen für beide Feuchtegehalte nur etwa 30% der Verformungen in den Druckkriechversuchen (Abb. 5.2). Auch unter Berücksichtigung der geringeren Kriechspannung (nur 20% der Zugfestigkeit im Vergleich zu 33% der Druckfestigkeit) ist dieser Unterschied überraschend. Eine mögliche Erklärung ist in der Probengeometrie gegeben. In den Abschnitten 6.2 und 6.3 wird gezeigt, in welchem Maße die Austrocknung der Druckzylinder (\varnothing 80 mm) länger dauert als die der Zugprismen ($d=40$ mm). Der unterschiedliche Feuchtegehalt zum jeweils gleichen Versuchszeitpunkt wirkt sich offenbar entscheidend auf die Kriechverformung aus. Obwohl alle feucht gelagerten Zugprobekörper mit einem aluminiumkaschierten Spezialkitt versiegelt wurden, konnte auch an diesen eine gewisse Gewichtsabnahme während der Kriechversuche verzeichnet werden. Vermutlich gelang die vollständige Versiegelung nicht.

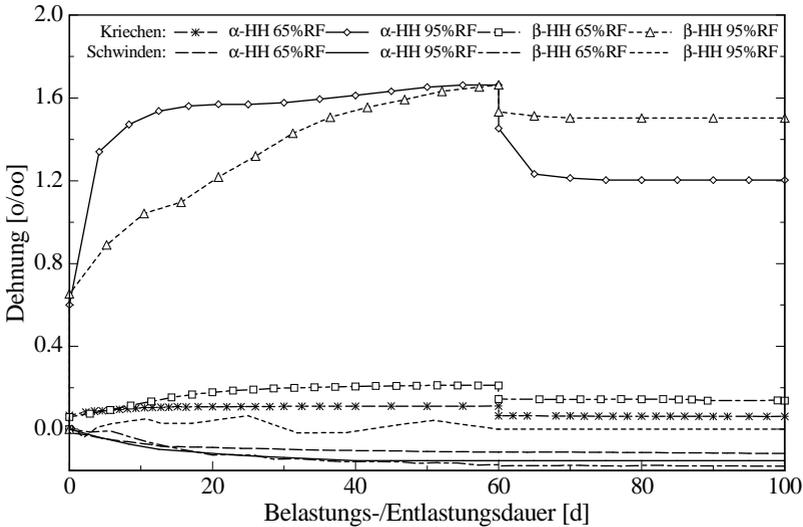


Abb. 5.13: α -HH und β -HH: Kriechen und Schwinden infolge Zugbelastung
 t_{bel} : 28 d – $\sigma_{C,\alpha}$ =1,45N/mm² – $\sigma_{C,\beta}$ =3,41N/mm² – Lagerungs- und Prüftemperatur: 20°C

Die Zugkriechdehnung der Gipsmörtel V5 und V15 (Abb. 5.14) liegen erwartungsgemäß niedriger als die der Halbhydrate. Unerwartet ist jedoch das Ausmaß. Die Verringerung kann, verglichen mit dem Druckkriechen (Abb. 5.3) nicht nur durch die Zugabe von Kalkhydrat und Gesteinskörnung erklärt werden.

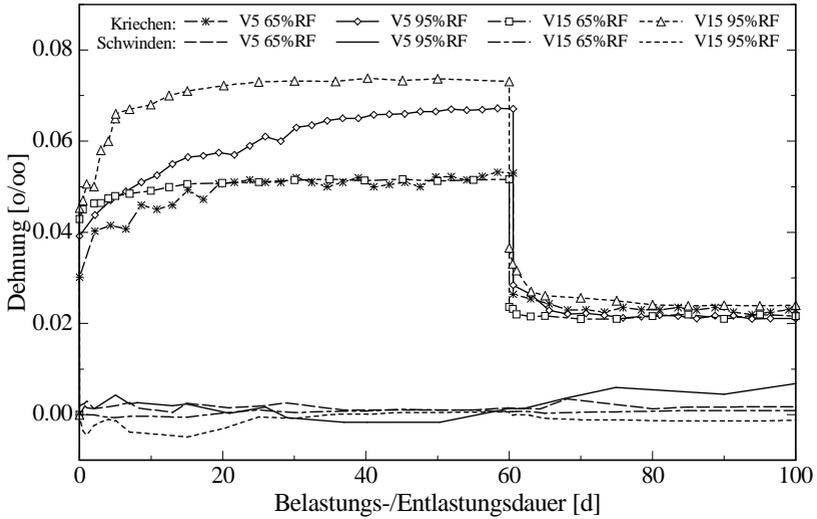


Abb. 5.14: V5 und V15: Kriechen und Schwinden infolge Zugbelastung

$t_{\text{bel}}: 28 \text{ d} - \sigma_{\text{C,V5}}=1,45\text{N/mm}^2 - \sigma_{\text{C,V15}}=0,36\text{N/mm}^2 - \text{Lagerungs- und Prüftemperatur: } 20^\circ\text{C}$

Eine Erklärung könnte in der sehr geringen Zugfestigkeit der Gipsmörtelprismen liegen. Diese scheint stärker von der Feuchte abzuhängen als die Druckfestigkeit. Das Zugkriechen scheint jedoch wiederum weniger von der Feuchte abzuhängen als die Zugfestigkeit. Zur Klärung der erheblichen Unterschiede des Kriechens unter Druck- und Zugbeanspruchung sollten weitere Untersuchungen durchgeführt werden.

5.5 Weitere Untersuchungen an Mörteln

Über die Kriechverformungen hinaus werden für die in den Kapiteln 6 und 7 verwendeten Modelle weitere Eigenschaften der Gipsmörtel als Eingangsparameter benötigt. Diese werden in diesem Abschnitt tabellarisch zusammengefasst. Da es sich ausschließlich um genormte Prüfungen handelt, wird auf die Versuchsbeschreibung verzichtet.

In Tabelle 5.5 sind alle gemessenen physikalischen Eigenschaften der Gipse, der Bindemittelpasten und der Gipsmörtel zusammengestellt. Die Rohdichte wurde gem. DIN 18555-3 ermittelt, der kapillare Wasseraufnahmekoeffizient gem. DIN EN ISO 15148. Die Messung der Porosität erfolgte gem. DIN 66133 (Quecksilberdruckporosimetrie).

Die Bestimmung der freien Sättigung erfolgte durch Eintauchen im Wasserbad. Das Endschwindmaß wurde im Rahmen der Kriechversuche an den Begleitkörpern bestimmt. Die Ermittlung der linearen Wärmedehnzahl erfolgte in Anlehnung an DIN 51045 im Dilatometer.

Tabelle 5.5: Physikalische Kennwerte der verwendeten Rezepturen, Probenalter: 28 d

	α -HH	β -HH	V5BM	V15BM	V5	V15	V25
Rohdichte [g/cm ³] DIN 18555-3	1,79	1,28	1,50	1,60	1,71	1,82	2,02
Porosität [%] DIN 66133	22,29	51,31	17,44	21,17	17,70	15,70	18,34
Freie Sättigung [Vol.-%] (durch Eintauchen)	15,81	61,89	55,09	29,94	24,20	19,85	13,10
Kap. WA-Koeffizient [kg/(m ² *h ^{0,5})] DIN EN ISO 15148	0,670	1,915	2,518	1,365	1,361	0,994	0,967
Lineare Wärmedehnzahl [10 ⁻⁶ /K] nach DIN 51045	-	-	-	-	4,3-6,1	5,6-6,4	6,3-7,3
Endschwindmaß [mm/m]	-	-	-	-	0,03	0,04	0,04

Abb. 5.15 zeigt die in Anlehnung an DIN 52620 an 28 d alten Proben ermittelten Sorptionsisothermen.

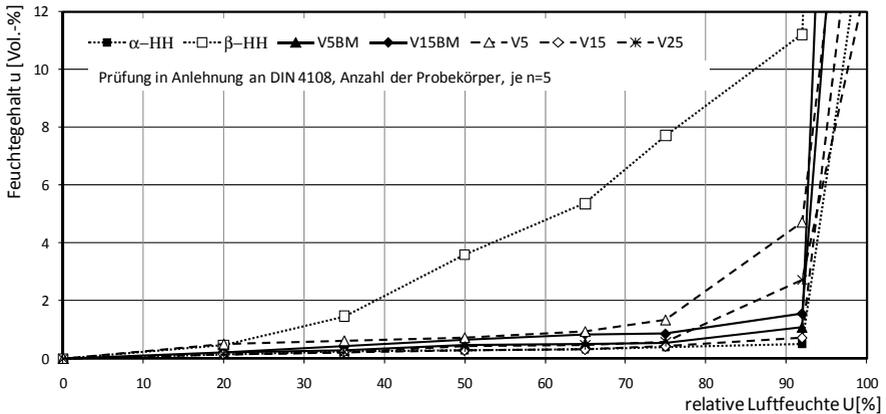


Abb. 5.15: Sorptionsisothermen der verwendeten Rezepturen, Probenalter 28 d

In Tabelle 5.6 sind die mechanischen Eigenschaften der Gipse, der Bindemittelpasten und der Gipsmörtel zusammengestellt. Die Zylinderdruckfestigkeit wurde gem. DIN 1048-5 ermittelt, die Prismendruck- und biegezugfestigkeit gem. DIN 18555 Teil 3. Die Zugfestigkeit wurde in Anlehnung an DIN 1048-3 an Prismen bestimmt. Der dynamische E-Modul wurde mittels Durchschallung in Anlehnung an DIN EN 14146 geprüft, statischer E-Modul und Querdehnzahl ergeben sich aus der Prüfung gem. DIN 18555-4.

Tabelle 5.6: mechanische Kennwerte der verwendeten Rezepturen, Probenalter: 28 d

	Klima	α -HH	β -HH	V5BM	V15BM	V5	V15	V25
Zylinderdruckfestigkeit $f_{c,cyl}$ in [N/mm ²] DIN 1048-5	20/65	53,1	20,1	6,02	17,40	3,25	10,08	13,93
	20/95	43,7	8,31	4,72	17,10	2,72	9,23	12,27
	5/80	-	-	-	-	2,64	6,31	9,29
Prismendruckfestigkeit $f_{c,pris}$ in [N/mm ²] DIN 18555-3	20/65	68,75	19,86	6,88	18,56	4,05	11,65	13,94
	20/95	65,53	8,05	5,21	17,18	3,28	10,52	12,96
	5/80	-	-	-	-	3,40	9,54	11,00
Biegezugfestigkeit $f_{t,b}$ in [N/mm ²] DIN 18555-3	20/65	-	-	-	-	1,4	3,6	4,2
	20/95	-	-	-	-	1,2	3,2	3,8
	5/80	-	-	-	-	0,9	2,1	2,5
Zugfestigkeit $f_{t,a}$ [N/mm ²] DIN 1048-5	20/65	3,94	1,68	-	-	0,36	1,72	-
	20/95	3,59	1,32	-	-	0,20	1,28	-
Dyn. E-Modul in Anl. DIN EN 14146	20/65	-	-	-	-	3500- 4000	7300- 8400	8000- 9000
Querdehnzahl DIN 18555-4	20/65	-	-	-	-	0,17	0,18	0,19

5.6 Schlussfolgerungen

Mit den Ergebnissen der Druckkriechversuche konnten die in Abschnitt 3.4 festgestellten Einflüsse von Gesteinskörnung, Kalkhydrat und Anhydrit auf das Kriechverhalten weitestgehend bestätigt werden. Ein eindeutiger Einfluss des Belastungsalters konnte jedoch nicht festgestellt werden. Vielmehr scheint die Kriechverformung von Gips in erster Linie von der Materialfeuchte abhängig zu sein.

Im Gegensatz zu den in Abschnitt 3.4 beschriebenen Kriechkurven weisen alle Versuchsergebnisse aus diesem Kapitel einen Verformungsendwert bei Belastung auf. Darüber hinaus erfahren alle Kriechkörper eine geringere spontane elastische Verformung bei Entlastung als bei Belastung. Beides lässt sich mit dem BURGERS-Modell so nicht darstellen.

Die Messung der Materialfeuchte vor und nach den Versuchen hat gezeigt, dass auch die Probekörper, die im Alter von 28 d belastet wurden, zu diesem Zeitpunkt ihre Ausgleichsfeuchte noch nicht erreicht hatten. Die Austrocknung der Probekörper während des Versuchs zieht eine kontinuierliche Veränderung der mechanischen Eigenschaften nach sich.

In Kapitel 6 wird deshalb untersucht, ob der Feuchteinfluss auf das viskoelastische Verhalten durch eine feuchteabhängige Formulierung von Feder- oder Dämpfer-Kennwerten im BURGERS-Modell beschrieben werden kann.

Die Zugkriechversuche unterlagen starken Klimaschwankungen, weshalb nur die im Alter von 28 Tagen geprüften Probekörper ausgewertet werden konnten. Auffällig ist, dass die Gesamtverformung der Halbhydrate nur ca. 30% derer der Druckkriechversuche beträgt. Ob dies an einem größeren Einfluss der Feuchte auf die Zugfestigkeit liegt, sollte in weiteren Versuchen geklärt werden.

6 Modellierung des viskoelastischen Materialverhaltens von Gips und Gipsmörtel

6.1 Vorbemerkungen

Aufgrund des starken Einflusses der Feuchtigkeit auf die mechanischen und viskoelastischen Eigenschaften des Gipses muss das Kriechmodell feuchteabhängig formuliert werden. Dafür ist die Kenntnis des Austrocknens während des Kriechens notwendig. Da während der Druckkriechversuche jedoch keine kontinuierliche Aufzeichnung der Feuchte erfolgte, wird das Austrocknungsverhalten der verwendeten Probezylinder im folgenden Abschnitt mit dem Programm DELPHIN [6.6] berechnet und mit Hilfe der gemessenen Restfeuchten kalibriert. Die für diese Berechnungen notwendigen Feuchtespeicherfunktionen (vgl. Abschnitt 4.5.1) werden in Abschnitt 6.2.2 approximiert. Eine kurze Beschreibung des Programms DELPHIN erfolgt im Rahmen der Entwicklung des Forschungsmodells in Abschnitt 7.3.

Während der Zugkriechversuche wurde die Feuchteentwicklung in den Probekörpern mittels des Gewichtes der Schwindprismen kontinuierlich kontrolliert. Die Darstellung und Bewertung der Austrocknungsverläufe erfolgt in Abschnitt 6.3.

In Abschnitt 6.4.1 wird dann eine feuchteabhängige Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens von Gips und Gipsmörtel vorgeschlagen. Für die Modellbildung werden vorwiegend die Ergebnisse der Druckkriechversuche herangezogen, da die Zugkriechversuche starken Klimaschwankungen unterlagen (vgl. Abschnitt 5.4). In Abschnitt 6.4.3 wird am Beispiel der Gipsmörtel V5 und V15 gezeigt, dass das entwickelte Modell auch auf Zugkriechversuche anwendbar ist.

6.2 Berechnung des Austrocknungsverhaltens der Versuchszylinder mit DELPHIN

6.2.1 Zusammenstellung der für die Berechnungen verwendeten feuchtetechnischen Parameter

Für die Berechnung des Austrocknungsverhaltens wurden die in Tabelle 5.5 zusammengestellten physikalischen Eigenschaften Rohdichte, Porosität, freie Sättigung und kapillare Wasseraufnahme verwendet. Die darüber hinaus notwendige spezifische Wärmekapazität und der Wasserdampfdiffusionswiderstand wurden mit Hilfe der Literatur, u.a. [2.1], [2.13], [2.24], abgeschätzt, da sie nach BEDNAR [6.1] eine nur untergeordnete Rolle bei der Berechnung von Wärme- und Feuchtetransport einnehmen (vgl. Abb. 7.14). Die gewählten Werte, die aus Literaturdaten abgeschätzt wurden, sind in Tabelle 6.1 aufgeführt.

Die für die Berechnung ebenfalls benötigten Feuchtespeicherfunktionen werden im folgenden Abschnitt ermittelt.

Tabelle 6.1: Weitere physikalische Eigenschaften der Probekörper (abgeschätzt aus [2.1], [2.13], [2.24])

	α -HH	β -HH	V5BM	V15BM	V5	V15	V25
Spezifische Wärmekapazität c_p [J/(kgK)]	1200	1000	1100	1150	1200	1200	1400
Wasserdampfdiffusionswiderstand μ [-]	18	12	14	15	16	17	20

6.2.2 Approximation der Feuchtespeicherfunktionen

Für die Berechnung des Austrocknungsverhaltens wird insbesondere die Feuchtespeicherfunktion der Baustoffe benötigt [6.5]. Diese setzt sich aus der hygroskopischen Wasseraufnahme (Sorptionisotherme) und der Saugspannungskurve für den überhygroskopischen Bereich zusammen (vgl. Abschnitt 4.5.1). Die Saugspannungsmessung ist jedoch sehr zeitintensiv. Daher wurde auf diese Untersuchung verzichtet und die Feuchtespeicherfunktion nach *KRUS* und *HOLM* [6.4], [6.5] aus der Sorptionsisotherme und der Porenradienverteilung (Quecksilberdruckporosimetrie) approximiert. Bei nicht hydrophobierten mineralischen Baustoffen führt dieses Verfahren zu hinreichend genauen Ergebnissen [6.4].

Mit der Quecksilberdruckporosimetrie wird der gesamte Porenraum bestimmt, mit der Saugspannungskurve nur der am Flüssigkeitstransport beteiligte Porenraum. Dies macht folgende Anpassung der Messergebnisse notwendig:

1. Der Wassergehalt bei einer relativen Luftfeuchte von 80% entspricht dem Messwert des Porenradius, der mit der Sorption bei gleicher Feuchte korrespondiert [6.4]. Die integrale Porenradienverteilung muss demnach um die gemessene Differenz verschoben werden.
2. Die freie Wassersättigung beschreibt die maximale Wasseraufnahme. Diese kann von der Feuchtespeicherfunktion nie überschritten werden. Die Kurve der Quecksilberdruckporosimetrie muss also mit einem entsprechenden Faktor gestaucht werden. Versuche von *HOLM* und *KRUS* [6.3] haben jedoch gezeigt, dass die Ergebnisse einer solchen Berechnung mit gemessenen Feuchtespeicherfunktionen nicht übereinstimmen. Dies ist durch den höheren Füllungsgrad zu erklären, den kleinere Poren aufgrund ihrer größeren Saugspannung aufweisen (vgl. Abschnitt 4.5.1). Für die Approximation wird daher auf einen Stauchungsfaktor zurückgegriffen, der mit dem Porenradius linear zunimmt.

In Abb. 6.1 sind die Sorptionsisotherme, die integrale Porenradienverteilung und die daraus approximierte Feuchtespeicherfunktion exemplarisch für die Bindemittelpaste

V15BM dargestellt. Die Funktionen der anderen Rezepturen sind im Anhang A4 in Abb. A4-1 dargestellt. Die Feuchtespeicherfunktion wurde dabei auf den relativen Wassergehalt normiert. In DELPHIN wird diese Funktion mit dem gemessenen Wert der effektiven Porosität automatisch skaliert.

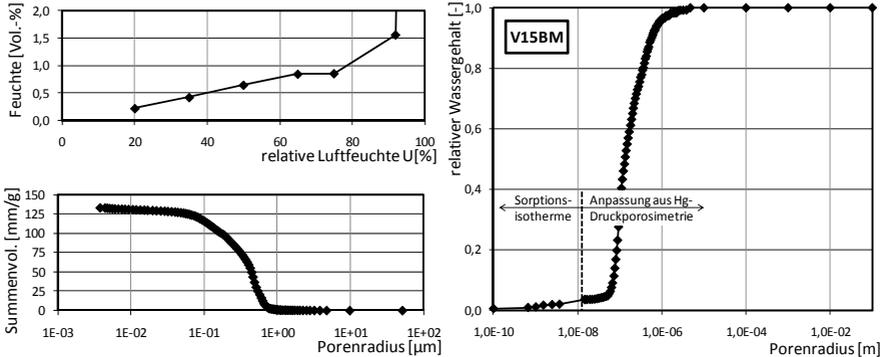


Abb. 6.1: Approximation der Feuchtespeicherfunktion für V15BM

(links oben: Sorptionsisotherme, links unten: Porenradienverteilung, rechts: Feuchtespeicherfunktion)

Da für die Berechnung mit DELPHIN [6.6] die Feuchtespeicherfunktion über den Kapillardruck dargestellt werden muss, erfolgt eine Umrechnung des Porenradius in den Kapillardruck p_K . Die Oberflächenspannung des Wassers wird mit $\sigma_{0F}=72,75\cdot 10^{-3}\text{ N/m}$ angenommen (bei 20°C), der Randwinkel ϑ wird mit 0 angesetzt. Die Erhöhung des Randwinkels wirkt sich nicht nennenswert auf den Verlauf der Feuchtespeicherfunktion aus.

6.2.3 Berechnung der Feuchteverteilung in Gipszylindern während des Austrocknens

Die Kriechversuche wurden an Zylindern mit einer Höhe von 160 mm und einem Durchmesser von 80 mm durchgeführt (vgl. Abschnitt 5.3). Diese Maße wurden in die Simulation mit DELPHIN [6.6] übernommen. Da es sich um rotationssymmetrische Körper handelt, wird die Berechnung für die in Abb. 6.2 dargestellte Fläche durchgeführt. Die Prüfplatten der Kriechstände verhindern das Austrocknen des Zylinders über die Stirnflächen, so dass sich ein eindimensionaler Feuchtetransport von der Probenmitte zum Rand einstellt.

Zu Beginn der Austrocknung sind die Probekörper herstellungsflecht, d.h. der offen zugängliche Porenraum ist gesättigt.

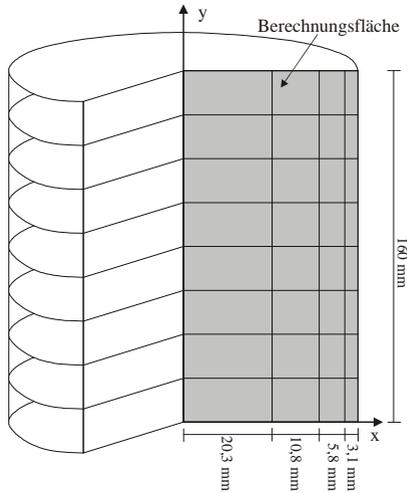


Abb. 6.2: Geometrisches Modell zur Berechnung der Feuchteverteilung

Da die Kriechversuche in unterschiedlichen Klimaten durchgeführt wurden, werden auch die Randbedingungen zur Berechnung des Austrocknungsverhaltens variiert. Das Klima 5°C / 85% RF wird jedoch nicht weiter berücksichtigt, da in diesem Klima neben der Luftfeuchtigkeit auch die Temperatur abweicht. Zur Berücksichtigung des Temperatureinflusses auf das Kriechverhalten liegt keine ausreichende Anzahl an Versuchen vor, so dass der Fokus im Folgenden nur auf dem Feuchteinfluss liegt. Das Austrocknungsverhalten der unterschiedlichen Rezepturen wurde deshalb im Klima 20°C / 95% RF und im Klima 20°C / 65% RF simuliert.

Der Betrachtungszeitraum beträgt 180 Tage. Die Ausgleichsfeuchte stellt sich jedoch immer erheblich früher ein, so dass die Darstellungen bereits nach 128 Tagen enden.

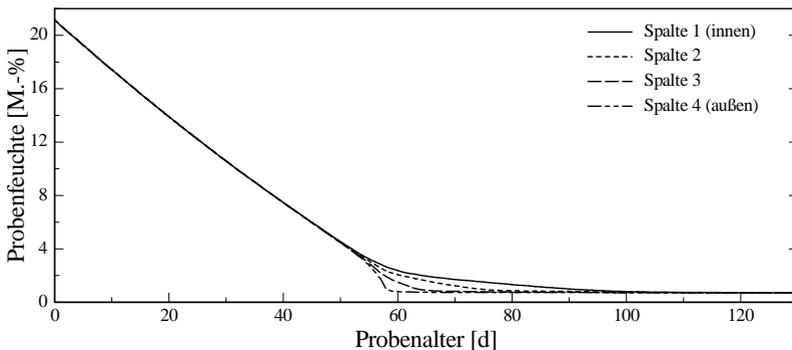


Abb. 6.3: Berechnung der Austrocknung des Prüfcylinders V15BM 95% RF

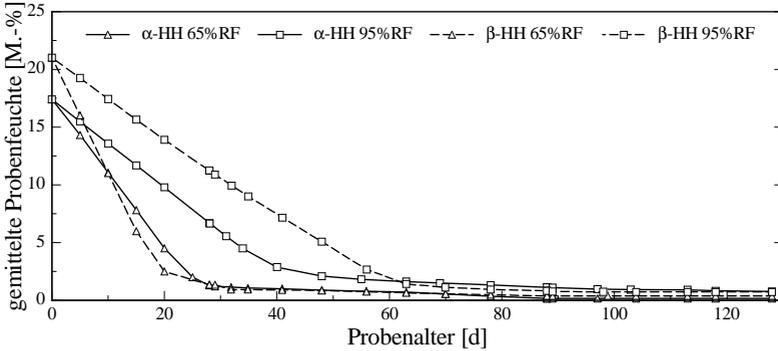


Abb. 6.6: Berechnetes Austrocknungsverhalten der Probezylinder α - und β -Halbhydrat

6.3 Gemessene Austrocknung der Probekörper während der Zugkriechversuche

Während der Zugkriechversuche wurde die Probenfeuchte kontinuierlich durch die Gewichtsabnahme der Schwindkörper aufgezeichnet. Durch die Bestimmung der Restfeuchte nach Versuchsende konnte so der Austrocknungsverlauf berechnet werden.

In Abschnitt 6.4.3 wird das Kriechmodell exemplarisch auf die Zugkriechversuche der Gipsmörtel V5 und V15 angewendet. Die Feuchteentwicklung dieser Mörtel ist für die frei austrocknenden (bei <65% RF) und für die mit dem Spezialkitt abgedichteten (~95% RF) Prismen in Abb. 6.7 über die Zeit dargestellt.

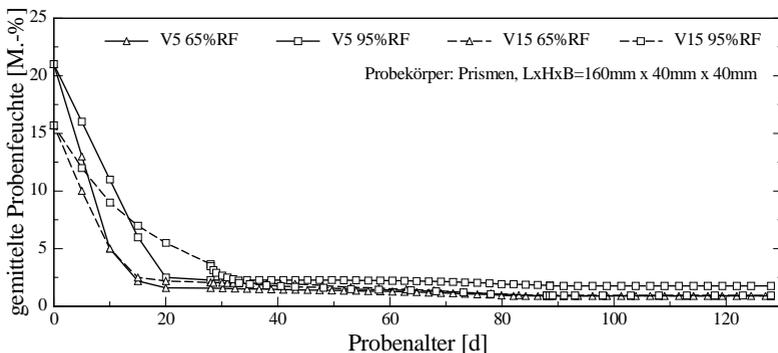


Abb. 6.7: Im Versuch ermitteltes Austrocknungsverhalten der Probepismen V5 und V15

Im Vergleich mit den in Abschnitt 6.2 mit DELPHIN berechneten Feuchteverläufen der Zylinder trocknen die kleineren Prismen erwartungsgemäß schneller aus. Zu Belas-

tungsbeginn haben die Proben bereits fast ihre Ausgleichsfeuchte erreicht. Auch die abgedichteten Proben erreichen noch während der Vorlagerung im Klima nahezu ihre Ausgleichsfeuchte. Aber auch nach der Abdichtung trocknen sie weiter aus, was ggf. auf kleinere Undichtigkeiten zurückzuführen ist.

Die jeweiligen Ausgleichsfeuchten der Prismen im Klima 20°C / 95% RF weichen etwas von denen der Zylinder ab. Während die Prismen und Zylinder beider Gipsmörtel im Klima 20°C / 65% RF bei ca. 0,9 M.-% liegen, trocknen die abgedichteten Prismen des V15 auf 0,95 M.-% aus (Zylinder: 1,14 M.-%), des V5 sogar auf 1,7 M.-% (Zylinder: 4,0 M.-%) aus.

6.4 Feuchteabhängiges Kriechmodell für Gips und Gipsmörtel

6.4.1 Modellbildung

Ziel dieses Abschnittes ist die Formulierung eines feuchteabhängigen Modells für die Kriechverformungen von Gips und Gipsmörtel. Es wird gezeigt, dass das Kriechen mit Hilfe der Lösungen der Differentialgleichungen des MAXWELL- und des KELVIN-Körpers dargestellt werden kann. Mit der Anfangsbedingung $\varepsilon(t_0=t) = \varepsilon_0 = \sigma_0 / E_M$ lautet die Lösung des BURGERS-Modells, der Reihenschaltung aus MAXWELL- und KELVIN-Körper (vgl. Abschnitt 3.1.5):

$$\varepsilon_c(t) = \frac{\sigma_0}{E_M} + \frac{\sigma_0}{\eta_M} (t - t_0) + \frac{\sigma_0}{E_K} \cdot \left[1 - e^{-\frac{E_K}{\eta_K} (t - t_0)} \right] \quad (6-1)$$

Zum besseren Verständnis für die folgende Modellbildung sind die einzelnen Verformungsanteile unter Annahme zeitlich konstanter Modellparameter in Abb. 6.8 gekennzeichnet.

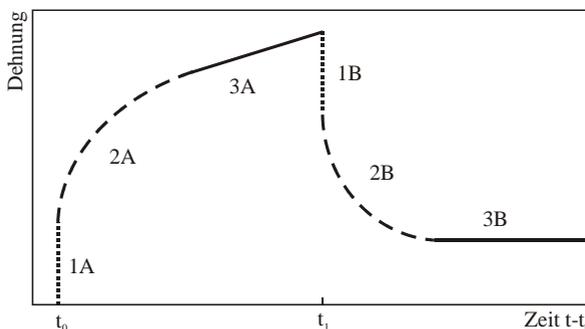


Abb. 6.8: Prinzipielle Darstellung der Lösung des BURGERS-Modells

Mit der Belastung zum Zeitpunkt t_0 erfolgt ein Deformationssprung, abgebildet als Feder im MAXWELL-Element (1A). Der gekrümmte Teil der Dehnungskurve wird im Bereich

2A durch das KELVIN-Element und den MAXWELL-Dämpfer dargestellt. Erreicht das KELVIN-Element seinen Gleichgewichtszustand, folgt rein viskoses Verhalten, beschrieben durch den MAXWELL-Dämpfer (3A). Die Steigung ist konstant. Mit Entlastung zum Zeitpunkt t_1 „erholt“ sich die Feder im MAXWELL-Element spontan. Der daraus resultierende Dehnungsanteil 1B entspricht 1A. Der Verlauf im Bereich 2B wird durch das KELVIN-Element erzeugt. Die zeitabhängige Rückverformung beschreibt die e-Funktion. Die bleibende Verformung im Bereich 3B wird als viskose Verformung des Dämpfers im MAXWELL-Element beschrieben und umfasst dessen gesamten Fließanteil.

Der Vergleich des Verformungsverlaufs der Lösung des BURGERS-Modells mit den Kriechverformungen der geprüften Gipse und Gipsmörtel aus den Abschnitten 3.4.3 und 5.4.4 zeigt systematische Abweichungen. Diese werden im Folgenden anhand des Druckkriechversuchs am α -Halbhydrat bei 95% RF verdeutlicht. In Abb. 6.9 sind die Messergebnisse aus diesem Versuch und die berechneten Verformungsanteile aus dem BURGERS-Modell dargestellt.

Der Verformungsanteil des MAXWELL-Körpers ergibt sich zu:

$$\varepsilon_{C,M}(t) = \frac{\sigma_0}{E_M} + \frac{\sigma_0}{\eta_M} (t - t_0) = \frac{17,7 \text{ N/mm}^2}{16.282 \text{ N/mm}^2} + \frac{17,7 \text{ N/mm}^2}{318.094 \text{ N} \cdot \text{d/mm}^2} (t - t_0) \quad (6-2)$$

Der Verformungsanteil des KELVIN-Körpers ergibt sich zu:

$$\varepsilon_{C,K}(t) = \frac{\sigma_0}{E_K} \cdot \left[1 - e^{-\frac{E_K}{\eta_K} (t-t_0)} \right] = \frac{17,7 \text{ N/mm}^2}{11.022 \text{ N/mm}^2} \cdot \left[1 - e^{-\frac{11.022 \text{ N/mm}^2}{80.800 \text{ N} \cdot \text{d/mm}^2} (t-t_0)} \right] \quad (6-3)$$

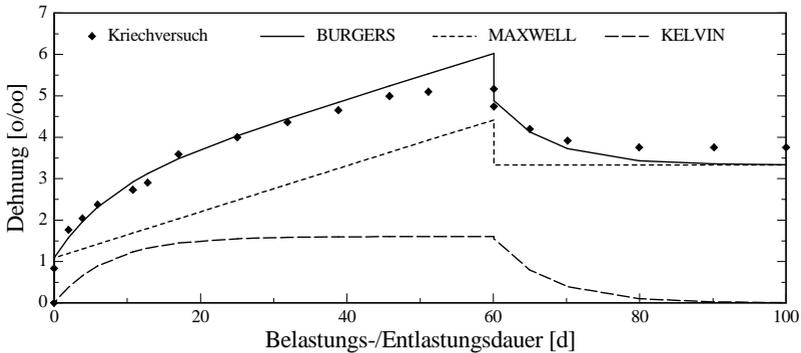


Abb. 6.9: Verformungsanteile im BURGERS-Modell (α -HH 95% RF)

Der Vergleich der Versuchsergebnisse mit den berechneten Verformungen verdeutlicht insbesondere folgende Abweichungen:

- Die Kriechverformungen, die während der Belastung auftreten, werden durch das BURGERS-Modell überschätzt. Während das BURGERS-Modell nach Erreichen des Gleichgewichtszustands im KELVIN-Körper eine viskose Verformung mit konstanter Steigung zeigt, streben die Versuchsergebnisse eher einem Verformungsendwert zu.
- Die elastische Rückverformung der geprüften Probekörper bei Entlastung ist erheblich kleiner als die elastische Verformung bei Belastung. Dies kann durch das BURGERS-Modell, eine zeitkonstante Federsteifigkeit voraussetzend, nicht abgebildet werden.

Diese Beobachtungen verdeutlichen, dass die Feuchteabhängigkeit der Kriechverformungen von Gips und Gipsmörtel der Berücksichtigung im Kriechmodell bedarf. Da die Kriechverformung als Fließen und als verzögert elastische Verformung aufgefasst werden kann, läge es nun nahe, dass die abnehmende Feuchte während des Kriechversuchs als veränderter Fließanteil im BURGERS-Modell, der durch die Dämpfer beschrieben wird, berücksichtigt wird. Zur Verdeutlichung dieses Einflusses erfolgt die Darstellung der berechneten Verformungsanteile in Abb. 6.10 in veränderter Form. Die unterste Kurve stellt die Dehnung des Dämpfers im MAXWELL-Körper dar, die mittlere Kurve die Summe der Verformungsanteile des MAXWELL-Dämpfers und des KELVIN-Körpers. Die Differenz aus beiden Kurven entspricht also dem Verformungsanteil des KELVIN-Körpers. Der Bereich zwischen der oberen und der mittleren Kurve stellt die konstante Verformung der Feder im MAXWELL-Körper dar.

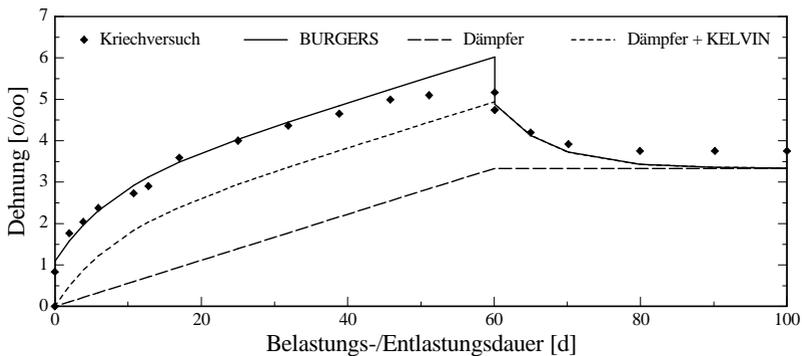


Abb. 6.10: Kumulierte Verformungsanteile der Dämpfer im BURGERS-Modell (α -HH 95% RF)

Mit einer feuchteabhängigen Beschreibung der Dämpferviskositäten gemäß Gleichung (6-4) gelingt für die Dehnungen im Belastungsast eine bessere Anpassung an die gemessenen Verformungen. Diese ist in Abb. 6.11 dargestellt.

$$\varepsilon_c(t) = \frac{\sigma_0}{E_M} + \frac{\sigma_0}{f(u) \cdot \eta_M} (t - t_0) + \frac{\sigma_0}{E_K} \cdot [1 - e^{-\frac{E_K}{f(u) \cdot \eta_K} (t - t_0)}] \quad (6-4)$$

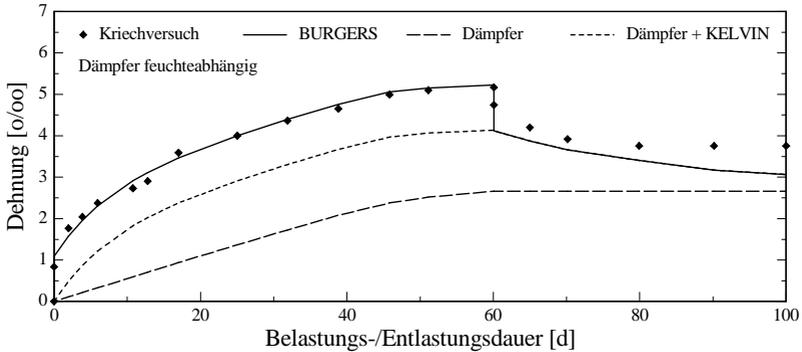


Abb. 6.11: Kumulierte Verformungsanteile der Dämpfer im BURGERS-Modell (α -HH 95% RF) in feuchteabhängiger Darstellung der Dämpfer

Im Vergleich zu Abb. 6.10 wird hier der Einfluss der Feuchtigkeit auf die viskosen Verformungsanteile der Dämpfer deutlich besser erfasst. Die Verformungen der MAXWELL-Feder bleiben konstant.

Mit der feuchteabhängigen Formulierung der Dämpfer lässt sich die Verformung im Belastungsast zwar sehr gut anpassen, die verringerte spontan elastische Rückverformung nach Entlastung bei inzwischen verringerter Feuchte lässt sich jedoch weniger gut darstellen, ebenso die verzögert elastische Rückverformung.

FISCHER und WINKLER schätzen in [2.9] den Einfluss der Feuchte auf das Kriechverhalten ähnlich dem Einfluss der Feuchte auf das mechanische Verhalten ein (vgl. Abschnitt 3.4). Berücksichtigt man in diesem Zusammenhang die Erklärung von FREUDENTHAL [2.10], dass sich bereits bei mäßigen Luftfeuchten Wasser in molekularen Schichten zwischen den Gipskristallen anlagert und den Gleitwiderstand verringert, so ist nachvollziehbar, dass auch eine geringe Kurzzeitbelastung nicht nur eine Gitterverzerrung zur Folge hat, sondern auch Gitterebenen abgleiten. Dieses Verhalten ist bei anderen mineralischen Bindemitteln wie Kalk oder Zement erst nach Erreichen deren Fließgrenze bekannt.

Da also beim Gips bereits durch Kurzzeitbelastung Fließverformungen hervorgerufen werden und Gips keine ausgeprägte Fließgrenze aufweist, werden im Folgenden die Federn im BURGERS-Modell feuchteabhängig formuliert.

Zur Überprüfung, ob der Feuchteeinfluss auf die verzögert elastische und elastische Verformung durch „feuchteabhängige“ Federn des BURGERS-Modells beschrieben werden kann, sind in Abb. 6.12 diejenigen Verformungsanteile dargestellt, die im Modell

durch Federn beschrieben werden. Die unterste Kurve stellt die Dehnung der MAXWELL-Feder, die mittlere Kurve die Verformungsanteile dieser Feder und des KELVIN-Körpers dar. Die Differenz aus beiden Kurven entspricht dem Verformungsanteil des KELVIN-Körpers. Der Bereich zwischen der oberen und der mittleren Kurve stellt die Verformung des Dämpfers aus dem MAXWELL-Körper dar.

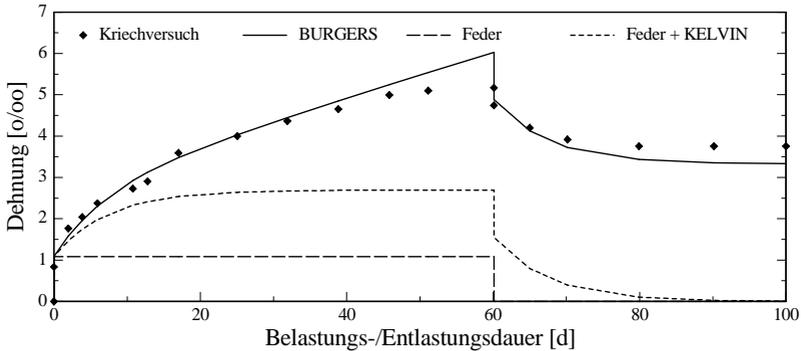


Abb. 6.12: Kumulierte Verformungsanteile der Federn im BURGERS-Modell (α -HH 95% RF)

Die Kopplung der Verformungsanteile aus den Federn des MAXWELL- und des KELVIN-Körpers mit einer Feuchtefunktion gemäß Gleichung (6-5) ermöglicht eine sehr gute Anpassung an die gemessenen Verformungen (siehe Abb. 6.13).

$$\varepsilon_c(t) = \frac{\sigma_0}{f(\mathbf{u}) \cdot E_M} + \frac{\sigma_0}{\eta_M} (t - t_0) + \frac{\sigma_0}{f(\mathbf{u}) \cdot E_K} \cdot [1 - e^{-\frac{f(\mathbf{u}) \cdot E_K}{\eta_K} (t - t_0)}] \quad (6-5)$$

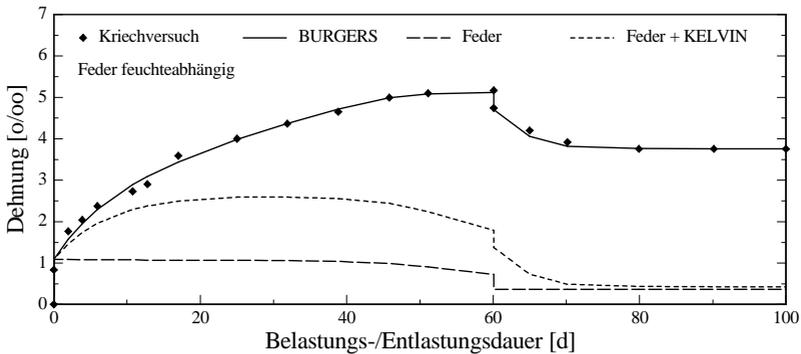


Abb. 6.13: Kumulierte Verformungsanteile der Federn im BURGERS-Modell (α -HH 95% RF) in feuchteabhängiger Darstellung der Federn

Die Abnahme der aus den Federreaktionen resultierenden Verformungen durch das Ansteigen der E-Moduln ist sehr gut erkennbar. Insbesondere gelingt auf diese Weise die Darstellung der reduzierten spontanen elastischen Verformung bei Entlastung.

In der hier gewählten Formulierung des Kriechmodells werden die Verformungen ausschließlich durch die Feuchteabhängigkeit des E-Moduls bestimmt. Aufgrund der schnellen vollständigen Erhärtung des Gipses innerhalb der ersten Stunden erscheint eine vom Belastungsalter abhängige Formulierung des Kriechens nicht notwendig. Die „scheinbare“ Erhärtung des Gipses über Wochen hinweg ist ausschließlich auf seine Austrocknung zurückzuführen. Altersabhängige Modellansätze, wie sie beim Beton beispielsweise über den Reifegrad formuliert werden, sind beim für das Gipskriechen nicht anwendbar.

In den nächsten beiden Abschnitten wird das hier aufgestellte Modell anhand der durchgeführten Druck- und Zugkriechversuche exemplarisch überprüft.

6.4.2 Anwendung des Kriechmodells auf durchgeführte Druckkriechversuche

Da das Kriechmodell die Feuchteabhängigkeit der Federn im BURGERS-Modell vorsieht, muss für die Überprüfung des Modells die Abhängigkeit des E-Moduls von der Feuchte bekannt sein. Daher wurden während der zweiten Versuchsreihe (feuchteabhängige Kriechversuche, Probenalter 28 d) versuchsbegleitend Prüfungen des statischen E-Moduls durchgeführt.

In Abb. 6.14 sind die Ergebnisse der E-Modul-Prüfungen zusammengefasst. Die Darstellung der E-Moduln der geprüften Rezepturen erfolgt feuchteabhängig als bezogene Größe. Die Bezugsgröße ist dabei jeweils derjenige E-Modul, der sich bei einer Ausgleichsfeuchte im Klima 20°C / 65% RF einstellt.

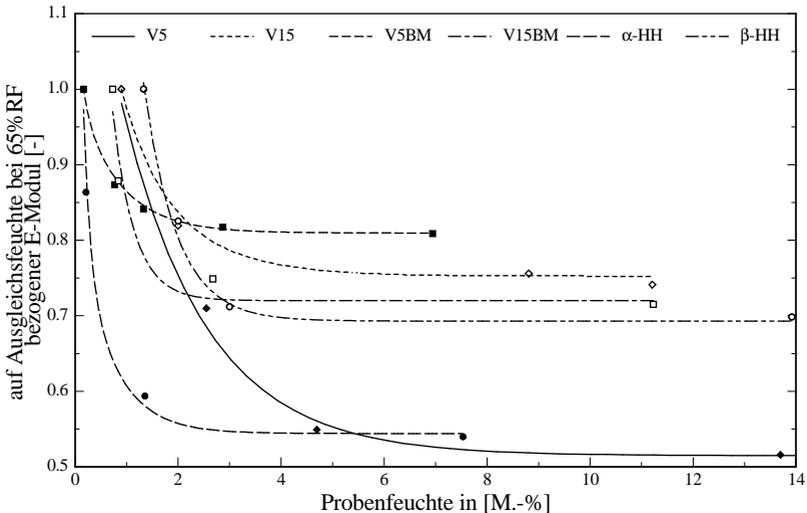


Abb. 6.14: Bezogene E-Moduln der geprüften Rezepturen in Abhängigkeit von der Feuchte

Die zweite Serie der Druckkriechversuche folgte einige Monate nach der ersten Serie im Rahmen des DBU-Projekts [1.1]. Sowohl der Austausch des Kalkhydrats CL80 gegen CL90 als auch die Verwendung anderer Halbhydratchargen führte dazu, dass der Zusammenhang zwischen Feuchte und E-Modul nicht auf die erste Versuchsreihe übertragbar ist. Daher wird das Modell im Folgenden ausschließlich auf die zweite Serie angewendet. Mit Hilfe dieses Zusammenhangs zwischen Feuchte und E-Modul sowie in Kenntnis des Austrocknungsverhaltens, lässt sich für jeden Zeitschritt eine feuchteabhängige Kriechverformung berechnen.

Da im Modell nur die Federn feuchteabhängig formuliert sind, werden die Dämpfer sowohl im MAXWELL- als auch im KELVIN-Körper unabhängig der Probenfeuchte bzw. der Lagerungs- und Prüfbedingungen für ein und dieselbe Rezeptur jeweils mit dem gleichen Wert ausgestattet.

In Tabelle 6.2 sind die Kennwerte der Federn und Dämpfer des BURGERS-Modells der verwendeten Rezepturen (Belastung nach 28 Tagen), dargestellt. Die angegebenen Werte des E-Moduls beziehen sich auf die Ausgleichsfeuchte bei 20°C / 65% RF.

Tabelle 6.2: Zusammenstellung der Feder- und Dämpfer-Kennwerte des Burgers-Modells der nach 28 Tagen druckbelasteten Proben

Druckprobe	Feuchte	E_M 65% RF [N/mm ²]	η_M [N·s/mm ²]	E_K 65% RF [N/mm ²]	η_K [N·s/mm ²]	Darstellung in	
α -hh	65% RF	30.140	989.579 [*]	64.023 [*]	80.775	Abb. 6.15	
	95% RF		718.094 [*]	42.258 [*]			
β -hh	65% RF	9.751	287.463 [*]	39.214 [*]	28.217		
	95% RF		147.703 [*]	43.090 [*]			
V5BM	65% RF	3.785	467.292	17.398	24.008		Abb. 6.16
	95% RF						
V15BM	65% RF	8.434	1,20 10 ⁶	47.438	16.073		
	95% RF						
V5	65% RF	3.583	315.583	14.833	47.831	Abb. 6.17	
	95% RF						
V15	65% RF	12.897	2,23 10 ⁶	48.260	55.900		
	95% RF						

* Aufgrund einer Materialnachbestellung zwischen den Prüfungen in 65% RF und 95% RF wurden unterschiedliche Chargen verwendet, die unterschiedliches Kriechverhalten aufwiesen.

Mit Ausnahme der Halbhydrate sind die Kennwerte für jede Rezeptur unabhängig von der Feuchte gleich. Beim Halbhydrat musste zwischen den unterschiedlichen Prüfbedingungen Material nachbestellt werden, so dass unterschiedliche Chargen verwendet wurden. Es war daher nicht möglich, den Dämpfern gleiche Werte zuzuweisen. Durch

die feuchteabhängige Formulierung der E-Moduln konnte der Verformungsverlauf dennoch beschrieben werden (vgl. Abb. 6.15). In den folgenden Diagrammen ist der Vergleich der gemessenen Verformungen zu den berechneten dargestellt. Die Übereinstimmung ist für alle Probekörper gut.

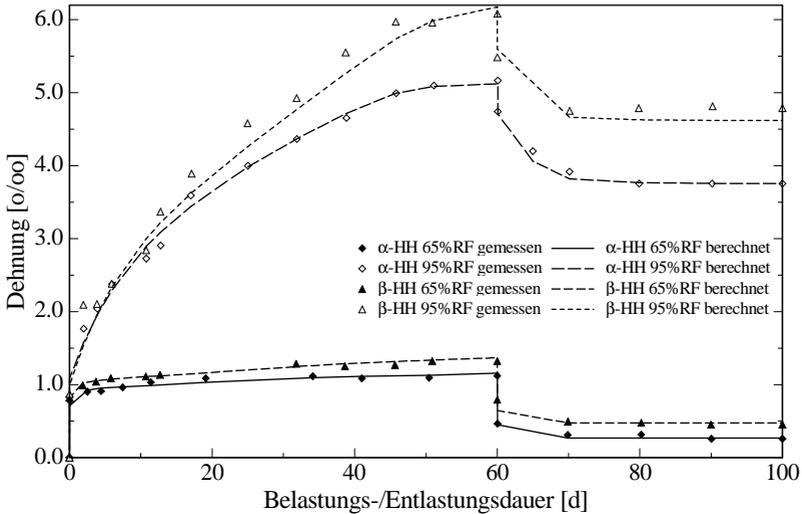


Abb. 6.15: α -HH und β -HH - Vergleich der berechneten mit den gemessenen Verformungen

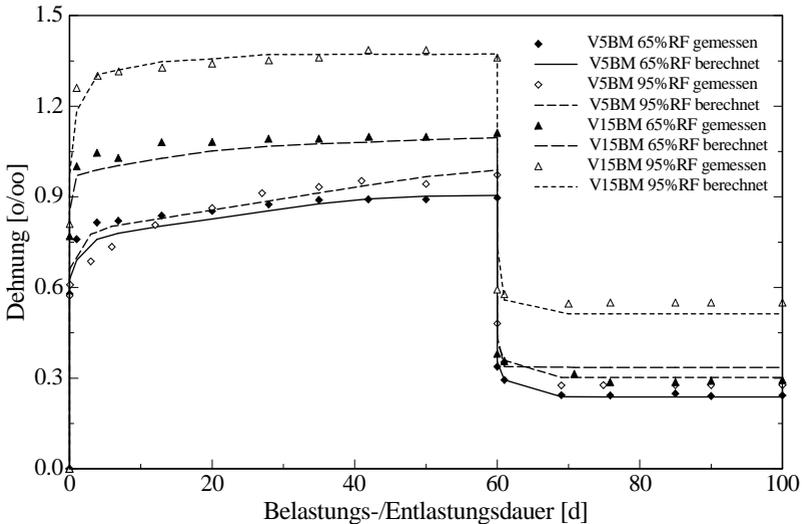


Abb. 6.16: V5 und V15 - Vergleich der berechneten mit den gemessenen Verformungen

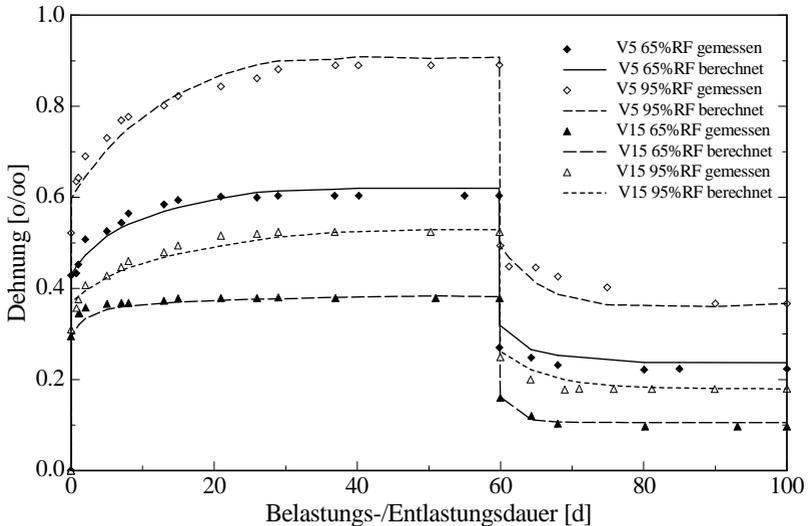


Abb. 6.17: V5BM und V15BM - Vergleich der berechneten mit den gemessenen Verformungen

6.4.3 Anwendung des Kriechmodells auf durchgeführte Zugkriechversuche

In diesem Abschnitt wird exemplarisch gezeigt, dass das entwickelte Kriechmodell auch auf zugbelastete Proben anwendbar ist. Trotz der schwankenden Feuchte während der Zugkriechversuche und der schnelleren Austrocknung auch der abgedichteten Proben weisen die Kriechkurven in Abschnitt 5.4.4 qualitativ dem BURGERS-Modell ähnliche Verformungsverläufe auf.

Die Abhängigkeit des Zug-E-Moduls von der Feuchte wurde jedoch nicht experimentell ermittelt. Im Folgenden wird daher davon ausgegangen, dass der Zug-E-Modul in gleichem Maße von der Feuchtigkeit abhängt, wie der Druck-E-Modul. Da die feuchteabhängige Veränderung des E-Moduls in Abb. 6.14 auf die Ausgleichsfeuchte bei 20°C / 65% RF normiert ist, kann dessen Verlauf genauso für die Anwendung des Kriechmodells auf die zugbelasteten Proben verwendet werden. Unter Verwendung des Austrocknungsverhaltens der Prismen V5 und V15 (Abb. 6.7) kann so die feuchteabhängige Kriechverformung berechnet werden.

Unabhängig von den Umgebungsbedingungen wurden die Dämpfer sowohl im MAXWELL- als auch im KELVIN-Körper so angepasst, dass sich für jede Rezeptur nur ein Wert ergibt. Dieser ist von der Probenfeuchte unabhängig.

In Tabelle 6.3 sind die Feder- und Dämpfer-Kennwerte des feuchteabhängigen BURGERS-Modells für die Gipsmörtel V5 und V15 im Belastungsalter von 28 Tagen dargestellt. Beide E-Moduln sind für eine Umgebungsfeuchte von 65% RF angegeben.

Tabelle 6.3: Zusammenstellung der Feder- und Dämpfer-Kennwerte des Burgers-Modells der nach 28 Tagen zugbelasteten Proben

Zugprobe	Feuchte	E_M	η_M	E_K	η_K	Darstellung in
		65% RF [N/mm ²]	[N's/mm ²]	65% RF [N/mm ²]	[N's/mm ²]	
V5	65% RF	4.313	450.880	8.667	25.009	Abb. 6.18
	95% RF					
V15	65% RF	13.629	1,57·10 ⁶	24.319	48.260	Abb. 6.19
	95% RF					

In den in Abb. 6.18 und Abb. 6.19 dargestellten Diagrammen sind die gemessenen und die mit dem feuchteabhängigen Kriechmodell berechneten Kriechverformungen dargestellt. Das im Versuch bestimmte Verformungsverhalten lässt sich auch für die Zugkriechversuche ohne große Abweichungen mit diesem Modell berechnen.

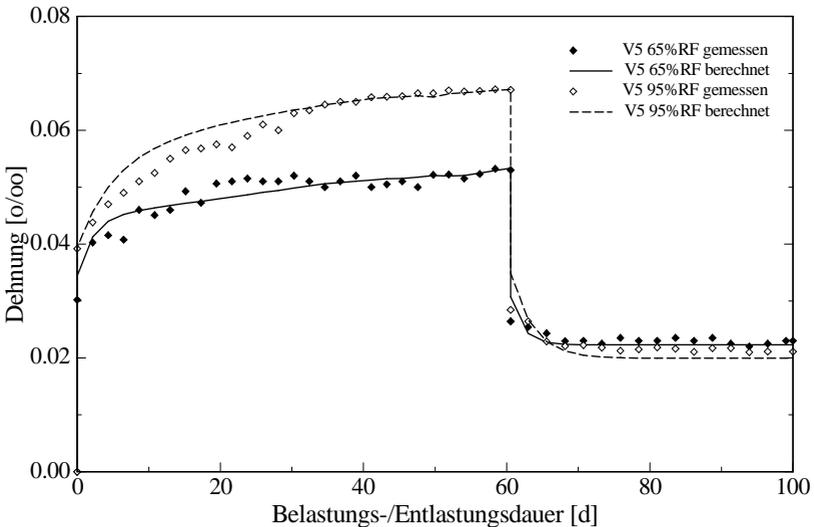


Abb. 6.18: V5 - Vergleich der berechneten mit den gemessenen Verformungen (Zug)

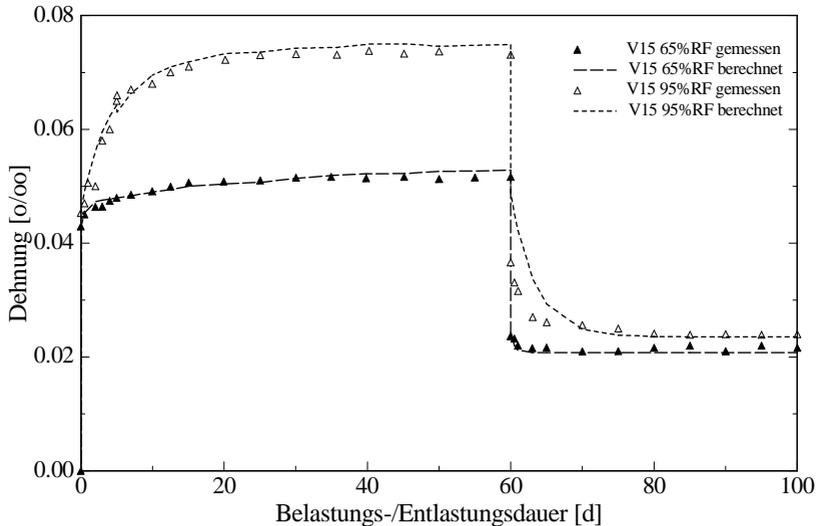


Abb. 6.19: V15 - Vergleich der berechneten mit den gemessenen Verformungen (Zug)

6.5 Schlussfolgerungen

In diesem Abschnitt wurde gezeigt, dass die Kriechverformungen von Gips und Gipsmörtel mit einem einfachen rheologischen Modell abgebildet werden können. Von besonderem Interesse ist die starke Feuchteabhängigkeit des Kriechens von Gips und Gipsmörtel.

Die Modellierung des viskoelastischen Verformungsverhaltens gelingt daher nur, wenn der zeitabhängige Austrocknungsverlauf der Proben bekannt ist. Auch die Kenntnis der Abhängigkeit des E-Moduls von der Feuchte ist für das angewendete Modell notwendig. Für die Darstellung des E-Moduls in Abhängigkeit von der Probenfeuchte werden je Rezeptur mindestens drei Werte benötigt. Mit diesen kann der auch von der Druckfestigkeit bekannte exponentielle Verlauf dargestellt werden.

Mit Hilfe dieser Zusammenhänge wird das Kriechverhalten unter Ansatz feuchteabhängiger E-Moduln des BURGERS-Modells gut abgebildet. Wird also ein Kriechversuch bei definierten Feuchtebedingungen durchgeführt, kann das Kriechverhalten dieses Gipsmaterials in Kenntnis des feuchteabhängigen E-Moduls für jede Feuchtigkeit vorhergesagt werden (vgl. Gleichung (6-5)).

Feuchteschwankungen während der Austrocknung und während des Kriechversuchs erschweren die Auswertung der Messdaten. Das gilt auch für das Austrocknen des Probekörpers während des Versuchs. Für die Vorhersage von Kriechverformungen soll-

te also immer darauf geachtet werden, dass der zugrunde gelegte Kriechversuch erst dann begonnen wird, wenn der jeweilige Probekörper seine Ausgleichsfeuchte in der Prüfumgebung erreicht hat.

Grundsätzlich sollte zur Kontrolle begleitend zu den Kriechversuchen bestenfalls kontinuierlich, aber mindestens zu jeder Verformungsmessung die Probenfeuchte ermittelt werden. Es bietet sich an, eine ausreichende Anzahl an Begleitkörpern herzustellen, um an diesen bei mindestens 3 unterschiedlichen Probenfeuchten den für das Modell notwendigen E-Modul zu messen.

Zur weiteren Bestätigung des Modells sollte also bei noch folgenden Kriechversuchen, insbesondere bei zugbelasteten Proben, darauf geachtet werden, dass das Lagerungs- und Prüfklima nur sehr geringe Schwankungen aufweist.

Ob das Kriechverhalten wirklich ausschließlich durch die Feuchteabhängigkeit des E-Moduls beschreiben werden kann, konnte durch die eigenen Versuche nicht abschließend geklärt werden. Inwieweit das Belastungsalter wirklich unberücksichtigt bleiben kann, sollte in weiteren Kriechversuchen geklärt werden. Dafür muss das Belastungsalter bei gleichbleibender Feuchte variiert werden.

Die übliche Angabe einer Kriechzahl ist für Gipsmörtel nicht möglich. Die Kriechzahl wird nach Gleichung (3-19) als Quotient aus Kriechdehnung und elastischer Dehnung berechnet. Da jedoch die elastische Dehnung von der Materialfeuchte anhängt, kann auch die Kriechzahl nur als Funktion der Feuchte angegeben werden.

Im nächsten Kapitel wird das entwickelte Kriechmodell in das Programm DIANA implementiert und mit dem in Abschnitt 7.3 entwickelten Forschungsmodell exemplarisch einige Kriechversuche nachgerechnet.

7 Dauerhaftigkeitsprognosen für nachträgliche Gipsverfugungen

7.1 Vorbemerkungen

Nur mit einer auf das Mauerwerk abgestimmten Neuverfugung kann die Dauerhaftigkeit einer Fassade langfristig gewährleistet werden. Neben der Witterungsbeständigkeit des Mörtels als Grundvoraussetzung sind die chemische und mechanische Verträglichkeit des Instandsetzungsmörtels mit den Mauerwerksbaustoffen wichtig. Während die chemische Verträglichkeit im Vorfeld einer Instandsetzungsmaßnahme analytisch abgeklärt werden kann, bedarf es für die Bestätigung der mechanischen Verträglichkeit aufwendiger Versuchsreihen, die kosten- und zeitintensiv sind. Von besonderem Interesse sind hier die in Abschnitt 4.4 zusammengestellten Anforderungen an Fugenmörtel.

Aufgrund der großen Vielfalt und der stark streuenden Eigenschaften von Natursteinen, birgt die Auswahl eines Sanierungsmörtels aus Erfahrung immer ein großes Risiko. Hier zeigt sich die Eignung häufig erst nach Jahren am Objekt. In diesem Kapitel werden deshalb Möglichkeiten aufgezeigt, mit denen mit Hilfe der Vorhersage von Rissen im Mörtel oder im Verbund Aussagen über die Dauerhaftigkeit von Stein-Mörtel-Kombinationen gemacht werden können.

Mit dem in Abschnitt 7.2 beschriebenen Ingenieurmodell sind Spannungsberechnungen in der Mörtelfuge möglich. Durch die Kopplung dieses Modells mit einer Datenbank sind auf einfache Weise Parameterstudien möglich. Die Ergebnisse aus solchen Studien können für die Mörtelanpassung genutzt werden.

Das komplexere numerische Modell ermöglicht ein vertieftes Verständnis von Rissursachen. Durch die in Abschnitt 7.3 beschriebene Verbindung eines Transportmodells mit einer Strukturanalyse sind mit dem sogenannten Forschungsmodell Berechnungen gekoppelter Wärme- und Feuchtetransporte im Bauwerksklima und Spannungsberechnungen mit den in Abschnitt 4.6.4 beschriebenen Materialmodellen von VAN ZIJL [4.47] möglich.

In beiden Modellen werden die feuchteabhängigen mechanischen und viskoelastischen Materialeigenschaften von Gips und Gipsmörtel berücksichtigt. In das Forschungsmodell wird hierfür das in Abschnitt 6.4 entwickelte Kriechmodell implementiert.

7.2 Ingenieurmodell

7.2.1 Allgemeines

Zur einfachen Überprüfung einer möglichen Rissbildung im Mörtel oder zwischen Mörtel und Stein wird auf das von SCHMIDT-DÖHL und ROSTÁSY in [4.33] beschriebene Ingenieurmodell zurückgegriffen. Dieses geht davon aus, dass durch eine ungleiche Verteilung von Temperatur und Feuchte über den Mauerwerksquerschnitt Spannungen

entstehen, die zu Rissen führen können. Neben hygrischen und thermischen Dehnungen werden auch elastische und plastische Dehnungsanteile sowie Kriechverformungen des Mörtels berücksichtigt. Da im gezwängten Mauerwerk keine Verformungen möglich sind, muss die Summe der einzelnen Dehnungsanteile an der Oberfläche 0 ergeben:

$$\varepsilon_T + \varepsilon_S - \varepsilon_{el,pl} - \varepsilon_C = 0 \quad (7-1)$$

Die Betrachtung erfolgt bei maximaler Temperaturdifferenz zwischen der Mauerwerks-oberfläche und dem Mauerwerksinneren.

Die Dehnungsanteile werden zur Überprüfung einer möglichen Rissbildung parallel (Abb. 7.1) und normal (Abb. 7.2) zur Fugenlängsrichtung berechnet.

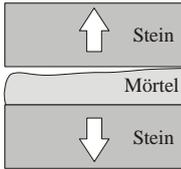


Abb. 7.1: Rissbildung parallel zur Fuge

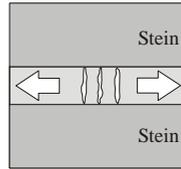


Abb. 7.2: Rissbildung normal zur Fuge

Für die Einschätzung der Flankenrissbildung sind die Eigenschaften von Stein und Mörtel von Interesse. Die jeweiligen Verformungsanteile werden über die Flächenanteile von Mörtel $l_{0,mo}$ und Stein $l_{0,st}$, die am Objekt ermittelt werden, berechnet.

7.2.2 Rissbildung parallel zur Fuge (Flankenabrisse)

Zur Abschätzung einer möglichen Flankenrissbildung wird im Modell von einer Reihenschaltung von Mörtel und Stein ausgegangen.

Die *thermische Dehnung* ε_T wird über den *thermischen Ausdehnungskoeffizienten* α_T von Mörtel und Stein, die maximal auftretenden Temperaturdifferenzen ΔT_{max} zwischen Mörtel und Stein bzw. dem zwängenden Mauerwerksinneren sowie die *Flächenanteile* l_0 von Mörtel und Stein berechnet:

$$\varepsilon_T = \alpha_{T,mo} \cdot \Delta T_{max,mo} \cdot l_{0,mo} + \alpha_{T,st} \cdot \Delta T_{max,st} \cdot (1 - l_{0,mo}) \quad (7-2)$$

Die *Schwinddehnung* ε_S wird über das *Endschwindmaß* $\varepsilon_{S,\infty}$ des Mörtels bzw. Steins und die *Flächenanteile* l_0 von Mörtel und Stein berechnet. Das Endschwindmaß wird vereinfachend zugrunde gelegt, da zu erwarten ist, dass die relative Feuchte an der Mauerwerksoberfläche rasch den Änderungen der relativen Feuchte der angrenzenden Umgebungsluft folgt und sich durch die Zwängung die entsprechende Schwindspannung aufbaut:

$$\varepsilon_S = \varepsilon_{S,\infty,o} \cdot l_{0,mo} + \varepsilon_{S,\infty,st} \cdot (1 - l_{0,mo}) \quad (7-3)$$

Die elastisch-plastische Dehnung $\varepsilon_{el,pl}$ ergibt sich aus der aktuellen Spannung σ_t und dem Sekantenmodul E_{sec} von Mörtel und Stein sowie deren Flächenanteilen l_0 .

$$\varepsilon_{el,pl} = \sigma_t / \frac{E_{sec,mo}}{l_{0,mo} + (1 - l_{0,mo}) \cdot E_{sec,mo} / E_{sec,st}} \quad (7-4)$$

Die Kriechdehnung ε_C wird aus der aktuellen Spannung σ_t , den Kriechzahlen φ , dem Elastizitätsmodul E sowie den Flächenanteilen l_0 von Mörtel und Stein berechnet.

$$\varepsilon_C = \sigma_t \frac{\varphi_{mo} \cdot l_{0,mo}}{E_{mo}} + \sigma_t \frac{\varphi_{st} \cdot (1 - l_{0,mo})}{E_{st}} \quad (7-5)$$

Einsetzen der Gleichungen (7-2) bis (7-5) in Gleichung (7-1) und Auflösung nach der *maximal aufnehmbaren Spannung* durch das Verbundsystem Stein/Mörtel bzw. nach dem *E-Modul* des Mörtels führt zu den Gleichungen (7-6) und (7-7):

$$\sigma_t = \frac{l_{0,mo} \cdot (\alpha_T \cdot \Delta T_{max,mo} + \varepsilon_{S,\infty,mo}) + l_{0,st} \cdot (\alpha_{T,st} \cdot \Delta T_{max,st} + \varepsilon_{S,\infty,st})}{\frac{l_{0,mo} + l_{0,st} \cdot E_{sec,mo} \cdot 1/E_{sec,st}}{E_{sec,mo}} + \varphi_{mo} \cdot l_{0,mo}/E_{mo} + \varphi_{st} \cdot l_{0,st}/E_{st}} \quad (7-6)$$

$$E_{mo} = 1 / \left(\frac{\frac{l_{0,mo} \cdot (\alpha_T \cdot \Delta T_{max,mo} + \varepsilon_{S,\infty,mo}) + l_{0,st} (\alpha_{T,st} \cdot \Delta T_{max,st} + \varepsilon_{S,\infty,st})}{\sigma_t}}{l_{0,mo} + \varphi_{mo} \cdot l_{0,mo}} - \frac{\varphi_{st} \cdot l_{0,st}/E_{st} - l_{0,st}/E_{st}}{l_{0,mo} + \varphi_{mo} \cdot l_{0,mo}} \right) \quad (7-7)$$

Überschreitet die in der Fuge auftretende Spannung σ_t die Haftzugfestigkeit, führt dies zur Flankenrissbildung. Liegen die Mörtel- oder die Steifestigkeit unter der Haftzugfestigkeit, entstehen Risse im jeweiligen Baustoff.

7.2.3 Rissbildung senkrecht zur Fuge (Mörtelrisse)

Für die Betrachtung der Spannungen senkrecht zur Fuge wird das Verbundsystem als Parallelschaltung von Mörtel und Stein betrachtet. Da der Einfluss des Steins auf die Rissbildung im Mörtel gegenüber den Eigenspannungen des Mörtels selbst unbedeutend ist, werden lediglich die Spannungsanteile des Mörtels berechnet.

Die *thermische Dehnung* ε_T wird über den *thermischen Ausdehnungskoeffizienten* α_T des Mörtels und die maximal auftretenden *Temperaturdifferenzen* ΔT_{max} zwischen dem Mörtel und dem zwängenden Mauerwerksinneren berechnet:

$$\varepsilon_T = \alpha_{T,mo} \cdot \Delta T_{max,mo} \quad (7-8)$$

Die Schwinddehnung ε_S entspricht dem Endschwindmaß $\varepsilon_{S,\infty}$ des Mörtels.

$$\varepsilon_S = \varepsilon_{S,\infty,mo} \quad (7-9)$$

Die elastisch-plastische Dehnung $\varepsilon_{e,pl}$ ergibt sich aus der aktuellen Spannung σ_t und dem Sekantenmodul E_{sec} des Mörtels:

$$\varepsilon_{el,pl} = \frac{\sigma_t}{E_{sec,mo}} \quad (7-10)$$

Die Kriechdehnung ε_C wird aus der aktuellen Spannung σ_t sowie der Kriechzahl φ und dem Elastizitätsmodul E des Mörtels berechnet.

$$\varepsilon_C = \frac{\sigma_t \cdot \varphi_{mo}}{E_{mo}} \quad (7-11)$$

Durch Einsetzen der Gleichungen (7-8) bis (7-11) in Gleichung (7-1) und Auflösung nach der maximal aufnehmbaren Spannung durch den Mörtel bzw. nach dem E-Modul des Mörtels führt zu den Gleichungen (7-12) und (7-13).

$$\sigma_t = E_{mo} \cdot \frac{\alpha_{T,mo} \cdot \Delta T_{max,mo} + \varepsilon_{S,\infty,mo}}{1 + \varphi_{mo}} \quad (7-12)$$

$$E_{mo} = \frac{\sigma_t \cdot (1 + \varphi_{mo})}{\alpha_{T,mo} \cdot \Delta T_{max,mo} + \varepsilon_{S,\infty,mo}} \quad (7-13)$$

Wird die Mörtelzugfestigkeit normal zur Fuge überschritten, führt dies zu Mörtelrissen.

7.2.4 Versuche zur Verifikation des Modells

Die Überprüfung des Modells erfolgte in [4.33] mittels Untersuchungen an Zweisteinkörpern und einer dreischaligen Natursteinwand bei unterschiedlichen klimatischen Bedingungen. Als Steinmaterialien für die Zwei-Stein-Körper wurden Harzer Dolomit (Gestein Nr. 163 in [7.1]) und Rühthener Grünsandstein (Gestein Nr. 131 in [7.1]) verwendet. Als Verfugmörtel kam ein modifizierter Hüttensand-Anhydrit-Mörtel HGJ zum Einsatz, dessen Rezeptur in Tabelle A-5.1 aufgeführt ist. Der dreischalige Mauerwerksausschnitt wurde aus Rühthener Grünsandstein und Kalkzementmörtel als Mauermörtel sowie HGJ-Mörtel als Verfugmörtel erstellt.

Die Versuche an gezwängten Zwei-Stein-Körpern werden in diesem Abschnitt detailliert beschrieben, da die daraus resultierenden Ergebnisse mit dem entwickelten Forschungsmodell in Abschnitt 7.3.6 nachgerechnet werden.

Versuche an gezwängten Zwei-Stein-Körpern

Da sowohl das Ingenieurmodell als auch das Forschungsmodell (vgl. Abschnitt 7.3) von einem gezwängten Stein-Mörtel-Verbund ausgehen, wurden die Zweisteinkörper in ihrer Bewegung durch steife Stahlrahmen behindert, die zur Vermeidung von Temperaturverformungen temperiert wurden. In diese Stahlrahmen wurden je zwei Steine¹⁹ mit den Abmessungen 16 cm x 16 cm x 16 cm (Rühthener Sandstein) bzw. 16 cm x 15 cm x 16 cm (Harzer Dolomit) eingeklebt. Nach Trocknung des Klebers wurden die ca. 2,4 cm dicken Fugen mittels Stopfrahmen mit dem HGJ-Mörtel verschlossen. Dabei wurden in

¹⁹ Die verwendeten Natursteine wurden vor dem Einkleben bis zur Gewichtskonstanz im Klima 20°C/65% RF gelagert.

1 cm, 8 cm und 15 cm Tiefe Thermoelemente zur Temperaturaufzeichnung eingebaut. Die Verformung der Zweisteinkörper senkrecht zur Fuge (y-Richtung) wurde durch die Querhäupte behindert. In Richtung der Wanddicke (x-Richtung) wurde die Ausdehnung durch den Anschlag an ein U-Profil behindert, die Kontraktion in dieser Richtung war möglich. Abb. 7.3 zeigt die Prüfraumen, die durch Abdichtung und Dämmung keine Feuchte- und Wärmetransportprozesse nach außen zuließen.

In Abb. 7.4 wird die Messtechnik gezeigt. Neben den Temperaturprofilen im Mörtel wurden über induktive Wegaufnehmer längs der Fuge, über die Fuge hinweg und an der Oberfläche des Steins Verformungen erfasst. Die Bestimmung des Feuchtegehalts erfolgte nach Beendigung des Versuchs durch Bohrmehlproben gravimetrisch.

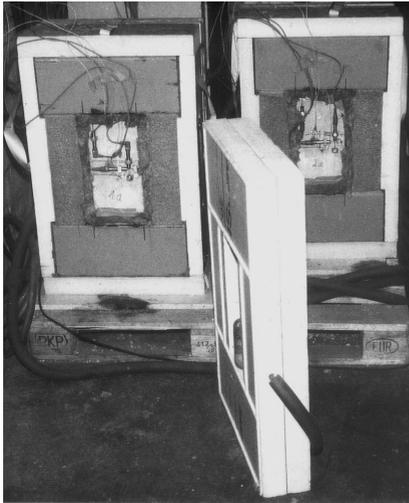


Abb. 7.3: Zweisteinkörper-Prüfraumen

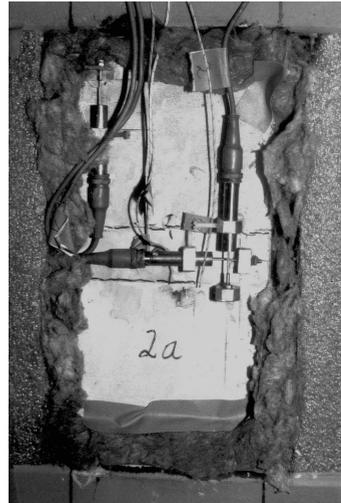


Abb. 7.4: Messtechnik Zweisteinkörper

Nach Installation der Messtechnik wurden die beiden Seitenflächen der Zweisteinkörper unterschiedlichen Randbedingungen ausgesetzt. Diese sind in Tabelle 7.1 aufgeführt.

Tabelle 7.1: Klimarandbedingungen der Zweisteinkörper-Versuche

Serie	Vorbehandlung	Klimarandbedingung „außen“	Klimarandbedingung „innen“
1	-	17°C / 76% RF	19°C / 69% RF
2	Besprühen 5 min	19°C / 76% RF	20°C / 76% RF
3	Besprühen 5 min	natürliche Bewitterung*	17°C / 65% RF

* ohne Schlagregen, einmaliges Besprühen mit Wasser

Alle Serien wiesen innerhalb der ersten drei Wochen nach Verfüugung Flanken- und/ oder Mörtelrisse auf. Die Ausprägung und die Entwicklung der Risse ist in Tabelle 7.2 zusammengefasst.

Tabelle 7.2: Auswertung der Rissbildung in Zweisteinkörpern (zusammengefasst aus [4.33])

	Material	Fläche	Rissbildung		aufgetreten nach	Weiterentwicklung	
			Flanke ¹	Mörtel ²		Flanke ³	Mörtel ³
Serie 1	Harzer Dolomit	außen	++	++	2 Wochen	o	o
		innen	+	+	2 Wochen	-	+
	Rüth. Sandst.	außen	+	+	2 Wochen	--	--
		innen	o	o	2 Wochen	+	o
Serie 2	Harzer Dolomit	außen	o	--	1-5 Wochen	+	--
		innen	o	o	3 Wochen	--	-
	Rüth. Sandst.	außen	-	--	2-3 Wochen	--	--
		innen	-	-	2 Wochen	o	o
Serie 3	Harzer Dolomit	außen	o	--	2 Wochen	+	--
		innen	-	--	2 Wochen	+	o
	Rüth. Sandst.	außen	+	--	2-4 Wochen	+	--
		innen	o	--	1 Woche	--	--

¹ ++ kompletter Flankenabriss + teilweiser Flankenabriss o Flankenabriss - leichter Flankenabriss -- kein Riss
² ++ kompletter Mörteldurchriss + teilweiser Mörteldurchriss o Mörtelanriss - leichter Mörtelanriss -- kein Riss
³ ++ sehr starke Entwicklung + starke Entwicklung o mäßige Entwicklung - geringe Entwicklung -- keine Entwicklung

Versuche an dreischaligen Mauerwerksausschnitten

Zur Ausweitung der Versuche wurde ein Stahlbetonrahmen mit den Innenmaßen HxBxT = 150 cm x 100 cm x 70 cm mit dreischaligem Mauerwerk als Schichtenmauerwerk mit gehauenen Steinen (Rüthener Sandstein) und Kalk-Zement-Mörtel ausgemauert [4.33]. Nach 3 Monaten Austrocknung des Mauerwerks wurde die Wetterseite mit HGJ-Mörtel verfugt. Die Tiefe der Verfugung betrug 5 cm, die Fugendicke meist 1,5-2,5 cm, in Zwickeln mehr. Die Rückseite wurde wärmedämmend isoliert und die Mauerwerksoberfläche in Richtung Südwesten der Witterung ausgesetzt. Mit einer benachbarten Messstation wurden die Klimadaten aufgezeichnet.

Der Temperaturverlauf wurde kontinuierlich in 5 Tiefen über den Querschnitt gemessen. Die Materialfeuchte wurde zum Versuchsende gravimetrisch bestimmt. In drei Bereichen wurden Dehnungen des Fugenmörtels jeweils längs und quer zur Fuge sowie im Stein gemessen.

7.2.5 Vergleich der Rissbildung mit der Vorhersage und Bewertung des Modells

Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen konnten mit dem Ingenieurmodell gut nachgerechnet werden. Die Flankenrissbildung wurde sowohl an den Zweisteinkörpern als auch den Natursteinwänden i.W. richtig prognostiziert. Da die Zweisteinkörper im Versuch in Fugenlängsrichtung nicht gezwängt waren, wurden die Mörtelrisse normal zur Fuge von dem Modell überschätzt. Am Mauerwerksausschnitt auftretende Ris-

se normal zur Fuge wurden richtig berechnet. Auch die deutlich besseren Eigenschaften im Bezug auf die Mörtelrissbildung des Rühthener Grünsandsteins im Vergleich zum Harzer Dolomit konnten sowohl im Versuch als auch mit dem Modell abgebildet werden. Bei der Vorhersage der Flankenabrisse auf der klimatisierten Seite des einseitig bewitterten Mauerwerks zeigte sich eine Unschärfe des Modells. Die Gefahr der Rissbildung wurde hier überschätzt.

Da das Modell von einem vollständig gezwängten System ausgeht, wird die Gefahr der Rissbildung dort überschätzt, wo nur teilweise Zwängungen vorliegen, also in den Randbereichen des Mauerwerks. Die Haftscherfestigkeit geht nicht in das Ingenieurmodell ein. Die Berücksichtigung des Bruchmodus II, also von Schubbeanspruchungen senkrecht zur Rissfront, erfolgt daher nicht. Die Zeitabhängigkeit der Materialeigenschaften, wie z.B. E-Modul und Zugfestigkeit wird ebenso wenig berücksichtigt werden, wie die in Abschnitt 6.4 aufgezeigte Feuchteabhängigkeit des Kriechens von Gipsmörtel.

Aufgrund der vereinfachten Randbedingungen und der großen Streuungen der Natursteine kann das Ingenieurmodell nur halbquantitativ sein. Durch die Anwendung des Modells können jedoch Hinweise darauf erhalten werden, welche Eigenschaften eines Mörtels für die Dauerhaftigkeit des betrachteten Mauerwerks eher positiven oder negativen Einfluss haben.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass das Ingenieurmodell gut geeignet ist, mit einfachen Methoden die experimentellen Ergebnisse vorherzusagen. Für die in der Praxis stark streuenden Materialparameter der Steine lässt sich nur eine ausreichende Genauigkeit im Bezug auf die Mörteloptimierung erlangen. Eine erste Abschätzung der Eignung eines Mörtels ist mit diesem Modell möglich.

7.2.6 Berechnungen mit dem Ingenieurmodell

Untersuchungen und Berechnungen an Gipsverfugungen von Modellobjekten

Im DBU-Projekts [1.1] wurden in den Jahren 2003 und 2004 die jeweiligen Entwicklungsstufen der gipsgebundenen Projektmörtel u.a. in Testflächen an der St. Petri-Kirche Bosau, der St. Petri-Kirche Gülzow, der St. Katharinen-Kirche Hamburg, der St. Johannis-Kirche Katlenburg und an der Klosteranlage Walkenried eingebracht. Die Testflächen wurden in regelmäßigen Abständen in Bezug auf Mörtelabwitterung und Rissbildung begutachtet.

Da in jede Testfläche aus jeweils dem gleichen Mauerstein immer alle drei Projektmörtel eingebracht wurden und diese sehr unterschiedliche Eigenschaften aufweisen (vgl. Tabelle 5.5 und Tabelle 5.6) war davon auszugehen, dass es in jeder Testfläche auch Bereiche gibt, die im Laufe der Zeit aufgrund physikalischer und/oder mechanischer

Unverträglichkeiten Rissbildung aufweisen. Daher bot sich die Berechnung der unterschiedlichen Mörtel-Stein-Kombinationen mit dem Ingenieurmodell an. Da keine Instrumentierung an den Objekten stattgefunden hatte, wurden die Temperaturunterschiede zwischen Oberfläche und Mauerwerksinnerem abgeschätzt. Da darüber hinaus aus den Testflächen nur in begrenztem Umfang Steinmaterial entnommen werden durfte, konnten nur wenige Haftzugfestigkeiten ermittelt werden. Meist wurden Annahmen getroffen, die auf Literaturdaten und eigenen Untersuchungen basieren. Die für die Rechnung verwendeten Steinparameter sind in Tabelle A5-2, die verwendeten Mörtelparameter in Abschnitt 5.5 zusammengestellt.

Bei der Beobachtung der Verfugungen stellte sich heraus, dass die Projektmörtel bis zum Projektabschluss in keiner der Testflächen nennenswerte Rissbildung zeigten.

Die Vorhersage der Rissbildung der einzelnen Mörtel-Stein-Kombinationen mit dem Ingenieurmodell bestätigte dies. Die berechneten Spannungen lagen bis auf eine Ausnahme immer unterhalb der jeweiligen Haftzugfestigkeit. In den Berechnungen erreichten die Spannungen in den Testflächen V15 und V25 der St. Katharinen-Kirche Hamburg senkrecht zur Fuge die Haftzugfestigkeit. Parallel zur Fuge überschritt die errechnete Spannung die Mörtelfestigkeit des V25. Bei einer Begehung im Sommer 2010 konnte die Rissbildung in den Testflächen bestätigt werden. Die insgesamt sehr geringe „Rissempfindlichkeit“ der Projektmörtel ist auf das spannungsabbauende Kriechverhalten der Gipsmörtel zurückzuführen.

Untersuchung und Berechnung an Probewänden

Zur weiteren Verifikation des Ingenieurmodells wurden einfache Wandversuche durchgeführt. Es wurde je eine Wand aus Ziegel und Kalksandstein mit je einem Projektmörtel hergestellt (Ausbreitmaß 16 cm – plastisch). Die Eigenschaften der Projektmörtel sind in Abschnitt 5.5 zusammengefasst, die der Steine in Tabelle 7.3.

Tabelle 7.3: Charakterisierung der verwendeten Steine für Probewände und Prüferie 1

Kennwert		Norm	Einheit	KS-Stein	Ziegel
MECHANISCH	Druckfestigkeit	DIN EN 1923	[N/mm ²]	33,96	35,56
	Biegezugfestigkeit	DIN EN 12372	[N/mm ²]	5,86	6,01
	stat. E-Modul	ÖNorm B3124-9	[10 ⁹ N/mm ²]	11,45	12,57
	dyn. E-Modul	DIN EN 14146	[N/mm ²]	12,28	9,43
	Querdehnzahl	ÖNorm B3124-9	[-]	0,178	0,187
PHYSIKALISCH	WA-Koeffizient	DIN EN 1925	[kg/(m ² h ^{0,5})]	8,9	24,4
	lin. Wärmedehnzahl	DIN 51045-1	[10 ⁻⁶ /K]	5,9-8,1	3,7-5,8
	Rohdichte	DIN EN 1936	[kg/m ³]	1,73	1,68

Die Abmessungen der KS-Steine betragen 240 / 115 / 71 mm (Normalformat), die der Ziegel 240 / 115 / 70 mm (Holländerformat).

Die Wände wurden im Klima 20°C / 60% RF auf Kunststoffpaletten in 10 Schichten (Abb. 7.5) vollfugig aufgemauert. Jeweils mittig wurden Thermolemente nahe der Oberfläche und in Querschnittsmitte angeordnet, um so den maximalen Temperaturunterschied für die Berechnung mit dem Ingenieurmodell bestimmen zu können. Die Fugen wurden mittels Fugenglattstrich verdichtet. Zur Vermeidung der Kraftübertragung zwischen Palette und Mauerwerk wurde die erste Steinschicht auf einer Bitumenpappe gemauert.

Die Wände wurden 6 Tage mit feuchten Jutetüchern nachbehandelt. Anschließend wurden Bitumenbahnen auf die oberste Steinlage geklebt, um die Durchfeuchtung des Mauerwerks durch Regen zu verhindern. Nach einer Woche erfolgte die Auslagerung der Wände in die Nähe der Wetterstation (Abb. 7.6). Die Ausrichtung erfolgte nach Südwest.

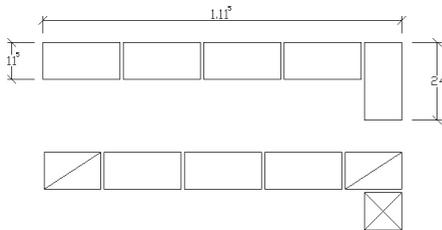


Abb. 7.5: Abmessungen und Schichten der Testwände, Höhe: ca. 83 cm

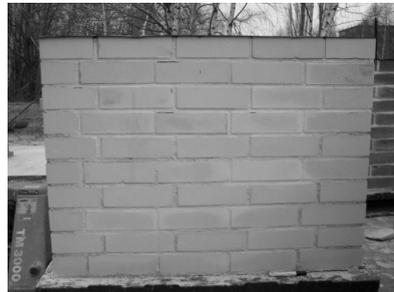


Abb. 7.6: Probewand KS + V25

In regelmäßigen Abständen wurde eine Rissanalyse durchgeführt. Bereits nach 4 Wochen waren an allen Wänden Risse zu erkennen. Die mit V5 aufgemauerte KS-Wand wies die meisten Flankenrisse auf (Abb. 7.7 links), während beide V15-Wände nur wenig gerissen waren. Am Kalksandsteinmauerwerk mit V25 waren außer Flankenrissen auch Querrisse im Mörtel erkennbar (Abb. 7.7 rechts). Sämtliche Risse waren nur oberflächlich und reichten maximal wenige Millimeter in das Mauerwerk hinein.

Weitere Rissanalysen brachten die Erkenntnis, dass die Rissbildung im Vergleich zur ersten Kartierung über weitere 4 Jahre nicht nennenswert voranschreitet. Die Berechnung mit dem Ingenieurmodell ergab eine gänzlich andere Vorhersage. Hiernach hätten nur im KS-Mauerwerk mit dem Projektmörtel V25 Risse auftreten sollen. Die Auswertung der Klimastation ergab, dass die Durchschnittstemperatur in den ersten 4 Wochen 1,7°C betrug und einen maximalen Bereich von -5°C bis +5°C aufwies. Insgesamt wurden 30 Frost-Tau-Wechsel festgestellt. Die Niederschlagsmenge betrug insgesamt 52,6 mm/m².

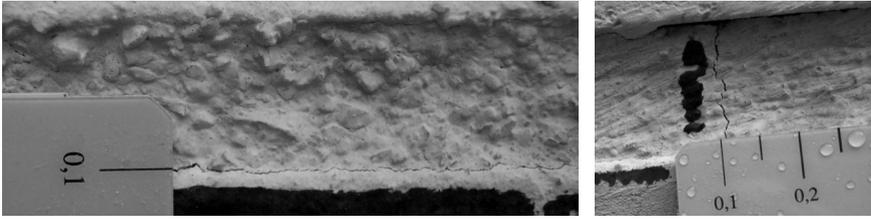


Abb. 7.7: links: Flankenrisse in KS-MW mit V5, rechts: Mörtelriss in KS-MW mit V25

Schlussfolgerungen

Während die Rissbildung in den Testflächen der Modellobjekte mit dem Ingenieurmodell weitestgehend richtig vorhergesagt wurde, wurde die Rissbildung der Stein-Mörtelkombinationen der Probemauern stark überschätzt. Dies ist jedoch nicht auf das Ingenieurmodell zurückzuführen. Vielmehr scheint es, dass der Widerstand des Verbundes durch die hohe Zahl der Frost-Tau-Wechsel des noch feuchten Mauerwerks hervorgerufen wurde. Da das Ingenieurmodell den Einfluss von Frost-Tau-Wechseln auf den Verbund insbesondere von gipshaltigen Mörteln zu den Mauersteinen nicht berücksichtigt, wurden hierzu Untersuchungen durchgeführt, die in Abschnitt 7.2.7 vorgestellt werden.

7.2.7 Untersuchungen am Verbund

In der ersten Versuchsserie wurde der Einfluss von Temperatur und Feuchte auf die Haftzugfestigkeit von Zweisteinkörpern mit Gipsmörteln überprüft, in der zweiten der Einfluss von Frost-Tau-Wechseln sowohl auf die Haftzug- als auch die Haftscherfestigkeiten. Für die Prüfungen wurden aus zwei halben NF-Steinen Zweisteinkörper gemauert und geprüft (Abb. 7.8). Die Steineigenschaften der in Serie 1 verwendeten Steine sind in Tabelle 7.3 die der Serie 2 verwendeten in Tabelle 7.4 zusammengestellt.

Prüfserie 1: Einfluss von Feuchte und Temperatur

In der ersten Serie wurden je Mörtel – Stein-Kombination 9 Zweisteinkörper hergestellt. Jeweils drei wurden vor der Prüfung wie folgt gelagert:

- **20/65:** 1.-28. Tag: 20°C / 65% RF
- **5/85:** 1.-7. Tag: 20°C / 65% RF,
8.-28. Tag: 5°C / 85% RF
- **Wechsel:** 1.-7. Tag: 20°C / 65% RF,
8.-25. Tag: Wechsel 5°C / 85% RF - 40°C / 10% RF

Das Wechselklima wurde alle 3 Tage umgestellt. In den 3 letzten Tagen vor der Prüfung wurden die Proben im Klima 20°C / 65% RF gelagert.

Abb. 7.9 zeigt die gemittelten Ergebnisse der Untersuchungen. Während sowohl der Einfluss der Feuchte auf den Verbund als auch der Einfluss der Wechselwirkung beim Mörtel V5 eindeutig scheint, ist diese Tendenz bei den anderen beiden Mörteln nicht feststellbar. Insbesondere ist zu berücksichtigen, dass in Kombination mit dem V15 die Zugfestigkeit des Kalksandsteins überschritten wurde. Auch die Zugfestigkeit des Ziegels wurde im Klima 20°C / 65% RF beim V15 und V25 und im Klima 5°C / 85% RF beim V15 erreicht.



Abb. 7.8: 2-Stein-Körper

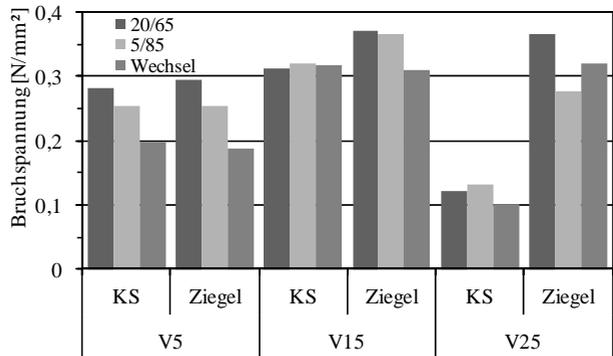


Abb. 7.9: Haftzugfestigkeiten Serie 1

Zusammenfassend ist der Verbund aller Mörtel-Stein-Kombinationen mit Ausnahme KS-V25 als sehr gut einzustufen. Beim Mörtel V5 ist durch Wechselklima eine Abnahme von max. 30% zu verzeichnen, bei den anderen Mörteln ist keine Abhängigkeit erkennbar.

Prüfserie 2: Einfluss von Frost-Tauwechseln

Aufgrund der Überschreitung der Steinzugfestigkeiten in Prüfserie 1 wurden die verwendeten Steine ausgetauscht. In Prüfserie 2 kamen ein hartgebrannter, wenig saugender Klinker und ein weicherer, stark saugender Handformziegel, beide im NF-Format, zur Anwendung (vgl. Tabelle 7.4).

Für die Prüfung der Haftzugfestigkeiten wurden je Mörtel-Stein-Kombination 16 Zweisteinkörper, für die Prüfung der Haftscherfestigkeit je 30 hergestellt. Jeweils die Hälfte der Probekörper wurde 56 Tage im Klima 20°C / 65% RF gelagert, die andere Hälfte nach 28 Tagen im Klima 20°C / 65% RF insgesamt 56 FTW unterzogen.

Voruntersuchungen hatten gezeigt, dass nach 28 Tagen Lagerung im Klima 20°C / 65% RF auch 112 FTW weder auf die Haftzug- noch auf die Haftscherfestigkeiten nennenswerten Einfluss hatten.

Tabelle 7.4: Charakterisierung der verwendeten Steine für Prüferserie 2

Kennwert		Norm	Einheit	Klinker	Handform-Ziegel
MECHANISCH	Druckfestigkeit	DIN EN 1923	[N/mm ²]	53,7	24,6
	Biegezugfestigkeit	DIN EN 12372	[N/mm ²]	8,07	5,5
	stat. E-Modul	ÖNorm B3124-9	[10 ³ N/mm ²]	14,69	5,03
	dyn. E-Modul	DIN EN 14146	[N/mm ²]	14,21	5,5
	Querdehnzahl	ÖNorm B3124-9	[-]	0,195	0,15
PHYSIKALISCH	WA-Koeffizient	DIN EN 1925	[kg/(m ² h ^{0,5})]	4,8	24,6
	lin. Wärmedehnzahl	DIN 51045-1	[10 ⁻⁶ /K]	3,6-5,5	4,5-6,2
	Rohdichte	DIN EN 1936	[kg/m ³]	1,90	1,58

Daher wurden die Zweisteinkörper zu Beginn der FTW für 10 Minuten mit der „Wandoberfläche“ ca. 2 mm tief in Wasser getaucht. Die in dieser Zeit erzeugte Wasseraufnahme durch kapillares Saugen simuliert einen kräftigen Schlagregen. Die Wasseraufnahme wurde nach 14, 28 und 42 Frost-Tau-Zyklen wiederholt. In Abb. 7.10 ist ein Frost-Tau-Temperaturzyklus dargestellt²⁰.

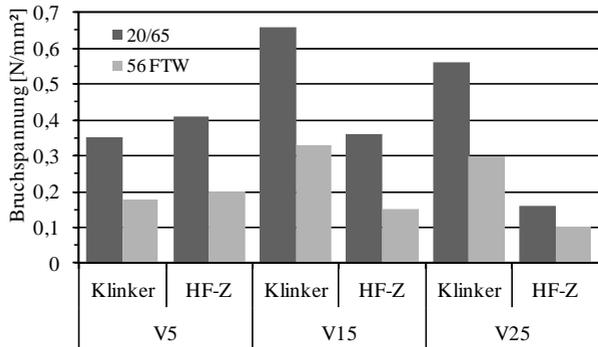
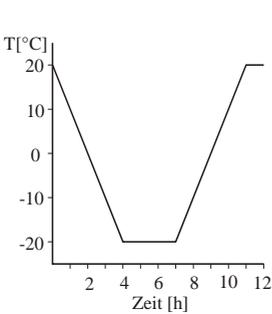


Abb. 7.10: Frost-Tau-Zyklus

Abb. 7.11: Haftzugfestigkeiten Serie 2

Abb. 7.11 zeigt die ermittelten Haftzugfestigkeiten. Während der V5 einen besseren Verbund zum Handform-Ziegel aufweist, ist die Haftzugfestigkeit der Mörtel V15 und V25 zum Klinker höher. Dies ist u.a. auf das unterschiedliche Wasserrückhaltevermögen der Mörtelrezepturen zurückzuführen. Untersuchungen hierzu werden in [2.27] beschrieben.

²⁰ Die Frost-Tau-Zyklen wurden in Voruntersuchungen mit Hilfe von Thermoelementen zur Überprüfung des Temperaturprofils in der Fuge der Zweisteinkörper festgelegt.

Bei allen Mörtel-Stein-Kombinationen ist durch 56 FTW ein Verlust der Haftzugfestigkeit von ca. 50% zu verzeichnen. Weitere FTW verringern diese Haftzugfestigkeit nicht mehr maßgebend. Die Auswirkung der 56 FTW auf die Haftscherfestigkeit ist im Anhang A5 in Abb. A5-1 dargestellt und mit einem Festigkeitsverlust von ca. 20-30% deutlich geringer. Die einzige Ausnahme bildet die Kombination V15 - Klinker (50%).

Schlussfolgerungen

Die Verbunduntersuchungen haben gezeigt, dass sich Feuchtebeanspruchungen zumindest bei dem V5 unmittelbar auf die Verbundeigenschaften auswirken. Aufgrund der geringen Steinzugfestigkeiten konnte diese Auswirkung jedoch bei den Mörteln V15 und V25 nicht gezeigt werden. Es ist jedoch anzunehmen, dass die Haftzugfestigkeit bei gipshaltigen Mörteln mit steigender Materialfeuchte in einem ähnlichen Maß abnimmt wie die Druckfestigkeit.

Frost-Tau-Wechsel wirken sich nur dann auf den Mörtel-Stein-Verbund aus, wenn Stein und Mörtel feucht sind. Die im durchgeführten Versuch aufgeprägte Feuchtebelastung stellt jedoch eine extreme Belastung dar, mit der im Objekt nicht zu rechnen ist. Auffällig ist, dass sich die Haftzugfestigkeit bei allen Stein-Mörtelkombinationen nach 56 FTW auf ca. 50% der „Trockenhaftzugfestigkeit“ einstellt und auch nach weiteren FTW nicht mehr abnimmt. Nach dem derzeitigen Stand der Versuche kann dieser Zusammenhang in das Ingenieurmodell implementiert werden.

Sowohl die Zusammenhänge zwischen Probenfeuchte und Verbundqualität als auch die Auswirkungen von Frostbeanspruchungen auf den Verbund sollten durch systematische Untersuchungen an weiteren Stein-Mörtel-Kombinationen verifiziert werden.

7.2.8 Implementierung von Feuchte- und Frosteinwirkung

Die Untersuchungen am Verbund zwischen drei Gipsmörteln und unterschiedlichen Steinen zeigten, dass die Qualität des Verbundes sowohl durch den Einfluss der Feuchte als auch durch Frosteinwirkung nennenswert beeinflusst wird. Zudem ist der Feuchteinfluss auf die Druckfestigkeit von Gips und Gipsmörtel (vgl. Abschnitt 2.3.3) bekannt. Welchen Einfluss jedoch die Feuchtigkeit beispielsweise auf den thermischen Ausdehnungskoeffizienten hat, wurde bisher noch nicht überprüft.

Da die erhöhte Materialfeuchte einerseits eine Einwirkung ist und sich andererseits auf den Widerstandsseite auswirkt, zudem auch manche Steine feuchteabhängiges Materialverhalten zeigen, muss der Feuchtezustand im Ingenieurmodell berücksichtigt werden. In der in Abschnitt 7.2.9 beschriebenen Datenbank werden die Materialparameter daher jeweils als „trockener“ und als „feuchter“ Datensatz abgelegt. Liegt kein „feuchter“ Datensatz vor, muss insbesondere der Feuchteinfluss auf den Verbund berücksichtigt

werden. Als Näherung empfiehlt sich die Reduzierung der Haftzugfestigkeit bei Durchfeuchtung um ca. 30% gegenüber dem trockenen Zustand des Mörtels.

Die Versuche, die im vorigen Abschnitt zum Einfluss der Frosteinwirkung auf den Verbund durchgeführt wurden, weisen eine nicht ausreichende Datenbasis auf. Mit der festgestellten Reduzierung der Haftzugfestigkeit gegenüber trockenem Mörtel auf ca. 50% erfolgt eine Einschätzung, die auf der sicheren Seite liegt.

7.2.9 Kopplung der Berechnung mit einer Datenbank zum „Ingenieurtool“

Allgemeines

Die Nutzung des Ingenieurmodells mit Hilfe der von *SCHMIDT-DÖHL* und *ROSTÁSY* in [4.33] zur Verfügung gestellten Tabellenkalkulation erwies sich in der Anwendung als aufwendig. Dies liegt daran, dass die Kennwerte von Mörtel und Stein für jede Rechnung neu eingegeben und Materialeigenschaften aufwendig aus Tabellen herausgesucht werden müssen. Parameteranalysen mit mehreren Mörteln sind dadurch praktisch unmöglich. Daher wurde eine Datenbank entwickelt, die die Anwendung des Ingenieurmodells vereinfacht und auch den Einfluss der Feuchte auf die Kennwerte von Mörtel und Stein berücksichtigt. Dies ist insbesondere bei der Verwendung von gipshaltigen Instandsetzungsmörteln von erheblicher Bedeutung.

Auf eine umfassende Beschreibung der Datenbank (Struktur, Datenpflege, etc.) wird hier verzichtet. Informationen dazu sind der gesonderten Dokumentation der Datenbank zu entnehmen. Im Folgenden wird insbesondere auf die Nutzung der Berechnungsmaske im Hauptformular eingegangen.

Vorüberlegungen

Ziel der Datenbankentwicklung war es, die Eigenschaften für Steine sowie Fugen- bzw. Mauer Mörtel zu verwalten und mit dem implementierten Ingenieurmodell Dauerhaftigkeitsprognosen ausgewählter Mörtel-Stein-Kombinationen zu ermöglichen.

Die Pflege der Daten muss einfach möglich sein, Datensätze müssen veränderbar und ergänzbar sein. Die Datenbank soll übersichtlich und intuitiv zu bedienen sein. Für die Suche bestimmter Datensätze oder die Eingrenzung von Eigenschaften soll auf die von Microsoft Access[®] zur Verfügung stehenden Möglichkeiten zurückgegriffen werden.

Im ersten Schritt erfolgt die Berechnung einzelner Mörtel-Stein-Kombinationen aus der Datenbank. Die Datenbank wurde jedoch so aufgebaut, dass nachträglich die Möglichkeit zur Durchführung automatischer Parameteranalysen mit einem vorher definierten Datenbestand programmierbar ist und Ergebnisse grafisch dargestellt werden können.

Struktur des Hauptformulars

Nach dem Start der Datenbank gelangt man automatisch auf das Hauptformular (Abb. 7.12) und kann sofort mit Berechnungen beginnen. Im oberen Bereich besteht die Möglichkeit der Projektauswahl. Hier können abgelegten Projekte ausgewählt werden.

Projektnamen und kurze Projektbeschreibungen sind im Bereich „Projektdatei“ möglich. Der Projektname wird der Berechnung zugeordnet und erscheint im Projektauswahlfenster.

Im Bereich „Objektdatei“ werden die am Objekt zu ermittelnden Daten eingegeben. Es handelt sich hierbei um den auf das gesamte Mauerwerk bezogenen Anteil der Fugenfläche und die maximale Temperaturdifferenz, die sich zwischen der Mauerwerksoberfläche und dem Mauerwerkskern einstellt.

Der Bereich „Steinauswahl“ dient der Auswahl eines in der Datenbank enthaltenen Steins oder der freien Eingabe von für die Berechnung notwendigen Parametern. Für die Steinauswahl wird ein Listenfenster mit den wichtigsten Steineigenschaften geöffnet, aus dem ein Stein ausgewählt werden kann. Nach Auswahl eines Materials werden die in der Datenbank enthaltenen Eigenschaften Wertebereichen angezeigt. Die dritte Zellenreihe wird durch Anklicken des rechts daneben liegenden Buttons mit den Mittelwerten der Wertebereiche ausgefüllt. Es besteht jedoch immer die Möglichkeit der manuellen Eingabe.

Projekte
Gehe zu Projekt:

Dauerhaftigkeitsprognose mit dem Ingenieurmodell

Projektdatei **Katharinenkirche HH - V5**
V5 mit Handformziegel- trocken und feucht

Objektdatei

Fugenflächenanteil [%]	15
Temperatur-Differenz (°C oder K)	10

Steinauswahl

	therm. Ausdehnkoeff. [10 ⁻⁶ /K]	Endschwindmaß. [mm/m]	Zug E-Modul [N/mm ²]	Druck E-Modul [N/mm ²]	dynamischer E-Modul [N/mm ²]	Zugkriechzahl [-]	Min. Zugfestigkeit [N/mm ²]
HF-Ziegel							
min	4,5			5030	5500		2,62
max	6,2			5030	5500		
gewählt	5,35	0,04		5000		0	2,62

Mörtelauswahl

	therm. Ausdehnkoeff. [10 ⁻⁶ /K]	Endschwindmaß. [mm/m]	Zug E-Modul [N/mm ²]	Druck E-Modul [N/mm ²]	dynamischer E-Modul [N/mm ²]	Zugkriechzahl [-]	optional: Stützfestigkeit [N/mm ²]	optional: Mörtelzugfestigkeit [N/mm ²]	geringste Zugfest.
V5 trocken									
min	4,3	0,03	4310	2840	3500		1,89	0,36	
max	6,1	0,03	4310	3520	4000		1,89	0,36	
gewählt	5,2	0,03		4310			1,89	0,36	0,36
V5 feucht									
min	4,3	0,03	3400	1440	3500		1,91	0,2	
max	6,1	0,03	3400	2180	4000		1,91	0,2	
gewählt	5,2	0,03		3400			1,91	0,2	0,2

Mörtel hinzufügen

⏪ Bericht Öffnen
📄 Neues Projekt
✖ Projekt löschen

Abb. 7.12: Hauptformular der Datenbank

Im Bereich „Mörtelauswahl“ können auf dieselbe Weise beliebig viele Mörtel für die Berechnung ausgewählt werden. Durch Anklicken des jeweils rechten Buttons wird die Rechnung gestartet und ein Bericht erstellt. In die Berechnung gehen die gewählten Stein- und Mörtel Eigenschaften ein. Bei der Mittelwertbildung des E-Moduls, wird eine interne Abfrage gestartet. Liegen Werte für den Zug-E-Modul vor, werden diese gemittelt. Sind keine Zug-E-Modul-Werte hinterlegt, werden in erster Näherung die Werte des dynamischen E-Moduls verwendet. Fehlen auch diese, werden in zweiter Näherung die des Druck-E-Moduls ausgewählt.

Für jeden Mörtel wird nach der Berechnung ein Bericht generiert, der im unteren Bereich der Projektverwaltung geöffnet werden kann. Er enthält die gewählten Materialeigenschaften sowie für die Betrachtung parallel und senkrecht zur Fuge bei Vorgabe des E-Moduls die berechnete erforderliche Mindestzugfestigkeit von Stein, Mörtel oder dem Verbund und bei Vorgabe der Mindestzugfestigkeit den für den Mörtel maximalen Wert für den E-Modul. In Anhang A5 in Abb. A5-2 ist exemplarisch der Bericht der Stein-Mörtel-Kombination Rühther Grünsandstein-V5 feucht dargestellt.

7.3 Forschungsmodell

7.3.1 Vorbemerkungen

Das in Abschnitt 7.2 beschriebene Ingenieurmodell dient der überschlägigen Einschätzung der Dauerhaftigkeit von ausgewählten Mörtel-Stein-Verbunden. Dadurch dass keine zeitlichen Dehnungsverläufe berücksichtigt und die Dehnungen meist mit den maximalen Werten angenommen werden, befinden sich die Berechnungen mit dem Ingenieurmodell auf der sicheren Seite. Wird Rissbildung nicht prognostiziert, werden bei fachgerechter Verarbeitung höchstwahrscheinlich auch keine Risse auftreten.

Mit dem in diesem Abschnitt beschriebenen Forschungsmodell sind hingegen genauere Analysen am Mörtel-Stein-Verbund möglich. Es handelt sich um ein numerisches Modell, mit dem auch das besondere Verformungsverhalten von Gipsmörtel berücksichtigt werden kann. Die Struktur des Modells wird in Abschnitt 7.3.2 ausführlich beschreiben.

Dem Modell liegt die Annahme zugrunde, dass der Transport von Wärme und Feuchte vom mechanischen Zustand des Systems unabhängig ist. Dies ist bis zu einer möglichen Rissbildung auch zulässig.

Nach dem Einlesen von Material- und Klimadatensätzen werden mit dem menügesteuerten Programm DELPHIN Wärme- und Feuchtefelder berechnet (vgl. Abschnitt 7.3.3). Kopplungseffekte zwischen Wärme- und Feuchtetransport werden dabei berücksichtigt.

Die Strukturanalyse erfolgt mit der FE-Software DIANA (vgl. Abschnitt 7.3.4). Zur Berechnung der aus den Wärme- und Feuchtefeldern resultierenden Verformungen und Spannungen werden die in Abschnitt 4.6.4 beschriebenen Materialmodelle von VAN

ZIJL [4.47] und das in Abschnitt 6.4 entwickelte feuchteabhängige Kriechmodell für Gips und Gipsmörtel verwendet.

Die Kopplung beider Analysen erfolgt mit einer eigens dafür programmierten Schnittstelle (vgl. Abschnitt 7.3.4).

Zunächst wird das Forschungsmodell in Abschnitt 7.3.6 mit einem axialsymmetrischen Modell auf die in Abschnitt 5.3 durchgeführten Kriechversuche angewendet. Nachdem gezeigt wurde, dass sich das Kriechverhalten austrocknender Gipsmörtel mit dem Forschungsmodell gut nachrechnen lässt, wird das Modell auf die Zweisteinkörperversuche von SCHMIDT-DÖHL und ROSTÁSY [4.33] angewendet. Neben der Rissprognose für den in Abschnitt 7.2.4 beschriebenen Probekörper erfolgt in Abschnitt 7.3.6 exemplarisch eine Berechnung des Zweisteinkörpers nach Austausch des HGJ-Mörtels gegen den Projektmörtel V15. Anhand dieser Rechnung wird die geringere Rissneigung von Gipsmörteln gegenüber herkömmlichen Fugenmörteln verdeutlicht.

7.3.2 Struktur des Forschungsmodells

Da die Berechnung gekoppelter Wärme- und Feuchtetransporte und die Strukturanalyse unter Berücksichtigung der Viskoelastizität mit einem Programm nicht möglich ist, besteht das Forschungsmodell aus mehreren Modulen. Die Struktur des Modells ist in Abb. 7.13 dargestellt.

Die zur Berechnung des Wärme- und Feuchtehaushalts mit DELPHIN sowie der Dehnungen und Spannungen mit DIANA notwendigen Materialparameter müssen entweder in Versuchen gewonnen, aus Datenbanken (z.B. dem Ingenieurmodell oder DELPHIN) entnommen oder abgeschätzt werden.

Im ersten Schritt werden aufbereitete Klimadaten und Materialdaten in DELPHIN eingelesen. Nach Erstellung und Diskretisierung des Geometriemodells werden mit den in Abschnitt 7.3.3 beschriebenen Modellen zeit- und ortsabhängige Feuchte- und Temperaturverteilungen im Querschnitt berechnet.

Da DELPHIN die Daten stets in Elementmitte ausgibt (vgl. Abschnitt 7.3.4), werden die Ergebnisfiles in einer Schnittstelle konvertiert. Die Elementwerte aus DELPHIN werden dafür in Knotenwerte für DIANA umgerechnet. Die Umrechnung basiert innerhalb des Querschnitts auf linearer Interpolation. Zur Berechnung der Randwerte werden für die jeweiligen Zeitschritte zusätzlich Klimadaten aus der Klimadatendatei eingelesen. Die berechneten Daten werden in einem für DIANA lesbaren Format abgelegt.

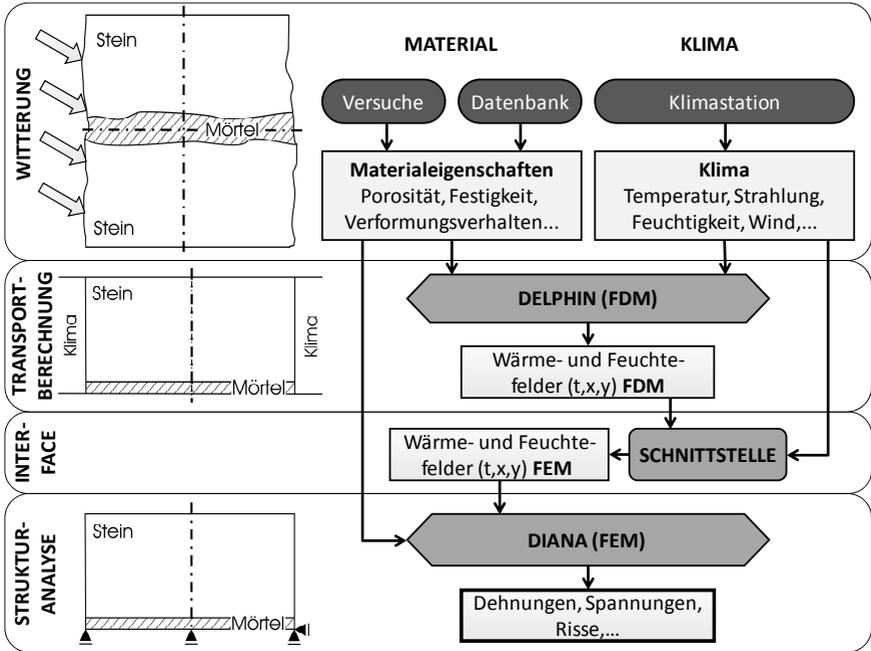


Abb. 7.13: Struktur des Forschungsmodells

Für die Strukturanalyse in DIANA wird die gleiche Diskretisierung genutzt wie in DELPHIN. Es werden Materialdaten und die Ausgabedatei der Schnittstelle eingelesen. Die resultierenden Dehnungen und Spannungen werden mit den in Abschnitt 6.4 und 7.3.3 bzw. 4.6.4 beschriebenen Modellen berechnet und im Postprozessor von DIANA ausgegeben.

7.3.3 Modell zum Wärme- und Feuchtetransport (DELPHIN)

Das Programm DELPHIN ist ein numerisches Simulationsprogramm und bedient sich der Finiten-Differenzen-Methode (FDM). Es basiert auf den Grundsätzen der Thermodynamik. Mit Hilfe des implementierten makroskopischen Modells lassen sich gekoppelte Wärme- und Stofftransporte in kapillarporösen Stoffen berechnen. Die Beschreibung des Feuchtetransports erfolgt durch Dampfdiffusion (treibendes Potential: Dampfdruckgradient) und kapillare Leitung mit dem Gradienten des Kapillardrucks als treibendes Potential. Die Feuchtespeicherung wird durch die Feuchtespeicherfunktion und die Sorptionsisotherme beschrieben (vgl. Abschnitt 6.2). Die Beschreibung der Wärmeleitung erfolgt unter Berücksichtigung des Enthalpiestroms [7.2].

Bilanzierung des Feuchte- und Wärmehaushalts

Zur Bilanzierung wird in DELPHIN ein sogenanntes Referenzvolumen betrachtet. Für jedes Volumenelement werden sowohl die Feuchte- und Wärmemengen innerhalb des Elements als auch alle Zu- und Abflüsse in Form von Wärme- und Stoffströmen erfasst. In einem Zeitraum Δt stehen die Feuchtemasse und die Energie eines Referenzvolumens immer mit den Differenzen der jeweiligen Zu- und Abflüsse im Gleichgewicht. Die Wärme- und Feuchteänderungen eines Elements ergeben sich aus den Differenzen zu den Nachbarelementen.

Die im Modell verwendeten Gleichungen zur Berechnung der Feuchtemassenbilanz und der Energiebilanz können nach [7.6] durch folgende Formulierung ausgedrückt werden:

$$\frac{\partial \rho^{<E>}}{\partial t} = - \frac{\partial}{\partial x_k} (j_{k,conv}^{<E>} + j_{k,diff}^{<E>}) + \sigma^{<E>} \quad (7-14)$$

E stellt dabei den Vektor der Erhaltungsgrößen dar:

$$E = \{U, m_{w+v}, m_{VOC}, m_{s,i}, m_{p,j}\} \quad (7-15)$$

Bilanziert werden die Dichten der primären Erhaltungsgrößen Energie U und Feuchtemasse m_{w+v} . Bei Bedarf können auch die Größen m_{VOC} für Schadstoffe, $m_{s,i}$ für gelöste Stoffe/Ionen oder $m_{p,j}$ für kristalline Stoffe/Salze bilanziert werden. Diese werden im Folgenden jedoch nicht weiter berücksichtigt. Die Transportterme (konvektiv und diffusiv) werden durch j und Quellen- und Senkenterme durch σ berücksichtigt. Die Differentialgleichungen zur Berechnung der Feuchtemassenbilanz und der Energiebilanz sind jeweils miteinander gekoppelt und können nur auf numerischem Weg gelöst werden.

Liegen die zu berechnenden Elemente im Innern des betrachteten Bauteils, so wird die Verteilung von Wärme- und Feuchte durch die Materialeigenschaften des jeweiligen Baustoffs bestimmt [6.7]. Für die Randelemente eines Bauteils müssen diese Werte für die jeweiligen Außenseiten definiert werden. So können auch instationäre Klimate berücksichtigt werden. Durch die freie Wahl der Übergangskoeffizienten für beispielsweise Wärme, Wasserdampf, Regenwasser- und Sonneneinstrahlung kann eine Vielzahl von klimatischen Belastungen und deren Auswirkungen auf das Bauteil untersucht werden.

Modellierung des Feuchtetransports

Im Transportmodell wird zwischen Wasserdampfdiffusion in der Gasphase und kapillarer Leitung in der Flüssigphase unterschieden.

Das treibende Potential der *Wasserdampfdiffusion* ist auf den Gradienten des chemischen Potentials zurückzuführen, welches üblicherweise durch den Gradienten der

Dampfkonzentration ersetzt und in den Gradienten des Wasserdampfpartialdrucks umgerechnet werden kann. Diese Gleichung entspricht dem 1. FICK'SCHEN GESETZ:

$$j_{k,diff}^{m_v} = -\frac{D_v}{R_v T} \frac{\partial p_v}{\partial x_k} \quad (7-16)$$

Der kapillare Flüssigwassertransport kann durch das Feuchtegehaltsgradienten-Modell (Diffusivitätsmodell) oder durch das Kapillardruckmodell (DARCY-Strömungsmodell) beschrieben werden.

Das *Feuchtegehaltsgradienten-Modell* beschreibt den kapillaren Feuchtetransport in Abhängigkeit eines Feuchtegehaltsgradienten. Es erfolgt also eine Feuchteumverteilung von Bereichen hoher Feuchte zu Bereichen geringer Feuchte. Mit diesem Ansatz kann der Feuchtetransport sehr einfach berechnet werden. Liegen jedoch keine isobaren Bedingungen vor, liefert dieses Modell falsche Ergebnisse. Eine weitere Einschränkung des Modells liegt darin, dass kein Flüssigwassertransport infolge hydrostatischer Drücke im gesättigten Material beschrieben werden kann. Das Feuchtegradienten-Modell ist daher nur auf den ungesättigten Bereich anwendbar.

Die alternative Beschreibung des Flüssigwassertransports ist mit dem *DARCY-Strömungsmodell* möglich. Dieses legt ein Porensystem aus einem Netzwerk zylindrischer Poren zugrunde und berechnet den Massenstrom infolge Druckgradienten mit dem Gesetz von HAGEN-POISEUILLE. Folgende Transportgleichung beschreibt den Flüssigwassertransport infolge eines Gradienten des Druckes in der Flüssigphase p :

$$j_k^{m_l} = -K_l \frac{\partial p_l}{\partial x_k} \quad (7-17)$$

Der Transportkoeffizient K_l definiert im Modell die Anzahl und Größe der wassergefüllten Poren und ist abhängig von der Materialfeuchte [7.2]. Im ungesättigten Bereich ist der Flüssigwasserdruck ungefähr gleich dem Kapillardruck, weshalb dieses Modell auch als Kapillardruckmodell bezeichnet wird. Da mit diesem Modell auch diejenigen Prozesse abgebildet werden können, die mit dem Feuchtegehaltsgradienten-Modell beschrieben werden, ist es als Standardmodell in DELPHIN implementiert.

Materialparameter

Mit Hilfe von Parameterstudien kann der Einfluss einzelner Materialeigenschaften eingeschätzt werden. *BEDNAR* und *DREYER* [6.1] führten solche Sensitivitätsanalysen mit fünf verschiedenen Simulationsprogrammen durch. Überprüft wurde, wie groß der Einfluss der Eingangsparameter auf den Gesamtfeuchtegehalt in einem Testbauteil am Ende einer 80-tägigen Bewitterung ist. Dafür wurden für alle Parameter die Auswirkungen geringer Änderungen berechnet. Diese Parameter, ihre Variationen und die Auswirkung auf den Gesamtfeuchtehaushalt und den Gesamtenergieverlust sind in Abb. 7.14 dargestellt. Hier zeigt sich, dass die Materialparameter ‚Wasseraufnahmekoeffizient‘ und ‚Ausgleichsfeuchtegehalt‘ einen nennenswerten Einfluss auf das Ergebnis haben und alle weiteren Materialparameter nur eine untergeordnete Rolle spielen.

Von DELPHIN werden die in Abschnitt 6.2.2 approximierten Feuchtespeicherfunktionen verwendet. In diese geht der Ausgleichsfeuchtegehalt bei 80% RF in Form der Sorptionsisotherme und der mittlere Porenradius aus der Quecksilberdruckporosimetrie ein. Mit der freien Wasseraufnahme wird die Feuchtespeicherfunktion skaliert. Aufgrund des geringen Einflusses der anderen Parameter können diese abgeschätzt werden und müssen nicht experimentell ermittelt werden.

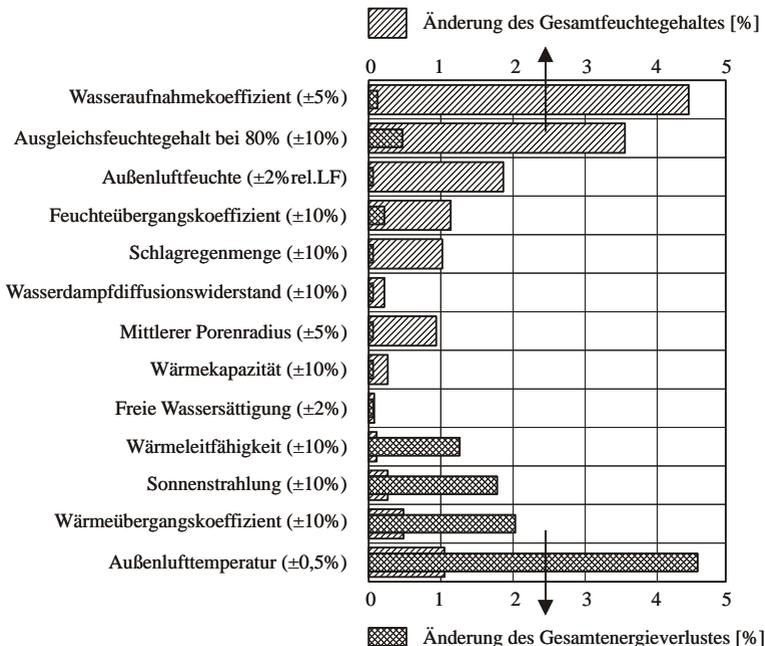


Abb. 7.14: Einfluss einzelner Eingabeparameter auf den Gesamtfeuchtegehalt bzw. den Gesamtenergieverlust für ein Testbeispiel aus [6.1]

7.3.4 Mechanisches Modell (DIANA)

Die Strukturanalyse wird mit der FEM-Software DIANA durchgeführt. Die Grundlagen des mechanischen Modells, welches auf den Materialmodellen von VAN ZIJL [4.47] basiert, wurden in Abschnitt 4.6.4 bereits ausführlich beschrieben. In diesem Abschnitt erfolgt daher nur die Beschreibung und Anwendung des Modells auf die durchgeführten Kriechversuche und die in 7.2.4 beschriebenen Versuche an Zweisteinkörpern unter Berücksichtigung des feuchteabhängigen Kriechmodells für Gips und Gipsmörtel.

VAN ZIJL [4.47] führt mit seinen Werkstoffmodellen dreidimensionale oder zweidimensionale Simulationen im ESZ durch. Im Folgenden wird das Modell zweidimensional auf den Mauerwerksquerschnitt angewendet (EVZ).

Elemente

Da der Feuchte- und Wärmetransport mit DELPHIN berechnet und die jeweiligen Belastungen als Knotenlasten eingelesen werden, kommt das Modell mit zwei Elementtypen aus. Es werden zweidimensionale Elemente für den EVZ verwendet.

Abb. 7.15 zeigt das isoparametrische Element CQ16E, welches zur Abbildung des Steins und des Mörtels für die Strukturanalyse verwendet wird. Der Elementquerschnitt ist vierseitig und besteht aus 8 Knoten. Die Verschiebungsansätze sind quadratisch. Jeder Knoten hat 2 Freiheitsgrade für die Verschiebung in x- und y-Richtung, woraus sich insgesamt 16 Freiwerte für das Element ergeben.

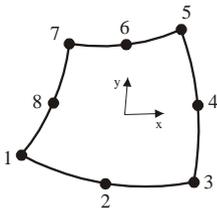


Abb. 7.15: Das Element CQ16E

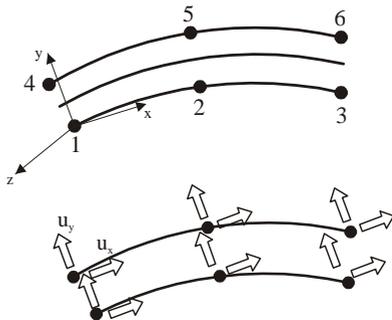


Abb. 7.16: Das Element CL12I

In Abb. 7.16 ist das Element CL12I dargestellt. Es handelt sich um ein Interface-Element, das zur Simulation eines Risses zwischen Stein und Mörtel verwendet wird. Passend zum verwendeten 8-Knoten-Element wird das Interface-Element mit Mittelknoten verwendet. Es ist für zweidimensionale Konfigurationen zwischen 2 Linien gedacht. Die lokalen x- und y-Achsen werden in den ersten Knoten gesetzt. Die x-Achse zeigt dabei in Richtung des zweiten Knotens.

Im Strukturmodell zur Prognose der Rissbildung im Zweisteinkörper werden die beiden beschriebenen Elemente so miteinander kombiniert, dass die Knoten an den Berührungsflächen von Stein und Mörtel zu beiden Elementen gehören. Sie bilden eine Kontaktebene.

Das mechanische Modell basiert unter Annahme der Superposition der Dehnungsgeschwindigkeit auf den üblichen Gleichgewichts- und Verformungsbedingungen (vgl. Abschnitt 4.6.4). Die Materialgesetze, die der Gleichung (4-12) zugrunde liegen, werden im Folgenden kurz beschrieben.

Berücksichtigung thermischer und hygrischer Dehnungen

Die aus Temperatur- und Feuchteänderungen resultierenden Dehnungen werden in DIANA in Anlehnung an die Gleichungen (7-8) und (7-9) wie folgt bestimmt:

$$\dot{\epsilon}_{T,0} = \alpha_T \cdot \dot{T} \quad \text{bzw.} \quad \dot{\epsilon}_T = \dot{\epsilon}_{T,0} \cdot \vec{P}_T \quad (7-18)$$

$$\dot{\epsilon}_{H,0} = \alpha_H \cdot \dot{h} \quad \text{bzw.} \quad \dot{\epsilon}_H = \dot{\epsilon}_{H,0} \cdot \vec{P}_H \quad (7-19)$$

\vec{P}_T und \vec{P}_H sind skalierte Normalenvektoren, die die orthotropen Dehnungen dreidimensional bereitstellen.

Die hygrische Dehnung wird von der Porenfeuchte abgeleitet. HÖRENBAUM [4.11] empfiehlt die Verwendung eines feuchteabhängigen hygrischen Dehnkoeffizienten. In diesem Modell wird vorerst jedoch mit einem konstanten Koeffizienten gerechnet. Auch die von VAN ZIJL [4.47] bereitgestellte Möglichkeit der Approximation des hygrischen Dehnkoeffizienten mittels Polynomfunktion wird vorerst nicht genutzt.

Berücksichtigung viskoelastischer Dehnungen

Die viskoelastischen Verformungen lassen sich in DIANA u.a. mit den in Abb. 3.11 dargestellten Kettenmodellen abbilden. Die Kriechfunktion wird gemäß Gleichung (3-27) als Reihenschaltung mehrerer KELVIN-Elemente mit einer Feder beschrieben.

Für die folgenden Berechnungen am Kriechzylinder und am Zweisteinkörper wird die Reihenschaltung zweier KELVIN-Elemente mit einer Feder gewählt. Durch Verringerung der Federsteifigkeit der Feder eines Elements auf den Wert Null, wird in diesem Element ausschließlich der Dämpfer aktiviert. Dieser Dämpfer bildet zusammen mit der einzelnen Feder ein MAXWELL-Element. Das so erzeugte Feder-Dämpfer-System entspricht dem BURGERS-Modell, welches zur Beschreibung des feuchteabhängigen Kriechmodells von Gipsmörteln in Abschnitt 6.4 verwendet wurde.

DIANA bietet grundsätzlich eine feuchteabhängige Formulierung des E-Moduls. Auch in den Kettenmodellen ist dies möglich. Dafür werden Feuchte-E-Modul-Wertepaare eingegeben, die für die folgenden Berechnungen aus Abb. 6.14 entnommen werden.

7.3.5 Kopplung von DELPHIN und DIANA

Das Format der DELPHIN-Output-Datei unterscheidet sich grundlegend vom Format der DIANA-Input-Datei. Mit Hilfe der im Folgenden beschriebenen Schnittstelle lassen sich die unterschiedliche Schreibweise sowie das anders ausgerichtete Koordinatensystem transformieren.

Interpolationsalgorithmus

Die Ausgabe der Wärme- und Feuchtefelder von DELPHIN erfolgt jedoch immer nur in Elementmitte. Es existiert also für jedes Element immer nur ein Wert. Für die Strukturanalyse in DIANA werden jedoch an jedem Knoten eines jeden Elements Eingabedaten erwartet. Diese werden mit einer Schnittstelle berechnet. Dafür ist es erforderlich, dass die Netze von DELPHIN und DIANA annähernd übereinstimmen. Die Berechnung der Knotenpunkte erfolgt schrittweise durch Interpolation zwischen den von DELPHIN generierten Knotenwerten. Während der Entwicklung der Schnittstelle wurden unterschiedliche Interpolationsverfahren getestet. Die nicht linearen Verfahren wie z.B. die Newton-Interpolation oder die Lagrang'sche Interpolation führten insbesondere an den Rändern zu unrealistischen Werten. Daher erfolgt die Interpolation linear, was bei wenigen Stützstellen jedoch zu höheren Ungenauigkeiten und abrupten Steigungswechseln führen kann. Die Inter- bzw. Extrapolation erfolgt in drei Schritten.

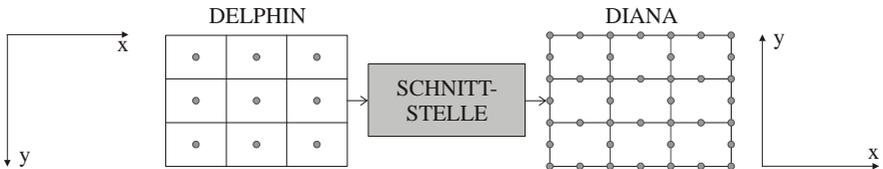


Abb. 7.17: Koordinatensysteme in DELPHIN und DIANA sowie Aufgabe der Schnittstelle

Im ersten Schritt werden die Seitenmittelknoten aus je zwei Elementmittelknoten berechnet. Anschließend erfolgt die Interpolation zwischen je 4 Seitenmittelknoten zu einem Elementeckknoten. Die am Rand noch fehlenden Knotenwerte werden abschließend durch Extrapolation ermittelt.

Während der Simulationen zeigte sich, dass bei sehr großen Feuchtedifferenzen zwischen dem Bauteilinnern und der Bauteiloberfläche die Extrapolation zu viel zu geringen Werten führt, die sogar die umgebende Luftfeuchte unterschreiten. Daher besteht die Möglichkeit, dem Rand einen festen Wert zuzuweisen, was wiederum zu Konvergenzproblemen führen kann. Hinreichend genaue Lösungen können durch das Überschreiben der Randwerte mit dem jeweiligen Elementmittelwert oder die Verfeinerung des FE-Netzes an den Rändern erzielt werden.

Ausgabedateikonvertierung bei DELPHIN 5

Mit Version 5 wurde die Struktur der DELPHIN-Ausgabedateien grundlegend verändert. Zusätzlich besteht nun die Möglichkeit Ausgabedateien binär zu speichern. Da die Schnittstelle für die Version 4 programmiert wurde, müssen alle Ausgabedateien zuerst in das DELPHIN 4 - Format umgewandelt werden. Hierfür wurde vom Institut für Bauklimatik der TU Dresden ein Konvertierungstool zur Verfügung gestellt, das in die Schnittstelle implementiert wurde. Die Schnittstelle erkennt nun die DELPHIN-Version automatisch und verwendet die Konvertierung bei Bedarf.

Schnittstelle

Anhand der in Abb. 7.18 dargestellten Benutzeroberfläche wird die Funktionsweise der Schnittstelle im Folgenden kurz beschrieben. Es können entweder Temperatur- oder Feuchtfelder konvertiert werden. Dies ist unter *Berechnungsart* anzugeben.

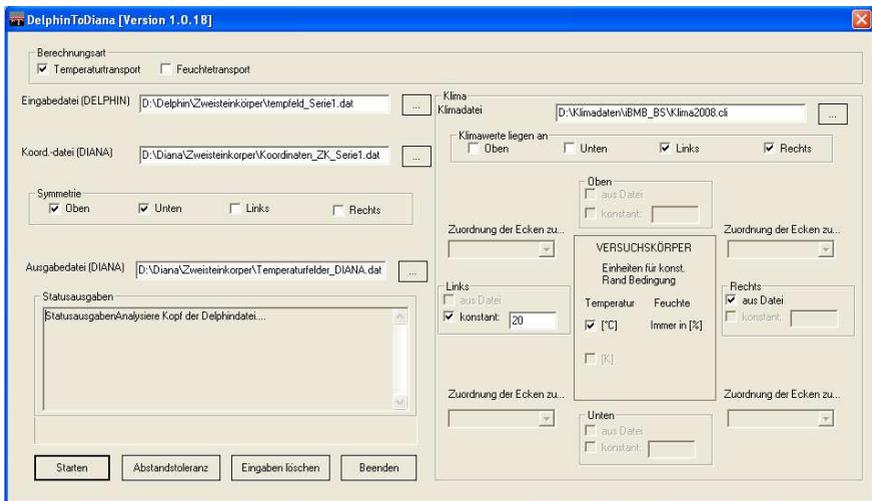


Abb. 7.18: Benutzeroberfläche der Schnittstelle

Es folgen die Pfadangaben der DELPHIN-Ausgabedatei, der Koordinatendatei aus DIANA und der Ausgabedatei der Schnittstelle. Werden aus Gründen der *Symmetrie* Vereinfachungen des Modells verwendet, müssen diese angegeben werden.

Weichen die Netze von DELPHIN und DIANA geringfügig ab, kann dies mit der *Abstandstoleranz* korrigiert werden. Je geringer die Abstandstoleranz eingestellt wird, d.h. je geringer die Abweichung der beiden Netze ist, desto genauer werden die berechneten Werte.

Wird mit realem *Klima* gerechnet, muss der Pfad der Klimadatei angegeben werden. Nach der Definition, an welchen Seiten die *Klimawerte anliegen*, muss bestimmt wer-

den, ob die Klimadaten in Form einer Klimadatei (im Beispiel rechts) oder eines konstanten Klimas (im Beispiel links) anliegen. Liegen an zwei benachbarten Seiten Klimawerte an, so muss der Eckknoten einer Seite zugeordnet werden.

7.3.6 Berechnung des Kriechverhaltens austrocknender Gipszylinder

Im ersten Schritt, wird überprüft, ob das feuchteabhängige Kriechmodell für Gipsmörtel auch in DIANA implementiert werden kann. Dafür werden die Druckkriechversuche der Gipsmörtel V5 und V15 aus Abschnitt 5.3 mit dem Forschungsmodell nachgerechnet.

Eingangsparameter

Die Berechnungen in DELPHIN erfolgten mit den in Tabelle 5.5 und Tabelle 6.1 zusammengestellten Materialparametern sowie den in Abb. A4-1 dargestellten Feuchte-speicherfunktionen. Am Rand lag eine Temperatur von 20°C an, die Umgebungsfeuchte betrug 65% RF bzw. 95% RF.

Die für das mechanische Modell benötigten Querdehnzahlen stammen aus Tabelle 5.6, die Feder- und Dämpferkennwerte für die Kelvinkette aus Tabelle 6.2 und die Abhängigkeit des E-Moduls von der Feuchte aus Abb. 6.14. Die Kriechspannung in den V5-Versuchen betrug 1,10 N/mm², die in den V15-Versuchen 3,35 N/mm². Die Feuchteabhängigkeit des E-Moduls wurde mit jeweils 10 Stützpunkten für die Federn in der Kelvinkette berücksichtigt

Berechnet wurden die Kriechverformungen über einen Zeitraum von 120 Tagen nach Belastung. Das Berechnungsintervall betrug 1 Tag.

Geometrie und Diskretisierung

Aufgrund der axialen Symmetrie der Kriechkörper wird nur ein halber Zylinder mit den Abmessungen $H \times \frac{1}{2}D = 160 \text{ mm} \times 40 \text{ mm}$ abgebildet. Abb. 7.19 zeigt die Geometrie, die Diskretisierung in geschumpfter Darstellung und die Randbedingungen. Es wurden CQ16E-Elemente verwendet. Die Größe aller Elemente ist gleich, da die erzeugte Kriechspannung und die daraus resultierende Verformung über den gesamten Querschnitt gleich groß sind. Im globalen Koordinatensystem ist die x-Achse nach rechts, die y-Achse nach oben ausgerichtet.

Die rechte Seite stellt die Außenseite der Probe dar, die linke Seite die Probenmitte (Symmetrieachse). In der Symmetrieachse ist die Verschiebung aller Knoten in x-Richtung behindert. Die Knoten der unteren Elemente sind in y-Richtung unverschieblich. Die Lasteinleitung der kriecherzeugenden Spannung erfolgt an den Knoten der Probekörperoberseite, die nicht gehalten ist.

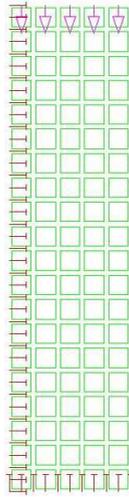


Abb. 7.19: Diskretisierung des Kriechzylinders

Vergleich von Berechnung und Versuch

In Abb. 7.20 sind die gemessenen und die mit dem Forschungsmodell berechneten Kriechverformungen dargestellt. Die Übereinstimmung zeigt, dass die Implementierung des feuchteabhängigen Kriechmodells im Forschungsmodell gut gelingt. Die Abweichungen zu den mit dem BURGERS-Modell berechneten Kriechkurven in Abb. 6.16 können dadurch erklärt werden, dass zwischen den einzelnen Stützpunkten der Wertepaare Feuchtigkeit – E-Modul linear interpoliert wird.

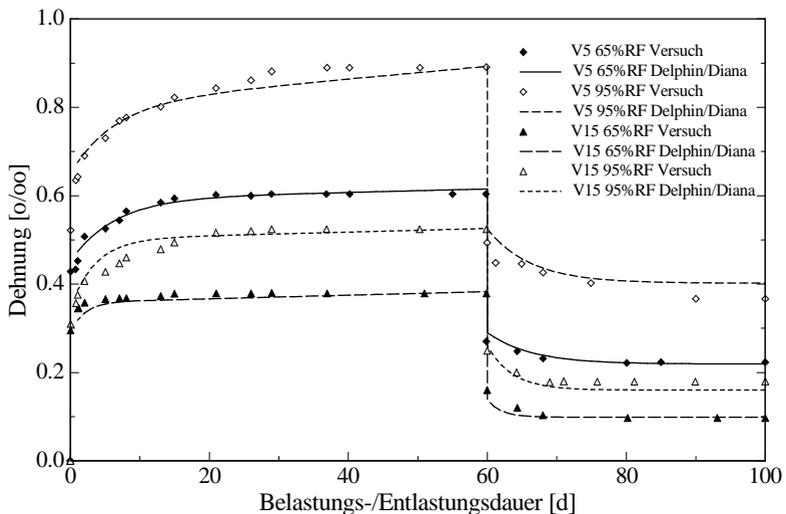


Abb. 7.20: Kriechen V5 und V15 – Berechnung mit dem Forschungsmodell und Versuch

7.3.7 Exemplarische Berechnungen am Zweistein-Körper

In diesem Abschnitt wird ein Verbundmodell aus Mörtelfuge und Stein verwendet. Dieses bildet das Mauerwerk im Querschnitt zweidimensional unter Annahme des EVZ ab. Zur Überprüfung des Modells wird exemplarisch ein Zweisteinkörper-Versuch von SCHMIDT-DÖHL und ROSTÁSY [4.33] verwendet. In der ersten Berechnung wird die Kombination des Rühthener Grünsandsteins mit dem HGJ Mörtel und den klimatischen Bedingungen aus der in Abschnitt 7.2.4 beschriebenen Serie 1 simuliert. Mit der zweiten Berechnung wird gezeigt, dass durch die Verwendung des Gipsmörtels V15 die Rissanfälligkeit des Zweisteinkörpers sinkt.

Eingangsparameter

Die Materialparameter für die erste Rechnung (Rühthener Grünsandstein und HGJ-Mörtel) sind in Tabelle 7.5 dargestellt, die zugehörigen Feuchtespeicherfunktionen in den Abb. A5-4 und A5-5 im Anhang A5. Die Kriechverformungen wurden an die in [4.33] ermittelten Kriechkurven mit der in Abschnitt 7.3.6 verwendeten Kelvinkette angepasst und sind in Abb. 7.21 dargestellt. Die zugehörigen Feder- und Dämpfer-Kennwerte des HGJ-Mörtels sind in Tabelle 7.6 zusammengestellt.

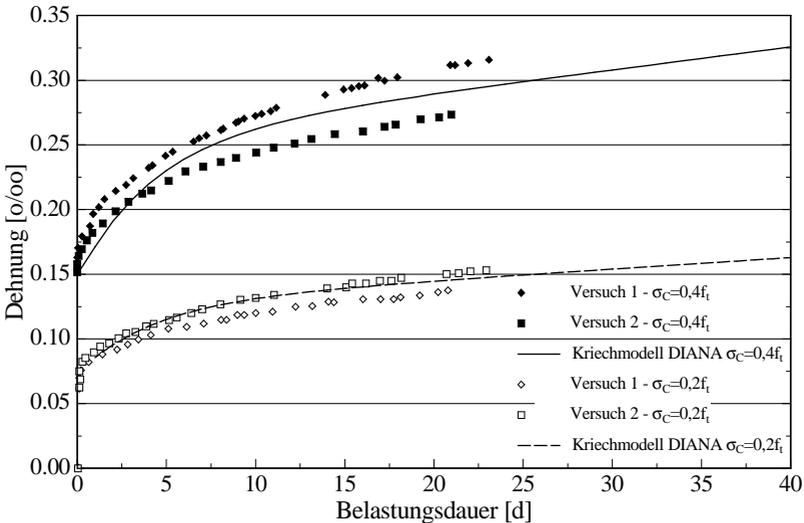


Abb. 7.21: Kriechverhalten des HGJ-Mörtels im Versuch und im DIANA-Modell

Tabelle 7.5: Eingangsparameter für die Berechnung mit dem Forschungsmodell

DELPHIN-Parameter	HGJ*	RGS**	DIANA-Parameter	HGJ*	RGS**
Rohdichte [g/cm ³]	1.500	2.030	E-Modul [N/mm ²]	7.500	12.000
spez. Wärmekapazität [J/(kgK)]	850	850	Querdehnzahl [-]	0,18	0,06
effektive Sättigung [Vol.-%]	26,00	20,04	Zugfestigkeit [N/mm ²]	4,0	2,8
Wärmeleitfähigkeit [W/(mK)]	0,36	1,53	hygrische Dehnung [‰]	0,75	0,3
WA-Koeffizient [kg/(m ² *h ^{0,5})]	0,0017	0,172	Wärmedehnkoeffizient [K ⁻¹]	9,1E-06	8,0E-06
WDD-Widerstand [-]	73	17	Haftzugfestigkeit [N/mm ²]	1,1	

*HGJ: HGJ-Mörtel **RGS: Rühtherer Grünsandstein

Tabelle 7.6: Feder- und Dämpfer-Kennwerte des Burgers-Modells für HGJ-Mörtel

Material	Feder Maxwell E _M [N/mm ²]	Dämpfer Maxwell η _M [Ns/mm ²]	Feder Kelvin E _K [N/mm ²]	Dämpfer Kelvin η _K [Ns/mm ²]
HGJ-Mörtel	8.380	754.834	14.000	5.960

Für die Berechnung des Zweisteinkörpers mit dem Gipsmörtel V15 werden die feuchte-technischen Mörtelparameter aus Tabelle 5.5 und Tabelle 6.1 sowie die Feuchtespeicherfunktion aus Abb. A4-1 verwendet. Die für die Berechnung mit DIANA verwendete Querdehnzahl stammt aus Tabelle 5.6, die Feder- und Dämpferkennwerte für die Kelvinkette aus Tabelle 6.2 und die Abhängigkeit des E-Moduls von der Feuchte aus Abb. 6.14. Die Feuchteabhängigkeit des E-Moduls wurde mit jeweils 10 Stützstellen für die Federn berücksichtigt. Die Haftzugfestigkeit zwischen dem V15 und dem Rühtherer Sandstein wird mit $f_{t,a}=0,9$ N/mm² angenommen.

Da derzeit noch keine bruchmechanischen Untersuchungen in das Forschungsmodell einfließen, wurden die Parameter der Verbundzone auf die Haftzugfestigkeit beschränkt. Es wird mit sprödem Materialverhalten und diskreter Rissabbildung gerechnet, das Entfestigungsverhalten wird entsprechend im „brittle-mode“ simuliert. Sobald sich im Strukturmodell ein Riss ausbildet, weichen die DELPHIN- und die DIANA-Struktur voneinander ab. Da der Feuchtetransport weiterhin im nicht gerissenen System berechnet wird, wird nach Rissbildung mit falschen Feuchte- und Wärmefeldern weitergerechnet. Eine Betrachtung über die Rissbildung hinweg ist also nicht sinnvoll.

Die Steine wurden bis Versuchsbeginn im Klima 20°C / 65% RF gelagert, wo sie ihre Ausgleichfeuchte erreichten. Der Mörtel wurde drei Tage nach dem Einkleben der Steine in den Rahmen eingebracht (vgl. Abschnitt 7.2.4). Zu Beginn der Rechnung betrug die Anfangsfeuchte der Steine die Gleichgewichtsfeuchte bei 20°C / 65% RF, die Poren des Mörtels waren gesättigt. Das Klima außen (links in Abb. 7.22) betrug 17°C / 76% RF, das Klima innen (rechts in Abb. 7.22) 19°C / 69% RF.

Der simulierte Zeitraum beträgt insgesamt 60 Tage. Die ersten zwei Tage werden stundenweise betrachtet, der dritte Tag alle 4 Stunden. Ab dem vierten Tag erfolgt die Be-

rechnung tageweise. Da die Versuchsdaten maximal 40 Tage aufgezeichnet wurden, werden die experimentellen und berechneten Daten in den folgenden Diagrammen auch nur über 40 Tage dargestellt.

Geometrie und Diskretisierung

Trotz seiner Inhomogenität und Anisotropie wird Mauerwerk im Rahmen der Modellbildung als regelmäßiges Mauerwerk mit orthotropen Verhalten dargestellt. Stein und Mörtel selbst werden als homogen und isotrop angenommen. Dies ist nach *HUSTER* [7.3] sogar für geschichtete Natursteine üblich.

Der Zweisteinkörper wird aus Geometrie Gründen nur zur Hälfte abgebildet, d.h. ein Stein (160 mm x 160 mm) und eine halbe Fuge (160 mm x 12 mm). Abb. 7.22 zeigt die Geometrie, die Diskretisierung und die Randbedingungen. Für Stein und Mörtel wurden CQ16E-Elemente verwendet. In der Verbundzone liegen die Interfaceelemente CL12I. Das Netz wird sowohl zu den beiden Oberflächen als auch zur Verbundzone feiner.

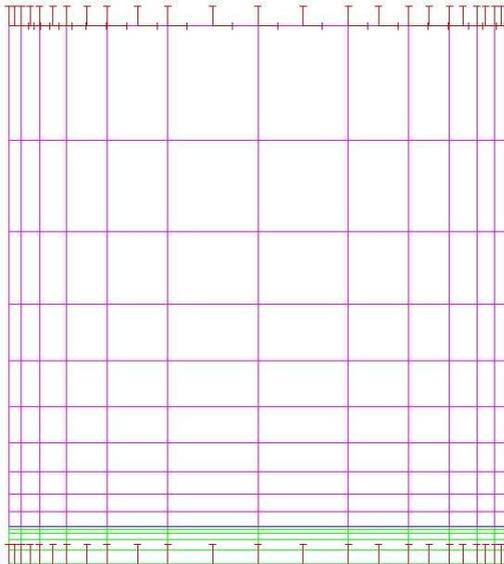


Abb. 7.22: Diskretisierung des Zweisteinkörpers

Im globalen Koordinatensystem ist die x-Achse nach rechts, die y-Achse nach oben ausgerichtet. Die linke Seite stellt die „Außenseite“ dar, die rechte die „Innenseite“. Beide Ränder sind frei verformbar. Da die Steine in die zwängenden Stahlrahmen geklebt wurden und dadurch unverschieblich sind, werden die Knoten der oberen Seite sowohl in x- als auch in y-Richtung gehalten angenommen. Die untere Seite stellt mit Fugenmitte die Symmetrieachse dar. Hier sind die Knoten in x-Richtung unverschieblich.

Gemessene und berechnete Temperaturverläufe im Mörtel

Abb. 7.23 zeigt die die experimentell und rechnerisch ermittelten Temperaturverläufe während des Versuchs an der „Außenseite“ des Zweisteinkörpers. Die Messung erfolgte mit Thermoelementen ca. 1 cm unterhalb der Oberfläche. Die dargestellten berechneten Verläufe stammen aus dem Modell von *SCHMIDT-DÖHL* und *ROSTÁSY* [4.33] (TRANSREAC) sowie aus dem Forschungsmodell (DELPHIN/DIANA). Die Übereinstimmung der berechneten mit den experimentellen Daten ist gut. Abweichungen ergeben sich vor allem daraus, dass in den Berechnungen mit konstanten Temperaturrandbedingungen gerechnet wurde, die im Versuch aufgrund nicht ausreichender Leistung der Wärmetauscher jedoch nie vorlagen.

Die Temperaturverläufe in Querschnittsmitte und auf der Oberfläche der „Innenseite“ sind in Anhang A5 in den Abb. A5-5 und A6-6 dargestellt.

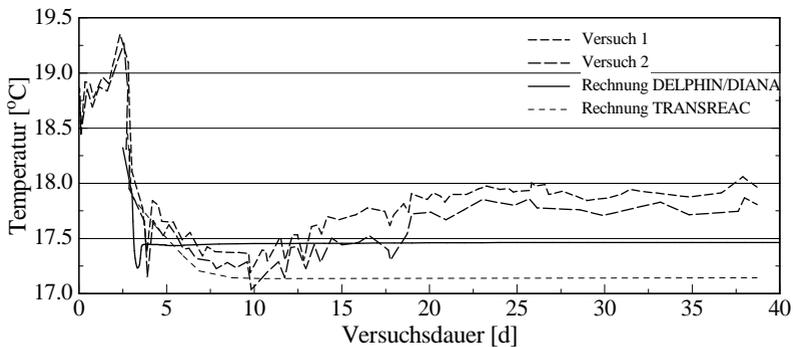


Abb. 7.23: Experimenteller und berechneter Temperaturverlauf im HGJ-Mörtel „außen“

Gemessene und berechnete Feuchteprofile

In Abb. 7.24 sind gemessene und berechnete Feuchteverteilungen im HGJ-Mörtel über den Querschnitt nach Versuchsende dargestellt. Die Messung der Feuchteprofile erfolgte mittels Bohrmehlproben in Fugenmitte. Im Modell entspricht das der unteren Knotenreihe. Die berechneten Werte weichen etwas von den in den Versuchen ermittelten Werten ab. Auch hier ist der Einfluss der nicht konstanten Randbedingungen im Versuch eindeutig feststellbar.

Die gemessenen und berechneten Feuchteprofile nach Versuchsende im Rühtherer Grünsandstein zeigt Abb. A5-7 im Anhang A5. Die Bohrmehlproben wurden ca. 1,5-2,0 cm oberhalb der Fuge im Stein entnommen. Dies entspricht in Abb. 7.22 der dritten Elementreihe des Steins von unten.

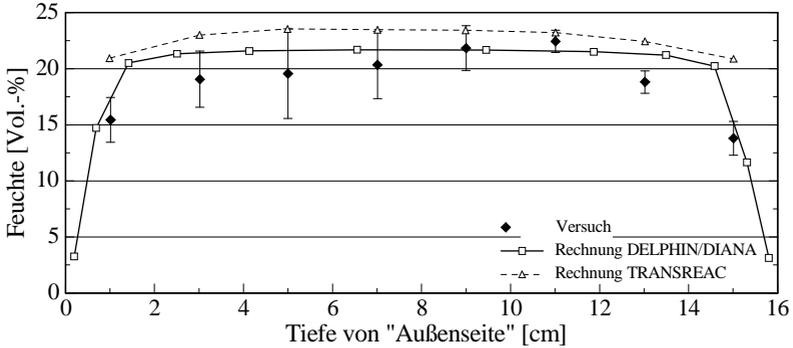


Abb. 7.24: Experimentelles und berechnetes Feuchteprofil nach Versuchsende im HGJ-Mörtel

Gemessene und berechnete Verformungen

Die Verformungen, die sich während des Versuchs in y-Richtung, also über die Fuge hinweg eingestellt haben, wurden an 3 Probekörpern mit induktiven Wegaufnehmern an der „Außenseite“ gemessen. Die Messdaten, die in [4.33] mit TRANSREAC/ANSYS und die mit dem Forschungsmodell DIANA/DELPHIN gerechneten Verläufe sind in Abb. 7.25 dargestellt.

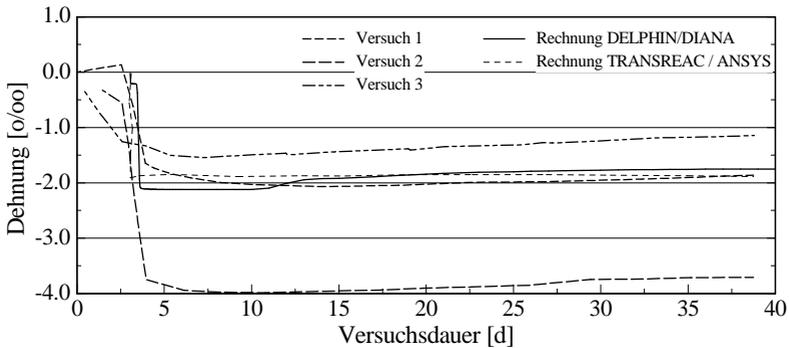


Abb. 7.25: Experimentelle und berechnete Verformungen im HGJ-Mörtel „außen“

Die Berechnungen wurden erst mit Umstellung auf das Versuchsklima am 3. Tag begonnen. Das fast spontane Erreichen des Verformungsniveaus in der Rechnung gegenüber den im Versuch ermittelten Werten ist darauf zurückzuführen, dass in der Feuchtetransportrechnung von einer sich im Prüfrahmen spontan einstellenden Feuchte ausgegangen werden musste, während diese sich im Versuch mit einer zeitlichen Verzögerung einstellt. Da jedoch keine kontinuierliche Feuchtemessung durchgeführt wur-

de, kann dieser Effekt nicht abgebildet werden. Gut zu erkennen ist die Übereinstimmung der berechneten mit den gemessenen Werten. Ausnahme ist die Verformungskurve des Versuchskörpers 2. Die gemessene Dehnung ist doppelt so groß wie die an den Versuchskörpern 1 und 3. Dies wurde auf ein größeres Wasser-Feststoffverhältnis beim Anmischen des HGJ-Mörtels zurückgeführt.

Alle Kurven zeigen eine Verkürzung der Messstrecke. Diese ist auf das Schwinden des Fugenmörtels zurückzuführen. Die Steinverformungen in y-Richtung zeigt Abb. A5-7 im Anhang A5.

Rechnerischer Vergleich des HGJ-Mörtels mit dem Gipsmörtel V15

In diesem Abschnitt wird die Eignung des HGJ-Mörtels mit der des Gipsmörtels V15 mit Hilfe des Forschungsmodells rechnerisch verglichen. Abb. 7.26 zeigt die Feuchteverteilung und die Verformungen beider Mörtel 17 Stunden nach dem Einbringen. Die Feuchteverteilungen sind durch farbige Abstufungen erkennbar, die Verformungen durch überhöht dargestellte Knotenverschiebungen.

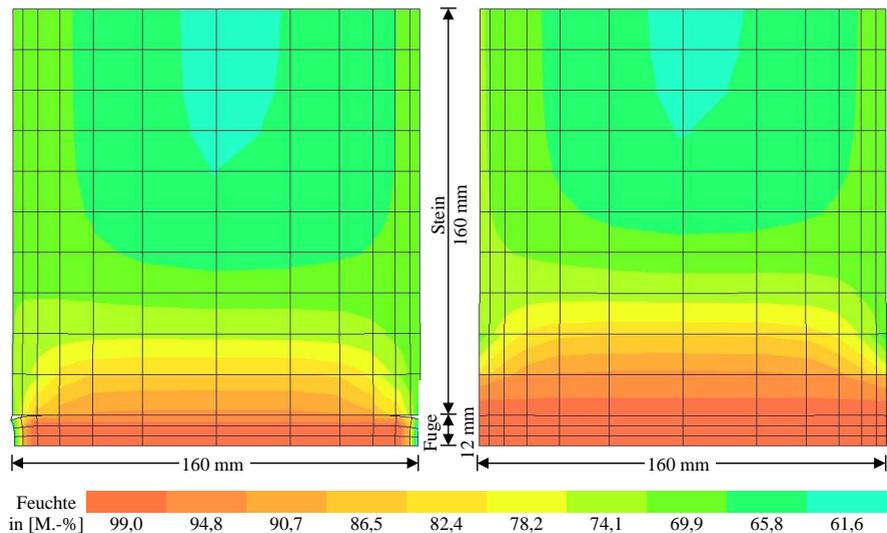


Abb. 7.26: Feuchteverteilungen über den Wandquerschnitt, links: HGJ, rechts: V15
17 Stunden nach Einbringen des Mörtels

Deutlich erkennbar ist das unterschiedliche Austrocknungsverhalten der Mörtel. Offensichtlich trocknet der HGJ an beiden Oberflächen sehr viel schneller aus als der V15. Es entstehen große Feuchtegradienten im oberflächennahen Bereich, die zu großen Verformungen bzw. Spannungen in der gezwängten y-Richtung führen. Daraus resultie-

ren bereits am ersten Tag Flankenabriss des HGJ vom Rüthener Grünsandstein, die in Abb. 7.26 links überhöht dargestellt sind.

Einen ähnlichen Austrocknungsgrad an der Fugenoberfläche erreicht der V15 erst nach 6 Tagen. Dieser ist im Anhang A5 in Abb. A5-9 dargestellt. Der Feuchtegradient im oberflächennahen Bereich ist aufgrund von Austrocknungs- und Weiterverteilungsprozessen jedoch sehr viel kleiner. Trotz geringerer Haftzugfestigkeit werden bei der Kombination Rüthener Grünsandstein – V15 auch im weiteren Austrocknungsverlauf keine Flankenrisse prognostiziert.

In den Diagrammen in Abb. 7.27 und Abb. 7.28 sind die in den ersten 2,5 Tagen nach Verfugung auftretenden Spannungen in der Kontaktzone beider Mörtel dargestellt. Die Haftzugfestigkeit im Interface-Element wurde für diese Berechnung zur Verdeutlichung der Spannungssituation im Verbund soweit erhöht, dass keine Überschreitung durch Zwangsspannungen möglich ist. Die Koordinatenangabe gibt die Tiefe des jeweils betrachteten Knotens von der Oberfläche der „Außenseite“ an.

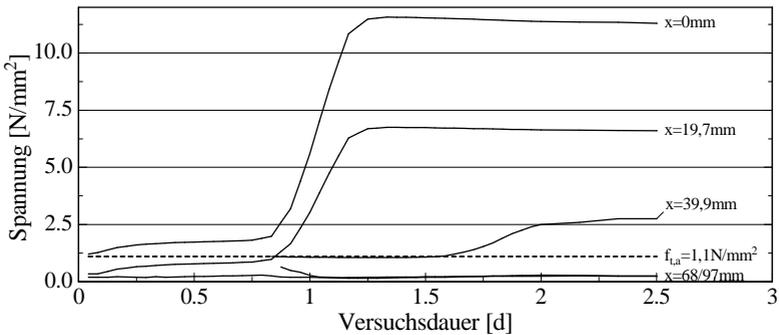


Abb. 7.27: Spannungsverlauf in den ersten 2,5 Tagen im oberflächennahen Bereich des HGJ

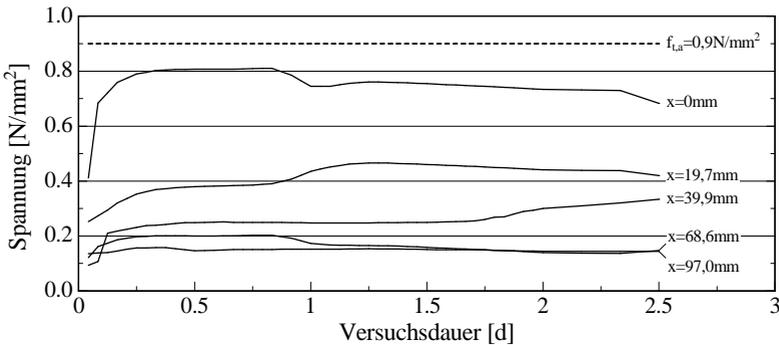


Abb. 7.28: Spannungsverlauf in den ersten 2,5 Tagen im oberflächennahen Bereich des V15

Am ersten Knoten ($x=0\text{mm}$) ist sehr gut zu erkennen, dass die Spannungen im HGJ (Abb. 7.27) an der Oberfläche aufgrund der schnellen Austrocknung sofort die Haftzugfestigkeit überschreiten. Mit fortschreitender Austrocknung nehmen die Spannungen in Bereichen mit steigender x -Koordinate zu, so dass bei dieser vereinfachten Betrachtung der Flankenriss nach 2 Tagen bereits eine Tiefe von ca. 40mm aufweist. Dies korrespondiert mit der Knotenverschiebung zwischen Mörtel und Stein in Abb. 7.26 links.

Durch die langsamere Austrocknung, die geringere Schwindneigung und die ausgeprägte viskoelastische Verformung des Gipsmörtels V15 wird sogar die mit $0,9\text{ N/mm}^2$ im Vergleich zum HGJ geringere Haftzugfestigkeit nicht überschritten (Abb. 7.28).

Es ist natürlich zu berücksichtigen, dass die Haftzugfestigkeit in beiden Rechnungen mit einem Wert angenommen wurde, der beim HGJ der Festigkeit nach 28 Tagen und beim V15 derjenigen in trockenem Zustand entspricht. Wird die in Abschnitt 7.2.7 festgestellte Abminderung der Haftzugfestigkeit um 30% bei Durchfeuchtung berücksichtigt, käme es auch bei der Verwendung des Gipsmörtels V15 zumindest an der Oberfläche zur Rissbildung.

7.4 Schlussfolgerungen

Mit dem Ingenieurmodell und dem Forschungsmodell wurden zwei Wege aufgezeigt, die es ermöglichen, die Rissbildung in Mauerwerk vorherzusagen.

Aufgrund der vereinfachten Randbedingungen im Ingenieurmodell kann die Dauerhaftigkeitsprognose mit diesem nur halbquantitativ sein. Dadurch, dass im Modell keine zeitlichen Temperatur- und Feuchteverläufe berücksichtigt werden, wird mit maximalen Dehnungen gerechnet. Für die vorhergesagte hygrische Verformung bedeutet dieses z.B., dass das Endschwindmaß in die Rechnung eingeht. Daraus resultieren zwangsläufig sehr große Spannungen, die die Haftzugfestigkeit zwischen Mörtel und Stein meist überschreiten.

Auch die Implementierung einer Feuchteabhängigkeit mechanischer und viskoelastischer Eigenschaften von Gipsmörteln ist deshalb nicht möglich. Es wurde aber gezeigt, dass durch die Berechnung mit gesonderten Datensätzen, die die mechanischen Eigenschaften unter Feuchteeinfluss berücksichtigen, die Qualität der Dauerhaftigkeitsprognose verbessert werden kann.

Um sowohl die Dateneingabe als auch die Berechnung unterschiedlicher Datensätze zu vereinfachen, wurde das Ingenieurmodell an eine Datenbank gekoppelt. Das so entstandene Instrument ist praxistauglich und leicht zu bedienen. Parameterstudien können zeitsparend durchgeführt werden. Hinweise für die Mörtelentwicklung können ebenso erlangt werden, wie Hinweise darauf, welche Mörtel-Stein-Kombinationen anfälliger sind und welche nicht. Durch die angegliederte Datenbank wird das Sammeln und

Archivieren von Stein- und Mörteldaten sehr einfach. Mit wachsender Datenmenge müssen für anstehende Dauerhaftigkeitsprognosen immer weniger Materialprüfungen durchgeführt werden.

Das entwickelte Forschungsmodell basiert auf den Materialgesetzen von VAN ZIJL [4.47], mit denen eine realitätsnahe Beschreibung im mechanischen Modell gelingt. Durch die vorgeschaltete Berechnung gekoppelter Wärme- und Feuchtetransporte können zudem reale Feuchte- und Temperaturbelastungen berücksichtigt werden. Um auch Studien von Versagensmechanismen im Verbund zu ermöglichen, wurden Interface-Elemente zwischen Mörtel und Stein angeordnet. Diese berücksichtigen zurzeit die Haftscherfestigkeit und ein spontanes Versagen im Nachbruchbereich.

Exemplarische Berechnungen mit dem Forschungsmodell haben gezeigt, dass sowohl Feuchte- und Temperaturverteilungen als auch Dehnungen an Zweisteinkörpern aus Rühener Grünsandstein und HGJ-Mörtel unter stationären Bedingungen gut nachgerechnet werden können.

Mit vergleichenden Spannungs- und Verformungsanalysen an Zweisteinkörpern konnte gezeigt werden, dass der HGJ-Mörtel aufgrund seines sehr starken Schwindens und der schnellen oberflächennahen Austrocknung stark zur Rissbildung neigt. Dies wurde im Versuch bestätigt. Durch den Austausch des HGJ-Mörtels durch den Gipsmörtel V15 wurde durch Rechnung gezeigt, dass sich dessen ausgeprägtes viskoelastisches Verhalten spannungsabbauend auswirkt und die Rissneigung sinkt.

Erste Anwendungen des Forschungsmodells zeigen bereits jetzt besonders die Stärken des mechanischen Modells. Es ist aber notwendig die experimentelle Basis zu verbreitern. Insbesondere sollten Versuchskörper nachgerechnet werden, die freier Witterung ausgesetzt sind.

Mit weiterer Verifizierung sollten die Eigenschaften der Interface-Elemente an bruchmechanische Modelle angepasst werden, die nicht nur sprödes Materialversagen berücksichtigen.

Sowohl das Ingenieur- als auch das Forschungsmodell gehen jedoch stets davon aus, dass die Verarbeitung der Mörtel sachgerecht erfolgt. Zur Ausbildung eines guten Verbundes sollten daher die Steine immer vorgehästet werden. Wird nicht vorgehästet, wird dem Mörtel sehr schnell Wasser entzogen. Dies kann zu einer unvollständigen Hydratation hydraulischer Bindemittel führen. Von entscheidender Bedeutung im Bezug auf die Dauerhaftigkeit ist jedoch die durch saugende Steine beschleunigte Trocknung der Mörtel. Diese bewirkt große Verformungen, die im gezwängten Mauerwerk wiederum große Spannungen hervorrufen.

8 Zusammenfassung und Ausblick

8.1 Zusammenfassung

Die wichtigste Anforderung an einen Fugeninstandsetzungsmörtel für gipshaltiges Mauerwerk ist die Verträglichkeit des Mörtels mit den im Mauerwerk befindlichen Baustoffen. Werden materialauthentische Instandsetzungsmörtel auf Gipsbasis verwendet, müssen die besonderen Eigenschaften des Gipses beachtet werden. Gips weist eine relativ hohe Löslichkeit in Wasser auf. Die daraus resultierende große Verwitterungsneigung eines Gipsmörtels selbst kann im Vorfeld einer Sanierungsmaßnahme einfach experimentell überprüft und optimiert werden.

Die Dauerhaftigkeit des Mauerwerks kann jedoch nur dann langfristig gewährleistet werden, wenn der Mörtel und der Verbund zwischen Mörtel und Stein rissfrei bleiben. Treten Risse auf, dringt verstärkt Wasser in das Mauerwerksgefüge ein. Die Verwitterung von Mörtel und Stein wird beschleunigt.

Die Auswertung von in der Literatur formulierten Anforderungen an die Eigenschaften von Verfugmörteln ergab, dass insbesondere die hygrischen und thermischen Dehnungen Spannungen im gezwängten Mauerwerk verursachen. Diesen Spannungen stehen die Baustoffwiderstände gegenüber. Spannungsabbauend wirken sich die viskoelastischen Eigenschaften des Mörtels aus. Das ausgeprägte viskoelastische Materialverhalten von Gipsmörteln ist in diesem Zusammenhang also positiv zu bewerten. Dem gegenüber steht aber die Reduzierung der Festigkeit des Gipses bei Feuchteeinwirkung.

Die unterschiedlichen Anforderungen machen die Auswahl eines Instandsetzungsmörtel bei der gegebenen Vielfalt von Natursteinen und dessen Eigenschaftsschwankungen sehr schwer. Häufig fällt die Entscheidung für einen Mörtel aus Erfahrungen an anderen, nicht vergleichbaren Objekten. Die Eignung eines Fugenmörtels zeigt sich dann häufig erst nach Jahren. Verbunduntersuchungen im Vorfeld einer Fugensanierung dauern lange und sind sehr teuer.

Deshalb wurden bereits einige Modelle entwickelt, die eine Dauerhaftigkeitsprognose von Mauerwerk ermöglichen. Diese Modelle wurden daraufhin überprüft, ob sie viskoelastisches Verhalten berücksichtigen und die feuchteabhängige Formulierung mechanischer Eigenschaften möglich ist. Ein praktikables Modell wurde ausgewählt. Mit diesem kann eine lineare Spannungsberechnung in der Fuge unter Berücksichtigung hygrischer, thermischer, elastisch-plastischer und viskoelastischer Verformungsanteile durchgeführt werden [4.33].

Keines der numerischen Modelle berücksichtigt gekoppelte Wärme- und Feuchtetransporte, das reale Klima und komplexes Materialverhalten von Mauerwerk mit hygrischen und thermischen Dehnungen, Verformungen aus Kriechen und Relaxieren sowie den

Versagensmechanismen. Sie sind hinsichtlich der Erfassung der in Realität auftretenden Phänomene beschränkt und widmen sich daher immer nur Teilproblemen.

Vor der Implementierung des viskoelastischen Verhaltens von Gipsmörteln in ein Modell bedarf es der Kenntnis der Besonderheiten des Gipskriechens. Daher wurden die Ursachen der zeitabhängigen Verformung von Gips aufgearbeitet und bisher durchgeführte Kriechversuche vorgestellt. Da bisher keine Materialgesetze für das viskoelastische Verhalten von Gips existieren, wurde ein umfangreiches Prüfprogramm an Gips und Gipsmörteln durchgeführt. In drei Klimaten wurde das Druck- und Zugkriechen bei variierenden Belastungsniveaus untersucht.

Während die in der Literatur beschriebene Beeinflussung des Kriechverhaltens durch die Zugabe von Gesteinskörnung, Kalkhydrat oder Anhydrit bestätigt werden konnte, war kein eindeutiger Einfluss des Belastungsalters feststellbar. Vielmehr zeigte sich, dass die Kriechverformung in erster Linie von der Materialfeuchte abhängt. Der Feuchteinfluss wird auch im ermittelten Verformungsverlauf der Kriechversuche deutlich. Sämtliche Kurven weisen einen Verformungsendwert auf. Darüber hinaus erfuhren alle Kriechkörper bei Belastung eine größere spontane elastische Dehnung als bei Entlastung. Auch wenn die Dehnungsverläufe der Kriechversuche der Lösung der Differentialgleichung des BURGERS-Modells ähneln, lassen sie sich dennoch nicht gut durch dieses Modell abbilden.

Die altersabhängige Formulierung des Kriechverhaltens, wie sie beim Beton z.B. über den Hydratationsgrad üblich ist, ist bei Gips nicht zielführend. Die Hydratation des Gipses ist bereits nach wenigen Stunden abgeschlossen. Der Festigkeitszuwachs, der danach noch zu verzeichnen ist, ist auf die Austrocknung des Gipses zurückzuführen, also ausschließlich eine Funktion der Feuchte.

Daher wurde aus den Versuchsergebnissen ein feuchteabhängiges Kriechmodell abgeleitet. Mit der naheliegenden feuchteabhängigen Formulierung der Dämpfer im BURGERS-Modell lässt sich zwar der Verformungsendwert im Belastungsast darstellen, die verminderte spontane elastische Verformung bei Entlastung kann jedoch nicht abgebildet werden. Dies gelingt nur durch die feuchteabhängige Formulierung der Federelemente.

Die Beschreibung des viskoelastischen Verformungsverhaltens von Gips und Gipsmörtel ist also nur dann möglich, wenn der zeitabhängige Austrocknungsverlauf der Probe bekannt ist. Ist die Abhängigkeit des E-Moduls von der Feuchte bekannt, kann von einem durchgeführten Kriechversuch bei beliebiger Feuchte auf das Kriechverhalten für jede andere Feuchte geschlossen werden.

Abschließend wurde überprüft, inwieweit sich das feuchteabhängige Kriechmodell in das bereits erwähnte Ingenieurmodell implementieren lässt. Dafür wurde das Ingenieurmodell an eine Datenbank gekoppelt. Da die Spannungsberechnung mit diesem praxisnah orientiertem Werkzeug keine zeitabhängigen Verformungen berücksichtigt, wird die Feuchte-

abhängigkeit der mechanischen und viskoelastischen Verformungen einfach über die Berechnung auf der Basis von zusätzlichen Datensätzen berücksichtigt, die unter Feuchteinfluss gemessen wurden.

Für die genauere Analyse der Versagensmechanismen im Verbund zwischen Mörtel und Stein wurde ein Forschungsmodell entwickelt. Dieses ist modular aufgebaut. Mit dem Programm DELPHIN werden gekoppelte Wärme- und Feuchtetransporte gerechnet. Die zeitabhängigen Wärme- und Feuchtefelder werden anschließend an eine Schnittstelle übergeben und für die Spannungsberechnung in das Programmpaket DIANA eingelesen. Mit den von VAN ZIJL [4.47] entwickelten Materialmodellen wird die Strukturanalyse durchgeführt. Zwischen Mörtel und Stein wurden Interface-Elemente angeordnet, mit denen die Rissbildung in der Verbundzone unter Berücksichtigung der Haftzugfestigkeit (Bruchmodus I) dargestellt werden kann.

Während das Ingenieurmodell aufgrund der vereinfachten Randbedingungen nur halbquantitativ sein kann und die Rissbildung etwas überschätzt, lassen sich durchgeführte Versuche mit Hilfe des Forschungsmodells gut abbilden. Wird der im Versuch verwendete Mörtel in der Rechnung durch einen Gipsmörtel ersetzt, zeigt sich trotz verminderter Haftzugfestigkeit zwischen Mörtel und Stein die deutlich geringere Rissanfälligkeit, die sowohl auf das ausgeprägte viskoelastische Verhalten als auch auf die geringere Schwinddehnung des Gipsmörtels zurückzuführen ist.

8.2 Ausblick

Das hier entwickelte Werkstoffmodell zur Beschreibung des feuchteabhängigen Kriechverhaltens von Gips und Gipsmörtel wurde auf der Grundlage der vorliegenden Versuchsergebnisse erarbeitet. Grundsätzlich sollte es auf eine breitere Datenbasis gestellt werden. Dies betrifft auch eine weitergehende Klärung der feuchteabhängigen Effekte. Dazu sind u.a. Versuche sinnvoll, die an Probekörpern durchgeführt werden, die vor Versuchsbeginn ihre Ausgleichsfeuchte im Versuchsklima bereits erreicht haben. Aufgrund der starken Feuchteabhängigkeit des Kriechens von Gips müssen künftige Versuche in möglichst konstantem Klima durchgeführt werden. Nur bei konstanter Temperatur und Feuchte lassen sich genaue Ergebnisse erzielen. In jedem Fall sollte bei allen Kriechversuchen an Gipsmörteln grundsätzlich eine kontinuierliche Messung der Feuchte durchgeführt werden. Die sich einstellenden Verformungen können dann mit einem modifizierten BURGERS-Modell berechnet werden.

Im feuchteabhängigen Kriechmodell bleibt der Temperatureinfluss auf das Material zurzeit unberücksichtigt. Zur Implementierung dieses Einflusses müssten weitere Versuche durchgeführt werden. Die Auswirkung des Lastniveaus auf das viskoelastische Verhalten von Gips sollte überprüft werden.

So kann das Forschungsmodell unter nunmehr erweiterten Randbedingungen verifiziert werden. Aber auch für das Ingenieurmodell sollte die experimentelle Basis verbreitert werden. Wichtig ist dabei die Wahl von Steinen und Mörteln mit möglichst unterschiedlichen Eigenschaften.

Die ersten Berechnungen mit dem Forschungsmodell erfolgten nur unter stationären Bedingungen. Im nächsten Schritt wäre es sinnvoll, Versuche unter freier Bewitterung durchzuführen und die Klimarandbedingungen vor Ort aufzuzeichnen.

Aus baustoffkundlicher Sicht bleibt zu bemerken, dass es noch keine gesicherten Materialgesetze für Gips gibt. So lässt sich der Einfluss der Feuchte auf die Druckfestigkeit nur empirisch ermitteln. Welchen Einfluss die Feuchte auf andere Festigkeitskennwerte, wie z.B. die Biegezugfestigkeit, die Zugfestigkeit, die Haftzugfestigkeit oder den E-Modul hat, ist unbekannt. Die mit eigenen Versuchen ermittelten Ergebnisse weisen darauf hin, dass der Einfluss der Feuchte auf die Druckfestigkeit größer ist als auf die Zugfestigkeit.

In die Modellierung des Verbundes zwischen Mörtel und Stein können mit diesen zusätzlichen Erkenntnissen weitere Eigenschaften, wie z.B. die Haftscherfestigkeit, eingehen. Auch bruchmechanische Modelle, insbesondere die Entfestigung im Nachbruchbereich sollten implementiert werden.

Durch die Zugabe von Gesteinskörnung und Kalkhydrat ließ sich die Kriechverformung des Gipses sehr stark reduzieren. Die maximalen Verformungen blieben sogar im feuchten Klima sehr gering. Weitere Versuche könnten klären, ob die Kriechverformung auch unter Dauerlast auf ein Niveau zu senken ist, das die Verwendung von Gips in tragenden Bauteilen auch von Neubauten ermöglicht.

9 Literaturverzeichnis

- [1.1] Visser, H. (Projektleiter), Budelmann, H. (wissenschaftlicher Leiter): Abschlussbericht zum DBU-Projekt Az. 18320: Optimierung und Erprobung dauerhafter Gipsmörtel für die Instandsetzung umweltgeschädigter historischer Bauwerke, Hannover, 2005
- [2.1] Albrecht, W.: Stuckgips und Putzgips. In: Fortschritte und Forschungen im Bauwesen, Reihe D, Heft 15, Franck'sche Verlagshandlung Stuttgart, 1953
- [2.2] Auras, M., Zier, H.-W. (Hrsg.): Gipsmörtel im historischen Mauerwerk und an Fassaden. Wissenschaftlich Technische Arbeitsgemeinschaft für Bauwerkserhaltung und Denkmalpflege e.V. (WTA), WTA-Schriftenreihe, Heft 30, 2008
- [2.3] Bellmann, F.: Zur Bildung des Minerals Thaumazit beim Sulfatangriff auf Beton. Dissertation, Bauhaus Universität Weimar, 2005
- [2.4] Beresford, F.D.: Moisture movement of gypsum plaster. In: Zement-Kalk-Gips Nr. 10, 1958, S. 442-444
- [2.5] Bosbach, D., Middendorf, B., Schmidt, M.: Mikroskopische Kristallisationsprozesse und makroskopische Materialkennwerte von CaSO_4 -Phasen: Oberflächenreaktivität, Reaktionskinetik und Gefügeeigenschaften. Zwischenbericht, DFG-Projekt Nr. MI 478/6-1 und MI 478/6-2, 2003
- [2.6] Eckart, A., Nehring, C., Romstedt, H.: Kurzer Abriss zu Schadensmechanismen im gipshaltigen Mauerwerk. In: Gipsmörtel im historischen Mauerwerk und an Fassaden, WTA-Schriftenreihe, Heft 30, 2008, S. 45-58
- [2.7] Engelke, H.: Veränderung mechanischer Eigenschaften von Gipsbaustoffen bei und nach Durchfeuchtung. In: Zement-Kalk-Gips Nr. 11, 1979, S. 560-568
- [2.8] Fischer, K.-W., Winkler, K.-G.: Der Einfluß der Spannungen und der Zeit auf die plastischen Deformationen von trockenen und feuchten Gipskörpern. In: Wissenschaftliche Zeitung der Hochschule für Architektur und Bauwesen Weimar, 13. Jahrgang, Heft 6, 1966, S. 611-612
- [2.9] Fischer, K.-W., Winkler, K.-G.: Über plastische Formänderungen an Körpern aus Baugips. In: Wissenschaftliche Zeitung der Hochschule für Architektur und Bauwesen Weimar, 13. Jahrgang, Heft 3, 1966, S. 311-316
- [2.10] Freudenthal, A.M.: Inelastisches Verhalten von Werkstoffen. VEB Verlag Technik, Berlin, 1955
- [2.11] Hempel, R.: Treibmineralbildung in historischem Mauerwerk. In: Bautenschutz und Bausanierung Nr. 16, 2005, S. 49-52
- [2.12] Henning, O., Eggert, O.: Zur feuchtebedingten Veränderung von Gipsbaustoffen. In: ZKG International Nr. 3, 1999, S. 154-159
- [2.13] IfB Institut für Baustoffe der Bauakademie der DDR (Hrsg.): Der Baustoff Gips – Stoffliche Grundlagen, Herstellung und Anwendung von Gipsbauelementen. VEB Verlag für Bauwesen, Berlin, 1978
- [2.14] Kaufmann, F.: Über das Verhalten von abgebundenem Stuckgips bei Lagerung in verschiedenen Temperaturen und Luftfeuchtigkeiten. In: Zement-Kalk-Gips Nr. 2, Heft 8, 1949, S.152-155

- [2.15] Kaufmann, F.: Über den Einfluß des Wasserzusatzes auf einige technische Eigenschaften von erhärtendem oder abgebundenem Stuckgips. In: Zement-Kalk-Gips Nr. 3, Heft 4, 1950, S. 93-96
- [2.16] Kruis, A., Späth, H.: Forschungen und Fortschritte auf dem Gipsgebiet seit 1939. Tonindustrie-Zeitung 75, 1951, 1. Teil: S. 340-351, 2. Teil: S. 395-399
- [2.17] Lenz, R.: Mittelalterlicher Hochbranntgips. In: Hoch- und spätmittelalterlicher Stuck. Kolloquium des GRK „Kunstwissenschaft-Bauforschung-Denkmalpflege“, in Bamberg vom 16.-18. März 2002, Regensburg, 2002
- [2.18] Lukas, G.: Gips als historischer Außenbaustoff in der Windsheimer Bucht. Dissertation an der Fakultät für Bergbau, Hüttenwesen und Geowissenschaften der RWTH Aachen, 1992
- [2.19] Mulenga, M.: Zum Sulfatangriff auf Beton und Mörtel einschließlich der Thaumasilbildung. Dissertation, Bauhaus Universität Weimar, 2002
- [2.20] Neuburger, A.: Die Technik des Altertums. Reprint der Ausgabe von 1919, Reprint-Verlag Leipzig, 1996
- [2.21] Perederji, I. A.: Die plastischen Formänderungen von Gipskörpern. In: Zement-Kalk-Gips Nr. 9, 1956, S. 496-500
- [2.22] Russel, J.J.: The effect of moisture content on the compressive strength of small cubes of some cast gypsum plasters. In: Zement-Kalk-Gips Nr. 8, 1960, S. 345-351
- [2.23] Sattler, H.: Beitrag zur Klärung des Festigkeits- und Verformungsverhaltens abgebundener Stuckgipsmassen bei einachsiger Druckbelastung. Dissertation, Technische Universität Dresden, 1970
- [2.24] Schwiete, H. E.: Gips: Alte und neue Erkenntnisse in der Herstellung und Anwendung der Gipse. Merzinger Druckerei und Verlag, 1969
- [2.25] Stark, J., Wicht, B.: Dauerhaftigkeit von Beton. In: Schriften der Hochschule für Architektur und Bauwesen Weimar, 1995, S. 241-264
- [2.26] Tesch, V., Middendorf, B.: Occurrence of thaumasite in gypsum lime mortars for restoration. In: Cement and Concrete Research Vol. 36, 2006, S. 1516-1522
- [2.27] Tesch, V.: Gefügeoptimierte Instandsetzungsmörtel auf Calciumsulfat-Basis für die Anwendung im Außenbereich. Dissertation am Fachgebiet Werkstoffe des Bauwesens der Universität Kassel, 2006
- [2.28] Weichmann, M.J.: Historische Gipsmörtel in Deutschland: Mineralogische, chemische und physikalische Eigenschaften, Ableitung der Brennprozesse und Rezepturen, Wechselwirkungen mit Werksteinen. Dissertation an der Technischen Universität Clausthal, 1997
- [2.29] Wirsching, F.: Calcium-Sulfate. In: Ullmanns Encyclopedia of industrial chemistry, Vol. A4, VCH-Verlag Weinheim, 1985
- [2.30] Wirsching, F.: Herstellung und Verwendung von technischen Calciumsulfaten und Eigenschaften daraus erzeugter Gipsbaustoffe. In: Zement-Kalk-Gips, Nr. 5, 1991
- [2.31] WTA-Merkblatt 2-11-2007/D: Gipsmörtel im historischen Mauerwerksbau und an Außenfassaden. Fraunhofer IRB Verlag, 2008

-
- [3.1] Alberts, B.: Einführung in die Kontinuumsmechanik, Technische Universität Dresden. Vorlesungsskriptum WS 2007/2008
- [3.2] Alda, W.: Zum Schwingkriechen von Beton. Dissertation an der Technischen Universität Carolo Wilhelmina zu Braunschweig, 1978
- [3.3] Betten, J.: Creep Mechanics. Springer-Verlag Heidelberg, 2008
- [3.4] Betten, J.: Kontinuumsmechanik – Elasto-, Plasto- und Kriechmechanik. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1993
- [3.5] Blakey, F.: Die plastischen Formänderungen von Gipskörpern (Stellungnahme zu [2.21]). In Zement-Kalk-Gips Nr. 9, 1957, S. 368-369
- [3.6] Burgers, J.M., Scott-Blair, G.W.: Report on the Principles of Rheological Nomenclature, Amsterdam, 1949
- [3.7] Diener, J.: Beitrag zur physikalisch und geometrisch nichtlinearen Berechnung langzeitbelasteter Bauteile aus Beton und Stahlbeton unter besonderer Berücksichtigung des nichtlinearen Kriechens und der Rißbildung. Dissertation an der Bauhaus-Universität Weimar, 1998
- [3.8] Dischinger, F.: Elastische und plastische Verformungen der Eisenbetontragwerke und insbesondere der Bogenbrücken. In: Der Bauingenieur, Heft 5/6, 1939
- [3.9] Eipeltauer, E.: Die Erzeugung von kriechfesten Hartgipsen. In: Zement-Kalk-Gips Nr. 6, 1960, S. 259-264
- [3.10] Fischer, K.W.: Beziehungen zwischen Ausgangs- und Reaktionsprodukt bei der Erhärtung von Calciumsulfathalhydratplastern. Habilitation an der Hochschule für Architektur und Bauwesen Weimar, 1963
- [3.11] Grau, P., Berg, G., Gießmann, E.-J.: Rheologische Untersuchungen fester Stoffe mit Dehnungsratenwechselversuchen. In: Technische Mechanik, Wissenschaftliche Zeitschrift für Grundlagen und Anwendung der Technischen Mechanik, Heft 3, 1982
- [3.12] Gutsch, A.-W.: Stoffeigenschaften jungen Betons – Versuche und Modelle. Dissertation an der Technischen Universität Carolo Wilhelmina zu Braunschweig, 1998
- [3.13] Illston, J. M.: The components of strain in concrete under sustained compressive stress. Magazine of Concrete Research 17, 1965, S. 21-28
- [3.14] Korzeń, M.: Beschreibung des inelastischen Materialverhaltens im Rahmen der Kontinuumsmechanik: Vorschlag einer Materialgleichung vom viskoelastisch-plastischen Typ. Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt, 1988
- [3.15] Lethersich, W.: Determination of plastic and brittle states of pool bitumens. Journal of the Society of Chemical Industry, 65, 1946, S. 190-196
- [3.16] Linck, G., Jung, H.: Grundriss der Mineralogie und Petrographie. Fischer Verlag Jena, 1954
- [3.17] Meinhard, H.: Rheologische Untersuchungen zu Härteeindruckexperimenten im Nanometerbereich. Dissertation, Universität Halle-Wittenberg, 1999
- [3.18] Müller, H.S.: Zur Vorhersage des Kriechens von Konstruktionsbeton. Dissertation an der Technischen Hochschule Karlsruhe, 1986

- [3.19] Nowacki, W. Theorie des Kriechens – Lineare Viskoelastizität. Franz Deuticke Verlag Wien, 1965
- [3.20] Rabotnow, J.N., Ilijuschin, A.A.: Methoden der Elastizitätstheorie. VEB Fachbuchverlag Leipzig, 1970
- [3.21] Reiner, M.: Rheologie in elementarer Darstellung. 2. Auflage, Fachbuchverlag Leipzig, 1969
- [3.22] Rüsche, H., Jungwirth, D., Hilsdorf, H.: Einflüsse von Kriechen und Schwinden des Betons auf das Verhalten der Tragwerke. In: Beton und Stahlbetonbau, Heft 3, 1973
- [3.23] Russel, J.J., Blakey, F.A.: Physical and Mechanical Properties of one cast gypsum plaster: Plaster AB/2. Australian Journal of Applied Science No. 7, 1956, S. 176-190
- [3.24] Trost, H.: Auswirkungen des Superpositionsprinzips auf Kriech- und Relaxationsprobleme bei Beton- und Stahlbeton. In: Beton- und Stahlbetonbau Nr. 62, 1967
- [3.25] Winkler, K.-G.: Kriechen und Frostbeständigkeit von Körpern aus Stuckgips und „wasserfestem“ Gips. Forschungsarbeit an der Hochschule für Architektur und Bauwesen Weimar, 1965
- [3.26] Winkler, K.-G.: Zu einigen Fragen der plastischen Formänderungen an Körpern aus Gips. In: Wissenschaftliche Zeitung der Hochschule für Architektur und Bauwesen Weimar, 16. Jahrgang, Heft 1, 1969, S. 57-59
- [3.27] Wittmann, F.: Über den Zusammenhang von Kriechverformung und Spannungsrelaxation des Betons. In: Beton- und Stahlbetonbau 66, Heft 3, 1971
- [4.1] Budelmann, H., Weiß, D., Rostásy, F.S.: Der Verbund zwischen Fugenmörtel und Naturstein – Anforderungen und Prüfung. Werkstoffwissenschaften und Bausanierung Teil 2: Tagungsband zum dritten Internationalen Kolloquium zum Thema Werkstoffwissenschaften und Bausanierung, Technische Akademie Esslingen, Expert-Verlag, 1992
- [4.2] Cammerer, W.F.: Die kapillare Flüssigkeitsbewegung in porösen Körpern. VDI-Forschungsheft Nr. 500, VDI-Verlag Düsseldorf, 1963
- [4.3] Fischer, H.-M., Freymut, H., Häupl, P., Homann, M., Jenisch, R., Richter, E., Stroher, M.: Lehrbuch der Bauphysik, Schall – Wärme – Feuchte – Licht – Brand – Klima. Vieweg + Teubner Verlag, 6. vollständig überarbeitete Auflage, Wiesbaden, 2008
- [4.4] Franke, L., Bentrup, H.: Schädigung von Mauerwerksbauten durch Umwelteinflüsse. Beurteilung und Instandsetzung. In: Bauphysik, 13. Jahrgang, 1991
- [4.5] Franke, L., Deckelmann, G., Stehr, H.: Dehnungsfugen in Mauerwerksschalen. DFG-Abschlussbericht, IRB Stuttgart, 1999
- [4.6] Ganz, R.: Mauerwerksscheiben unter Normalkraft und Schub. Birkhäuser-Verlag Basel, 1985
- [4.7] Garrecht, H.: Porenstrukturmodelle für den Feuchtehaushalt von Baustoffen mit und ohne Salzbefrachtung und rechnerische Anwendung auf Mauerwerk. Dissertation am Institut für Massivbau und Baustofftechnologie, Universität (TH) Karlsruhe, 1992

-
- [4.8] Gertis, K., Kießl, K., Werner, H., Wolfseher, U.: Hygrische Transportphänomene in Baustoffen. Heft 258 des DAfStb, Verlag Wilhelm Ernst & Sohn KG Berlin, 1976
- [4.9] Glitza, H.: Zum Kriechen von Mauerwerk. In: Die Bautechnik. 1985, S. 415-418
- [4.10] Henes, U., Althaus, E.: Zur Verträglichkeit moderner und historischer Mörtel. In: Erhalten historisch bedeutsamer Bauwerke, SFB 315, Ernst & Sohn Verlag, Berlin, 1987, S. 284-291
- [4.11] Hörenbaum, W.: Verwitterungsmechanismen und Dauerhaftigkeit von Sandsteinmauerwerk. Dissertation Universität Fridericiana zu Karlsruhe, 2004
- [4.12] Illig, W.: Die Größe der Wasserdampfübergangszahl bei Diffusionsvorgängen in Wänden von Wohnungen, Stallungen und Wohnräumen. In: Gesundheitsingenieur, Heft 7/8, 1952, S. 124-127
- [4.13] Karagiozis, A.N.: Overview of the 2-D hygrothermal heat moisture transport model LATENITE. Internal Report, National Research Council Canada, 1993
- [4.14] Kießl, K., Gertis, K.: Feuchtetransport in Baustoffen. Eine Literaturlauswertung zur rechnerischen Erfassung hygrischer Transportphänomene. Forschungsberichte aus dem Fachbereich Bauwesen, Heft 13, Universität Gesamthochschule Essen, 1980
- [4.15] Kießl, K.: Kapillarer und dampfförmiger Feuchtetransport in mehrschichtigen Bauteilen – Rechnerische Erfassung und bauphysikalische Anwendung. Dissertation am Fachbereich Bauwesen der Universität – Gesamthochschule Essen, 1983
- [4.16] Klopfer, H.: Wassertransport durch Diffusion in Feststoffen. Bauverlag GmbH Wiesbaden und Berlin, 1974
- [4.17] Knöfel, D. (Hrsg.), Schubert, P. (Hrsg.): Handbuch Mörtel und Steinergänzungsstoffe in der Denkmalpflege. Sonderheft aus der Publikationsreihe der BMBF-Verbundforschung zur Denkmalpflege, Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 1993
- [4.18] Knöfel, D., Schubert, P.: Zur Beurteilung von Mörteln für die Instandsetzung von Mauerwerk, Teil I. In: Bautenschutz und Bausanierung 13, 1990
- [4.19] Kraus, K.: Verwitterung von Naturstein. Stand des Wissens und offene Fragen. Bautenschutz und Bausanierung 11, 1988
- [4.20] Krischer, O., Kast, W.: Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik. 3. Auflage, Springer-Verlag Berlin, 1978
- [4.21] Krischer, O., Mahler, K.: Über die Bestimmung des Diffusionswiderstandes und der kapillaren Flüssigkeitsleitfähigkeit aus stationären und instationären Vorgängen. VDI-Forschungsheft 473, Ausgabe B, Band 25, 1959
- [4.22] Krus, M.: Feuchtetransport- und Speicherkoeffizienten poröser mineralischer Baustoffe - Theoretische Grundlage und neue Messtechniken. Dissertation am Lehrstuhl für konstruktive Bauphysik, Universität Stuttgart, 1995
- [4.23] Künzel, H.: Überlegungen zur Gesteinsverwitterung. Bautenschutz und Bausanierung 13, 1990
- [4.24] Künzel, H. M.: Verfahren zur ein- und zweidimensionalen Berechnung des gekoppelten Wärme- und Feuchtetransportes in Bauteilen mit einfachen Kennwerten. Dissertation an der Universität Stuttgart, 1994

- [4.25] Lourenço, P.B.: Computational strategies for masonry structures. Dissertation an der Technischen Universität Delft, Niederlande, 1996
- [4.26] Meyer, U, Schubert, P.: Mauer- und Verfügmörtel (Restauriermörtel) für die Instandsetzung von Natursteinbauwerken. Jahresberichte Steinzerfall-Steinkonservierung, Verlag Ernst & Sohn Berlin, 1991
- [4.27] Middendorf, B.: Charakterisierung historischer Mörtel aus Ziegelmauerwerk und Entwicklung von wasserresistenten Fugenmörteln auf Gipsbasis. Dissertation an der Universität-GH-Siegen, 1994
- [4.28] Philip, J.R., de Vries, D.A.: Moisture Movement in Porous Materials under Temperature Gradients. Transactions, American Geophysical Union 38, Heft 2, S.222-232, 1957
- [4.29] Reese, L.: Krankheiten und Zerstörung des Ziegelmauerwerks. Degener-Verlag Leipzig, 1916
- [4.30] Ricken, D.: Ein einfaches Berechnungsverfahren für die eindimensionale, instationäre Wasserdampfdiffusion in mehrschichtigen Bauteilen. Dissertation an der Universität Dortmund, 1989
- [4.31] Rinne, A., Marzaganov, R. Rostásy, F.S.: Untersuchungen zum Verbundverhalten zwischen HGZ-Faserstopfmörteln und Naturstein unter Bewitterung. Berichte zur Denkmalpflegeforschung, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz Braunschweig, 1994
- [4.32] Rose, D.A.: Water movement in unsaturated porous materials. Rilem Bulletin, No. 29, Dec. 1965
- [4.33] Schmidt-Döhl, F., Rostásy, F.S.: Ingenieurmodell zur Dauerhaftigkeit des Verbundsystems Naturstein / Mörtelfuge mit Bezug auf die Neuverfugung historischen Mauerwerks. DFG Abschlussbericht, 2000
- [4.34] Schmidt-Döhl, F.: Ein Modell zur Berechnung von kombinierten chemischen Reaktions- und Transportprozessen und seine Anwendung auf die Korrosion mineralischer Baustoffe. Dissertation an der Technischen Universität Braunschweig, 1996
- [4.35] Schmidt-Döhl, F., Rostásy, F.S.: A model for the calculation of combined chemical reactions and transport processes and its application to the corrosion of mineral building materials. I. Simulation model. Cement and Concrete Research, Bd. 29, S. 1039-1046, 1999, II. Experimental Verification. Cement and Concrete Research, Bd. 29, S. 1047-1054, 1999
- [4.36] Schubert, H.: Kapillarität in porösen Feststoffsystemen. Springer Verlag Berlin, Heidelberg, 1982
- [4.37] Schuhmann, H.: Hygrische und thermische Phänomene bei Natursteinen. SKS-Technik GmbH Göppingen, 1987
- [4.38] Schwarz, B.: Die Wärme- und Stoffübertragung an Außenwandoberflächen. In: Berichte aus der Bauforschung, Heft 79, S. 47-73, 1972
- [4.39] Shibaïke, H., Karagiozis, A.N.: Boundary Element Analysis of Uncoupled Quasi-Static Hygrothermoelasticity for Two-Dimensional Composite Walls. In: American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers, New York, 1998

- [4.40] Siegesmund, S.: Geowissenschaften und Denkmalpflege. Bauwerkskartierung, Natursteinverwitterung, Konservierungsstrategien. Zeitschrift der Deutschen Gesellschaft für Geowissenschaften, Themenheft, 2005
- [4.41] Snethlage, R.: Jahresberichte aus dem Forschungsprogramm Steinerfall-Steinkonservierung, BMBF, Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 1989 und 1991
- [4.42] Snethlage, R.: Leitfaden zur Steinkonservierung: Planung von Untersuchungen und Maßnahmen zur Erhaltung von Denkmälern aus Naturstein. 2., überarbeitete Auflage, Fraunhofer IRB Verlag, 2005
- [4.43] Snethlage, R.: Zum Kenntnisstand von Verwitterungsvorgängen an Natursteinen. Natursteinkonservierung, Arbeitsheft 31. Bayerisches Landesamt für Denkmalpflege, 1984
- [4.44] Torraca, G.: Poröse Baustoffe: eine Materialkunde für die Denkmalpflege. Verlag Der Apfel, Wien, 1986
- [4.45] Trost, H.: Spannungs-Dehnungs-Gesetz eines viskoelastischen Festkörpers wie Beton und Folgerungen für Stabtragwerke aus Stahlbeton und Spannbeton. In: Beton, 06/1966
- [4.46] Tschegg, E., Heindl, W., Sigmund, A.: Grundzüge der Bauphysik, Akustik - Wärmelehre – Feuchtigkeit. Springer-Verlag Wien, 1984
- [4.47] Van Zijl, G.: Computational Modelling of Masonry Creep and Shrinkage. Meinema BV, Delft, 2000
- [4.48] Wesche, K.: Baustoffe für tragende Bauteile. Vieweg Verlagsgesellschaft, 3. Auflage, Berlin, 1996
- [4.49] Wiegrink, K.-H.: Modellierung des Austrocknungsverhaltens von Calciumsulfat-Fließestrichen und der resultierenden Spannungen und Verformungen. Dissertation am Lehrstuhl für Baustoffkunde und Werkstoffprüfung der Technischen Universität München, 2002
- [4.50] Wihr, R.: Verwitterungsarten von Stein in der Natur. In: Restaurierung von Steindenkmälern. Callwey-Verlag, 1986
- [4.51] Wisser, S.: Historische und moderne Mörtel im Verbund mit Naturstein: chemisch-mineralogische und mörteltechnische Eigenschaften. Dissertation an der Universität Freiburg 1989
- [6.1] Bednar, T., Dreyer, J.: Die Genauigkeit von Simulationsprogrammen für den Wärme- und Feuchtehaushalt von Bauteilen. In: Praktische Beurteilung des Feuchteverhaltens von Bauteilen durch moderne Rechenverfahren. In: WTA-Schriftenreihe, Heft 18, Aedificatio Verlag Freiburg, 1999, S. 97-106
- [6.2] Hansen, K.K.: Sorption Isotherms – A Catalogue. Technical Report 162/86, Building Materials Laboratory, Technical University of Denmark, 1986
- [6.3] Holm, A., Krus, M.: Bestimmung des Transportkoeffizienten für die Weiterverteilung aus einfachen Trocknungsversuchen und rechnerischer Anpassung. In: Bauinstandsetzen 4, Heft 1, 1998, S. 33-52
- [6.4] Krus, M., Holm, A.: Approximationsverfahren für die Bestimmung feuchtetechnischer Materialkennwerte. In: Tagungsband zum 10. Bauklimatischen Symposium in Dresden, 27.-29.09.1999, Band 2, S. 423-432

- [6.5] Krus, M.: Bestimmung der Feuchtespeicherfunktion. IBP-Mitteilung 292, Fraunhofer Institut für Bauphysik, 1996
- [6.6] Nicolai, A., Grunewald, J.: Delphin 5 – Users Manual and Program Reference. Download IBK Dresden, 2006
- [6.7] Worch, A.: Grundlagen zur Berechnung von Transport und Speicherung von Wärme und Feuchte in Bauteilen. In: Praktische Beurteilung des Feuchteverhaltens von Bauteilen durch moderne Rechenverfahren. In: WTA-Schriftenreihe, Heft 18, Aedificatio Verlag Freiburg, 1999, S. 31-38
- [7.1] Grimm, W.-D.: Bildatlas wichtiger Denkmalgesteine der Bundesrepublik Deutschland. Arbeitsheft 50, Bayrisches Amt für Denkmalpflege, München 1990
- [7.2] Grunewald, J.: Diffusiver und konvektiver Stoff- und Energietransport, Dissertation an der Technischen Universität Dresden, 1997
- [7.3] Huster, U.: Tragverhalten von einschaligem Natursteinmauerwerk unter zentrischer Druckbeanspruchung. Dissertation an der Universität Gesamthochschule Kassel, 2000
- [7.4] Leimer, H.-P.: Das Simulationsprogramm WUFI. Bausubstanz, 1998
- [7.5] Manie, J.: DIANA User´s Manuel – Release 9.2, Download TNO DIANA, 2008
- [7.6] Nicolai, A.: Modelling and Numerical Simulation of Salt Transport and Phase Transitions in Porous Building Materials, Dissertation, Syracuse University, USA 2007
- [7.7] Zscheile, H.: Eigenschaften und Verarbeitung faserbewehrter Fugenmörtel. In: Rostásy, F.S., Wigger, H. (Hrsg.): Konsolidierung von historischem Mauerwerk. Schriftenreihen des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig, 1997, S. 175-190

Zitierte Normen

DIN 1048-5	Prüfverfahren für Beton: Festbeton, gesondert hergestellte Probekörper. 1991-06
DIN 1053-1	Mauerwerk - Teil 1: Berechnung und Ausführung. 1996-11
DIN 1053-2	Mauerwerk - Teil 2: Mauerwerksfestigkeitsklassen aufgrund von Eignungsprüfungen. 1996-11
DIN 1168-1	Baugipse - Teil 1: Begriff, Sorten und Verwendung. 1986-01
DIN EN 1925	Prüfverfahren von Naturstein - Bestimmung des Wasseraufnahmekoeffizienten infolge Kapillarwirkung. 1999-05
DIN EN 1926	Prüfverfahren für Naturstein - Bestimmung der einachsigen Druckfestigkeit. 2007-03
DIN EN 1936	Prüfverfahren für Naturstein - Bestimmung der Reindichte, der Rohdichte, der offenen Porosität und der Gesamtporosität. 2007-02
DIN 66133	Bestimmung der Porenvolumenverteilung und der spezifischen Oberfläche von Feststoffen durch Quecksilberintrusion. 1993-06

-
- DIN EN 12372 Prüfverfahren für Naturstein - Bestimmung der Biegefestigkeit unter Mittellinienlast. 2007-02
- DIN EN 13279-1 Gipsbinder und Gips-Trockenmörtel - Teil 1: Begriffe und Anforderungen. 2008-01
- DIN EN 14146 Wärme- und Feuchtetechnisches Verhalten von Baustoffen und Bauprodukten: Bestimmung des Wasseraufnahmekoeffizienten bei teilweisem Eintauchen. 2003-03
- DIN EN ISO 15148 Prüfverfahren für Naturstein - Bestimmung des dynamischen Elastizitätsmoduls (durch Messung der Resonanzfrequenz der Grundschiwingung). 2004-06
- DIN 18560-1 Estriche im Bauwesen - Teil 1: Allgemeine Anforderungen, Prüfung und Ausführung. 2009-09
- DIN V 18550 Putz und Putzsysteme: Ausführung. 2005-04
- DIN 18555-2 Prüfung von Mörteln mit mineralischen Bindemitteln - Teil 2: Frischmörtel mit dichten Zuschlägen; Bestimmung der Konsistenz, der Rohdichte und des Luftgehalts. 1982-09
- DIN 18555-3 Prüfung von Mörteln mit mineralischen Bindemitteln - Teil 3: Festmörtel; Bestimmung der Biegezugfestigkeit, Druckfestigkeit und Rohdichte. 1982-09
- DIN 18555-4 Prüfung von Mörteln mit mineralischen Bindemitteln - Teil 4: Festmörtel; Bestimmung der Längs- und Querdehnung sowie von Verformungskenngrößen von Mauermörteln im statischen Druckversuch. 1986-03
- DIN 51045-1 Bestimmung der thermischen Längenänderung fester Körper - Teil 1: Grundlagen. 2005-08
- DIN 52620 Wärmeschutztechnische Prüfungen: Bestimmung des Bezugsfeuchtegehalts von Baustoffen; Ausgleichsfeuchtegehalt bei 23°C und 80% relative Luftfeuchte. 1991-04
- ÖNorm B 3124-9 Prüfung von Naturstein; mechanische Gesteinseigenschaften; Elastizitätsmodul, Arbeitslinie, Verformungsmodul und Querdehnungszahl bei einaxialer Druckbelastung. 1986-09

10 Anhang

A1 Sieblinien der Gipsmörtelrezepturen und der Gesteinskörnung

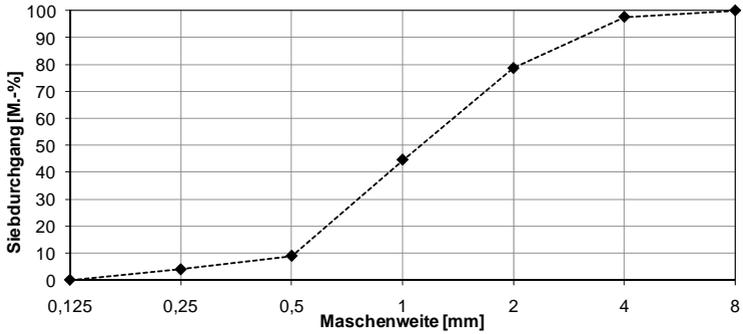


Abb. A1-1: Sieblinie des Gipsmörtels V5

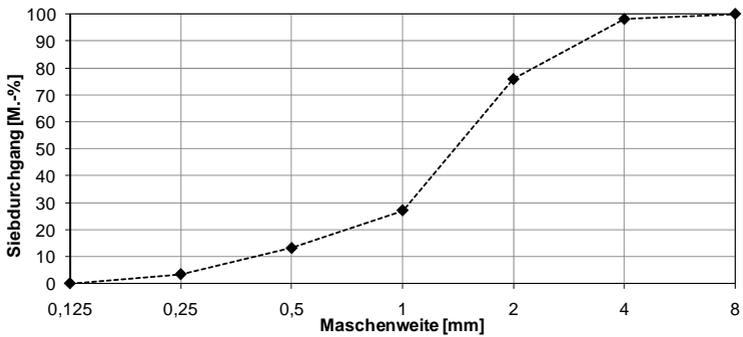


Abb. A1-2: Sieblinie des Gipsmörtels V15

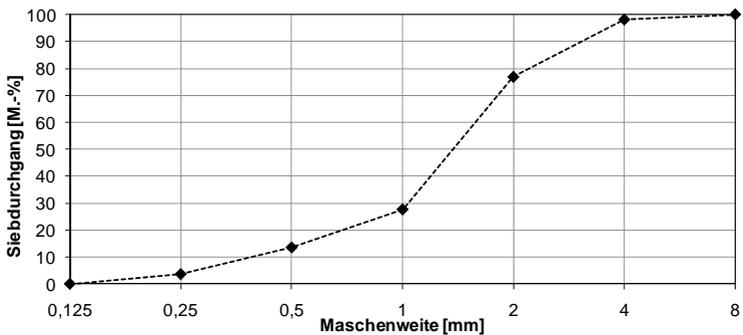


Abb. A1-3: Sieblinie des Gipsmörtels V25

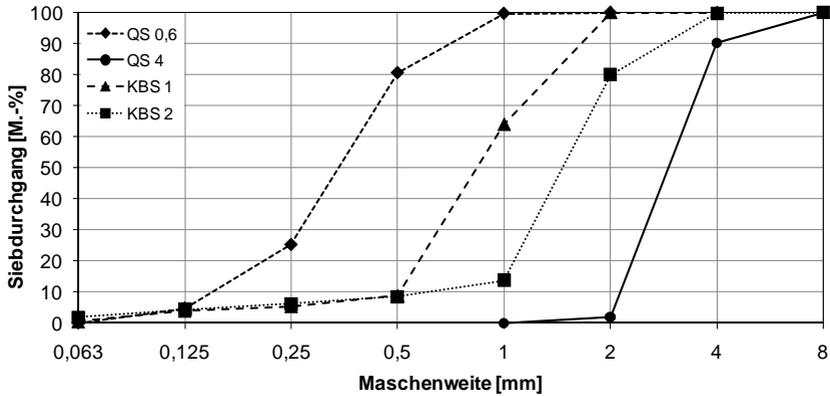


Abb. A1-4: Sieblinien der Gesteinkörnungen

A2 Ergebnisse aus Druckkriechversuchen

Tabelle A2-1: Ergebnisse aus Druckkriechversuchen, Belastungsalter: 28 d

Herstellung / Lagerung			Belastung			Verformungen in [%]			
Probe	w/b-Wert	Klima in [°C/% RF]	Alter bei Belastung in [d]	in [%] von $f_{c,cyl,tr}$	Kriechspannung σ_c in [N/mm ²]	el. Dehnung bei Belastung $\epsilon_{el, bel}$	el. Dehnung bei Entlastung $\epsilon_{el, ent}$	Gesamtverformung nach 60d	bleibende Verformung nach 100d
α-HH	0,30	20/65	28	33	17,70	0,775	0,656	1,121	0,257
		20/95				0,836	0,425	5,167	3,755
β-HH	0,60	20/65	28	33	6,70	0,820	0,530	1,321	0,452
		20/95				0,869	0,597	6,082	4,790
V5BM	0,42	20/65	28	33	2,01	0,579	0,559	0,897	0,243
		20/95				0,573	0,492	0,973	0,277
V15BM	0,34	20/65	28	33	5,80	0,770	0,731	1,112	0,294
		20/95				0,810	0,768	1,386	0,550
V5	0,75	20/65	28	33	1,10	0,429	0,334	0,604	0,223
		20/95				0,522	0,397	0,891	0,397
V15	0,57	20/65	28	33	3,35	0,295	0,219	0,380	0,097
		20/95				0,310	0,275	0,524	0,180

Tabelle A2-2: Ergebnisse aus Druckkriechversuchen V5 und V15, Belastungsalter: 3 d und 7 d

Herstellung / Lagerung			Belastung			Verformungen in [%]					
Probe	w/b-Wert	Klima in [°C/% RF]	Alter bei Belastung in [d]	in [%] von $f_{c,cyl,tr}$	Kriechspannung σ_c in [N/mm ²]	el. Dehnung bei Belastung $\epsilon_{el,be}$	el. Dehnung bei Entlastung $\epsilon_{el,ent}$	Gesamtverformung nach 60d	bleibende Verformung nach 100d		
V5	0,75	20/65	3	10	0,086	0,096	0,017	0,130	0,088		
				33	0,258	0,186	0,168	0,461	0,368		
			7	10	0,152	0,088	0,042	0,233	0,164		
				33	0,500	0,332	0,113	0,670	0,537		
			20/95	3	10	0,060	0,088	0,027	0,358	0,333	
					33	0,200	0,178	0,176	1,424	0,140	
		7		10	0,075	0,084	0,030	0,205	0,175		
				33	0,250	0,145	0,084	0,984	0,901		
		05/85	3	<i>Die Zylinder konnten nach 3 d noch nicht ausgeschalt werden.</i>							
			7	10	0,081	0,208	0,038	0,441	0,406		
				33	0,270	0,272	0,098	1,091	0,998		
V15	0,75	20/65	3	10	0,408	0,052	0,064	0,159	0,095		
				33	1,360	0,201	0,138	0,611	0,468		
			7	10	0,558	0,052	0,052	0,110	0,057		
				33	1,860	0,270	0,162	0,585	0,430		
			20/95	3	10	0,311	0,077	0,061	0,203	0,136	
					33	1,033	0,195	0,152	0,745	0,591	
		7		10	0,480	0,140	0,086	0,286	0,199		
				33	1,600	0,307	0,201	0,950	0,749		
		05/85	3	10	0,358	0,137	0,101	0,191	0,096		
				33	1,193	0,277	0,191	1,272	1,040		
			7	10	0,387	0,091	0,086	0,263	0,164		
				33	1,291	0,368	0,202	1,578	1,362		

Tabelle A2-3: Ergebnisse aus Druckkriechversuchen V25, Belastungsalter: 3 d und 7 d

Herstellung / Lagerung			Belastung			Verformungen in [%]						
Probe	w/b-Wert	Klima in [°C/% RF]	Alter bei Belastung in [d]	in [%] von $f_{c,cyl,tr}$	Kriechspannung σ_c in [N/mm ²]	el. Dehnung bei Belastung $\epsilon_{el,be}$	el. Dehnung bei Entlastung $\epsilon_{el,ent}$	Gesamtverformung nach 60d	bleibende Verformung nach 100d			
V25	0,48	20/65	3	10	0,547	0,105	0,102	0,367	0,263			
				33	1,82	0,287	0,162	1,616	1,454			
			7	10	0,597	0,088	0,063	0,208	0,145			
				33	1,990	0,255	0,180	0,825	0,632			
			20/95	3	<i>Die Zylinder konnten nach 3 d noch nicht ausgeschalt werden.</i>							
					7	10	0,145	0,140	0,081	0,214	0,138	
		33		0,483		0,433	0,405	1,917	1,502			
				05/85	3	10	0,773	0,108	0,142	0,326	0,182	
		33				2,577	0,346	0,232	2,671	2,438		
		7			10	0,920	0,138	0,102	0,769	0,666		
			33		3,060	0,337	0,309	3,328	2,989			

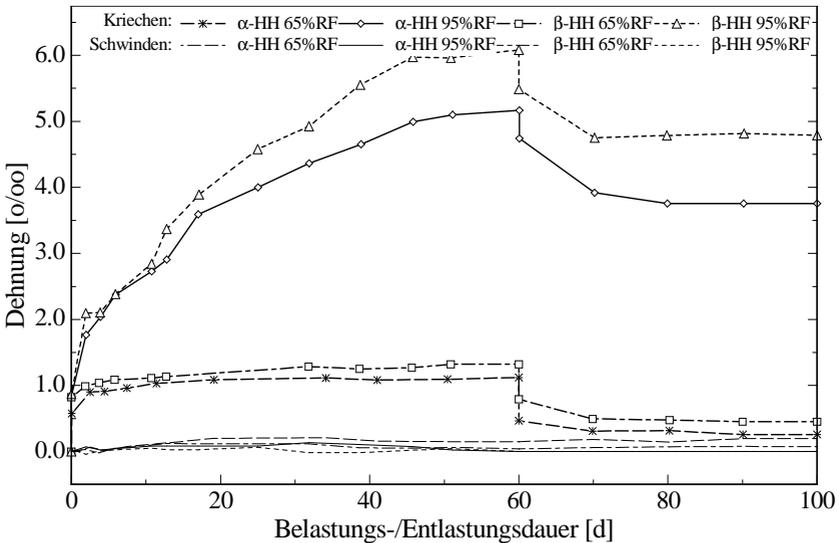


Abb. A2-1: α -HH und β -HH: Kriechen und Schwinden infolge Druckbelastung
Belastungsalter: 28 d – Lagerungs- und Prüftemperatur: 20°C

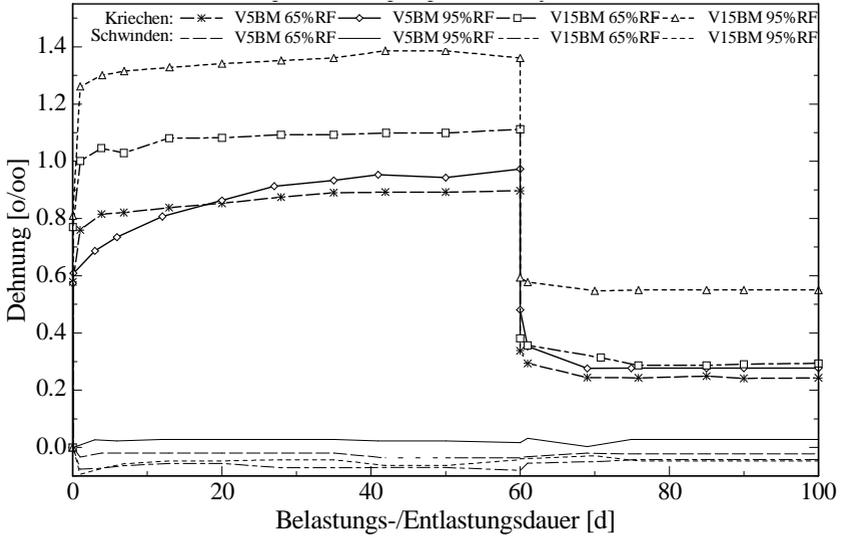


Abb. A2-2: V5BM und V15BM: Kriechen und Schwinden infolge Druckbelastung
Belastungsalter: 28 d – Lagerungs- und Prüftemperatur: 20°C

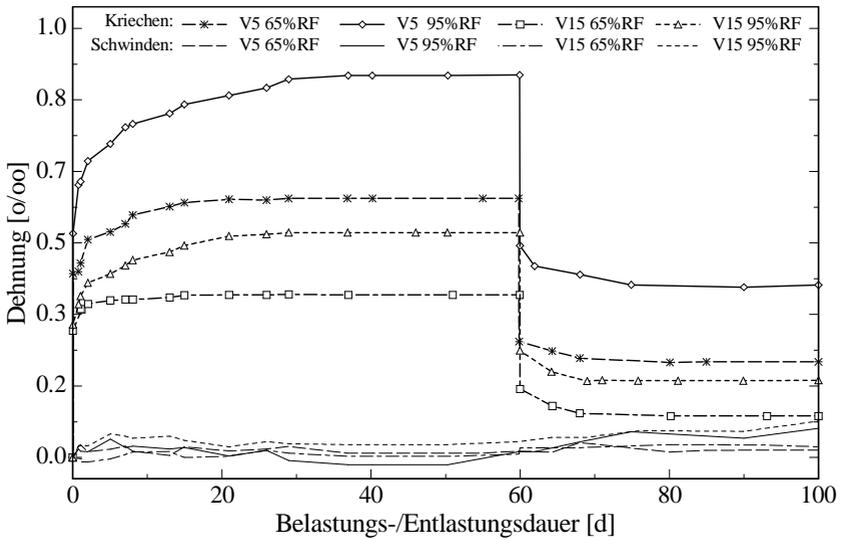


Abb. A2-3: V5 und V15: Kriechen und Schwinden infolge Druckbelastung
Belastungsalter: 28 d – Lagerungs- und Prüftemperatur: 20°C

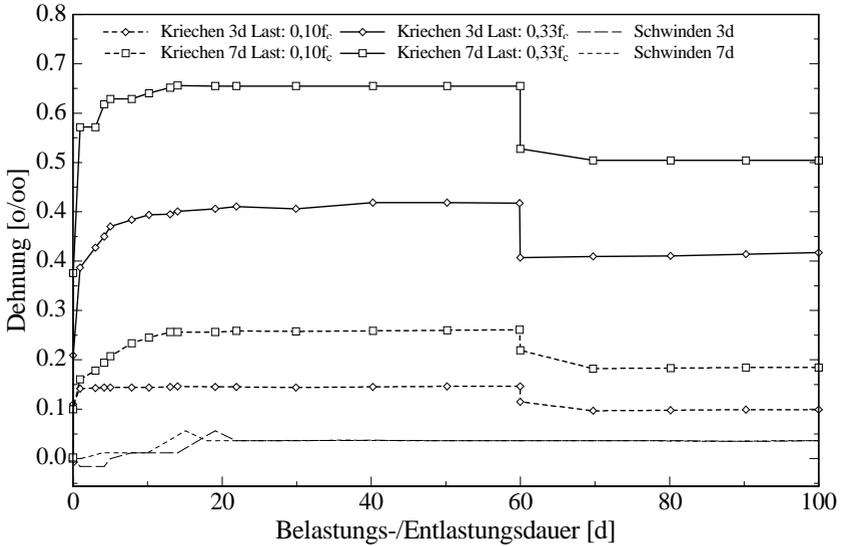


Abb. A2-4: V5: Kriechen und Schwinden infolge Druckbelastung
Lagerungs- und Prüfbedingungen: 20°C / 65% RF

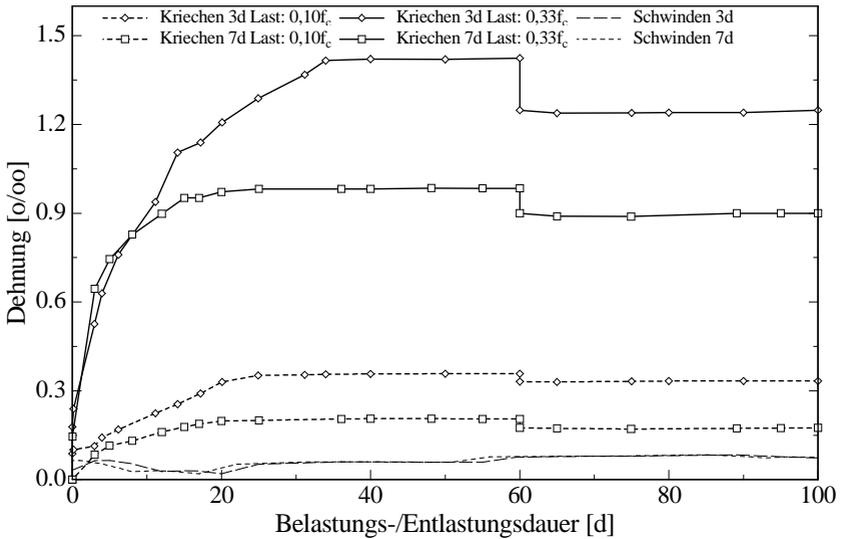


Abb. A2-5: V5: Kriechen und Schwinden infolge Druckbelastung
Lagerungs- und Prüfbedingungen: 20°C / 95% RF

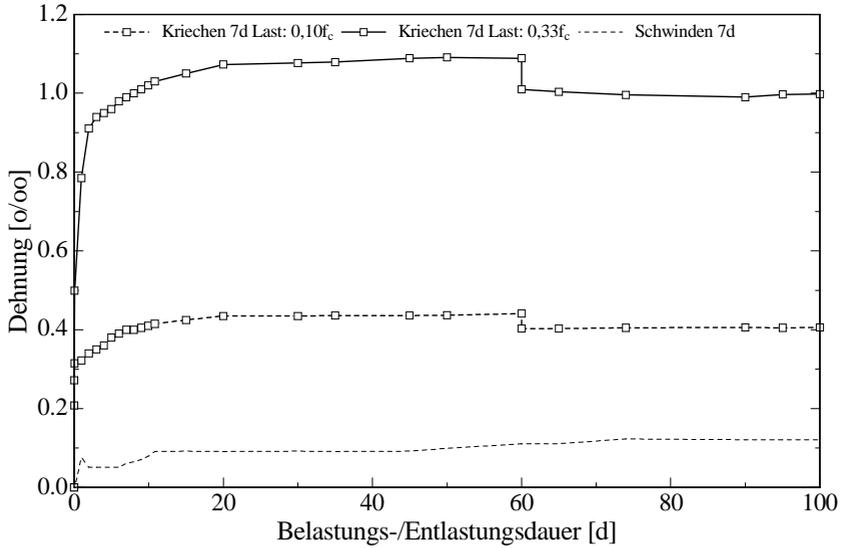


Abb. A2-6: V5: Kriechen und Schwinden infolge Druckbelastung
Lagerungs- und Prüfbedingungen: 5°C / 80% RF

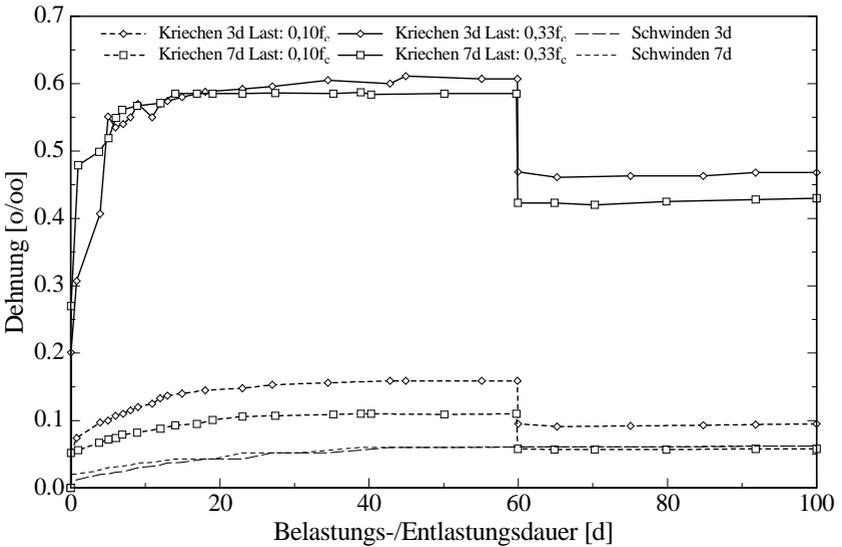


Abb. A2-7: V15: Kriechen und Schwinden infolge Druckbelastung
Lagerungs- und Prüfbedingungen: 20°C / 65% RF

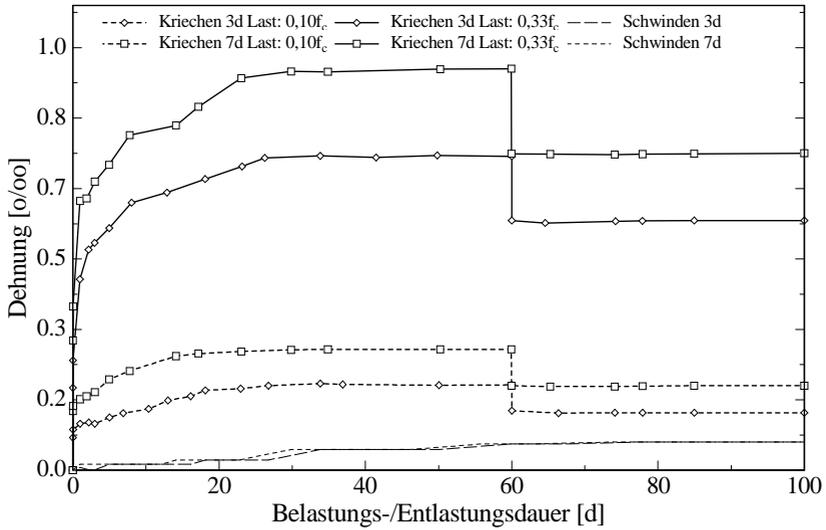


Abb. A2-8: V15: Kriechen und Schwinden infolge Druckbelastung
Lagerungs- und Prüfbedingungen: 20°C / 95% RF

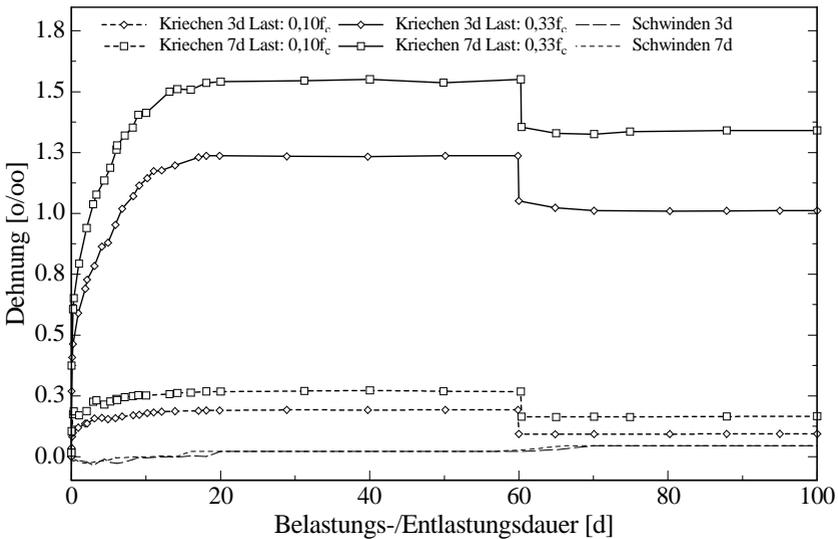


Abb. A2-9: V15: Kriechen und Schwinden infolge Druckbelastung
Lagerungs- und Prüfbedingungen: 5°C / 80% RF

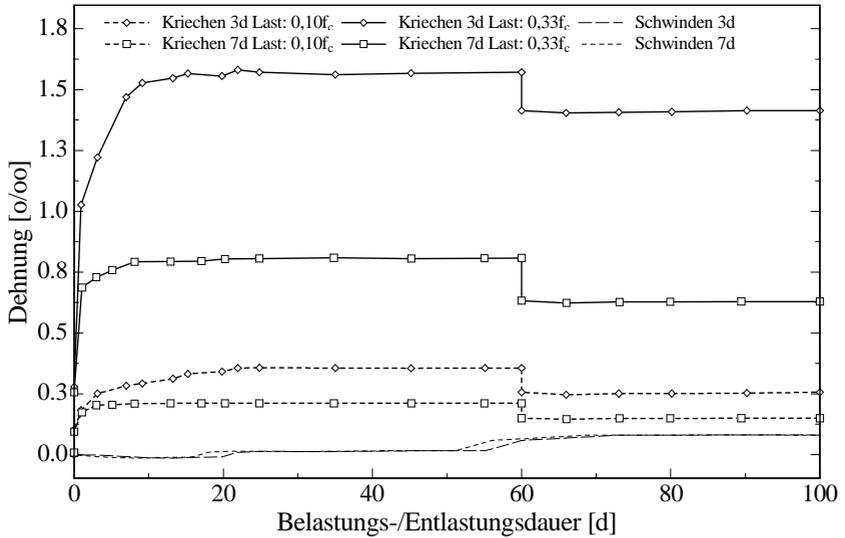


Abb. A2-10: V25: Kriechen und Schwinden infolge Druckbelastung
Lagerungs- und Prüfbedingungen: 20°C / 65% RF

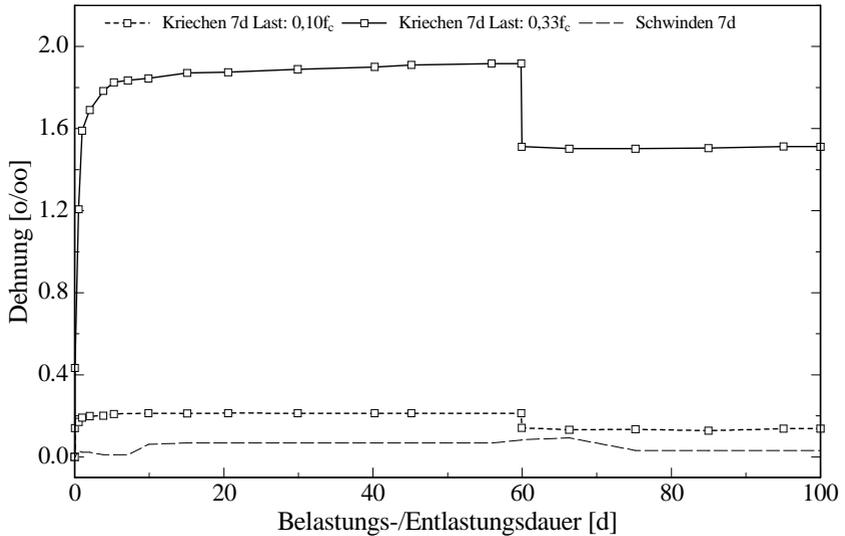


Abb. A2-11: V25: Kriechen und Schwinden infolge Druckbelastung
Lagerungs- und Prüfbedingungen: 20°C / 95% RF

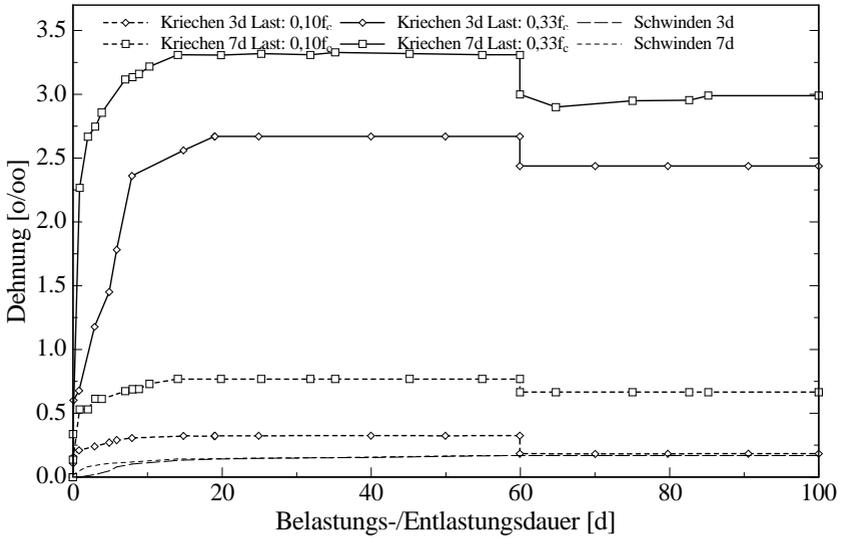


Abb. A2-12: V25: Kriechen und Schwinden infolge Druckbelastung
Lagerungs- und Prüfbedingungen: 5°C / 80% RF

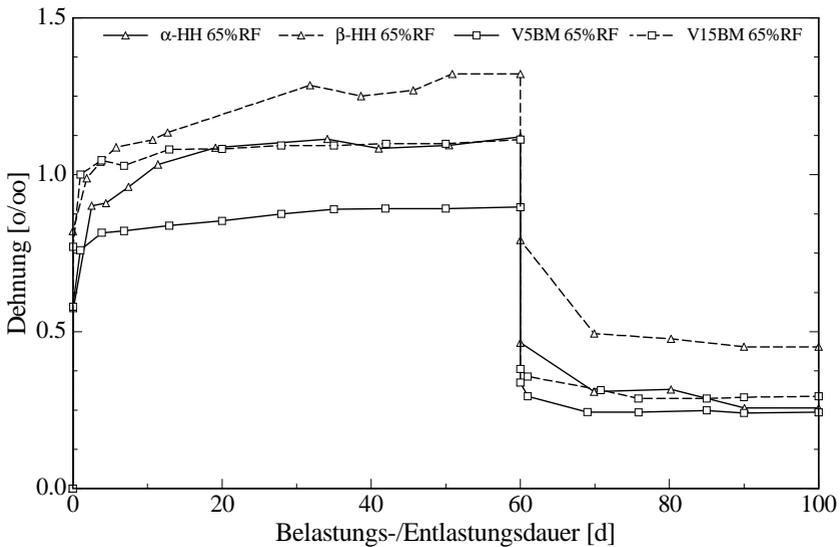


Abb. A2-13: Einfluss des Kalkhydrats auf das Kriechverhalten von trocken gelagerten Gipsen
 $t_{bel}: 28 \text{ d} - \sigma_{C,\alpha}=17,7\text{N/mm}^2 - \sigma_{C,\beta}=6,7\text{N/mm}^2 - \sigma_{C,V5BM}=2,01\text{N/mm}^2 - \sigma_{C,V15BM}=5,8\text{N/mm}^2$
 Lagerungs- und Prüftemperatur: 20°C

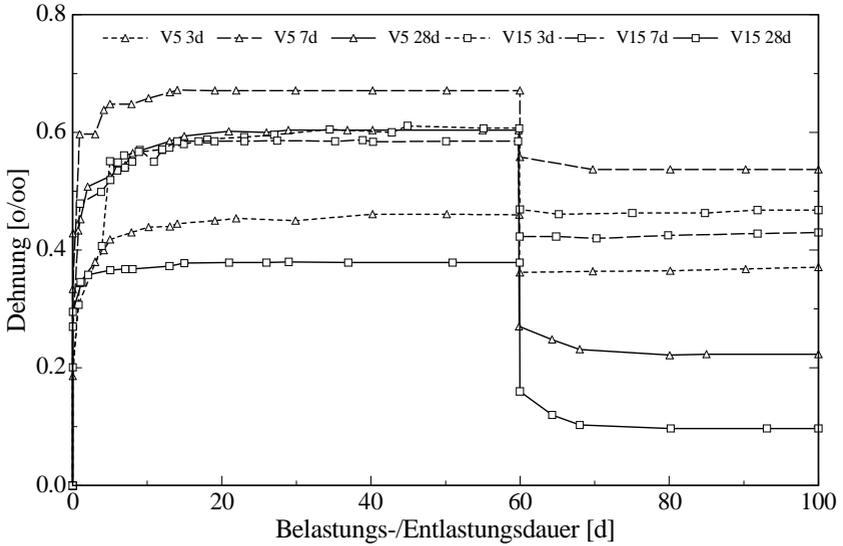


Abb. A2-14: Einfluss d. Belastungsalters auf das Kriechverhalten trocken gelagerter Gipse $\sigma_c=0,33f_c(t_0)$ – Lagerungs- und Prüfbedingungen: 20°C/65% RF

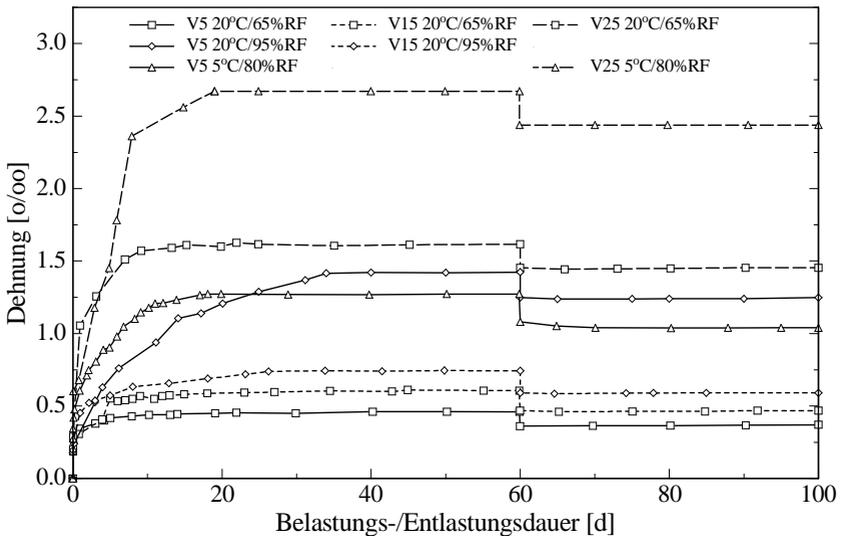


Abb. A2-15: Einfluss der Feuchte auf die Kriechverformung von Gipsmörteln
Belastungsalter: 3 d – Lagerungs- und Prüftemperatur: 20°C

A3 Ergebnisse aus Zugkriechversuchen

Tabelle A3-1: Ergebnisse aus Zugkriechversuchen, Belastungsalter: 28 d

Herstellung / Lagerung			Belastung			Verformungen in [%]			
Probe	w/b-Wert	Klima in [°C/% RF]	Alter bei Belastung in [d]	in [%] von $f_{c,cyl,tr}$	Kriechspannung σ_c in [N/mm ²]	el. Dehnung bei Belastung $\epsilon_{el, bel}$	el. Dehnung bei Entlastung $\epsilon_{el, ent}$	Gesamtverformung nach 60d	bleibende Verformung nach 100d
α -HH	0,30	20/65	28	20	17,70	0,070	0,048	0,111	0,062
		20/95				0,600	0,210	1,663	1,203
β -HH	0,60	20/65			6,70	0,059	0,045	0,211	0,138
		20/95				0,654	0,130	1,633	1,503
V5	0,75	20/65		33	1,10	0,030	0,026	0,053	0,023
		20/95				0,039	0,031	0,067	0,021
V15	0,57	20/65			1,35	0,043	0,028	0,052	0,022
		20/95				0,045	0,037	0,073	0,024

A4 Feuchtespezifische Kennwerte

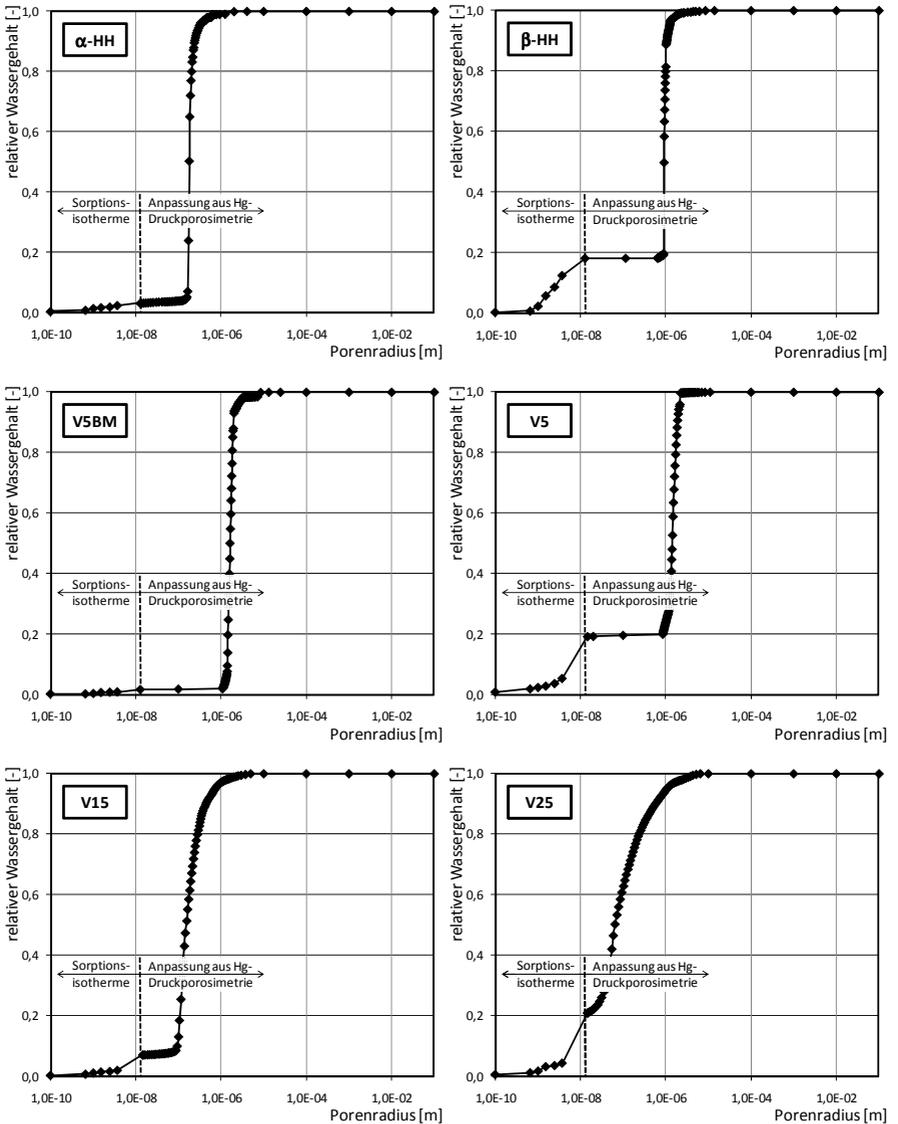


Abb. A4-1: Approximierte Feuchtespeicherfunktionen der verwendeten Rezepturen

A5 Dauerhaftigkeitsmodelle

Tabelle A5-1: Rezeptur des HGJ-Mörtels, w/f= 0,316

Hüttensand	81,06 M.-%
Anhydrit	4,58 M.-%
Gießereibinder	4,58 M.-%
Altpapierfasern (LC)	4,58 M.-%
Metylcellulose MKX 15000 PP	0,24 M.-%
Mowolith DM 200 P	2,26 M.-%
Melment F10	0,90 M.-%
Calciumformiat	1,80 M.-%

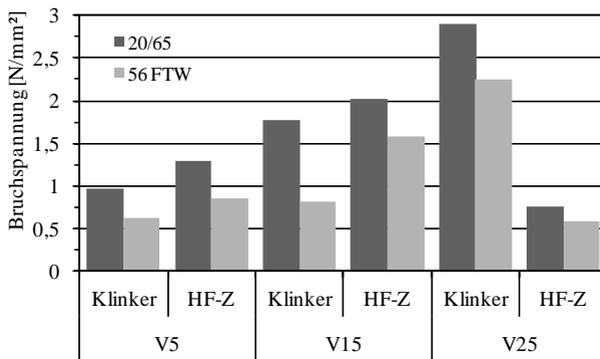


Abb. A5-1: Haftscherfestigkeiten FTW Serie 2

Tabelle A5-2: Eigenschaften der Steine aus unterschiedlichen Objekten

Objekt	St. Petri Bosau	St. Petri Gülzow	Kloster Walkenried	St. Katharinen Hamburg	St. Johannis Katlenburg
Klassifizierung	Quarzit, Migmatit, Diorit, Granit, Gneis	Granit, (Diorit)	Harzer Dolomit	Vormauerziegel	Buntsandstein grau und rot
MECHANISCHE KENNWERTE					
Druckfestigkeit [N/mm ²] DIN EN 1923	240-272	224	141,7	24,88	grau: 25,8 rot: 48-55
Biegezugfestigkeit [N/mm ²] DIN EN 12372	12-20	13,1	11,3	4,8	grau: 1,45 rot: 0,7
stat. E-Modul [10 ⁹ N/mm ²] ÖNorm B3124-9	60-83	62	40	11	grau: 9 rot: 10
dyn. E-Modul [N/mm] DIN 54045-9	43-78	38	39-58	12	grau: 10,7 rot: 10,4-11,8
Querdehnzahl [-] ÖNorm B3124-9	0,09-0,22	0,06	0,39	0,15	grau: 0,045 rot: 0,05-0,1
PHYSIKALISCHE KENNWERTE					
Wasseraufnahme [%] DIN EN 1925	Granit: 0,1-0,5 sonst: 0,3-1,2	0,4	2,08	10	grau: 48,3 rot: 108-120
lin. Wärmedehnz. [10 ⁻⁶ /K] DIN51045-1	Granit: 1,7-5,3 Diorit: 1,4-6,2	5,7	4,1-5,5	1,6-4,4	grau: 8,5 rot: 1,9-2,6
Porosität [Vol.-%] DIN 66133	Granit: 1,13 Diorit: 0,45	-	3,85	-	-
Rohdichte [kg/m ³] DIN EN 1936	2,5-2,8	2,57	2,58	1,93	grau: 2,04 rot: 2,58

INGENIEURMODELL – Ergebnisse der Berechnungen

Katharinenkirche HH - V5
V5 mit Handmörtel- trocken und feucht

Temperaturdifferenz [°C]: 10 Fuganflächenanteil [%]: 15 Berechnungsdatum: 08.09.2010 09:41:20

Eingabeparameter für den Stein:

HF-Ziegel

therm. Ausdehnungskoeffizient [10 ⁻⁶ /K]:	5,35
Endschwindmaß [0/00]:	0,04
Zug E-Modul [N/mm ²]:	5500
Relevante Zugkriechzahl:	0,00

Rissbildung parallel zur Fuge:

Berechnung des Mindestwertes von Stein-, Mörtel- und Haftzugfestigkeit:

Vorgabe: Zug-E-Modul des Mörtels [N/mm ²]:	4310,00
Ergebnis: Mindestfestigkeit [N/mm²]:	0,36

Berechnung des maximalen E-Moduls des Mörtels:

Vorgabe: Mindestfestigkeit [N/mm ²]:	(frei gewählt) 0,36
Ergebnis: maximaler E-Modul [N/mm²]:	4318

Prognose der Teildehnungen:

Max. therm. Dehnung [0/00]:	0,0533
Max. Schwinddehnung [0/00]:	0,0385
Elastische Dehnung [0/00]:	0,0681
Kriechdehnung (relevanter Zeitpunkt) [0/00]:	0,0237

Eingabeparameter für den Mörtel:

V5 trocken

therm. Ausdehnungskoeffizient [10 ⁻⁶ /K]:	5,20
Endschwindmaß [0/00]:	0,03
Relevante Zugkriechzahl:	1,89

Rissbildung senkrecht zur Fuge:

Berechnung des Mindestwertes von Stein-, Mörtel- und Haftzugfestigkeit:

Vorgabe: Zug-E-Modul des Mörtels [N/mm ²]:	4310
Ergebnis: Mindestfestigkeit [N/mm²]:	0,12

Berechnung des maximalen E-Moduls des Mörtels:

Vorgabe: Mindestmörtelzugfestigkeit [N/mm ²]:	0,36
Ergebnis: maximaler E-Modul [N/mm²]:	12688

Prognose der Teildehnungen:

Max. therm. Dehnung [0/00]:	0,0520
Max. Schwinddehnung [0/00]:	0,0300
Elastische Dehnung [0/00]:	0,0284
Kriechdehnung (relevanter Zeitpunkt) [0/00]:	0,0536

Abb. A5-2: Bericht einer Stein-Mörtelkombination

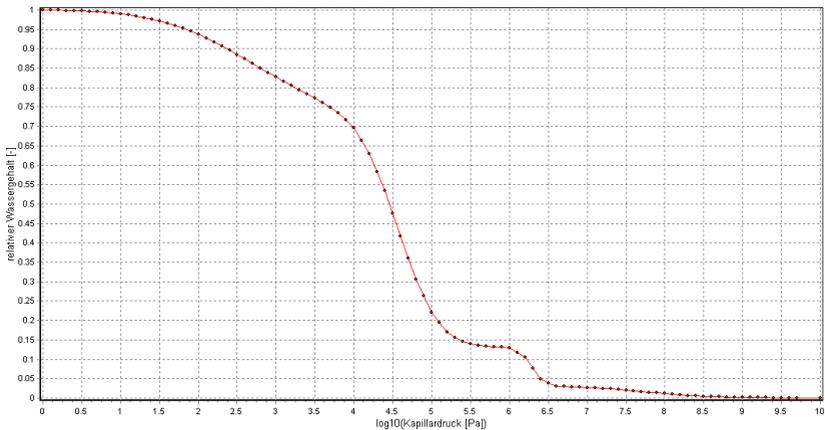


Abb. A5-3: Feuchtespeicherfunktion Rütthener Grünsandstein

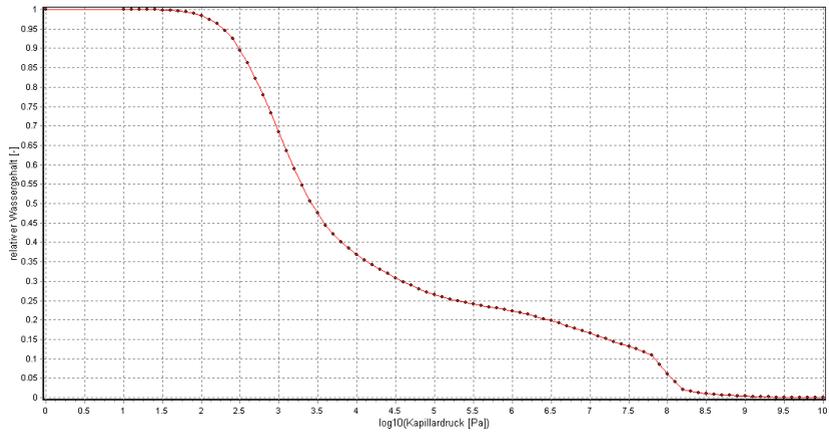


Abb. A5-4: Feuchtespeicherfunktion HGJ-Mörtel

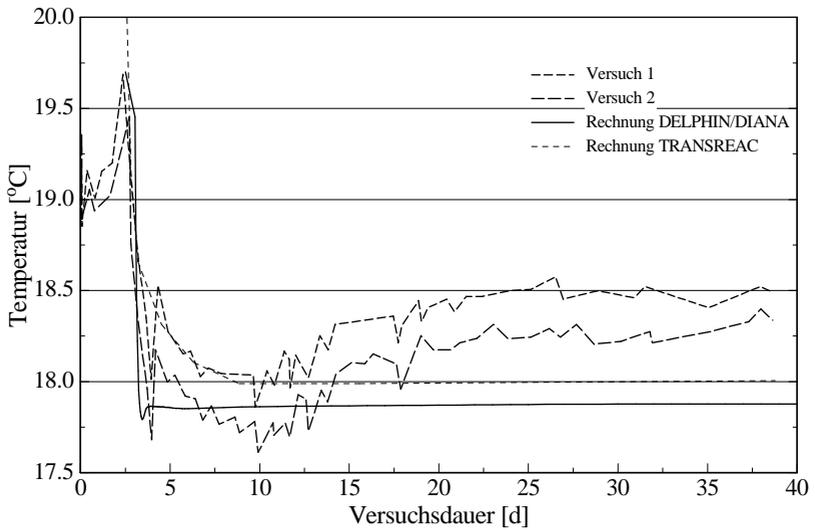


Abb. A5-5: experimenteller und berechneter Temperaturverlauf im HGJ-Mörtel „Mitte“

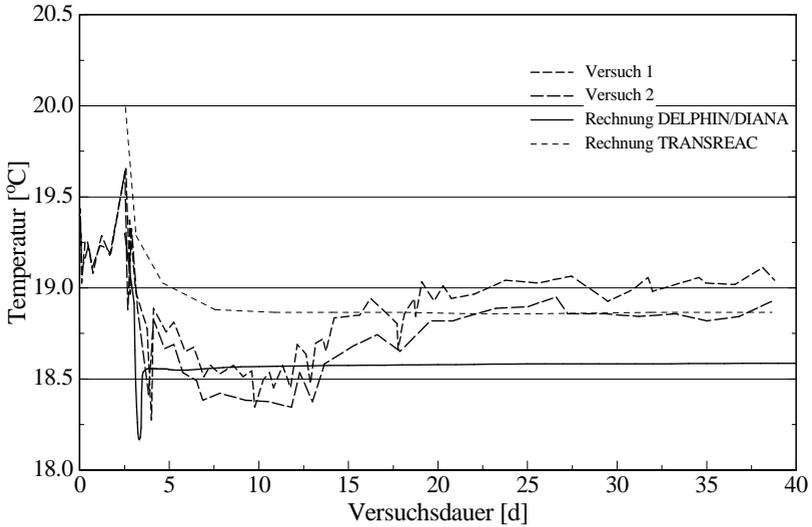


Abb. A5-6: experimenteller und berechneter Temperaturverlauf im HGJ-Mörtel „innen“

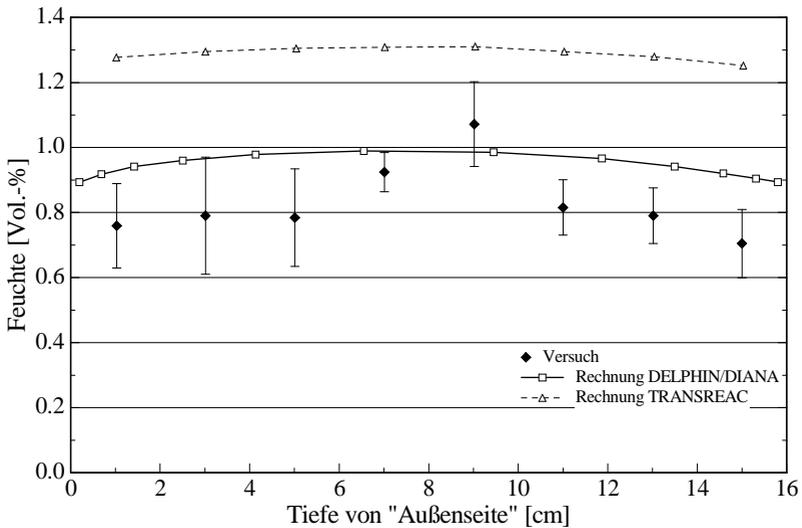


Abb. A5-7: experimentelles und berechnetes Feuchteprofil im Rühener Grünsandstein

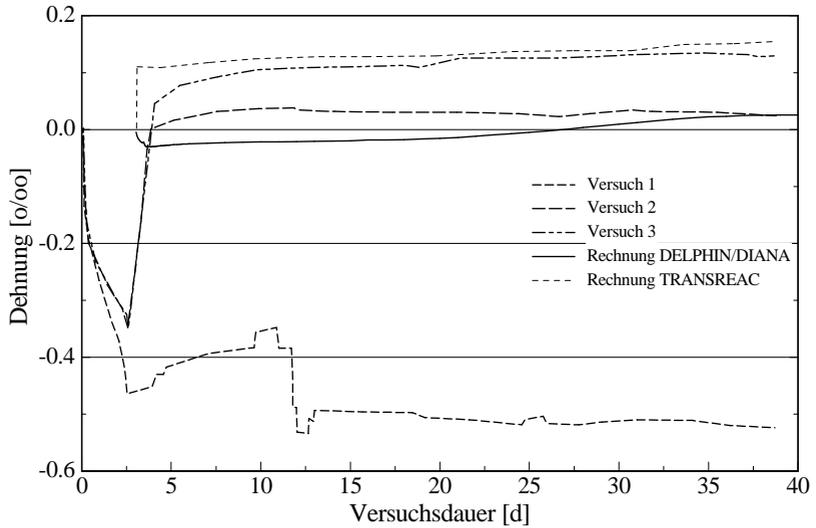


Abb. A5-8: experimentelle und berechnete Dehnungen im Rüthener Sandstein „außen“

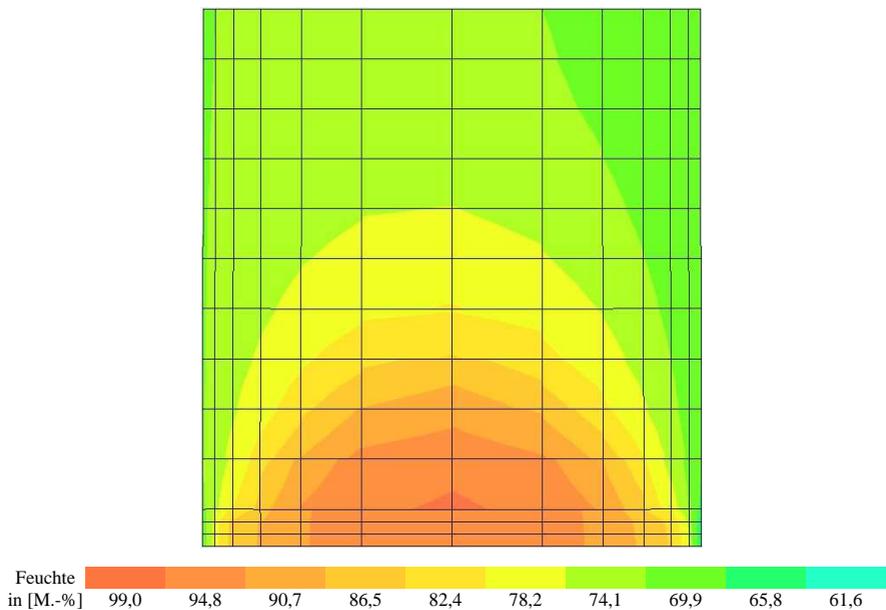


Abb. A5-9: Feuchteverteilungen über den Wandquerschnitt im Zweisteinkörper mit V15 6 Tage nach Einbringen des Mörtels

VERZEICHNIS DER BISHER IN DER SCHRIFTENREIHE DES IBMB ERSCHIENENEN HEFTE (ISSN 1439-3875)

In der Schriftenreihe "Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig - ISSN 0178-5796 (Heft 1 bis 16 als "Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig", Heft 17 bis 39 als "Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig") sind bisher die nachfolgend aufgeführten Hefte erschienen.

Sie können bezogen werden von:

Institut für Baustoffe,
Massivbau und Brandschutz
der Technischen Universität Braunschweig
Bibliothek
Beethovenstraße 52
38106 Braunschweig

Tel. (05 31) 3 91-54 54
Fax (05 31) 3 91-5900
E-Mail o.dienelt@tu-bs.de

oder über jede Buchhandlung.

Kosten:
Je nach Umfang zwischen € 7 und € 30
(zuzüglich Versandkosten)

Das aktuelle Verzeichnis unter:
www.ibmb.tu-bs.de (→ Bibliothek)

Vergriffene Hefte können als Kopien gegen Erstattung der Kopierkosten bezogen werden.

Heft 1:

Deters, R.: Über das Verdunstungsverhalten und den Nachweis öliger Holzschutzmittel. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1962; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1962

Heft 2:

Kordina, K.: Das Verhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbauteilen unter Feuerangriff. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1963; Sonderdruck aus: Beton 13(1962), S. 11-18, 81-84

Heft 3:

Eibl, J.: Zur Stabilitätsfrage des Zweigelenkbogens mit biegeweichem Zugband und schlaffen Hängestangen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1963; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1963

Heft 4:

Kordina, K.; Eibl, J.: Ein Verfahren zur Bestimmung des Vorspannverlustes infolge Schlupf in der Verankerung. Zur Frage der Temperaturbeanspruchung von kreiszylindrischen Stahlbetonsilos. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1964; Sonderdruck aus: Beton- und Stahlbetonbau 58(1963), S. 265-268; 59(1964), S. 1-11

Heft 5:

Ertingshausen, H.: Über den Schalungsdruck von Frischbeton. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1965; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Hannover, 1965

Heft 6:

Waubke, N.V.: Transportphänomene in Betonporen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1966; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 7:

Ehm, H.: Ein Beitrag zur rechnerischen Bemessung von brandbeanspruchten balkenartigen Stahlbetonbauteilen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 8:

Steinert, J.: Möglichkeiten der Bestimmung der kritischen Last von Stab- und Flächentragwerken mit Hilfe ihrer Eigenfrequenz. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 9:

Lämmke, A.: Untersuchungen an dämm-schichtbildenden Feuerschutzmitteln. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1967; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1967

Heft 10:

Rafla, K.: Beitrag zur Frage der Kippstabilität aufgehängter Träger. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 11:

Ivanyi, G.: Die Traglast von offenen, kreisförmigen Stahlbetonquerschnitten: Brazier-Effekt. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 12:

Meyer-Ottens, C.: Brandverhalten verschiedener Bauplatten aus Baustoffen der Klassen A und B. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1969

Heft 13:

Fuchs, G.: Zum Tragverhalten von kreisförmigen Doppelsilos unter Berücksichtigung der Eigensteifigkeit des Füllgutes. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1968; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1968

Heft 14:

Meyer-Ottens, C.: Wände aus Holz und Holzwerkstoffen unter Feuerangriff. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1970; Sonderdruck aus: Mitteilungen der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung, H.56(1969)

Heft 15:

Lewandowski, R.: Beurteilung von Bauwerksfestigkeiten anhand von Betongüteküwürfeln und -bohrproben. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1970; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1970

Heft 16:

Neubauer, F.-J.: Untersuchungen zur Frage der Rissesicherung von leichten Trennwänden aus Gips-Wandbauplatten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Hochschule Braunschweig, 1970; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1969

Heft 17:

Meyer-Ottens, C.; Kordina, K.: Gutachten über das Brandverhalten von Bauteilen aus dampfgehärtetem Gasbeton: aufgestellt für den Fachverband Gasbetonindustrie. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1970

Heft 17:

Meyer-Ottens, C.; Kordina, K.: Gutachten über das Brandverhalten von Bauteilen aus dampfgehärtetem Gasbeton. Erw. Neuaufl. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974

Heft 18:

Bödeker, W.: Die Stahlblech-Holz-Nagelverbindung und ihre Anwendung: Grundlagen und Bemessungsvorschläge. Braunschweig. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1971; Zugl.: Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1971, ISBN 3-89288-057-3

Heft 19:

Meyer-Ottens, C.: Bauaufsichtliche Brandschutzvorschriften: Beispiele für ihre Erfüllung bei Wänden, Brandwänden und Decken. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1971

Heft 20:

Liermann, K.: Das Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonbrückenpfeilern mit Rollenlagern. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972, ISBN 3-89288-056-5

Heft 22:

Nürnberg, U.: Zur Frage des Spannungsrißkorrosionsverhaltens kohlenstoffarmer Betonstähle in Nitratlösungen unter Berücksichtigung praxisnaher Verhältnisse. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972, ISBN 3-89288-054-9

Heft 23:

Meyer-Ottens, C.: Zur Frage der Abplatzungen an Betonbauteilen aus Normalbeton bei Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1972; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1972

Heft 24:

El-Arousy, T.H.: Über die Steinkohlenflugasche und ihre Wirkung auf die Eigenschaften von Leichtbeton mit geschlossenem Gefüge im frischen und festen Zustand. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973, ISBN 3-89288-053-0

Heft 25:

Rieche, G.: Mechanismen der Spannungs-korrosion von Spannstählen im Hinblick auf ihr Verhalten in Spannbetonkonstruktionen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973, ISBN 3-89288-052-2

Heft 26:

Tennstedt, E.: Beitrag zur rechnerischen Ermittlung von Zwangsschnittgrößen unter Berücksichtigung des wirklichen Verformungsverhaltens des Stahlbetons. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-051-4

Heft 27:

Schneider, U.: Zur Kinetik festigkeitsmindernder Reaktionen in Normalbetonen bei hohen Temperaturen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1973; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1973

Heft 28:

Neisecke, J.: Ein dreiparametrisches, komplexes Ultraschall-Prüfverfahren für die zerstörungsfreie Materialprüfung im Bauwesen. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-050-6

Heft 29:

Kordina, K.; Maack, P.; Hjorth, O.: Traglastermittlung an Stahlbeton-Druckgliedern. Schlußbericht (AIF-Nr. 956). Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-048-4

Heft 30:

Eibl, J.; Ivanyi, G.: Berücksichtigung der Torsionssteifigkeit von Randbalken bei Stahlbetondecken. Schlußbericht, Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974

Heft 31:

Kordina, K.; Janko, B.: Stabilitätsnachweise von Rahmensystemen im Stahlbetonbau. Schlußbericht (AIF-Nr. 1388), Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1974, ISBN 3-89288-049-2

Heft 32:

Hjorth, O.: Ein Beitrag zur Frage der Festigkeiten und des Verbundverhaltens von Stahl und Beton bei hohen Beanspruchungsgeschwindigkeiten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1976; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1975

Heft 33:

Klingsch, W.: Traglastberechnung instationär thermisch belasteter schlanker Stahlbetondruckglieder mittels zwei- und dreidimensionaler Diskretisierung. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1976; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1976

Heft 34:

Djamous, F.: Thermische Zerstörung natürlicher Zuschlagstoffe im Beton. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977

Heft 35:

Haksever, A.: Zur Frage des Trag- und Verformungsverhaltens ebener Stahlbetonrahmen im Brandfall. Braunschweig. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977

Heft 36:

Storkebaum, K.-H.: Ein Beitrag zur Traglastermittlung von vierseitig gelagerten Stahlbetonwänden. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977, ISBN 3-89288-045-X

Heft 37:

Bechtold, R.: Zur thermischen Beanspruchung von Außenstützen im Brandfall. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1977, ISBN 3-89288-046-8

Heft 38:

Steinert, J.: Bestimmung der Wasserdurchlässigkeit von Kiesbeton aus dem Wassereindringverhalten. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1977; Unveränderter Nachdruck der Erstveröffentlichung Bad Honnef, Osang, 1977 (Zivilschutzforschung, Bd. 7)

Heft 39:

Weiß, R.: Ein haufwerkstheoretisches Modell der Restfestigkeit geschädigter Betone. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der Technischen Universität Braunschweig, 1978; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1978, ISBN 3-89288-047-6

Heft 40:

Alda, W.: Zum Schwingkriechen von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1978; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1978, ISBN 3-89288-035-2

Heft 41:

Teutsch, M.: Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbalken mit rechteckigem Querschnitt unter kombinierter Beanspruchung aus Biegung, Querkraft und Torsion. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-036-0

Heft 42:

Schneider, U.: Ein Beitrag zur Frage des Kriechens und der Relaxation von Beton unter hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1979

Heft 43:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Veröffentlichungen 1967 bis 1979. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-037-9

Heft 44:

Kordina, K.; Fröning, H.: Druckmessungen in Silozellen mit einer neu entwickelten Sonde. Abschlußbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1979, ISBN 3-89288-038-7

Heft 45:

Henke, V.: Ein Beitrag zur Zuverlässigkeit frei gelagerter Stahlbetonstützen unter genormter Brandeinwirkung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1980; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1980

Heft 46:

Schneider, U.; Haksever, A.: Wärmebilanzrechnungen für Brandräume mit unterschiedlichen Randbedingungen (Teil 1). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1980

Heft 47:

Walter, R.: Partiiell brandbeanspruchte Stahlbetondecken: Berechnung des inneren Zwanges mit einem Scheibenmodell. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1981, ISBN 3-89288-039-5

Heft 48:

Svensvik, B.: Zum Verformungsverhalten gerissener Stahlbetonbalken unter Einschluß der Mitwirkung des Betons auf Zug in Abhängigkeit von Last und Zeit. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1981, ISBN 3-89288-040-9

Heft 49:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Veröffentlichungen 1967 bis 1981. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1981, ISBN 3-89288-041-7

Heft 50:

Ojha, S.K.: Die Steifigkeit und das Verformungsverhalten von Stahlbeton- und Spannbetonbalken unter kombinierter Beanspruchung aus Torsion, Biegemoment, Querkraft und Axialkraft. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-042-5

Heft 51:

Henke, V.: Zusammenstellung und Anwendung Bayes'scher Verfahren bei der Stichprobenbeurteilung. Projekt D1 des SFB 148. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-043-3

Heft 52:

Haksever, A.: Stahlbetonstützen mit Rechteckquerschnitten bei natürlichen Bränden. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Habil.-Schr., Technische Universität Istanbul, 1982, ISBN 3-89288-044-1

Heft 53:

Weber, V.: Untersuchung des Reiß- und Verformungsverhaltens segmentärer Spannbetonbauteile. Braunschweig. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-017-4

Heft 54:

Ranisch, E.-H.: Zur Tragfähigkeit von Verklebungen zwischen Baustahl und Beton: geklebte Bewehrung. Unveränderter Nachdruck der Ausgabe 1982. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-010-7

Heft 55:

Wiedemann, G.: Zum Einfluß tiefer Temperaturen auf Festigkeit und Verformung von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982

Heft 56:

Timm, R.: Ein geometrisch und physikalisch nichtlineares Rechenmodell zur optimalen Biegebemessung ebener Stahlbetonrahmen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1982; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1982, ISBN 3-89288-018-2

Heft 57:

Diederichs, U.: Untersuchungen über den Verbund zwischen Stahl und Beton bei hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-019-0

Heft 58:

Schneider, U.: Wärmebilanzrechnungen in Verbindung mit Versuchen in Brandräumen (Teil 2). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-020-4

Heft 59:

Dobbernack, R.: Wärmebilanzrechnungen in Brandräumen unter Berücksichtigung der Mehrzonenmodellbildung (Teil 3). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-021-2

Heft 60:

Hillger, W.: Verbesserungen und Erweiterungen von Ultraschallprüfverfahren zur zerstörungsfreien Fehlstellen- und Qualitätskontrolle von Betonbauteilen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1983, ISBN 3-89288-014-X

Heft 61:

Blume, F.: Zur Wirklichkeitsnähe der Lastannahmen in Silovorschriften für Zellen aus Stahlbeton und Spannbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-013-1

Heft 62:

Nöltling, D.: Das Durchstanzen von Platten aus Stahlbeton : Tragverhalten, Berechnung, Bemessung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-012-3

Heft 63:

Wesche, J.: Brandverhalten von Stahlbetonplatten im baupraktischen Einbauzustand. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-009-3

Heft 64:

Droese, S.: Untersuchungen zur Technologie des Gleitschalungsbaus. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-000-X

Heft 65:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Forschungsarbeiten 1978 - 1983. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1984, ISBN 3-89288-001-8

Heft 66:

Hegger, J.: Einfluß der Verbundart auf die Grenztragfähigkeit von Spannbetonbalken. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-002-6

Heft 67:

Kepp, B.: Zum Tragverhalten von Verankerungen für hochfeste Stäbe aus Glasfaser-verbundwerkstoff als Bewehrung im Spannbetonbau. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-003-4

Heft 68:

Sager, H.: Zum Einfluß hoher Temperaturen auf das Verbundverhalten von einbetonierten Bewehrungsstäben. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1985; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1985, ISBN 3-89288-004-2

Heft 69:

Haß, R.: Zur praxisgerechten brandschutz-technischen Beurteilung von Stützen aus Stahl und Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-005-0

Heft 70:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: 17. Forschungskolloquium des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton, März 1986, Kurzfassungen der Beiträge. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-006-9

Heft 71:

Ehm, C.: Versuche zur Festigkeit und Verformung von Beton unter zweiaxialer Beanspruchung und hohen Temperaturen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-007-7

Heft 72:

Hartwich, K.: Zum Reiß- und Verformungsverhalten von Stahlfaserverstärkten Stahlbetonstäben unter Längszug. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-008-5

Heft 73:

Scheuermann, J.: Zum Einfluß tiefer Temperaturen auf Verbund und Reißbildung von Stahlbetonbauteilen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-011-5

Heft 74:

Hinrichsmeyer, K.: Strukturorientierte Analyse und Modellbeschreibung der thermischen Schädigung von Beton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-015-8

Heft 75:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Fachseminar Neue Bemessungsregeln durch Änderung der Stahlbeton- und Spannbetonvorschriften DIN 1045, DIN 4227, Juni 1986, Kurzfassungen der Beiträge. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1986, ISBN 3-89288-022-0

Heft 76:

Budelmann, H.: Zum Einfluß erhöhter Temperaturen auf Festigkeit und Verformung von Beton mit unterschiedlichen Feuchtegehalten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-016-6

Heft 77:

Großmann, F.: Spannungen und bruchmechanische Vorgänge im Normelbeton unter Zugbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-023-9

Heft 78:

Rohling, A.: Zum Einfluß des Verbundkriechens auf die Rißbreitenentwicklung sowie auf die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-024-7

Heft 79:

Henning, W.: Zwangrißbildung und Bewehrung von Stahlbetonwänden auf steifen Unterbauten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-025-5

Heft 80:

Richter, E.: Zur Berechnung der Biegetragfähigkeit brandbeanspruchter Spann-betonbauteile unter Berücksichtigung geeigneter Vereinfachungen für die Materialgesetze. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-026-3

Heft 81:

Kiel, M.: Nichtlineare Berechnung ebener Stahlbetonflächentragwerke unter Einschluß von Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1987, ISBN 3-89288-027-1

Heft 82:

Konietzko, A.: Polymerspezifische Auswirkungen auf das Tragverhalten modifizierter zementgebundener Betone (PCC). Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-028-X

Heft 83:

Grzeschkowitz, R.: Zum Trag- und Verformungsverhalten schlanker Stahlbetonstützen unter besonderer Berücksichtigung der schiefen Biegung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-030-1

Heft 84:

Wiese, J.: Zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonplatten unter partieller Brandbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-031-X

Heft 85:

Rudolph, K.: Traglastberechnung zweiachsig biegebeanspruchter Stahlbetonstützen unter Brandeinwirkung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1988; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1988, ISBN 3-89288-032-8

Heft 86:

Kordina, K.; Meyer-Ottens, C.; Noack, I.: Einfluß der Eigenbrandlast auf das Brandverhalten von Bauteilen aus brennbaren Baustoffen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989, in Vorbereitung, ISBN 3-89288-058-1

Heft 87:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz: Forschungsarbeiten 1984 - 1989. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989, ISBN 3-89288-034-4

Heft 88:

Grossert, E.: Untersuchungen zum Tragverhalten von Massivbrücken mit zweizelligem Kastenquerschnitt. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1989; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1989, ISBN 3-89288-059-X

Heft 89:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Weiterbildungsseminar "Bauen in Europa", 15.-16. November 1990 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-063-8

Heft 90:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Claußen, T.; Voß, K.-U.: Vorspannung im Hochbau. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1991, ISBN 3-89288-064-6

Heft 91:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachtagung Spannbeton im Hoch- und Industriebau, Kurzreferate, 1991, ISBN 3-89288-065-4

Heft 92:

Heins, T.: Simulationsmodell zur sicherheitstechnischen Beurteilung der Rauchausbreitung in ausgedehnten Räumen. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1991; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, ISBN 3-89288-066-2

Heft 93:

Hagen, E.: Zur Prognose des Gefährdungspotentials von Raumbränden. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1992; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1991, ISBN 3-89288-072-7

Heft 94:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachseminar "Instandsetzung und Ertüchtigung von Massivbauten", 14.-15. November 1991 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-068-9

Heft 95:

Qualitätssicherung im Bauwesen, VMPA-Tagung 1992, 25.-26.06.1992, Tagungsbericht, ISBN 3-89288-071-9

Heft 96:

Weiterbildungsseminar "Brandschutz im Industriebau", 30.09.1992 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-070-0

Heft 97:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachseminar "Neue Technologien im Bauwesen", 12.-13.11.1992 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-073-5

Heft 98:

Gunkler, E.: Verstärkung biegebeanspruchter Mauerwerkswände durch bewehrte Ergänzungsschichten. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1992, ISBN 3-89288-074-3

Heft 99:

Dorn, T.: Zur Berechnung des Tragverhaltens brandbeanspruchter Tragwerke in Verbundbauweise unter besonderer Berücksichtigung der Träger-Stützen-Anschlüsse. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993; Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1992, ISBN 3-89288-075-1

Heft 100:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Fachseminar "Stahlfaserbeton", 04.03.1993 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-076-X

Heft 101:

Falkner, H.; Teutsch, M.: Vergleichende Untersuchungen an unbewehrten und stahlfaserbewehrten Industriefußböden. Forschungsbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-077-8

Heft 102:

Falkner, H.; Teutsch, M.: Comparative studies of plain and steel fiber reinforced concrete industrial ground slabs. Forschungsbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-078-6

Heft 103:

Braunschweiger Brandschutz-Tage 1993: Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis. 06.-07.10.1993, Kurzreferate, ISBN 3-89288-079-4

Heft 104:

Thienel, K.-C.: Festigkeit und Verformung von Beton bei hoher Temperatur und biaxialer Beanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1993
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-080-8

Heft 105:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Braunschweiger Bauseminar 1993 "Dauerhafte Bauwerke aus Faserbeton", 11.-12.11.1993 in Braunschweig, Kurzreferate, ISBN 3-89288-081-6

Heft 106:

Neuentwicklungen im baulichen Brandschutz. Dr. Meyer-Ottens 60 Jahre; Fachseminar 18.03.1994 in Braunschweig, ISBN 3-89288-085-9

Heft 107:

Bunte, D.: Zum karbonatisierungsbedingten Verlust der Dauerhaftigkeit von Außenbauteilen aus Stahlbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-086-7

Heft 108:

Holzenkämpfer, P.: Ingenieurmodell des Verbundes geklebter Bewehrung für Betonbauteile. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-087-5

Heft 109:

Forschungsarbeiten 1990 - 1994. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-088-3

Heft 110:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Rohde, S.: Untersuchung der Schubtragfähigkeit und der Wasserundurchlässigkeit von Arbeitsfugen unter Verwendung von Stremaform-Abschalelementen.
Falkner, H.; Teutsch, M.; Claußen, T.: Schubtragfähigkeit des Verußbetons zwischen Köcher-, Block oder Hülsenfundamenten und Stützenfuß bei unterschiedlich profilierten Betonoberflächen.
Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994, ISBN 3-89288-089-1

Heft 111:

Voß, K.-U.: Zum Trag- und Verformungsverhalten bei Schwellbeanspruchung. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1994

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1993, ISBN 3-89288-090-5

Heft 112:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten: 05./06.10.1994 in Braunschweig; Kurzreferate, 1994, ISBN 3-89288-092-1

Heft 113:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Aus der Forschung in die Praxis: 10./11.11.1994; Braunschweiger Bauseminar 1994, ISBN 3-89288-091-3

Heft 114:

Warnecke, P.: Tragverhalten und Konsolidierung von historischem Natursteinmauerwerk, 1995

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-094-8

Heft 115:

Braunschweiger Brandschutz-Tage 1995: 6. Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis: 04.-05.10.1995, Kurzreferate, ISBN 3-89288-093-X

Heft 116:

Huang, Z.: Grenzbeanspruchung gebetteter Stahlfaserbetonplatten, 1995

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-095-6

Heft 117:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Huang, Z.: Untersuchung des Trag- und Verformungsverhaltens von Industriefußböden aus Stahlfaserbeton. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-096-4

Heft 118:

Kubat, B.: Durchstanzverhalten von vorge-spannten, punktförmig gestützten Platten aus Stahlfaserbeton, 1995

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1995, ISBN 3-89288-097-2

Heft 119:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Dichte Bauwerke: 09./10.11.1995; Braunschweiger Bauseminar 1995, ISBN 3-89288-091-3

Heft 120:

Steinert, C.: Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteile im Brandfall, Abschlußbericht, 1995, ISBN 3-89288-099-9

Heft 121:

Schütte, J.; Teutsch, M.; Falkner, H.: Fugenlose Betonbodenplatten, Forschungsbericht, 1996, ISBN 3-89288-100-6

Heft 122:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten: 24./25.09.1996 in Braunschweig, Kurzreferate, 1996, ISBN 3-89288-101-4

Heft 123:

Droese, S.; Riese, A.: Belastungsversuche an zwei Durchlauf-Plattenstreifen aus Elementplatten mit Aufbeton aus Stahlfaserbeton, 1996, ISBN 3-89288-102-4

Heft 124:

Hankers, C.: Zum Verbundtragverhalten laschenverstärkter Betonbauteile unter nicht vorwiegend ruhender Beanspruchung, 1996

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1996, ISBN 3-89288-103-0

Heft 125:

Schmidt-Döhl, F.: Ein Modell zur Berechnung von kombinierten chemischen Reaktions- und Transportprozessen und seine Anwendung auf die Korrosion mineralischer Baustoffe, 1996

Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1996, ISBN 3-89288-104-9

Heft 126:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Ingenieurbauwerke mit neuen Konzepten: 14./15.11.1996, Braunschweiger Bauseminar 1996, ISBN 3-89288-105-7

Heft 127:

Forschung über Baudenkmalpflege - Arbeitsberichte: 1990 - 1993, 1996, ISBN 3-89288-106-5

Heft 128:

Festschrift zum 65. Geburtstag von Prof. Dr.-Ing. F. S. Rostásy: Baustoffe in Praxis, Lehre und Forschung, 1997, ISBN 3-89288-107-3

Heft 129:

Forschung über Baudenkmalpflege - Arbeitsberichte: 1994, 1997, ISBN 3-89288-108-1

Heft 130:

Forschung über Baudenkmalpflege - Arbeitsberichte: 1995, 1997, ISBN 3-89288-109-X

Heft 131:

Falkner, H.; Teutsch, M.; Klinkert H.: Trag- und Verformungsverhalten dynamisch beanspruchter Fahrbahnen aus Beton- und Stahlfaserbeton, Forschungsbericht, 1997, ISBN 3-89288-110-3

Heft 132:

Schütte, J.: Einfluß der Lagerungsbedingungen auf Zwang in Betonbodenplatten, 1997
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1997, ISBN 3-89288-111-1

Heft 133:

Braunschweiger Brandschutz-Tage 1997: 7. Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis: 01.-02.10.1997, Kurzreferate, ISBN 3-89288-112-X

Heft 134:

Ameler, J.: Betonverhalten bei hohen Temperaturen und triaxialer Beanspruchung - FE-Modell auf der Basis der Betonstruktur, 1997
Zugl.: Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1997, ISBN 3-89288-113-8

Heft 135:

Tagung Konsolidierung von historischem Natursteinmauerwerk: 06./07.11.1997 in Braunschweig, ISBN 3-89288-114-6

Heft 136:

Falkner, H.; Teutsch, M. [Hrsg.]: Innovatives Bauen: 13./14.11.1997, Braunschweiger Bauseminar 1997, ISBN 3-89288-115-4

Heft 137:

Forschung über Baudenkmalpflege - Arbeitsberichte: 1996 - 1997. 1998.
ISBN 3-89288-116-2

Heft 138:

Scheibe, M.: Vorhersage des Zeitstandverhaltens unidirektionaler Aramidfaserverbundstäbe in alkalischer Umgebung. 1998.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 1998.
ISBN 3-89288-117-0

Heft 139:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten : 29./30.9.1998 in Braunschweig ; Kurzreferate. 1998.
ISBN 3-89288-118-9

Heft 140:

Gutsch, A.: Stoffeigenschaften jungen Betons - Versuche und Modelle. 1998. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 3-89288-119-7

Heft 141:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Beton auf neuen Wegen : 12.-13.11.1998 ; Braunschweiger Bauseminar 1998.
ISBN 3-89288-120-0

Heft 142:

Betonbau - Forschung, Entwicklung und Anwendung : Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing Horst Falkner am 20.4.1999. 1999.
ISBN 3-89288-121-9

Heft 143:

Teutsch, M ; Klinkert, H.
Leistungsklassen von Stahlfaserbeton. 1999.
ISBN 3-89288-122-7

Heft 144:

Forschungsarbeiten 1995 - 1999. 1999.
ISBN 3-89288-123-5

Heft 145:

Braunschweiger Brandschutztage 1999: 8. Fachseminar Brandschutz - Forschung und Praxis ; 4.-5. Oktober 1999 in Braunschweig., Kurzreferate. 1999.
ISBN 3-89288-124-3

Heft 146:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Bauen im nächsten Jahrtausend : 11.11.-12.11.1999 ; Braunschweiger Bauseminar 1999.
ISBN 3-89288-125-1

Heft 147:

Weiterbildungsseminar Brandschutz bei Sonderbauten: 28./29.3.2000 in Braunschweig; Kurzreferate, 2000.
ISBN 3-89288-126-X

Heft 148:

Hariri, K.: Bruchmechanisches Verhalten jungen Betons - Laser-Speckle-Interferometrie und Modellierung der Rißprozeßzone. 2000.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2000.
ISBN 3-89288-127-8

Heft 149:

Wigger, H.: Rissbildung in historischem Natursteinmauerwerk : Beobachtung, Versuche und Berechnungsmodelle. 2000.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2000.
ISBN 3-89288-128-6

Heft 150:

Neubauer, U.: Verbundtragverhalten geklebter Lamellen aus Kohlenstofffaser – Verbundwerkstoff zur Verstärkung von Betonbauteilen. 2000
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2000.
ISBN 3-89288-129-4.

Heft 151:

Brandschutz in Chemikalienlagern. 2000.
ISBN 3-89288-130-8

Heft 152:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Trends und Entwicklungen im Bauwesen : 9.-10.11.2000 ; Braunschweiger Bauseminar 2000.
ISBN 3-89288-131-6

Heft 153:

Rostásy, F.S. ; Budelmann, H. [Hrsg.]
Rissbeherrschung massiger Betonbauteile : Bauwerk, Werkstoff, Simulation ; Braunschweig, 20.3.2001.
ISBN 3-89288-132-4

Heft 154:

Krauß, M. ; Hariri, K. ; Rostásy, F.S.
Hydratationsgrad, Ultraschall-Technik zur Beschreibung der Erhärtung, bruchmechanisches Verhalten jungen Betons : Berichte ; Forschungsprojekt der EU (Brite Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 3-89288-135-9.

Heft 155:

Gutsch, A. ; Rostásy, F.S.
Spannungs-Dehnungslinie, viskoelastisches Verhalten und autogenes Schwinden jungen Betons : Berichte ; Forschungsprojekt der EU (Brite Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 3-89288-136-7

Heft 156:

Rostásy, F.S. ; Krauß, M. ; Gutsch, A.
Spannungsberechnung und Risskriterien für
jungen Beton – Methoden des iBMB : Be-
richt ; Forschungsprojekt der EU (Brite
Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 3-89288-137-5

Heft 157:

Rostásy, F.S. ; Krauß, M. ; Gutsch, A.
Früher Zwang in massigen Sohlplatten :
Bericht ; Forschungsprojekt der EU (Brite
Euram BE96-3843), IPACS. 2001.
ISBN 4-89288-138-3

Heft 158:

Braunschweiger Brandschutztag 2001: 9.
Fachseminar Brandschutz - Forschung und
Praxis ; 1.-2. Oktober 2001 in Braun-
schweig., Kurzreferate. 2001.
ISBN 3-89288-139-1

Heft 159:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Bauen im Wandel der Zeit : 8.-9.11.2001 ;
Braunschweiger Bauseminar 2001. 2001.
ISBN 3-89288-140-5.

Heft 160:

Beiträge zum 40. Forschungskolloquium
des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton :
11.-12.10.2001 in Braunschweig. 2001.
ISBN 3-89288-141-3

Heft 161:

Dora, B.: Hydraulisch erhärtende Baustoffe
aus Betonbrechsand – Phasenveränderun-
gen durch Temperaturbehandlung und Ein-
satzmöglichkeiten.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2001.
ISBN 3-89288-142-1.

Heft 162:

RO 70 : 50 Jahre Forschung und 25 Disser-
tationen ; Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. zum
70 Geburtstag gewidmet. 2002.
ISBN 3-89288-143-X.

Heft 163:

Praxisseminar Brandschutz bei Sonderbau-
ten : 1. und 2. Oktober 2002 in Braun-
schweig ; Kurzreferate.
2002.
ISBN 3-89288-144-8

Heft 164:

Stahlfaserbeton : Ein unberechenbares Ma-
terial? ; 14.-15. November - Braunschwei-
ger Bauseminar 2002.
ISBN 3-89288-145-6

Heft 165:

Niemann, P.
Gebrauchsverhalten von Bodenplatten aus
Beton unter Einwirkungen infolge Last und
Zwang. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.,
2002.
ISBN 3-89288-146-4

Heft 166:

Budelmann ; H. ; Falkner, H. [Hrsg.]
Bauen im Bestand : 25. März 2003.
ISBN 3-89288-147-2

H. 167:

Blume, G.W.: Ingenieurmodell zur brand-
schutztechnischen Bemessung von Bautei-
len auf der Basis von experimentell ermit-
telten Verbrennungseffektivitäten. 2003.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2002.
ISBN 3-89288-148-0

H. 168:

Braunschweiger Brandschutztag 2003: 10.
Fachseminar Brandschutz - Forschung und
Praxis ; 30.9. - 1.10.2003 in Braunschweig.,
Kurzreferate. 2003.
ISBN 3-89288-149-9

H. 169:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]
Bauforschung und –praxis in schwierigen
Zeiten : 13. und 14. November ; Braun-
schweiger Bauseminar 2003.
ISBN 3-89288-150-2

H 170:

Hemmy, O.: Zum Gebrauchs- und Tragverhalten von Tunnelschalen aus Stahlfaserbeton und stahlfaserverstärktem Stahlbeton.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2003.

ISBN 3-89288-151-0

H. 171:

Dehne, M.: Probabilistisches Sicherheitskonzept für die brandschutztechnische Bemessung. 2003.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2003.

ISBN 3-89288-153-7

H. 172:

Paliga, K.: Entstehung und Vermeidung von Betonabplatzungen bei Tunnelbränden. 2003.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2003.

ISBN 3-89288-154-5

Heft 173:

Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dietmar Hosser : Brandschutz und mehr...

2003.

ISBN 3-89288-152-9

Heft 174:

Timm, M.: Verbundwirkung des Betons im Bereich von STREMAFORM - Abschalelementen : Untersuchungsbericht ; Okt. 2000. 2004.

ISBN 3-89288-156-1

Heft 175:

Zehfuß, J.: Bemessung von Tragsystemen mehrgeschossiger Gebäude in Stahlbauweise für realistische Brandbeanspruchung.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004.

ISBN 3-89288-155-3

Heft 176:

Nause, P.: Berechnungsgrundlagen für das Brandverhalten von Druckgliedern aus hochfestem Beton. 2004.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004.

ISBN 3-89288-157-X

Nicht in der Schriftenreihe erschienen.

Heft 177:

Budelmann ; H. ; Falkner, H. [Hrsg.]

Bauen im Bestand : 23. März 2004.

ISBN 3-89288-158-8

H. 178:

Praxisseminar Brandschutz bei Sonderbauten : 29. – 30.9.2004 in Braunschweig ; Kurzreferate. 2004.

ISBN 3-89288-159-6

H. 179:

Krauß, M.: Probabilistischer Nachweis der Wirksamkeit von Maßnahmen gegen frühe Trennrisse in massigen Betonbauteilen. 2004.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004.

ISBN 3-89288-160-X.

H. 180:

Weiske, R.

Durchleitung hoher Stützlasten bei Stahlbetonflachdecken. 2004.

Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2004.

ISBN 3-89288-161-8.

H. 181:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.]

Qualität im Bauwesen : 11. und 12. Nov. ; Braunschweiger Bauseminar 2004.

ISBN 3-89288-162-6

H. 182:

Festschrift zum 60. Geburtstag von Univ.-Prof. Dr.-Ing. Klaus Peter Großkurth : Struktur und Anwendung der Baustoffe. 2005.

ISBN 3-89288-163-4

H. 183:

Budelmann, H. ; Laube, M. ; Hinrichs, W. [Hrsg.]

Bauen im Bestand : 23. Februar 2005.

ISBN 3-89288-164-2

H. 184:

Hinrichs, W.

Charakterisierung einer einheitlichen Messmethodik und Validierung ausgewählter Verfahren für die Bestimmung der Maschenweiten von Stahldrahtgeweben : Das Forschungsvorhaben wurde von der Stiftung Stahlanwendungsforschung im Stifterverband für die Deutsche Wissenschaft e.V. gefördert (Az: A 182/S24/10036/02. 2005). ISBN 3-89288-166-9.

H. 185:

Braunschweiger Brandschutz-Tage '05 : 11. Fachseminar Brandschutz – Forschung und Praxis, 28. und 29. Sept. 2005 in Braunschweig, Tagungsbericht. ISBN 3-89288-167-7.

H. 186:

Will, J.: Entwicklung eines sauerstoffkalorimetrischen Verfahrens zur Bestimmung von Brandparametern bei unterschiedlich ventilierten Bränden. 2005. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2005. ISBN 3-89288-168-5.

H. 187:

Rigo, E.M.: Ein probabilistisches Konzept zur Beurteilung der Korrosion zementgebundener Baustoffe durch lösenden und treibenden Angriff. 2005. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2005. ISBN 3-89288-169-3.

H. 188:

Budelmann, H. ; Gutsch, A.-W. [Hrsg.] Bauen im Bestand : Beton in der Abwassertechnik ; 6. Sept. 2005. ISBN 3-89288-170-7.

H. 189:

Gerritzen, D.P.
Zur Frage der Nutzbarkeit verbundlos vorgespannter Stahlbetondecken nach Brandeinwirkung. 2005. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2005. ISBN 3-89288-171-5.

H. 190:

Falkner, H. ; Teutsch, M. [Hrsg.] Bewe(ä)rteter Betonbau : 10. und 11. November ; Braunschweiger Bauseminar 2005. ISBN 3-89288-172-3

H. 191:

Kurzberichte aus der Forschung 2005. 2006. ISBN 3-89288-173-1

H. 192:

Praxisseminar Brandschutz bei Sonderbauten : 26.-27. Sept. 2006 ; Kurzreferate. ISBN-10: 3-89288-174-X
ISBN-13: 978-3-89288-174-2.

H. 193:

Sperling, D.
Eine Methode zur automatisierten Überwachung von Spannbetonfahrwegträgern. 2006. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2006. ISBN-10: 3-89288-175-8
ISBN-13: 978-3-89288-175-9.

H. 194:

Grunert, J.P.
Zum Tragverhalten von Spannbetonfertigteiltalken aus Stahlfaserbeton ohne Betonstahlbewehrung. 2006. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2006. ISBN-10: 3-89288-176-6
ISBN-13: 978-3-89288-176-6.

H. 195:

Budelmann, H. ; Gutsch, A.-W. [Hrsg.] Bau Symposium Braunschweig (BSB 2007) : Stand und Entwicklung des Trockenbaus ; 8. März. 2007. ISBN 978-3-89288-177-3.

H. 196:

Bruder, S.
Adaptive Modellierung der Dauerhaftigkeit im Zuge der Überwachung von Betonbauwerken. 2007. Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 1996. ISBN 978-3-89288-178-0.

H. 197:

Holst, A.
Korrosionsmonitoring und Bruchortung
vorgespannter Zugglieder in Bauwerken.
2007.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-179-7.

H. 198:

Forell, B.
A Methodology to assess Species Yields of
Compartment Fires by means of an
extended Global Equivalence Ratio Concept.
2007.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-180-3.

H. 199:

Braunschweiger Brandschutz-Tage '07 : 21.
Fachseminar Brandschutz – Forschung und
Praxis, 26. und 27. Sept. 2007 in Braun-
schweig, Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-181-0.

H. 200:

Nothnagel, R.
Hydratations- und Strukturmodell für Ze-
mentstein. 2007.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-182-7

H. 201:

Riese, O.
Ein Brandausbreitungsmodell für Kabel.
2007.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-183-4

H. 202:

Braunschweiger Brandschutz-Tage '08 : 22.
Fachtagung ; Brandschutz bei Sonderbauten
, 30.9. – 1.10.2008 – Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-185-8

H. 203:

Klinzmann, C.
Methodik zur computergestützten, probabi-
listischen Bauwerksbewertung unter Einbe-
ziehung von Bauwerksmonitoring. 2008.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-186-5.

H. 204:

Schnetgöke, R.
Zuverlässigkeitsorientierte Systembewer-
tung von Massivbauwerken als Grundlage
für die Bauwerksüberwachung. 2008.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-187-2.

H. 205:

Budelmann, H. ; Gutsch, A.-W. [Hrsg.]
Bau Symposium Braunschweig (BSB
2008): Konstruktiver Holzbau ; 4. Novem-
ber 2008.
ISBN 978-3-89288-188-9.

H. 206:

Kampmeier, B.
Risikogerechte Brandschutzlösungen für
den mehrgeschossigen Holzbau. 2008.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2008.
ISBN 978-3-89288-189-6.

H. 207:

Husemann, U.
Erhöhung der Verbundtragfähigkeit von
nachträglich aufgeklebten Lamellen durch
Bügelumschließungen.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2009.
ISBN 978-3-89288-190-2

H. 208:

Braunschweiger Brandschutz-Tage '09 : 23.
Fachtagung Brandschutz – Forschung und
Praxis, 29.9.2008 – 30.9.2009 ; Tagungs-
band.
ISBN 978-3-89288-191-9

H. 209:

Sperbeck, S.T.
Seismic Risk Assessment of Masonry Walls
and Risk Reduction by Means of Prestress-
ing. 2009.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2009.
ISBN 978-3-89288-192-6

H. 210:

Braunschweiger Brandschutz-Tage 2010 : :
24. Fachtagung ; Brandschutz bei Sonder-
bauten , 21. und 22.9.2010 – Tagungsband.
ISBN 978-3-89288-194-0

H. 211:

Hohm, V.
Wärmetransportmodell für gekoppelte Pro-
zesse in der Brandsimulation. 2010.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss.
ISBN 978-3-89288-195-7.

H. 212:

Kruse, D.
Entwicklung von Hochleistungsbrand-
schutzbeschichtungen zum Entzündungs-
schutz von Holz unter Vollbrandbedingun-
gen. 2011.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2010.
ISBN 978-3-89288-196-4.

H. 213:

Twelmeier, H.
Dauerhaftigkeitsprognose der Verfügun-
g von gipshaltigem historischem Mauerwerk.
2011.
Zugl.: Braunschweig, TU, Diss., 2010.
ISBN 978-3-89288-197-1.

